## ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECATRÔNICA E DE SISTEMAS MECÂNICOS

### FERNANDO ANTONIO CAMARGO

Acionamento por motor elétrico de rotor apoiado por mancal magnético com controle uniaxial.

São Paulo 2011 Fernando Antonio Camargo

# Acionamento por motor elétrico de rotor apoiado por mancal magnético com controle uniaxial.

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

Área de Concentração: Engenharia de Controle e Automação Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Oswaldo Horikawa

São Paulo 2011

# AUTORIZAÇÃO

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.		
São Paulo, 06 de Setembro de 2011.		
Assinatura do autor:	Fernando Antonio Camardo	
Assinatura do orientador:	Prof. Dr. Oswaldo Horikawa	

# CATALOGAÇÃO DA PUBLICAÇÃO

## FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA DIVISÃO DE BIBLIOTECA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

CAMARGO, Fernando Antonio

Acionamento por motor elétrico de rotor apoiado por mancal magnético com controle uniaxial / F. A. Camargo. -- ed. rev. -- São Paulo, 2011.

165p.

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

1. Motores elétricos 2. Rotor 3. Mancais I, Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II. t.

### FOLHA DE APROVAÇÃO



Universidade de São Paulo

#### RELATÓRIO DE DEFESA

Aluno: 3152 - 6508125 - 2 / Página 1 de 1

Annus

Relatório de defesa pública de Dissertação do(a) Senhor(a) Fernando Antonio Camargo no Programa: Engenharia Mecânica, do(a) Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Aos 29 dias do mês de agosto de 2011, no(a) realizou-se a Defesa da Dissertação do(a) Senhor(a) Fernando Antonio Camargo, apresentada para a obtenção do título de Mestre intitulada:

"Acionamento por motor elétrico de rotor apoiado por mancal magnético com controle uniaxial"

Após declarada aberta a sessão, o(a) Sr(a) Presidente passa a palavra ao candidato para exposição e a seguir aos examinadores para as devidas arguições que se desenvolvem nos termos regimentais. Em seguida, a Comissão Julgadora proclama o resultado:

Nome dos Participantes da Banca	Função	Sigla da CPG	Resultad
Oswaldo Horikawa	Presidente	EP - USP	Aprov
Jose Roberto Cardoso	Titular	EP - USP	Atorov
Isaias da Silva	Titular	UNIFESP - Externo	ignor

Resultado Final: APROVADO

Parecer da Comissão Julgadora \*

Eu, Elias Alves de Almeida \_\_\_\_\_\_, lavrei a presente ata, que assino juntamente com os(as) Senhores(as). São Paulo, aos 29 dias do mês de agosto de 2011.

Jose Roberto Cardoso

> Class Isaias da Silva

kann Oswaldo Horikawa Presidente da Comissão Julgadora

\* Obs: Se o candidato for reprovado por algum dos membros, o preenchimento do parecer é obrigatório.

# DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais, Fernando e Amália, por todos os esforços e sacrifícios que fizeram para colocar-me no caminho do saber.

### AGRADECIMENTOS

A realização deste trabalho não seria possível sem a colaboração, direta e indireta, de inúmeras pessoas. Foram suas palavras de incentivo, sugestões e demonstrações de amizade que me motivaram ao longo destes dois anos e alguns meses. Em particular devo destacar a paciência e apoio de minha amada esposa Desirée e de meus queridos filhos Desirée Pérola, Fernando Filho, Amanda Cristina, Mario Henrique e Luiz Guilherme. Sem o suporte e apoio deles não teria conseguido concluir este mestrado.

Agradeço ao meu grande amigo Eng. Orlando Homen de Mello pelo apoio. Foi ele que me apresentou o programa de mestrado da POLI e incentivou-me para ingressar no mesmo. Sem ele este trabalho não existiria.

Em especial devo agradecer ao meu primeiro mestre de "*Eletromag*", Prof. José Roberto Cardoso, que tanto me ajudou na decisão de fazer o Mestrado, após trabalhar como Engenheiro por 29 anos na iniciativa privada.

Não tenho palavras para agradecer ao meu orientador Prof. Dr. Oswaldo Horikawa pela oportunidade e paciência. Seu direcionamento seguro e profundo conhecimento foram fundamentais em todos os meus estudos e experimentos. Foi um privilégio tê-lo como orientador.

Um benefício adicional do mestrado foi conhecer o Prof. Dr. Isaias da Silva e Prof. Dr. Ivan E. Chabu. Muito me ajudaram ao esclarecer, com muita paciência, minhas dúvidas. Invejo os alunos que os tiveram como mestre.

Também agradeço ao Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela oportunidade de realização do mestrado.

### **EPÍGRAFE**

"Tenho a impressão de ter sido uma criança brincando à beira-mar, divertindo-me em descobrir uma pedrinha mais lisa ou uma concha mais bonita que as outras, enquanto o imenso oceano da verdade continua misterioso diante de meus olhos" (Sir Isaac Newton).

#### RESUMO

 CAMARGO, Fernando Antonio. Acionamento por motor elétrico de rotor apoiado por mancal magnético com controle uniaxial. Ed.rev. 2011.
 165p. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

A Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (EPUSP) e o Instituto Dante Pazzanese de Cardiologia (IDPC) estão realizando um projeto conjunto visando o desenvolvimento de um implante Dispositivo de Assistência Ventricular (DAV). Esta dissertação é parte do desenvolvimento de um VAD implantável em que o rotor da bomba é suspenso por uma suspensão magnética com um grau de liberdade (1-DOF). A suspensão magnética aqui utilizada apresenta o controle ativo somente na direção axial do rotor. Este mancal magnético foi apresentado por Silva e Horikawa (2000) no gual o controle ativo é executado apenas na direção axial do rotor. Neste trabalho o mancal magnético será referenciado como MMA-EPUSP. O motor de corrente contínua sem escovas (BLDC) foi selecionado pelo mesmo motivo que o mancal magnético: o motor não pode ter nenhum contato com o rotor, minimizando os problemas de danos aos componentes do sangue. Entretanto, o acionamento do motor através de forças magnéticas pode interferir na suspensão magnética. Como a estabilidade da suspensão magnética é garantida pela rigidez axial, é razoável presumir que a interação magnética entre o mancal magnético e o motor elétrico pode interferir na suspensão magnética. Este estudo analisa experimentalmente o motor BLDC com rotor apoiado pelo MMA-EPUSP, para identificar o comportamento desse conjunto utilizando duas configurações distintas de motor com fluxo magnético: radial e axial. A análise inclui: (i) projeto, construção e teste de um motor BLDC axial e um radial; (ii) projeto, construção e teste do MMA-EPUSP e do rotor para ser acionado pelos motores BLDC; (iii) estimativa do comportamento dos motores BLDC utilizando análise MEF; e (iv) execução dos testes experimentais para identificar como cada opção de montagem do motor interage com o MMA-EPUSP. A análise MEF corrobora com a recomendação do motor BLDC de fluxo magnético radial como a melhor opção de motorização para

o DAV com o MMA-EPUSP, já que este motor não induz nenhuma força magnética axial que precise ser compensada pela suspensão magnética. Entretanto, o projeto do DAV pode ser mais complexo devido à interferência mecânica entre a saída do sangue do DAV e o estator do motor. Já a força magnética axial induzida pelo motor BLDC de fluxo axial é suficientemente forte para desestabilizar o MMA-EPUSP, demandando uma alta corrente do controle de posição do rotor. Os dados indicam que o projeto do controlador atual não conseguirá garantir a estabilidade do mancal magnético com este tipo de motor a altas velocidades. Neste caso, estudos adicionais são recomendados para avaliar a estabilidade dinâmica do rotor com MMA-EPUSP com o rotor imerso em "sangue", já que um ambiente líquido poderá absorver a energia das oscilações e minimizar as restrições associadas à instabilidade da suspensão magnética a velocidades inferiores a 5000 RPM.

Palavras chaves: Motores elétricos. Rotor. Mancais.

#### ABSTRACT

CAMARGO, Fernando Antonio. Driving electric motor using rotor with 1-DOF magnetic bearing. Ed.rev. 2011. 165p. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

The Escola Politécnica of São Paulo University (EPUSP) and the Institute Dante Pazzanese of Cardiology (IDPC) is conducting a joint project aiming the development of an implantable Ventricular Assist Device (VAD). This study is part of the development of an implantable VAD in which the pump rotor is suspended by single degree of freedom (1-DOF) magnetic suspension. The magnetic suspension here utilized presents active control only in the rotor axial direction. This magnetic bearing had been presented by Silva and Horikawa (2000) in which the active control is executed only in the axial direction of a rotor. In this work this Axial Magnetic Bearing is referred as AMB-EPUSP. The brushless direct current (BLDC) motor has been elected due to the same reason why a magnetic bearing: the motor should not contact the rotor, minimizing problems of damage to the blood components. However, the driving of the rotor by magnetic forces may interfere in the magnetic suspension. As the stability of this magnetic suspension has been established by the axial stiffness, it is reasonable to expect that the magnetic interaction between the magnetic bearing and the used electric motor may interfere in the magnetic suspension. This study analyzes experimentally the BLDC motor, which rotor is supported by the AMB-EPUSP, to identify the behavior of this set using two distinct magnetic flux motor configurations: axial and radial. The analysis includes: (i) design, construction and testing of the axial and the radial BLDC motors; (ii) design, construction and testing of AMB-EPUSP and the rotor to be driven be both BLDC motors; (iii) estimate the BLDC motors behavior using FEM analysis; and (iv) experimental tests execution to identify how each motor assemble option interact with the AMB-EPUSP. The FEM analysis corroborates on the recommendation of the radial magnetic flux BLDC motor option as the best choice to drive the VAD with AMB-EPUSP, since this motor does not generate any axial magnetic force to be compensated by the magnetic suspension. However, a more complex VAD

design may be required due to the mechanical interference between the VAD outlet and the motor's winding. The axial force generated by the axial magnetic flux BLDC motor option, induces a strong instability on the AMB-EPUSP, demanding high current to control the rotor position. The data indicates the current controller design will not be able to guarantee the magnetic bearing stability with this motor on higher velocities. On any case, additional study is recommend to evaluate the rotordynamic rotor dynamic instability of the AMB-EPUSP with the rotor surrounded by "blood", since the liquid environment should absorb the oscillation energy and minimize the restriction due to the magnetic suspension instability on speed below 5000 RPM.

Key word: Electric motor. Rotor. Bearing.

### LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1: Primeiro coração artificial totalmente implantável da ABIOMED	1
Figura 1-2: (a) HeartMate II da Thoratec e o (b) HVAD da HeartWare	2
Figura 1-3: Estrutura de um DAV com bomba axial	4
Figura 1-4: Estrutura de um DAV com bomba radial	5
Figura 1-5: Esquema do DAV-IDPC	7
Figura 1-6: Bomba hidráulica com hélice dupla em desenvolvimento	7
Figura 1-7: Foto do protótipo do MMA-EPUSP	8
Figura 1-8: Foto do cone do rotor	9
Figura 1-9: Os tipos de acionamento rotativo: (a) axial e (b) radial	10
Figura 1-10: Mancais do protótipo: (a) mancal rígido; e (b) mancal magnético	12
Figura 2-1: Esquema interno do rolamento de esfera	14
Figura 2-2: Esquema do rolamento de pivô utilizado em DAV	15
Figura 2-3: Segmentação do enrolamento do motor para gerar levitação magnética 5-GDL	16
Figura 2-4: Princípio da geração da força de suspensão magnética de 4-GDL	17
Figura 2-5: Estrutura da suspensão magnética do DAV com 2-GDL proposto por	
Asama	18
Figura 2-6: Configuração da suspensão magnética MMA-EPUSP (1-GDL)	18
Figura 2-7: Forças entre o par de ímãs em um deslocamento radial	19
Figura 2-8: Forças entre o par de ímãs em um deslocamento rotacional	20
Figura 2-9: Estrutura básica da suspensão magnética com 1-GDL	21
Figura 2-10: Diagrama de blocos do sistema de controle do mancal magnético	23
Figura 2-11: Estrutura básica de um motor BLDC	27
Figura 2-12: Comportamento da corrente em um motor BLDC de três fases	29
Figura 2-13: Organização do enrolamento para operar como três fases	29
Figura 2-14: Lógica de chaveamento da corrente do enrolamento para três fases	30
Figura 2-15: Enrolamento com passo completo e meio passo	31
Figura 2-16: Estrutura do motor do DAV proposto por Asama	32
Figura 2-17: Relação de características do mancal magnético e o número de GDL	33
Figura 3-1: Lógica das bobinas de um estator	37

Figura 3-2: Arranjo estrela das bobinas	37
Figura 3-3: Montagem estrela das bobinas do motor (a) Axial e (b) Radial	38
Figura 3-4: Conjunto para acionamento axial com mancal rígido	39
Figura 3-5: Conjunto para acionamento radial com mancal rígido	39
Figura 3-6: Esquema de montagem para teste do Protótipo	40
Figura 3-7: Montagem utilizada nos testes do motor com mancal rígido	41
Figura 3-8: Imagem dos sensores com o motor em regime (4016 RPM)	43
Figura 3-9: Gráfico do BEMF para o motor axial	45
Figura 3-10: Gráfico do BEMF para o motor radial	45
Figura 3-11: Bancada de teste utilizando torquímetro	46
Figura 4-1: Diagramação do rotor do protótipo com mancal magnético	50
Figura 4-2: Montagem inicial do rotor para mancal magnético	51
Figura 4-3: Montagem do rotor para mancal magnético após redução de massa	51
Figura 4-4: Atuador do mancal magnético em corte	52
Figura 4-5: Dimensões do carretel do atuador	52
Figura 4-6: Foto do atuador do mancal magnético montado	53
Figura 4-7: Estrutura de ensaio do protótipo com mancal magnético (versão 1)	55
Figura 4-8: Foto dos testes com dos sensores	56
Figura 4-9: Tensão do sensor de entreferro para diferentes	57
Figura 4-10: Foto do protótipo com mancal magnético utilizado o rotor de referência	57
Figura 4-11: Novo desenho do rotor com mancal magnético	59
Figura 4-12: Estrutura do rotor da versão 2 do mancal magnético	60
Figura 4-13: Modelagem do rotor com mancal magnético	61
Figura 4-14: Modelagem de um atuador do mancal magnético	62
Figura 4-15: Força axial de cada atuador do mancal magnético em função do	
entreferro	62
Figura 4-16: Força axial resultante no rotor gerada pelos atuadores do mancal magnético	63
Figura 4-17: Força axial no rotor devido ao campo eletromagnético dos atuadores do	
mancal magnético	65
Figura 4-18: Estrutura de ensaio do protótipo com mancal magnético (versão 2)	66
Figura 4-19: Inclinando o protótipo com o mancal magnético da versão 2	68

Figura 4-20: Bancada de teste da Constante Eletromagnética (k <sub>t</sub> )	68
Figura 4-21: Determinação da Constante Eletromagnética (k <sub>t</sub> )	69
Figura 4-22: Bancada de teste da Rigidez Radial	70
Figura 4-23: Determinação da Rigidez Radial	71
Figura 4-24: Assimetria rotacional observada	72
Figura 4-25: Centro magnético do ímã deslocado do centro geométrico	73
Figura 4-26: Centro magnético do ímã no centro geométrico	73
Figura 4-27: Assimetria rotacional observada	74
Figura 4-28: Sensor de entreferro para rotor a 425 RPM	74
Figura 4-29: Efeito do 1º harmônico de ressonância do rotor	75
Figura 4-30: Efeito do 2º harmônico de ressonância do rotor	76
Figura 5-1: Suspensão magnética MMA-EPUSP com motor BLDC para acionamento axial	79
Figura 5-2: Opção de acionamento axial do rotor apoiado sobre mancal magnético	79
Figura 5-3: Forças que agem no rotor num acionamento axial	80
Figura 5-4: Possíveis instabilidades induzidas no motor axial: (a) atração; (b) repulsão; e (c) deslocamento	81
Figura 5-5: Modelagem de uma fase do motor axial	83
Figura 5-6: Torque do motor axial com corrente de fase de 1 A	84
Figura 5-7: Força axial (eixo z) do motor axial com corrente de fase de 1 A	85
Figura 5-8: Variação do torque com a corrente	86
Figura 5-9: Variação da força axial com a corrente	87
Figura 5-10: Variação do torque com a distância entre o rotor e o estator	88
Figura 5-11: Variação da força axial com a distância entre o rotor e o estator	89
Figura 5-12: Foto do protótipo com motor axial e mancal magnético utilizado nos testes	s 90
Figura 5-13: Comportamento do sensor de entreferro com a rotação (196 RPM)	91
Figura 5-14: Comportamento do sensor de entreferro com a rotação (579 RPM)	92
Figura 5-15: Relação entre o sensor de entreferro e a corrente nos atuadores	92
Figura 5-16: Comportamento da corrente com a rotação (117 RPM)	93
Figura 5-17: Comportamento da corrente do mancal magnético com a velocidade	
do rotor	94

Figura 6-1:	Suspensão magnética MMA-EPUSP com motor BLDC para acionamento	
	radial	96
Figura 6-2:	Opção de acionamento radial do rotor apoiado sobre mancal magnético9	96
Figura 6-3:	Forças que agem no rotor num acionamento radial	<del>)</del> 7
Figura 6-4:	Possíveis instabilidades induzidas no motor radial: (a) axial; (b) repulsão;	
	e (c) atração	98
Figura 6-5:	Modelagem de uma fase do motor radial	99
Figura 6-6:	Torque do motor radial com corrente de fase de 1 A10	)0
Figura 6-7:	Variação do torque com a corrente10	)1
Figura 6-8:	Variação do torque com a distância entre o rotor e o estator10	)2
Figura 6-9:	Foto do protótipo com motor radial e mancal magnético utilizado nos testes10	04
Figura 6-10	): Comportamento da corrente com a rotação (127 RPM)10	)5
Figura 6-11	1: Comportamento da corrente com a rotação (527 RPM)10	)6
Figura 6-12	2: Comportamento da corrente do mancal magnético com a velocidade do	
	rotor10	)6
Figura B-1:	Placa do Mancal do protótipo12	22
Figura B-2:	Placa do Mancal montada para suporte mecânico do rotor12	23
Figura B-3:	Placa do Mancal montada com o atuador do mancal magnético12	23
Figura B-4:	Direção do fluxo dos ímãs para cada o motor (a) axial e (b) radial12	24
Figura B-5:	Dimensões do ímã utilizado na montagem do rotor12	25
Figura B-6:	Ímã utilizado na montagem do rotor do motor radial12	25
Figura B-7:	Rotor montado com eixo para mancal rígido12	25
Figura B-8:	Rotor para mancal magnético: (a) montado e (b) componentes12	26
Figura C-1	Bobina do Estator Axial12	29
Figura C-2	: Arranjo das bobinas do motor axial12	29
Figura C-3	Bobina do Estator Radial13	31
Figura C-4	Arranjo das bobinas do motor radial13	31
Figura D-1	: Esquema da conexão com o motor do protótipo13	39
Figura D-2	: Foto da conexão do cabo ao motor do protótipo13	39

### LISTA DE TABELAS

Tabela 1-1: Exemplos de DAV comercializados ou em testes no mundo	3
Tabela 3-1: Características elétricas das bobinas do enrolamento	44
Tabela 3-2: Torque máximo para o motor axial	48
Tabela 3-3: Torque máximo para o motor radial	48
Tabela 4-1: Dados técnicos do sensor de entreferro original	53
Tabela 4-2: Resistência elétrica de cada atuador do mancal magnético montado	55
Tabela 7-1: Característica do DAV-IDPC por opção de motor	108
Tabela 7-2: Característica do MMA-EPUSP por opção de motor	109

### LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AMB-EPUSP	"Axial M	lagnetic	Bearing	–Escola	Politéc	enica d	of USP"
	Mesmo q	ue MMA	-EPUSP				
BEMF	"Back	Electron	notive Fc	orce" (forç	a eletroi	motriz ı	reversa)
BLDC	" <i>Brushles</i> (motor de escovas)	ss <i>Direct</i> e corrent	<i>Current</i> e contínu	<i>motor wi</i> ıa de ímâ	th Perm is perma	anent i anente:	<i>Magneť</i> s e sem
DAV			Dispo	sitivo de <i>l</i>	Assistêr	icia Ve	ntricular
FAPESP	Fundação	o de Amp	aro à Pe	squisa do	o Estado	o de Sã	o Paulo
IDPC		Inst	ituto "Da	nte Pazza	anese" c	le Carc	liologia <sup>1</sup>
MEF				Método	o de Ele	mentos	s Finitos
MMA-EPUSP	Mancal Politécnic	Magnéti ca da US	co Axia P.	l desen	volvido	pela	Escola
NdFeB	ímã p	permane	nte de No	eodímio-F	erro-Bo	ro² (Nc	I <sub>2</sub> Fe <sub>14</sub> B)
PID				Proporcio	onal-Inte	gral-De	erivativo
POLI				Esco	la Polité	cnica c	la USP <sup>3</sup>
RPM					. Rotaçõ	ões Po	r Minuto
ТЕТ	" <i>Transcu</i> (transferé	<i>taneous</i> ència de	energia a	<i>Energ</i> através da	y a pele)	7	<sup>-</sup> ransfer"
USP				Unive	rsidade	de São	$\circ$ Paulo <sup>4</sup>

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Fundação Adib Jatene (<u>http://www.dantepazzanese.org.br/index.html</u>).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> <u>http://en.wikipedia.org/wiki/Neodymium\_magnet</u>

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> <u>http://www.poli.usp.br/</u>

<sup>4 &</sup>lt;u>http://www4.usp.br/</u>

$A_{bobina}$	superfície de dissipação térmica de uma bobina. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [metro-quadrado]
$A_{enrolamento}$	superfície de dissipação térmica de todo o enrolamento do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [metro- quadrado]
<b>B</b> <sub>max</sub>	densidade de fluxo magnético máximo que o ímã permanente provê a uma distância <i>h</i> <sub>trabalho</sub> [Tesla]
<b>B</b> <sub>médio</sub>	densidade de fluxo magnético médio que o cobre da bobina ( <i>l<sub>segmento</sub></i> ) estará exposto. [Tesla]
e <sub>fase</sub>	tensão contraeletromotriz gerada em cada fase. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Volt]
<b>h</b> <sub>bobina</sub>	espessura total das bobinas montadas em uma canaleta do estator.
<b>h</b> <sub>ef</sub>	espaço de entreferro <sup>5</sup> do motor.
$h_{im ilde{a}}$	aresta do ímã permanente. [metro]
<b>h</b> <sub>trabalho</sub>	distância a ser considerada entre o ímã permanente e a bobina ideal (sem espessura) para a determinação de $B_{max}$ , como indicado na Eq.(1).

$$h_{trabalho} = h_{ef} + \frac{h_{bobina}}{2} \tag{1}$$

*I<sub>fase</sub>* corrente que circula pela bobina quando sua fase estiver ativa. [Ampère]

*K*<sub>bobina</sub> constante específica do projeto que corresponde ao número total de segmentos de cobre de uma bobina. Seu valor será definido pela Eq.(2).

$$K_{bobina} = 2 \times N_{espiras} \tag{2}$$

<sup>&</sup>lt;sup>5</sup> Define-se como entreferro ( $h_{ef}$ ) a distância que separa o rotor e o estator. Sua unidade de medida é o metro

*K*<sub>fase</sub> constante específica do projeto que corresponde ao número total de segmentos de cobre de uma fase. Seu valor será definido pela Eq.(3).

$$K_{fase} = N_{bobinas} \times K_{bobina} \xrightarrow{Eq.(2)} K_{fase} = 6 \times 2 \times N_{espiras}$$
$$\therefore K_{fase} = 12 \times N_{espiras}$$
(3)

Kmotor

constante específica do projeto que corresponde ao número total de segmentos de cobre que estão ativos simultaneamente em um instante qualquer no motor. Seu valor será definido pela Eq.(4).

$$K_{motor} = N_{ativos} \times K_{fase} \xrightarrow{Eq.(3)} K_{motor} = 2 \times 12 \times N_{espiras}$$
$$\therefore K_{motor} = 24 \times N_{espiras}$$
(4)

- *l*<sub>espira</sub> comprimento da espira média de uma bobina. *Este parâmetro é dependente da opção de motor*. [metro]
- *L<sub>rotor</sub>* braço do rotor sujeito a força de Lorentz. *Este parâmetro é dependente da opção de motor*. [metro]
- *l*<sub>segmento</sub> comprimento do segmento de cobre de uma bobina que está exposta ao fluxo magnético do ímã permanente do rotor.

 $M_{im\tilde{a}}$  campo magnético de um ímã permanente [Tesla].

- Nativos
   número de fases do enrolamento que estão ativas simultaneamente. Por definição de projeto seu valor será de 2 (mais detalhes no item 2.3.2).
- N<sub>bobinas</sub> número de bobinas que compõem uma fase do enrolamento do estator do motor (mais detalhes no item 3.1). Por definição de projeto seu valor será de 6.
- *N<sub>espiras</sub>* número de espiras de cada bobina do estator (mais detalhes no item 3.1).
- N<sub>fases</sub> número total de fases do enrolamento do estator do motor (mais detalhes no item 3.1). Por definição de projeto seu valor será de 3.

<i>n<sub>motor</sub></i> número de rotações	do motor.	[RPM]
---	-----------	-------

- N<sub>pólos</sub> número de polos do motor (mais detalhes no item 3.1). Por definição de projeto seu valor será de 6.
- *P*<sub>elétrica</sub> potência elétrica consumida pelo motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Watt].
- *P<sub>hidra</sub>* potência hidráulica requerida na bomba [Watt]
- *P<sub>motor</sub>* potência mecânica do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Watt].
- *P<sub>perdas</sub>* potência de perda do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Watt].
- $p_{sangue}$  pressão média do sangue na saída do DAV (pressão arterial média). [mmHg]<sup>6</sup>
- *P*térmica potência térmica gerada pela resistividade do enrolamento do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Watt].
- $R_{bobina}$  resistência elétrica de uma bobina do enrolamento do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Ω].
- $R_{fase}$  resistência elétrica total de uma fase do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [ $\Omega$ ].
- $T_{enrolamento}$  densidade de potência gerada pelo enrolamento do motor e que precisa ser dissipada. [W/m<sup>2</sup>]
- $T_{máxima}$  densidade de potência máxima que pode ser dissipada pela superfície do enrolamento de forma que a uma temperatura do enrolamento não ultrapasse aos 80 °C. [W/m<sup>2</sup>]
- *V<sub>fase</sub>* tensão fornecida pela placa de controle do motor para cada fase ativa, de modo a garantir que uma determinada corrente de fase (*I<sub>fase</sub>*) circulasse na fase. [Volt]

<sup>&</sup>lt;sup>6</sup> Como o Sistema Internacional de medidas determina que a pressão seja definida em Pascal, a pressão em milímetros de mercúrio (mmHg) deve multiplicada por 133,332 para converter a unidade.

Ø<sub>rotor</sub> diâmetro do rotor. [metro]

 $\delta_p$ 

o fator de passo polar do rotor é um fator adimensional, calculado como indicado na Eq.(5).

$$\delta_p = \frac{\varsigma}{\tau_p} \tag{5}$$

- *n<sub>motor</sub>
   eficiência eletromecânica do motor, considerando a potência
   elétrica consumida pelo motor e a energia mecânica
   disponibilizada para mover a bomba. Este parâmetro é
   dependente da opção de motor.*
- *v<sub>rotor</sub>* velocidade tangencial do rotor, será calculado como indicado na Eq.(6). [m/s]

$$v_{rotor} = 2\pi \times \frac{\omega_{rotor}}{60} \times L_{rotor} \tag{6}$$

- *ς* arco polar do ímã permanente montado no rotor. Corresponde ao comprimento longitudinal do ímã permanente na face exposta ao estator. [metro]
- $\sigma_{motor}$  eficiência da bomba em converter energia mecânica em hidráulica.
- $au_{motor}$  torque do motor. Este parâmetro é dependente da opção de motor. [Nm]
- *τ<sub>p</sub>* passo polar do rotor. Corresponde a fração do perímetro do rotor utilizada por cada polo. [metro]

<sup>&</sup>lt;sup>7</sup> Como o Sistema Internacional de medidas determina que o volume seja definido em metros cúbicos por segundo, o volume deve ser dividido por 60 (para converter minutos para segundos) e por 1000 para converter a unidade.

# SUMÁRIO

1	l	INTRODUÇÃO	1
	1.1	SITUAÇÃO BRASILEIRA	6
	1.2	SOBRE O PROJETO TEMÁTICO DAV-IDPC	6
	1.3	OBJETIVO DESTE TRABALHO	10
	1.4	METODOLOGIA UTILIZADA	11
2	2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	13
	2.1	REVISÃO DO MANCAL RÍGIDO	13
	2.2	REVISÃO DO MANCAL MAGNÉTICO	15
	2.2.1	O MANCAL MAGNÉTICO UNIAXIAL MMA-EPUSP	18
	2.2.1.1	Lógica de Controle do Mancal Magnético Uniaxial	22
	2.2.1.2	Força do Mancal Magnético	25
	2.2.1.3	Modelo Dinâmico do Rotor e do Atuador	25
	2.3	REVISÃO DO MOTOR BLDC COM MANCAL RÍGIDO	26
	2.3.1	IDENTIFICAÇÃO DA POSIÇÃO ANGULAR DO ROTOR	27
	2.3.1.1	Identificação da Posição Angular do Rotor sem Sensores	27
	2.3.1.2	Identificação da Posição Angular do Rotor com Sensores	28
	2.3.2	NÚMERO DE FASES DO MOTOR	28
	2.4	REVISÃO DO MOTOR BLDC COM MANCAL MAGNÉTICO	30
	2.5	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	33
3	3	DESENVOLVIMENTO DO PROTÓTIPO DO MOTOR COM MANCA	L
		RÍGIDO	35
	3.1	PROJETO ELÉTRICO DO PROTÓTIPO	36
	3.2	PROTÓTIPO COM MANCAL RÍGIDO	38
	3.2.1	Montagem do Protótipo com Motor Axial e Mancal Rígido	38
	3.2.2	Montagem do Protótipo com Motor Radial e Mancal rígido	39
	3.3	CONTROLADOR DO MOTOR DO PROTÓTIPO	40
	3.4	COMPORTAMENTO DO MOTOR DO PROTÓTIPO	42
	3.5	ENSAIO DO MOTOR	43
	3.5.1	CARACTERÍSTICA ELÉTRICA DAS BOBINAS	43

Força Contraeletromotriz (BEMF)	44
BEMF com o Motor Axial	44
BEMF com o Motor Radial	45
Torque do Motor	46
Motor Axial	47
Motor Radial	48
CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	49
DESENVOLVIMENTO DO MANCAL MAGNÉTICO	50
PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO	
(VERSÃO 1)	50
ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO	52
Sensor de Entreferro	53
Bobina do Atuador do Mancal Magnético	54
ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 1)	54
DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DA BOBINA DO ATUADO	OR
do Mancal Magnético	55
Ensaio dos Sensores de Entreferro	56
Teste da Suspensão Magnética com Rotor de Referência	57
Teste da Suspensão Magnética com a versão 1 do Rotor	58
Teste de Inclinação	58
PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO	
(VERSÃO 2)	59
Modelagem do Novo Mancal Magnético	61
Estimativa da Região Operacional	65
Ensaios do Mancal Magnético (versão 2)	66
Determinação das Características Elétricas da Bobina do Atuador do Man	cal
Magnético	67
Ensaio dos Sensores de Entreferro	67
Teste da Suspensão Magnética com Rotor de Referência	67
Teste da Suspensão Magnética com a versão 2 do Rotor	67
Teste de Inclinação	67
DETERMINAÇÃO DA CONSTANTE ELETROMAGNÉTICA ( $K_T$ )	68
DETERMINAÇÃO DA RIGIDEZ RADIAL	70
	FORÇA CONTRAELETROMOTRIZ (BEMF) BEMF com o Motor Axial BEMF com o Motor Axial TORQUE DO MOTOR Motor Axial Motor Radial CONCLUSÕES DO CAPÍTULO <b>DESENVOLVIMENTO DO MANCAL MAGNÉTICO</b> <b>PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO</b> (VERSÃO 1) ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO Sensor de Entreferro Bobina do Atuador do Mancal Magnético ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 1) DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DA BOBINA DO ATUADO DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 1) DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DA BOBINA DO ATUADO DO MANCAL MAGNÉTICO ENSAIO DOS SENSORES DE ENTREFERRO. TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM ROTOR DE REFERÊNCIA. TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 1 DO ROTOR TESTE DE INCLINAÇÃO. PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO (VERSÃO 2) MODELAGEM DO NOVO MANCAL MAGNÉTICO . ESTIMATIVA DA REGIÃO OPERACIONAL ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 2). Determinação das Características Elétricas da Bobina do Atuador do Manc Magnético ENSAIOS SENSORES DE ENTREFERRO 20 MODELAGEM DO NOVO MANCAL MAGNÉTICO . ESTIMATIVA DA REGIÃO OPERACIONAL ESTIMATIVA DA REGIÃO OPERACIONAL ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 2) Determinação das Características Elétricas da Bobina do Atuador do Manc Magnético ENSAIO SENSORES DE ENTREFERRO TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 2 DO ROTOR TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 2 DO ROTOR TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 2 DO ROTOR TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 2 DO ROTOR TESTE DE INCLINAÇÃO DETERMINAÇÃO DA CONSTANTE ELETROMAGNÉTICA (K <sub>T</sub> ). DETERMINAÇÃO DA RIGIDEZ RADIAL

4.2.8	ESTIMANDO A FREQUÊNCIA AXIAL NATURAL DO MANCAL MAGNÉTICO	72
4.2.9	Comportamento do Rotor a Baixa Rotação	72
4.2.10	Comportamento do Rotor a Alta Rotação	74
4.2.10.	1 Ressonância do Rotor: 1º Harmônico	75
4.2.10.2	2 Ressonância do Rotor: 2º Harmônico	76
4.3	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	77
5	PROTÓTIPO DO MOTOR AXIAL COM MANCAL MAGNÉTICO	78
5.1	MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR AXIAL COM MANCAI	_
	MAGNÉTICO	78
5.2	ESTUDO TEÓRICO DA INTERAÇÃO DO MOTOR AXIAL COM O	
	MANCAL MAGNÉTICO	79
5.2.1	ESTIMATIVA DO COMPORTAMENTO POR MEF	82
5.2.1.1	Condição Normal	83
5.2.1.2	Variando a Corrente	86
5.2.1.3	Variando o Entreferro	87
5.2.1.4	Variando a Inclinação do Rotor	89
5.2.2	Recomendações para o Ensaio	89
5.3	ENSAIO DO MOTOR AXIAL COM MANCAL MAGNÉTICO	90
5.3.1	A Saída do Sensor de Entreferro e a Corrente nos Atuadores	91
5.3.2	A VELOCIDADE E A CORRENTE NOS ATUADORES	93
5.4	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	94
6	PROTÓTIPO DO MOTOR RADIAL COM MANCAL MAGNÉTICO	95
6.1	MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR RADIAL COM MANCA	AL
	MAGNÉTICO	95
6.2	ESTUDO TEÓRICO DA INTERAÇÃO DO MOTOR RADIAL COM O	
	MANCAL MAGNÉTICO	96
6.2.1	ESTIMATIVA DO COMPORTAMENTO POR MEF	99
6.2.1.1	Condição Normal	100
6.2.1.2	Variando a Corrente	101
6.2.1.3	Variando o Entreferro	102
6.2.1.4	Variando a Inclinação do Rotor	103
6.2.2	Recomendações para o Ensaio	103

6.3	ENSAIO DO MOTOR RADIAL COM MANCAL MAGNÉTICO	103
6.3.1	A VELOCIDADE E A CORRENTE NOS ATUADORES	105
6.4	CONCLUSÕES DO CAPÍTULO	107
7	CONCLUSÕES	108
7.1	PRINCIPAIS RESULTADOS DO TRABALHO	108
7.1.1	Melhor Opção de Motorização: RADIAL	109
7.1.2	Utilizar Motor com Sensores ("sensored")	110
7.1.3	Uso de Estator sem Núcleo Ferromagnético	111
7.1.4	IMPRECISÃO ÍMÃ DE LEVITAÇÃO	111
7.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	111
7.2.1	Placa de Controle	111
7.2.2	Melhorar o Desempenho do Motor	112
7.2.3	SINCRONIZAÇÃO COM EVENTOS EXTERNOS	112
7.2.4	Melhorar a Estabilidade do Rotor	113
7.2.5	Verificar as Forças Hidrodinâmicas	113
8	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA	114
8 APÊNDI	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I	114 DO
8 APÊNDI	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC	114 DO 120
8 APÊNDIO A-1	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA	<b>114</b> DO <b>120</b> 120
8 APÊNDI A-1 A-2	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA	<b>114</b> DO <b>120</b> 120 120
8 APÊNDI A-1 A-2 A-3	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO	<b>114</b> DO <b>120</b> 120 120 121
8 APÊNDI A-1 A-2 A-3 APÊNDI	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO	<b>114</b> DO <b>120</b> 120 120 121
8 APÊNDI A-1 A-2 A-3 APÊNDI	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO	114 DO 120 120 121
8 APÊNDI A-1 A-2 A-3 APÊNDI B-1	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR	114 DO 120 120 121 121 122
8 APÊNDIO A-1 A-2 A-3 APÊNDIO B-1 <i>B-1.1</i>	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO	114 DO 120 120 121 121 122 122 123
8 APÊNDIO A-1 A-2 A-3 APÊNDIO B-1 B-1.1 B-1.2	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO PLACA MANCAL PARA ROTOR COM O ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTIC	114 DO 120 120 120 121 122 122 123 co123
8 APÊNDIO A-1 A-2 A-3 APÊNDIO B-1 <i>B-1.1</i> <i>B-1.2</i> B-2	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO PLACA MANCAL PARA ROTOR COM O ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTIA PEÇA DO ROTOR	114 DO 120 120 120 121 121 122 123 co123 124
8 APÊNDIO A-1 A-2 A-3 APÊNDIO B-1 B-1.1 B-1.2 B-2 B-2 B-2.1	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO PLACA MANCAL PARA ROTOR COM O ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTIC PEÇA DO ROTOR ÍMÃ ESPECIAL DO ROTOR	114 DO 120 120 120 121 121 122 123 co123 124 124
8 APÊNDIO A-1 A-2 A-3 APÊNDIO B-1 B-1.1 B-1.2 B-2 B-2 B-2.1 B-2.2	REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA CE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICA OPERACIONAIS I DAV-IDPC ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO CE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO MANCAL DO ROTOR PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO PLACA MANCAL PARA ROTOR COM O ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTIC PEÇA DO ROTOR ÍMÃ ESPECIAL DO ROTOR ROTOR PARA MANCAL RÍGIDO (COM ROLAMENTO)	114 DO 120 120 120 121 121 122 123 CO123 124 124 125

APÊNDI	CE C : PROJETO ELÉTRICO DO PROTÓTIPO	127
C-1	DADOS PARA O DIMENSIONAMENTO DO MOTOR	127
C-1.1	Determinação do Campo Magnético do Ímã	128
C-1.2	Parâmetros Específicos do Motor Axial	128
C-1.3	Parâmetros Específicos do Motor Radial	130
C-2	DIMENSIONAMENTO DO CAMPO MAGNÉTICO DO ÍMÃ	132
C-2.1	Campo Magnético do Ímã do Rotor Axial	132
C-2.2	Campo Magnético do Ímã do Rotor Radial	133
C-3	DIMENSIONAMENTO DO TORQUE DO MOTOR	133
C-3.1	Torque do Motor Axial	133
C-3.2	Torque do Motor Radial	134
C-4	DIMENSIONAMENTO DA POTÊNCIA MECÂNICA DO MOTO	R134
C-4.1	Potência Mecânica do Motor Axial	134
C-4.2	Potência Mecânica do Motor Radial	134
C-5	DIMENSIONAMENTO DA DENSIDADE DE DISSIPAÇÃO DO	1
	MOTOR	135
C-5.1	Densidade de Dissipação do Motor Axial	135
C-5.2	Densidade de Dissipação do Motor Radial	135
C-6	DIMENSIONAMENTO DA INDUTÂNCIA DA BOBINA DO ATU	JADOR
	DO MANCAL MAGNÉTICO	136
C-7	DIMENSIONAMENTO DA RESISTÊNCIA DA BOBINA DO AT	UADOR
	DO MANCAL MAGNÉTICO	137
APÊNDI	CE D : CONFIGURAÇÃO DA PLACA DE CONTROLE	138
D-1	ATUALIZAÇÃO DO "FIRMWARE" DO MICROPROCESSADO	R138
D-2	CABO DE CONEXÃO COM O MOTOR	138

### 1 INTRODUÇÃO

A era dos transplantes cardíacos começou quando o Dr. Christiaan Barnard realizou o primeiro transplante cardíaco em Louis Washkansky, no dia 3 de dezembro de 1967. Apesar da sobrevida do primeiro paciente ter sido de apenas 18 dias, a técnica mostrou-se viável e foi notícia mundial. Entretanto, terminada a excitação inicial, a realidade voltou a imperar. A complexidade cirúrgica e os sérios problemas de rejeição limitaram os transplantes a quatro instituições nos anos 1970 [1]. Somente com o desenvolvimento de uma nova geração de imunossupressores no início dos anos 1980, como a ciclosporina, houve uma retomada no desenvolvimento dos transplantes cardíacos.

Em 1964 o National Instutute of Health dos EUA [2] iniciou um programa de desenvolvimento de um coração artificial para ser implantado em um homem até o final da década. Infelizmente este programa mostrou-se muito mais difícil de ser concretizado no prazo estipulado que a viagem à Lua. Apesar de inúmeros projetos que permitiram alguma sobrevida aos pacientes de alguns dias a semanas [1], enquanto aguardava um doador compatível, somente em 5 de setembro de 2006 o FDA aprovou o primeiro coração artificial totalmente implantável [3].



Figura 1-1: Primeiro coração artificial totalmente implantável da ABIOMED

A Figura 1-1 mostra o coração artificial AbioCor desenvolvido e seus principais módulos implantados no corpo do paciente:

 O TET implantado capta energia externa através da pele e carrega a bateria implantada;

- A bateria implantada oferece uma autonomia de até 45 minutos, suficiente para um banho ou troca das baterias externas.
   Fornece a energia necessária para o controlador implantado e para a unidade torácica [4];
- O controlador implantado controla a unidade torácica, definindo sua frequência do "batimento";
- A unidade torácica é um dispositivo mecânico de aproximadamente 1 Kg que substitui o coração (removido) do paciente. É responsável por bombear o sangue de forma pulsada.

Apesar de o AbioCor ser promissor, a FDA restringiu seu uso a pacientes que não são elegíveis a um transplante cardíaco [5]. Além disso, seu grande volume exige que o paciente tenha algumas características físicas avantajadas para permitir sua implantação. Por último seu alto custo (algo na ordem de US\$ 350.000) e o fato do tratamento não ser coberto pelo sistema nacional de saúde Norte Americano, restringe seu uso [4].



Uma linha de pesquisa paralela ao coração artificial é o Dispositivo de Assistência Ventricular (DAV<sup>8</sup>) onde, ao invés de substituir todo o coração por um dispositivo artificial, é acrescentado ao coração doente um dispositivo mecânico que auxilia nas funções de um ventrículo doente [1].

<sup>&</sup>lt;sup>8</sup> VAD: o "Ventricular Assist Device", ou DAV, é um dispositivo mecânico que é utilizado para substituir total ou parcialmente uma função de um coração doente. Alguns dispositivos são utilizados por curtos períodos de tempo, enquanto o paciente se recupera de um ataque cardíaco, cirurgia; enquanto outros são utilizados por longos períodos (de meses a anos). [4]

Essa solução apresenta várias vantagens sobre o coração artificial por ser mais simples, possibilitando dispositivos compactos totalmente implantáveis.

Entre outras opções, os diversos projetos de DAV podem ser classificados em duas categorias principais, de acordo com a tecnologia utilizada para movimentar o sangue, bomba axial ou bomba radial [8]. A Tabela 1-1 apresenta alguma das opções existentes no mercado mundial [9].

Nome	Foto	Família	Comentários	Ref.
HVAD (HeartWire)	Figura 1-2b	Bomba Radial	Totalmente implantável; 145g; 10 l/min.; 2000~3000RPM; suspensão hidromagnética.	[7]
VentrAssist (Ventracor)		Bomba Radial	289g; Totalmente implantável	[10]
Duraheart (Terumo)		Bomba Radial	540g; Ø72x45mm; 1200~2600RPM; 10 l/min.; 8~10W; Suspensão magnética (3-GDL).	[11] e [12]
HeartMate II (Thoratec)	Figura 1-2a	Bomba Axial	Totalmente implantável; 281g; Ø43x81mm; 6000~15000RPM; 10 l/min.; mancal de rolamento.	[6] e [13]
Incor (Berlin Heart)		Bomba Axial	200g; Ø30x120mm; 5000~10000RPM; 10 l/min.; 3~4W; Suspensão magnética (1-GDL).	[12], [14] e [15]

Tabela 1-1: Exemplos de DAV comercializados ou em testes no mundo

Nome	Foto	Família	Comentários	Ref.
Jarvik2000 (Jarvik Heart)		Bomba Axial	85g; Ø25x55mm; 8000~12000RPM; 5 l/min.; Mancal cerâmico	[16] e [17]
DeBakey Head Assis 5 (Micromed)		Bomba Axial	92g; Ø30x71mm; Mancal cerâmico.	[18]

A Figura 1-3 mostra uma vista interna do DAV Incor da Berlin Heart [15], identificando seus principais elementos. O desenho das aletas é crítico para minimizar o risco de dano às hemácias (hemólise<sup>9</sup>). Um DAV axial típico apresenta como pontos positivos sua grande capacidade de fluxo e volume compacto. Os pontos negativos são a pressão oferecida e a alta velocidade (entre 6000 e 18000 RPM) que aumenta o risco de hemólise [12].



<sup>&</sup>lt;sup>9</sup> Hemólise: (hemo = sangue; lise = quebra) é o rompimento de uma hemácia que libera a hemoglobina no plasma, causando a anemia hemolítica que pode ameaçar a vida do paciente.

A Figura 1-4 mostra uma vista interna do DAV Duraheart da Terumo [11], identificando seus principais elementos e o fluxo de sangue no interior da bomba radial. O desenho das aletas é crítico para minimizar o risco de dano às hemácias (hemólise). Um DAV radial típico apresenta como pontos positivos a alta pressão oferecida e a baixa velocidade (entre 1000 e 2000 RPM) que minimiza o risco de hemólise. Os pontos negativos são sua baixa capacidade de fluxo e grande volume [12].



Figura 1-4: Estrutura de um DAV com bomba radial

Todos os DAV apresentados utilizam alguma opção de motor de corrente contínua sem escovas com excitação por ímãs permanentes (BLDC) para sua operação. Os primeiros projetos utilizavam mancais rígidos (rolamento ou pivôs) que limitavam o tempo que o DAV poderia ficar implantado em um paciente, mas somente com a utilização de mancais magnéticos houve uma redução significativa no risco de hemólise, possibilitando que o DAV fosse implantado por períodos muito longos.

#### 1.1 SITUAÇÃO BRASILEIRA

No primeiro semestre de 2009, o Ministério da Saúde Brasileiro possuía 294 pessoas cadastradas para transplante cardíaco [19], mas apenas 96 transplantes foram efetivamente realizados [20]. Além do baixo número de doadores, motivações religiosas e jurídicas, além das carências nas estruturas hospitalares, são fatores relevantes que impactam negativamente os transplantes de coração [21]. Em muitos casos, o paciente que necessita do transplante não consegue sobreviver, já que o tempo médio de espera é da ordem de 1,6 anos.

Inúmeras atividades têm sido realizadas no Brasil para aumentar o número de doadores de órgãos. As ações oficiais são realizadas pelo Ministério da Saúde Brasileiro [21], com a criação da lista única de espera e o aparelhamento dos hospitais ligados ao SUS para a extração dos órgãos, campanhas publicitárias [22].

Além do governo várias instituições não governamentais realizam campanhas de conscientização e orientação para doadores e ações junto ao legislativo buscando melhorar o arcabouço legal do processo de doação [23][24][25].

#### 1.2 SOBRE O PROJETO TEMÁTICO DAV-IDPC

O Instituto Dante Pazzanezze de Cardiologia (IDPC), que é um dos maiores centros de tratamento cardiológico do Brasil, em conjunto com a Escola Politécnica (POLI) da Universidade de São Paulo (USP), elaborou um projeto temático para o desenvolvimento de um Dispositivo de Assistência Ventricular (DAV) [26] junto à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP). O objetivo deste projeto temático é "desenvolver novas tecnologias, componentes e subsistemas para uma bomba centrífuga implantável para assistência ventricular, de longa duração, para pacientes à espera de um transplante ou durante o tempo que durar sua terapia" [26].



Figura 1-5: Esquema do DAV-IDPC

O projeto do DAV-IDPC proposto, cujo esquema básico é apresentado na Figura 1-5, possui uma arquitetura inédita que o distingue dos demais DAV conhecidos, mesclando as características dos DAV radiais e axiais. O seu rotor consiste de um cone no qual são distribuídas aletas em forma de espirais, que propulsionam o sangue, como esquematizado na Figura 1-6.



Figura 1-6: Bomba hidráulica com hélice dupla em desenvolvimento

Foi desenvolvido um protótipo do DAV-IDPC para uso em cirurgia cardíaca com circulação extracorpórea [28], que melhorou o fluxo de sangue de forma a evitar trombos<sup>10</sup>, e pela substituição dos mancais de rolamento por pivôs cerâmicos [29].

<sup>&</sup>lt;sup>10</sup> Trombose: é a formação de um trombo (coágulo de sangue) no interior de um vaso sanguíneo, reduzindo ou obstruindo o fluxo sanguíneo.

Este novo arranjo, apesar de ser mais eficiente, não permite que o DAV possa ser utilizado por longos períodos, o que motivou a pesquisa para o desenvolvimento do DAV com o rotor suspenso por um mancal magnético [27]. O sistema de suspensão magnético em estudo é baseado no Mancal Magnético Axial da Escola Politécnica da USP, doravante referenciado como MMA-EPUSP, será apresentado em mais detalhes no item 2.2.

A Figura 1-7 apresenta o protótipo utilizado nos testes do mancal magnético, onde pode ser identificado o rotor flutuando entre os dois atuadores do mancal magnético.



Figura 1-7: Foto do protótipo do MMA-EPUSP

A principal característica deste mancal magnético é necessitar de um controle ativo apenas no eixo axial, sendo a rigidez nos demais eixos garantida de forma passiva.

Na parte superior do rotor (Figura 1-8a) existe um ímã e um segundo ímã está posicionado na base do rotor (Figura 1-8b). Os ímãs interagem magneticamente como os atuadores do mancal magnético, de forma a ficar flutuando entre estes.

No atuador inferior do mancal magnético, existe um sensor (pequena bobina) cuja indutância varia com a proximidade do alvo na base do rotor. Para "medir" esta distância existe um alvo ferromagnético na base do rotor, com formato similar a uma arruela de aço.



Com base na informação obtida pelo sensor um controlador PD ou PID controla a corrente que circula na bobina dos atuadores do mancal magnético, de forma manter estável a flutuação do rotor.

O uso de um motor BLDC com mancal magnético apresenta várias particularidades determinadas pelo tipo do mancal magnético utilizado. Nos projetos de motores de maior torque o uso de um estator com núcleo de ferro é determinante para garantir o desempenho do motor e o consumo do sistema de suspensão magnética não costuma ser uma restrição severa de projeto.

Já no projeto de uma suspensão magnética para um DAV, o rendimento do motor não é o fator de maior importância na definição das características do projeto, sendo superado por fatores como: volume, peso e consumo de corrente. O rendimento desse tipo de motor costuma ser baixo devido às particularidades típicas do DAV, de modo que um rendimento de apenas 5,7%, como no motor do DAV desenvolvido por Asama *et al* [30], é considerado um desempenho típico nesse tipo de dispositivo.

A determinação de se utilizar o MMA-EPUSP, no projeto temático do DAV-IDPC [26], levanta algumas questões sobre como o mancal magnético será influenciado pelo acionamento rotativo; já que as interações magnéticas entre os atuadores, o sensor e o motor pode desestabilizar a suspensão magnética.

Como o mancal magnético proposto apresenta uma configuração única, não há literatura disponível sobre a interação entre o motor elétrico e o MMA-EPUSP. Também não foi encontrada nenhuma referência sobre qual a opção de motor de fluxo magnético (axial ou radial) é mais adequada para uma suspensão magnética, já que cada configuração apresenta idiossincrasias específicas que podem tanto ser favoráveis quando prejudiciais à suspensão magnética.

#### 1.3 OBJETIVO DESTE TRABALHO

Existem duas técnicas básicas de motorização eletromagnética de um motor de fluxo magnético: axial ou radial. A Figura 1-9a ilustra o arranjo do motor de fluxo magnético axial, doravante referenciado como motor axial, onde os planos de montagem dos ímãs do rotor e das bobinas do enrolamento são paralelos.

Já no arranjo do motor de fluxo magnético radial, doravante referenciado como motor radial, mostrado na Figura 1-9b, os cilindros que contém os ímãs do rotor e as bobinas do enrolamento são coaxiais.



Figura 1-9: Os tipos de acionamento rotativo: (a) axial e (b) radial

Como apresentado anteriormente o uso de mancais rígidos em projetos de DAV, apesar da simplicidade mecânica, limitavam o tempo que a unidade poderia estar implantada por poucos dias devido ao problema de hemólise. Todos os projetos atuais, que permitem a implantação de DAV por longos períodos, utilizam algum tipo de mancal magnético [11][12][14][15]. O MMA-EPUSP utiliza um desenho inovador e que está sendo aprimorado neste projeto temático [26].
Considerando que existe uma interação eletromagnética entre o sistema de motorização adotado para o rotor e o MMA-EPUSP, cada alternativa de construção do motor deve produzir interferências distintas no mancal afetando sua estabilidade e/ou eficiência.

Este trabalho se propõe a investigar estas interações de forma a indicar como um motor elétrico axial e radial afeta o MMA-EPUSP, possibilitando a recomendação da arquitetura mais adequada para este tipo de suspensão magnética: um motor elétrico axial ou um motor elétrico radial.

### 1.4 METODOLOGIA UTILIZADA

A análise teórica das interações entre o acionamento rotativo e a levitação magnética é de elevada complexidade e, qualquer que fosse sua conclusão, esta teria que ser comprovada experimentalmente. Optou-se por realizar um estudo experimental, utilizando algumas modelagens para balizarem os ensaios a serem realizados.

O objetivo dos ensaios será levitar o rotor, através de um mesmo MMA-EPUSP, e comparar o comportamento quanto a sua estabilidade mediante as duas formas de acionamento: axial e radial. Com base nos resultados obtidos nos ensaios de acionamento, espera-se identificar os eventuais problemas e tentar uma explicação, ao menos qualitativa, para um futuro estudo mais detalhado, rigoroso e preciso sobre os problemas abordados.

Os resultados deste estudo experimental, certamente, já irão fornecer subsídios imediatos para um delineamento do acionamento do rotor do DAV-IDPC em desenvolvimento.

Como o motor do protótipo será projetado especificamente para os testes, para facilitar no levantamento das características dos motores será feita uma montagem intermediária utilizando rolamentos para suportar o rotor (mancal rígido), como mostrado na Figura 1-10a. Uma vez determinada as características dos motores, o eixo com rolamentos será substituído pela suspensão magnética MMA-EPUSP, como mostrado na Figura 1-10b, para a realização dos ensaios. Este procedimento será realizado tanto para o motor axial quanto para o motor radial.



Figura 1-10: Mancais do protótipo: (a) mancal rígido; e (b) mancal magnético

Como o foco da análise é a interação entre o motor e o mancal magnético, não será utilizado nenhum material ferromagnético na construção do rotor nem do estator, para não afetar a estabilidade do MMA-EPUSP. Este problema será comentado mais adiante em capítulo específico.

# 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta o uso de mancais rígidos para motores elétricos, identificando suas restrições de uso nos projetos de DAV devido ao problema de hemólise e liberação de resíduos no sangue.

Em seguida serão apresentados os mancais magnéticos para mostrar que estes superam os problemas dos mancais rígidos no DAV, ao custo de uma menor rigidez e de um controle eletrônico mais sofisticado. Em particular, destacarei as características do MMA-EPUSP para fundamentar seu princípio de funcionamento já que as características do MMA-EPUSP serão fundamentais para se estudar a interferência do acionamento rotativo sobre o mancal, objetivo dos ensaios a serem realizados neste trabalho.

Em seguida, será apresentada uma revisão sobre a metodologia de projeto de motor de corrente contínua sem escovas com excitação por ímã permanente (BLDC), com mancal rígido, para determinar os elementos chaves a serem utilizados no projeto do motor do protótipo a ser utilizado nos experimentos deste trabalho.

Por último, será apresentado o resultado de uma busca por literaturas referentes ao projeto de motor BLDC com mancal magnético.

# 2.1 REVISÃO DO MANCAL RÍGIDO

O mancal rígido é o tipo de mancal mais utilizado em projeto de motores, sendo suas características bem estabelecidas. Esta revisão bibliográfica tem por objetivo identificar porque este tipo de mancal não está sendo considerado no projeto do DAV-IDPC, sendo um agente importante para o desenvolvimento deste trabalho.

Este trabalho considera como mancal rígido qualquer mancal que suporta mecanicamente o rotor do motor BLDC de forma física, permitindo que este gire sobre seu eixo axial para transmitir a energia mecânica gerada pelo motor, ao mesmo tempo em que impede que o rotor saia de sua posição de trabalho ideal ao se contrapor às forças radiais e de rolamento.

A corrida espacial motivou o desenvolvimento de motores e mancais que operassem em ambientes onde a contaminação do meio deve ser evitada e a manutenção é difícil ou impossível [31]. Um DAV implantado apresenta os mesmos desafios.



Figura 2-1: Esquema interno do rolamento de esfera

Os mancais rígidos mais comuns são os rolamentos, como esquematizado na Figura 2-1, mas estes não são recomendados para utilização em DAV por necessitarem de algum tipo de lubrificação (que pode contaminar o sangue) e possuírem zonas de atrito entre os rolamentos (que pode liberar partículas no sangue ou provocar hemólise).

Bock *et al* [32] apresenta em seu trabalho o uso de um mancal de pivô como uma alternativa para o mancal rígido de um DAV. A Figura 2-2 esquematiza o rolamento de pivô, mostrando como o pivô possui uma extremidade arredondada e fica apoiado sobre uma base.

A escolha do material do pivô e da base é critica, pois esta deve ser biocompatível; minimizando o risco de gerar trombos ou de liberar material particulado, devido ao atrito entre o pivô e a base, já que o sangue tem contato direto com o mancal. A dureza do material também é importante para que este suporte a carga mecânica necessária, sendo que a cerâmica tem se mostrado como o material mais indicado para este tipo de aplicação [33].

<sup>&</sup>lt;sup>11</sup> Desenho obtido do site <u>http://en.wikipedia.org/wiki/File:Four-point-contact-bearing\_din628\_type-qj\_120-ex.png</u>.



Figura 2-2: Esquema do rolamento de pivô utilizado em DAV

Em um projeto de um motor com o rotor apoiado em mancal rígido, todas as demais forças não relacionadas ao torque são suportadas pelo mancal de forma que os efeitos de escorregamento ou rolamento do rotor podem ser desconsiderados [34].

# 2.2 REVISÃO DO MANCAL MAGNÉTICO

O mancal magnético é considerado um mancal "de baixa rigidez", pois a capacidade de restringir o escorregamento ou o rolamento do rotor depende da rigidez dos eixos não controlados (passivos). Entretanto, a rigidez nos eixos controlados (ativa) pode tender ao infinito, de acordo com a capacidade da planta de controle.

Considerando que um objeto qualquer possui seis graus de liberdade (GDL) de movimentação (três opções de translação e de rotação nos eixos x, y e z), os mancais magnéticos costumam ser classificados segundo o número de eixos que são controlados ativamente. A movimentação nos graus não controlados é restrita de forma passiva ou desejada.

Asama *et al* [30] apresenta em sua introdução uma rápida história da evolução do desenvolvimento de suspensões magnéticas em DAV. As primeiras versões com 5-GDL possuíam um controle complexo e volumoso, o que os tornava ineficientes.

Novas abordagens permitiram o desenvolvimento de suspensões com 4-GDL e 3-GDL, que apresentavam uma complexidade menor, mas seguiam com alto consumo e com problemas de baixa rigidez. As abordagens mais atuais baseiam-se em suspensões com 2-GDL, enquanto nova proposta de uma suspensão com 1-GDL está em desenvolvimento.

Mei, Deng e Liu [35] apresentam um mancal magnético para um motor de alta velocidade (20.000 RPM) com um arranjo bem eficiente que consegue manter o rotor na posição com uma tolerância de ±25 µm consumindo apenas 0,4 A (com picos de 1 A). Para conseguir este nível de eficiência e rigidez usaram uma configuração de mancais híbridos controlando 5-GDL. Apesar de o motor estar longe dos requisitos de um DAV (330 mm de comprimento, diâmetro de 150 mm e pesando 4 kg), este trabalho ilustra a complexidade do circuito necessário para conseguir um mancal magnético com uma rigidez próxima ao nível observado em um mancal rígido.

O trabalho de Kascak *et al* [36] também utiliza um mancal magnético com 5-GDL, utilizando um projeto mais complexo do controle do mancal a fim de minimizar os enrolamentos utilizados no motor e, com isso, melhorar a eficiência do conjunto. A Figura 2-3 ilustra o projeto do enrolamento, que foi segmentado de forma a permitir seu uso na geração do torque e no controle da suspensão magnética do rotor.



Figura 2-3: Segmentação do enrolamento do motor para gerar levitação magnética 5-GDL

Já o trabalho de Amada *et al* [37] apresenta um estudo de um mancal magnético com 4-GDL, utilizando um motor como 8 polos. A Figura 2-4 apresenta a estrutura básica da suspensão magnética onde dois enrolamentos ( $N_x e N_y$ ) foram acrescentados ao enrolamento do estator para gerar as forças de suspensão necessárias para oferecer uma rigidez radial ao rotor.



Figura 2-4: Princípio da geração da força de suspensão magnética de 4-GDL

Com o desacoplamento do enrolamento da suspensão do enrolamento do motor, sua operação fica totalmente independente da posição atual do rotor. Apesar da Figura 2-4 mostrar um controle em apenas 2 eixos, a montagem de Amada *et al* [37] utiliza dois conjuntos iguais, cada um atuando sobre uma das extremidades do rotor. Apesar de o motor ainda estar longe dos requisitos de um DAV, com peso de 3,8 kg e corrente de controle limitada a 5 A, apresenta um desvio de ±108 µm a uma velocidade de 3.000 RPM.

Um mancal magnético com 2-GDL é apresentado no trabalho de Asama *et al* [30], que possui uma alta rigidez passiva nas direções axial e angular graças ao acoplamento magnético fechado. A Figura 2-5 apresenta uma vista explodida do mancal, mostrando os atuadores radiais e o eixo do rotor. Um sistema de controle com realimentação ativa estabiliza os movimentos nos eixos radiais (X e Y) e permite o funcionamento da bomba hidráulica centrífuga.



Figura 2-5: Estrutura da suspensão magnética do DAV com 2-GDL proposto por Asama

#### 2.2.1 **O MANCAL MAGNÉTICO UNIAXIAL MMA-EPUSP**

A Figura 2-6 apresenta a configuração básica do Mancal Magnético Axial da Escola Politécnica da USP (MMA-EPUSP), onde apenas o eixo axial do rotor requer um controle ativo. O movimento nas demais direções é restrito de forma passiva pelos ímãs permanentes que operam em modo de atração.



Figura 2-6: Configuração da suspensão magnética MMA-EPUSP (1-GDL)

Como apresentado na Figura 2-6, um par de ímãs permanentes é fixado nas extremidades de um eixo, formando o rotor. Dois atuadores compostos por eletroímãs e por um par de ímãs são fixados distantes de poucos milímetros dos ímãs do rotor, de forma a criar uma força de atração sobre os ímãs do rotor.

A estabilidade no eixo axial é assegurada mediante um sensor de posição do rotor (sem contato) e uma malha de controle ativo (PID), já que seria impossível obter uma sustentação estável utilizando apenas ímãs permanentes (Teorema de Earnshaw [39]).

Silva [38] apresenta um conjunto de equações que descreve o sistema de suspensão magnética MMA-EPUSP com base no ângulo  $\underline{\theta}$  de desvio, na distância  $\underline{e}$  entre as faces internas dos ímãs e nos parâmetros dos ímãs permanentes: a magnetização  $\underline{B}_r$  (remanência do ímã) [T], a área  $\underline{S}$  da seção transversal, o raio  $\underline{R}$ , o perímetro  $\underline{p}$  e a espessura  $\underline{a}$ .

Para a análise da estabilidade da suspensão, consideremos o par de ímãs formado por uma extremidade do rotor e seu atuador correspondente, onde ocorre um deslocamento radial, como exemplificado na Figura 2-7. Os ímãs possuem o formato de um coroa circular, com magnetização axial e trabalhando por atração.

Com base no esquema da Figura 2-7 é possível determinar as forças axial ( $\underline{f}_a$ ) e radial ( $\underline{f}_r$ ), da rigidez radial ( $\underline{K}_r$ ) e da rigidez axial ( $\underline{K}_a$ ); considerando que  $\sigma = e + a$  e  $\beta = \frac{B_r^2 J^2 S^2 p}{2\pi\mu_0}$ . A unidade dimensional de  $\underline{K}_r$  e de  $\underline{K}_a$  é <sup>N</sup>/<sub>m</sub>. [40]



Figura 2-7: Forças entre o par de ímãs em um deslocamento radial

$$f_r = \frac{2\beta \cos(3\theta)}{\sigma^3} \Rightarrow K_r = \frac{6\beta \cos(4\theta)}{\sigma^4}$$
(7)

$$f_a = \frac{2\beta \, sen(3\theta)}{\sigma^3} \Rightarrow K_a = -2K_r \tag{8}$$

Além dos deslocamentos, o rotor pode girar sobre os eixos. Pela simetria do rotor, não há necessidade de maiores considerações para o giro sobre o eixo axial. Como a simetria não é válida para o eixo radial entre os ímãs, como exemplificado na Figura 2-8, faz-se necessário determinar a rigidez rotacional ( $\underline{K}_{\varphi}$ ) quando um dos ímãs gira de um ângulo  $\underline{\varphi}$ . A unidade dimensional de  $\underline{K}_{\varphi}$  é <sup>Nm</sup>/<sub>rad</sub>.



Figura 2-8: Forças entre o par de ímãs em um deslocamento rotacional

Com base na Eq.(7) podemos afirmar que o rotor apresenta equilíbrio estável para deslocamentos no eixo radial puro, uma vez que sua rigidez radial ( $\underline{K}_r$ ) é positiva.

O sistema de controle ativo garante a estabilidade no eixo axial já que a rigidez axial ( $\underline{K}_a$ ) é negativa (Eq.(8)).

$$K_{\varphi} = K_a \frac{R^2}{2} \xrightarrow{Eq.(8)} K_{\varphi} = -2K_r \frac{R^2}{2} \therefore K_{\varphi} = -K_r R^2$$
<sup>(9)</sup>

Entretanto, a rotação sobre o eixo radial necessita de uma análise diferenciada, já que a rigidez rotacional ( $\underline{K}_{\varphi}$ ) é negativa (ver Eq.(9)) e, por conseguinte, instável.

Para a análise da rigidez de rotação no eixo radial faz-se necessário considerar a estrutura básica do mancal, onde o rotor possui ímãs permanentes de raio <u>**R**</u> em suas extremidades separador por uma distância <u>*l*</u>, como apresentado na Figura 2-9.



Quando ocorre uma rotação radial, sobre um ponto P ao longo do eixo do rotor, considerando o lado esquerdo da figura, o entreferro entre os ímãs do rotor e do atuador aumenta na parte superior e diminui na parte inferior, de forma que a força de atração na parte inferior se torna maior que a força de atração na parte superior. Quando se considera o lado direito da figura ocorre o oposto, força de atração na parte superior se torna maior que a força de atração na parte inferior. Tais forças tendem a gerar um momento tangencial ( $\Sigma Mr$ ), que tendem a aumentar a inclinação do rotor.

Contudo, a mesma inclinação implica em um deslocamento radial ( $\Delta r$ ) que tende a se opor ao sentido do movimento (Figura 2-9), resultando em um momento radial ( $\Sigma M \varphi$ ). Para garantir a estabilidade do rotor devemos garantir que:

$$\sum M_r > \sum M_\varphi \tag{10}$$

Como o rotor é estável em translações no eixo radial, a rotação do rotor só precisa ser considerada quando o ponto P está no centro do rotor, ou seja, x=l/2. Para inclinações suficientemente pequenas, podemos considerar que  $\Delta_{\varphi} = \frac{\Delta_r}{l_2}$ . Assim, com base na Figura 2-9, podemos estimar os momentos como sendo:

$$\sum M_{r} = |K_{r}|\Delta_{r}\frac{l}{2} + |K_{r}|\Delta_{r}\frac{l}{2}\frac{simplificando}{\sum}M_{r} = K_{r}\Delta_{r}l$$

$$\sum M_{\varphi} = |K_{\varphi}|\Delta_{\varphi} + |K_{\varphi}|\Delta_{\varphi} = 2|K_{\varphi}|\Delta_{\varphi}\frac{Eq.(9)}{\sum}M_{\varphi} = 2|-K_{r}R^{2}|\frac{\Delta_{r}}{l/2}$$

$$\therefore \sum M_{\varphi} = 4K_{r}R^{2}\frac{\Delta_{r}}{l}$$

$$(11)$$

Aplicando na Eq.(10) os dados obtidos na Eq.(11) e Eq.(12), podemos estabelecer a seguinte relação que assegura a estabilidade do mancal para rotações sobre o eixo radial:

$$K_r \Delta_r l > 4K_r R^2 \frac{\Delta_r}{l} \xrightarrow{simplificando} l^2 > 4R^2 \xrightarrow{\sqrt{l}} l > 2R$$
(13)

Ao garantir que o comprimento <u>l</u> do rotor seja maior que o diâmetro <u>2</u><u>R</u> do ímã, resultará em uma rigidez rotacional (<u>K</u> $_{\varrho}$ ) será positiva. Desta maneira, ao determinar esta característica geométrica do rotor garante-se um equilíbrio estável do rotor, quanto à rotação radial, de forma passiva.

#### 2.2.1.1 LÓGICA DE CONTROLE DO MANCAL MAGNÉTICO UNIAXIAL

A Figura 2-10 apresenta o diagrama de blocos da planta de controle do MMA-EPUSP. A entrada de dados é fornecida pelo sensor de distância entre o eixo rotor e o mancal, corresponde ao sinal  $Z_{ref}(s)$  no diagrama da Figura 2-10.

Como resultado da lógica de controle teremos o sinal  $Z_{gap}(s)$  que corresponde ao sinal de saída utilizado para determinar o nível de corrente a ser aplicada às bobinas dos mancais magnéticos, através do circuito de potência (AMPLIFICADOR da Figura 2-6), para manter a distância entre o eixo rotor e o mancal magnético e garantir a estabilidade axial do conjunto. [38]



Figura 2-10: Diagrama de blocos do sistema de controle do mancal magnético

A função de transferência  $G_c(s)$  representa o controlador PID, utilizado para estabilizar o rotor do mancal na direção do eixo z. Esta função é representada no domínio de Laplace da seguinte maneira:

$$G_C(s) = P(s) + I(s) + D(s)$$
 (14)

Para o controle MMA-EPUSP as funções são definidas por:

$$P(s) = k_p \cdot E(s) \xrightarrow{E(s) = V_{ref}(s) - V_{sensor}(s)} P(s) = k_p [V_{ref}(s) - V_{sensor}(s)]$$
(15)

$$I(s) = \frac{k_i}{T_i} \frac{1}{s} \cdot E(s) \xrightarrow{E(s) = V_{ref}(s) - V_{sensor}(s)} I(s) = \frac{k_i}{T_i} \frac{1}{s} \left[ V_{ref}(s) - V_{sensor}(s) \right]$$
(16)

$$D(s) = \frac{-k_d T_d s}{\frac{T_d}{N}s + 1} \cdot V_{sensor}(s)$$
(17)

Onde:

- $V_{ref}(s)$  é a transformada de Laplace da tensão de referência. Este sinal pouco varia, sendo considerada uma constante; razão pela qual não é considerado na Eq.(17).
- $V_{sensor}(s)$  é a transformada de Laplace da tensão gerada pelo sensor de distância do mancal magnético.
- $k_p$  termo correspondente ao ganho proporcional.
- $k_i$  termo correspondente ao ganho do integrador.
- $k_d$  termo correspondente ao ganho do derivador.
- *T<sub>i</sub>* termo correspondente à constante de tempo do integrador.
- $T_d$  termo correspondente à constante de tempo do derivador.

N termo correspondente a constante de tempo do filtro que limita a amplificação do derivador. Este filtro evita que ruídos de alta frequência venham a ser amplificados.

A função de transferência  $G_I(s)$  representa a dinâmica do mancal magnético e do amplificador de tensão. Esta função é representada no domínio de Laplace da seguinte maneira:

$$G_1(s) = \frac{F_{elem}(s)}{V_c(s)} = k_a k_t \frac{1}{Ls + R}$$
(18)

Onde:

- $V_c(s)$  corresponde à tensão de saída da função de transferência  $G_c(s)$  e aplicada à entrada do amplificador.
- $F_{elem}(s)$  corresponde à transformada de Laplace da força eletromagnética gerada pelos dois eletroímãs do mancal magnético.
- $k_a$  termo correspondente à constante do amplificador de tensão.
- *k*t
   termo correspondente à constante eletromagnética do mancal
   magnético.
- *L* indutância da bobina do mancal magnético.
- *R* resistência da bobina do mancal magnético.

A função de transferência  $G_2(s)$  representa a dinâmica do rotor. Esta função é representada no domínio de Laplace da seguinte maneira:

$$G_2(s) = \frac{Z_{sensor}(s)}{F_{mag}(s)} = \frac{1}{ms^2 - k_h}$$
(19)

Onde:

$$Z_{sensor}(s)$$
 corresponde à transformada de Laplace da posição z do rotor.

- $F_{mag}(s)$  corresponde à transformada de Laplace da força resultante magnética gerada entre os ímãs permanentes.
- $k_h$  termo correspondente à constante da força resultante magnética.

*m* massa do rotor.

#### 2.2.1.2 FORÇA DO MANCAL MAGNÉTICO

No capítulo 3 da Tese de Doutorado de Silva [38], é definido que a força do mancal magnético pode ser determinada através da equação abaixo, composta pela força magnética ( $F_{mag}$ ) - do ímã presente no núcleo do mancal – e pela força eletromagnética ( $F_{elem}$ ) – do enrolamento do mancal:

$$F = F_{mag} + F_{elem} \tag{20}$$

$$F_{mag} = k_h Z_{gap}(t) \tag{21}$$

$$F_{elem} = k_t i(t) \tag{22}$$

#### 2.2.1.3 MODELO DINÂMICO DO ROTOR E DO ATUADOR

No capítulo 3 da Tese de Doutorado de Silva [38], é definida a equação diferencial para o movimento do rotor no eixo axial como sendo:

$$m\frac{d^2z}{dt^2} = F_{mag} + F_{elem} \tag{23}$$

Substituindo as Eqs.(21) e (22) na Eq.(23), obtemos a função de transferência:

$$G(s) = \frac{Z(s)}{I(s)} = \frac{\frac{k_t}{m}}{s^2 - \frac{k_h}{m}}$$
(24)

Da função de transferência da Eq.(24) é possível identificar que existe um polo real e positivo, o que caracteriza a instabilidade do sistema em malha aberta. Este polo é definido como:

$$s = \pm \sqrt{\frac{k_h}{m}} \tag{25}$$

# 2.3 REVISÃO DO MOTOR BLDC COM MANCAL RÍGIDO

O projeto de motores BLDC apoiado em mancais rígidos é uma metodologia consagrada de projeto e não será objeto desta dissertação. Nesta revisão bibliográfica são apresentadas as principais características deste tipo de projeto para estabelecer uma nomenclatura que será utilizada ao longo da dissertação e facilitar a identificação das modificações requeridas ao substituir o mancal rígido pelo MMA-EPUSP.

O conceito do motor de corrente contínua <u>com</u> escovas com excitação por meio de ímãs permanentes existe desde 1837. Foi pouco utilizado devido à baixa eficiência e complexidade de construção do mecanismo de comutação, além da baixa qualidade dos ímãs disponíveis à época. Com a invenção do Alnico em 1931 e do ímã de ferrite-bário nos idos de 1950, os estudos dos motores com ímãs permanentes foram retomados [34].

Com o advento da eletrônica e a disponibilidade de circuitos mais complexos e de baixo custo, a partir de 1962 começaram a ser produzidos motores de corrente contínua <u>sem</u> escovas com excitação por meio de ímãs permanentes (BLDC) confiáveis. A eletrônica permitiu a eliminação das escovas ao utilizar de sensores para identificar a posição de rotação da armadura e comutar as correntes dos enrolamentos.

Dessa forma foi possível entregar muito mais energia ao motor sem a ocorrência de problemas de ionização e faíscas, intrínsecos ao uso de escovas, reduzindo de forma significativa a interferência eletromagnética de forma geral. Com a invenção dos ímãs de terras raras NdFeB, anunciado em 1983, o uso de motores BLDC cresceu enormemente, sendo muito utilizado em equipamentos de informática: leitores de disquete, disco rígido e leitores de CD-ROM; além de outros equipamentos de uso residencial e industrial [34].

A Figura 2-11 ilustra uma opção de montagem do motor BLDC típica, com um rotor (parte móvel) com dois pares de polos suportado por mancais rígidos (rolamentos), enquanto as bobinas do enrolamento do motor são montadas na face interna da carcaça do estator (parte estática) [41].



Figura 2-11: Estrutura básica de um motor BLDC

Ao circular uma corrente nos enrolamentos esta interage com o campo magnético dos ímãs permanentes criando uma força tangencial no rotor  $\vec{F} = I\vec{L} \times \vec{B}$  (lei da força de Lorentz), criando um torque que faz o rotor girar.

### 2.3.1 IDENTIFICAÇÃO DA POSIÇÃO ANGULAR DO ROTOR

Como esse motor não possui escovas, para que a eletrônica possa comutar as correntes do enrolamento adequadamente, utiliza-se um dispositivo para determinar a posição angular do rotor. Com essa informação a eletrônica sabe a posição relativa entre os polos do rotor e o enrolamento, e pode variar as correntes nas bobinas do enrolamento de forma a garantir o torque do motor e controlar sua velocidade.

São definidas duas classificações de sensoriamento para esse tipo de motor: <u>com sensor</u> discreto e <u>sem sensor</u> discreto; identificados internacionalmente como "*sensored*" e "*sensorless*", respectivamente.

#### 2.3.1.1 IDENTIFICAÇÃO DA POSIÇÃO ANGULAR DO ROTOR SEM SENSORES

Esta opção não utiliza nenhum componente discreto para medir a posição angular do rotor, daí sua classificação de <u>sem sensor</u> ("sensorless").

Esta opção apresenta um custo de montagem mais baixo ao simplificar a conexão com o motor, mas tem a desvantagem de exigir uma velocidade mínima de rotação para operar. Para determinar a posição angular do rotor aproveita o fato dos enrolamentos não estarem sempre ativos. Dessa forma, a eletrônica de controle do motor aproveita o tempo que uma bobina do enrolamento não está ativa, para utilizar a bobina como medidor da tensão contraeletromotriz (BEMF) induzida pelos ímãs permanentes do rotor, aproveitando à velocidade relativa entre os ímãs e os enrolamentos (lei de Faraday  $\varepsilon = -\frac{d\Phi}{dt}$ ).

### 2.3.1.2 IDENTIFICAÇÃO DA POSIÇÃO ANGULAR DO ROTOR COM SENSORES

Nesta categoria de motores (*"sensored"*) são acrescentados componentes sensores discretos para determinar a posição angular do rotor. Esta tecnologia exige um cabeamento adicional para transferir os dados dos sensores à lógica de controle do motor.

Nas montagens mais antigas acoplava-se mecanicamente ao eixo do rotor um sensor de posição rotativo (ex: "*encoder*"), que comutava contatos elétricos ou ópticos para gerar uma sinalização que correspondesse à posição angular do rotor. Apesar de simples, este tipo de sensor apresenta uma série de desvantagens, como: exigir calibração, problemas com poeira e limitações no tempo de resposta (altas rotações).

Com o desenvolvimento de sensores de efeito Hall, estes passaram a ser montados junto aos enrolamentos, reconhecendo o campo dos ímãs do rotor que passam sobre o sensor. Normalmente são utilizados 3 sensores Hall, separados entre si de 40, 60 ou 120 graus, dependendo do número de fases do motor, gerando a sinalização para a lógica de controle do motor. Este tipo de sensor não exige uma conexão mecânica ao eixo do rotor e não apresenta nenhum das desvantagens dos sensores mecânicos descritos anteriormente.

### 2.3.2 NÚMERO DE FASES DO MOTOR

Os enrolamentos são organizados para operar com um determinado número de fases ( $N_{fases}$ ), onde as correntes serão chaveadas de acordo com o ângulo de posição do rotor ( $\underline{\theta}$ ).

Projetos com 1 ou 2 fases estão restritos a motores pequenos [42]. Motores com 3 fases apresentam ótimo desempenho sem a necessidade de uma eletrônica de controle muito complexa, sendo esta uma opção usual de projeto.

Esta opção de enrolamento apresenta boa eficiência de uso do enrolamento (67%) e a flutuação no torque é pequena. Não apresenta os problemas de partida, pois não existem mais polos nulos, e o sentido de rotação é determinado pela sequência de variação das fases. Requer um mínimo de 3 unidades de chaveamento de potência para operar os enrolamentos, como mostrado na Figura 2-12.



Figura 2-12: Comportamento da corrente em um motor BLDC de três fases

O enrolamento de um motor formado por 12 bobinas (com passo encurtado) e configurado para operar com três fases e quatro polos. A conexão entre as bobinas do enrolamento esta esquematizada na Figura 2-13, onde o enrolamento é dividido em três partes com as bobinas intercaladas entre si.



Figura 2-13: Organização do enrolamento para operar como três fases

Para poder chavear a corrente do enrolamento, da maneira apresentada na Figura 2-12, três pontes H parcial serão utilizadas como esquematizada na Figura 2-14. O circuito de controle ficará chaveando os transistores, de forma síncrona, para determinar o sentido da corrente no enrolamento em cada fase: ora o para T1-T5; ora o par T1-T6; ora o para T2-T6; ora o par T2-T4; ora o par T3-T4; ora o par T3-T5.





Número de fases superior a três oferece um pequeno ganho de desempenho e na redução da flutuação do torque, mas a complexidade dos enrolamentos e os custos das unidades de chaveamento de potência para operar os enrolamentos podem não compensar as melhorias no desempenho.

## 2.4 REVISÃO DO MOTOR BLDC COM MANCAL MAGNÉTICO

Não foi identificado nenhum trabalho descrevendo o dimensionamento de motores BLDC com mancais magnéticos. Tampouco foi identificado um trabalho descrevendo as interações magnéticas entre o motor e o sistema de suspensão magnética. Para contornar esta dificuldade foram coletadas particularidades de diversos projetos para servir de referência.

Ooshima [43] destaca a importância da substituição do mancal por rolamento ou pivô pelo mancal magnético, de forma a garantir um motor que não exija manutenção e possua um ciclo de vida longo, além de possibilitar altas velocidades pela eliminação do atrito no mancal. Ao fazer uma análise do torque do rotor e das forças de suspensão magnética, infere a influencia do material do núcleo do rotor nestes resultados.

A Figura 2-15 apresenta as configurações de enrolamento do motor trifásico que foram consideradas na análise: passo completo e meio passo. Em ambos os casos, o enrolamento da suspensão está desacoplado do enrolamento do motor. O estator possui uma configuração padrão com 12 ranhuras e núcleo de ferro.



Figura 2-15: Enrolamento com passo completo e meio passo

Em sua análise comparativa, Ooshima [43] mostra que o torque do motor não varia em função de o rotor possuir um núcleo de ferro ou não, qualquer que seja a opção de enrolamento utilizada. Quando o enrolamento for de meio passo as forças de suspensão também não variam em função de o rotor possuir um núcleo de ferro ou não. Conclui que o enrolamento com meio passo com rotor sem núcleo de ferro é a melhor opção para motores leves e de baixo torque.

A instabilidade das forças de levitação no motor com enrolamento completo é devido à força de reação da armadura gerada pela variação do torque de carga. Já a insensibilidade do enrolamento de meio passo indica que tanto o fluxo dos ímãs permanentes quanto o fluxo da suspensão magnética não fluem através do material do rotor [43].

No DAV proposto por Asama *et al* [30] um motor de corrente contínua e sem escovas (BLDC) foi integrado para conseguir um conjunto mais compacto. Como esquematizado na Figura 2-16, o rotor é formato por um conjunto de 16 ímãs permanentes montados segundo um arranjo Halbach [44] circular.



Figura 2-16: Estrutura do motor do DAV proposto por Asama

Uma característica importante do projeto foi utilizar o estator com 16 bobinas sem núcleo em um arranjo radial, como esquematizado na Figura 2-16. O enrolamento do estator está organizado para operar com duas fases, de forma que 8 bobinas foram conectadas em série.

Como o estator não possui núcleo de ferro, não há forças de atração no rotor o que elimina a componente de força de atração radial que afetaria o equilíbrio do rotor. Com a eliminação dessa força de atração a energia consumida pelo mancal magnético será menor, pois o mancal não precisará compensar a força de atração.

O trabalho de Aboulnaga e Emadi [45] sobre motor de corrente contínua linear sem núcleo de ferro confirma que a eliminação do núcleo de ferro do estator apresenta uma série de vantagens: como um método de baixo custo para eliminar o efeito de torque de borda ("*cogging torque*"); melhorar a densidade de potência do motor pela redução do peso; eliminar a atração entre os ímãs permanentes e o enrolamento do estator.

# 2.5 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO

Considerando os vários mancais magnéticos estudados no item 2.2 é possível inferir que quanto maior o número de graus de liberdade controlados (GDL), maior será a complexidade do controlador do mancal magnético, como ilustrado na Figura 2-17. Da mesma forma, pode-se afirmar que quanto maior o número de graus de liberdade controlados (GDL), maior será a rigidez do mancal magnético.





Com base nessas considerações é de se esperar que o MMA-EPUSP apresente um circuito de controle simples, porém a rigidez do mancal não será tão elevada.

O sistema de equações, apresentado no item 2.2.1, aponta que a estabilidade do mancal magnético é garantida pela rigidez axial, já que a rigidez radial (Eq.(8)) e a rigidez rotacional (Eq. (9)) são diretamente dependentes desta rigidez e das características mecânicas do rotor.

Dessa forma, se a interação eletromagnética do motor afetar a rigidez axial, afetará a estabilidade da suspensão magnética como um todo.

Com base na Eq.(21) é de se esperar que a rigidez axial do MMA-EPUSP seja garantida pelas forças magnéticas do mancal magnético, mas se esta for muito maior que a força eletromagnética (Eq.(22)) o controle do mancal magnético será impossível. Além disso, para garantir que a estabilidade dinâmica do rotor não seja comprometida com a rotação, com base na Eq.(25), o rotor deve apresentar a menor massa possível e a rigidez axial deve ser a maior possível. É de se esperar que este seja um item sensível à rotação do rotor.

Considerando as características do motor BLDC (item 2.3) será utilizado um dimensionamento tradicional com um enrolamento estruturado em 3 fases. Para adequar o projeto do motor para o mancal magnético (item 2.4), nem o rotor nem o estator utilizarão material ferromagnético. Com isso os problemas devidos à força de reação da armadura e a força de atração residual, intrínsecos ao uso de material ferromagnético, que poderiam comprometer o funcionamento do MMA-EPUSP, são eliminados.

Se o estator utilizasse um núcleo ferromagnético, seriam formados pares magnéticos entre os ímãs do rotor e o núcleo ferromagnético do estator que poderiam afetar o equilíbrio de forças no MMA-EPUSP. No motor de fluxo magnético radial estes pares magnéticos reduziriam a rigidez radial, que no MMA-EPUSP é passiva. Já no motor de fluxo magnético axial estes pares magnéticos reduziriam a rigidez rotacional, que no MMA-EPUSP é passiva.

Sem o material ferromagnético o rotor ficará mais leve, o que deve melhorar o comportamento dinâmico do rotor (Eq.(25)). A menor eficiência do motor é mais que compensada pelos benefícios obtidos para o sistema como um todo [30].

Jeison [46] recomenda o uso da opção "sem sensores" (item 2.3.1.1) em motores rotacionais para DAV, que não apresentam alteração de direção e tendem a manter uma velocidade constante, sendo que o baixo torque de partida não é um problema por ocorrer apenas na ativação do motor (que é uma condição controlada).

Entretanto, caso o projeto do motor deste trabalho venha a optar a opção de sensores (item 2.3.1.2), para identificar a posição do rotor, deverá utilizar o sensor Hall já que este não necessita de conexão direta ao rotor para operar.

3 DESENVOLVIMENTO DO PROTÓTIPO DO MOTOR COM MANCAL RÍGIDO

Neste capítulo será apresentado o projeto das opções de motores (axial e radial) do protótipo, utilizando mancais rígidos. Apesar do objetivo deste estudo não ser o desenvolvimento do motor elétrico a ser utilizado no DAV-IDPC, no dimensionamento dos motores foram utilizados os parâmetros levantados nos subprojetos do projeto temático [26].

As características do motor para um DAV são muito semelhantes às características de um motor para uso em naves espaciais [31], devido à dificuldade de acesso e características "ambientais", salvo as restrições de radiação e variação de temperatura:

- O motor tem que ser altamente confiável, pois qualquer interrupção na operação poderá ser fatal ao Paciente.
- Não deve gerar muito ruído, de forma a não interferir com outros equipamentos externos (ou internos) que o Paciente necessite utilizar.
- Não utilizar escovas acopladas ao rotor para controlar o chaveamento das correntes, pois além de limitar a vida útil do motor gera material particulado que demandaria cuidados adicionais para minimizar os riscos de contaminação do Paciente.
- A montagem deve ser compacta, já que uma das metas do projeto DAV-IDPC é ter uma unidade implantável.
- Deve possibilitar uma faixa de rotação entre 1000 e 4000 RPM com torque relativamente uniforme [29].

Devido às características apontadas do parágrafo anterior, e seguindo a orientação do grupo responsável pelo projeto do motor do DAV-IDPC [26], o motor projetado para o protótipo foi um motor de corrente contínua com ímãs permanentes sem escovas (BLDC), utilizando um rotor com 6 polos (Apêndice B-2.1) e um estator com 18 bobinas sem núcleo, com as bobinas montadas em um arranjo de camada dupla para operar com 3 fases, com os polos não consequentes e bobinas de passo pleno [41].

Deverá ser utilizado um entreferro de aproximadamente 2 mm entre o rotor e o estator para melhor simular o ambiente do DAV-IDPC, pois:

- Existirá algum tipo de parede isolando a câmara do rotor (onde fluirá o sangue) da área do estator.
- O mancal magnético (Apêndice B-2.3) necessitará de algum curso de atuação para o rotor, de forma que este não entre em contato com nenhuma parede interna da câmara do rotor.

Os detalhes do projeto mecânico do protótipo estão disponíveis no Apêndice B.

# 3.1 PROJETO ELÉTRICO DO PROTÓTIPO

As regras de projeto de um motor BLDC estão bem estabelecidas e não é uma premissa básica deste trabalho a descrição detalhada do projeto do motor. Para o dimensionamento dos motores foram utilizadas as definições estabelecidas na revisão do projeto temático [26]. Detalhes do projeto elétrico do protótipo estão contidos no Apêndice C.

Ambas as opções de motores foram projetados com rotores com 6 polos ( $N_{pólos}$ ) e o estator utilizando um enrolamento organizado em 3 fases ( $N_{fases}$ ). O número de bobinas por fase ( $N_{bobinas}$ ) é igual ao número de polos, no nosso caso 6. Desse modo, o estator deve ser dimensionado para suportar um total de 18 bobinas de passo pleno.

As 18 bobinas do estator, com 22 espiras de fio 27 AWG cada, deverão ser organizadas em camada dupla, como esquematizado na Figura 3-1, sendo que a geometria das bobinas é diferente para cada estator (detalhes no Apêndice C-1.2 e C-1.3). O número de espiras ( $N_{espiras}$ ) de cada tipo de bobina é exatamente o mesmo para facilitar a comparação dos dados.



Figura 3-1: Lógica das bobinas de um estator

O enrolamento do motor esta estruturado em 3 fases ( $N_{fases}$ ), onde cada fase é formada por seis bobinas ( $N_{bobinas}$ ) em série, montadas de forma que cada canal do estator oferecerá suporte mecânico a duas bobinas apenas. Cada estator possui 18 canais espaçados de 20 graus entre si.



Figura 3-2: Arranjo estrela das bobinas

A Figura 3-2 ilustra como são ligadas as seis bobinas que formam uma fase e como as três fases são interligadas formando um arranjo em estrela. Note que a polarização das bobinas é alternada. Este tipo de arranjo é necessário para garantir que os ramos das bobinas que são sobrepostos na montagem tenham a corrente fluindo na mesma direção.



Para facilitar a conexão entre as bobinas do enrolamento dos motores foi projetado um circuito impresso de conexão. A Figura 3-3a mostra a montagem das bobinas no estator do motor axial (maiores detalhes no Apêndice C-1.2), enquanto a Figura 3-3b mostra a montagem das bobinas no estator do motor radial (maiores detalhes no Apêndice C-1.3).

# 3.2 PROTÓTIPO COM MANCAL RÍGIDO

Para a determinação das características do motor do protótipo, este será montado utilizando mancais rígidos. Detalhes sobre os componentes mais relevantes do protótipo são apresentados no Apêndice B.

# 3.2.1 MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR AXIAL E MANCAL RÍGIDO

A Figura 3-4 mostra a montagem mecânica do protótipo com o rotor para acionamento axial, utilizando mancais rígidos, identificando os principais elementos da montagem.



Figura 3-4: Conjunto para acionamento axial com mancal rígido

É importante observar que a placa do estator axial deve ser posicionada de forma que a distância entre a base do rotor com os ímãs e o topo do estator axial atenda ao entreferro definido para o projeto.

# 3.2.2 MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR RADIAL E MANCAL RÍGIDO

A Figura 3-5 mostra a montagem mecânica do protótipo com o rotor para acionamento radial, utilizando mancais rígidos, identificando os principais elementos da montagem.



Figura 3-5: Conjunto para acionamento radial com mancal rígido

É importante observar que a placa do estator radial deve ser posicionada de forma que a linha de centro horizontal dos ímãs esteja alinhada com a linha de centro das bobinas.

# 3.3 CONTROLADOR DO MOTOR DO PROTÓTIPO

Para operar o motor do protótipo foi utilizada uma placa de controle microprocessada, gerenciada por um programa especial executado em um computador, como esquematizado na Figura 3-6.



Figura 3-6: Esquema de montagem para teste do Protótipo

Como o controle de um motor de corrente contínua de ímãs permanentes e sem escovas (BLDC) está bem disseminando, foi estabelecido o uso de uma placa microprocessada padrão de mercado<sup>12</sup>.

A arquitetura do "*hardware*" e do "*firmware*" da placa de controle será identificada neste trabalho para auxiliar no futuro projeto do controlador do motor do DAV-IDPC. Os detalhes apresentados sobre a placa de controle do motor, salvo exceções, foram extraídos do manual do usuário fornecido junto com o equipamento [47].

O motor de corrente contínua sem escovas exige uma placa de controle que cuide de chavear as correntes nos enrolamentos de forma sincronizada com a posição dos ímãs do rotor. Como este tipo de controlador é bem conhecido e existem vários circuitos prontos disponíveis no mercado, foi escolhido pacote de desenvolvimento PICDEM<sup>™</sup> MC LV [47] que inclui:

<sup>&</sup>lt;sup>12</sup> A placa de controle utilizada é a PICDEM MC LV da Microchip: http://www.microchip.com/stellent/idcplg?IdcService=SS GET PAGE&nodeId=1406&dDocName=en024213&part=DM183021.

- Placa de desenvolvimento com toda a lógica de controle do motor, com capacidade de controlar motores com tensões entre 15 V e 48 V, operando com correntes nunca superiores a 4 A.
- Excelente documentação e fontes para uma eventual necessidade de alteração do "*firmware*" do motor para melhor atender aos requisitos do projeto. [48][49][50]
- "Firmware" de controle do motor com interface para comunicação serial, permitindo o controle do acionamento do motor por um programa externo. [51]

Além disso, a lógica do controlador e seu "*firmware*" podem servir de base para o projeto do futuro controlador do DAV-IDPC a ser desenvolvido no futuro próximo, graças a grande capacidade de miniaturização disponível.

A Figura 3-7 mostra como foi montado o protótipo, com o motor com mancal rígido, para os testes operacionais. Os dispositivos utilizados estão identificados por um numeral:



Figura 3-7: Montagem utilizada nos testes do motor com mancal rígido

 Osciloscópio digital para visualizar o chaveamento das tensões de fase do motor.

- 2) Uma das montagens do protótipo, no caso com o motor radial.
- Cabo de alimentação das fases do motor. Cada fase de um ramo da configuração estrela está conectada ao fio: vermelho, branco e preto. O centro da configuração estrela corresponde aos fios verdes (curto-circuito).
- 4) Placa de controle microprocessada utilizando o microprocessador dsPIC30F3010 com o "*firmware*" para motor sem sensor HALL.
- Fonte de alimentação utilizada para energizar o controlador e o motor do protótipo.
- Cabo de programação utilizado para alterar o "firmware" da placa de controle.
- Unidade de gravação ICD2 para programação do "firmware" da placa de controle do motor. Este módulo está conectado ao computador como IDE MPLab e compilador C30, através de um canal USB.

A Figura 3-7 mostra uma foto do controlar do motor utilizado nos testes, com os "*jumpers*" configurados para operar com o processador dsPIC30F3010 e sem sensor HALL. Com este arranjo o motor do protótipo gira no sentido anti-horário.

### 3.4 COMPORTAMENTO DO MOTOR DO PROTÓTIPO

Utilizando a montagem descrita no item 3.3, o motor do protótipo foi ensaiado para identificar o comportamento do motor e do controlador. Como a arquitetura das opções de motor (axial e radial) é similar, as curvas apresentadas foram obtidas do protótipo com o motor axial.

Foi possível confirmar que a placa de controle funcionava adequadamente, inclusive o algoritmo de chaveamento da corrente utilizado para limitar a corrente no enrolamento. A Figura 3-8 ilustra o comportamento da tensão de duas fases, comprovando o deslocamento entre elas e que ocorrem 3 ciclos para um giro completo do rotor.



Figura 3-8: Imagem dos sensores com o motor em regime (4016 RPM)

A Figura 3-8 também possibilita identificar a transição (0 V) entre os dois patamares distintos da corrente nas bobinas de uma fase (positiva e negativa), utilizado para identificar a posição do rotor "*sensorless*" (item 2.3.1.1).

### 3.5 ENSAIO DO MOTOR

O ensaio do motor tem por objetivo levantar as características operacionais de cada opção de motor do protótipo, aproveitando o fato que é mais fácil efetuar estes ensaios com mancal rígido do que com o mancal magnético.

### 3.5.1 CARACTERÍSTICA ELÉTRICA DAS BOBINAS

Determinar a resistência e a indutância total das bobinas que compõem cada fase do motor. A resistência elétrica será medida com o uso de um ohmímetro e será útil na determinação das perdas do motor. Já a indutância será medida por um indutímetro e será útil na determinação das características do "*chopper*" do controlador. A Tabela 3-1 mostra os valores medidos e os valores esperados (teóricos).

Os valores do motor radial são maiores pelo fato das bobinas utilizarem mais cobre que as do motor axial.

Motor	Característica	Valor		Unidade
		Real	Teórico	
Axial	Resistência	1,9	2,26 (Apêndice C-1.2) <sup>13</sup>	Ω
	Indutância	124	-	μH
Radial	Resistência	2,0	2,63 (Apêndice C-1.3) <sup>13</sup>	Ω
	Indutância	152	-	μH

Tabela 3-1: Características elétricas das bobinas do enrolamento

### 3.5.2 FORÇA CONTRAELETROMOTRIZ (BEMF)

O objetivo deste teste é determinar a BEMF em uma fase do motor e, a partir do valor medido determinar o valor da densidade de fluxo máxima do ímã ( $B_{max}$ ). Para realizar este teste o motor é forçado a girar a uma determinada rotação e a BEMF gerada é medida por um osciloscópio conectado a uma das fases do motor.

De acordo com a lei de Lenz, uma força contraeletromotriz (BEMF) será criada proporcionalmente a rotação do motor [RPM]. A lei da indução eletromagnética de Faraday permite a determinação dessa tensão:  $|\varepsilon| = \left|\frac{d\Phi_{\rm B}}{dt}\right|$ .

O teste consiste em montar o motor horizontalmente e acoplar um motor elétrico de referencia ao seu eixo. Em seguida o motor elétrico de referência é forçado a girar a uma determinada velocidade, enquanto um osciloscópio monitora a tensão BEMF induzida em uma fase.

### 3.5.2.1 BEMF COM O MOTOR AXIAL

Foram realizadas cinco leituras a diferentes velocidades para determinar a característica da BEMF do motor axial apresentado na Figura 3-9.

<sup>&</sup>lt;sup>13</sup> O valor da resistência real é inferior ao teórico pelo fato de ter sido obtida a temperatura ambiente enquanto que o valor teórico considera a resistividade do cobre a 80 °C, que possui resistividade maior.



Figura 3-9: Gráfico do BEMF para o motor axial

Com base nestas leituras e aplicando a Eq.(57), detalhada no Apêndice C-2.1, foi possível estimar o valor da densidade de fluxo máxima ( $B_{max}$ ) do ímã do motor axial como sendo de **0,1863 T**.

### 3.5.2.2 BEMF COM O MOTOR RADIAL

Foram realizadas cinco leituras a diferentes velocidades para determinar a característica da BEMF do motor radial apresentado na Figura 3-10.



Figura 3-10: Gráfico do BEMF para o motor radial

Com base nestas leituras e aplicando a Eq.(58), detalhada no Apêndice C-2.2, foi possível estimar o valor da densidade de fluxo máxima ( $B_{max}$ ) do ímã do motor radial como sendo de **0,1997 T**.

# 3.5.3 TORQUE DO MOTOR

O teste no torquímetro foi realizado com o suporte do Laboratório de Eletromagnetismo Aplicado (LMAG<sup>14</sup>) na pessoa do Prof. Dr. Ivan E. Chabu, do Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétrica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. A Figura 3-11 mostra como os testes foram realizados utilizando o torquímetro. O procedimento utilizado no teste foi:



Figura 3-11: Bancada de teste utilizando torquímetro

- Montar o motor horizontalmente, acoplando seu eixo ao do torquímetro através de uma luva flexível.
- Posicionar o potenciômetro de velocidade (R14), da placa de controle do motor (③), para o valor próximo ao máximo. Isto irá garantir que o motor entre em regime ao ser ligado.
- Posicionar o potenciômetro de corrente (R60), da placa de controle do motor (③), para o máximo de corrente. Isso permitirá que os testes sejam realizados em ordem decrescente de corrente.
- Ligar o motor e aguardar que entre em regime.

<sup>&</sup>lt;sup>14</sup> Maiores informações sobre o LMAG podem ser obtidas no site <u>http://www.lmag.pea.usp.br/</u>.
- Ajustar o potenciômetro de velocidade (R14) para a velocidade base desejada: 4000 RPM, 3000 RPM e 2000 RPM.
  - O algoritmo da placa de controle do motor tentará manter a velocidade, se não conseguir manter a velocidade o motor será desligado.
- Aumentar a carga do torquímetro, de forma lenta e gradual, até que o motor seja desligado.
  - O último valor de carga que o motor funcionou será utilizado como limite de carga do motor. Como o torque indicado é em grama-centímetro (gcm), a Eq.(26) foi utilizada para converter o torque para Newton-metro (Nm):

$$T_{Nm} = \frac{9,81}{10^3 \times 10^2} T_{gcm} \tag{26}$$

 Conhecido o torque e a rotação do motor, determinar a potência mecânica do motor. A Eq.(27) mostra o cálculo utilizado:

$$W = T_{Nm} \cdot 2\pi \frac{RPM}{60} \tag{27}$$

• Repetir o processo de medir para outra rotação de referência.

O resultado deste teste permite identificar o desempenho real do motor. Também servirá de base para validar as modelagens a serem apresentadas nos próximos capítulos

#### 3.5.3.1 MOTOR AXIAL

Os ensaios do motor axial foram limitados a rotações de 3000 RPM e 4000 RPM, pois o algoritmo da placa de controle do motor não conseguiu manter o regime funcional a rotações próximas de 2000 RPM. A Tabela 3-2 mostra os valores obtidos.

Rotação	Torque [gcm]	Torque [Nm]	Potência Mecânica
3072 RPM	140,6 gcm	0,0138 Nm	4,44 W
3924 RPM	120,0 gcm	0,0118 Nm	4,85 W

Tabela 3-2: Torque máximo para o motor axial

O torque do motor é superior a 0,0138 Nm, que certamente seria apontado a uma rotação de 2000 RPM. Este torque atende ao requisito de torque mínimo (0,013 Nm) estabelecido no Apêndice A-3.

A potência mecânica máxima do motor é de 4,85 W. Esta potência mecânica atende ao requisito de potência mecânica mínima (2,78 W) estabelecido no Apêndice A-2.

#### 3.5.3.2 MOTOR RADIAL

Os ensaios do motor radial foram não apresentaram as mesmas restrições do motor axial, permitindo os testes nas rotações planejadas de 2000 RPM, 3000 RPM e 4000 RPM. A Tabela 3-3 mostra os valores obtidos.

Rotação	Torque [gcm]	Torque [Nm]	Potência Mecânica
2294 RPM	174,0 gcm	0,0171 Nm	4,11 W
3125 RPM	155,0 gcm	0,0152 Nm	4,97 W
4063 RPM	126,4 gcm	0,0124 Nm	5,28 W

Tabela 3-3: Torque máximo para o motor radial

O torque do motor é superior a 0,0171 Nm, mostrando que o torque é maior a rotações menores. Este torque atende ao requisito de torque mínimo (0,013 Nm) estabelecido no Apêndice A-3.

A potência mecânica máxima do motor é de 5,28W. Esta potência mecânica atende ao requisito de potência mecânica mínima (2,78W) estabelecido no Apêndice A-2.

## 3.6 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO

Neste capítulo foi apresentado o projeto do motor do protótipo utilizando um mancal rígido para facilitar o levantamento das características operacionais do motor. Além disso, foi determinado que a placa de controle do motor atendesse aos requisitos necessários para o teste planejados.

Com a determinação do campo magnético dos ímãs utilizando os dados do ensaio BEMF, foi possível estimar as características operacionais das duas opções de motor de fluxo magnético do protótipo: axial e radial. Os números obtidos comprovam que ambas as opções de motores do protótipo poderiam ser utilizados no projeto do DAV-IDPC.

Considerando que o algoritmo da placa de controle não foi trabalhado para atingir um desempenho ótimo; seria possível conseguir uma potência maior dos motores, pois os enrolamentos trabalharam frios durante os testes.

## 4 DESENVOLVIMENTO DO MANCAL MAGNÉTICO

Neste capítulo será descrito como o mancal magnético uniaxial MMA-EPUSP (item 2.2.1) foi adaptado para as características do protótipo desenvolvido neste trabalho. As características do mancal do protótipo foram levantas, para que fosse possível configurar o controlador do mancal uniaxial desenvolvido à época da Tese de Doutorado de Silva [38], e adaptado no trabalho de Mestrado de Mello [52] sobre levitação com potência nula.

Essas informações servirão de base para possibilitar os ensaios das opções de motores com mancal magnético a ser descrito nos próximos capítulos.

# 4.1 PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO (VERSÃO 1)

O mancal magnético definido no projeto temático [26] foi adaptado para o protótipo, devido às características mecânicas distintas do protótipo e a existência do estator. A Figura 4-1 ilustra como ficará o rotor do protótipo na configuração para o mancal magnético.



Figura 4-1: Diagramação do rotor do protótipo com mancal magnético

O rolamento da placa do mancal foi substituído pelo atuador do mancal, como descrito no Apêndice B-1.2. O rotor foi adaptado, substituindo-se o eixo para rolamento do rotor pelo eixo para mancal magnético, como mostrado na Figura 4-7.



Figura 4-2: Montagem inicial do rotor para mancal magnético

Nas extremidades do novo eixo foram montados ímãs cilíndricos de NdFeB, Ø9x9 mm, e arruelas de aço (Ø21xØ12x2 mm)para servir de alvo para o sensor de entreferro. O novo conjunto rotor possuía uma massa de 185 gramas, considerada demasiada para o atuador em uso.

Para que a massa do rotor não fosse tão impactante, foi removido material do cilindro do rotor, como apresentado na Figura 4-3. A massa do rotor foi reduzida para 115 gramas, já com os ímãs de suspensão, os alvos para o sensor de entreferro e uma fita plástica de proteção dos ímãs do rotor.



Figura 4-3: Montagem do rotor para mancal magnético após redução de massa

Apesar da montagem possuir dois conjuntos de sensor de entreferro (um em cada atuador do mancal magnético), apenas um dos sensores deve ser conectado a porta de entrada do controlador. Como o circuito de controle do mancal não é objeto deste trabalho foi utilizado o mesmo desenvolvido para o projeto temático [26].

#### 4.1.1 ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

O projeto do mancal magnético utiliza dois atuadores idênticos (superior e inferior), montados em contraoposição às extremidades do rotor, como mostrado na Figura 4-1. O desenho do atuador utilizado foi baseado no mancal magnético definido no projeto temático [26], sendo que seus principais componentes são apresentados no desenho em corte da Figura 4-4.



Figura 4-4: Atuador do mancal magnético em corte

O elemento estrutural do atuador é o carretel de PVC, cujas dimensões são apresentadas na Figura 4-5. O núcleo de aço do atuador possui um ímã cilíndrico de NdFeB inserido em sua extremidade, de Ø6x6 mm, para melhorar a rigidez radial do mancal magnético.



Figura 4-5: Dimensões do carretel do atuador

Um espaçador no topo do carretel (de 0,6 mm) garante uma distância mínima entre o ímã do rotor e o ímã no núcleo do atuador, de forma a garantir que o mancal tenha "força" suficiente para posicionar o rotor quando o atuador é energizado.

Tanto a bobina quanto as espiras do sensor do sensor de entreferro são conectados à lógica de controle do mancal magnético por cabos com conectores, como mostrado na Figura 4-6.



Figura 4-6: Foto do atuador do mancal magnético montado

A Figura 4-6 mostra uma foto do atuador superior do mancal magnético montado, onde o ímã interno tem a face Norte externa. Já no atuador inferior do mancal magnético, que faz par com o atuador da foto, o ímã interno tem a face Sul externa.

#### 4.1.1.1 SENSOR DE ENTREFERRO

O sensor de entreferro original, utilizado no projeto temático [26], consistia de um cilindro de Ø4x38 mm com rosca e acoplado a uma eletrônica com as características apresentadas na Tabela 4-1. Para utilizar este sensor, seria necessário posicioná-lo no lugar do núcleo do atuador, o que inviabilizaria o arranjo do atuador com o ímã para aumentar a rigidez.

Parâmetro	Valor
Tensão de alimentação	$\pm 12 V_{DC}$
Faixa de tensão de saída	$\pm 5 V_{DC}$
Tensão de saída à máxima distância	5 V <sub>DC</sub>
Faixa de medição recomendada	0 ~ 2 mm

Tabela 4-1: Dados técnicos do sensor de entreferro original

Parâmetro	Valor
Resolução	0,5 µm
Espessura recomendável do alvo	>0,2 mm
Diâmetro da ponta (original)	4 mm
Resposta de frequência	DC – 20 KHz
Modelo de fabricação	AEC-5505
Tensão de alimentação	$\pm 12 V_{DC}$

Para resolver esta restrição, o sensor de entreferro foi substituído por uma pequena bobina de 18 espiras de fio 36 AWG, com um diâmetro de 16 mm, posicionada no topo do atuador, como mostrado na Figura 4-4. A eletrônica foi mantida. [52]

### 4.1.1.2 BOBINA DO ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

A bobina do atuador do mancal magnético consiste de 300 espiras de fio 27 AWG, enrolada no corpo do carretel. Esta bobina permite o controle axial da suspensão magnética mediante o uso da lógica de controle descrita no item 2.2.1.1.

## 4.1.2 ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 1)

A Figura 4-7 mostra o protótipo com mancal magnético que foi utilizado nos ensaios. Nesta etapa não foi utilizado nenhum tipo de estator, pois o objetivo era entender o comportamento do mancal magnético sem a influência do estator.

O objetivo dos testes era ajustar a estrutura de controle do MMA-EPUSP existente, à montagem realizada para o protótipo. Uma vez estabelecida a operacionalidade da flutuação, os testes possibilitaram identificar as características operacionais do mancal magnético do protótipo. Caso seja constatado algum problema, este será corrigido (quando possível) ou identificado, de modo a não comprometer os testes a serem realizados com os estatores. Para a realização dos ensaios foram utilizados dados disponíveis nos trabalhos de Silva [38] e Mello [52].



Figura 4-7: Estrutura de ensaio do protótipo com mancal magnético (versão 1)

## 4.1.3 DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DA BOBINA DO Atuador do Mancal Magnético

A Tabela 4-2 apresenta as características elétricas dos atuadores para o mancal magnético, montados manualmente para os testes.

Atuador	Resistência	Indutância
Atuador N-1	2,48 Ω	2,70 mH
Atuador N-2	2,41 Ω	2,73 mH
Atuador S-1	2,43 Ω	2,63 mH
Atuador S-2	2,52 Ω	2,48 mH

Tabela 4-2: Resistência elétrica de cada atuador do mancal magnético montado

#### 4.1.4 ENSAIO DOS SENSORES DE ENTREFERRO

Como o sensor de entreferro é um componente crítico para o controlador, foram realizados testes para identificar se a resposta dos sensores era uniforme ou se havia algum tipo de desvio. Para realizar o teste foi utilizado um multímetro para medir a tensão gerada pela lógica de leitura do sensor de entreferro, para diferentes distâncias, como mostrado na Figura 4-8.



Figura 4-8: Foto dos testes com dos sensores

Apesar de todas as bobinas dos sensores possuírem o mesmo número de espira, o teste mostrou que o comportamento de cada sensor é distinto. A Figura 4-9 mostra a relação entre a tensão no sensor de entreferro e a distância real entre o rotor e o rotor.

As leituras dos sensores S1 e S2 correspondem aos atuadores que possuem um ímã com polo Sul externo, enquanto os sensores N1 e N2 correspondem aos atuadores que possuem um ímã com polo Norte externo.

A faixa de operação do sensor N2 é de 3,40 V, enquanto para o sensor N1 é de 5,88 V (73% maior). A faixa de operação do sensor S2 é de 6,99 V, enquanto para o sensor S1 é de 8,15 V (17% maior).

Como as tensões são negativas e diminuem de valor conforme o entreferro aumenta, ou seja, apresentam um comportamento inverso ao esperado. Faz-se necessário acrescentar uma lógica para fazer os ajustes necessários na tensão do sensor de entreferro. Para tanto, foi criado um circuito para permitir o ajuste da tensão de offset do sensor.



Figura 4-9: Tensão do sensor de entreferro para diferentes

## 4.1.5 Teste da Suspensão Magnética com Rotor de Referência

O processo de validação do mancal magnético foi iniciado utilizando o rotor de referência utilizado nos testes pela equipe do subprojeto do mancal magnético do projeto temático [26], de forma que a única variável no processo seria o novo conjunto de atuadores e sensores.



Figura 4-10: Foto do protótipo com mancal magnético utilizado o rotor de referência

O teste consistiu em posicionar o rotor (manualmente) entre os atuadores, com um entreferro total de 6 mm, e ajustar a referência até que a força axial percebida fosse mínima. Nesse instante o rotor foi liberado e o controlador manteve a flutuação, como mostrado na Figura 4-10.

Os parâmetros utilizados para operar o programa de controle foram os mesmos utilizados nos testes com o rotor de referência, a saber:

- A frequência de amostragem foi definida como sendo de 280 Hz.
- As constantes do PID foram:  $K_p = 1,1$ ;  $K_i = 0$ ; e  $K_d = 0,03$ .

#### 4.1.6 TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM A VERSÃO 1 DO ROTOR

Neste ensaio o protótipo foi montado com a versão 1 do rotor para mancal magnético, para comprovar a sua operacionalidade. Só foi possível conseguir uma suspensão estável com um entreferro total de 11,2 mm, utilizado os seguintes parâmetros para operar o programa de controle:

- A frequência de amostragem foi definida como sendo de 300 Hz.
- As constantes do PID foram:  $K_p = 0.8$ ;  $K_i = 0$ ; e  $K_d = 0.05$ .

A Figura 4-7 mostra a versão 1 do rotor flutuando. Para verificar a estabilidade desta configuração, foram realizados alguns testes operacionais descritos nos próximos itens.

## 4.1.7 TESTE DE INCLINAÇÃO

Neste teste simples é verificada a rigidez do conjunto do protótipo com mancal magnético. O objetivo do teste é inclinar o protótipo lentamente até que o eixo de rotação fique na horizontal. Espera-se que a rigidez radial da suspensão magnética seja suficiente para suportar a força-peso do próprio rotor, da forma como o mancal magnético foi estabelecido na Tese de Doutorado de Silva [38].

Ao executar este teste a suspensão desestabilizou-se com uma inclinação de apenas 30 graus.

Como a suspensão magnética não se mostrou estável em um teste tão simples, ficou estabelecido que o projeto do rotor deveria sofrer alterações para poder ser utilizado com os estatores. O novo desenho foi designado como versão 2.

# 4.2 PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO PARA O PROTÓTIPO (VERSÃO 2)

O longo braço do eixo e a baixa rigidez da montagem da versão 1 do mancal magnético não ofereciam garantia a estabilidade estática do mancal, o que impedia os testes dinâmicos. Dessa forma o desenho do rotor foi alterado, como mostrado na Figura 4-11.



Figura 4-11: Novo desenho do rotor com mancal magnético

As seguintes modificações foram realizadas no desenho do rotor para melhorar o mancal magnético, ilustradas na Figura 4-12:

- Foi retirado o máximo de material para deixar o rotor mais leve (4).
  - A espessura do disco estator passou de 50 mm para 13,8 mm.
  - A massa do novo passou de 115 para 95 gramas.
- A distância dos braços (6) foi encurtada para 34 mm.

- O alvo metálico de sensor foi eliminado das extremidades.
  - Um ímã cilíndrico de NdFeB (1), Ø18x4 mm, foi acrescentado no local do ímã cilíndrico de NdFeB original (7), Ø9x9 mm, de forma a aumentar a força magnética do conjunto ao mesmo tempo em que servia de alvo para o sensor de entreferro. Uma ranhura (8) no eixo permite a retirada do ímã de Ø9x9 mm (7).
  - Foi desenvolvida uma camisa (2) para garantir que o novo ímã (1) ficasse centralizado ao conjunto (3).
  - A camisa (2) montada é inserida no eixo (9) garantindo a estrutura mecânica do conjunto e a centralização dos componentes.



Figura 4-12: Estrutura do rotor da versão 2 do mancal magnético

O uso no rotor de ímãs de diâmetro maior resultou numa melhora na eficiência do atuador. Esta melhoria na eficiência permitiu o uso de entreferros menores e, por conseguinte, uma rigidez radial mais elevada. A diminuição na massa do rotor diminuiu o esforço de controle do rotor. E por final, a diminuição do comprimento do rotor teve a finalidade de elevar a frequência natural de ressonância do movimento de inclinação do rotor.

O MMA-EPUSP não possuía controle ativo com relação a movimentos de inclinação do rotor, e, caso a frequência natural deste movimento estivesse muito próximo à região de controle da posição axial, o sistema poderia se tornar instável. Como este aspecto não constitui foco principal do trabalho, nenhum estudo pormenorizado foi feito.

Graças a estas mudanças, foi possível obter uma levitação mais robusta do rotor.

#### 4.2.1 MODELAGEM DO NOVO MANCAL MAGNÉTICO

O mancal magnético foi modelado utilizando o método de elementos finitos (MEF) para determinar as constantes  $k_h e k_t$  (item 2.3.1.1), a fim de verificar se o novo arranjo satisfará aos requisitos da suspensão magnética estabelecido por Silva. [38]

A Figura 4-13 mostra o arranjo utilizado na modelagem. À esquerda temos o núcleo de um atuador com seu ímã enxertado. À direita temos os dois ímãs cilíndricos de NdFeB da extremidade do rotor:

- O ímã alvo de Ø20x4 mm;
- O ímã interno de Ø9x9 mm.



Figura 4-13: Modelagem do rotor com mancal magnético

Como os mancais são simétricos, a modelagem foi simplificada considerando apenas um atuador do mancal magnético, como mostrado na Figura 4-14. Esta simplificação reduziu o tempo de processamento significativamente e possibilitou uma análise mais ampla com um erro estimado inferior a 0,4%.



Figura 4-14: Modelagem de um atuador do mancal magnético

Na modelagem foi considerado que o entreferro total entre o rotor e os mancais seria de 6 mm, ou seja, o ponto médio de equilíbrio corresponde a um entreferro de 3 mm entre cada atuador e o rotor. A análise da força axial foi realizada a intervalos de 0,2 mm e com a corrente na bobina variando de -3 A a +3 A.

A Figura 4-15 apresenta uma família de curvas de corrente, onde podemos observar a força que cada atuador do mancal magnético exerce sobre o eixo rotor, para diferentes valores de corrente na bobina dos atuadores.



Figura 4-15: Força axial de cada atuador do mancal magnético em função do entreferro

As curvas de força "A" referem-se ao atuador inferior, enquanto as curvas de força "B" referem-se ao atuador superior.

Considerando que o mancal magnético possui dois entreferros: *entreferro*<sub>A</sub> (entre o mancal inferior e o rotor) e *entreferro*<sub>B</sub> (entre o mancal superior e o rotor), o *entreferro*<sub>TOTAL</sub> pode ser calculado como sendo:

$$entreferro_{TOTAL} = entreferro_A + entreferro_B$$
(28)

Assim, ao reduzir o entreferro entre o rotor e um atuador do mancal magnético a força aumenta enquanto no outro atuador do mancal magnético a força diminui, devido ao aumento do entreferro entre o outro atuador e o rotor.

$$entreferro_{B} = entreferro_{TOTAL} - entreferro_{A}$$
(29)

Com base nas forças em cada mancal (Figura 4-15), foi possível estimar a força resultante no eixo rotor. Considerando que as bobinas estão montadas invertidas, devemos considerar que as correntes nos mancais possuem sinais opostos.



Figura 4-16: Força axial resultante no rotor gerada pelos atuadores do mancal magnético

A Figura 4-16 mostra uma família de curvas de corrente, que representam a força resultante no eixo rotor para diferentes distâncias entre um mancal e o eixo rotor. Em destaque é apresentada a curva com corrente nula " $f_{mag}$ " (0A), que corresponde à força devida unicamente aos ímãs existentes no núcleo dos atuadores do mancal magnético (veja Figura 4-4 do Apêndice B-1.2).

Para a determinação da constante magnética ( $k_h$ ) de um atuador do mancal magnético, o segmento da região operacional (veja item 4.2.2) da curva " $f_{mag}$ " foi linearizado de forma que a inclinação da reta obtida corresponde ao constante magnética do mancal magnético: 4,53 N/mm ou 4530 N/m.

A partir deste valor é possível determinar a constante magnética  $k_h$  de cada atuador do mancal magnético como sendo a metade do valor da constante magnética do mancal magnético, ou seja:

$$k_h = \frac{4530}{2} \Rightarrow k_h = 2265 N/m \tag{30}$$

No projeto temático do DAV [26] são considerados 2 mm para as paredes do dispositivo e mais 1 mm de espaço entre o rotor e a parede. Este espaço é necessário para garantir a circulação do sangue, evitando que este coagule. Para atender a este requisto de projeto, o protótipo foi projetado para utilizar um entreferro de 3 mm.

No trabalho de Silva [38] foi obtida uma rigidez axial de 7500 N/m, mas o entreferro utilizado era de apenas 0,5 mm e o atuador não possuía um ímã de NdFeB no seu interior. Considerando a Eq.(8), a rigidez axial para um entreferro de 3 mm seria, no mínimo, 16 vezes menor.

Graças ao fato do atuador do protótipo utilizar um ímã de NdFeB em seu núcleo, a rigidez do novo mancal magnético é muito superior ao do projeto original [38]. Por este motivo, a rigidez axial medida na Eq.(30) foi reduzida em apenas um terço apesar do entreferro ter aumentado em seis vezes, validando a leitura realizada.

#### 4.2.2 ESTIMATIVA DA REGIÃO OPERACIONAL

Define-se como região operacional como a faixa de operação do entreferro onde o comportamento das curvas de força da Figura 4-16 apresenta um comportamento linear. No presente caso, a região operacional foi estabelecida para o entreferro variando de 3 mm ±1,7 mm (entre 1,3 mm e 4,7 mm). Esta região operacional com comportamento linear condiz com o trabalho de Silva. [38]

Para estimar a constante eletromagnética do atuador do mancal magnético os dados da Figura 4-16 são rearranjados de forma que as curvas representem diferentes opções de entreferro e a força no rotor seja determinada para diferentes correntes nos atuadores.

A Figura 4-17 mostra este novo arranjo, onde uma família de curvas de entreferro representa a força axial sobre o rotor exercida pelo mancal magnético em função da corrente na bobina dos atuadores.



Figura 4-17: Força axial no rotor devido ao campo eletromagnético dos atuadores do mancal magnético

Para a determinação da constante eletromagnética ( $k_t$ ) de um atuador do mancal magnético, o segmento da região operacional (veja item 4.2.2) da curva com entreferro de 3 mm foi linearizado de forma que a inclinação da reta obtida corresponde ao constante eletromagnética do mancal magnético: 3,24 N/A.

A partir deste valor é possível determinar a constante eletromagnética  $k_t$  de cada atuador do mancal magnético como sendo a metade do valor da constante eletromagnética do mancal magnético, ou seja:

$$k_t = \frac{3,24}{2} \Rightarrow k_t = 1,62N/A \tag{31}$$

O valor obtido é equivalente ao valor do trabalho de Silva [38] (1,0 N/A), indicando que a bobina do mancal está compatível com o projeto original.

## 4.2.3 ENSAIOS DO MANCAL MAGNÉTICO (VERSÃO 2)

Uma nova sequência de ensaios foi realizada com a nova versão do mancal magnético, como exemplificado na Figura 4-18, de forma a melhor caracterizar o mancal magnético e permitir a correta identificação das alterações impostas ao mancal nos testes com os motores radial e axial, objetivo final deste documento.



Figura 4-18: Estrutura de ensaio do protótipo com mancal magnético (versão 2)

## 4.2.3.1 DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DA BOBINA DO ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

Como o atuador não foi modificado os dados do item 4.1.3 seguem válidos.

#### 4.2.3.2 ENSAIO DOS SENSORES DE ENTREFERRO

Como o alvo do sensor de entreferro foi alterado, foram realizados novos testes para verificar se estes conseguiam reconhecer o ímã de 20 mm como alvo. Os testes confirmaram que as características operacionais dos sensores, determinadas no item 4.1.4, não foram significativamente afetadas, apena a amplitude de variação foi reduzida em 30%.

#### 4.2.3.3 TESTE DA SUSPENSÃO MAGNÉTICA COM ROTOR DE REFERÊNCIA

Como o atuador não foi modificado os dados do item 4.1.5 seguem válidos.

#### 4.2.4 Teste da Suspensão Magnética com a versão 2 do Rotor

Neste ensaio o protótipo foi montado com a versão 2 do rotor para mancal magnético para comprovar a sua operacionalidade. Só foi possível conseguir uma suspensão estável com um entreferro total de 6,8 mm, utilizado os seguintes parâmetros para operar o programa de controle:

- A frequência de amostragem foi definida como sendo de 300 Hz.
- As constantes do PID foram:  $K_p = 0,65$ ;  $K_i = 0$ ; e  $K_d = 0,017$ .

#### 4.2.5 TESTE DE INCLINAÇÃO

Neste teste simples é verificada a rigidez do conjunto do protótipo com mancal magnético. O objetivo do teste é inclinar o protótipo lentamente até que o eixo de rotação fique na horizontal. Espera-se que a rigidez da suspensão magnética seja suficiente para suportar a força-peso do próprio rotor, da forma como o mancal magnético foi estabelecido na Tese de Doutorado de Silva [38].



Figura 4-19: Inclinando o protótipo com o mancal magnético da versão 2

Ao executar este teste o mancal magnético manteve-se estável, mantendo a suspensão magnética, como mostrado na Figura 4-19. Apenas a corrente de controle passou de 120 mA para 600 mA.

## 4.2.6 DETERMINAÇÃO DA CONSTANTE ELETROMAGNÉTICA $(K_{\tau})$

Neste teste será aplicada uma força axial incremental sobre o rotor para determinar qual a variação de corrente nos atuadores para garantir a flutuação, mantido um determinado entreferro. A Figura 4-20 ilustra como o teste foi realizado, utilizando cargas com massa conhecida.



Figura 4-20: Bancada de teste da Constante Eletromagnética (kt)

Para garantir que o entreferro do rotor não fosse alterado, o que modificaria a condição de teste, o controlador do mancal foi configurado como PID, com uma pequena constante de integração de 0,05.

Ao incrementar a carga axial aguardavam-se algumas dezenas de segundo para garantir a estabilidade da suspensão magnética antes de ler a nova corrente do sistema. A corrente medida correspondia ao total de corrente nos atuadores do mancal magnético.



Figura 4-21: Determinação da Constante Eletromagnética (kt)

A Figura 4-21 mostra como a corrente nos atuadores variou conforme a força-peso sobre o rotor era aumentada. Como a curva apresenta um comportamento exponencial:

- uma variação de 0,5 N, inicial gera um aumento de corrente de aproximadamente 0,5 A.
- uma variação de 0,5 N, no extremo, gera um aumento de corrente de aproximadamente 1 A

Foi linearizado o segmento médio da curva para determinar a constante eletromagnética (kt) do mancal magnético como sendo de 4,4 N/A. Considerando que o valor determinado corresponde aos dois atuadores, a constante eletromagnética (kt) de cada atuador será:

$$k_t = \frac{4,4}{2} \Rightarrow k_t = 2, 2N/A \tag{32}$$

Quando comparado ao valor de estimado na modelagem do mancal magnético (item 4.2.2) de 1,62 N/A, apresentado na Eq.(31), verificamos que o valor medido é 35% maior. Este é um indicativo de que a modelagem foi por demais conservadora, apontando que os resultados práticos deverão ser melhores que o estimado.

Considerando que os valores simulados tinha cunho apenas referencial, este teste comprova uma significativa melhoria nas características dos atuadores do mancal magnético na versão 2 do mancal magnético.

#### 4.2.7 DETERMINAÇÃO DA RIGIDEZ RADIAL

Neste teste será aplicada uma força radial incremental sobre o rotor para determinar o deslocamento radial do eixo do rotor, mantido um determinado entreferro. A Figura 4-18 ilustra como o teste foi realizado, utilizando cargas com massa conhecida.



Figura 4-22: Bancada de teste da Rigidez Radial

A Figura 4-22 mostra em detalhe como o deslocamento radial do rotor foi medido. Antes de aumentar a carga o medidor de deslocamento era posicionado e zerado. Após colocar a carga, o valor lido correspondia ao deslocamento radial do rotor.

Para garantir que o entreferro do rotor não fosse alterado, o que modificaria a condição de teste, o controlador do mancal foi configurado como PID, com uma pequena constante de integral de 0,05.

Ao incrementar a carga radial media-se o deslocamento gerado. Com a lógica do controlador configurada como PID, não houve variação de corrente uma vez que o entreferro foi mantido ao longo de todo o teste.





A Figura 4-23 mostra os dados obtidos, relacionando o deslocamento radial do eixo do rotor gerado por diferentes níveis de força radial aplicada ao rotor. Para facilitar o cálculo, os valores obtidos foram linearizados permitindo a determinação da rigidez radial como sendo:

$$K_r = 2536 N/m$$
 (33)

Como indicado na Eq.(8), a rigidez axial é o dobro da rigidez radial. Dessa forma, podemos estimar a rigidez axial da versão 2 do mancal magnético, aplicando o valor obtido na Eq.(33), como sendo de:

$$K_a = -2K_r \Rightarrow K_a = 2 * 2536 \therefore K_a = 5072N/m \tag{34}$$

#### 4.2.8 ESTIMANDO A FREQUÊNCIA AXIAL NATURAL DO MANCAL MAGNÉTICO

Como determinado na Eq.(25) do item 2.2.1.3, a frequência natural do mancal magnético deve ser um ponto de instabilidade no sistema. Considerando que a constante magnética ( $k_h$ ) equivale à rigidez axial, determinada no item 4.2.7 e que a massa da versão 2 do rotor é de 0,095 kg, podemos estimar que a frequência natural do rotor seja de:

$$f = \frac{s}{2\pi} = \frac{\sqrt{\frac{k_h}{m}}}{2\pi} = \frac{\sqrt{\frac{5072}{0.095}}}{2\pi} \Rightarrow f \cong 36,8Hz$$
(35)

$$\omega = 60 * f = 60 * 36.8 \Rightarrow \omega \cong 2206 RPM \tag{36}$$

#### 4.2.9 COMPORTAMENTO DO ROTOR A BAIXA ROTAÇÃO

Neste teste é aplicado um jato de ar ao rotor de forma a fazê-lo girar de 1 a 3 rotações por segundo. Sem qualquer influência externa outra que não fosse o mancal magnético, o eixo de rotação apresentou uma assimetria rotacional (oscilação lateral) de aproximadamente 2 mm, como mostrado na Figura 4-24.



Figura 4-24: Assimetria rotacional observada

Considerando que o entreferro do estator radial (pior caso) é de 2 mm, essa oscilação natural do rotor seria suficiente para causar impactos e inviabilizar os testes com o motor radial.

Analisando o problema de oscilação a baixa rotação verificou-se que o centro magnético do ímã-alvo de 20 mm não estava localizado no centro geométrico do ímã, como ilustrado na Figura 4-25. Como o mancal uniaxial alinha o rotor pelo centro magnético, o efeito desta assimetria era observado na oscilação lateral do rotor.



Foi definido um dispositivo de teste simples, utilizando de uma agulha e uma linha, para localizar o centro magnético do ímã e, visualmente, determinar o deslocamento do centro geométrico, como mostrado na Figura 4-25b.

A solução do problema consistiu em escolher um ímã-alvo que possuísse o centro geométrico e magnético o mais próximos possível, como mostrado na Figura 4-26.



Figura 4-26: Centro magnético do ímã no centro geométrico

Com a substituição dos ímãs-alvo, a oscilação lateral do rotor foi eliminada e os testes do mancal magnético puderam ser completados.

## 4.2.10 COMPORTAMENTO DO ROTOR A ALTA ROTAÇÃO

Neste teste é aplicado um jato de ar ao rotor de forma a fazê-lo girar o mais rápido possível. A Figura 4-27 mostra a bancada de teste onde uma bobina (sem núcleo ferromagnético) foi montada próxima ao rotor, de forma a gerar uma tensão induzida pela rotação do rotor que era apresentada em um osciloscópio.



Figura 4-27: Assimetria rotacional observada

Dessa forma seria possível determinar a rotação do rotor ao mesmo tempo em que a modulação da amplitude do sinal ofereceria dados sobre deslocamentos radiais do rotor. A Figura 4-28 mostra o comportamento do sensor de entreferro quando o rotor girava a 425 RPM, onde a flutuação de tensão máxima é da ordem de 0,03 V; que corresponde a uma flutuação de  $\pm 0,015$  mm.



Figura 4-28: Sensor de entreferro para rotor a 425 RPM

Para determinar a rotação do rotor ( $n_{motor}$ ) foi medida a frequência da tensão induzida pelos 3 pares de ímãs do rotor, apresentada na Figura 4-28 como "Sensor de rotação". Dessa forma, a rotação do rotor pode ser determinada a partir da frequência do sinal ( $f_{sensor}$ ) do sensor, considerando que uma rotação equivale a três períodos do sensor, através da equação:

$$n_{motor} = 60 * \frac{f_{sensor}}{3} \Rightarrow n_{motor} \cong 20 * f_{sensor} [\text{RPM}]$$
 (37)

#### 4.2.10.1 Ressonância do Rotor: 1º Harmônico

Partindo do repouso o rotor acelerou sem problemas até que o rotor encontrou em ressonância pela primeira vez, quando o sensor acusava uma frequência entre 43 e 50 Hz, ou seja, utilizando a Eq.(37), quando o rotor girava entre 860 e 1000 RPM.



Figura 4-29: Efeito do 1º harmônico de ressonância do rotor

A Figura 4-29 mostra os sinais monitorados durante o teste:

- Na parte superior vê-se a leitura do sensor de rotação, onde é possível observar uma modulação da amplitude do sinal de 26%. Esta modulação deve-se ao fato da ressonância gerar uma forte oscilação radial.
  - A rigidez do mancal magnético é suficiente para suportar esta oscilação harmônica sem maiores problemas.
  - O deslocamento radial é suficiente para causar problemas no motor radial, já que o entreferro existente é de apenas 2 mm.

- Na parte inferior é mostrada a leitura do sensor de distância do entreferro, onde se nota a amplitude do deslocamento é mínima (da ordem de 360 mV ou 0,36 mm).
  - A falta de correlação entre a variação do sinal do sensor de entreferro e a ondulação no sensor de rotação, indica que o sensor de entreferro utilizado não reconhece as oscilações laterais como falsas variações axiais.

#### 4.2.10.2 RESSONÂNCIA DO ROTOR: 2º HARMÔNICO

Continuando a aumentar a rotação, o rotor volta a estabilizar até que o sensor acuse uma frequência próxima a 100 Hz, ou seja, utilizando a Eq.(37), quando o rotor girava em torno de 2000 RPM o rotor volta a entrar em ressonância. Entretanto, nesta segunda ressonância, a oscilação é angular e o mancal magnético não consegue resistir e entra em colapso.



Figura 4-30: Efeito do 2º harmônico de ressonância do rotor

A Figura 4-30 mostra os sinais monitorados durante o teste:

- Na parte superior temos a leitura do sensor de rotação, onde é possível observar a inexistência de modulação da amplitude do sinal (0%).
  - O deslocamento radial é nulo.
- Na parte inferior é apresentado o sensor de distância do entreferro, mostrando que a amplitude do deslocamento é grande (da ordem de 2,84 V ou 2,84 mm).

 A rigidez do mancal magnético não é suficiente para suportar esta oscilação harmônica.

## 4.3 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO

A primeira versão do desenho do mancal magnético mostrou um desempenho muito pobre nos ensaios estáticos, o que motivou o reprojeto do suporte magnético do rotor. A segunda versão do mancal magnético apresentou um desempenho estático excelente, motivando sua escolha para dar prosseguimento aos testes.

Entretanto, no ensaio dinâmico foram identificados dois problemas que inviabilizariam o acionamento do rotor pelo motor de fluxo magnético radial:

- 1. Em baixa rotação o rotor apresentava uma oscilação radial.
- Em média rotação o rotor apresenta problemas de ressonância do rotor em 1º e 2º harmônicos.

O primeiro problema foi solucionado escolhendo um ímã-alvo com o centro geométrico e magnético colineares, identificando um item importante de atenção no processo de manufatura dos ímãs a serem utilizados nos mancais magnéticos uniaxiais.

Já o segundo problema não pode ser minimizado e deve afetar os testes com os motores significativamente, pois estabelece que a rotação dos testes com os motores não podem ser maiores que 800 RPM para evitar problemas de ressonância do rotor.

5 PROTÓTIPO DO MOTOR AXIAL COM MANCAL MAGNÉTICO

As características do motor axial (motor de fluxo magnético axial) foram estabelecidas no capítulo 3. O mancal rígido do protótipo foi substituído pelo mancal magnético e o protótipo foi testado e o comportamento do mancal magnético foi estabelecido no capítulo 4.

Este capítulo descreve os ensaios a serem realizados no protótipo do motor axial modificado para operar com mancal magnético. Os seguintes tópicos fazem parte deste capítulo:

- Modelagem do motor axial pelo método dos elementos finitos para levantar dados teóricos que balizarão os ensaios.
- Acréscimo do estator ao protótipo já testado com o mancal magnético.
- Ensaio experimental do motor axial com mancal magnético.

## 5.1 MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR AXIAL COM

### MANCAL MAGNÉTICO

Ao protótipo com mancal magnético, descrito no capítulo 4, foi acrescentado o estator axial. A Figura 5-1 mostra como o estator para o motor axial foi montado ao protótipo, identificando seus componentes principais.

O estator axial foi montado de forma que existisse um entreferro de 2 mm com o rotor. Foi utilizado o sensor de entreferro no atuador inferior.



Figura 5-1: Suspensão magnética MMA-EPUSP com motor BLDC para acionamento axial

## 5.2 ESTUDO TEÓRICO DA INTERAÇÃO DO MOTOR AXIAL COM

## **O MANCAL MAGNÉTICO**

A Figura 5-2 ilustra a configuração de acionamento rotativo axial, onde os ímãs são arranjados uniformemente na base do rotor com as suas polaridades alinhadas axialmente.



Figura 5-2: Opção de acionamento axial do rotor apoiado sobre mancal magnético

De modo a confrontar tais ímãs, bobinas sem núcleo foram arranjadas paralelas à base do rotor, com seus eixos centrais alinhados paralelos ao eixo do rotor. Ao variar o fluxo de cada eletroímã, de acordo com a posição do rotor, cria-se uma força de repulsão ou atração entre a bobina e o ímã, dando origem a um momento que faz o rotor girar. Esta configuração será denominada de acionamento axial.

A Figura 5-3 ilustra um instante em que um par de ímãs é atraído pelas bobinas em lados simétricos opostos. Como o mancal magnético não possui uma rigidez tão grande quando um mancal rígido, o rotor poderá sofrer deslocamento de sua posição original devido à influência das forças eletromagnéticas geradas pelo enrolamento.



Figura 5-3: Forças que agem no rotor num acionamento axial

De forma aproximada, surge uma força de atração principal ( $F_m$ ) na direção que une o centro do ímã do rotor e o centro da bobina. Essa força de atração pode ser decomposta em três componentes:

- Os componentes transversais (*F<sub>t</sub>*) agem em cada lado do rotor gerando o torque do motor.
- Os componentes na direção radial (*F<sub>r</sub>*) são simétricos e opostos de forma que tendem a se anular entre si, mas possuem rigidez negativa.

 Os componentes na direção axial (*F<sub>a</sub>*) são paralelos e possuem a mesma direção tendendo a mover o rotor na direção axial.

A não utilização de um núcleo ferromagnético no estator evita a formação de pares magnéticos residuais, entre o estator e os ímãs do rotor, cujas forças de atração ( $F_a$ ) reduziriam a rigidez axial do rotor. Como a sustentação do rotor no MMA-EPUSP é passiva no eixo radial, estas forças poderiam comprometer a estabilidade do rotor no MMA-EPUSP; havendo o risco de o rotor inclinar e aderir contra o núcleo do estator.

Esta interação de forças entre os ímãs do rotor e o enrolamento deverá ser suportada pelo mancal magnético de forma a manter a posição do rotor ou minimizar o seu deslocamento. A Figura 5-4 exemplifica os deslocamentos possíveis do rotor com mancal magnético.



Figura 5-4: Possíveis instabilidades induzidas no motor axial: (a) atração; (b) repulsão; e (c) deslocamento

Se a força  $F_m$  for de atração, o rotor tenderá a ser deslocado axialmente, conforme ilustra a Figura 5-4a.

Se a força  $F_m$  for de repulsão, cria um momento que tende a rolar o rotor em torno de um eixo radial, provocando uma inclinação do rotor, conforme ilustra a Figura 5-4b.

Se houver um desequilíbrio na força radial ( $F_r$ ) tenderá a deslocar o rotor conforme ilustra a Figura 5-4c.

Como a força axial,  $F_a$ , cria um esforço direto sobre o mancal magnético, é importante verificar se o mancal magnético consegue compensar essa força.

Além disso, devido ao movimento rotatório do rotor, todas as componentes de força devem apresentar um componente oscilatório que pode afetar a planta de controle do mancal magnético.

#### 5.2.1 ESTIMATIVA DO COMPORTAMENTO POR MEF

Antes de ensaiar o motor axial com mancal magnético foi realizada uma modelagem pelo método de elementos finitos para verificar qual seria o comportamento esperado do motor axial, caso alguma força "externa" deslocasse o rotor. Estas informações serão utilizadas para estabelecer o plano de ensaios para verificar o comportamento do motor com o mancal magnético uniaxial.

Para melhorar o desempenho do processamento da modelagem do motor axial e garantir uma margem de erro inferior a 0,4%, nas estimativas das forças e do torque, foram utilizadas as seguintes simplificações:

- Seria considerada apenas uma fase. Como duas fases estão sempre ativas, os valores obtidos seriam replicados devidamente ajustados para o deslocamento de 20 graus.
- Como o rotor e a base do estator são de materiais não ferromagnéticos, apenas as bobinas e os ímãs foram considerados.
- O desenho da bobina foi simplificado para garantir as dimensões das partes ativas, já que o encabeçado da bobina pouco influi.
- Para simplificar o calculo foi considerada a simetria do motor, permitindo o calculo de um ciclo de 60 graus (item 2.3) para posterior replicação para os 6 polos.
  - Devido às características de comutação do motor, destes 60 graus, existe corrente na fase durante 40 graus. Nos restantes 20 graus a fase está senso utilizada como sensor (medindo a BEMF) e a corrente circulante é zero.
Com base em todas as considerações acima o motor axial foi modelado como exemplificado na Figura 5-5.



Figura 5-5: Modelagem de uma fase do motor axial

Com a modelagem definida, foram estimadas as forças axial (eixo z) e radial (eixos x e y), bem como o torque. Foram consideradas: variações de corrente de fase; variações do entreferro; e variações na inclinação do rotor. Os resultados obtidos são apresentados nos próximos subitens.

#### 5.2.1.1 CONDIÇÃO NORMAL

Para que seja possível identificar as variações, foi simulado o comportamento do torque e das forças no rotor quando em condições normais: com entreferro de 2 mm e corrente de fase de 1 A.

A Figura 5-6 apresenta o torque por fase e o torque total do rotor, formado pela somatória do torque de cada fase. Esta simulação aponta que o torque do motor axial, nas condições de contorno estabelecidas, seria da ordem de 0,0111 Nm  $\pm 10\%$ .

O valor do torque estimado está compatível com o ensaio realizado com o motor axial com mancal rígido, descrito no item 3.5.3.1, indicando que os parâmetros utilizados na modelagem são satisfatórios.



Figura 5-6: Torque do motor axial com corrente de fase de 1 A

O torque é máximo em uma fase quando o centro do ímã do rotor está exatamente sobre o segmento ativo da bobina. Conforme o ímã passa pelo segmento ativo o torque vai reduzindo, mas quando o ímã deixaria o segmento a corrente da fase será comutada para zero e, consequentemente, o torque desta fase será nulo. Ao se aproximar do próximo segmento o torque mantém a direção pelo fato da corrente de fase ser reativada, mas no sentido oposto.

A Figura 5-7 apresenta a força axial (eixo z) estimada do motor axial, na ordem de 1,1 N  $\pm$ 34%.

Ao contrário do torque, a força axial é máxima em uma fase quando o ímã do rotor está exatamente no centro da bobina. Conforme o ímã passa pelo segmento ativo a força axial vai reduzindo, mas quando o ímã deixaria o segmento a corrente da fase será comutada para zero e, consequentemente, a força axial desta fase será nula. Ao se aproximar da próxima bobina a força axial mantém a direção pelo fato da corrente de fase ser reativada, mas no sentido oposto.

A força radial (eixos x e y) foi desconsiderada por apresentarem amplitude média pequena (<0,05 N).



Figura 5-7: Força axial (eixo z) do motor axial com corrente de fase de 1 A

Considerando a rotação do rotor ( $n_{motor}$ ), em RPM, a frequência da flutuação do torque e da força axial ( $f_{variação}$ ) pode ser determinada pela seguinte equação:

$$f_{varia,\tilde{a}o} = \frac{n_{motor}}{60} \cdot N_{polos} \cdot N_{fases}$$
(38)

$$f_{varia \varsigma \tilde{a} o} = \frac{n_{motor}}{60} \cdot 6 \cdot 3 \xrightarrow{simplificando} f_{varia \varsigma \tilde{a} o} = \frac{3}{10} n_{motor} [\text{Hz}]$$
(39)

Considerando o pior caso, quando o motor estiver na rotação máxima de 4000 RPM, a frequência da flutuação seria de 1200 Hz exigindo que o controlador do mancal magnético possua uma taxa de amostragem superior ao dobro desta frequência (2400 Hz), ou seja, um intervalo de amostragem menor que 416µs.

Outro momento a ser verificado será quando a frequência de flutuação for igual à frequência natural do mancal magnético, estabelecida no item 4.2.8, de 36,8 Hz. Utilizando a Eq.(39) podemos determinar que esta condição fosse atingida quando o motor estiver a 123 RPM, em processo de aceleração.

#### 5.2.1.2 VARIANDO A CORRENTE

A corrente do motor varia sempre que houver uma variação da carga sobre o rotor. Se a carga aumentar, a corrente aumentará para fornecer mais torque ao rotor e manter a velocidade de rotação. Se a carga diminuir, a corrente será reduzida para impedir o aumento da velocidade. A modelagem foi realizada considerando um entreferro constante de 2 mm.

A Figura 5-8 ilustra como o torque do motor axial aumenta linearmente com o aumento da corrente. Para representar essa variação, o gráfico mostra o valor máximo, médio e mínimo do torque para diferentes correntes de fase.



Figura 5-8: Variação do torque com a corrente

A proporção da flutuação do torque pode ser considerada constante com o aumento da corrente. Considerando o torque médio a flutuação estará entre ±6% e ±9%.

Já para a força axial o comportamento é diferente. A Figura 5-9 ilustra como a amplitude do valor máximo e mínimo da força axial do motor axial varia linearmente com o aumento da corrente.



Figura 5-9: Variação da força axial com a corrente

Essa simulação mostra que a força axial média não varia com a corrente, apenas a amplitude dos valores máximos e mínimos. Por exemplo, enquanto para uma corrente de 0,5 A a força axial seria de -1,16  $\pm$ 0,11 N (9,8%), para uma corrente de 2 A a força axial seria de -1,19  $\pm$ 0,59 N (49%).

A força radial (eixos x e y) foi desconsiderada por apresentar amplitude média pequena (<0,05 N) e não variar significativamente com a corrente.

#### 5.2.1.3 VARIANDO O ENTREFERRO

Se o rotor sofrer algum tipo de deslocamento axial, o rotor possuirá um entreferro maior ou menor de acordo com o sentido deste deslocamento, como exemplificado na Figura 5-4a. A modelagem foi realizada considerando uma corrente de fase constante de 1 A.

A Figura 5-10 ilustra como o torque do motor varia inversamente com o entreferro do motor axial: quanto maior o entreferro menor será o torque, e vice-versa. Para representar essa variação, o gráfico mostra o valor máximo, médio e mínimo do torque para cada valor de entreferro simulado.



Figura 5-10: Variação do torque com a distância entre o rotor e o estator

Com base nessa modelagem é possível considerar que a variação do torque é linear para um entreferro variando de 0,1 mm a 3 mm, correspondendo a uma variação no torque de 0,0022 Nm para cada milímetro de entreferro.

A Figura 5-11 ilustra como a força axial do motor varia inversamente com o deslocamento axial do rotor: quanto maior o entreferro menor será a força axial, e vice-versa. Para representar essa variação, o gráfico mostra o valor máximo, médio e mínimo da força axial para cada valor de entreferro simulado.

A variação da força axial média pode ser considerada linear para entreferro maior que 1 mm utilizada na modelagem, indicando uma variação na força axial média de 0,35 N para cada milímetro de deslocamento.

Já para um entreferro inferior a 1 mm a força axial média varia exponencialmente. Este é um detalhe importante, pois qualquer redução no entreferro para melhorar o rendimento do motor axial, aumentará a força axial que o mancal magnético deverá suportar.

A faixa de flutuação da força axial mantém-se praticamente constante para os diferentes entreferros considerados, na ordem de ±24%.

A força radial (eixos x e y) foi desconsiderada por apresentar amplitude média pequena (<0,05 N) e não variar significativamente com o entreferro.



Figura 5-11: Variação da força axial com a distância entre o rotor e o estator

#### 5.2.1.4 VARIANDO A INCLINAÇÃO DO ROTOR

Se o rotor sofrer uma inclinação, este possuirá um entreferro diferente de cada lado, como exemplificado na Figura 5-4b. Este efeito cria um momento radial no rotor que precisará ser contido pelo mancal magnético.

A modelagem foi realizada considerando uma corrente de fase de 1 A e um entreferro de 2 mm, constantes. A inclinação máxima foi limitada a 2 graus, pois o rotor tocaria o estator em inclinações maiores.

A análise mostrou que praticamente inexistem variações no torque ou nas forças radial e axial, quando o rotor sofre inclinações entre ±2 graus.

#### 5.2.2 RECOMENDAÇÕES PARA O ENSAIO

Com base nos resultados da modelagem o foco do ensaio deve ser sobre a força axial gerada pelo motor, pois esta força pode criar uma realimentação positiva com a planta de controle ou exceder o limite de força axial que o mancal magnético pode suportar.

#### 5.3 ENSAIO DO MOTOR AXIAL COM MANCAL MAGNÉTICO

A Figura 5-12 apresenta a bancada de testes do protótipo com motor axial com mancal magnético. A fonte de alimentação fornece ±12 V tanto para o conversor analógico/digital do sensor de entreferro quanto para o amplificador de saída da planta de controle.

Para a realização dos testes foram utilizados os dados levantados no capítulo 3 (características do motor axial e da placa de controle do motor) e no capítulo 4 (características do mancal magnético e do controle do mancal magnético). A placa de controle do motor utilizou a mesma configuração definida nos testes com mancal rígido (item 3.3).



Figura 5-12: Foto do protótipo com motor axial e mancal magnético utilizado nos testes

Devido ao problema de instabilidade da suspensão magnética identificado no item 4.2.10, ficou claro que o sistema de controle do motor adotado (sem sensor) não permitiria a realização de todos os testes planejados. Durante os testes com mancal rígido, descrito no capítulo 3, ficou caracterizado que o motor somente entrava em regime a rotações superiores a 2000 RPM. Entretanto, devido à instabilidade do mancal magnético, a rotação máxima do rotor seria de 800 RPM.

Para o ensaio o programa do controlador do motor foi alterado para acelerar até 600 RPM em 20 segundos, desligando o motor ao atingir esta velocidade máxima. Graças a esta lenta aceleração, a falta de um sensor de posição do rotor (por exemplo: sensor HALL) não impediu a realização dos testes.

## 5.3.1 A SAÍDA DO SENSOR DE ENTREFERRO E A CORRENTE NOS ATUADORES

Para identificar o comportamento do sensor de entreferro foram feitas algumas leituras sincronizadas com a tensão de uma fase, para permitir a identificação da velocidade do rotor no momento da leitura.

Para a leitura do sensor de entreferro o osciloscópio foi ajustado para monitorar o nível AC do sensor, a fim de facilitar a identificação da amplitude de sua oscilação.

A Figura 5-13 mostra a amplitude da oscilação do sensor de entreferro (0,4 V ou 0,4 mm) observada quando o rotor estava a uma rotação de 196 RPM, aplicando a Eq.(37) na frequência da fase do motor. É possível observar que a frequência base na oscilação da leitura do sensor de entreferro é 6 (seis) vezes maior que a frequência da tensão de fase, devido aos seis polos do rotor.





Conforme a velocidade aumenta, a amplitude da oscilação do sensor de entreferro também aumenta, como mostrado na Figura 5-14, onde a amplitude do sensor atingiu picos de 1,27 V (ou 1,27 mm) enquanto o rotor girava a 579 RPM, aplicando a Eq.(37) na frequência da fase do motor.

Com o aumento da velocidade o ruído gerado pelo chaveamento da corrente do motor afetou as leituras realizadas, mas não afetou o comportamento da planta de controle.



Figura 5-14: Comportamento do sensor de entreferro com a rotação (579 RPM)

Para verificar a relação entre o sensor de entreferro e a corrente nos atuadores do mancal magnético, gerada pela planta de controle, o osciloscópio foi ajustado para medir os níveis DC a baixa velocidade de amostragem.

Essa técnica permitiu o registro apresentado na Figura 5-15, onde é possível identificar uma correspondência quase direta entre o sinal do sensor e a corrente aplicada nos atuadores pela planta de controle.



Figura 5-15: Relação entre o sensor de entreferro e a corrente nos atuadores

Graças à baixa velocidade de amostragem é possível identificar quando o motor é ligado e quando o motor atinge a velocidade máxima e desliga. Infelizmente a baixa frequência de amostragem não permite identificar as amplitudes das oscilações, apenas os valores médios.

Mesmo assim é facilmente observável uma relação direta entre a velocidade do rotor e o distúrbio no sensor de entreferro e, consequentemente, na corrente aplicada nos atuadores.

#### 5.3.2 A VELOCIDADE E A CORRENTE NOS ATUADORES

Para a leitura da corrente nos atuadores foi inserido uma resistência de 0,3 Ω em série com os atuadores e o osciloscópio foi ajustado para monitorar o nível da tensão AC sobre este resistor. Esta configuração facilita a medição da amplitude de sua oscilação da corrente.

A Figura 5-16 mostra o comportamento da corrente no atuador a uma determinada velocidade de rotação do rotor, no caso 117 RPM. A amplitude da flutuação da corrente é decorrência da flutuação da força axial gerada pelo motor.



Figura 5-16: Comportamento da corrente com a rotação (117 RPM)

É possível observar que a frequência base na oscilação da corrente no atuador é 6 (seis) vezes maior que a frequência da tensão de fase, devido aos seis polos do rotor.

Para verificar a relação entre a velocidade de rotação do rotor e a corrente nos atuadores do mancal magnético, gerada pela planta de controle, o osciloscópio foi ajustado para medir os níveis DC a baixa velocidade de amostragem.

Essa técnica permitiu o registro apresentado na Figura 5-17, onde é possível identificar uma correspondência quase direta entre o aumento na velocidade do motor e o aumento na corrente aplicada no atuador pela planta de controle. O primeiro pico de corrente corresponde a uma tentativa de partir o motor que falhou, sendo desconsiderada nesta análise.



Figura 5-17: Comportamento da corrente do mancal magnético com a velocidade do rotor

### 5.4 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO

O motor axial permite maior flexibilidade no ajuste do entreferro do motor, sem que seja necessário redesenhar o motor. Isso significa que qualquer alteração no projeto do DAV-IDPC envolvendo espessuras de paredes não implicaria na necessidade de alterar o projeto do motor de fluxo magnético axial.

Como os testes mostraram uma relação direta entre o aumento da velocidade do rotor com o aumento da força axial induzida, a planta de controle necessita aumentar a corrente nos atuadores para manter o equilíbrio da suspensão magnética.

Devido às limitações na estabilidade do mancal magnético não foi possível aumentar a velocidade do rotor para verificar o comportamento do mancal a altas rotações. Com base na Figura 5-17, se a proporcionalidade da rotação for mantida (1,3 A/1000 RPM), a corrente no atuador atingiria o limite da planta de controle (2,5 A) em torno de 2400 RPM; desestabilizando a suspensão magnética. Este estudo poderá ser feito no futuro, utilizando um mancal magnético com uma rigidez mais alta.

Vale lembrar que, considerando o desenho básico do DAV-IDPC, apresentado no item 1.2, o motor de fluxo magnético axial apresenta vantagens mecânicas por não interferir no desenho mecânico da bomba: saída do sangue e no desenho das lâminas do cone.

## 6 PROTÓTIPO DO MOTOR RADIAL COM MANCAL MAGNÉTICO

As características do motor radial (motor de fluxo magnético radial) foram estabelecidas no capítulo 3. O mancal rígido do protótipo foi substituído pelo mancal magnético e o protótipo foi testado e o comportamento do mancal magnético foi estabelecido no capítulo 4.

Este capítulo descreve os ensaios a serem realizados no protótipo do motor radial modificado para operar com mancal magnético. Os seguintes tópicos fazem parte deste capítulo:

- Modelagem do motor radial pelo método dos elementos finitos para levantar dados teóricos que balizarão os ensaios.
- Acréscimo do estator ao protótipo já testado com o mancal magnético.
- Ensaio experimental do motor radial com mancal magnético.

# 6.1 MONTAGEM DO PROTÓTIPO COM MOTOR RADIAL COM

## MANCAL MAGNÉTICO

Ao protótipo com mancal magnético, descrito no capítulo 4, foi acrescentado o estator radial. A Figura 6-1 mostra como o estator para o motor radial foi montado ao protótipo, identificando seus componentes principais.

O estator radial foi montado de forma que o rotor ficasse centralizado com os centros dos ímãs coplanar com o plano formado pelo centro das bobinas do enrolamento. Foi utilizado o sensor de entreferro no atuador inferior.



Figura 6-1: Suspensão magnética MMA-EPUSP com motor BLDC para acionamento radial

## 6.2 ESTUDO TEÓRICO DA INTERAÇÃO DO MOTOR RADIAL COM

## **O MANCAL MAGNÉTICO**

A Figura 6-2 ilustra a configuração de acionamento rotativo radial, onde diversos ímãs são arranjados de maneira uniforme na base do rotor com as suas polaridades alinhadas radialmente.



Figura 6-2: Opção de acionamento radial do rotor apoiado sobre mancal magnético

De modo a confrontar tais ímãs, bobinas sem núcleo foram arranjadas ao redor da base do rotor, com seus eixos centrais alinhados radialmente ao eixo do rotor. Ao variar o fluxo de cada eletroímã, de acordo com a posição do rotor, cria-se uma força de repulsão ou atração entre a bobina e o ímã, dando origem a um momento que faz o rotor girar. Esta configuração será denominada de acionamento radial.

A Figura 6-3 ilustra um instante em que um par de ímãs é atraído pelas bobinas em lados simétricos opostos. Como o mancal magnético não possui uma rigidez tão grande quando um mancal rígido, o rotor poderá sofrer deslocamento de sua posição original devido à influência das forças eletromagnéticas geradas pelo enrolamento.



Figura 6-3: Forças que agem no rotor num acionamento radial

De forma aproximada, surge uma força de atração principal ( $F_m$ ) na direção que une o centro do ímã do rotor e o centro da bobina. Essa força de atração pode ser decomposta em três componentes:

- Os componentes transversais (*F<sub>t</sub>*) agem em cada lado do rotor gerando o torque do motor.
- Os componentes na direção radial (*F<sub>r</sub>*) são simétricos e opostos de forma que se anulam entre si, mas possuem rigidez negativa.

 Os componentes na direção axial (*F<sub>a</sub>*) são paralelos e possuem a mesma direção tendendo a mover o rotor na direção axial.

A não utilização de um núcleo ferromagnético no estator evita a formação de pares magnéticos residuais, entre o estator e os ímãs do rotor, cujas forças de atração ( $F_r$ ) reduziriam a rigidez radial do rotor. Como a sustentação do rotor no MMA-EPUSP é passiva na direção radial, estas forças poderiam comprometer a estabilidade do rotor no MMA-EPUSP; havendo o risco do rotor "aderir" contra o núcleo do estator.

Esta interação de forças entre os ímãs do rotor e o enrolamento deverá ser compensada pelo mancal magnético de forma a manter a posição do rotor ou minimizar o seu deslocamento. A Figura 6-4 exemplifica os deslocamentos possíveis do rotor com mancal magnético.



Figura 6-4: Possíveis instabilidades induzidas no motor radial: (a) axial; (b) repulsão; e (c) atração

Como o mancal magnético possui uma constante de tempo de resposta, é possível que o motor crie esforços adicionais no eixo axial controlado  $(F_a)$  gerando a possibilidade de levar o sistema de controle do mancal magnético a uma condição instável, como ilustra a Figura 6-4a.

Se a força  $F_m$  for de repulsão, cria um momento que tende a rolar o rotor em um eixo radial, provocando uma inclinação o rotor, conforme ilustra a Figura 6-4b.

Se a força  $F_m$  for de atração, o rotor tenderá a ser deslocado na direção do enrolamento, conforme ilustra a Figura 6-4c.

Como a força axial,  $F_a$ , cria um esforço direto sobre o mancal magnético, é importante verificar se o mancal magnético consegue compensar essa força.

Além disso, devido ao movimento rotatório do rotor, todas as componentes de força devem apresentar um componente oscilatório que pode afetar a planta de controle do mancal magnético.

#### 6.2.1 ESTIMATIVA DO COMPORTAMENTO POR MEF

Antes de ensaiar o motor radial com mancal magnético foi realizada uma modelagem pelo método de elementos finitos para verificar qual seria o comportamento esperado do motor radial, caso alguma força "externa" deslocasse o rotor. Estas informações serão utilizadas para estabelecer o plano de ensaios para verificar o comportamento do motor com o mancal magnético uniaxial.

Para melhorar o desempenho do processamento da modelagem do motor radial e garantir uma margem de erro inferior a 0,4%, nas estimativas das forças e do torque, foram utilizadas as seguintes simplificações definidas na modelagem do motor axial e descritas no item 5.2.1.



Figura 6-5: Modelagem de uma fase do motor radial

Com base em todas as considerações acima o motor radial foi modelado como exemplificado na Figura 6-5.

Com a modelagem definida, foram estimadas a força axial (eixo z), as forças radiais (eixos x e y) e o torque. Foram consideradas: variações de corrente de fase; variações do entreferro; e variações na inclinação do rotor. Os resultados obtidos são apresentados nos próximos subitens.

#### 6.2.1.1 CONDIÇÃO NORMAL

Para que seja possível identificar os distúrbios, faz-se necessário conhecer qual o comportamento do torque e das forças, no rotor, quando em condições normais: distância de 2 mm e corrente de fase de 1 A.

A Figura 6-6 apresenta o torque por fase e o torque total do rotor, formado pela somatória do torque de cada fase. Esta simulação aponta que o torque do motor radial, nas condições de contorno estabelecidas, seria da ordem de 0,0141 Nm ±8%.



Figura 6-6: Torque do motor radial com corrente de fase de 1 A

O valor do torque estimado está compatível com o ensaio realizado com o motor radial com mancal rígido, descrito no item 3.5.3.2, indicando que os parâmetros utilizados na modelagem são satisfatórios. O torque é máximo em uma fase quando o centro do ímã do rotor está exatamente sobre o segmento ativo da bobina. Conforme o ímã passa pelo segmento ativo o torque vai reduzindo, mas quando o ímã deixaria o segmento a corrente da fase será comutada para zero e, consequentemente, o torque desta fase será nulo. Ao se aproximar do próximo segmento o torque mantém a direção pelo fato da corrente de fase ser reativada, mas no sentido oposto.

A força radial (eixos x e y) e a força axial (eixo z) foram desconsideradas por apresentarem amplitude média pequena (<0,05 N).

Considerando a rotação do rotor ( $n_{motor}$ ), a frequência da flutuação do torque ( $f_{variação}$ ) pode ser determinada através das equações (38) e (39), definidas nos item 5.2.1.1, valendo as mesmas associações entre a velocidade de rotação e a planta de controle relacionada com o motor axial.

#### 6.2.1.2 VARIANDO A CORRENTE

A corrente do motor varia sempre que houver uma variação da carga sobre o rotor. Se a carga aumentar, a corrente aumentará para fornecer mais torque ao rotor e manter a velocidade de rotação. Se a carga diminuir, a corrente será reduzida para impedir o aumento da velocidade. A modelagem foi realizada considerando um entreferro constante de 2 mm.



Figura 6-7: Variação do torque com a corrente

A Figura 6-7 ilustra como o torque do motor radial aumenta linearmente com o aumento da corrente. Para representar essa variação, o gráfico mostra o valor máximo, médio e mínimo do torque para diferentes correntes de fase.

A proporção da flutuação do torque pode ser considerada constante com o aumento da corrente. Considerando o torque médio a flutuação estará entre  $\pm 8\%$  e  $\pm 10\%$ .

A força radial (eixos x e y) e a força axial (eixo z) foram desconsideradas por apresentarem amplitude média pequena (<0,05 N) e não variar significativamente com a corrente.

#### 6.2.1.3 VARIANDO O ENTREFERRO

Se o rotor sofrer algum tipo de deslocamento radial, um lado do rotor possuirá um entreferro menor enquanto o outro lado do rotor possuirá um entreferro maior, como exemplificado na Figura 6-4a. A modelagem foi realizada considerando uma corrente de fase constante de 1 A.



Figura 6-8: Variação do torque com a distância entre o rotor e o estator

A Figura 6-8 ilustra como o torque do motor radial praticamente não sofre nenhuma variação para diferentes entreferros do motor radial. Para representar essa pequena variação, o gráfico mostra o valor máximo, médio e mínimo do torque para cada valor de entreferro simulado.

A força radial (eixos x e y) e a força axial (eixo z) foram desconsideradas por apresentarem amplitude média pequena (<0,07 N) e não variar significativamente com o entreferro.

#### 6.2.1.4 VARIANDO A INCLINAÇÃO DO ROTOR

Se o rotor sofrer algum tipo inclinação, o plano de giro do rotor deixará de ser ortogonal ao plano do estator, como exemplificado na Figura 6-4b. Este efeito cria um momento radial no rotor que precisará ser contido pelo mancal magnético.

A modelagem foi realizada considerando uma corrente de fase de 1 A e um entreferro de 2 mm, constantes. A inclinação máxima foi limitada a 5 graus, pois acima desta inclinação o eixo do rotor sairia da área do atuador do mancal magnético.

A análise mostrou que praticamente inexistem variações no torque ou nas forças radial e axial, quando o rotor sofre inclinações entre ±5 graus.

#### 6.2.2 RECOMENDAÇÕES PARA O ENSAIO

Com base nos resultados da modelagem o foco do ensaio deve ser confirmar que inexiste uma força axial gerada pelo motor.

#### 6.3 ENSAIO DO MOTOR RADIAL COM MANCAL MAGNÉTICO

A Figura 6-9 apresenta a bancada de testes do protótipo com motor radial com mancal magnético. A fonte de alimentação fornece ±12 V tanto para o conversor analógico/digital do sensor de entreferro quanto para o amplificador de saída da planta de controle.

Para a realização dos testes foram utilizados os dados levantados no capítulo 3 (características do motor radial e da placa de controle do motor) e no capítulo 4 (características do mancal magnético e do controle do mancal magnético). A placa de controle do motor utilizou a mesma configuração definida nos testes com mancal rígido (item 3.3).



Figura 6-9: Foto do protótipo com motor radial e mancal magnético utilizado nos testes

Devido ao problema de instabilidade da suspensão magnética identificado no item 4.2.10, ficou claro que o sistema de controle do motor adotado (sem sensor) não permitiria a realização de todos os testes planejados. Durante os testes com mancal rígido, descrito no capítulo 3, ficou caracterizado que o motor somente entrava em regime a rotações superiores a 2000 RPM. Entretanto, devido à instabilidade do mancal magnético, a rotação máxima do rotor seria de 800 RPM.

Para o ensaio o programa do controlador do motor foi alterado para acelerar até 600 RPM em 20 segundos, desligando o motor ao atingir esta velocidade máxima. Graças a esta lenta aceleração, a falta de um sensor de posição do rotor (por exemplo: sensor HALL) não impediu a realização dos testes.

#### 6.3.1 A VELOCIDADE E A CORRENTE NOS ATUADORES

Como as variações no sensor de entreferro foram muito pequenas nos testes com o motor radial, optou-se pela monitoração do sensor de corrente no atuador. Para a leitura da corrente nos atuadores foi inserido uma resistência de 0,3  $\Omega$  em série com os atuadores e o osciloscópio foi ajustado para monitorar o nível da tensão AC sobre este resistor. Esta configuração facilita a medição da amplitude de sua oscilação da corrente.

Para identificar o comportamento da corrente no atuador foram feitas algumas leituras sincronizadas com a tensão de uma fase, para permitir a identificação da velocidade do rotor no momento da leitura.

A Figura 6-10 mostra o comportamento da corrente no atuador a uma determinada velocidade de rotação do rotor, aplicando a Eq.(37) na frequência da fase do motor, no caso 127 RPM. A amplitude da flutuação da corrente é muito próxima do comportamento quando o motor está desligado, indicando a pequena influência da força axial gerada pelo motor.



Figura 6-10: Comportamento da corrente com a rotação (127 RPM)

Conforme a velocidade aumenta, a amplitude da corrente no atuador sofre um ligeiro aumento, como mostrado na Figura 6-11, onde a amplitude da flutuação da corrente passou de 0,2 A para 0,37 A, enquanto o rotor girava a 527 RPM, aplicando a Eq.(37) na frequência da fase do motor.

Com o aumento da velocidade o ruído gerado pelo chaveamento da corrente do motor afetou as leituras realizadas, mas não afetou o comportamento da planta de controle.



Figura 6-11: Comportamento da corrente com a rotação (527 RPM)

Ao contrário dos testes com o motor axial, não é facilmente identificável a presença de uma frequência base, na oscilação da corrente no atuador, 6 (seis) vezes maior que a frequência da tensão de fase, devido aos seis polos do rotor. Com base nesta característica, presume-se que os fatores como desbalanceamento e imperfeições nos ímãs sejam os principais responsáveis pela variação da corrente no atuador.

Para verificar a relação entre a velocidade de rotação do rotor e a corrente nos atuadores do mancal magnético, gerada pela planta de controle, o osciloscópio foi ajustado para medir os níveis DC a baixa velocidade de amostragem.



Figura 6-12: Comportamento da corrente do mancal magnético com a velocidade do rotor

Essa técnica permitiu o registro apresentado na Figura 6-12, onde é possível identificar que o motor radial oferece uma pequena influência na estabilidade do mancal magnético e que a amplitude da oscilação da corrente varia muito pouco com o motor em funcionamento.

#### 6.4 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO

Os ensaios comprovaram que a interferência do motor de fluxo magnético radial na suspensão magnética é mínima, mas existe.

Devido às limitações na estabilidade do mancal magnético não foi possível aumentar a velocidade do rotor para verificar o comportamento do mancal a altas rotações. Com base na Figura 6-12, se a proporcionalidade da rotação for mantida (0,2 A/1000 RPM), a corrente no atuador atingiria 0,8 A a 4000 RPM que é um valor bem abaixo do limite da planta de controle (2,5 A); o que garantiria a estabilidade da suspensão magnética.

O motor de fluxo magnético radial não oferece muita flexibilidade no ajuste do entreferro do motor, exigindo que o motor seja redesenhado. Isso significa que qualquer alteração no projeto do DAV-IDPC envolvendo espessuras de paredes implicaria na necessidade de alterar o projeto do motor de fluxo magnético radial.

Vale lembrar que, considerando o desenho básico do DAV-IDPC, apresentado no item 1.2, o motor de fluxo magnético radial apresenta desvantagens mecânicas por interferir no desenho mecânico da bomba: saída do sangue e no desenho das lâminas do cone.

## 7 CONCLUSÕES

Apesar das restrições da suspensão magnética montada para o protótipo, que impossibilitou a realização dos testes com os motores a velocidades superiores a 800 RPM, os ensaios possibilitaram algumas informações relevantes sobre a interdependência entra os motores e a suspensão magnética MMA-EPUSP.

### 7.1 PRINCIPAIS RESULTADOS DO TRABALHO

A Tabela 7-1 apresenta um sumário dos principais características mecânicas do DAV-IDPC, identificando como cada opção de motorização satisfaz esta característica e apontando a melhor opção de motor (marcada em negrito).

Característica	Motor Axial	Motor Radial
Enrolamento (necessidade de cobre)	Bobinas menores (menos cobre)	Bobinas maiores (mais cobre)
Área para montagem do enrolamento	Restrito	Não é crítico
Alteração do entreferro	Simples	Exige reprojeto do motor
Interfere com a entrada de sangue?	Não	Não
Interfere com a saída de sangue?	Não	Sim

Tabela 7-1: Característica do DAV-IDPC por opção de motor

Já a Tabela 7-2 apresenta um sumário dos principais características elétricas do DAV-IDPC com o MMA-EPUSP, identificando como cada opção de motorização satisfaz esta característica e apontando a melhor opção de motor (marcada em negrito).

Característica	Motor Axial	Motor Radial
Torque do motor	Bom	Melhor
Potência do motor	Bom	Melhor
Força Radial	Irrelevante	Irrelevante
Força Axial	Significativa	Irrelevante
Mancal magnético	Forte interferência	Pouca interferência
Corrente no atuador ao aumentar a rotação	Aumenta a corrente (1,3A / 1000RPM)	Aumenta a corrente (0,2A / 1000RPM)

Tabela 7-2: Característica do MMA-EPUSP por opção de motor

## 7.1.1 MELHOR OPÇÃO DE MOTORIZAÇÃO: RADIAL

Se fossem consideradas apenas as características mecânicas do DAV-IDPC, como mostrado na Tabela 7-1, a melhor opção de motorização seria o motor de fluxo magnético Axial. Entretanto, ao considerarmos as características elétricas o motor de fluxo magnético Axial, este deixa de ser uma opção adequada.

Considerando que as desvantagens mecânicas do motor de fluxo magnético Radial podem ser facilmente superadas com um projeto mais acurado, as características elétricas apresentadas na Tabela 7-2 tornam o motor de fluxo magnético Radial como a melhor opção de motorização para o DAV-IDPC com o MMA-EPUSP:

- Melhor torque.
- Maior potência.
- Pouca interferência com o mancal magnético.

#### 7.1.2 UTILIZAR MOTOR COM SENSORES ("SENSORED")

Devido a não utilização de material ferromagnético no estator e ao uso de um entreferro de milímetros, ao invés de décimos de milímetro, a tensão contraeletromotriz é menor e impede a operação satisfatória do controle sem sensores (*"sensorless"*) do motor BLDC a baixas rotações (<1500 RPM), como descrito no item 3.5.3. Os testes mostraram uma operação complicada de partida e operação em baixas velocidades.

A simplificação da montagem do conjunto motor (motor + placa de controle) pela redução no número de fios, resultante da inexistência de fiação separada para os sensores, não compensa as restrições operacionais do motor sem sensores que precisa operar a rotações superiores a 2000 RPM para ter um comportamento mais estável.

Há uma tendência em minimizar estas restrições pelo fato do DAV-IDPC possuir características operacionais únicas:

- 1. A partida ocorre em ambiente controlado, no momento de implantação do dispositivo no paciente.
- 2. Um limite de rotação mínima não impacta a utilização do motor.

Entretanto estas restrições são relevantes nas exceções, quando uma carga imprevista pode não ser suportada pelo motor, provocando sua parada. Esta condição foi observada nos testes, pois a placa de controle perde o sincronismo com o rotor. Nesta condição, o rotor deve parar para ser reiniciado, o que pode ser complicado em um dispositivo implantado; podendo ser um grande risco de morte ao paciente.

Uma montagem tradicional com 3 (três) sensores HALL permitiria uma partida mais suave e segura, não exigindo a parada do motor para poder retomar a sincronização do rotor. Dada às considerações anteriores, esta seria uma opção mais segura para este tipo de aplicação.

Entretanto a opção de motor sem sensor deve ser considerada como mecanismo de backup para o DAV-IDPC, na eventualidade de algum problema na operação com os sensores.

#### 7.1.3 Uso de Estator sem Núcleo Ferromagnético

O motor utilizado nos testes não utilizou estator com núcleo de material ferromagnético, para minimizar interferências com o MMA-EPUSP. Apesar desta opção de projeto ter criado um problema na opção de controle do motor sem sensores (*"sensorless"*), foi possível provar que o desempenho do motor (item 3.5.3) conseguiu atender aos requisitos mínimos exigidos para o projeto do DAV.

A eficiência do motor pode ser melhorada reduzindo-se o entreferro do projeto do DAV para valores menores que 1 mm. Em motores comerciais com material ferromagnético utilizam-se entreferros mínimos, da ordem de 0,1 mm.

#### 7.1.4 IMPRECISÃO ÍMÃ DE LEVITAÇÃO

Como a suspensão magnética MMA-EPUSP mantém a levitação controlando apenas o eixo axial, o deslocamento do centro magnético do ímã de levitação do rotor, apontado no item 4.2.9, impede uma rotação estável ao desbalancear todo o conjunto rotor. Os testes mostraram que a escolha do ímã de levitação do rotor deve ser criteriosa, pois as discrepâncias intrínsecas do processo produtivos destes ímãs afetam o projeto do mancal de forma significativa.

#### 7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados obtidos foram identificadas algumas sugestões para trabalhos futuros visando resolver algum problema identificado ou aprimorar alguma funcionalidade observada.

### 7.2.1 PLACA DE CONTROLE

Desenvolvimento de uma placa de controle de motor BLDC capaz de operar, simultaneamente, com e sem sensores. Como discutido no item 7.1.2, a utilização de sensores permite uma garantia da partida do motor e um melhor controle da velocidade.

A opção sem sensores propiciaria uma segurança ao sistema, caso ocorra algum problema no sistema de sensores, podendo assegurar o funcionamento do DAV até que o usuário tenha tempo para conseguir a assistência médica necessária.

Como este tipo de dispositivo não existe, a definição de suas características operacionais e a definição dos algoritmos de acompanhamento e comutação do sistema de sensoreamento do motor, podem ser objeto de um estudo mais aprofundado.

#### 7.2.2 MELHORAR O DESEMPENHO DO MOTOR

Não houve um esforço maior no "*firmware*" da placa de controle do motor, como indicado no item 3.3, cujo projeto original utilizava um motor com estator com núcleo de material ferromagnético. O fato do motor não utilizar material ferromagnético, o que reduziu significativamente a tensão contraeletromotriz, impediu que o controlador pudesse manter o motor em regime a rotações menores que 2000 RPM.

Recomenda-se que seja realizado um trabalho mais específico para melhorar o rendimento do sensor BEMF do controlador, de forma a permitir que este consiga manter o motor em regime a rotações menores que 600 RPM.

#### 7.2.3 SINCRONIZAÇÃO COM EVENTOS EXTERNOS

O fluxo de sangue do coração não é constante e vários órgãos do corpo humano necessitam da variação da pressão, gerada pela pulsação do coração, para funcionar corretamente (por exemplo: os rins). Dessa forma, se o DAV tentar manter uma pressão constante, em determinado momento poderia estar exercendo uma carga negativa no coração.

Para evitar este tipo de problema, é desejável que o DAV consiga operar de forma síncrona com o batimento cardíaco. Nos testes realizados foi confirmado que o algoritmo da placa de controle tende a manter a rotação do motor, aumentando ou diminuindo a corrente nos enrolamentos conforme a carga varia. Dessa forma é possível utilizar a variação da corrente no motor como sensor do batimento cardíaco.

Recomenda-se que sejam realizados estudos visando o desenvolvimento de um "*firmware*" para a placa de controle do motor que possa sincronizar a potência do motor para sincronizar a pressão produzida pelo DAV com a pulsação cardíaca.

#### 7.2.4 MELHORAR A ESTABILIDADE DO ROTOR

Devido à baixa rigidez da suspensão magnética o conjunto apresenta uma baixa frequência de ressonância axial, como apontado no item 4.2.10.2, que impossibilita o uso do motor a níveis práticos de rotação. São recomendados os seguintes estudos adicionais:

- Aumentar a rigidez axial da suspensão magnética MMA-EPUSP significativamente, de forma que a frequência de ressonância esteja em uma região acima da faixa de rotação operacional do motor.
- Como o rotor do DAV-IDPC operará imerso em sangue é importante verificar quanto o meio fluído minimizará a instabilidade do rotor [53].

#### 7.2.5 VERIFICAR AS FORÇAS HIDRODINÂMICAS

O motor de fluxo magnético axial induz uma força axial significativa que tende a desestabilizar, como mostrado no item 5.3.2. Como o rotor do DAV-IDPC operará imerso em sangue é importante realizar estudos adicionais para verificar se esta força axial do motor pode compensar forças hidrodinâmicas indesejáveis.

## 8 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

- [1] GEMMATO, C.J.; FORRESTER, M.D.; MYERS, T.J.; FRAZIER, O.H. E COOLEY, D.A.. Thirty-Five Years of Mechanical Circulatory Support at the Texas Heart Institute – An Updated Overview. Mechanical Circulatory Support, Volume 32, Number 2, Texas Heart Institute, Houston, 168-177p, 2005. Disponível em <<u>http://texasheart.org/Education/THIJournal/upload/Thirty-Five-Years-of-Mechanical-Circulatory-Support-at-the-Texas-Heart-Institute-An-Updated-Overview.pdf</u>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [2] KOLFF, W.J.. The Artificial Heart: Research, Development or Invention? American College of Chest Physicians. Disponível em <<u>http://chestjournal.chestpubs.org/content/56/4/314.full.pdf+html</u>>. Acesso em 2 de junho de 2008.
- [3] U.S. FOOD AND DRUG ADMINISTRATION. FDA Approves First Totally Implanted Permanent Artificial Heart for Humanitarian Uses. U.S. Department of Health and Human Services, FDA News Release P06-125. Disponível em <<u>http://www.fda.gov/NewsEvents/Newsroom/PressAnnouncements/2006/uc</u> <u>m108724.htm</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [4] SINGULARITY HUB. **The AbioCor Artificial Heart**. Disponível em <<u>http://singularityhub.com/2009/06/30/the-abiocor-artificial-heart-plastic-and-metal-mimics-real-life-function/</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [5] ABIOMED. **The AbioCor System**. Disponível em <<u>http://www.heartreplacement.com/</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [6] THORATEC CORPORATION. HeartMate II® Left Ventricular Assist System. Disponível em <<u>http://www.thoratec.com/medical-professionals/vad-product-information/heartmate-II-lvad-us-eur.aspx</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [7] HEARTWARE. Ventricular Assist System HVAD. Disponível em <<u>http://www.heartware.com.au/IRM/content/international/products\_HVAD.ht</u> <u>ml</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [8] SILVA, I. E HORIKAWA, O.. "An 1-DOF Controlled Attraction Type Magnetic Bearing", IEEE Transaction on Industry Applications, Vol.36 (4), 1138, 2000.
- [9] MICROMED CARDIOVASCULAR INC. Compare Ventricular Assist Devices (VADs). Disponível em <<u>http://www.micromedcv.com/european/heart-assist-5/smallest-lightest.html</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.

- [10] ESMORE, D.; KAYE, D.; SPRATT, P.; LARBALESTIER, R.; RUYGROK, P.; TSUI, S.; MEYERS, D.; FIANE, A.E. E WOODARD, J.. A Prospective, Multicenter Trial of the VentrAssist Left Ventricular Assist Device for Bridge to Transplant: Safety and Efficacy. International Society for Heart and Lung Transplantation, 579-588p, 2008. Disponível em <<u>http://www.sbccv.org.br/residentes/downloads/art\_jun08\_cardiopatias\_01\_a</u> <u>lcapa\_with\_ectopic\_orifice\_the\_nonfacing\_sinus.pdf</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [11] TERUMO HEART INC. DuraHeart LVAS Technology. Disponível em <<u>http://www.terumoheart.com/DuraHeart/lvas.aspx</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [12] HOSHI, H.; SHINSHI, T. E TAKATANI, S.. Third-generation Blood Pumps With Mechanical Noncontact Magnetic Bearings. Artificial Organs 30(5):324– 338p, 2006.
- [13] TEXAS HEART INSTITUTE. Thoratec HeartMate II LVAS. Disponível em <<u>http://www.texasheartinstitute.org/Research/Devices/thoratec\_heartmateii.cf</u> <u>m</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [14] SCHMID, C.; TJAN, T.D.T.; ETZ, C.; SCHMIDT, C.; WENZELBURGER, F.; WILHELM, M.; ROTHENBURGER, M.; DREES, G. E SCHELD, H.H.. First Clinical Experience With the Incor Left Ventricular Assist Device. International Society for Heart and Lung Transplantation, 1188-1194p, 2005. Disponível em <<u>http://www.csant.com/csant/pdf/First Clinical Experienc Incor Left Ventric ula.pdf</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [15] BERLIN HEART GMBH. INCOR: The Pump. Disponível em <<u>http://www.berlinheart.com/englisch/medpro/incor/Pumpe/</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [16] JARKIK HEART INC. The Jarvik 2000. Disponível em <<u>http://www.jarvikheart.com/basic.asp?section=Jarvik+2000</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [17] TEXAS HEART INSTITUTE. Jarvik 2000 Heart. Disponível em <<u>http://www.texasheartinstitute.org/Research/Devices/j2000.cfm</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [18] MICROMED CARDIOVASCULAR INC. Thoratec HeartMate II LVAS. Disponível em <<u>http://www.texasheartinstitute.org/Research/Devices/thoratec\_heartmateii.cf</u> <u>m</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [19] SISTEMA ÚNICO DE SAÚDE BRASILEIRO. Lista de Espera (Ativos e semiativos) - 1º Semestre de 2009. Governo Brasileiro, Estatísticas do portal do Ministério da Saúde. Disponível em <<u>http://portal.saude.gov.br/portal/arquivos/pdf/Lista de Espera.pdf</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.

- [20] SISTEMA ÚNICO DE SAÚDE BRASILEIRO. Transplantes Realizados 1º Semestre de 2009. Governo Brasileiro, Estatísticas do portal do Ministério da Saúde. Disponível em <<u>http://portal.saude.gov.br/portal/arquivos/pdf/TRANSPLANTES\_2009.pdf</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [21] MARINHO, A.. Um estudo sobre as filas para transplantes no Sistema Único de Saúde brasileiro. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Ciências Econômicas, Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada, 13p, 2006. Disponível em <<u>http://www.scielo.br/pdf/csp/v22n10/22.pdf</u>>. Acesso em 9 de março de 2010.
- [22] MINISTÉRIO DA SAÚDE BRASILEIRO. Campanha de Doação de Órgãos 2008. Governo Federal Brasileiro. Disponível em <<u>http://portal.saude.gov.br/portal/aplicacoes/campanhas\_publicitarias/campa</u> <u>nha\_detalhes.cfm?&id\_area=124&co\_seq\_campanha=2324</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [23] ADOTE. Campanha de Doação de Órgãos 2008. Aliança Brasileira pela Doação de Órgãos e Tecidos. Disponível em <<u>http://www.adote.org.br/index.php</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [24] **Portal São Francisco**. Disponível em <<u>http://www.portalsaofrancisco.com.br/alfa/transplante-de-orgaos/doacao-</u> <u>de-orgaos.php</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [25] ABTO. Associação Brasileira de Transplante de Órgãos. Disponível em <<u>http://www.abto.org.br/abtov02/portugues/populacao/home/home.aspx</u>>. Acesso em 10 de março de 2010.
- [26] CARDOSO, J.. Sistemas propulsores eletromagnéticos implantáveis para dispositivos de assistência circulatória sanguínea uni e biventricular ou coração artificial. Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo - Fapesp - Projeto Temático nº 2006/58773-1. Disponível em <u>http://www.bv.fapesp.br/pt/projetos-tematicos/1942/sistemas-propulsoreseletromagneticos-implantaveis-dispositi/</u>. Acesso em 3 de abril de 2011.
- [27] HORIKAWA, O.; ANDRADE, A.J.P; SILVA, I. E BOCK, E.G.P.. Magnetic Suspension of the Rotor of a Ventricular Assist Device of Mixed Flow Type. Artificial Organs, Vol.32(4), 334-341p, 2008.
- [28] ANDRADE, A.; BISCEGLI, J.; DINKHUYSEN, J.; SOUSA, J.E.; OHASHI, Y.; HEMMINGS, S.; GLUECK, J., KAWAHITO, K. E NOSE, Y.. Characteristics of a Blood Pump Combining the Centrifugal and Axial Pumping Principles: The Spiral Pump. Artificial Organs, Vol.20 (6), 605-612p, 1996.

- [29] BOCK, E.; RIBEIRO, A.; SILVA, M.; ANTUNES, P.; FONSECA, J.; LEGENDRE, D.; LEME, J.; ARRUDA, C.; BISCEGLI, J.; NICOLOSI, D. E ANDRADE, A.. New Centrifugal Blood Pump With Dual Impeller and Double Pivot Bearing System: Wear Evaluation in Bearing System, Performance Tests, and Preliminary Hemolysis Tests. Artificial Organs, Vol.32 (4), 329-333p, 2008.
- [30] ASAMA, J.; FUKAO, T.; CHIBA, A.; RAHMAN, A. E OIWA, T.. A new design for a Compact Centrifugal Blood Pump with a Magnetically Levitated Rotor. ASAIO Journal, vol. 50, n<sup>o</sup> 6, 550-556p, 2004.
- [31] MURUGESAN, S.. An Overview of Electric Motors for Space Applications. Control Systems Section, ISRO Satellite Centre, Peenya Industrial Estate, Peenya, Bangalore-560 058, India.; This paper appears in: Transactions on Industrial Electronics and Control Instrumentation, Vol. IECI-28, Issue 4, 260-265p, 1981.
- [32] BOCK, E.G.P.; ANDRADE, A.J.P.; WADA, E.A.E.; FONSECA, J.W.G.; LEME, J.; NICOLOSI, D.E.C.; BISCEGLI, J.F. E ARRUDA, A.C.F.. A New Concept of Centrifugal Blood Pump using Pivot Bearing System: the Conversion of the Spiral Pump Inlet Port. Technology Meets Surgery International, São Paulo, SP, 4p, 2005.
- [33] BOCK, E.G.P.. Projeto, Construção e Testes de Desempenho "In Vitro" de uma Bomba de Sangue Centrífuga Implantável. 162p. Tese (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2007.
- [34] YEADON, W.H E YEADON, A.W.. Handbook of Small Electric Motors. McGraw-Hill, 1040p, 2001.
- [35] MEI L.; DENG, Z. E LIU, C.. A 5-DOF magnetic levitation motor system with two similar hybrid magnetic bearings. Industrial Electronics and Applications, 4<sup>th</sup> IEEE Conference on Digital Object, 1215–1219p, 2009.
- [36] KASCAK, P.; JANSEN, R.; DEVER, T.; NAGORNY, A. E LOPARO, K. Bearingless Five-Axis Rotor Levitation with Two Pole Pair Separated Conical Motors. Industry Applications Society Annual Meeting, IEEE, 9p, 2009.
- [37] AMADA, M.; MIZUGUCHI, A.; ASANO, Y.; ASAMA, J.; CHIBA, A.; TAKEMOTO, M. E FUKAO, T.. Winding Design and Characteristic of a Consequent-Pole Type Bearingless Motor with 4-Axis Active Magnetic Suspension. 42<sup>nd</sup> IAS Annual Meeting Industry Applications Conference, IEEE, 552-557p, 2007.
- [38] SILVA, I.. Mancais Magnéticos Híbridos do tipo atração com Controle Uniaxial. 2005. 162p. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.
- [39] EARNSHAW, S.. **On nature of molecular forces**. Transcrição de Cambridge Philosophical Society, Vol. 7 Part 1, 97-112p, 1839.

- [40] YONNET, J.P.. **Permanent magnet bearing and coupling**. IEEE Trans. on Mag., Vol. 17, pp. 1169-1172, 1981.
- [41] KIRTLEY, J.L. E BEATY, H.W.. **Permanent Magnet-Synchronous (Brushless) Motors**. Electric Motor Handbook, Cap.6, McGraw-Hill, 237-276p, 2004.
- [42] CHALLA, S.K.. Comparative Study of Axial Flux Permanent Magnet Brushless DC Motor Operating with the Winding Connected in Single-Phase and Two-Phase System. 162p. Tese (Mestrado) – Agricultural and Mechanical college, Louisiana State University, Louisiana, 2006.
- [43] OOSHIMA, M.. Analyses of Rotational Torque and Suspension Force in a Permanent Magnet Synchronous Bearingless Motor with Short-pitch Winding. Power Engineering Society General Meeting, IEEE, 7p, 2007.
- [44] HALLBACH, K. Design of Permanent Multipole Magnets with Oriented Rare Earth Cobalt Material. Nucl. Instr. Methods 169, 1-10p, 1980.
- [45] ABOULNAGA, A.A. E EMADI, A.. **Design of high performance linear brushless DC motor with ironless core**. The 4th International Power Electronics and Motion Control Conference, IEEE, Volume 2, 502-507, 2004.
- [46] FONSECA, J.; ANDRADE, A.; NICOLOSI, D.E.C.; BISCEGLI, J.F.; LEGENDRE, D.; BOCK, E. E LUCCHI, J.C.. A New Technique to Control Brushless Motor for Blood Pump Application. Artificial Organs, 32(4):355–359p, 2008.
- [47] MICROCHIP. **PICDEM™ MC LV Development Board User's Guide**. Microchip Technology Inc, Revision B, 46p, 2006. 1 CD-ROM.
- [48] MICROCHIP. dsPIC30F3010/3011 Data Sheet. Microchip Technology Inc, PICDEM<sup>™</sup> MC LV Development Software and Documentation, version 3.0, DS51543C, Document Revision B, 218p, 2005. 1 CD-ROM.
- [49] MICROCHIP. APPLICATION NOTE AN992: Sensorless BLDC Motor Control Using dsPIC30F2010. Microchip Technology Inc, PICDEM<sup>™</sup> MC LV Development Software and Documentation, version 3.0, DS51543C, Document Revision A, 16p, 2005. 1 CD-ROM.
- [50] MICROCHIP. APPLICATION NOTE AN901: Using the dsPIC30F for Sensorless BLDC Control. Microchip Technology Inc, Revision A, 36p, 2004. Disponível em <<u>http://ww1.microchip.com/downloads/en/AppNotes/en019525.pdf</u>>. Acesso em 5 de março de 2010.
- [51] MICROCHIP. Exemplo de código para o processador dsPIC30F (Sensorless) disponível no arquivo compactado "\Code Examples\dsPIC30F.zip". Microchip Technology Inc, PICDEM™ MC LV Development Software and Documentation, version 3.0, DS51543C, 2006. Data de criação do pacote de software 22/Nov/2005. 1 CD-ROM.
- [52] MELLO, O. H.. Estudo do controle uni-axial do mancal de levitação magnética do tipo atração para potência nula (ZPC, zero power control). 2010. 72p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.
- [53] VANCE, J.; ZEIDAN, F. E MURPHY, B.. Machinery Vibration and Rotordynamics. 1.ed. John Wiley & Sons, Inc. 2010. 419p.
- [54] LEGENDRE, D.; ANTUNES, P.; BOCK, E.; ANDRADE, A.; BISCEGLI, J. E ORTIZ, J.. Computational Fluid Dynamics Investigation of a Centrifugal Blood Pump. Artificial Organs, Vol.32(4), 342-348p, 2008.
- [55] BERNE, R.M. E LEVY, M.N.. The Cardiac Pump. Cardiovascular Physiology, Cap.3, Mosby Inc., 8<sup>a</sup> edição, 68-79p, 2001.
- [56] HANSELMAN, D.C.. Brushless Permanent Magnet Motor Design. The Writers' Collective. 2.ed. 392p, 2003.
- [57] KURT, G. Manual de fórmulas técnicas. Trad. de Carlos Antônio Lauand. 29.ed. São Paulo, Hemus, 2001.

# APÊNDICE A : ESTIMATIVA DAS CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS DO DAV-IDPC

Apesar de não ser necessário que o motor do protótipo apresente o mesmo nível de desempenho do motor do DAV-IDPC, optou-se por utilizar os parâmetros reais no dimensionamento do motor ao invés de utilizar dados fictícios e longes da realidade do projeto temático [26].

Utilizando-se como base os resultados do subprojeto 2 e as características de outros projetos de DAV - como os de Asama *et al* [30], Legendre *et al* [54] e de Berne e Levy [55] – foi possível definir um conjunto de parâmetros básicos de operação da bomba: capacidade de movimentar 5 litros de sangue por minuto ( $V_{sangue}$ ), a uma pressão de 100 mmHg<sup>15</sup> ( $p_{sangue}$ ) ao girar a 2000 RPM ( $n_{motor}$ ).

## A-1 ESTIMATIVA DA POTÊNCIA HIDRÁULICA MÍNIMA

A potência hidráulica ( $P_{hidra}$ ) do DAV pode ser estimada considerandose o volume de sangue a ser bombeado por minuto ( $V_{sangue}$ ) e a pressão a ser gerada pela bomba ( $p_{sangue}$ ), através da seguinte equação:

$$P_{hidra} = \frac{V_{sangue}}{60 \times 10^3} (p_{sangue} \times 133,333)$$
$$P_{hidra} = \frac{5}{60 \times 10^3} (100 \times 133,333) = 1,11W$$
(40)

## A-2 ESTIMATIVA DA POTÊNCIA MECÂNICA MÍNIMA

A eficiência mecânico-hidráulico do motor ( $\sigma_{motor}$ ) é determinada pela relação entre a potência hidráulica ( $P_{hidra}$ ) obtida e a potência mecânica do motor ( $P_{motor}$ ):

$$P_{motor} = \frac{P_{hidra}}{\sigma_{motor}} = \frac{1,11}{0,40} = 2,775W$$
(41)

<sup>&</sup>lt;sup>15</sup> mmHg: O milímetro de mercúrio, também chamado Torricelli, é uma unidade de pressão antiga, que equivale a 133,322 Pascal. É muito utilizada na indicação de pressão sanguínea.

A eficiência da bomba hidráulica do DAV, no presente momento, é desconhecida. Apesar das bombas comerciais possuírem uma eficiência mecânico-hidráulico entre 70% e 90%; devido ao reduzido tamanho da bomba, consideramos que o DAV terá uma eficiência menor, da ordem de 40%.

## A-3 ESTIMATIVA DO TORQUE MÍNIMO

O torque do motor ( $\tau_{motor}$ ) do DAV pode ser estimado a partir da potência mecânica ( $P_{motor}$ ) e do número de rotações por segundo do rotor ( $n_{motor}$ ), através da seguinte equação:

$$\tau_{motor} = \frac{P_{motor}}{2\pi \times \frac{n_{motor}}{60}} = \frac{2,775}{2\pi \times \frac{2000}{60}} = \frac{2,775}{209.4395} = 0,01325Nm$$
(42)

# APÊNDICE B : COMPONENTES DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO

Para o projeto dos componentes mecânicos do protótipo foi utilizada uma ferramenta de CAD-3D. As peças foram projetadas de forma modular de forma a facilitar o acesso ao dispositivo durante os testes e permitir alterações no arranjo de forma simples. Ao mesmo tempo, o conjunto teria que ser robusto para permitir o manuseio sem necessitar um processo de recalibração demorado. O conceito da estrutura do protótipo foi baseado na mecânica do protótipo do MMA-EPUSP [27][8].

As peças associadas à estrutura de suporte do protótipo forma montadas utilizando-se grossas placas de alumínio, enquanto os estatores e rotores foram montados utilizando um material plástico por apresentarem características isolantes e paramagnéticas. A tolerância das peças é de 0,1 mm e foram utilizados parafusos de bronze para o correto posicionamento das peças.

#### B-1 MANCAL DO ROTOR

A Figura B-1 mostra a placa do mancal é de alumínio, devendo existir duas placas por conjunto de protótipo montado. As placas serão posicionadas nas extremidades do rotor para garantir o suporte mecânico do rotor.



Figura B-1: Placa do Mancal do protótipo

Esta placa pode ser utilizada como mancal rígido (utilizando um rolamento de esferas para suportar o rotor) ou como mancal magnético (suportando o atuador do mancal magnético).

## B-1.1 PLACA MANCAL PARA ROTOR COM MANCAL RÍGIDO

A Figura B-2 mostra a montagem do mancal rígido, utilizando um rolamento de esferas FAG S6000.2RSR (ou equivalente). Esta opção de montagem da placa mancal será utilizada em conjunto com o rotor para mancal rígido (detalhes no item B-2.2).



Figura B-2: Placa do Mancal montada para suporte mecânico do rotor

## **B-1.2** PLACA MANCAL PARA ROTOR COM O ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

A Figura B-3 mostra como seria a montagem do atuador do mancal magnético, utilizando uma bobina com as características descritas abaixo. Esta opção de montagem da placa mancal será utilizada em conjunto com o rotor para mancal magnético (detalhes no item B-2.3).



Figura B-3: Placa do Mancal montada com o atuador do mancal magnético

#### B-2 PEÇA DO ROTOR

Para os estudos foi projetada uma peça base para o rotor que permite e (três) diferentes tipos de montagens, usando dois tipos de ímãs permanentes. Esta peça será feita de um material não condutor e diamagnético.

O rotor receberá os 6 (seis) ímãs permanentes de NdFeB de acordo com o tipo de motor desejado: radial ou axial. A Figura B-4a mostra que o sentido do fluxo dos ímãs é paralelo ao eixo do rotor, enquanto a Figura B-4b mostra que o sentido do fluxo dos ímãs é radial ao eixo do rotor.



(a)

Figura B-4: Direção do fluxo dos ímãs para cada o motor (a) axial e (b) radial

Em ambos os casos, o sentido do fluxo entre ímãs vizinhos são contrários, criando os dipolos magnéticos (N-S, S-N, N-S, S-N, N-S e S-N) necessários para o correto funcionamento do motor.

### B-2.1 ÍMÃ ESPECIAL DO ROTOR

Para que a dimensão física dos ímãs não fosse um fator relevante na análise do rotor, foi fabricado um conjunto de ímãs de NdFeB com uma geometria específica. A Figura B-5 mostra as dimensões do ímã que permite a montagem do rotor para acionamento axial ou radial, variando apenas o sentido do fluxo de magnetização do ímã.



Figura B-5: Dimensões do ímã utilizado na montagem do rotor

Os ímãs foram produzidos com 3 (três) sentidos de fluxo magnético. A Figura B-6 mostra o ímã especial. Este desenho corresponde a um arco com mesmo raio externo do rotor, e com uma seção transversal de 6x6 mm.



Figura B-6: Ímã utilizado na montagem do rotor do motor radial

## **B-2.2** ROTOR PARA MANCAL RÍGIDO (COM ROLAMENTO)

Nos testes iniciais, o rotor utilizará os mancais com rolamento para o levantamento das características operacionais do motor. Para tanto, um eixo de material não condutor e diamagnético será inserido no rotor, para posterior encaixe na placa de mancal. A Figura B-7 mostra o rotor montado com eixo para mancal rígido do protótipo. Esta montagem do rotor possui uma massa de 185 g.



Figura B-7: Rotor montado com eixo para mancal rígido

### B-2.3 ROTOR PARA MANCAL MAGNÉTICO

A Figura B-8a mostra o rotor montado com eixo para mancal magnético do protótipo. Foi retirada massa do rotor originalmente projetado, passando de 185g para 95 g, para atender às limitações da suspensão magnética utilizada.





montado com o conjunto de ímãs (5) apropriado à opção do motor: axis (como indicado na Figura B-4).

Para garantir o correto posicionamento do ímã (1) uma luva (2) inserida no eixo no rotor (6) garante o alinhamento do conjunto (9). Um ímã menor (8) é fixado na extremidade de cada eixo (7) para reter o ímã maior (1) em sua posição, já que este ímã será utilizado como alvo para o sensor do atuador do mancal magnético.

## **APÊNDICE C : PROJETO ELÉTRICO DO PROTÓTIPO**

O projeto mecânico do protótipo foi baseado em uma arquitetura que mantém uma simetria cilíndrica comum, tanto para a montagem axial quanto radial. Neste apêndice é apresentado o projeto dos motores, bem como uma estimativa operacional de cada configuração do motor.

## C-1 DADOS PARA O DIMENSIONAMENTO DO MOTOR

Nos próximos subitens serão apresentados todos os parâmetros que serão utilizados no cálculo das características esperadas para as duas configurações de motores do protótipo: axial e radial. Note que o conceito original do projeto busca utilizar o máximo de parâmetros comuns para que as variantes sejam exclusivamente fatores intrínsecos à geometria dos motores.

Os ímãs (veja a Figura B-6) especiais foram construídos especialmente para este projeto de forma a garantir que a geometria do ímã apresentasse características comuns às duas opções de motores:

- O fator de passo polar  $(\delta_p)$  fosse de 66,67%.
- Cada bobina possuirá dois segmentos (*l<sub>segmento</sub>*) expostos ao fluxo magnético do ímã permanente de 6 mm ou 0,006 m.
- A aresta do ímã ( $h_{im\tilde{a}}$ ) é de 6 mm ou 0,006 m.

Como as duas opções de motores possuem bobinas com uma altura ( $h_{bobina}$ ) total de 5 mm e um entreferro ( $h_{ef}$ ) de 2 mm, aplicando na Eq. (1) temos que o valore de  $h_{trabalho}$  será de 4,5 mm.

Todas as bobinas que formam o enrolamento dos motores (axial e radial) possuem os seguintes parâmetros comuns:

- O número de espiras de cada bobina: N<sub>espiras</sub> = 22 espiras de fio 27 AWG, enroladas no sentido horário.
- A resistividade do fio a 80 °C é de:  $\sigma_{fio} = 0,2130 \ \Omega/m$ .

Como a dissipação do calor do enrolamento dos motores será para o ar, para que a variação de temperatura máxima nas bobinas seja de 80 °C, a densidade de potência máxima será de:  $T_{máxima} = 600$  W/m<sup>2</sup>.

A partir do projeto do rotor (item B-2) podemos definir que o diâmetro do rotor como sendo de:  $\mathbf{Ø}_{rotor} = 0.05$  m ou 50 mm.

#### C-1.1 DETERMINAÇÃO DO CAMPO MAGNÉTICO DO ÍMÃ

Através do equacionamento da tensão de fase, é possível determinar o campo magnético máximo do ímã [56]:

$$B_{max} = \frac{e_{fase}}{4\pi \frac{\omega_{rotor}}{60} L_{rotor} \cdot N_{bobinas} \cdot N_{espiras} \cdot l_{segmento}}$$
(43)

Para a determinação do  $B_{max}$ , utilizamos os parâmetros conhecidos do rotor ( $n_{motor}$  e  $L_{rotor}$ ) e do enrolamento ( $N_{bobinas}$ ,  $N_{espiras}$  e  $l_{segmento}$ ); obtendo uma equação do primeiro grau. Ao medir o BEMF temos uma série de pontos que permite a definição de uma reta ótima (menor erro quadrático) que passa por todos os pontos medidos. Com base nesta reta podemos determinar o valor de  $B_{max}$  para cada opção de motor.

$$B_{max} = \frac{e_{fase}}{4\pi \frac{n_{rotor}}{60} L_{rotor} \cdot 6 \cdot 22 \cdot 0,006} = \frac{6,02859633}{n_{rotor} \cdot L_{rotor}} e_{fase}$$
(44)

#### C-1.2 PARÂMETROS ESPECÍFICOS DO MOTOR AXIAL

No motor axial os ímãs estão montados na periferia do rotor. Dessa forma, o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) pode ser calculado descontando do diâmetro do motor ( $\mathcal{O}_{rotor}$ ) uma aresta do ímã ( $h_{imã}$ ) como sendo:

$$L_{motor} = \frac{\phi_{motor} - h_{im\tilde{a}}}{2} = \frac{50 - 6}{2} 10^{-3} = 0,022 \,\mathrm{m} \tag{45}$$

A Figura C-1 mostra uma das bobinas utilizadas para a montagem do estator axial. A posição de saída dos terminais da bobina é excêntrica para minimizar o risco de inversão das bobinas durante a montagem.



Figura C-1: Bobina do Estator Axial

Como cada "canaleta" do estator axial possuirá duas bobinas, a altura total das bobinas montadas por canaleta foi de 5 mm para acomodar duas bobinas com espessura de 2,5 mm cada uma. A Figura C-2 ilustra como as 18 bobinas são dispostas sob o rotor a um intervalo de 20 graus.



Figura C-2: Arranjo das bobinas do motor axial

Esta bobina apresenta as seguintes características, que serão utilizadas no dimensionamento do motor axial:

#### COMPRIMENTO MÉDIO DE UMA ESPIRA DA BOBINA AXIAL

O comprimento médio de uma espira da bobina do motor axial pode ser determinado como sendo  $l_{espira} = l_{arco} + l_{base} + 2 \times l_{lateral}$ , temos que:

$$l_{espira} = l_{arco} + l_{base} + 2 \times l_{lateral} = 32,4 + 17,8 + 2 \times 14,9 = 80mm$$
(46)

#### **RESISTÊNCIA ELÉTRICA DE UMA FASE DO ENROLAMENTO DO MOTOR AXIAL**

A resistência de uma fase do enrolamento do motor Axial pode ser calculada como sendo [56]:

$$R_{fase} = N_{bobinas} \cdot N_{espiras} \cdot l_{espira} \cdot \sigma_{fio} = 6 \cdot 22 \cdot 0,080 \cdot 0,213$$

$$R_{fase} = 2,26\Omega \tag{47}$$

### ÁREA DA SUPERFÍCIE EXTERNA DE UMA BOBINA AXIAL

A área da superfície externa da bobina do motor axial, através da qual a potência térmica será dissipada, pode ser determinado como sendo:

$$A_{bobina} = A_{arco} + 2 \times A_{lateral} + A_{base} \tag{48}$$

Considerando o dimensional da espira média, Eq.(46), e que a espessura da bobina é de 2,5mm, a superfície externa da bobina pode ser estimada como sendo:

$$A_{bobina} = 388,8 + 2 \times 178,8 + 213,6 \Rightarrow A_{bobina} = 960mm^2 \tag{49}$$

#### VELOCIDADE TANGENCIAL DO ROTOR AXIAL

Considerando a rotação de referência definida como meta para o DAV-IDPC no Apêndice A, a velocidade tangencial ( $v_{rotor}$ ) do rotor para o motor axial pode ser calculada como:

$$\nu_{rotor} = 2\pi \times \frac{\omega_{rotor}}{60} \times L_{rotor} = 2\pi \times \frac{2000}{60} \times 0,022 = 4,6077 \, m/_S \tag{50}$$

#### C-1.3 PARÂMETROS ESPECÍFICOS DO MOTOR RADIAL

No motor radial os ímãs estão montados na periferia do rotor. Dessa forma, o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) pode ser calculado a partir do diâmetro do motor ( $\mathcal{O}_{rotor}$ ) como sendo:

$$L_{motor} = \frac{\phi_{motor}}{2} = \frac{50}{2} \, 10^{-3} = 0.025 \,\mathrm{m} \tag{51}$$

A Figura C-3 mostra uma das bobinas utilizadas para a montagem do estator radial.



Figura C-3: Bobina do Estator Radial

Como cada "canaleta" do estator radial possuirá duas bobinas, a altura total das bobinas montadas por canaleta foi de 5 mm para acomodar duas bobinas com espessura de 2,5 mm cada uma. A Figura C-4 ilustra como as 18 bobinas são dispostas ao redor do rotor a um intervalo de 20 graus.



Figura C-4: Arranjo das bobinas do motor radial

Esta bobina apresenta as seguintes características, que serão utilizadas no dimensionamento do motor axial:

#### COMPRIMENTO MÉDIO DE UMA ESPIRA DA BOBINA RADIAL

O comprimento médio de uma espira da bobina do motor radial pode ser determinado como sendo  $l_{espira} = 2 \times (l_{largura} + l_{altura})$ , temos que:

$$l_{espira} = 2 \times (l_{largura} + l_{altura}) = 2 \times (30,3+15) = 93,6mm$$
(52)

#### **RESISTÊNCIA ELÉTRICA DE UMA FASE DO ENROLAMENTO DO MOTOR RADIAL**

A resistência de uma fase do enrolamento do motor Radial pode ser calculada como sendo [56]:

$$R_{fase} = N_{bobinas} \cdot N_{espiras} \cdot l_{espira} \cdot \sigma_{fio} = 6 \cdot 22 \cdot 0,0936 \cdot 0,213 = 2,63\Omega$$
(53)

#### ÁREA DA SUPERFÍCIE EXTERNA DE UMA BOBINA RADIAL

A área da superfície externa da bobina do motor radial, através da qual a potência térmica será dissipada, pode ser determinado como sendo:

$$A_{bobina} = 2 \times \left( A_{largura} + A_{altura} \right) \tag{54}$$

Considerando o dimensional da espira média, Eq.(52), e que a espessura da bobina é de 2,5mm, a superfície externa da bobina pode ser estimada como sendo:

$$A_{bobina} = 2 \times (A_{largura} + A_{altura}) = 2 \times (363, 6 + 198)$$
  
$$\therefore A_{bobina} = 1123, 2mm^2$$
(55)

#### VELOCIDADE TANGENCIAL DO ROTOR RADIAL

Considerando a rotação de referência definida como meta para o DAV-IDPC no Apêndice A, a velocidade tangencial ( $v_{rotor}$ ) do rotor para o motor radial pode ser calculada como:

$$v_{rotor} = 2\pi \times \frac{\omega_{rotor}}{60} \times L_{rotor} = 2\pi \times \frac{2000}{60} \times 0,025 = 5,2360 \, m/_S$$
 (56)

### C-2 DIMENSIONAMENTO DO CAMPO MAGNÉTICO DO ÍMÃ

Com base na Eq.(44) e no ensaio da BEMF dos motores (item 3.5.2) foi possível estimar o campo magnético  $B_{max}$  dos ímãs de cada opção de motor. Como o motor irá chavear as correntes nas bobinas sempre que o ímã não estiver mais sobre o segmento ativo da bobina, é valido considerar que  $B_{médio}$  é igual ao  $B_{max}$ , doravante referenciado apenas como B.

#### C-2.1 CAMPO MAGNÉTICO DO ÍMÃ DO ROTOR AXIAL

Considerando o resultado do teste de medição da BEMF do motor axial (item 3.5.2.1) e aplicando na Eq.(44), podemos estimar o do ímã do motor axial como sendo:

$$B_{max} = B = \frac{6,02859633}{\omega_{rotor} \cdot L_{rotor}} e_{fase} = \frac{274,0271058745}{\omega_{rotor}} e_{fase}$$
(57)

Com base na leitura realizada (item 3.5.2.1), foi possível estimar o valor de  $B_{max}$  para o ímã do motor axial como sendo de **0,1863 T** para um erro quadrático seja de 0,0205.

### C-2.2 CAMPO MAGNÉTICO DO ÍMÃ DO ROTOR RADIAL

Considerando o resultado do teste de medição da BEMF do motor radial (item 3.5.2.2) e aplicando na Eq.(44), podemos estimar o do ímã do motor radial como sendo:

$$B_{max} = B = \frac{6,02859633}{\omega_{rotor} \cdot L_{rotor}} e_{fase} = \frac{241,14385317}{\omega_{rotor}} e_{fase}$$
(58)

Com base na leitura realizada (item 3.5.2.2), foi possível estimar o valor de  $B_{max}$  para o ímã do motor radial como sendo de **0,1997 T** para um erro quadrático seja de 0,0201.

#### C-3 DIMENSIONAMENTO DO TORQUE DO MOTOR

Aplicando os parâmetros de projeto determinados no item C-1 podemos determinar o torque do motor de forma a depender apenas dos parâmetros específicos de cada opção de motor utilizada [56]:

$$\tau_{motor} = 24 \cdot N_{espiras} |\vec{l}_{segmento} \times \vec{B}| I_{fase} \cdot L_{rotor}$$
$$\therefore \tau_{motor} = 3,168 \cdot B \cdot I_{fase} \cdot L_{rotor}$$
(59)

#### C-3.1 TORQUE DO MOTOR AXIAL

Para o motor axial o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) foi determinado no item C-1.2 e o campo magnético do ímã (B) foi estimado no item C-2.2, permitindo a definição de uma equação do torque em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(59):

$$\tau_{motor} = 3,168 \cdot B \cdot I_{fase} \cdot L_{rotor} \Rightarrow \tau_{motor} = 0,0129847 \cdot I_{fase}$$
(60)

#### C-3.2 TORQUE DO MOTOR RADIAL

Para o motor radial o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) foi determinado no item C-1.3 e o campo magnético do ímã (B) foi estimado no item C-2.1, permitindo a definição de uma equação do torque em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(59):

$$\tau_{motor} = 3,168 \cdot B \cdot I_{fase} \cdot L_{rotor} \Rightarrow \tau_{motor} = 0,01581624 \cdot I_{fase}$$
(61)

#### C-4 DIMENSIONAMENTO DA POTÊNCIA MECÂNICA DO MOTOR

Podemos estimar a potência mecânica de forma a depender apenas dos parâmetros específicos de cada opção de motor utilizada [56]:

$$P_{motor} = 0.8\pi \cdot \omega_{rotor} \cdot L_{rotor} \cdot N_{espiras} (\bar{l}_{segmento} \times \bar{B}) I_{fase}$$

$$P_{motor} = 663,504368 \cdot L_{rotor} \cdot B \cdot I_{fase}$$
(62)

#### **C-4.1 POTÊNCIA MECÂNICA DO MOTOR AXIAL**

Para o motor axial o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) foi determinado no item C-1.2 e o campo magnético do ímã (B) foi estimado no item C-2.1, permitindo a definição de uma equação da potência mecânica em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(62):

$$P_{motor} = 66,3504368 \cdot L_{rotor} \cdot B \cdot I_{fase} \Rightarrow P_{motor} = 2,719439004481 \cdot I_{fase}$$
(63)

#### C-4.2 POTÊNCIA MECÂNICA DO MOTOR RADIAL

Para o motor axial o braço do rotor ( $L_{rotor}$ ) foi determinado no item C-1.3 e o campo magnético do ímã (B) foi estimado no item C-2.2, permitindo a definição de uma equação da potência mecânica em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(62):

$$P_{motor} = 663,504368 \cdot L_{rotor} \cdot B \cdot I_{fase} \Rightarrow P_{motor} = 3,31254555943 \cdot I_{fase}$$
(64)

## C-5 DIMENSIONAMENTO DA DENSIDADE DE DISSIPAÇÃO DO MOTOR

A densidade de dissipação do enrolamento pode ser estimada de forma a depender apenas dos parâmetros específicos de cada opção de motor utilizada [56]:

 $T_{t\acute{e}rmica} = \frac{N_{espiras} \cdot l_{espira} \cdot \sigma_{fio} \cdot l_{fase}^2}{A_{bobina}} \Rightarrow T_{t\acute{e}rmica} = \frac{4,686 \cdot l_{espira} \cdot l_{fase}^2}{A_{bobina}}$ (65)

#### C-5.1 DENSIDADE DE DISSIPAÇÃO DO MOTOR AXIAL

Para o motor axial o comprimento da espira média ( $I_{espira}$ ) e a área da bobina ( $A_{bobina}$ ) foram determinados no item C-1.2, permitindo a definição de uma equação da densidade de dissipação térmica em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(65):

$$T_{t\acute{e}rmica} = \frac{4,686 \cdot l_{espira} \cdot l_{fase}^2}{A_{bobina}} \Rightarrow T_{t\acute{e}rmica} = 390,5 \cdot l_{fase}^2$$
(66)

#### C-5.2 DENSIDADE DE DISSIPAÇÃO DO MOTOR RADIAL

Para o motor radial o comprimento da espira média ( $I_{espira}$ ) e a área da bobina ( $A_{bobina}$ ) foram determinados no item C-1.3, permitindo a definição de uma equação da densidade de dissipação térmica em função da corrente de fase ( $I_{fase}$ ) ao operar a Eq.(65):

$$T_{t\acute{e}rmica} = \frac{4,686 \cdot l_{espira} \cdot l_{fase}^2}{A_{bobina}} \Rightarrow T_{t\acute{e}rmica} = 390,5 \cdot l_{fase}^2$$
(67)

# C-6 DIMENSIONAMENTO DA INDUTÂNCIA DA BOBINA DO ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

A indutância da bobina do atuador do mancal magnético pode ser determinada através da equação: [57]

$$L = 1.05 \frac{D}{m} \cdot N^2 \sqrt[4]{\left(\frac{D}{u}\right)^3} [\mu H]$$
(68)

Onde:

D

Ν

u

Diâmetro médio da bobina. Considerando que o diâmetro externo da bobina é de 17 mm e o diâmetro interno é de 11 mm, diâmetro médio pode ser determinado como sendo:

$$D = \frac{D_{externo} + D_{interno}}{2} = \frac{17 + 11}{2} \Rightarrow D = 14mm$$
(69)

número de espiras da bobina. A bobina possui 300 espiras de fio 27 AWG.

perímetro da seção transversal do enrolamento. Como a altura da bobina é de 15 mm, o perímetro da seção transversal do enrolamento pode ser determinado como sendo:

$$u = 2\left[\text{Altura} + \frac{(\text{D}_{\text{externo}} - \text{D}_{\text{interno}})}{2}\right] = 2\left[15 + \frac{(17 - 11)}{2}\right] \Rightarrow u = 36\text{mm}$$
(70)

m

relação entre a espessura do enrolamento e sua altura. Pode ser determinada como sendo:

$$m = \frac{\frac{D_{externo} - D_{interno}}{2}}{Altura} = \frac{\frac{17 - 11}{2}}{15} \Rightarrow m = 0,2$$
(71)

Aplicando os valores acima na Eq.(68), podemos calcular a indutância da bobina como sendo:

$$L = 1.05 \frac{D}{m} \cdot N^2 \sqrt[4]{\left(\frac{D}{u}\right)^3} = 1.05 \cdot \frac{0.014}{0.2} \cdot 300^2 \sqrt[4]{\left(\frac{0.014}{0.036}\right)^3} \Rightarrow L = 3258 \mu H$$
(72)

# C-7 DIMENSIONAMENTO DA RESISTÊNCIA DA BOBINA DO ATUADOR DO MANCAL MAGNÉTICO

A resistência da bobina do atuador do mancal magnético pode ser determinada através da equação: [57]

$$R = \frac{N \cdot \rho \cdot l_{média}}{A}$$
(73)

Onde:

- *N* número de espiras da bobina. A bobina possui 300 espiras de fio 27 AWG.
- ρ resistividade do cobre. A resistividade a 20 C é de 1,72x10<sup>-8</sup> Ω/m.

*L<sub>média</sub>* comprimento da espira média. Considerando o diâmetro médio determinado na Eq.(69), a espira média pode ser determinada como:

$$l_{média} = \pi D = \pi 14 = 43,98 mm$$
 (74)

A área da seção transversal do fio de cobre utilizado. O fio 27 AWG possui uma área de 0,0809 mm<sup>2</sup>.

Aplicando os valores acima na Eq.(73), podemos calcular a resistência da bobina como sendo:

$$R = \frac{N \cdot \rho \cdot l_{média}}{A} = \frac{300 \cdot 1,72 \cdot 10^{-8} \cdot 0,04398}{10,20 \cdot 10^{-8}} \Rightarrow R = 2,22\Omega$$
(75)

## **APÊNDICE D : CONFIGURAÇÃO DA PLACA DE CONTROLE**

A Figura 3-7 mostra uma foto do controlar do motor utilizado nos testes, com os "*jumpers*" configurados para operar com o processador dsPIC30F3010 e sem sensor HALL. Com este arranjo o motor do protótipo gira no sentido antihorário.

## D-1 ATUALIZAÇÃO DO "FIRMWARE" DO MICROPROCESSADOR

O "firmware" original que acompanha o KIT está configurado para operar o motor de prova. Para alterar a configuração do "firmware" foram utilizados os arquivos fontes que acompanham o KIT da placa de controle [47], alterando os seguintes valores da tabela "user\_parameters[]" do arquivo "user interface.C":

Velocidade inicial de partida:	alterada de 100 para 60 RPM
Velocidade final de partida:	alterada de 2000 para 600 RPM
Tempo de aceleração:	alterado de 1000 para 40000ms
Tempo limite de " <i>stall</i> ":	alterado de 1000 para 40000ms
Número de polos do motor:	alterado de 8 para 6

Com essa nova configuração de "firmware", o controlador do motor passou a oferecer uma rampa de aceleração de partida de 40 segundos. Esta partida excessivamente lenta resolve o problema de partida do motor e facilita as medições realizadas nos testes. A nova configuração do "firmware" ainda não é a ideal, mas é suficiente para permitir o levantamento das características das opções de motor: axial e radial.

## D-2 CABO DE CONEXÃO COM O MOTOR

Para conectar a placa de controle do motor ao motor do protótipo foi necessário um cabo com 4 fios, conectando os terminais do conector J9 da placa de controle à barra de terminais da placa de enrolamento do motor do protótipo. Foi utilizado fios de bitola 18 AWG com comprimento aproximado de 50 cm para facilitar a montagem. A Figura D-1 esquematiza o cabeamento mostrando a combinação de cores utilizada: vermelho para a "+FASE<sub>1</sub>, branco para a "+FASE<sub>2</sub>, preto para a "+FASE<sub>3</sub> e verde para o retorno de cada fase. Vale notar que os conectores dos terminais "–FASE<sub>n</sub>" estão em curto-circuito já que os enrolamentos do motor estão ligados em estrela.



Figura D-1: Esquema da conexão com o motor do protótipo

A Figura D-2 mostra o cabo foi conectado ao estator do motor do protótipo, enquanto a Figura 3-7 mostra a conexão à placa de controle do motor.



Figura D-2: Foto da conexão do cabo ao motor do protótipo

Graças ao desenho das placas de conexão do estator para o motor axial e radial utilizarem o mesmo leiaute base, basta trocar o protótipo de motor sem precisar modificar o cabeamento.