

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

PAULO ROBERTO ECKERT

**ESTUDO E DESENVOLVIMENTO DE UM ATUADOR
LINEAR PARA SUSPENSÃO ELETROMAGNÉTICA ATIVA**

Porto Alegre

2012

PAULO ROBERTO ECKERT

**ESTUDO E DESENVOLVIMENTO DE UM ATUADOR
LINEAR PARA SUSPENSÃO ELETROMAGNÉTICA ATIVA**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Energia - Dispositivos Eletromagnéticos

ORIENTADOR: Dr. Ály Ferreira Flores Filho

Porto Alegre

2012

PAULO ROBERTO ECKERT

ESTUDO E DESENVOLVIMENTO DE UM ATUADOR LINEAR PARA SUSPENSÃO ELETROMAGNÉTICA ATIVA

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: _____

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho, UFRGS

Doutor pela Cardiff University – Cardiff, País de Gales, GB

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Renato Carlson, UFTPR

Doutor pela Université Toulouse III Paul Sabatier - Toulouse, França

Prof. Dr. Roberto Petry Homrich, UFRGS

Doutor pela Universidade Estadual de Campinas – Campinas, Brasil

Prof. Dr. Luiz Tiarajú dos Reis Loureiro, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Profa. Dra. Marília Amaral da Silveira, ULBRA

Doutora pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Coordenador do PPGEE: _____

Prof. Dr. Alexandre Sanfelice Bazanella

Porto Alegre, março de 2012.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha namorada Tanira Aguirre pelo amor e dedicação com que tem participado de todas as minhas conquistas, alegrias e momentos difíceis.

AGRADECIMENTOS

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, PPGEE, pela oportunidade de realização de trabalhos em minha área de pesquisa.

Aos colegas e professores do LMEAE com destaque para o colega e amigo Evandro Goltz que está sempre disposto a discutir ideias, buscar soluções e se aperfeiçoar. Também aos colegas Nolvi Francisco Baggio Filho e Carlos Nascimento que se tornaram grandes amigos e que contribuem diariamente para o meu desenvolvimento profissional. Merece destaque também o professor Roberto Petry Homrich que sempre está disposto a ajudar e compartilha do seu conhecimento. Ao bolsista de iniciação científica Igor Pasa que contribuiu para a realização dos ensaios.

Agradecimento especial ao professor Ály Ferreira Flores Filho que orientou com sabedoria, paciência e profissionalismo este trabalho.

À FAPERGS que financiou o projeto de pesquisa.

Ao CNPq pela provisão da bolsa de mestrado.

RESUMO

Este trabalho foca o estudo e desenvolvimento de um atuador linear com ímãs permanentes aplicado a sistemas de suspensão ativa, com ênfase em suspensão veicular. Seu desenvolvimento considera aspectos específicos como força, volume, razão força/volume, curso e resposta em frequência. Junto ao estudo teórico desenvolve-se o projeto baseado na simulação paramétrica em elementos finitos que analisa aspectos qualitativos e quantitativos importantes para tomada de decisão do projeto, especificamente na definição de materiais e geometrias. Para servir como ferramenta de análise foi empregada uma modelagem analítica que se mostrou eficiente, pois foi capaz de produzir resultados de forma mais rápida que o método de elementos finitos para avaliar grandezas de interesse como força e densidade de fluxo magnético. Por fim e com base nos aspectos de projeto, foi construído um protótipo que permitiu validar os modelos. Os resultados experimentais e teóricos mostraram boa concordância o que permite concluir que os métodos empregados são eficazes, fornecendo subsídios à aplicação em foco.

Palavras-chave: Atuadores de Ímãs Permanentes. Máquinas lineares. Suspensão Eletromagnética Ativa. Suspensão Veicular.

ABSTRACT

This work aims the study and development of a linear actuator with permanent magnets applied to active suspension systems, with emphasis on vehicular suspension. That development takes into account specific features such as force, volume, force per volume ratio, stroke and frequency response. Together with the theoretical study the design of the actuator is carried out based on parametric simulation by means of finite elements which analyses qualitative and quantitative aspects that are important to make the project decision, specifically to define materials and geometry. To suit as an analysis tool it was employed an analytical modelling, which showed to be efficient because it was capable of producing faster results than the finite elements method to evaluate physical quantities of interest such as force and magnetic flux density. Finally and based on project aspects, a prototype was built which allowed to validate all models. Experimental and theoretical results showed a good agreement which led to conclude that the employed methods are efficient, providing subsidies to the studied application.

Keywords: Permanent Magnet Actuators. Linear Machines. Electromagnetic Active Suspension. Vehicular Suspension.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	17
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO	17
1.2	JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS	18
1.3	VISÃO GERAL DO TRABALHO	21
2	SUSPENSÕES VEICULARES.....	23
2.1	SUSPENSÃO PASSIVA	23
2.2	SUSPENSÃO SEMIATIVA.....	27
2.3	SUSPENSÃO ATIVA	31
2.4	ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS DIFERENTES TIPOS DE SUSPENSÃO.....	34
3	ATUADORES PARA SUSPENSÃO ELETROMAGNÉTICA ATIVA	36
4	CONCEPÇÃO DO ATUADOR.....	43
4.1	TOPOLOGIA ESCOLHIDA.....	43
4.2	METODOLOGIA DE PROJETO	51
4.3	ANÁLISE DO EFEITO DA MAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS.....	52
4.4	DEFINIÇÃO DAS GEOMETRIAS	56
4.4.1	Volume das bobinas	58
4.4.2	Espaçamento entre os anéis de ímãs.....	61
4.4.3	Culatra.....	65
4.4.4	Núcleo	70
4.4.5	Enrolamentos.....	72
4.5	DIMENSÕES FINAIS E CONSTRUÇÃO DO PROTÓTIPO.....	76
5	MODELAGEM ANALÍTICA DO ATUADOR ELETROMAGNÉTICO	84
5.1	EMBASAMENTO TEÓRICO	84
5.1.1	Potencial Escalar Magnético.....	85
5.1.2	Potencial Vetor Magnético.....	86
5.1.3	Solução da Equação de Laplace em Coordenadas Cilíndricas.....	88
5.2	DENSIDADE DE FLUXO MAGNÉTICO PRODUZIDO PELOS ÍMÃS PERMANENTES	92
5.3	FORÇA	97
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	101
6.1	RESULTADOS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	101
6.1.1	Densidade de Fluxo Magnético Produzido no Entreferro	101
6.1.2	Força.....	105
6.1.3	Tensão Induzida em Regime Dinâmico	108
6.1.4	Perdas por Correntes Induzidas.....	110
6.2	RESULTADOS EXPERIMENTAIS DO DISPOSITIVO.....	114
6.2.1	Densidade de Fluxo Magnético Produzido pelos Ímãs.....	114
6.2.2	Força.....	116
6.2.3	Indutância e Resistência.....	119
6.3	COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS MODELADOS E EXPERIMENTAIS	120
6.3.1	Densidade de Fluxo Magnético Produzido pelos Ímãs.....	120
6.3.2	Força.....	122

6.3.3 Indutância e Resistência.....	125
7 CONCLUSÃO E RECOMENDAÇÕES	126
ANEXO: DESENHOS DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO.....	135

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Modelagem em sistemas massa-mola do corpo humano (MOURA, 2003).	20
Figura 2 - Modelo de uma suspensão passiva para ¼ de veículo (PALM, 2007).	24
Figura 3 – Resposta em frequência de $ X1(j\omega) / Y(j\omega) $ e $ X2(j\omega) / Y(j\omega) $	25
Figura 4 – Modelo de suspensão semiativa (PALM, 2007).	27
Figura 5 – Representação esquemática de um amortecedor MR mostrando o comportamento na presença e na ausência de densidade de fluxo magnético B (SAVARESI et al., 2010).	28
Figura 6 - Representação esquemática de um amortecedor ER mostrando o comportamento na presença e na ausência de campo elétrico E (SAVARESI et al., 2010).	29
Figura 7 - Variação do coeficiente de amortecimento como função dos requisitos de conforto e contato pneu-solo (SAVARESI et al., 2010).	30
Figura 8 – Sistema de suspensão ativo parcialmente carregado (a) e totalmente carregado (b) (PALM, 2007).	31
Figura 9 – Classificação das suspensões veiculares e elementos constituintes (XEN et al., 2011).	34
Figura 10 - Configuração de atuadores tubulares com ímãs permanentes com (a) magnetização radial e (b) magnetização axial (MARTINS, et al., 2006).	37
Figura 11 - Atuador eletromagnético com ímãs permanentes internos com orientação quasi-Halbach, estator ferromagnético ranhurado e bobinas (WANG et al., 2009).	38
Figura 12 - Armadura atuador tubular de ímãs permanentes com arranjos: (a) Halbach e (b) quasi-Halbach (WANG, HOWE, 2005).	39
Figura 13 - Suspensão passiva (a), suspensão ativa com ímãs permanentes internos (b) e suspensão ativa com ímãs permanentes externos (c) (GYSEN et al., 2009).	40
Figura 14 - Atuador eletromagnético com ímãs permanentes internos com <i>skewing</i> , estator com ranhuras e enrolamentos trifásicos (GYSEN et al., 2011a).	41
Figura 15 - Vista em corte axial do atuador indicando materiais, magnetização e sentidos da corrente.	45
Figura 16 - Ilustração da magnitude (a) e sentido do vetor densidade de fluxo magnético produzido somente pelos ímãs permanentes.	46
Figura 17 - Ilustração da magnitude (a) e sentido (b) do vetor densidade de fluxo magnético produzido somente pelas bobinas.	47
Figura 18 - Ilustração da magnitude (a) e sentido (b) do vetor densidade de fluxo magnético produzido pela composição dos ímãs permanentes e pelas bobinas.	49
Figura 19 – Vista em corte de metade do atuador na posição: (a) central, (b) limite do curso inferior e (c) limite do curso superior.	50
Figura 20 – Magnetização de anéis em formato (a) radial e (b) paralelo ao raio com quatro segmentos (CLARK, HOWE, JEWELL, 2000).	53
Figura 21 - Simulação em elementos finitos do efeito da segmentação dos ímãs mostrando magnitude (a) e vetores (b) de densidade de fluxo magnético B [T].	54
Figura 22 – Fotografia de um setor de ímã permanente de NdFeB.	56

Figura 23 - Dimensões definidas em mm.	57
Figura 24 - Dimensões a serem definidas.	58
Figura 25 - Atuador com espessura de bobina (a) 4mm e (b) 16 mm.	59
Figura 26 - Gráfico do resultado da análise paramétrica para a força normalizada [N] versus espessura da bobina [mm].	60
Figura 27 - Gráfico do resultado da análise paramétrica para a densidade de força normalizada [N/mm ³] versus espessura da bobina [mm].	61
Figura 28 - Força produzida em função do espaçamento entre os ímãs permanentes.	62
Figura 29 - Linhas de fluxo magnético para dois espaçamentos entre os ímãs distintos sendo (a) 8 mm e (b) 32mm.	63
Figura 30 - Componente axial do vetor densidade de fluxo magnético versus distância avaliada na linha ZZ' da figura 29(b) para espaçamentos de 8, 16, 24 e 32 mm.	64
Figura 31 - Componente radial da densidade de fluxo magnético versus distância avaliada na linha YY' da figura 29(b) para espaçamentos de 8, 16, 24 e 32 mm.	65
Figura 32 - Curva BH do aço SAE 1010.	66
Figura 33 - Linha indicativa da posição de maior concentração de densidade de fluxo magnético.	66
Figura 34 - Gráfico do módulo da densidade de fluxo magnético versus distância, linha PP' mostrada na figura 33, para variação das espessuras de culatra de 5 a 14 mm.	67
Figura 35 - Gráfico de força versus variação da espessura da culatra.	68
Figura 36 - Variação do "fator_culatra" assumindo valor (a) 1, (b) 0,5 e (c) 2.	69
Figura 37 - Gráfico da força de relutância versus "fator_culatra".	70
Figura 38 - Ilustração dos elementos estruturais não ativos do atuador.	71
Figura 39 - Distribuição do módulo da densidade de fluxo magnético no núcleo e na culatra.	72
Figura 40 - Indutância equivalente dos enrolamentos vistos dos terminais A e B.	73
Figura 41 - Circuito elétrico equivalente.	74
Figura 42 - Tensão induzida em função do tempo para uma espira com excitação senoidal mecânica em velocidade de 100 mm/s.	75
Figura 43 - Vista em corte do atuador com dimensões projetadas em milímetros.	77
Figura 44 - Elementos constituintes da parte móvel vista em corte.	78
Figura 45 - Elementos constituintes da parte estática vista em corte.	79
Figura 46 - Vista em corte do atuador montado.	80
Figura 47 - Fotografia da parte móvel do protótipo montada.	81
Figura 48 - Fotografia das bobinas ligadas em série.	81
Figura 49 - Fotografia da parte estática do protótipo montada.	82
Figura 50 - Fotografia do atuador montado sem as tampas.	83
Figura 51 - Fotografia do protótipo montado.	83
Figura 52 - Funções de Bessel do primeiro tipo de ordem 0 e ordem 1.	90
Figura 53 - Funções de Bessel do segundo tipo de ordem 0 e ordem 1.	90
Figura 54 - Funções modificada de Bessel do primeiro tipo de ordem 0 e ordem 1.	91
Figura 55 - Funções modificadas de Bessel do segundo tipo de ordem 0 e ordem 1.	92
Figura 56 - Definição das regiões e da geometrias (BIANCHI, 2000).	93
Figura 57 - Componente radial da magnetização (BIANCHI, 2000).	93
Figura 58 - Componente radial da densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes no entreferro em função da distância.	97
Figura 59 - Superfície de integração para determinação da força estática produzida por uma bobina alinhada na posição central e densidade de corrente de 1 A/mm ²	99
Figura 60 - Força estática em função da posição para $J = 1$ A/mm ²	100
Figura 61 - Força estática em função da posição para $J = 5$ A/mm ²	100

Figura 62 – Linhas no entreferro a 0,5 mm da face dos ímãs (AA’), 1,5 mm da face dos ímãs (BB’) e na parte intermediária das bobinas (CC’).	101
Figura 63 – Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes versus posição para três linhas de entreferro.	102
Figura 64 – Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha AA’ com diferentes densidades de corrente nas bobinas.	103
Figura 65 - Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha AA’.	104
Figura 66 - Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha CC’.	104
Figura 67 – Força em função da densidade de corrente na posição central.	105
Figura 68 - Força em função da posição para $J=1 \text{ A/mm}^2$, $J=3\text{A/mm}^2$ e $J=5\text{A/mm}^2$.	107
Figura 69 – Tensão induzida para as duas bobinas ligada em série excitadas com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s.	109
Figura 70 - Tensão induzida para as duas bobinas ligada em série excitadas com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 1 m/s.	109
Figura 71 – Linha de referência para simulação das correntes induzidas.	110
Figura 72 – Gráfico 3D da densidade de corrente induzida na culatra a 0,1 m/s na linha FF’.	111
Figura 73 – Perdas no aço com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s.	112
Figura 74 – Gráfico 3D da densidade de corrente induzida na culatra a 1 m/s na linha FF’.	113
Figura 75 – Perdas no aço com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 1 m/s.	114
Figura 76 – Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs no entreferro medido experimentalmente para três distâncias distintas do ímã permanente.	115
Figura 77 – Fotografia da bancada para teste de força.	116
Figura 78 – Resultado experimental da força estática produzida pelo atuador em função da densidade de corrente na posição 0 mm.	118
Figura 79 - Resultados experimentais da força estática produzida pelo atuador para diferentes densidades de corrente.	119
Figura 80 – Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 0,5mm da face do ímã permanente.	121
Figura 81 - Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 1,5mm da face do ímã permanente.	121
Figura 82 – Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 1,5 mm da face do ímã permanente.	122
Figura 83 – Força estática em função da densidade de corrente obtidos pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente na posição 0 mm.	123
Figura 84 – Força estática produzida pelo atuador obtido pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente para $J = 1 \text{ A/mm}^2$.	124
Figura 85 - Força estática produzida pelo atuador obtido pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente para $J = 5 \text{ A/mm}^2$.	125
Figura 86 – Vista em perspectiva da bancada para simulação em regime dinâmico do sistema de suspensão eletromagnético ativo.	128
Figura 87 – Vista frontal da bancada de testes para simulação em regime dinâmico do sistema de suspensão eletromagnética ativa.	129

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores característicos das constantes de um sistema de suspensão passiva para $\frac{1}{4}$ de veículo (GYSEN et al., 2010).....	24
Tabela 2 – Comparação entre os diferentes tipos de suspensão (XEN et al., 2011).	35
Tabela 3 - Parâmetros de especificação de atuador eletromagnético para suspensão ativa (MARTINS et al., 2006; GYSEN et al., 2009).	42
Tabela 4 – Características dos ímãs de NdFeB para o atuador.	55
Tabela 5 – Características das bobinas.	76
Tabela 6 - Força em função da posição e da densidade de corrente.....	107
Tabela 7 – Medidas experimentais de força estática em função da posição.....	117
Tabela 8 – Força estática em função da posição através do modelo analítico, numérico e do resultado experimental para densidades de corrente de 1 e 5 A/mm ²	124
Tabela 9 – Indutância equivalente e resistência totais obtidas experimental e analiticamente.	125

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

$3D$	Tridimensional
a	Comprimento axial da culatra (mm)
A	Vetor potencial magnético (Wb/m)
$A_{condução}$	Área da seção transversal do condutor de cobre (m^2 ou mm^2)
AWG	American Wire Gauge
b	Comprimento axial do núcleo (mm)
B	Vetor densidade de fluxo magnético (T)
BH	Produto energético de ímãs permanentes (J/m^3)
B_r^I	Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético na região I (T)
B_r^{II}	Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético na região II (T)
B_{res}	Magnetização residual dos ímãs permanentes (T)
c	Coefficiente de amortecimento (Ns/m)
d	Entreferro magnético (mm)
D	Vetor densidade de fluxo elétrico (C/m^2)
e	Espessura radial das bobinas (mm)
e_i	Força contraeletromotriz induzida por espira (V)
E	Vetor intensidade de campo elétrico (V/m)
ER	Eletro-Reológica
EVA	Etil Vinil Acetato
f	Frequência (Hz)

F_a	Força exercida pelo atuador (N)
F_b	Força por bobina (N)
$F(s)$	Transformada de Laplace da função $f(t)$
f_{nk}	Frequência natural do sistema massa mola referente ao índice k (Hz)
g	Distância axial entre os ímãs permanentes (mm)
h	Espessura radial da culatra (mm)
\mathbf{H}	Vetor intensidade de campo elétrico (A/m)
H_z^I	Componente axial da intensidade de campo magnético na região I (A/m)
H_z^{II}	Componente axial da intensidade de campo magnético na região II (A/m)
H_∞	Controle H infinito
I	Região que compreende o entreferro
I_a	Corrente elétrica na fase a (A)
II	Região que compreende os ímãs permanentes
I_m	Valor de pico da corrente nas bobinas (A)
$I_n(kr)$	Função modificada de Bessel do primeiro tipo de ordem n
$J_n(kr)$	Função de Bessel do primeiro tipo de ordem n
\mathbf{J}	Vetor densidade de corrente elétrica (A/m ²)
$K_n(kr)$	Função modificada de Bessel do primeiro tipo de ordem n
k_1	Constante elástica da mola da suspensão (N/m)
k_2	Constante elástica da mola modelado para o pneu (N/m)
L_{eq}	Indutância equivalente (H)
$L_{eqtotal}$ (N)	Indutância equivalente total como função de N (H)
L_k	Indutância própria de índice k (H)
$l_{médio}$	Comprimento médio de bobina (m)
LMEAE	Laboratório de Máquinas Elétricas Acionamentos e Energia

M	Indutância mútua (H)
MEF	Método dos Elementos Finitos
M_0	Vetor magnetização presente nos ímãs permanentes (A/m)
MR	Magneto-Reológica
$M_r(z)$	Vetor magnetização residual dos ímãs permanentes ao longo de z (A/m)
m_1	Massa de ¼ de veículo (kg)
m_2	Massa de uma roda mais acessórios (kg)
N	Número de espiras por bobina
$N_n(kr)$	Função de Bessel do segundo tipo de ordem n
NdFeB	Neodímio-Ferro-Boro
(r, θ, z)	Coordenadas cilíndricas
R	Soma da resistência de duas bobinas (Ω)
r_m	Raio externo dos ímãs permanentes (m)
r_o	Raio externo do núcleo (m)
r_s	Raio interno da culatra (m)
$R_{bob}(N)$	Resistência por bobina em função de N (Ω)
s	Operador da transformada de Laplace
SAE	Society of Automotive Engineers
SMC	Soft Magnetic Composite
T	Período (s)
v	Velocidade (m/s)
V_f	Tensão da fonte de alimentação (V)
\ddot{x}_k	Aceleração referente ao índice k (m/s ²)
\dot{x}_k	Velocidade referente ao índice k (m/s)
y	Perturbação mecânica do sistema de suspensão (m)

z_0	Posição das bobinas no sentido axial (m)
z_b	Comprimento axial das bobinas (m)
∇^2	Operador Laplaciano
∇	Operador nabra
ψ	Potencial escalar magnético (A)
ψ^I	Potencial escalar magnético na região I (A)
ψ_0^{II}	Solução homogênea da equação de Poisson para o potencial escalar magnético na região II (A)
ψ_p^{II}	Solução particular da equação de Poisson para o potencial escalar magnético na região II (A)
λ	Comprimento de onda (m)
μ	Permeabilidade magnética de determinado material (H/m)
μ_0	Permeabilidade magnética do ar (H/m)
ρ	Resistividade elétrica (Ωm)
τ	Comprimento axial de um ímã (m)
τ_m	Comprimento axial de um ímã mais o comprimento axial g (m)
ω_n	Frequência angular (rad/s)

1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentadas a contextualização do trabalho, a justificativa e a motivação para a pesquisa e, por fim, uma visão global do trabalho constituída por uma descrição geral da dissertação.

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

O projeto concentra-se no estudo de atenuação de vibrações mecânicas com o uso de atuadores eletromagnéticos. Especificamente, foca-se em sistemas de suspensão eletromagnética ativa que possam ser implementados na indústria veicular, podendo também ser utilizados, com adaptações, em outras aplicações nas quais a atenuação de vibração faz-se necessária. Como exemplo de outra aplicação pode-se citar o uso de sistemas de suspensão ativa para elevadores rápidos em edificações com vários andares. O estudo de atuadores eletromagnéticos no LMEAE para o uso em elevadores gerou duas publicações (FLORES FILHO et al., 2011a; FLORES FILHO et al., 2011b), além de um depósito de patente (LMEAE, 2006).

Idealmente, sistemas de suspensão veicular são capazes de absorver choques mecânicos e vibrações provenientes das irregularidades da pista, manter aderência adequada da roda com a pista, proporcionar conforto e segurança. Sem o sistema de suspensão o desconforto sentido pelo usuário do veículo seria muito grande, a vida útil do veículo diminuiria muito com os fortes impactos sofridos e transferidos para o corpo do veículo causando trincas na estrutura.

Tradicionalmente as suspensões são compostas somente por elementos passivos, ou seja: amortecedores, que têm a função de dissipar energia; molas, que têm a função de armazenar energia e as massas do veículo e da roda. Alternativamente pode-se inserir um elemento capaz de produzir força a partir de uma fonte de energia externa, podendo assim melhorar significativamente o desempenho dinâmico da suspensão (JONES, 2005).

O movimento produzido pelo elemento capaz de produzir força é linear, logo o uso de máquinas lineares com atuação direta ou de máquinas rotativas através do intermédio de dispositivos de conversão de movimento rotativo em linear deve ser investigado. O uso de atuadores eletromagnéticos em suspensões ativas define o conceito de suspensão eletromagnética ativa.

O estudo de um sistema de suspensão eletromagnética ativa compreende a modelagem dinâmica do sistema mecânico, o tipo de atuador a ser utilizado, a técnica de controle e instrumentação eletroeletrônica. O foco principal deste trabalho é o estudo das características essenciais que um atuador eletromagnético a ser utilizado em tal aplicação deve apresentar, bem como etapas e técnicas de projeto do dispositivo.

1.2 JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS

Existe uma tendência cada vez maior de que os veículos movidos a combustíveis fósseis venham a ser substituídos por veículos híbridos ou elétricos puros devido ao inevitável aumento do preço dos combustíveis fósseis no futuro e principalmente devido à questão ambiental. Esta tendência pode ser verificada uma vez que todas as grandes empresas montadoras estão investindo em pesquisas e desenvolvimento desses veículos. O uso em veículos elétricos e híbridos de suspensão eletromagnética ativa é facilitado uma vez que já existe uma fonte de energia disponível, pois já existe um banco de baterias, não necessitando, dessa forma, maiores adaptações e inserção de elementos armazenadores específicos para esta aplicação.

Outra justificativa para a pesquisa e desenvolvimento de suspensões eletromagnéticas ativas é a possibilidade da melhoria significativa no conforto, uma vez que as vibrações prejudiciais ao veículo e ao corpo humano podem ser atenuadas por estes sistemas já que estes apresentam resposta em frequência e resposta dinâmica que os sistemas passivos não

conseguem atingir. O uso em ambulâncias onde as vibrações dificultam e até impossibilitam o trabalho médico seria a primeira aplicação de interesse.

Quando o interesse é conforto, pode-se olhar para o ser humano como um conjunto de sistemas massa-mola, modelados de acordo com a Figura 2 (MOURA, 2003). Nessa figura está indicada a frequência natural característica de cada parte do corpo. Chama-se atenção para três frequências naturais: da massa abdominal, entre 4 e 8 Hz, caso existirem oscilações nessa faixa e elas não forem atenuadas pelo sistema de suspensão uma das consequências é o surgimento de enjoos e mal-estar; da cabeça no modo axial, se houver oscilações com frequência de 25 Hz podem surgir dores de cabeça e mal-estar; da caixa espinhal no modo axial, vibrações constantes na faixa de 10 a 12 Hz podem provocar danos às vértebras. Tendo em vista o fato de que sistemas passivos não conseguem atenuar frequências nestas faixas, tanto para o veículo como para o ser humano, justifica-se a implementação de sistemas ativos, uma vez que aumentam o conforto e o bem-estar dos ocupantes do mesmo.

Justifica-se também pelo fato de que uma melhoria significativa na segurança pode ser conseguida uma vez que se aumenta significativamente a aderência do pneu com o solo, evitando derrapagens em curvas, tombamentos, e quando manobras bruscas são efetuadas, o que deve contribuir significativamente para a redução de acidentes (JONES, 2005).

Outro ponto importante que justifica o uso de atuadores eletromagnéticos é a possibilidade de operação tanto no modo motor como no modo gerador, ou seja, pode-se regenerar energia do sistema. Esta forma de operação pode comprometer um pouco o desempenho, no entanto, pode diminuir significativamente o consumo energético necessário.

A motivação para a pesquisa é dada pela promissora melhoria de desempenho de sistemas de suspensão na indústria veicular e outros sistemas em que supressão de atenuações faz-se necessária, como é o caso de elevadores em edificações muito altas.

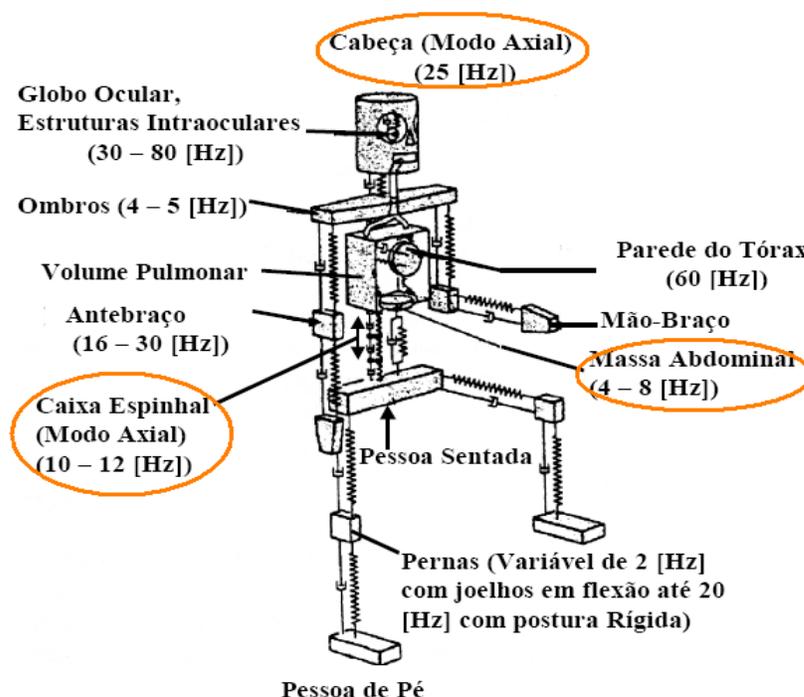


Figura 1 - Modelagem em sistemas massa-mola do corpo humano (MOURA, 2003).

Em suma, a pesquisa de atenuação de vibrações mecânicas com o uso de atuadores eletromagnéticos pode ser justificada pelos seguintes fatores:

- Necessidade e conveniência na aplicação em veículos elétricos e híbridos.
- Melhoria significativa na segurança uma vez que garante mais estabilidade e aderência do pneu com a pista.
- Melhoria significativa no conforto, uma vez que sistemas de suspensão eletromagnéticos ativos são capazes de atenuar frequência em faixas que sistemas passivos convencionais não atenuam (FISHER, ISERMANN, 2004).
- Possibilidade de regeneração de energia uma vez que um atuador eletromagnético pode operar tanto no modo motor como no modo gerador, tornando o sistema desta forma mais eficiente.
- Possibilidade de aplicação da tecnologia em outras áreas onde atenuação de vibração faz-se necessária.

Os principais objetivos do trabalho são: o estudo do sistema de suspensão ativo e através deste identificar parâmetros de interesse de um atuador para satisfazer os requisitos da aplicação, projetar e desenvolver um atuador mostrando aspectos para a definição das geometrias do mesmo, construir um protótipo e verificar se as grandezas eletromagnéticas e eletromecânicas condizem com os valores projetados e modelados.

1.3 VISÃO GERAL DO TRABALHO

Para melhor compreender a forma de organização deste trabalho é feita uma descrição sucinta de cada capítulo posterior a este.

No capítulo 2 são apresentados os principais tipos de suspensão classificados quanto à composição de seus elementos constituintes. O capítulo é dividido em suspensão passiva, semiativa e ativa, procurando explicitar vantagens e desvantagens de cada uma. A maior ênfase será dada à suspensão ativa tendo em vista que é o foco principal do trabalho. Desta forma um estudo do estado da arte é apresentado neste tópico bem como a modelagem do sistema dinâmico.

O capítulo 3 contém a revisão bibliográfica referente ao uso de atuadores eletromagnéticos para suspensão ativa. São apresentadas diferentes topologias e características necessárias e desejáveis que o dispositivo deve apresentar para utilização em suspensão ativa. Os requisitos do atuador serão apontados com base em referências bibliográficas recentes e este estudo serve de base para o capítulo subsequente.

O capítulo 4 diz respeito à concepção do atuador. Neste são apresentados a topologia escolhida e as técnicas de projeto, juntamente com os critérios para definição das geometrias constituintes. São apresentadas as dimensões finais do dispositivo, aspectos construtivos e fotografias do protótipo.

No capítulo 5 é feita a modelagem analítica do dispositivo projetado. Um breve embasamento teórico é apresentado, pois este serve de base para as técnicas empregadas. A modelagem analítica é uma ferramenta importante de análise uma vez que permitem a rápida visualização das relações existentes entre as grandezas e pode ser utilizado como ferramenta de desenvolvimento para projetos futuros.

O capítulo 6 trata dos resultados e discussão das grandezas eletromagnéticas e eletromecânicas esperadas e observadas do protótipo. A densidade de fluxo magnético produzida pelos ímãs permanentes e a força em regime estático são determinadas através da modelagem analítica e pelo método dos elementos finitos. A tensão induzida e as perdas por correntes induzidas no material ferromagnético em regime dinâmico são determinadas pelo método dos elementos finitos somente. Os resultados experimentais obtidos a partir das medições feitas com o protótipo construído são comparados com valores modelados, e as discrepâncias, quando significativas, são justificadas.

Por fim, no capítulo 7 são apresentadas as conclusões extraídas deste trabalho juntamente com as recomendações de trabalhos futuros e melhorias necessárias que puderam ser observadas a partir das experiências e conhecimento obtido.

2 SUSPENSÕES VEICULARES

As suspensões veiculares podem ser classificadas em: passivas, semiativas e ativas.

Suspensões passivas são as convencionalmente usadas e não possuem nenhum tipo de controle eletrônico.

Suspensões semiativas e ativas são controladas eletronicamente e podem ser reclassificadas de acordo com dois critérios: quanto à largura de banda e quanto à inserção de energia externa no sistema (SAVARESI et al., 2010; FISHER, ISERMANN, 2004). Quanto à largura de banda, são divididas de acordo com o tempo de resposta que o sistema controlado em malha fechada pode atingir; com isso é possível caracterizar a máxima largura de banda atingível. Quanto à inserção de energia externa no sistema, diz-se que a suspensão é ativa quando energia externa é adicionada ao sistema controlado eletronicamente e que é semiativa caso contrário (excluindo a pequena parcela de energia necessária para alimentar o circuito eletrônico). Outra forma de interpretar é que suspensões ativas são capazes de “levantar” e “rebaixar” o veículo enquanto as suspensões semiativa não têm essa capacidade (SAVARESI et al., 2010).

2.1 SUSPENSÃO PASSIVA

Um modelo do sistema de suspensão passiva na sua forma clássica e convencional para $\frac{1}{4}$ de veículo é composta por três elementos num duplo sistema massa-mola como mostrado na figura 2. Esta técnica de modelar apenas $\frac{1}{4}$ do veículo é adotada por diversos autores (PALM, 2007; MARTINS et al., 2006; LEE, KIM, 2010; GISEN, 2010; PAULIDES, 2006), pois garante uma boa aproximação e diminui significativamente o equacionamento que descreve o sistema.

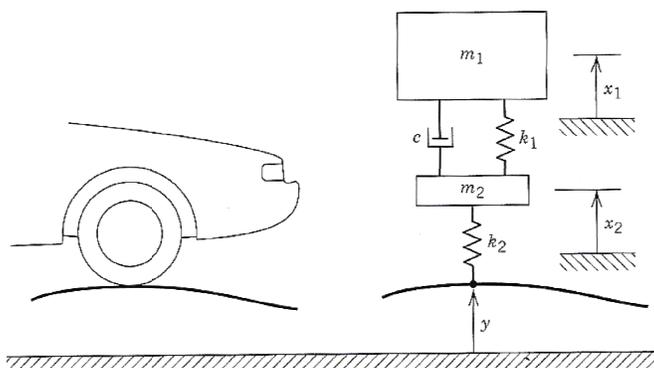


Figura 2 - Modelo de uma suspensão passiva para ¼ de veículo (PALM, 2007).

Os elementos constituintes do sistema convencional são: molas, amortecedor e massas. As molas armazenam energia potencial elástica, o amortecedor é responsável por dissipar energia cinética, e as massas armazenam energia potencial. A modelagem deste sistema, como mostrado na figura 2, tem dois graus de liberdade, sendo representado pelo deslocamento vertical x_1 (deslocamento da massa de ¼ do veículo) e x_2 (deslocamento da massa da roda). O sinal de entrada do sistema é dado por y (perturbação dada pela irregularidade da pista). A tabela 1 apresenta valores típicos das constantes permitindo uma ideia da ordem de grandeza dos parâmetros envolvidos.

Tabela 1 – Valores característicos das constantes de um sistema de suspensão passiva para ¼ de veículo (GYSEN et al., 2010).

Parâmetros	Valores	Descrição
k_1	30 kN/m	Constante elástica da mola da suspensão
k_2	160 kN/m	Constante elástica da mola do pneu
c	1200 Ns/m	Coefficiente de amortecimento do amortecedor
m_1	450 kg	Massa de ¼ de veículo
m_2	40 kg	Massa da roda e acessórios

O comportamento dinâmico do sistema da figura 2 é dado por um sistema de equações diferenciais de segunda ordem, equações (1) e (2):

$$m_1 \ddot{x}_1 + c \dot{x}_1 + k_1 x_1 - c \dot{x}_2 - k_1 x_2 = 0 \quad (1)$$

$$m_2\ddot{x}_2 + c\dot{x}_2 + (k_1 + k_2)x_2 - c\dot{x}_1 - k_1x_1 = k_2y \quad (2)$$

Aplicando a transformada de Laplace às equações acima, considerando condições iniciais nulas, resulta nas equações (3) e (4):

$$(m_1s^2 + cs + k_1)X_1(s) - (cs + k_1)X_2(s) = 0 \quad (3)$$

$$-(cs + k_1)X_1(s) + (m_2s^2 + cs + k_1 + k_2)X_2(s) = 0 \quad (4)$$

A partir das equações (3) e (4) pode-se extrair as funções de transferência para verificar a resposta de x_1 e x_2 a uma dada entrada y , conforme equações (5) e (6):

$$\frac{X_1(s)}{Y(s)} = \frac{k_2(cs + k_1)}{m_1m_2s^4 + (m_1 + m_2)cs^3 + ((k_1 + k_2)m_1 + k_1m_2)s^2 + k_1cs + k_1k_2} \quad (5)$$

$$\frac{X_2(s)}{Y(s)} = \frac{k_2(m_1s^2 + cs + k_1)}{m_1m_2s^4 + (m_1 + m_2)cs^3 + ((k_1 + k_2)m_1 + k_1m_2)s^2 + k_1cs + k_1k_2} \quad (6)$$

A resposta em frequência para as equações (5) e (6), considerando as constantes dadas pela tabela 1, podem ser visualizadas na figura 3.

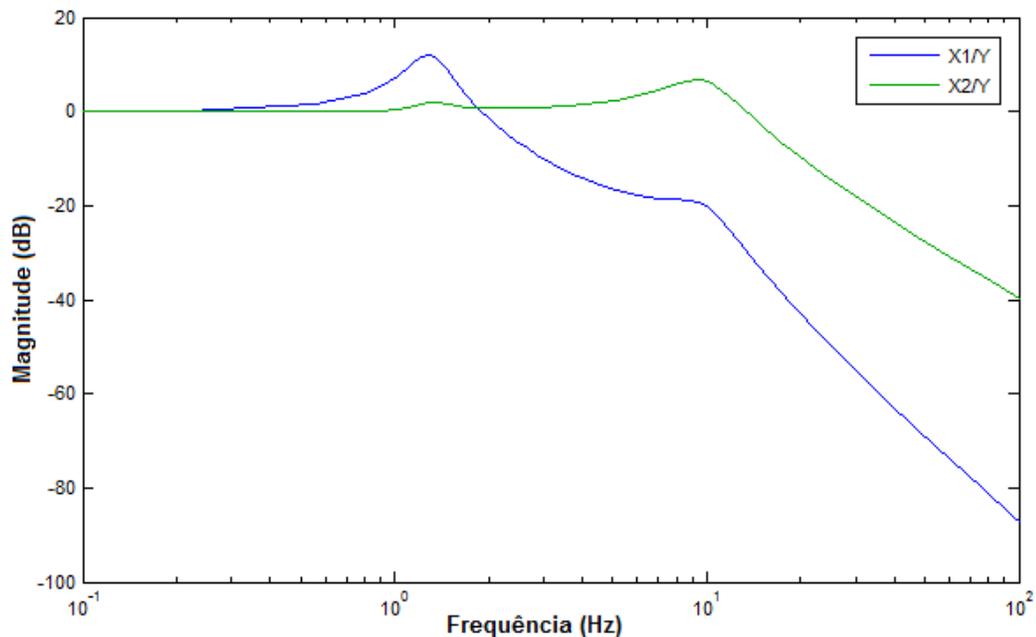


Figura 3 – Resposta em frequência de $|X1(j\omega)|/|Y(j\omega)|$ e $|X2(j\omega)|/|Y(j\omega)|$.

O duplo sistema massa-mola pode ser analisado como sendo composto de dois sistemas independentes, um deles formado por m_1 e k_1 e o outro formado por m_2 e k_2 , possuindo frequências naturais distintas, apesar de estarem acoplados fisicamente. Pode-se prever aproximadamente as frequências naturais de oscilação de cada sistema através das equações (7) e (8), quando a constante elástica da mola do pneu for significativamente maior que a da suspensão (RAJAMANI, 2012). Como em veículos este é o caso, o conceito se aplica.

$$f_{n1} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_1}{m_1}} \quad (7)$$

$$f_{n2} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_2}{m_2}} \quad (8)$$

Na figura 3 é possível observar os pontos onde ocorrem as frequências naturais de oscilação de cada um dos sistemas. Na figura 3 nota-se que X1/Y situa-se aproximadamente em 1,3 Hz enquanto X2/Y situa-se aproximadamente em 10 Hz. É possível observar que frequências baixas, menores que as frequências naturais, não são atenuadas pelo sistema passivo e que são amplificadas quando o sistema é excitado nas frequências naturais.

Do ponto de vista do sistema, existem dois tipos de perturbações em um veículo, podendo ser classificadas em: perturbações da pista e perturbações de carga (WANG, 2001). Perturbações da pista geralmente apresentam amplitude elevada em frequências baixas (lombas, por exemplo) e baixas amplitudes em frequências altas (irregularidades da pista em altas velocidades, por exemplo). Perturbações de carga são provocadas por acelerações, desacelerações, freadas e quando se faz curvas. A dirigibilidade está associada à resposta às perturbações de carga, enquanto o conforto está associado à resposta em frequência.

É importante ressaltar que uma suspensão automotiva tem, por um lado, a função de aumentar o conforto do passageiro isolando o veículo das irregularidades da pista e, por outro lado, tem a função de melhorar a dirigibilidade do mesmo. Idealmente, ambas as funções são

atendidas, no entanto, este é exatamente o desafio dos projetistas, pois os requisitos são conflitantes (MAIORANA, 2004). Por exemplo, em carros esportivos se aceita uma perda no conforto, pois se utiliza uma suspensão mais dura. Tendo em vista que esta característica contribui para que se tenha uma maior facilidade de efetuar manobras em altas velocidades, priorizando assim a dirigibilidade do veículo. Já em carros grandes, como é o caso de limusines, é exatamente o oposto: a preferência é pelo conforto, logo as suspensões são projetadas para serem macias (WANG, 2001).

Apesar de muitos avanços e melhorias terem sido alcançadas com as suspensões passivas, através de molas não lineares, barras estabilizadoras (*anti-roll*) e topologias mais complexas, tem-se a convicção de que sistemas passivos estão chegando ao seu limite de otimização. Tendo em vista que esses sistemas não são capazes de conciliar os requisitos conflitantes de conforto e dirigibilidade (MAIORANA, 2004), nota-se a necessidade de buscar alternativas, diferentes da convencional, que serão apresentadas a seguir.

2.2 SUSPENSÃO SEMIATIVA

Nas suspensões semiativas, existe a possibilidade de variação dos parâmetros, seja do coeficiente de amortecimento, ou da constante elástica da mola conforme mostra o modelo de $\frac{1}{4}$ de veículo da figura 4. A maioria das suspensões semiativas opera baseada no controle do coeficiente de amortecimento (GUGLIELMINO, 2008).

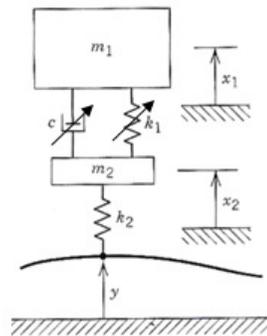


Figura 4 – Modelo de suspensão semiativa (PALM, 2007).

Diversos dispositivos foram desenvolvidos para implementar suspensões semiativas. Para exemplificar serão mostrados dois dispositivos que já são usados comercialmente por fabricantes, o amortecedor magneto-reológico (MR), figura 5, e o amortecedor eletro-reológico (ER), figura 6.

O fluido MR tem a propriedade de apresentar variações na sua viscosidade quando submetido a diferentes intensidades de campo magnético. Esse fluido consiste geralmente de uma mistura de óleo com silicone, no qual micro partículas de material ferromagnético estão misturadas. Conforme mostra a figura 5, existe uma válvula com área constante por onde o fluido tem fluxo de passagem livre quando a intensidade de campo magnético é nula, isto é, $B=0$. No entanto, quando um campo magnético é aplicado, $B>0$, as partículas ferromagnéticas se concentram na região da válvula e o fluido aumenta rapidamente a viscosidade, variando desta forma o coeficiente de amortecimento.

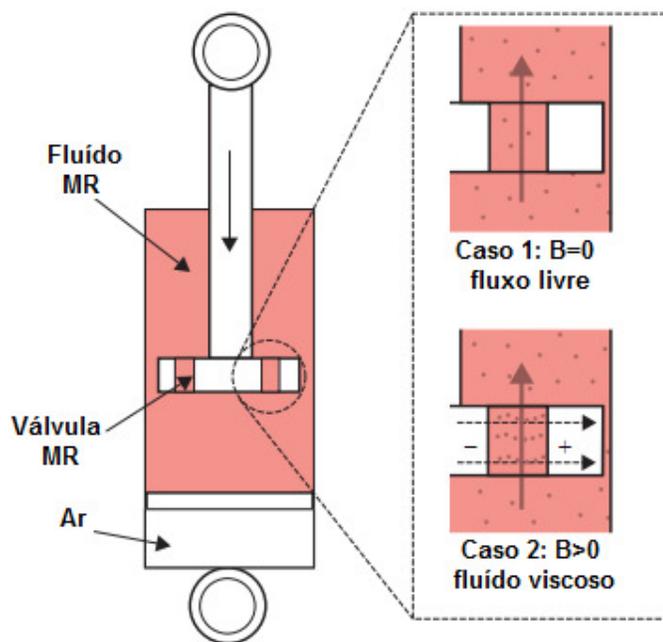


Figura 5 – Representação esquemática de um amortecedor MR mostrando o comportamento na presença e na ausência de densidade de fluxo magnético B (SAVARESI et al., 2010).

O coeficiente de amortecimento nos amortecedores MR responde rapidamente à variação de campo, que é produzido e controlado por corrente elétrica e são, portanto, os dispositivos mais promissores para a tecnologia semiativa.

De forma similar ao amortecedor MR, o ER contém fluido ao qual são misturadas micro partículas de material sensível ao campo elétrico. Conforme mostra a figura 6, quando o campo elétrico aplicado é nulo, $E=0$, o fluido passa livremente, no entanto, quando um campo elétrico é aplicado, $E>0$, a viscosidade do fluido é alterada e consequentemente o coeficiente de amortecimento.

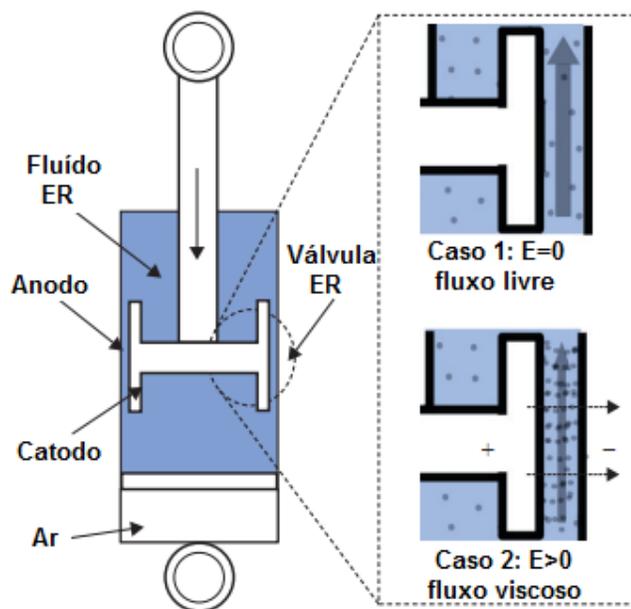


Figura 6 - Representação esquemática de um amortecedor ER mostrando o comportamento na presença e na ausência de campo elétrico E (SAVARESI et al., 2010).

Outro dispositivo que pode ser aplicado em suspensões semiativas são atuadores eletromagnéticos com ímãs permanentes. É possível controlar o coeficiente de amortecimento através da variação de uma carga resistiva, ou mesmo fazendo-o operar em modo gerador pode-se armazenar energia. O próximo capítulo abordará exclusivamente o estudo de possíveis topologias aplicáveis de atuadores eletromagnéticos e seus requisitos.

Com a possibilidade de alteração do coeficiente de amortecimento é possível avaliar a influência que este tem sobre o conforto e o contato pneu-solo conforme mostrado na figura 7. Quanto mais próximo de zero, mais se aproxima do ideal. Em uma suspensão passiva, fixar-se-ia o valor no ponto nominal sem possibilidade de alteração, no entanto, em uma suspensão semiativa é possível alterar os valores para que a suspensão se ajuste, adequando-se às diferentes condições de rodagem.

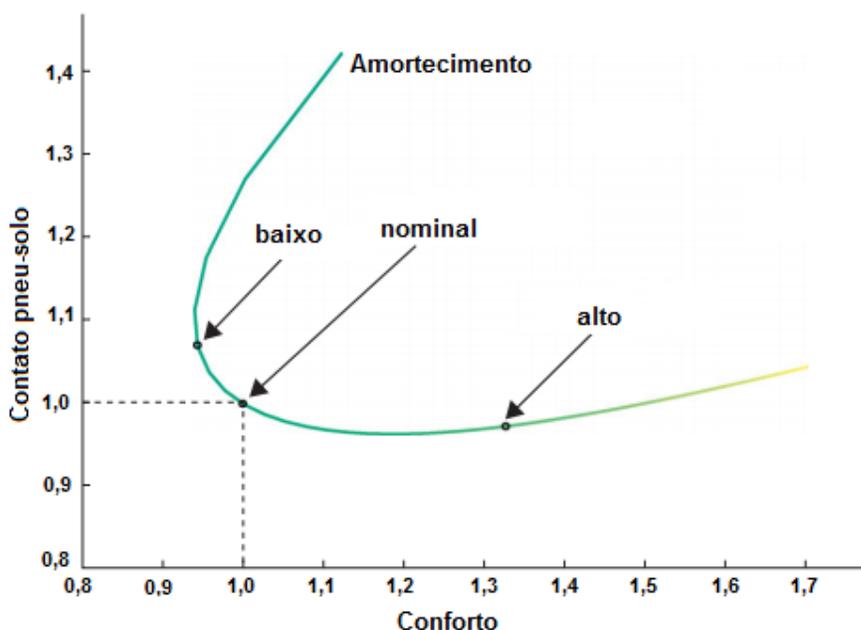


Figura 7 - Variação do coeficiente de amortecimento como função dos requisitos de conforto e contato pneu-solo (SAVARESI et al., 2010).

Apesar de a suspensão semiativa apresentar a vantagem de permitir o controle dos parâmetros do sistema, para conciliar requisitos de conforto e dirigibilidade a um baixo custo energético, tem a desvantagem de não ser capaz de inserir energia em situações quando o veículo é submetido a perturbações de carga. Além disso, tem a desvantagem de, quando comparado a uma suspensão ativa, não atenuar frequências baixas na faixa da frequência natural do sistema massa-mola composto pelo corpo do carro mais mola da suspensão.

2.3 SUSPENSÃO ATIVA

Um sistema de suspensão ativa consiste na inserção de um atuador que produz forças que atuam na suspensão de modo a melhorar os requisitos de segurança, conforto e dirigibilidade do veículo. A ideia do uso de suspensões ativas teve início em 1954 em artigo científico publicado por Federspiel-Labrosse (GUGLIELMINO, 2008). A complexidade do sistema devido à necessidade de sensores e de um sistema de controle elaborado para garantir um bom desempenho foram as principais causas para que tal tecnologia não fosse aplicada neste período. Avanços importantes na área do controle, da eletrônica, da instrumentação e no desenvolvimento de atuadores fazem com que hoje seja possível o desenvolvimento e aplicação comercial de suspensões ativas.

As suspensões ativas podem ser classificadas em: parcialmente carregado, figura 8(a), e totalmente carregado, figura 8(b) (FISHER, 2004). No sistema parcialmente carregado insere-se o atuador mantendo a mola, ficando esta responsável por sustentar a massa do veículo. O sistema totalmente carregado apresenta somente o atuador que além de responder às perturbações fica responsável também por sustentar a massa do veículo.

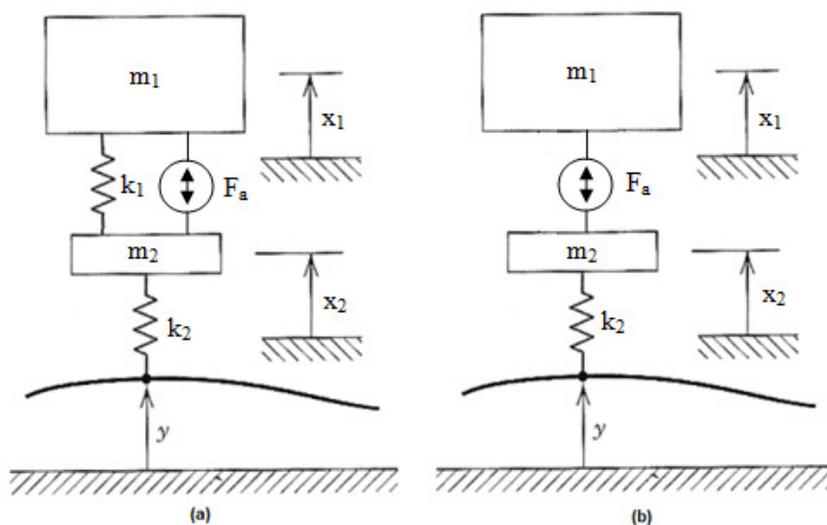


Figura 8 – Sistema de suspensão ativo parcialmente carregado (a) e totalmente carregado (b) (PALM, 2007).

A comparação entre os dois sistemas mostrados acima indica que o sistema totalmente carregado tem um consumo energético significativamente maior, segundo Fisher (2004), a potência máxima do sistema totalmente carregado é de 7 kW, enquanto o do sistema parcialmente carregado é de 2 kW. No entanto, o totalmente carregado consegue atingir uma resposta em frequência melhor do que o parcialmente carregado, apesar disso, geralmente é preferido o parcialmente carregado devido ao menor consumo energético.

Estima-se que um sistema de suspensão ativo consuma um terço do consumo de um condicionador de ar ligado todo o tempo, sendo que este último aumenta somente o conforto, enquanto que o sistema de suspensão, além de melhorar significativamente o conforto é fator essencial para garantir segurança e dirigibilidade (GYSEN, 2010).

O comportamento dinâmico do sistema parcialmente carregado da figura 8(a) é dado por um sistema de equações diferenciais de segunda ordem, equações (9) e (10):

$$m_1 \ddot{x}_1 + k_1 x_1 - k_1 x_2 - F_a = 0 \quad (9)$$

$$m_2 \ddot{x}_2 + (k_1 + k_2) x_2 - k_1 x_1 + F_a = k_2 y \quad (10)$$

O comportamento dinâmico do sistema totalmente carregado é dado pelas equações (11) e (12):

$$m_1 \ddot{x}_1 - F_a = 0 \quad (11)$$

$$m_2 \ddot{x}_2 + k_2 x_2 + F_a = k_2 y \quad (12)$$

Diversas técnicas de controle podem ser aplicadas a esses sistemas. Como alguns exemplos pode-se citar: controle H_∞ (SAMMIER, SENAME, DUGARD, 2000), controle robusto (MOHAN, PHADKE, 1996), controle de modo deslizante (YAGIZ et al., 1997), controle adaptativo (SUN, YANG, 2008), controle *skyhook* (CHEN, LI, GAO, 2006) e controle utilizando inteligência artificial como é o caso de redes neurais e lógica *fuzzy* (YEN et al., 2009). A melhor técnica de controle depende também das características do atuador.

Os atuadores podem ser hidráulicos, pneumáticos, eletromagnéticos ou alguma solução híbrida (GUGLIELMINO, 2008). Os atuadores pneumáticos apresentam desempenho semelhante aos hidráulicos.

Gysen (2010) fez uma análise comparativa entre atuadores hidráulicos e eletromagnéticos mostrando vantagens e desvantagens de cada tecnologia. Como vantagens do uso de atuadores hidráulicos podem-se citar: alta densidade de força, tecnologia confiável, madura e fácil de projetar. Como desvantagens podem-se citar: constante de tempo alta, a qual limita a resposta em frequência, elevada massa e volume requeridos. Quanto aos atuadores eletromagnéticos pode-se citar como desvantagens: custo mais elevado, menor densidade de força quando comparado aos atuadores hidráulicos, correntes altas para alimentações através de baterias convencionais de 12 ou 14 Volts exigindo circuitos de acionamento com custo elevado. Como vantagens dos atuadores eletromagnéticos quando comparados aos hidráulicos pode-se citar: maior eficiência, resposta dinâmica melhor, controle de força fácil e preciso.

Outra vantagem importante que merece destaque é a possibilidade do uso de atuadores eletromagnéticos operando como geradores. Ensaios em um veículo híbrido equipado com suspensão eletromagnética ativa mostraram que é significativa a energia regenerada pelo sistema de suspensão, pois, quando comparado com um sistema de frenagem regenerativa consegue-se recuperar um equivalente a 30% da energia que um sistema de frenagem regenerativo é capaz de recuperar (MONTAZERI, SOLEYMANI, 2010). Outros autores já investigaram a viabilidade da aplicação (ZHANG et al., 2007; STRIBRSKY et al., 2007).

Recentemente GYSEN et al. (2011b) publicou resultados experimentais utilizando um atuador eletromagnético que atinge eficiência de até 80% para determinado algoritmo de controle, e com isso o consumo médio de todo o sistema de suspensão reduziu-se a 150W.

2.4 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS DIFERENTES TIPOS DE SUSPENSÃO

A figura 9 sintetiza os diferentes tipos de suspensão apresentados e discutidos até aqui, permitindo visualizar os elementos constituintes.

É importante ressaltar que no caso das suspensões semiativas existem configurações nas quais a mola é o elemento variável, como no caso de molas a ar. Importante também notar que existem configurações de suspensões hidráulicas ou pneumáticas ativas sem amortecedor. No caso de suspensões eletromagnéticas ativas já foi mencionado no item anterior que existem configurações em que a mola é retirada, chamado então de suspensão eletromagnética ativa totalmente carregada.

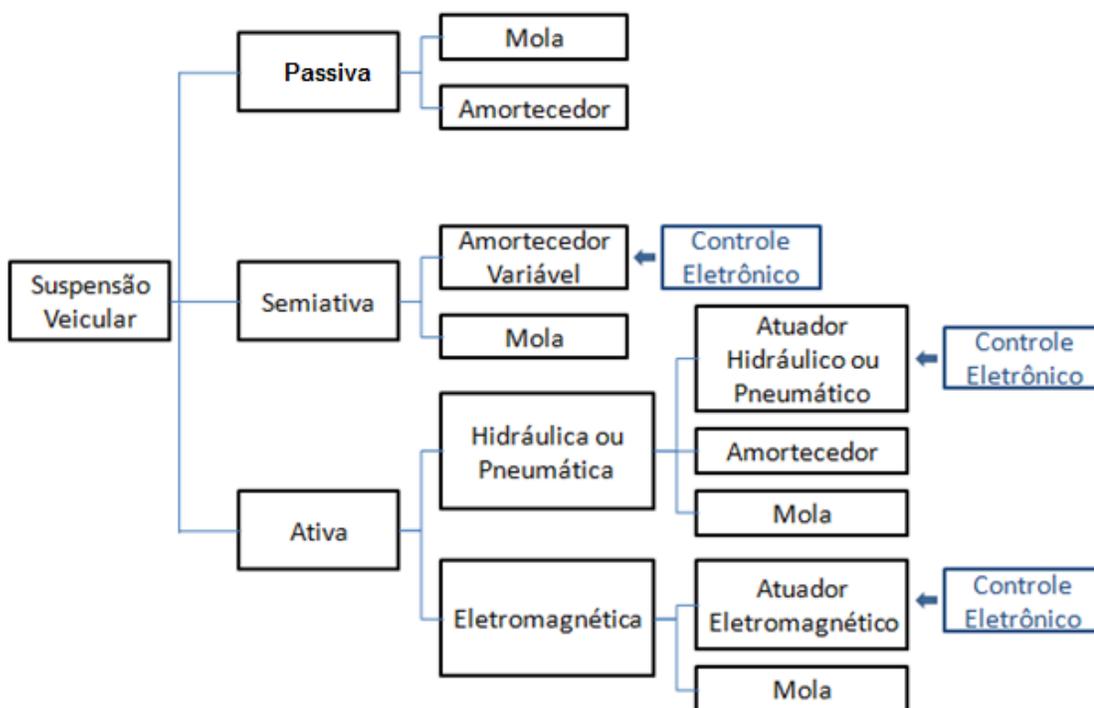


Figura 9 – Classificação das suspensões veiculares e elementos constituintes (XEN et al., 2011).

Xen et al. (2011) apresentou um estudo que aponta de forma resumida as características dos tipos de suspensão, mostrando comparativamente seus aspectos fundamentais. Um resumo deste estudo é mostrado na tabela 2.

Tabela 2 – Comparação entre os diferentes tipos de suspensão (XEN et al., 2011).

Parâmetros	Suspensão Passiva	Suspensão Semiativa	Suspensão Hidráulica Ativa	Suspensão Eletromagnética Ativa
Estrutura	Mais simples	Complexa	Mais complexa	Simples
Peso ou Volume	Mais baixo	Baixo	Alto	Mais alto
Custo	Mais baixo	Baixo	Mais alto	Alto
Conforto	Ruim	Médio	Bom	Melhor
Dirigibilidade	Ruim	Médio	Bom	Melhor
Confiança	Mais alta	Alta	Média	Alta
Desempenho Dinâmico	Ruim	Ruim	Média	Boa
Regeneração de energia	Não	Não	Não	Sim
Maturidade Comercial	Sim	Sim	Sim	Não

Pode-se concluir que a tecnologia de suspensão mais promissora para conciliar os requisitos de conforto e segurança é a tecnologia de suspensão ativa. E esta, por sua vez, implementada com atuadores eletromagnéticos operando de forma ativa e semiativa alternadamente. Assim, é possível fazê-la operar em modo gerador, controlando o coeficiente de amortecimento quando o veículo estiver sujeito a perturbações da pista e em modo ativo quando submetido a perturbações de carga. Com o uso alternado do atuador é possível atingir os melhores níveis de conforto e segurança a um custo energético moderado, uma vez que a energia regenerada pode ser aproveitada para fazer o dispositivo operar em modo ativo. Estas conclusões justificam o estudo e desenvolvimentos de atuadores eletromagnéticos que atendam os requisitos da aplicação.

3 ATUADORES PARA SUSPENSÃO ELETROMAGNÉTICA ATIVA

Suspensão ativa implementada com atuadores rotativos foi proposta por alguns autores (KRUNCKEMEYER, BUCHANAN, FANNIN, 1987; ZHANG et al., 2007; MONTAZERI, SOLEYMANI, 2010). Sabe-se, no entanto, que dispositivos rotativos necessitam da conversão de movimento rotativo em movimento linear e que essa conversão requer engrenagens, e, conseqüentemente, perdas mecânicas são inseridas. Além disso, o conjunto atuador rotativo mais engrenagens implica maior volume e também necessidade de manutenção periódica do mecanismo. Outra desvantagem importante é que a resposta dinâmica desse sistema com conversão de movimento rotativo em linear é prejudicada quando comparada à resposta dinâmica de atuadores lineares que exercem atuação direta no eixo de movimentação.

Atuadores lineares com topologia tubular, também conhecida como cilíndrica, são mais indicados, pois se ajustam facilmente ao espaço disponível, permitem que a mola helicoidal envolva o mesmo e apresentam maior aproveitamento da área de condução dos enrolamentos, quando comparados a topologias retangulares por exemplo. Existem, no entanto, diversas topologias de atuadores tubulares que serão estudados em detalhes a seguir.

3.1 TOPOLOGIAS DE ATUADORES LINEARES TUBULARES

A disponibilidade de ímãs permanentes de terras raras com alto produto energético como é o caso dos ímãs de NdFeB, possibilita a construção de atuadores com elevadas densidades de força e potência, podendo estes estar situados tanto na parte móvel com na parte estática (LEQUESNE, 1996).

De fato, a definição de parte móvel e estática em sistemas de suspensão não é bem clara, uma vez que ambas se movimentam em relação ao solo. Uma parte do atuador deve ser fixada à massa do veículo e a outra, à massa da roda. Em geral é assumido que a parte móvel

é aquela com a qual está fixada a massa da roda, pois idealmente se considera que a massa do carro fica estática, e contém os demais dispositivos do sistema, como acionamento e fonte de energia (MARTINS et al., 2006).

Duas topologias de atuadores tubulares foram propostas por Martins et al. (2006). Ambas as topologias apresentadas são constituídas de ímãs permanentes de NdFeB na parte interna do atuador e podem ser visualizadas em corte na figura 10. Na primeira topologia, figura 10(a), os ímãs têm formato de anel e magnetização radial, sendo estes fixados a um tubo de aço. Na segunda topologia, figura 10(b), os ímãs têm formato cilíndrico e magnetização axial, sendo estes empilhados com cilindros de aço entre eles. Em ambas as topologias, a armadura é de material ferromagnético sem ranhuras, e os enrolamentos são fixados à armadura.

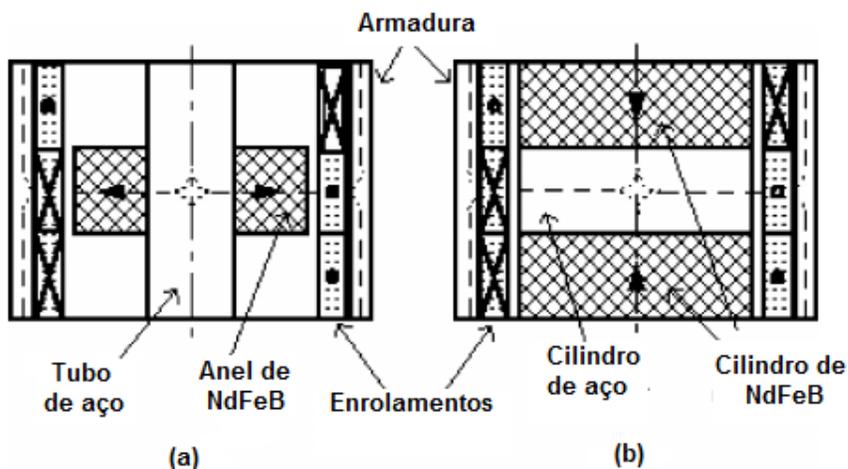


Figura 10 - Configuração de atuadores tubulares com ímãs permanentes com (a) magnetização radial e (b) magnetização axial (MARTINS, et al., 2006).

Resultados de simulação mostraram que o dispositivo com magnetização axial apresenta uma maior densidade de força, ou seja, relação força por volume (N/m^3). É importante notar que, no entanto, o volume de ímãs permanentes no atuador com magnetização axial tende a ser maior do que aquele com magnetização radial. Isso aumentaria

o preço consideravelmente ainda mais considerando o recente aumento de preços dos ímãs permanentes de terras raras (DENT, 2011; BENECKI, 2009).

Uma topologia tubular na qual a armadura tem ranhuras foi proposta por (WANG et al., 2009). A figura 11 ilustra o atuador proposto. Semelhante às topologias das figuras 10(a) e 10(b) os ímãs permanentes estão situados na parte interna. Porém, na topologia proposta por Wang, os ímãs permanentes têm formato de anel alternando magnetização radial e axial sequencialmente, o que caracteriza um arranjo conhecido como quasi-Halbach.

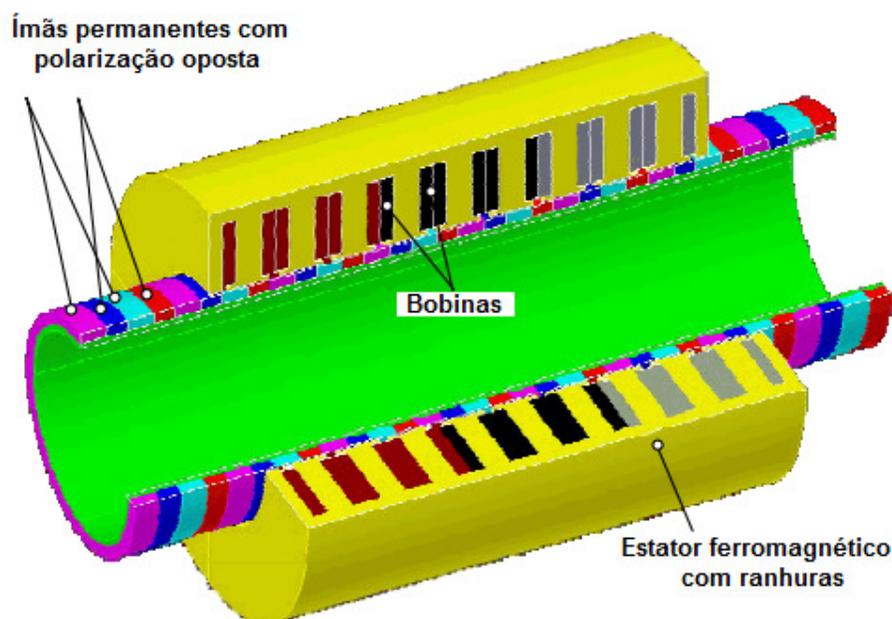


Figura 11 - Atuador eletromagnético com ímãs permanentes internos com orientação quasi-Halbach, estator ferromagnético ranhurado e bobinas (WANG et al., 2009).

Arranjos de Halbach são assim conhecidos, pois foram inventados pelo físico Klaus Halbach em 1980. Consiste em magnetizar os ímãs e dispô-los de tal forma que seja criado um campo magnético intensificado em uma das faces do arranjo e que seja nulo na outra face (HALBACH, 1980). Em ímãs com formato cilíndrico, por exemplo, é possível magnetizá-los e dispô-los de tal forma que o campo magnético no interior do tubo seja aproximadamente nulo e, portanto, intensificado na parte externa como mostra a figura 12(a).

Quando os arranjos de Halbach são aplicados em atuadores tubulares, com é o caso ilustrado na figura 11, apresenta uma série de vantagens, tais como: força contraeletromotriz induzida com formato próximo do senoidal, fator importante para reduzir *ripple* de força; aumento significativo da densidade de fluxo no entreferro quando comparado a magnetizações radiais ou axiais somente; e possibilidade de substituição do núcleo ferromagnético por outro material não magnético com massa menor, característica que é desejada na maioria das aplicações, pois reduz a massa móvel. Entretanto, na prática torna-se difícil fabricar ímãs com arranjos de Halbach, logo é preferível fabricar os chamados arranjos quasi-Halbach como mostrados na figura 12(b) (WANG, HOWE, 2005). Os arranjos quasi-Halbach apresentam característica semelhante aos de Halbach, sendo, no entanto, de fácil fabricação.

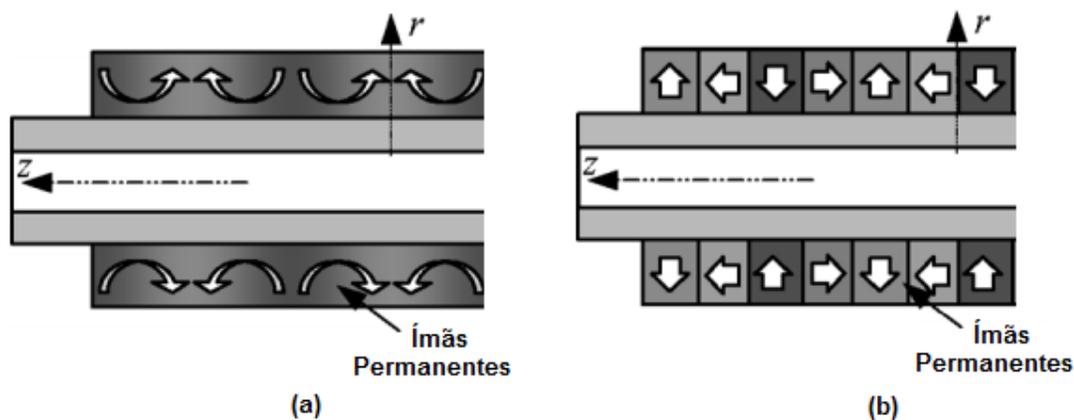


Figura 12 - Armadura atuador tubular de ímãs permanentes com arranjos: (a) Halbach e (b) quasi-Halbach (WANG, HOWE, 2005).

Com o uso de armadura com ranhuras consegue-se redução do entreferro e maior densidade de força quando comparados com dispositivos sem ranhuras, no entanto aparece um efeito indesejado conhecido como *cogging* de força devido à variação de relutância. Este efeito pode dificultar as técnicas de controle uma vez que insere vibrações que são provocadas

pelo próprio dispositivo, sendo que em suspensões ativas este é o elemento responsável por eliminá-las.

Sabe-se que uma das consequências do desenvolvimento de suspensões eletromagnéticas ativas é o aumento de volume em relação às suspensões passivas. Com vistas nisso, foram propostos atuadores que fossem *plug and play*, ou seja, com dimensões tais que permitam inserção dos atuadores sem grandes adaptações de espaço físico nos veículos (GYSEN et al., 2009). A figura 13 ilustra as duas topologias propostas e uma suspensão passiva. Ambas as topologias foram sugeridas sem ranhuras e com enrolamentos trifásicos, o da figura 13(b) com bobinas na parte móvel e ímãs permanentes na estática, enquanto o da figura 13(c) apresenta bobinas na parte estática e ímãs permanentes na parte móvel.

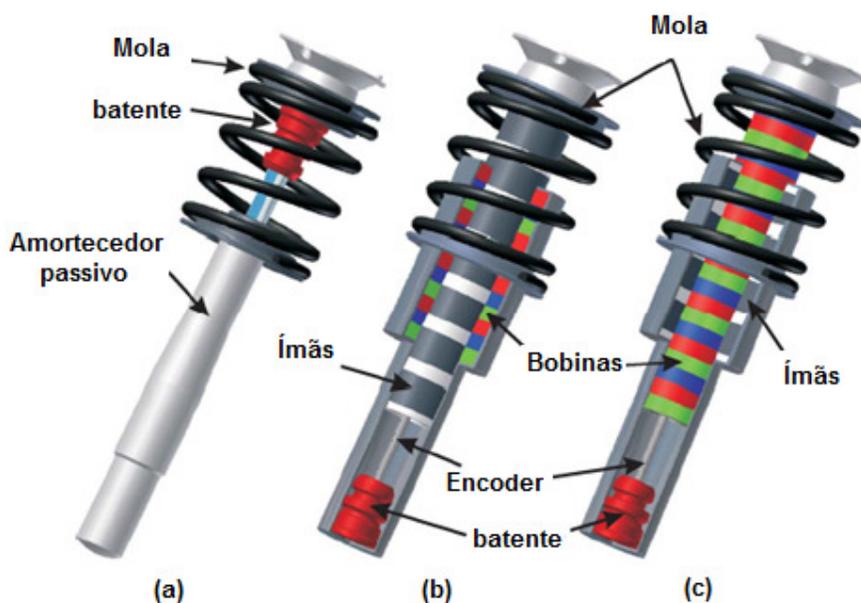


Figura 13 - Suspensão passiva (a), suspensão ativa com ímãs permanentes internos (b) e suspensão ativa com ímãs permanentes externos (c) (GYSEN et al., 2009).

Um estudo comparativo entre topologias da figura 13(b) e 13(c) considerando três magnetizações distintas, axial, radial e quasi-Halbach, mostrou que a com maior densidade de força e é obtida com ímãs permanentes externos utilizando magnetização quasi-Halbach.

Nos atuadores da figura 13, foi apontado que a escolha por atuadores sem ranhuras se deve ao fato de que os atuadores sem ranhuras possuem baixo *ripple* de força e menor custo e complexidade de fabricação quando comparados aos atuadores com ranhuras.

Para diminuir o efeito do *ripple* de conjugado foi sugerida uma topologia na qual os ímãs são fabricados com *skewing* como mostrado na figura 14. Neste, a magnetização é radial, alternando polo norte e sul e o *skewing* é no sentido axial.

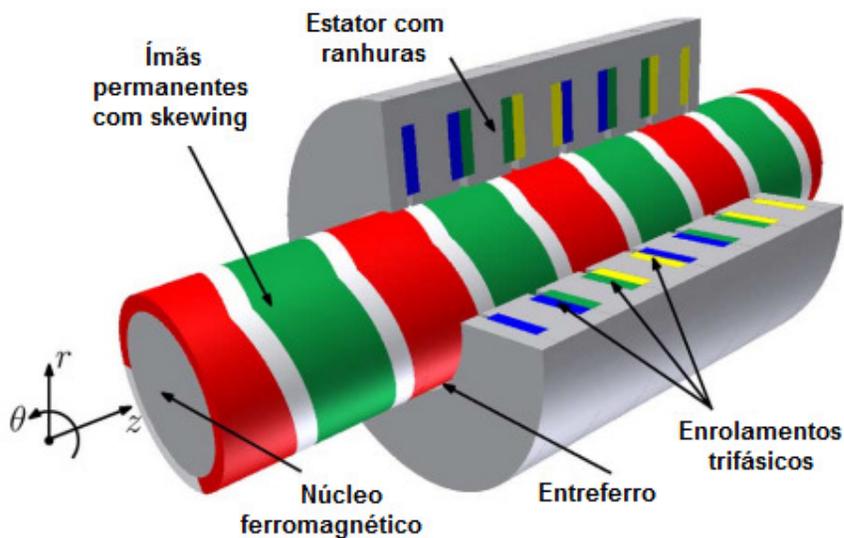


Figura 14 - Atuador eletromagnético com ímãs permanentes internos com *skewing*, estator com ranhuras e enrolamentos trifásicos (GYSEN et al., 2011a).

A topologia da figura 14 possivelmente é a que apresenta maior densidade de força e potência com um valor de *ripple* de força aceitável, no entanto, é a topologia mais complexa e cara para fabricação devido ao uso de estator ranhurado e de ímãs permanentes com *skewing*.

3.2 REQUISITOS DOS ATUADORES

Os requisitos que os atuadores eletromagnéticos devem atender compreendem força, curso, dimensões, velocidade, dentre outros. Estes requisitos foram buscados nas referências bibliográficas.

Martins et al. (2006) estimou os parâmetros necessários que um atuador eletromagnético para suspensão ativa deve atender baseado em simulações. Como base tomou os limites de exposição às vibrações do corpo humano retirados da ISO 2631 (*International Organization for Standardization - Guide for evaluation of human exposure to whole-body vibration*). Além disso, especifica dimensões máximas com base no espaço físico.

Gysen et al. (2009) estimou os parâmetros com base em medidas experimentais realizadas com um veículo BMW 530, ao qual foram fixados sensores que permitiram medir experimentalmente as grandezas de interesse. Também especificou variação máxima de temperatura do dispositivo com base em normas automotivas.

A tabela 3 mostra as especificações projetadas pelos dois trabalhos mencionados nos parágrafos acima. Comparando os dois trabalhos verifica-se que os valores de velocidade e curso projetados se aproximam, no entanto, no que diz respeito à força, os autores divergem. Enquanto Martins et al. especifica apenas valor de força estática, Gysen et al. especifica valores para o atuador operar como motor, modo ativo, e como gerador, modo semiativo.

Tabela 3 - Parâmetros de especificação de atuador eletromagnético para suspensão ativa (MARTINS et al., 2006; GYSEN et al., 2009).

	Martins	Gysen	
Parâmetros	Valor projetado	Valor projetado	Descrição
Curso	160 mm	140 mm	
Força estática	1000 N	-	
Força ativa – valor rms	-	1000 N	Valor rms da força a 0,1 m/s
Força ativa – valor de pico	-	4000 N	Valor de pico da força a 0,1 m/s
Força semiativa – valor rms	-	762 N	Valor rms da força a 1 m/s
Força semiativa – valor de pico	-	2050 N	Valor de pico da força a 1 m/s
Velocidade máxima	1,2 m/s	1 m/s	
Potência rms	615 W	-	
Comprimento máximo	600 mm	-	
Diâmetro máximo	150 mm	-	
Máxima variação de temperatura	-	80 °C	

4 CONCEPÇÃO DO ATUADOR

A concepção básica do atuador consiste em definir: uma topologia, considerando circuito magnético, fontes de excitação; operação, com definição de curso e força; dimensões e materiais a serem utilizados e que permitam que os requisitos mencionados anteriormente possam ser atendidos. A topologia é a principal questão e será definida com base nas características estudadas juntamente com os parâmetros de especificação. E, de certa forma, ela precede a questão analítica mais focada no dispositivo concebido especificamente, pois há uma série de aspectos construtivos que serão determinantes para o modelo analítico específico. Assim, a opção que se adota aqui é apresentar a concepção e mesmo o projeto do atuador antes de se apresentar e desenvolver seu modelo analítico específico.

4.1 TOPOLOGIA ESCOLHIDA

Dadas as condições de uso, assume-se que o formato do atuador eletromagnético linear deve ser tubular, pois assim é fácil adaptá-lo no espaço físico da aplicação de uma suspensão automotiva.

Atuadores com ímãs permanentes de alto produto energético como é o caso de ímãs permanentes tipo NdFeB sinterizados representam uma boa alternativa. Segundo referências (MARTINS, et al., 2006; GYSEN et al., 2009), ímãs com magnetização radial são uma melhor alternativa do que ímãs com magnetização axial, pois se consegue estabelecer uma maior densidade de fluxo com menor volume de material, melhorando a viabilidade econômica da solução.

Apesar de atuadores com ranhuras apresentarem uma maior densidade de força quando comparados a atuadores sem ranhuras, a fabricação dos atuadores tubulares contendo ranhuras torna-se mais complexa e cara. Além disso, o *ripple* de força existente nestes devido à força de relutância faz com que se opte por usar estator liso ou sem ranhuras.

A escolha por ímãs internos ou externos, considerando-os em formato de anel com magnetização radial, remete à mesma consideração feita quando se optou por magnetização radial ao invés de axial. Simulações mostraram que a força produzida por um atuador com um par de polos é maior quando os ímãs são posicionados internamente, o que corrobora com estudo realizado por Gysen et al. (2009). Assim um menor volume de material para ímãs internos é necessário, portanto opta-se por esta topologia.

É desejável que os enrolamentos estejam na parte estática, ou seja, situados na parte onde será fixada a massa do veículo, evitando a movimentação dos condutores que acionam o dispositivo. Adicionalmente, é desejável que a parte móvel tenha a menor massa. Logo, é definido que a parte estática, contendo os enrolamentos e a culatra, é fixada ao corpo do veículo, enquanto a parte móvel, contendo os ímãs permanentes, é fixada à roda.

Optou-se ainda por desenvolver um dispositivo com apenas dois enrolamentos e colocá-los em série. Com isso é possível controlar mais facilmente a força, sendo esta proporcional à corrente de uma única fase.

A topologia proposta, com base no que foi descrito neste capítulo é mostrada na figura 15. Um atuador tubular de ímãs permanentes internos em formato de anel com magnetização radial e duas bobinas ligadas em série com forças magnetomotrizes em sentidos opostos entre si.

São dois conjuntos de ímãs com magnetização oposta ou antiparalela, ou seja, um deles tem o polo norte interno e o polo sul externo (ímã em azul da figura 15) e o outro possui polo sul interno e polo norte externo (ímã em vermelho da figura 15). Esta disposição dos ímãs vai produzir uma distribuição da densidade de fluxo magnética que, em sua maior parte, se estabelece ao longo de um caminho conforme mostrado na figura 16, onde os vetores indicam a direção das linhas de fluxo magnético associadas. Esta figura é apenas ilustrativa, pois não estão sendo avaliados módulos de densidade de fluxo neste momento.

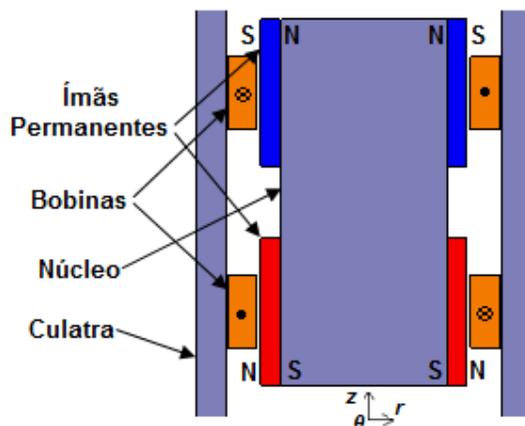


Figura 15 - Vista em corte axial do atuador indicando materiais, magnetização e sentidos da corrente.

As bobinas são percorridas com correntes em sentidos opostos, pois só assim ambas produzem força no mesmo sentido. O campo magnético produzido pelas bobinas assume o formato mostrado na figura 17. Assim como a figura 16, a figura 17 tem caráter apenas qualitativo, permitindo visualizar o comportamento sem haver preocupação com o módulo da grandeza ilustrada neste momento.

Observando a figura 16, é possível notar que na região intermediária há maior concentração de linhas de fluxo, tanto do núcleo como da culatra. Na figura 17 as regiões intermediárias são justamente as de menor concentração, pois o fluxo produzido pelas duas bobinas está em sentido oposto e se cancela nestas regiões. A densidade de fluxo resultante no núcleo e na culatra é dada pela superposição dos fluxos mostrados na figuras 16 e 17, sendo possível visualizar seu resultado na figura 18.

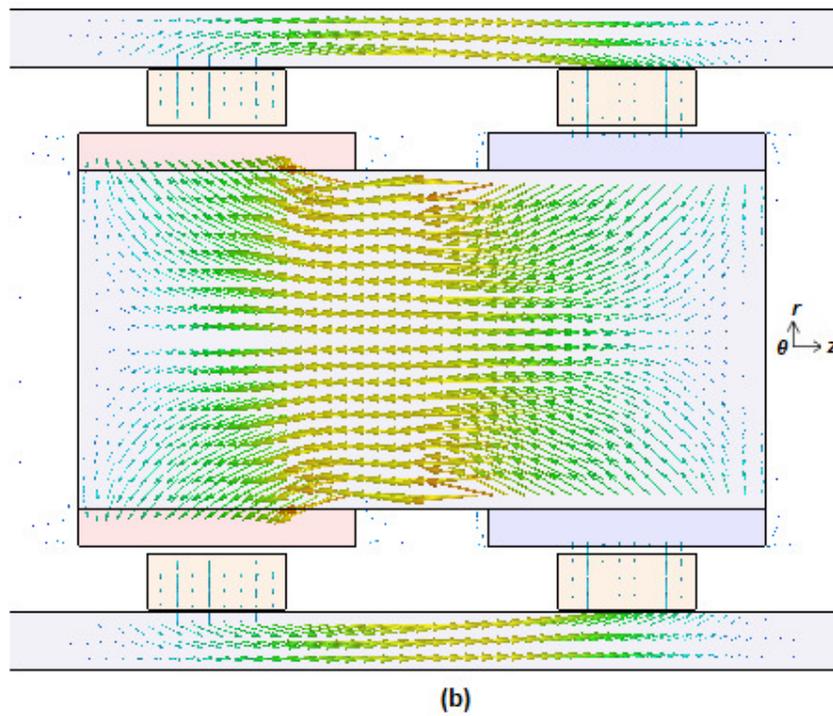
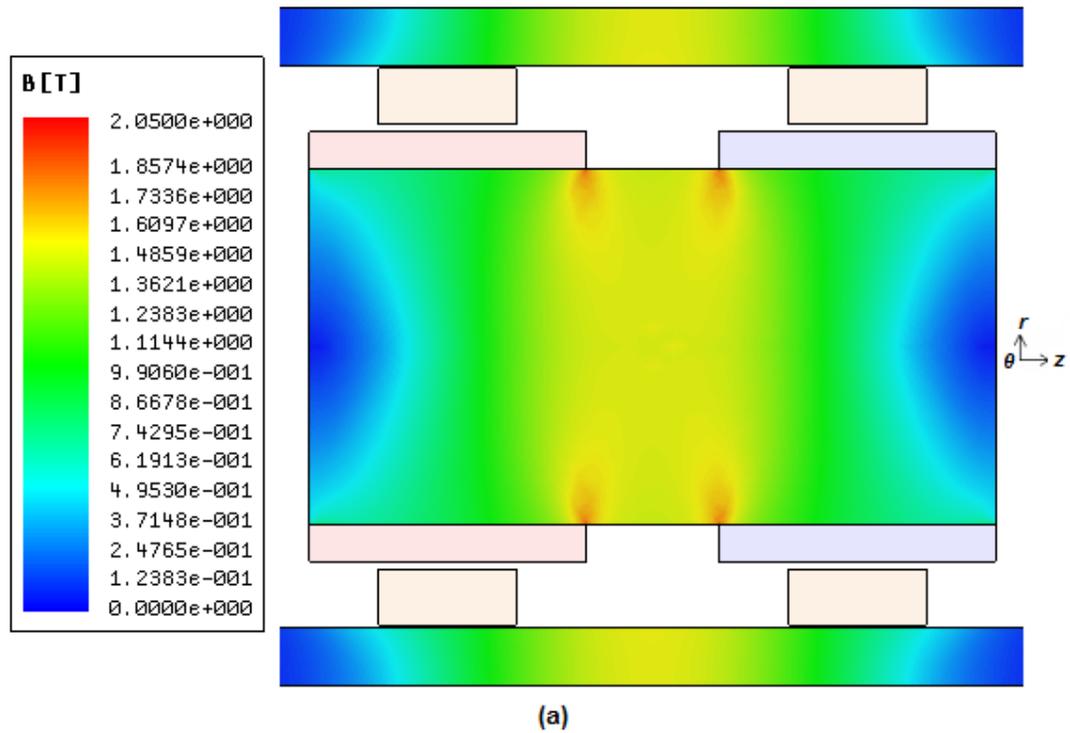
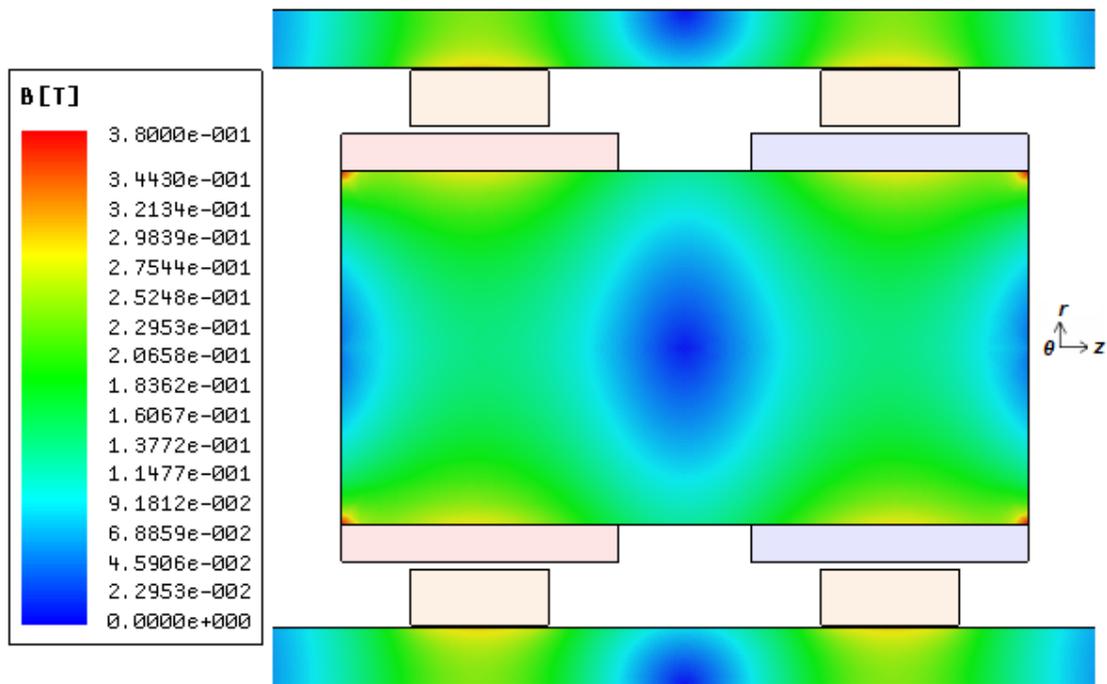
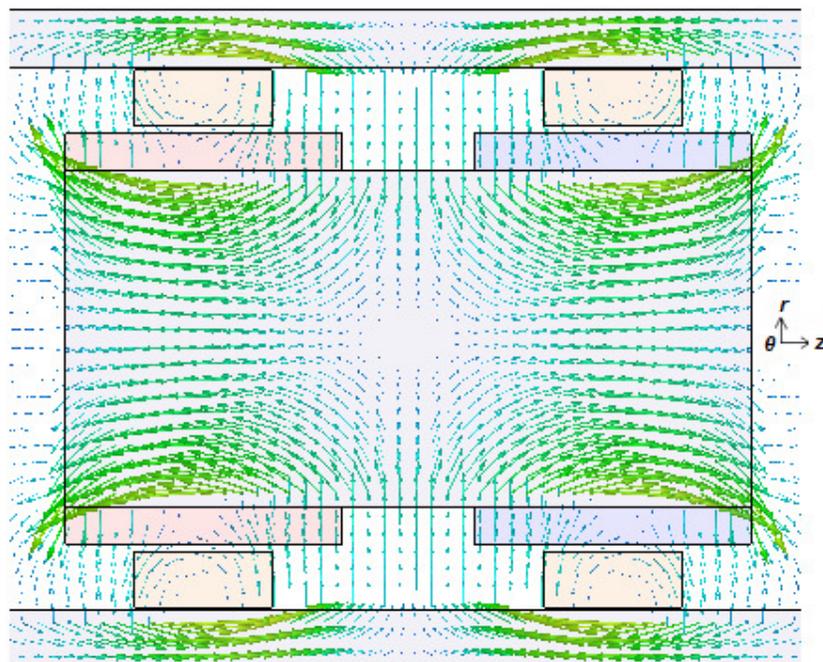


Figura 16 - Ilustração da magnitude (a) e sentido do vetor densidade de fluxo magnético produzido somente pelos ímãs permanentes.



(a)



(b)

Figura 17 - Ilustração da magnitude (a) e sentido (b) do vetor densidade de fluxo magnético produzido somente pelas bobinas.

É possível observar que devido à combinação dos efeitos a região de maior concentração de linhas de fluxo é deslocada, pois em determinadas regiões a resultante é aditiva enquanto em outras é subtrativa. Na figura 18 foi imposta uma densidade de corrente elevada, 10 A/mm², para tornar possível a visualização do efeito da superposição. Observou-se, no entanto, que para densidades de corrente até 5 A/mm² a resultante da densidade de fluxo magnético máxima representa um aumento absoluto de menos de 10% no núcleo o que não leva o material a saturação magnética. É possível concluir desta análise que o efeito da densidade de fluxo produzido pelos ímãs permanentes é predominante.

Pode-se observar que na topologia proposta as bobinas têm comprimento axial menor que os ímãs permanentes. A diferença entre estes comprimentos vai estabelecer o curso do atuador. Se os ímãs têm comprimento axial l e as bobinas, a metade do comprimento axial, o curso será $l/2$. A figura 19 ilustra em corte a metade do atuador. Na figura 19(a) é mostrada a posição central. Essa posição é a de repouso a qual deve ser ajustada quando o veículo estiver parado com a mola sustentando a massa do mesmo. Na figura 19(b) a operação que leva a parte móvel do atuador até o limite inferior do curso, quando as bobinas são percorridas por corrente no sentido indicado. A figura 19(c) ilustra a operação que faz o atuador atingir o limite superior do curso, com as bobinas percorridas com corrente no sentido oposto ao da figura 19(b).

É evidente que se a culatra tiver comprimento axial como mostrado na figura 18 vai aparecer uma força axial de relutância quando à posição relativa desta em relação aos ímãs permanentes for conforme aquela mostrada nas figuras 19(b) e 19(c). O comprimento axial da culatra é parte importante do projeto e será tratada no item de determinação das geometrias.

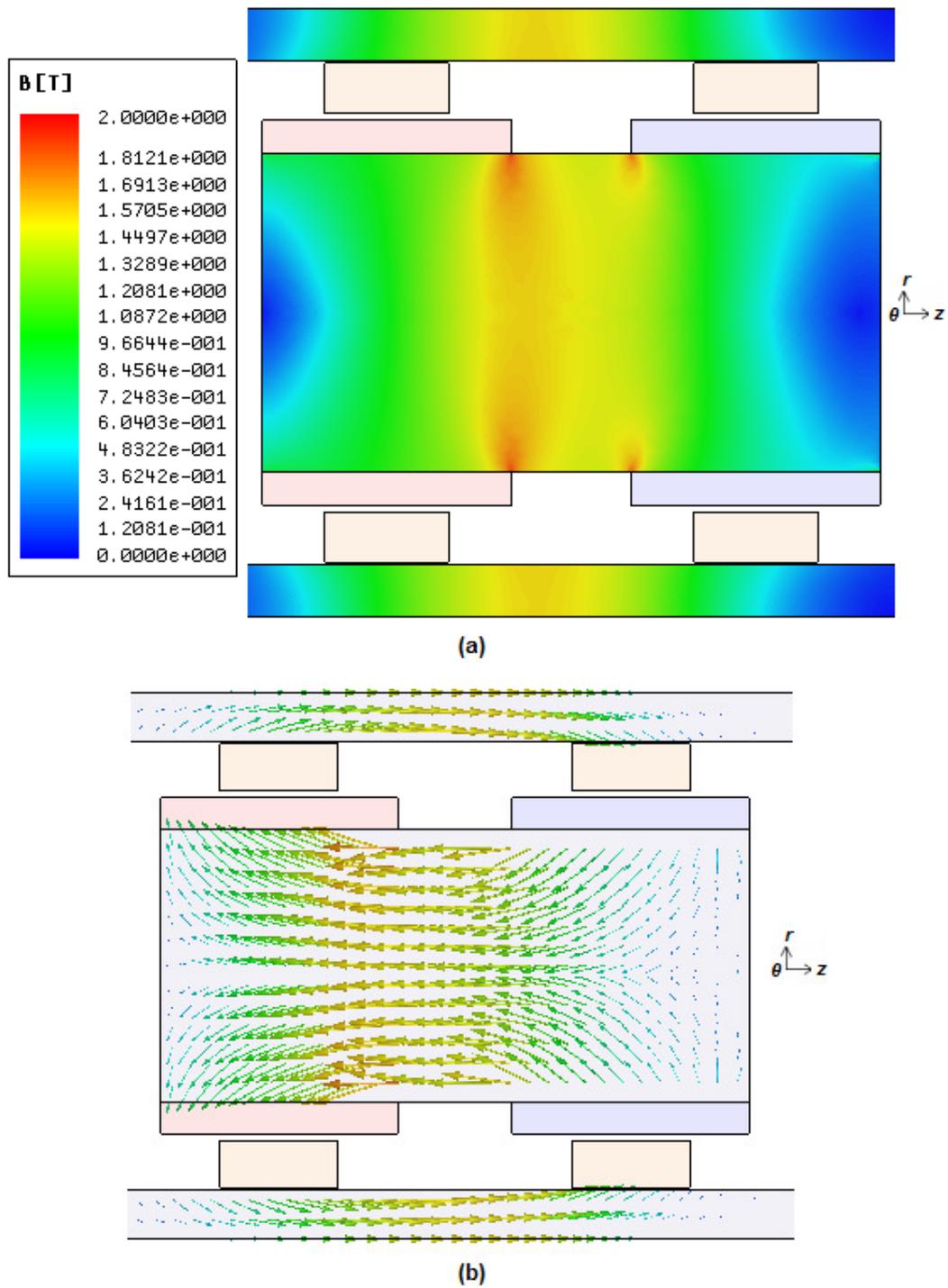


Figura 18 - Ilustração da magnitude (a) e sentido (b) do vetor densidade de fluxo magnético produzido pela composição dos ímãs permanentes e pelas bobinas.

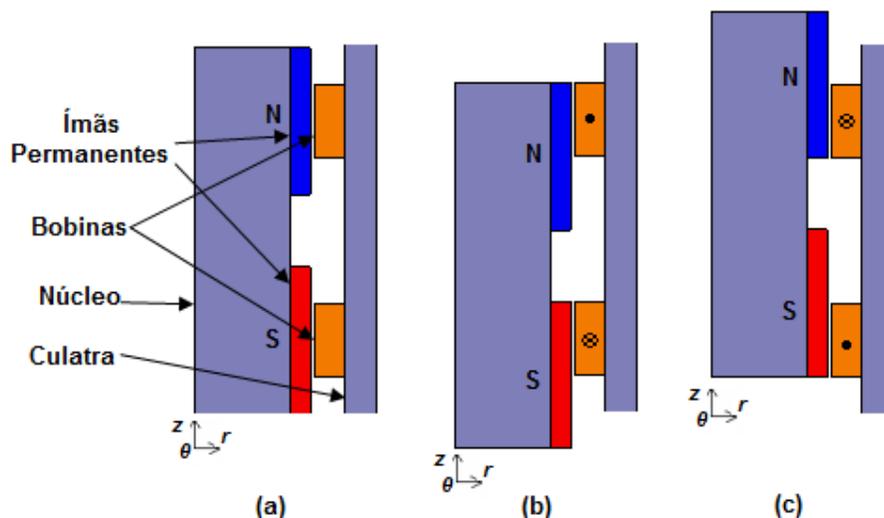


Figura 19 – Vista em corte de metade do atuador na posição: (a) central, (b) limite do curso inferior e (c) limite do curso superior.

Sabe-se que a variação de fluxo magnético em materiais com boa condutividade elétrica induz correntes parasitas. Estas, por sua vez, inserem perdas, diminuem a eficiência e provocam aquecimento do dispositivo.

Pode-se assumir que no núcleo não ocorrem variações significativas de densidade de fluxo magnético, uma vez que os ímãs são fixados a este e o campo magnético produzido pelas bobinas deve ser de menor intensidade, conforme foi mostrado na figura 18. Desta forma, o material ferromagnético pode ser um aço comercial maciço, desde que seja projetado para que não ocorra saturação magnética. A saturação magnética é um efeito indesejado, pois provocaria uma redução na densidade de fluxo no entreferro e conseqüentemente diminuiria a força produzida e por conseguinte reduziria a densidade de força do dispositivo. Portanto será utilizado aço com baixo teor de carbono, aproximadamente 0,10% de carbono, conhecido comercialmente como aço SAE 1010.

Quando ocorre deslocamento relativo da parte móvel em relação à estática, a culatra é submetida a uma variação de fluxo magnético devido ao movimento dos ímãs permanentes que, por sua vez, induzem correntes parasitas neste material. Soluções comumente adotadas

para atenuar o efeito dessas correntes induzidas são a laminação do material ou uso de materiais ferromagnéticos com maior resistividade elétrica.

A laminação deve ser paralela ao sentido que a densidade de fluxo magnético se estabelece no material, ou seja, no sentido radial e axial o que pode ser visualizado na figura 18. Em formatos tubulares a laminação no sentido radial e axial é de difícil fabricação.

A outra solução para diminuir o efeito das correntes parasitas é o uso de material de baixa condutividade elétrica. Materiais Compósitos Magneticamente Macios (SMC na sigla em inglês) têm como características importantes: elevada resistividade elétrica, da ordem de $7 \mu\Omega\text{m}$ e baixa permeabilidade magnética quando comparado ao aço SAE 1010. A permeabilidade magnética relativa máxima do SMC comercial, Somaloy 500, por exemplo, é 500 (HÖGANÄS, 2011). Além da baixa permeabilidade magnética, o custo ainda elevado deste material e a dificuldade em se obter peças compactadas no formato e dimensões corretas determinou a escolha do aço SAE 1010 como material da culatra, apesar das desvantagens já mencionadas. No entanto, essa escolha viabiliza o estudo do ponto de vista experimental para validação.

Os enrolamentos serão bobinados com fio de cobre esmaltado. A espessura dos condutores é parte do projeto sendo dependente da tensão de alimentação, corrente máxima e do circuito elétrico equivalente e será tratada individualmente.

4.2 METODOLOGIA DE PROJETO

Uma vez definida a topologia do atuador e definidos os materiais, é importante buscar uma melhor configuração de suas geometrias de tal forma que o dispositivo seja construído com o mínimo de material possível além de garantir que as perdas sejam minimizadas. O objetivo deste trabalho, como já mencionado, é, dentre outras coisas, fornecer ferramentas de projeto e análise, não se preocupando neste momento em desenvolver um dispositivo para

aplicação comercial. Portanto, pode-se abrir mão de atender algum requisito específico nesta etapa. A metodologia de projeto emprega como ferramenta auxiliar a simulação paramétrica utilizando um *software* de elementos finitos. O método de elementos finitos é uma ferramenta largamente utilizada para projeto e análise de máquinas e dispositivos eletromagnéticos. A análise paramétrica consiste em simulações com passos discretos de uma determinada variável dimensional ou eletromagnética.

Com a parametrização e análise em elementos finitos é possível, por exemplo, avaliar o efeito que a variação de uma determinada geometria tem sobre a densidade de fluxo no entreferro, força resultante, densidade de força e etc.

4.3 ANÁLISE DO EFEITO DA MAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS

Ímãs de NdFeB necessitam de uma considerável quantidade de energia para magnetização. A magnetização radial dos anéis em seu formato ideal como mostrado na figura 20(a) é difícil em ímãs permanentes de NdFeB (CLARK, HOWE, JEWELL, 2000). Como solução aproximada ao anel feito de uma única peça, o anel pode ser segmentado. A segmentação forma setores, sendo que cada um é magnetizado paralelamente ao seu raio no ponto médio do segmento. A figura 20(b) mostra a magnetização de um anel que foi segmentado em quatro setores.

É claro que quanto maior o número de segmentos mais se aproxima do ideal. Assim, foram feitas simulações utilizando o método de elementos finitos em 3D para investigar o efeito que a segmentação pode representar, pois este é difícil de modelar analiticamente, e discrepâncias em relação a modelos podem ser explicadas conhecendo-se o quanto divergem em relação ao ideal. Para isso foram modelados dois atuadores, ambos com os mesmos materiais e dimensões, variando apenas o formato e magnetização dos ímãs.

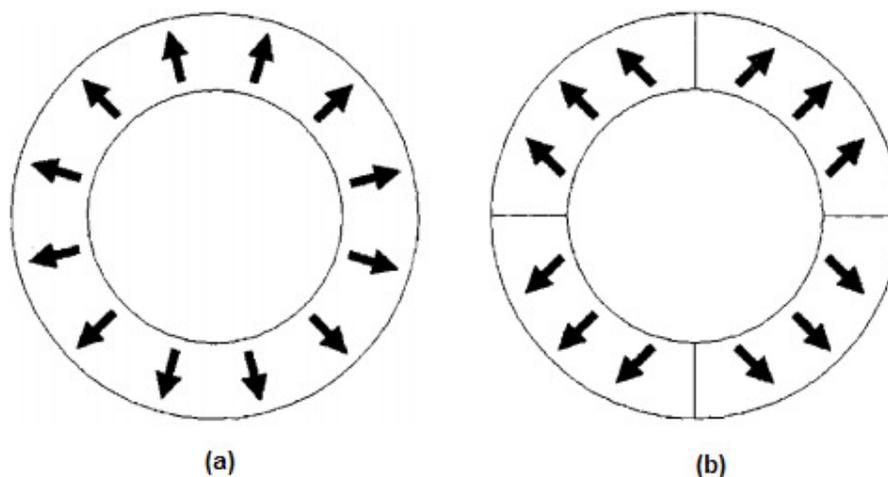


Figura 20 – Magnetização de anéis em formato (a) radial e (b) paralelo ao raio com quatro segmentos (CLARK, HOWE, JEWELL, 2000).

O primeiro modelo, com anéis segmentados em oito arcos, avaliou a distribuição da densidade de fluxo magnético e a força produzida pelo atuador quando percorrido por uma densidade de corrente de 1 A/mm^2 . Estes valores e dimensões foram assim atribuídos a fim de avaliar qualitativamente o comportamento, embora possa se reconhecer que o valor da densidade de corrente é muito conservador; dada a forma de funcionamento do atuador, é bem possível que sua densidade de corrente possa ser aumentada sem que isso cause prejuízo ao seu funcionamento, especialmente do ponto de vista térmico. Na figura 21 é mostrado o resultado da simulação em 3D, pelo método dos elementos finitos, dos vetores densidade de fluxo magnético. É possível notar que existe uma concentração maior na região de contato entre estes. Este efeito pode provocar pequenas regiões de saturação magnética.

Devido ao fato da magnetização não ser radial no modelo da figura 21 pode-se prever que a força produzida será menor do que aquela produzida por ímãs com magnetização radial ideal. Isto se deve ao fato de que somente componentes de densidade de fluxo magnético normais aos vetores densidade de corrente produzem força no sentido do movimento. A força resultante para esta simulação, com ímãs setoriais considerando o material NdFeB N35 e densidade de corrente de 1 A/mm^2 , foi de $92,7 \text{ N}$.

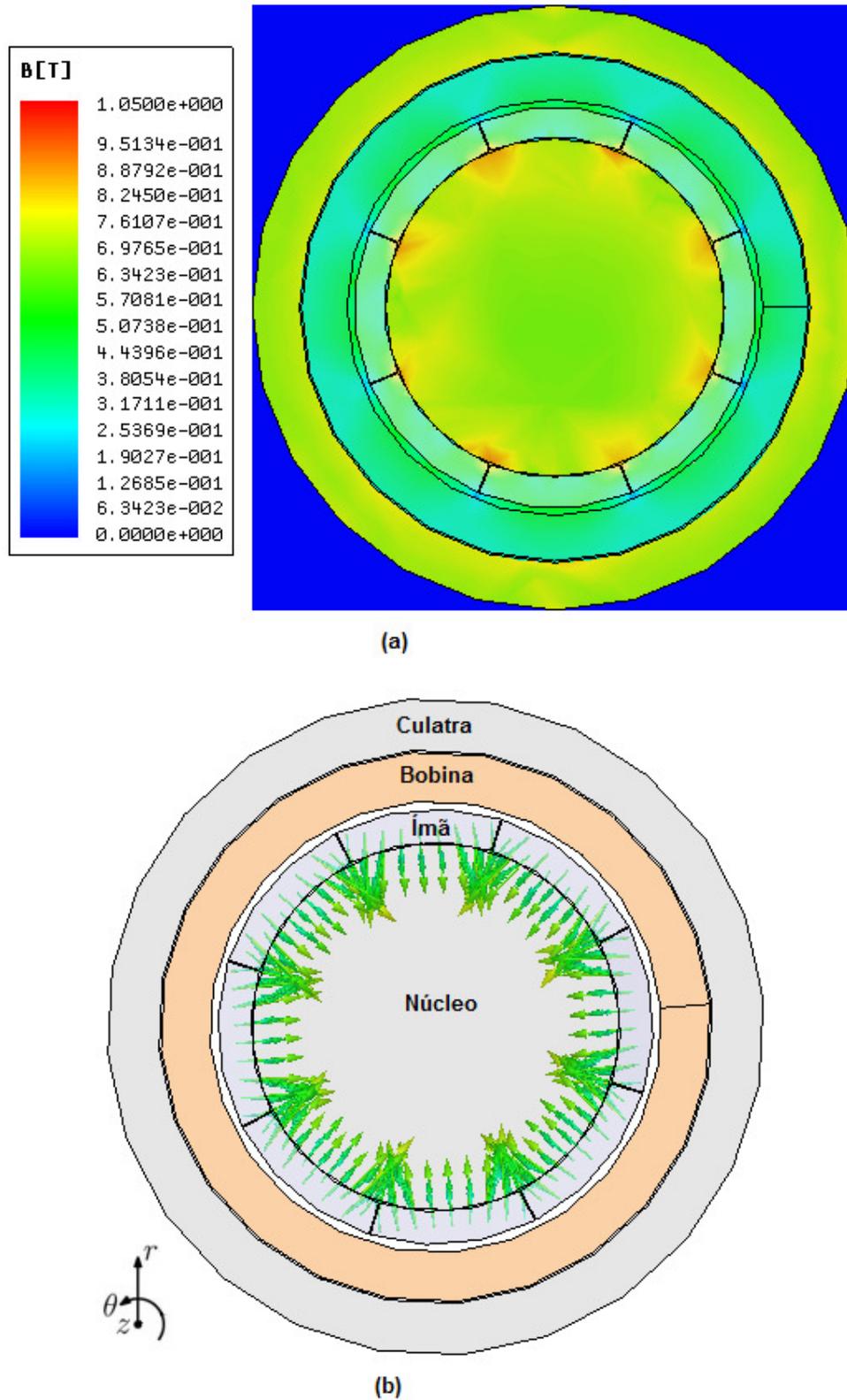


Figura 21 - Simulação em elementos finitos do efeito da segmentação dos ímãs mostrando magnitude (a) e vetores (b) de densidade de fluxo magnético B [T].

O segundo modelo, com ímãs em formato de anel, apresenta os vetores de densidade de fluxo magnético todos simétricos e de igual amplitude na direção radial. A força produzida nessas condições foi de 95,5 N.

A diferença percentual entre a força produzido pelos dois atuadores modelados, um deles ideal e o outro segmentado em oito setores é menor que 3%. Quanto maior o número de segmentos menor é a variação percentual. No entanto, com oito segmentos a diferença já é pouco significativa, podendo portanto ser implementado sem perdas significativas.

A escolha dos ímãs se deu em função do que estava disponível no mercado e podia ser adquirido pelo projeto. Ou seja, buscou-se um conjunto de ímãs que pudesse ser usado no atuador, mas disponibilidade e custo foram determinantes para a escolha feita. Disponíveis no mercado com dimensões que se aproximam das desejadas foram encontrados ímãs com as características descritas na tabela 4.

Tabela 4 – Características dos ímãs de NdFeB para o atuador.

Material	Arco	Raio interno	Raio externo	Indução residual	Produto BH máx.	Comprimento	Densidade
NdFeB N40	45°	45 mm	53 mm	1,3 T	40 MGOe	60 mm	7,5 g/cm ³

Extraído de: MAGNAWORKS TECHNOLOGY, 2010.

A figura 22 apresenta duas fotografias de um dos arcos. Um anel completo é formado por oito desses segmentos, todos eles com magnetização no mesmo sentido. Por exemplo, um anel tem todos os oito ímãs com o polo norte na face interna. Como o atuador é composto por dois anéis, este deve conter um total de dezesseis arcos de quarenta e cinco graus cada, sendo oito deles magnetizados com polo norte interno e oito com polo norte externo.

A partir da disponibilidade dos ímãs e conhecendo as suas características magnéticas, é possível partir para definição das geometrias do núcleo, culatra e enrolamentos. Assim, o atuador será estudado e dimensionado a partir dos ímãs existentes e da topologia proposta.



Figura 22 – Fotografia de um setor de ímã permanente de NdFeB.

4.4 DEFINIÇÃO DAS GEOMETRIAS

O tamanho prático de entreferro mecânicos, ou seja, distância entre a parte móvel e estática de máquinas elétricas lineares, geralmente é significativamente maior do que aqueles de máquinas rotativas. Estipulou-se portanto como variável de projeto um entreferro mecânico de 2 mm.

O comprimento axial da bobina foi fixado como sendo metade do comprimento axial dos ímãs, ou seja, isso resulta em um curso máximo de 30 mm. Este curso não atende às especificações de projeto da tabela 3. No entanto, como se trata de um protótipo com o qual se pretende estabelecer critérios de projeto e avaliar o comportamento frente à metodologia e modelagem estabelecida, este valor é satisfatório. Para estudar o comportamento dinâmico basta limitar o curso da excitação mecânica para que não ultrapasse o limite estabelecido pelo atuador.

Existem diversas alternativas para aumentar o curso utilizando uma topologia idêntica ou ligeiramente alterada. Pode-se aumentar a altura dos ímãs, diminuir a altura dos enrolamentos, aumentar o número de fases e aumentar o número de polos.

A partir da escolha dos ímãs e do entreferro mecânico ficam definidas as geometrias mostradas na figura 23.

As demais geometrias do atuador, mostradas na figura 24, requerem critérios de projeto para que possam ser definidas.

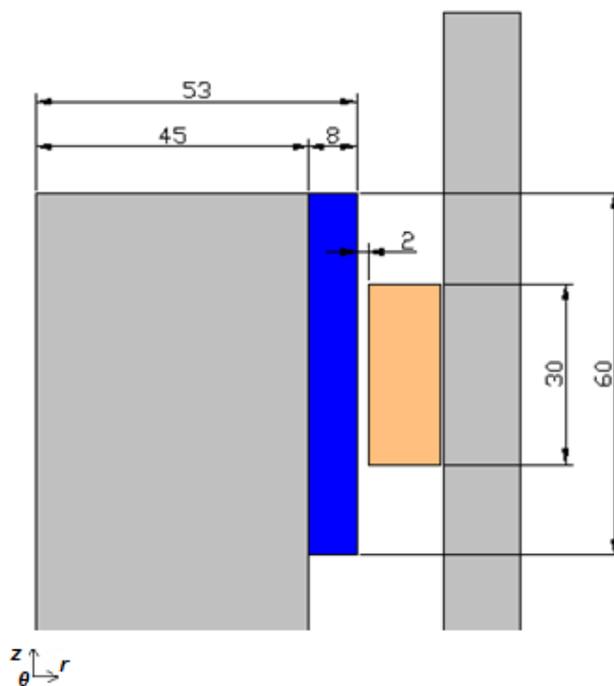


Figura 23 - Dimensões definidas em mm.

De acordo com a figura 24, pode-se inferir que a dimensão a representa o comprimento axial da culatra, enquanto h representa a espessura da mesma. A dimensão e se refere à espessura da bobina, enquanto d representa o entreferro magnético. Uma vez conhecida e , logo se estabelece d , uma vez que a diferença entre d e e é o entreferro mecânico que já foi definido. A distância g representa o distanciamento entre os ímãs e b o comprimento axial do núcleo. Uma vez definida g , obtêm-se b , pois esta é a soma do comprimento axial dos dois ímãs mais g .

O projeto de cada uma das dimensões mencionadas acima será estabelecido em uma sequência lógica. Uma vez definida a geometria, esta será fixada e já será utilizada na etapa seguinte, desta forma evita-se um processo recursivo de projeto.

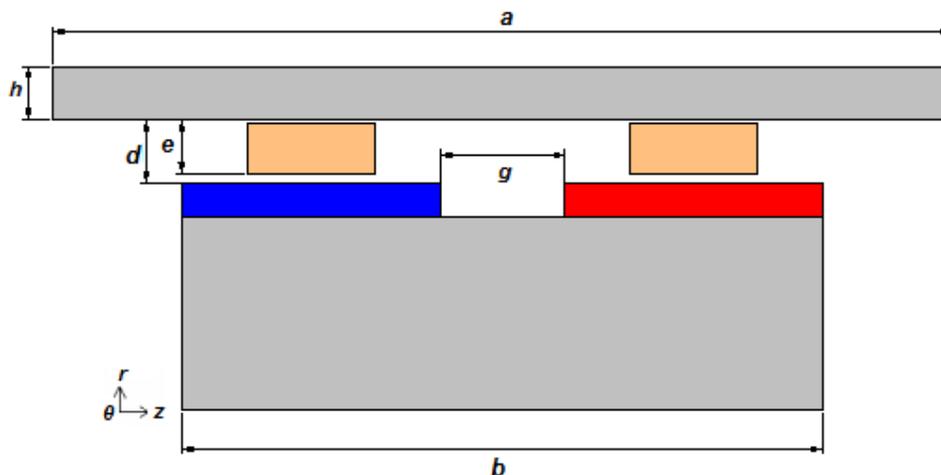


Figura 24 - Dimensões a serem definidas.

4.4.1 Volume das bobinas

Com o comprimento axial das bobinas definido pode-se determinar suas espessura, ou seja, e da figura 24. Para a definição deste valor foi realizada uma simulação paramétrica. A parametrização do volume das bobinas consiste em variar a passos discretos o valor de e da figura 24. O raio interno da bobina já está determinado uma vez que os ímãs permanentes têm raio externo de 53 mm e o entreferro mecânico é de 2 mm, sendo assim, o raio interno das bobinas é 55 mm. A figura 25 ilustra um corte de metade do atuador para dois valores distintos de e . Na figura 25(a), a espessura das bobinas é de 4 mm, enquanto que na figura 25(b) é 16 mm. Comparando as duas figuras, 25(a) e 25(b) nota-se que as demais geometrias ainda não definidas são mantidas constantes de forma que não interfiram na determinação do volume das bobinas.

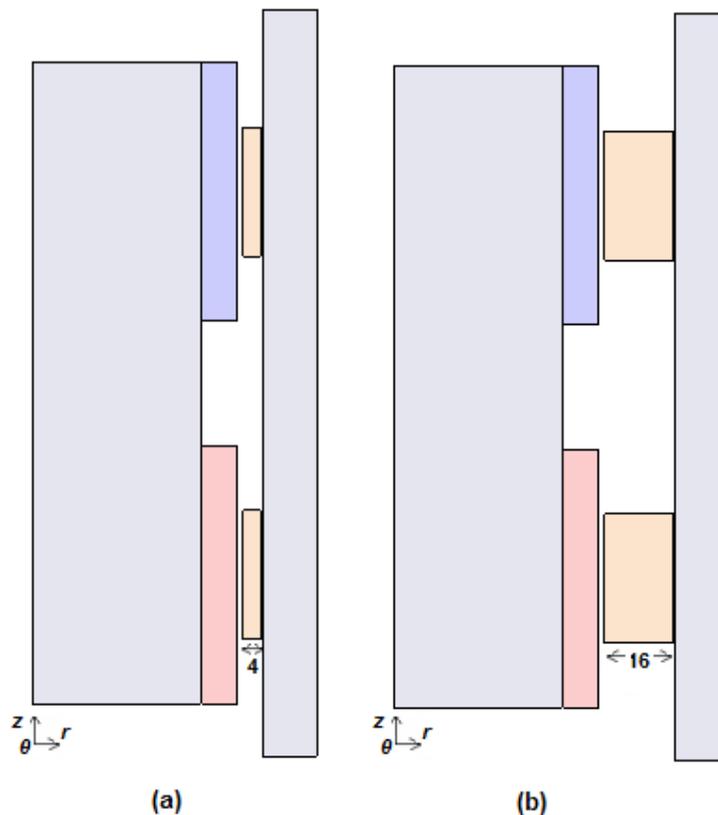


Figura 25 – Atuador com espessura de bobina (a) 4mm e (b) 16 mm.

A simulação paramétrica implementada variou automaticamente e de 4 a 16 mm com passos discretos de 0,8 mm, sendo que o modelo para simulação em elementos finitos é axissimétrico em 2D. Manteve-se constante a densidade de corrente em 1 A/mm^2 para todos os passos.

O primeiro resultado avalia a força produzida pelo atuador em função da variação da espessura das bobinas. A força resultante aumenta durante toda a faixa de variação de e conforme mostra a figura 26. Se e for aumentado indefinidamente chegará um limite que a força produzida pelo dispositivo não aumenta mais, pois o entreferro magnético aumenta muito, portanto a densidade de fluxo magnético produzida fica limitada à condição que é equivalente a não ter culatra. Este resultado, considerando que a densidade de corrente é mantida constante, não é interessante ser utilizado como critério de decisão, pois se

aumentarmos muito o volume de bobinas estaremos aumentando também as perdas no cobre e portanto diminuindo o rendimento do dispositivo.

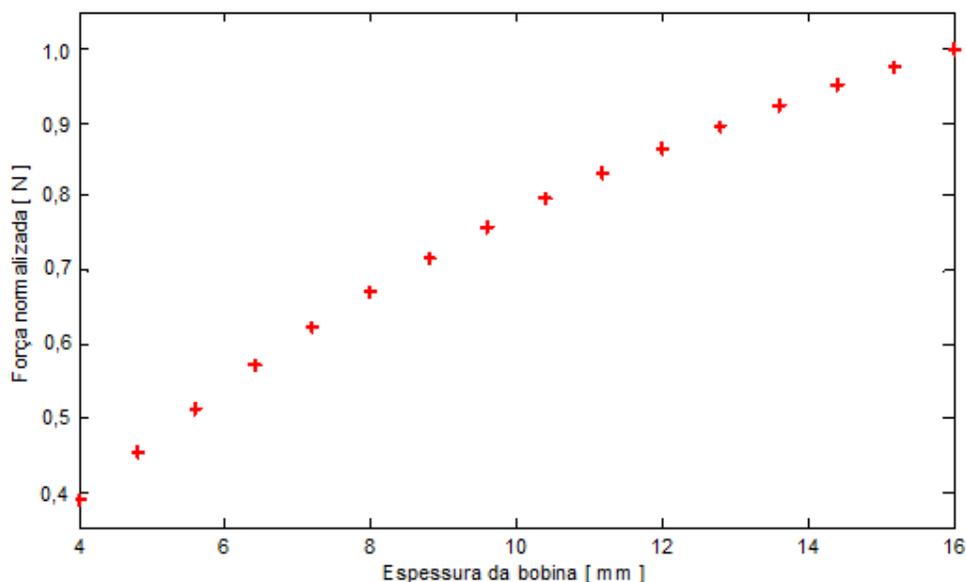


Figura 26 - Gráfico do resultado da análise paramétrica para a força normalizada [N] versus espessura da bobina [mm].

Outra análise, mais relevante que a anterior, analisa a máxima densidade de força produzida por volume ativo. O volume ativo do atuador é o volume de bobina somado ao volume de ímãs permanentes, ou seja, o que efetivamente é responsável por produzir força no sentido do movimento. A figura 27 mostra um gráfico do resultado da simulação paramétrica da densidade de força (N/m^3) normalizado versus espessura de bobina (mm). Pode-se notar que existe para tal um valor de pico que se encontra na região onde a espessura da bobina é aproximadamente 12 mm.

O critério acima mencionado foi o adotado para definir a espessura, portanto tem-se que e é igual a 12 mm. É importante prever que não é possível que as bobinas terminem exatamente onde começa a culatra, haverá uma pequena folga mecânica estimada em 0,5 mm,

ocupada com material isolante dielétrico. Conseqüentemente determina-se d igual a 14,5 além de ficar definido que o raio interno da culatra é 67,5 mm.

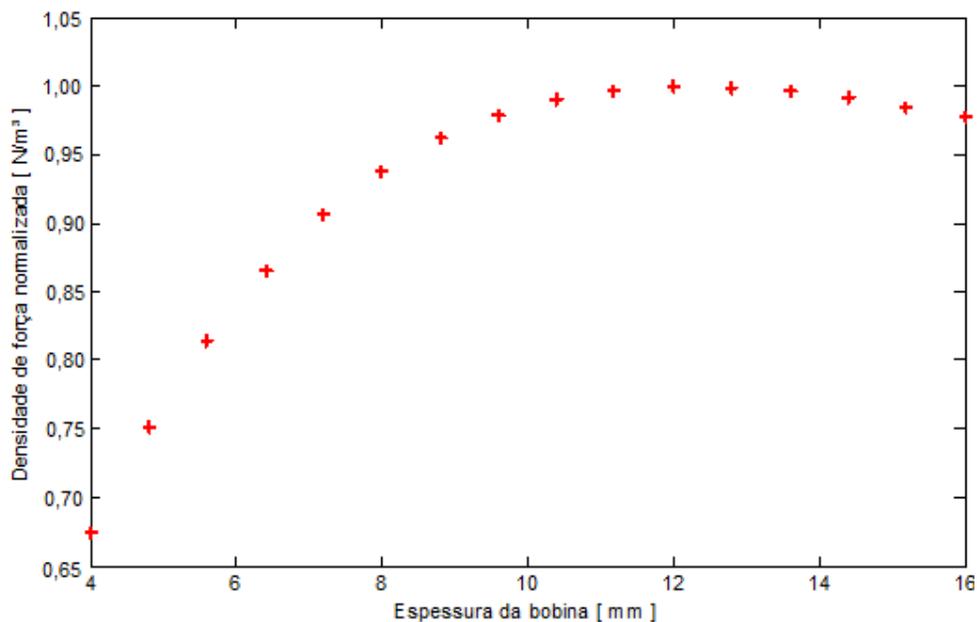


Figura 27 - Gráfico do resultado da análise paramétrica para a densidade de força normalizada [N/mm³] versus espessura da bobina [mm].

4.4.2 Espaçamento entre os anéis de ímãs

É previsível que, se o espaçamento entre os anéis de ímãs for nulo, grande parte das linhas de fluxo não concatenam as bobinas, pois estas tendem a se estabelecer de um anel para o outro, já que estão em antiparalelo. Assim, e de forma a concentrar a maior parte do fluxo de excitação sobre os condutores, sugere-se que esse espaçamento seja maior que d . A questão é justamente definir qual o melhor distanciamento de maneira que o desempenho não seja prejudicado.

A simulação paramétrica implementada variou g de 8 a 32 mm com passos discretos de 1.6 mm. É importante lembrar que as geometrias que já foram determinadas até aqui permanecem inalteradas e que a simulação é feita com densidade de corrente de 1 A/mm²

aplicado a cada seção das bobinas. Da simulação paramétrica verificou-se que existe um ponto de máxima força mostrado na figura 28. Observa-se, entretanto que a variação no intervalo é menor que 1%, sendo que não se tomou este resultado como critério de decisão.

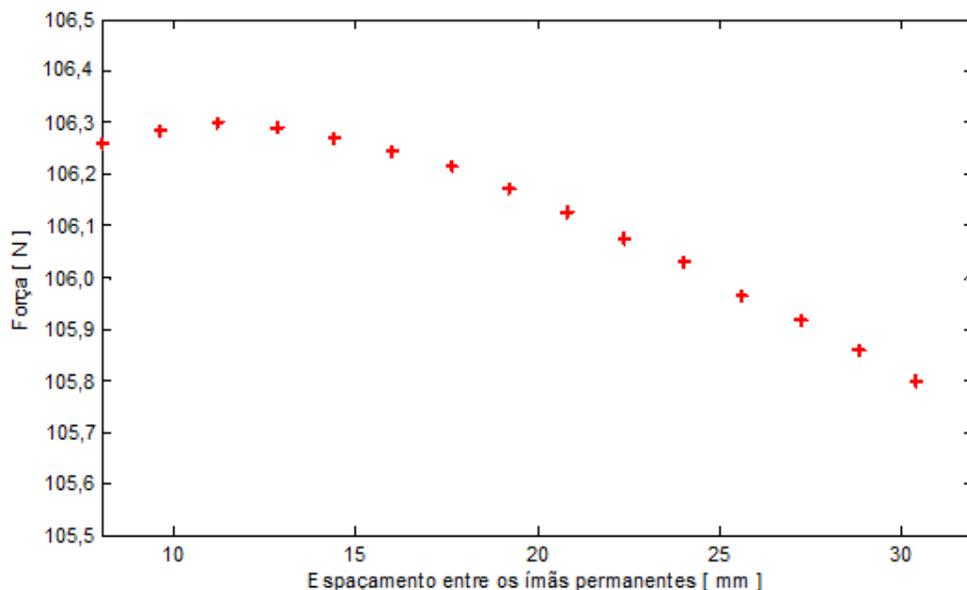


Figura 28 - Força produzida em função do espaçamento entre os ímãs permanentes.

A densidade de força total, ou seja, força por volume total do atuador foi estudada para a dada parametrização. O resultado mostra que a densidade de força total só decresce com o aumento do espaçamento axial entre os ímãs permanentes. Isso se deve ao fato de que o volume do material ferromagnético aumenta em uma proporção muito maior que a força. Esse critério aponta o menor distanciamento possível como melhor.

A representação das linhas de fluxo magnético nos fornece uma ideia qualitativa do comportamento deste. A figura 29(a) ilustra as linhas de fluxo magnético com g igual a 8 mm enquanto a figura 29(b) ilustra as linhas de fluxo quando g é igual a 32 mm. Observa-se que na figura 29(a) muitas linhas de fluxo magnético se estabelecem diretamente de um anel de ímã para o outro sem atravessar a culatra. A fim de avaliar quantitativamente este efeito traçou-se a linha ZZ' indicada na figura 29(b) e computou-se a componente axial do vetor

densidade de fluxo magnético nessa linha. O resultado para espaçamentos de 8, 16, 24 e 32 mm é mostrado na figura 30. É possível verificar que com espaçamento de 8 mm a componente axial chega a um valor de pico de aproximadamente 0,45 T, enquanto este valor para um espaçamento de 32 mm é de aproximadamente 0,6 T. Este fluxo disperso que se estabelece diretamente de um anel para outro não chega aos condutores, portanto não produz força no sentido do movimento.

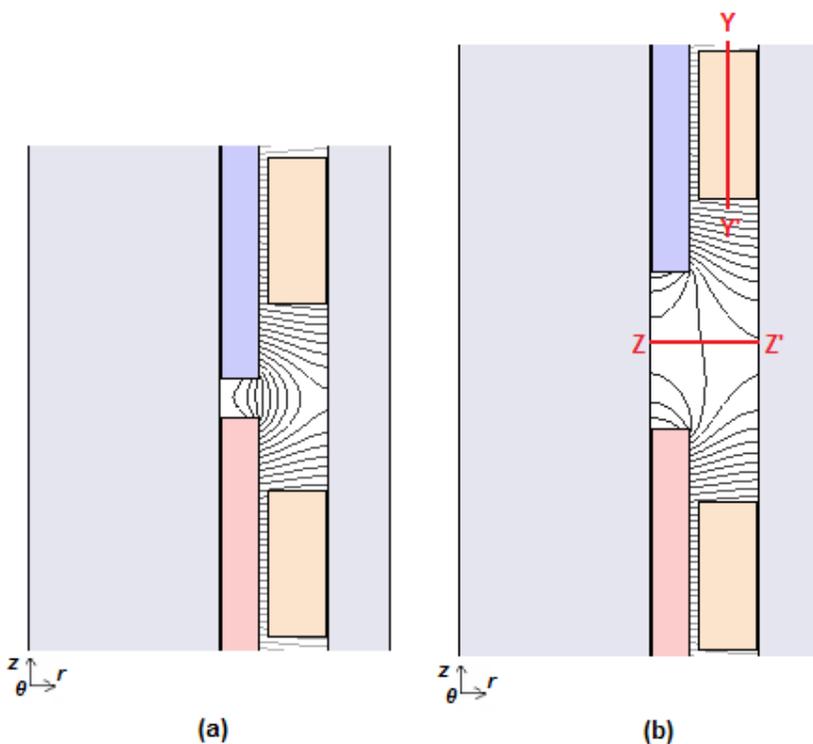


Figura 29 – Linhas de fluxo magnético para dois espaçamentos entre os ímãs distintos sendo (a) 8 mm e (b) 32mm.

Por outro lado, na figura 29(b), quando comparado com a figura 29(a), mais linhas de fluxo magnético se estabelecem diretamente do ímã para o núcleo do que de anel de ímã para anel de ímã, o que indica que não adianta aumentar indefinidamente esse espaçamento, já que não vai alterar significativamente a distribuição de densidade de fluxo magnético produzida pelos ímãs no entreferro magnético.

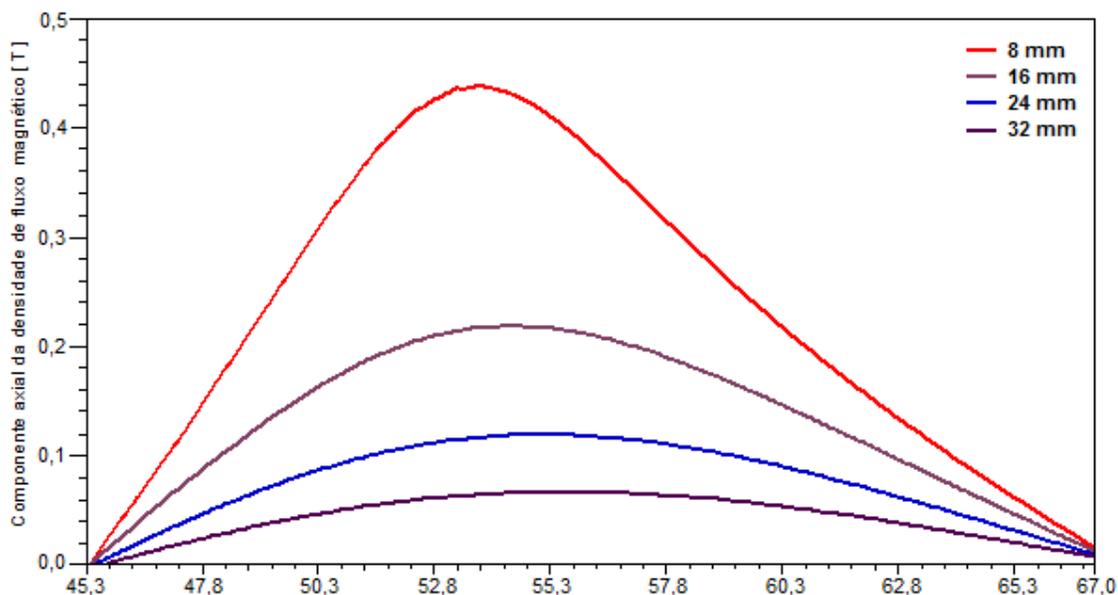


Figura 30 – Componente axial do vetor densidade de fluxo magnético versus distância avaliada na linha ZZ' da figura 29(b) para espaçamentos de 8, 16, 24 e 32 mm.

Aliás, existe uma tendência da densidade de fluxo diminuir com o aumento do espaçamento em função da relutância do material ferromagnético o que pode ser visualizado na figura 31. Nesta figura a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético é computada na linha YY' da figura 29(b). Com a análise feita até aqui se comprova que não é recomendado colocar os anéis de ímãs muito próximos, no entanto não é recomendado afastá-los mais do que 32 mm.

Embora toda a análise feita para determinar a distância g tenha sido importante para compreender as consequências da variação deste parâmetro geométrico sobre o comportamento do dispositivo, seja de forma qualitativa ou quantitativa, observou-se que os critérios apontaram resultados distintos. É justamente por esta razão que se toma a decisão de atribuir a esta geometria um ponto que seja intermediário entre os critérios estudados. A distância atribuída para g foi de duas vezes o tamanho do entreferro magnético, ou seja, 29 mm. Este critério é comumente utilizado em máquinas lineares.

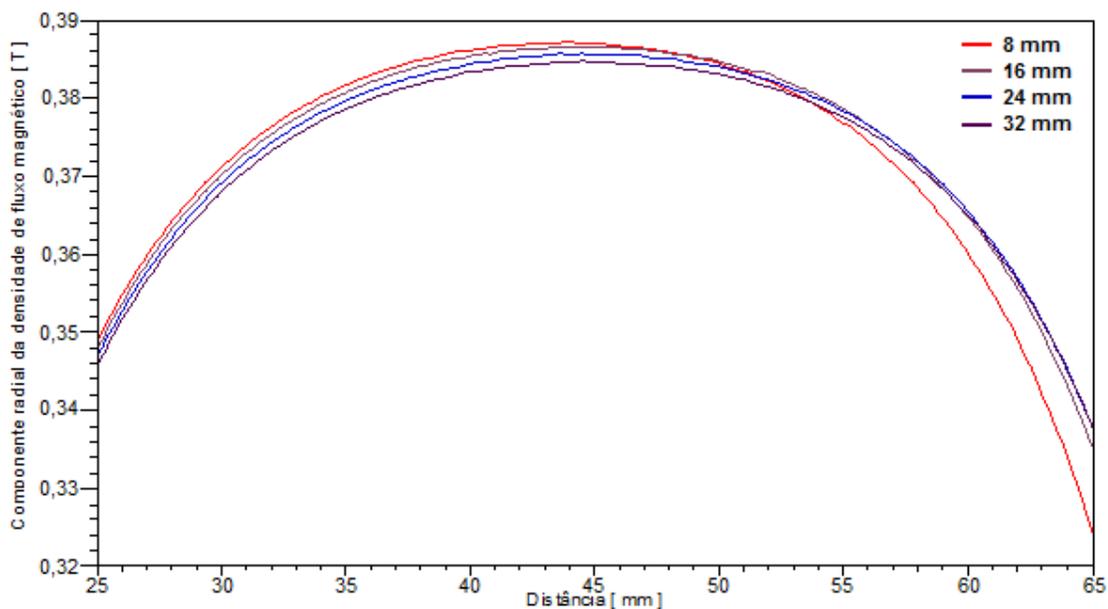


Figura 31 - Componente radial da densidade de fluxo magnético versus distância avaliada na linha YY' da figura 29(b) para espaçamentos de 8, 16, 24 e 32 mm.

4.4.3 Culatra

A culatra tem duas dimensões a serem definidas, comprimento axial a e a espessura h . Antes de entrar no estudo das consequências da variação destas dimensões é importante notar que na figura 28, quando foi avaliada a força aumentando-se o espaçamento entre os anéis de ímãs, esta praticamente não variou. Isto ocorre porque as dimensões eram tais que o material ferromagnético, do núcleo e da culatra, não estava operando com saturação magnética. Em outras palavras estavam superdimensionados para que não influenciassem na determinação das demais geometrias.

Como o material a ser utilizado na culatra é o aço SAE 1010 é importante conhecer a sua curva BH para saber qual a densidade de fluxo magnético que o mesmo deve operar. Se o material estiver operando na região da chamada saturação magnética, existirá uma queda do potencial magnético neste material que implicará em perdas e menor eficiência do dispositivo.

Na figura 32 é mostrado o gráfico da curva BH do aço SAE 1010. Neste pode-se observar que o “joelho da curva” começa por volta de 1,6 T. Verifica-se ainda que a partir de 2 T o material já está na região de saturação, onde a permeabilidade magnética fica reduzida à própria permeabilidade magnética do ar. Nessa região uma grande variação de campo magnético produz pequenas variações na densidade de fluxo magnético.

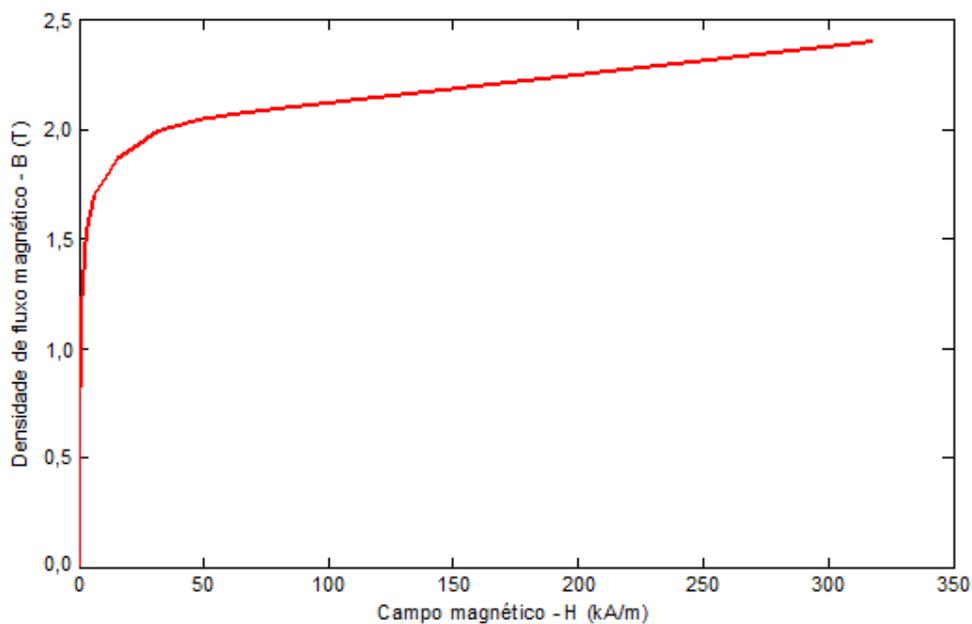


Figura 32 – Curva BH do aço SAE 1010.

A região de maior concentração de linhas de fluxo magnético na culatra se estabelece na região intermediária, linha vermelha da figura 33, e pode ser verificado na figura 18.

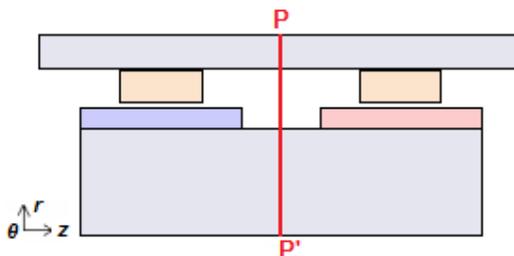


Figura 33 – Linha indicativa da posição de maior concentração de densidade de fluxo magnético.

Na simulação paramétrica, variando a espessura da culatra de 5 mm a 14 mm, com passos de 1 mm, a densidade de fluxo tanto no núcleo como na culatra comporta-se como indicado na figura 34. O comprimento da linha decresce juntamente com o decréscimo da espessura, com isso é possível notar com a curva vermelha representa espessura de 5 mm enquanto a curva preta representa a espessura de 14 mm. Destacou-se além da curva mencionada a curva de 13 mm, linha verde, que equivale à espessura na qual a densidade de fluxo no núcleo e na culatra são aproximadamente iguais. Observa-se ainda que mesmo aumentando essa dimensão de 13 mm para 14 mm, a densidade de fluxo no núcleo varia pouco, manteve-se em aproximadamente 1,5 T. Voltando para o gráfico da figura 32 percebe-se que 1,5 T está abaixo do “joelho da curva”, indicando, com isso, que o material está operando em uma região de alta permeabilidade magnética.

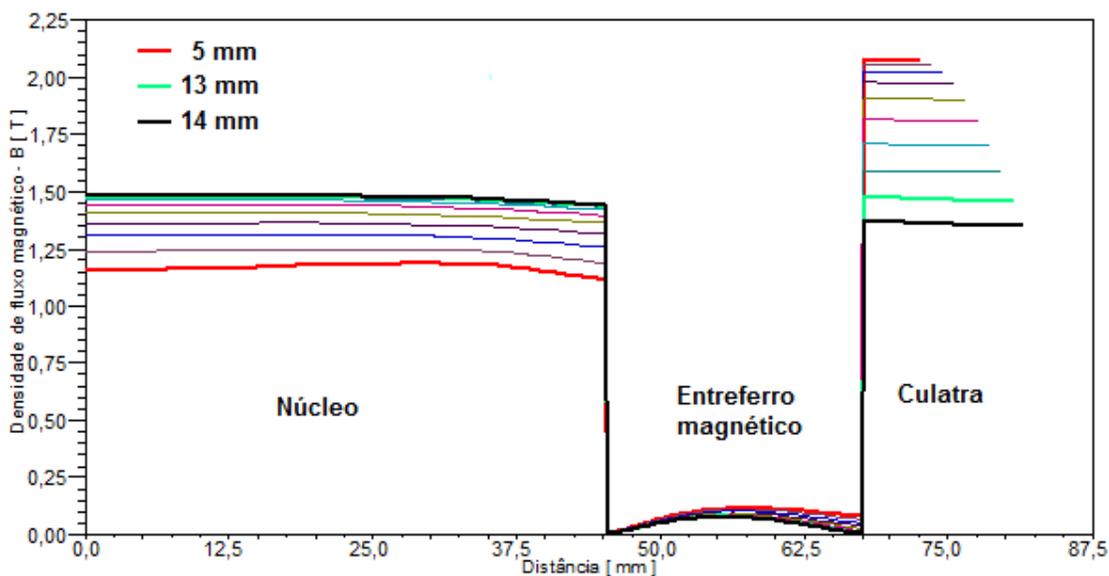


Figura 34 – Gráfico do módulo da densidade de fluxo magnético versus distância, linha PP’ mostrada na figura 33, para variação das espessuras de culatra de 5 a 14 mm.

Ainda com a mesma simulação paramétrica avaliou-se a força produzida pelo dispositivo alimentado com corrente de 1 A/mm^2 , conforme mostrado no gráfico da figura 35.

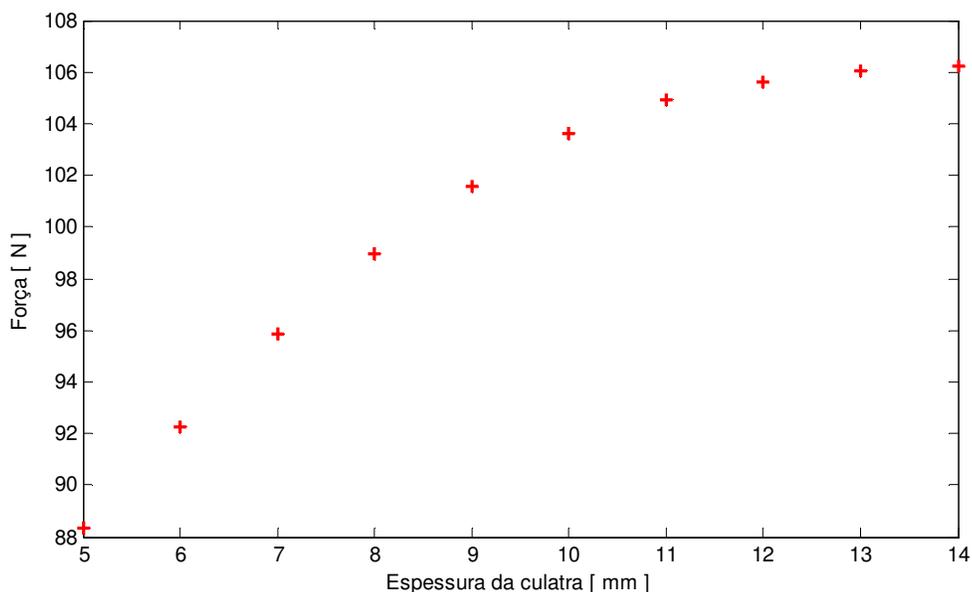


Figura 35 - Gráfico de força versus variação da espessura da culatra.

A figura 35 mostra que há uma queda significativa da força para espessuras menores que 12 mm. Verifica-se ainda neste gráfico que aumentar a espessura para valores acima de 12,5 mm representa uma variação percentual de força menor que 1. Portanto adota-se o valor de 12,5 mm para a medida h .

Outra medida da culatra a ser determinada é o comprimento axial, ou seja, a da figura 24. Para avaliar o efeito da variação desta criou-se um fator de multiplicação adimensional chamado de “fator_culatra”. Este é dado pela relação $(a-b)/30$. Como o valor de b já é determinado, sendo este 89 mm, determina-se o valor de a estipulando um “fator_culatra”.

Na figura 36 são mostradas três condições distintas deste fator. Para todas estas condições o atuador é posicionado no seu limite inferior de curso. A figura 36(a) indica a situação onde o fator é 1, ou seja, representa que a culatra está alinhada com o núcleo e ímã na face superior. Na figura 36(b) este fator é 0,5, enquanto na figura 36(c) é 2. Uma vez definido qual é o melhor “fator_culatra”, especifica-se o comprimento axial.

É intuitivo que, na situação onde o fator é 0,5, figura 36(b), seja produzida uma força de relutância que tende a atrair a culatra para uma posição mais acima. A questão é definir qual o fator que se deve assumir para que este efeito indesejado seja minimizado.

Para avaliar este efeito fixou-se o atuador na posição relativa entre os ímãs e as bobinas conforme mostrado na figura 36. É necessário ainda, nesta situação, deixar o dispositivo sem alimentação, ou seja, densidade de corrente igual a zero, pois somente assim é possível avaliar individualmente o efeito que a variação desta geometria representa.

Uma simulação paramétrica variando o “fator_culatra” de 0,8 até 2, com passos discretos de 0,1, em função força de relutância é mostrada no gráfico da figura 37.

Observa-se que em 0,8 a força de relutância é de 37 N. Quando comparado com a força produzida pelo dispositivo quando alimentado com 1 A/mm², figura 28, a força produzida sem a interferência deste parâmetro fica da ordem de 105 N. Portanto é previsível que este efeito é bastante significativo no desempenho do dispositivo.

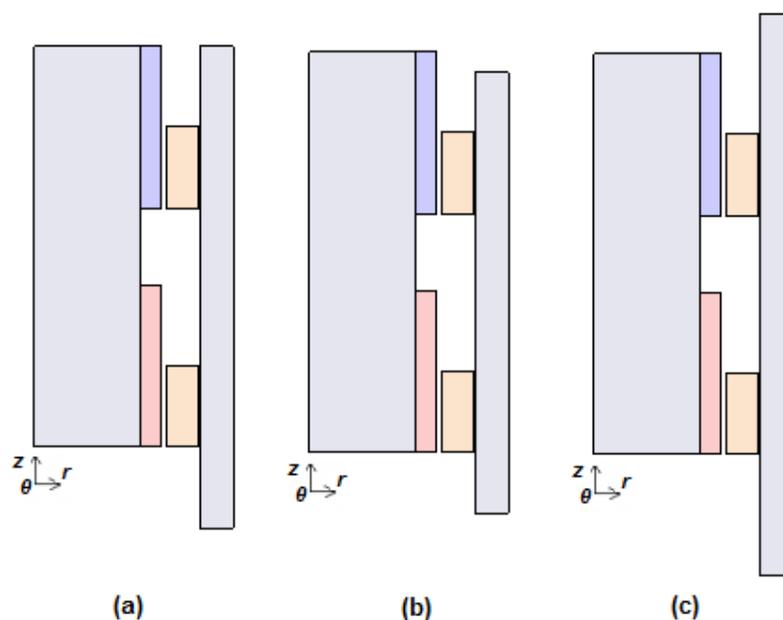


Figura 36 – Variação do “fator_culatra” assumindo valor (a) 1, (b) 0,5 e (c) 2.

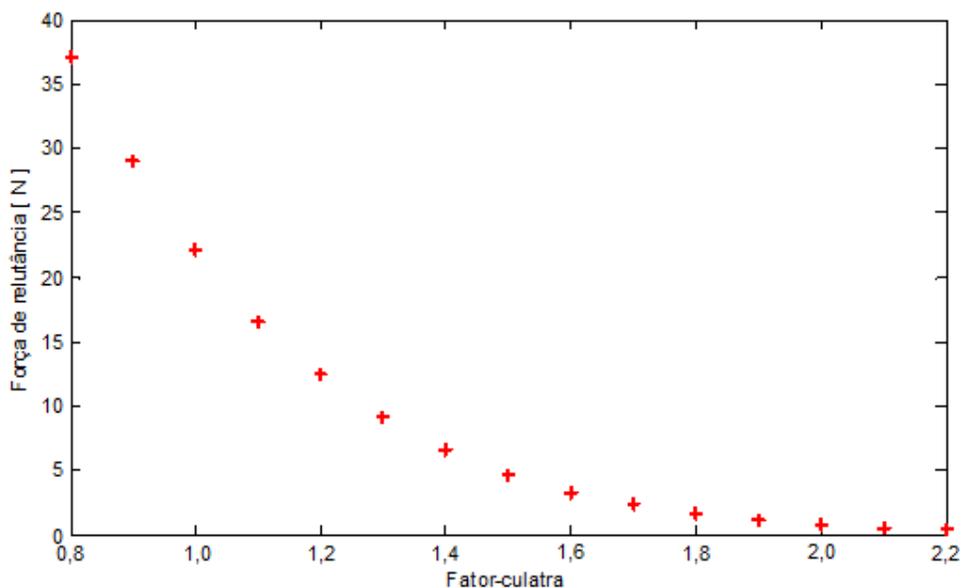


Figura 37 – Gráfico da força de relutância versus “fator_culatra”.

O ideal é que não haja força de relutância, pois este produziria um *ripple* de força. De acordo com a figura 37 é possível notar que quando o “fator_culatra” assume valor 2 a força produzida é menor que 1 N, portanto pouco significativa. Com base neste estudo assume-se como projeto o fator com valor 2 o que equivale a um comprimento axial de 209 mm.

4.4.4 Núcleo

O núcleo já teve seu material definido e suas geometrias foram estabelecidas em função de outras variáveis de projeto. O raio externo ficou definido uma vez que o raio interno dos ímãs era conhecido, a comprimento axial ficou definido uma vez que o espaçamento entre os ímãs e o comprimento axial destes ficou definido.

Foi estabelecido que o núcleo e conseqüentemente os ímãs permanentes serão a parte móvel do dispositivo, é, portanto, necessário um eixo que sirva como guia para transmitir a força produzida. Para evitar problemas de alinhamento, que resultam em entreferros magnéticos ou entreferros mecânicos não homogêneos, sugere-se que o eixo atravesse o núcleo. Este, por sua vez, necessita de uma estrutura que o guie dada por tampas fixadas nas

extremidades da culatra e por rolamentos lineares como mostrado na figura 38. Desta forma é possível garantir o alinhamento com baixo atrito mecânico.

A inserção deste eixo foi avaliada através de simulação e mostrou que o núcleo não é submetido à saturação magnética com a inserção do eixo conforme figura 39. Nesta estão destacados dois retângulos que indicam regiões de baixa densidade de fluxo magnético. Para diminuir a massa móvel e para fixação do eixo pode-se fazer cavidades nestas regiões sem alterar significativamente o circuito magnético.

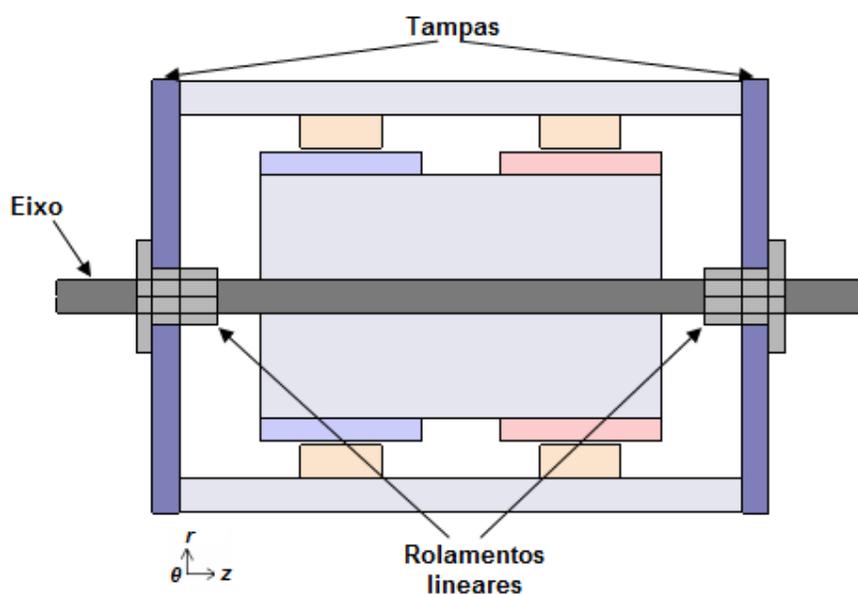


Figura 38 – Ilustração dos elementos estruturais não ativos do atuador.

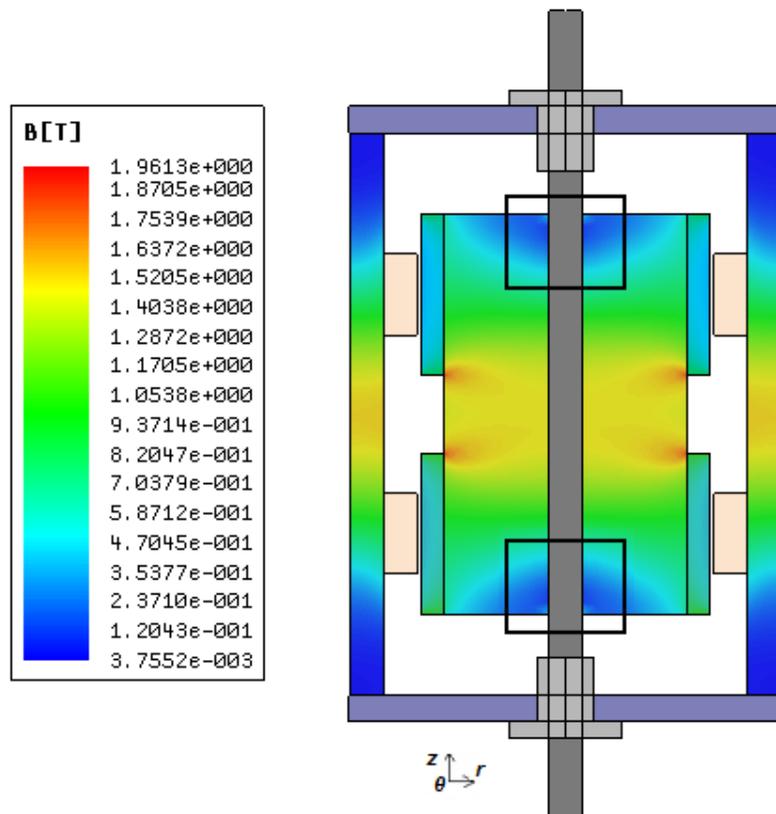


Figura 39 – Distribuição do módulo da densidade de fluxo magnético no núcleo e na culatra.

4.4.5 Enrolamentos

O projeto dos enrolamentos visa definir o número de espiras e bitola do condutor a ser utilizado. Tem-se como ponto de partida a área da seção de condução que foi definida previamente, ou seja, 360 mm².

Sabe-se que os enrolamentos serão idênticos e estarão ligados em série com correntes fluindo em sentidos opostos entre si. A indutância equivalente vista dos terminais de alimentação da fonte será a composição das indutâncias próprias de cada enrolamento e a contribuição da indutância mútua, formando um circuito elétrico como o mostrado na figura - 40.

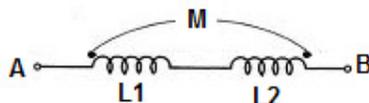


Figura 40 – Indutância equivalente dos enrolamentos vistos dos terminais A e B.

A indutância equivalente vista dos terminais AB é dada pela equação (13):

$$L_{eq} = L_1 + L_2 - 2M \quad (13)$$

Os valores de L_1 , L_2 e M foram determinados através do método dos elementos finitos para bobinas com uma única espira. Como o número de espiras vai depender da bitola do fio pode-se estabelecer uma relação da indutância em função do número de espiras N que é dado pela equação (14):

$$L_{eqtotal}(N) = N^2 L_{eq} \quad (14)$$

As simulações mostraram que $L_1 = L_2 = 0,71 \mu\text{H/espira}$ e $M = 0,3 \mu\text{H/espira}$. Substituindo estes valores em (13) tem-se que (15).

$$L_{eqtotal}(N) = 0,82 \times 10^{-6} * N^2 \quad (15)$$

É possível estabelecer, de forma equivalente, a resistência total das duas bobinas em série em função do número de espiras. Para isso, precisa-se antes definir a área de condução efetiva, que nada mais é que o produto da seção de condução pelo fator de ocupação. Para fios de cobre esmaltados com seção circular comercial este fator é aproximadamente 0,6. Com estas considerações tem-se que a área de condução efetiva é de aproximadamente 216 mm^2 .

A resistência de cada bobina em função do número de espiras será dada pela equação (16).

$$R_{bob}(N) = N^2 \frac{l_{m\u00e9dio}}{A_{condu\u00e7\u00e3o}} \rho \quad (16)$$

Tem-se que $l_{m\u00e9dio}$ é o comprimento médio da bobina, e ρ é a resistividade elétrica. O comprimento médio pode ser facilmente calculado uma vez que a geometria da bobina já está

definida, assim temos que $l_{\text{médio}} = 383$ mm. A resistividade do cobre é função da temperatura, no entanto, a 20°C temos que $\rho(20^{\circ}\text{C}) = 1,72 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$. Desta forma determina-se a resistência por bobina em função do número de espiras resultando em (17).

$$R_{\text{bob}}(\text{N}) = 3,05 \times 10^{-5} * \text{N}^2 \quad (17)$$

Pode-se representar o circuito elétrico do atuador alimentado por uma fonte de tensão V_f como o circuito da figura 41. Onde e_i é a força contraeletromotriz induzida.

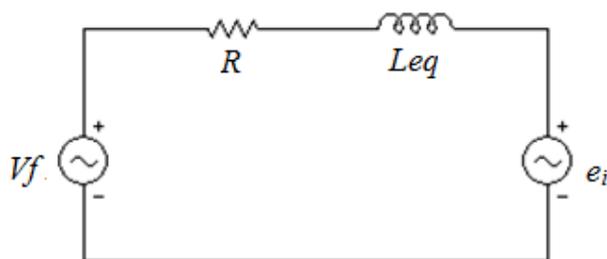


Figura 41 – Circuito elétrico equivalente.

A força contraeletromotriz induzida foi estimada através de simulação pelo método dos elementos finitos. Verificou-se que a força contraeletromotriz induzida para uma única espira por bobina, quando o atuador estiver submetido a uma excitação mecânica senoidal em velocidade de amplitude 100 mm/s, resulta no gráfico da figura 42. A velocidade a qual o atuador foi submetido é a velocidade máxima estipulada para operação em modo ativa extraído da tabela 3 segundo Gysen et al. (2009). A partir do gráfico é possível verificar que a amplitude da força contraeletromotriz é de 14 mV por espira.

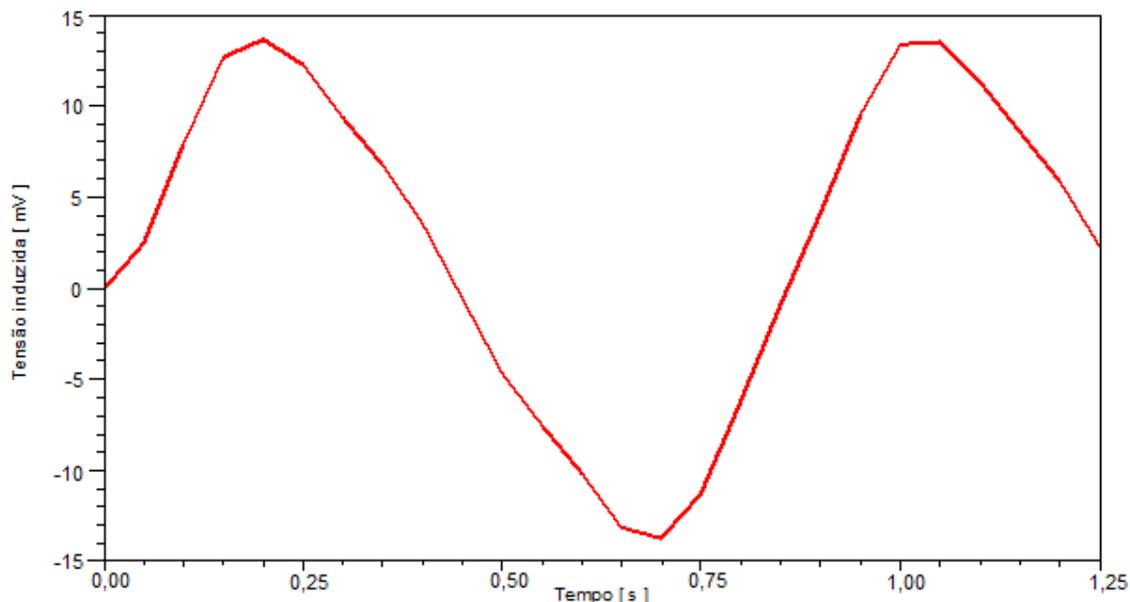


Figura 42 – Tensão induzida em função do tempo para uma espira com excitação senoidal mecânica em velocidade de 100 mm/s.

A equação de malha do circuito da figura 41 pode ser escrita em função do número de espiras N de acordo com a equação (18). Assume-se que a tensão de alimentação V_f utilizada será da ordem 12 V, utilizada geralmente em automóveis e que a corrente máxima I_m não ultrapasse um valor estipulado de 50 A, por questões de segurança. A frequência f atribuída para o pior caso que é a frequência natural do sistema massa mola que compreende o corpo do veículo mais a mola da suspensão dado pela equação (7) e que geralmente é da ordem de 1,2 Hz.

$$V_f - (2 * e_i * N) - (I_m * \sqrt{(2 * 3,05 \times 10^{-5} * N^2)^2 + (2 * \pi * f * 0,82 * N^2)^2}) = 0 \quad (18)$$

A equação 18 resulta em uma equação polinomial de quarta ordem. Substituindo os valores de I_m , V_f e e_i obtém-se como solução uma raiz real negativa, duas complexas e uma real positiva. Como se trata do número espiras, considera-se somente a raiz real positiva que é $N = 61$ espiras.

Para determinação do condutor é preciso dividir a área de condução efetiva pelo número de espiras projetado, ou seja, $216/61 = 3,54 \text{ mm}^2$. Condutor com essa área de condução não

existe comercialmente, logo se opta pelo condutor existente comercialmente com seção imediatamente menor àquela projetada. De uma tabela de condutores verifica-se que o fio de cobre esmaltado AWG 12 é o que atende o especificado sendo que possui área de condução de 3,3 mm².

Na prática com o condutor AWG 12 foi possível construir uma bobina com 64 espiras respeitando a área de condução de 360 mm² o que resulta em um fator de ocupação prático de 0,586, cujo está próximo do assumido anteriormente.

A partir do conhecimento do número de espiras prático é possível determinar a resistência e indutância tendo como base as equações (15) e (17) sendo que os resultados são mostrados na tabela 5.

Tabela 5 – Características das bobinas.

Material	Condutor	Seção do condutor	Indutância equivalente	Resistência total
Cobre esmaltado	AWG 12	3,3 mm ²	3,3 mH	249 mΩ

4.5 DIMENSÕES FINAIS E CONSTRUÇÃO DO PROTÓTIPO

As dimensões finais projetadas para o protótipo são mostradas na figura 43. O detalhamento do projeto mecânico de cada peça, incluindo tolerâncias máximas admissíveis é apresentado no Anexo A.

Na prática para construir o atuador são necessários algumas peças auxiliares que fazem parte da estrutura do mesmo. Estas peças também têm especificações que serão detalhadas a seguir.

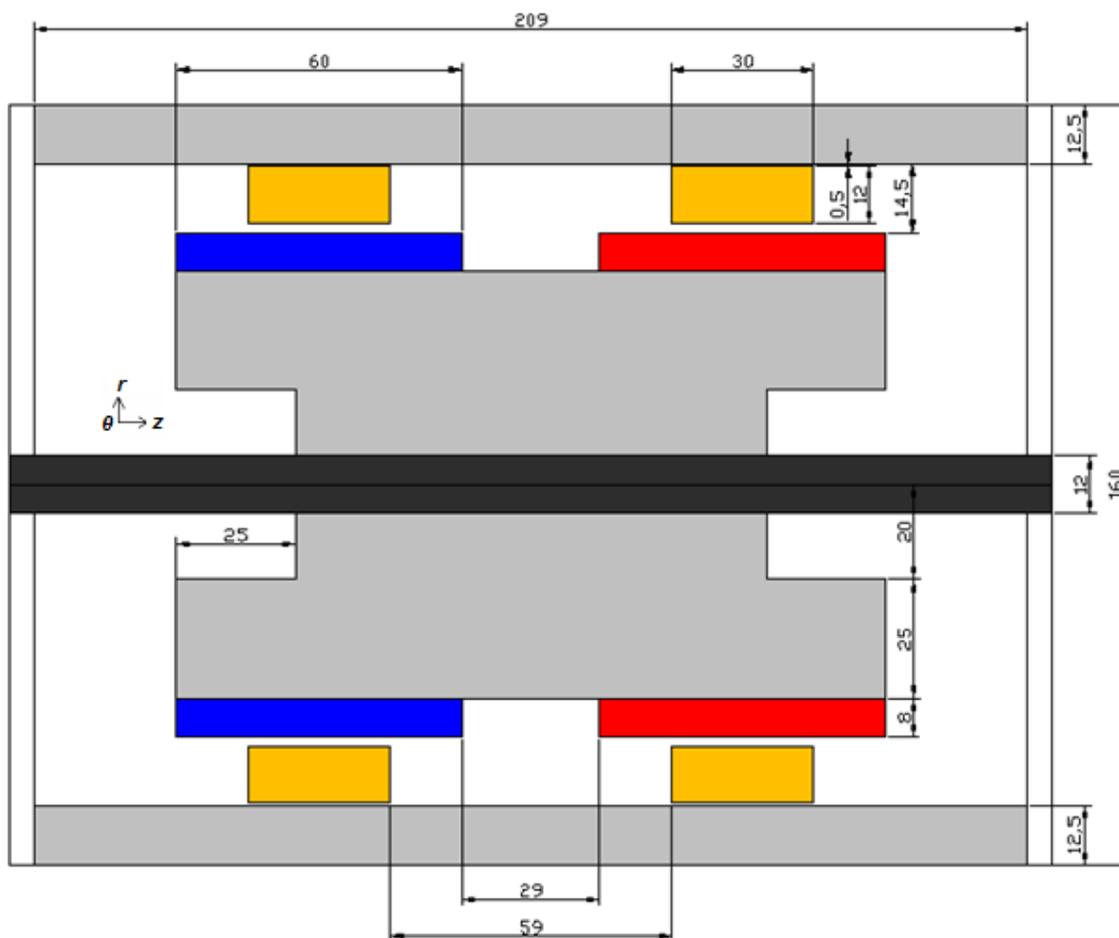


Figura 43 – Vista em corte do atuador com dimensões projetadas em milímetros.

O eixo que atravessa o núcleo deve garantir o alinhamento do sistema, é, portanto, importante que não existam folgas mecânicas entre o núcleo e o eixo. Em função desta necessidade, as tolerâncias mecânicas e a usinagem destas peças são críticas. Este é feito de liga de aço cromo.

No núcleo foram feitas cavidades como já havia sido mencionado e pode ser verificado na figura 44 que, além disso, ilustra também o detalhamento da parte móvel do dispositivo incluindo as peças auxiliares. O eixo é fixado ao núcleo através de parafusos M6 em uma das cavidades.

Para manter os ímãs permanentes alinhados na sua posição alinhados usou-se um espaçador de nylon entre os mesmo, além de discos de alumínio que são fixados às faces planas do núcleo.

Como medida de prevenção fixou-se batentes nas extremidades da parte móvel. Assim pode-se atenuar um eventual impacto que possa causar danos mecânicos quando o atuador for submetido a excitações maiores que o seu curso. O material usado para os batentes é EVA (Etil Vinil Acetato), pois garante um bom amortecimento.

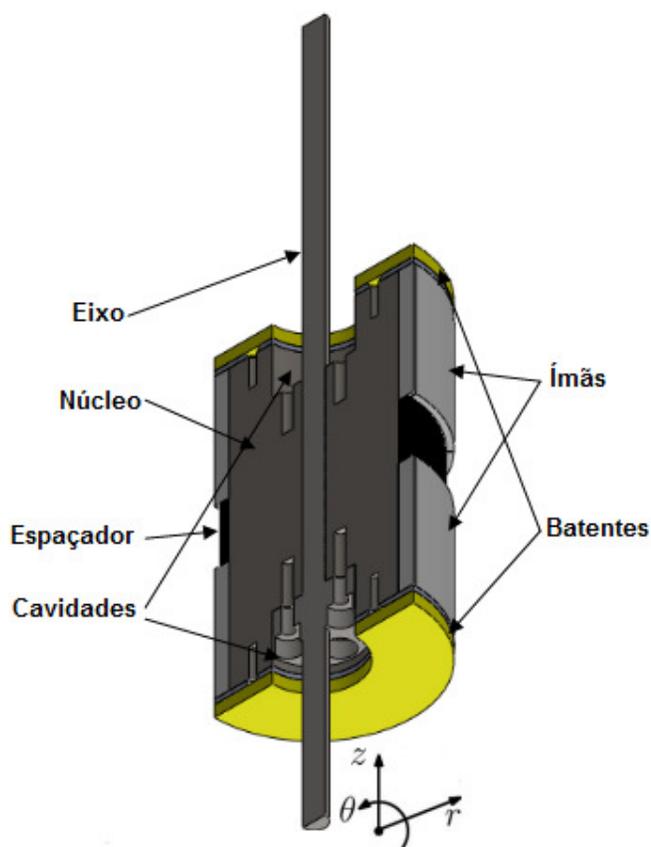


Figura 44 – Elementos constituintes da parte móvel vista em corte.

Na parte estática estão as bobinas, a culatra e a elas são fixadas as tampas. Para fixar as bobinas em suas posições utilizaram-se espaçadores. Estes devem ter uma alta resistência mecânica, tolerar temperaturas acima de 150°C e não ser bom condutor elétrico para não

inserir perdas por correntes induzidas. Um dos materiais que atende estas especificações é o fenolite. São três espaçadores em formato de anel como mostrado na figura 45.

As tampas serão fixadas à culatra e a estas são fixados os rolamentos lineares. Esta estrutura deve ter especificações de tolerâncias mecânicas pequenas, detalhadas no Anexo A, pois são responsáveis em garantir o alinhamento do eixo e permitir a movimentação deste com o mínimo de atrito.

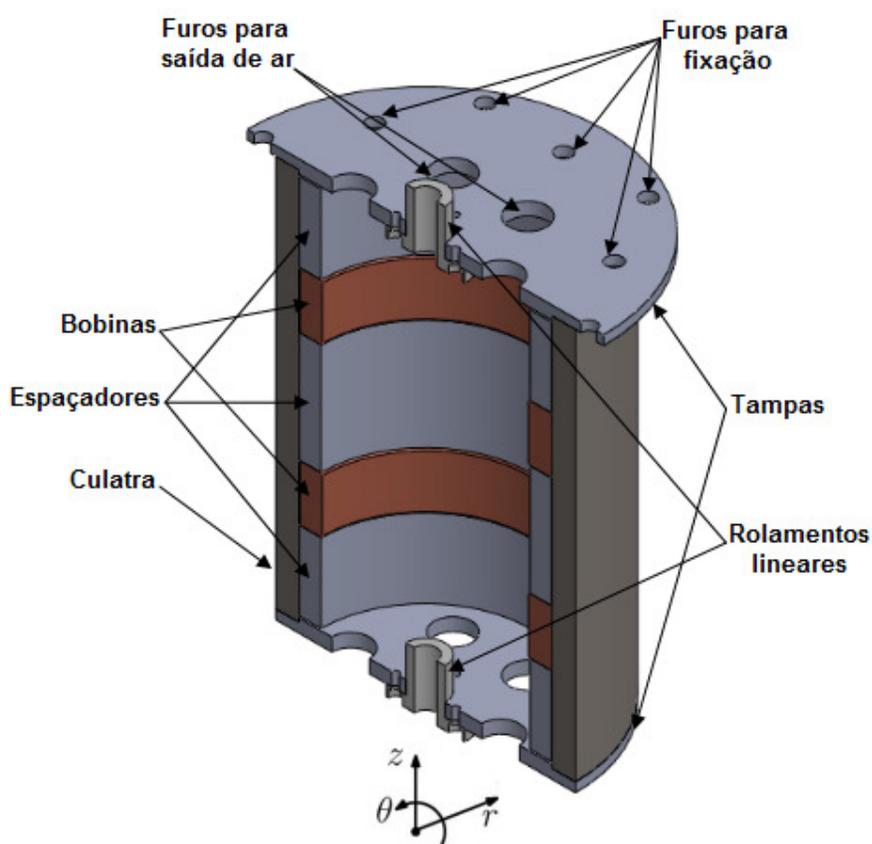


Figura 45 - Elementos constituintes da parte estática vista em corte.

Caso as tampas fossem completamente fechadas, o atuador operaria com um amortecedor, pois existe a necessidade de fluxo de ar de um lado para o outro quando ocorre movimento. Como a única passagem de ar é o entreferro mecânico entre os ímãs e as bobinas,

constatou-se a necessidade de fazer furos nas tampas para o fluxo de ar, minimizando, desta forma, o efeito de amortecimento mecânico indesejado.

A figura 46 ilustra uma vista em corte do atuador completo montado contendo as peças estruturais.

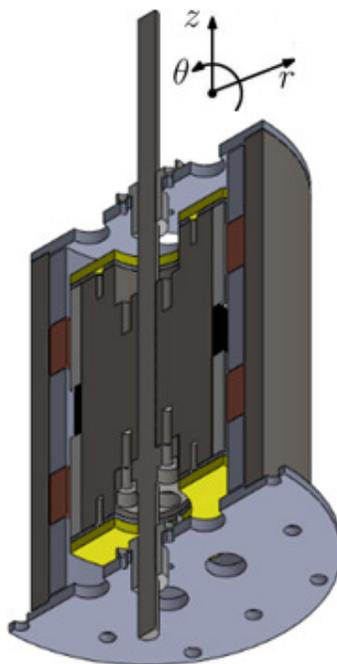


Figura 46 – Vista em corte do atuador montado.

A partir daqui são mostradas algumas fotografias do protótipo.

Na figura 47 é mostrada uma fotografia da parte móvel do atuador montado, este contendo 16 ímãs permanentes, espaçador, núcleo ferromagnético com cavidades, eixo, discos de alumínio fixados às faces do núcleo e batentes de EVA.

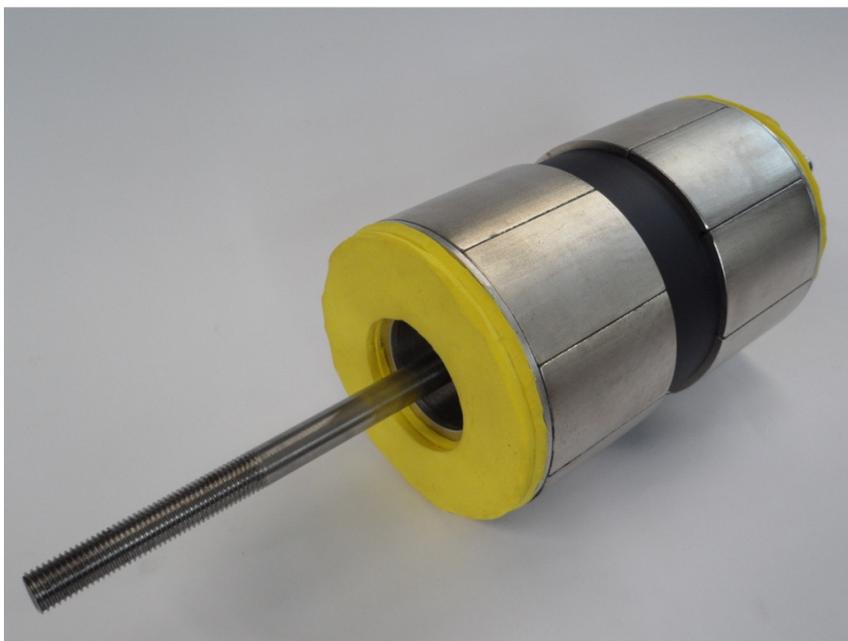


Figura 47 – Fotografia da parte móvel do protótipo montada.

Na figura 48 são mostradas as bobinas feitas de cobre esmaltado AWG 12; cada uma tem 64 espiras e com seção transversal de 12 mm x 30 mm. Estas foram ligadas em série e bobinadas em sentido oposto.



Figura 48 – Fotografia das bobinas ligadas em série.

A figura 49 mostra a parte estática do atuador onde aparece a culatra de material ferromagnético contendo furos para fixação das tampas, espaçadores de fenolite e bobinas montadas dentro da culatra.

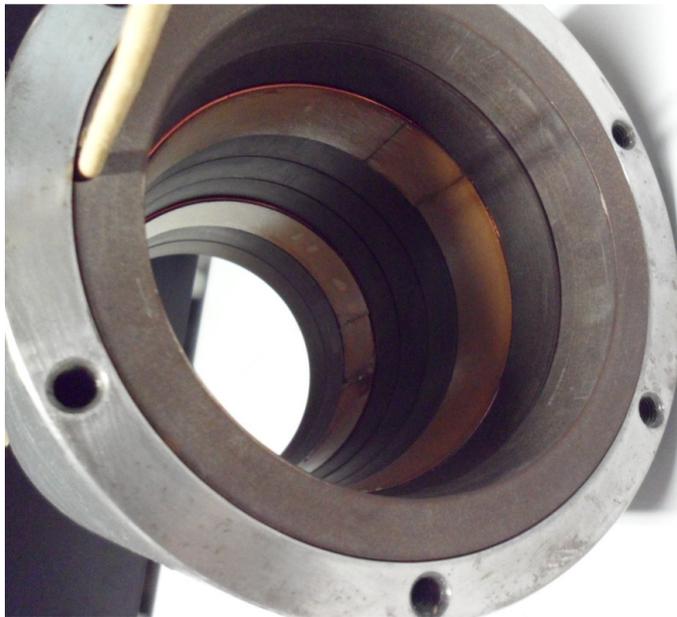


Figura 49 – Fotografia da parte estática do protótipo montada.

A saída dos cabos foi estabelecida passando pelos espaçadores e terminando em um condutor por cada lado.

A figura 50 mostra o atuador contendo a parte estática e a móvel sem as tampas. Nesta fotografia é possível visualizar a fixação do eixo ao núcleo com parafusos M6. É importante salientar que a definição dos parafusos foi feita através de simulação mecânica prevendo a carga máxima que cada peça estará submetida. Ainda pode-se visualizar nesta figura o batente de EVA.

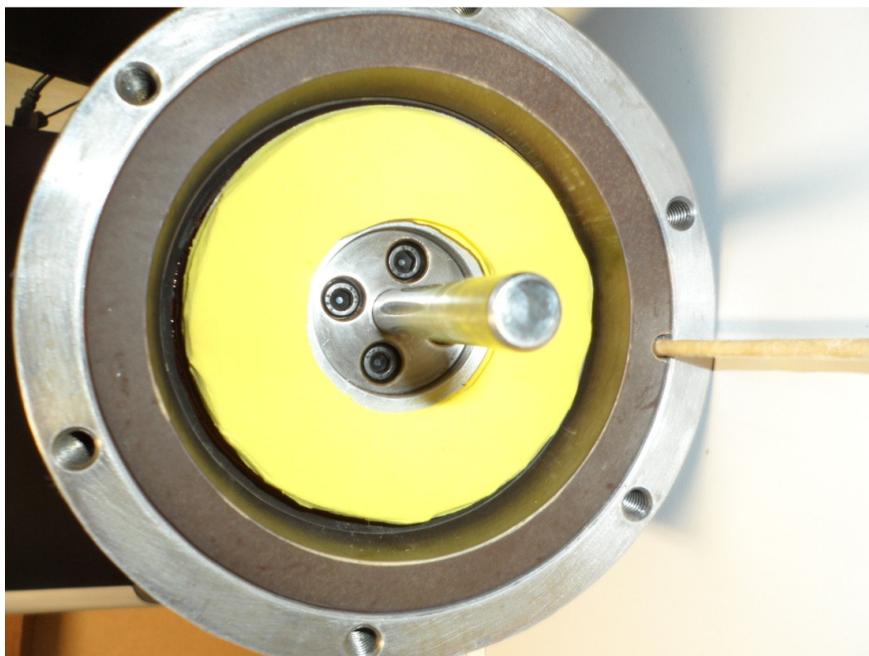


Figura 50 – Fotografia do atuador montado sem as tampas.

Por fim, a figura 51 mostra uma fotografia do protótipo montado.



Figura 51 – Fotografia do protótipo montado.

5 MODELAGEM ANALÍTICA DO ATUADOR ELETROMAGNÉTICO

5.1 EMBASAMENTO TEÓRICO

A modelagem analítica para dispositivos eletromagnéticos consiste primeiramente na determinação das equações de distribuição de fluxo magnético produzido no entreferro magnético. A solução pode ser obtida através da resolução das equações de Maxwell para o caso quasi-estático. (BINNS, LAWRENSON, TROWBRIDGE, 1992; FURLANI, 2001)

A teoria quasi-estática se aplica a sistemas que operam em baixas frequências (comprimentos de onda grandes) onde as dimensões da região de interesse são pequenas quando comparados com o comprimento de onda do campo eletromagnético analisado. Quando esse é o caso, o que se faz é ignorar a velocidade de propagação da onda e assume-se que qualquer mudança no campo é sentida instantaneamente naquela região de interesse. Por exemplo, vamos considerar um sistema que está contido em uma região cúbica do espaço que mede não mais que $\sqrt{3}$ m para cada lado. Assume-se que o sistema gera um campo eletromagnético variável no tempo com período T e comprimento de onda λ . O campo se propaga pela região com a velocidade da luz, portanto cada mudança no campo é sentida na região no intervalo de 10ns. O sistema é dito quasi-estático se as mudanças no campo são muito mais lentas que o tempo necessário para uma onda se propagar nesse meio, ou seja, $T \gg 10$ ns, ou equivalente frequência $f=1/T \ll 100$ MHz (FURLANI, 2001).

A teoria quasi-estática governa um grande número de aplicações incluindo análise de circuitos elétricos, dispositivos eletromagnéticos, correntes parasitas, etc. A implicação matemática é que nas equações de Maxwell podemos considerar o elemento $\partial \mathbf{D} / \partial t$ desprezível. Desta forma as equações de campo para sistemas quasi-estáticos se reduzem às equações (19) a (22).

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (19)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (20)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (21)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho \quad (22)$$

Nota-se que nas equações (19) e (20) não há derivadas temporais, assim, mesmo quando \mathbf{J} é função do tempo os vetores \mathbf{H} e \mathbf{B} são determinados como sendo estáticos (FURLANI, 2001).

A definição do vetor potencial magnético e do potencial escalar magnético indicando onde cada um pode ser aplicado, como se relacionam com os vetores \mathbf{B} e \mathbf{H} e as relações matemáticas que se estabelecem é tratado nos itens subsequentes.

5.1.1 Potencial Escalar Magnético

Aplica-se a função potencial escalar magnético às regiões onde não existem correntes elétricas, ou regiões não condutoras, onde $\mathbf{J}=0$. Se a densidade de corrente é nula implica que o rotacional da intensidade de campo magnético por consequência é zero, equação (23).

$$\nabla \times \mathbf{H} = 0 \quad (23)$$

A função potencial escalar magnético será designada pela letra grega ψ e ela é uma função do espaço $\psi(x,y,z)$. Uma identidade do cálculo vetorial diz que o rotacional do gradiente de uma função escalar é igual a zero, equação (24).

$$\nabla \times \nabla \psi = 0 \quad (24)$$

Relacionando as equações (23) e (24) pode-se escrever a equação (25), resultando que a intensidade de campo magnético pode ser escrita como sendo igual ao gradiente da função potencial escalar magnético.

$$\mathbf{H} = -\nabla \psi \quad (25)$$

Se relacionarmos a equação (20), que diz que o divergente do fluxo magnético é igual a zero, com a relação $\mathbf{B} = \mu \mathbf{H}$, pode-se escrever que:

$$\nabla \cdot (\mu \mathbf{H}) = 0 \quad (26)$$

Substituindo \mathbf{H} da equação (25) na equação (26) vem que:

$$\nabla \cdot (\mu \nabla \psi) = 0 \quad (27)$$

Se a permeabilidade magnética μ puder ser considerada constante na equação $\mathbf{B} = \mu \mathbf{H}$, então esta pode ser retirada da equação, se dividirmos ambos os lados da equação (27) por μ . Como resultado dessa sequência de operações matemáticas obtemos então que o Laplaciano da função potencial escalar magnética é igual a zero, equação (28), que é a equação conhecida como a equação de Laplace.

$$\nabla^2 \psi = \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} = 0 \quad (28)$$

Desta forma, tem-se uma equação diferencial parcial de segunda ordem, que, se resolvida em termos da função potencial escalar magnética, vai resultar em uma função espacial que pode ser relacionada facilmente com o campo magnético, equação (25).

Os métodos de solução dessa equação dependem da geometria do volume sob análise e o sistema de coordenadas adotado: retangular, cilíndrica ou esférica.

5.1.2 Potencial Vetor Magnético

Pode-se aplicar a função potencial vetorial magnética a qualquer região sem restrições, seja ela região onde existe densidade de corrente elétrica, $\mathbf{J} \neq 0$, regiões com ímãs permanentes ou mesmo entreferros.

O vetor potencial magnético é representado pela letra \mathbf{A} . Recorre-se, novamente, a uma identidade do cálculo vetorial que diz que o divergente do rotacional de um vetor é sempre zero, equação (29).

$$\nabla \cdot \nabla \times \mathbf{A} = 0 \quad (29)$$

Sabe-se que o divergente da densidade de fluxo magnético é zero, equação (20). Comparando-se a equação (20) com a equação (29) pode-se escrever a equação (30). Esta diz que a densidade de fluxo magnético é igual ao rotacional do vetor potencial magnético.

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (30)$$

A relação $\mathbf{H}=\mathbf{B}/\mu$ pode ser substituída na equação (19), resultando na equação (31). O vetor \mathbf{B} da equação (31) pode ser substituído pela relação dada pela equação (30), resultando na equação (32).

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \mathbf{B} \right) = \mathbf{J} \quad (31)$$

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times \mathbf{A}) = \mathbf{J} \quad (32)$$

Com base em identidades do cálculo vetorial podemos reescrever a equação (32) resultando na (33).

$$\nabla^2 \mathbf{A} = -\mu \mathbf{J} \quad (33)$$

A equação (33) é conhecida como a Equação de Poisson. A solução desta equação é dada pela solução da equação homogênea, que é a própria equação de Laplace, somada à solução da equação particular que vai depender da forma de onda da excitação. De forma semelhante à equação de Laplace, o método de solução para resolução da Equação de Poisson vai depender da simetria.

Uma expressão mais geral, que expressa o vetor potencial magnético em qualquer região é dado pela equação (34). Onde \mathbf{M}_0 é o vetor magnetização presente em regiões de ímãs permanentes (GYSEN et al., 2008).

$$\nabla^2 \mathbf{A} = -\mu_0 (\nabla \times \mathbf{M}_0) - \mu \mathbf{J} \quad (34)$$

Se a região for livre de corrente elétricas, iguala-se o vetor \mathbf{J} a zero. Se a região não contém ímãs permanentes, o vetor \mathbf{M}_0 é igualado a zero, e se for uma região com \mathbf{J} e \mathbf{M}_0 nulas, a equação se reduz à equação de Laplace.

5.1.3 Solução da Equação de Laplace em Coordenadas Cilíndricas

Em coordenadas cilíndricas a equação (28) pode ser reescrita em termos de r , θ e z , resultando na equação (35), (EDMINISTER, 1993; HASSANI, 2009).

$$\nabla^2\psi = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial\psi}{\partial r}\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\psi}{\partial\theta^2} + \frac{\partial^2\psi}{\partial z^2} = 0 \quad (35)$$

Aplicando o método da separação de variáveis pode-se escrever a função potencial $\psi(r,\theta,z)$ conforme a equação abaixo:

$$\psi(r, \theta, z) = R(r)Q(\theta)Z(z) \quad (36)$$

Substituindo a expressão (36) na (35) obtém-se:

$$\nabla^2\psi = QZ\frac{1}{r}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dR}{dr}\right) + RZ\frac{1}{r^2}\frac{d^2Q}{d\theta^2} + RQ\frac{d^2Z}{dz^2} = 0 \quad (37)$$

Se a equação (37) for dividida por $\psi=RQZ$ obtém-se a equação (38).

$$\nabla^2\psi = \frac{1}{Rr}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dR}{dr}\right) + \frac{1}{Qr^2}\frac{d^2Q}{d\theta^2} + \frac{1}{Z}\frac{d^2Z}{dz^2} = 0 \quad (38)$$

Multiplicando a equação (38) por r^2 temos:

$$\frac{r}{R}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dR}{dr}\right) + \frac{1}{Q}\frac{d^2Q}{d\theta^2} + \frac{r^2}{Z}\frac{d^2Z}{dz^2} = 0 \quad (39)$$

A soma dos três termos da esquerda na equação acima deve ser zero. Tendo em vista que são compostos por variáveis independentes a única solução possível é que cada termo seja igual a uma constante. De acordo com a equação (40) tem-se:

$$\frac{r}{R}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dR}{dr}\right) + \frac{r^2}{Z}\frac{d^2Z}{dz^2} = -\frac{1}{Q}\frac{d^2Q}{d\theta^2} = n^2 \quad (40)$$

A equação (41) tem como solução a equação (42), onde $n=1,2,3,\dots$, ou seja, solução em senos e cossenos. Onde B_n e C_n dependem das condições de contorno do problema.

$$-\frac{1}{Q}\frac{d^2Q}{d\theta^2} = n^2 \quad (41)$$

$$Q(\theta) = B_n\cos(n\theta) + C_n\sen(n\theta) \quad (42)$$

Considerando a solução obtida para a equação (41) e dividindo novamente os termos da equação (40) por r^2 pode-se escrever a equação (43). Esta equação permite determinar a

solução da equação para a coordenada z , dada pela equação (44), ou seja, em termos de senos e cossenos hiperbólicos. Os coeficientes E_k e F_k dependem das condições de contorno do problema.

$$\frac{1}{rR} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dR}{dr} \right) - \frac{n^2}{r^2} = -\frac{1}{Z} \frac{d^2 Z}{dz^2} = -k^2 \quad (43)$$

$$Z(z) = E_k \cosh(kz) \pm F_k \sinh(kz) \quad (44)$$

A substituição das constantes adotadas como soluções nas equações (41) e (43) podem ser substituídas na (39) resultando na equação (45).

$$r \frac{d}{dr} \left(r \frac{dR}{dr} \right) + (k^2 r^2 - n^2) R = 0 \quad (45)$$

Fazendo a substituição dada pelas equações (46) e (47) em (45) obtém-se (48).

$$u = kr \quad (46)$$

$$\frac{d}{dr} = k \frac{d}{du} \quad (47)$$

$$u^2 \frac{dR}{du^2} + u \frac{dR}{du} + (u^2 - n^2) R = 0 \quad (48)$$

A equação acima é conhecida como Equação de Bessel e tem como solução as chamadas Funções de Bessel de ordem n , $J_n(u)$ e $J_{-n}(u)$ (ABRAMOWITZ, STEGUN 1970). Uma forma alternativa de expressar a função $J_{-n}(u)$ é dada pela chamada Função de Neumann, $N_n(u)$, também conhecida como Função de Bessel do segundo tipo. A solução geral da Equação de Bessel é dada pela equação (49). Os coeficientes L_n e M_n são coeficientes a determinar a partir das condições de contorno do problema.

$$R_n(kr) = L_n J_n(kr) + M_n N_n(kr) \quad (49)$$

O coeficiente n de J_n e N_n identifica a ordem da função de Bessel do primeiro e segundo tipo respectivamente. As figuras 52 e 53 mostram os gráficos das funções de Bessel do primeiro e segundo tipo de ordem zero e ordem um. A função de Bessel do primeiro tipo é regular em zero e no infinito, enquanto que a função do segundo tipo não é regular em zero.

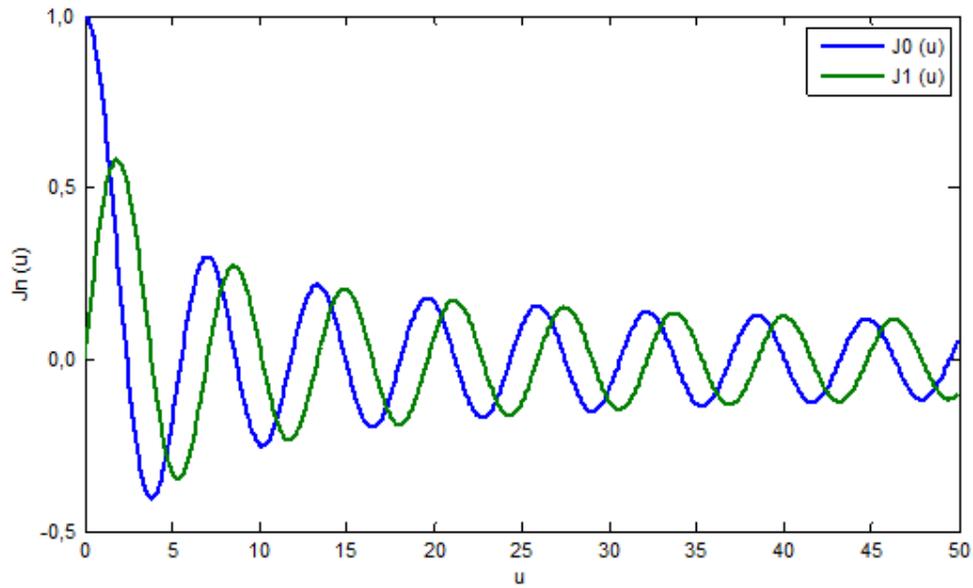


Figura 52 - Funções de Bessel do primeiro tipo de ordem 0 e ordem 1.

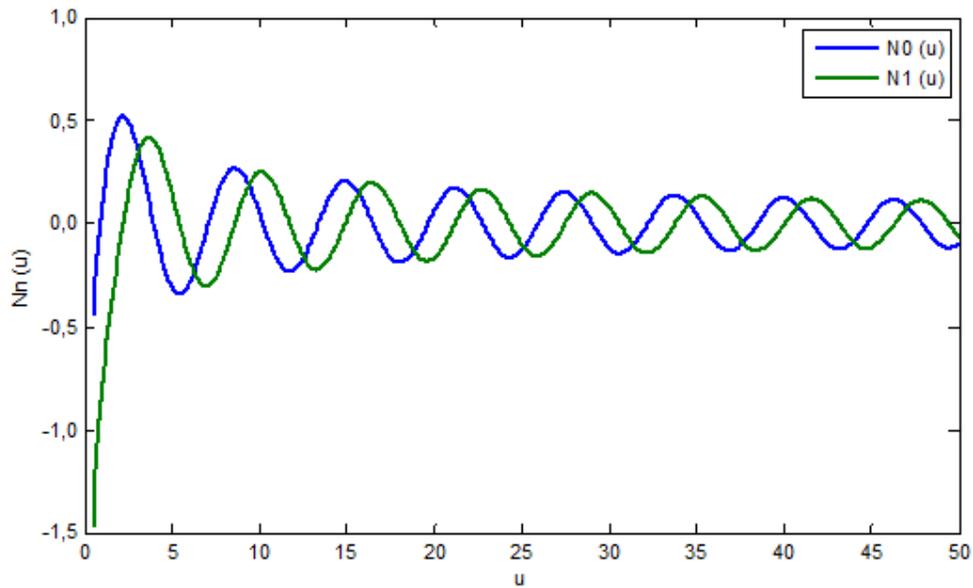


Figura 53 - Funções de Bessel do segundo tipo de ordem 0 e ordem 1.

Com base nas equações (42), (44) e (49) pode-se escrever a solução geral da equação de Laplace em coordenadas cilíndricas, equação (50).

$$\psi = \sum_{m,n=1,2,\dots} [L_{mn}J_n(k_m r) + M_{mn}N_n(k_m r)] \cos(n\theta) + \text{sen}(n\theta) [\cosh(k_m z) + \text{senh}(k_m z)] \quad (50)$$

Se na equação (43) fosse atribuído do lado direito da igualdade uma constante $+k^2$ ao invés de $-k^2$, a equação (48) seria modificada, resultando na equação (51).

$$u^2 \frac{dR}{du^2} + u \frac{dR}{du} - (u^2 + n^2)R = 0 \quad (51)$$

A equação acima é conhecida como equação modificada de Bessel e tem como solução as chamadas funções modificadas de Bessel, $I_n(u)$ e $K_n(u)$, de ordem n , do primeiro e segundo tipo respectivamente (ABRAMOWITZ, STEGUN 1970). A solução da Equação modificada de Bessel é dada pela equação (52). Os coeficientes P_n e S_n são coeficientes a determinar a partir das condições de contorno do problema.

$$R_n(ur) = P_n I_n(ur) + S_n K_n(ur) \quad (52)$$

As figuras 54 e 55 mostram os gráficos das funções modificadas de Bessel do primeiro e segundo tipo. A função do primeiro tipo não é regular em zero, enquanto que a função do segundo tipo não é regular no infinito.

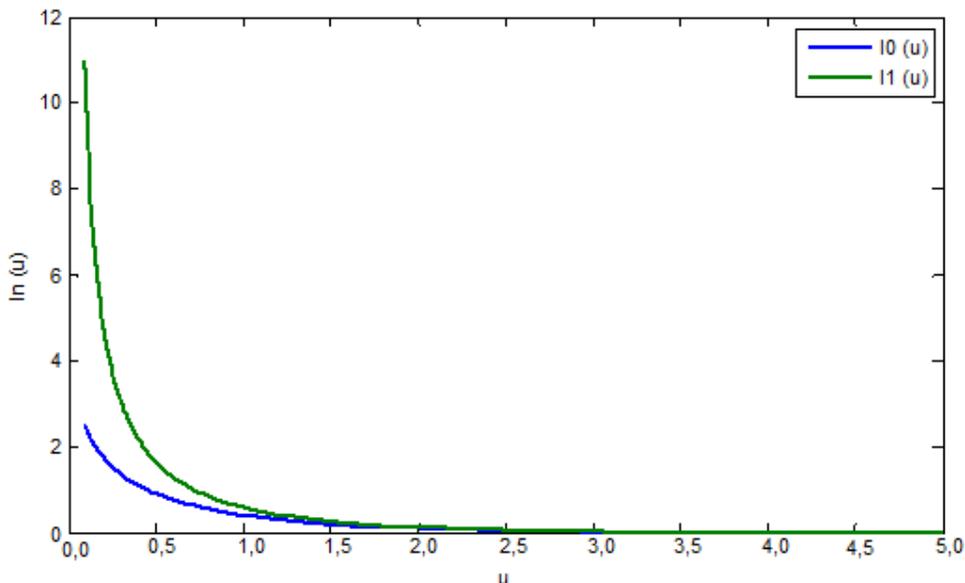


Figura 54 - Funções modificada de Bessel do primeiro tipo de ordem 0 e ordem 1.

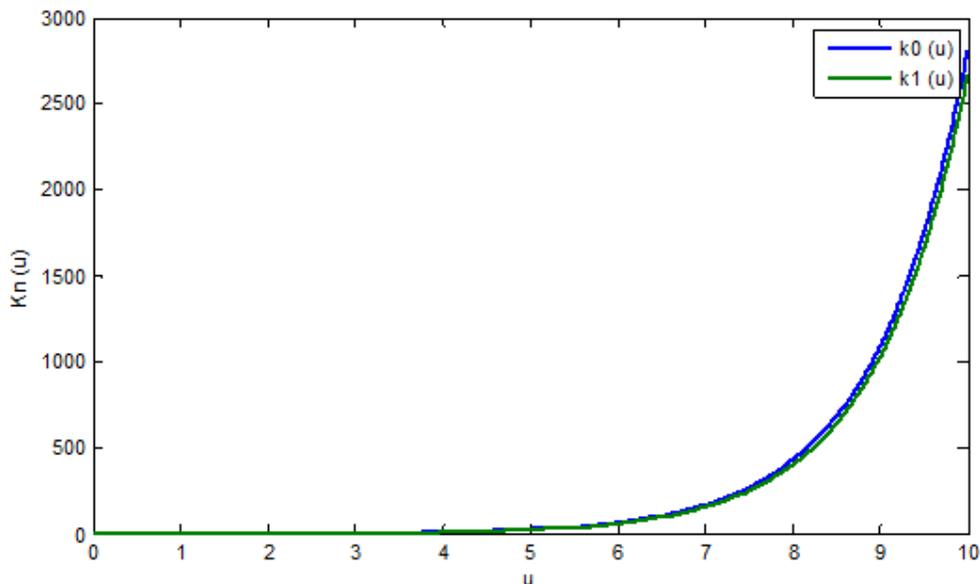


Figura 55 - Funções modificadas de Bessel do segundo tipo de ordem 0 e ordem 1.

5.2 DENSIDADE DE FLUXO MAGNÉTICO PRODUZIDO PELOS ÍMÃS PERMANENTES

O método adotado para resolução da distribuição de fluxo está baseado em três referências bibliográficas (WANG, JEWELL HOWE, 1999; GYSEN, et al., 2008; BIANCHI, 2000).

Inicialmente, define-se as regiões. De acordo com a figura 56 a região I é a região de entreferro, e a região II é a região onde estão situados os ímãs permanentes. Os raios r_o , r_m e r_s são: o raio externo do núcleo, o raio externo dos ímãs permanentes e o raio interno da culatra respectivamente. O comprimento axial de um ímã é indicado pela letra τ_m enquanto τ representa o comprimento axial de um ímã mais o espaçamento entre os dois, conforme indica a figura 56.

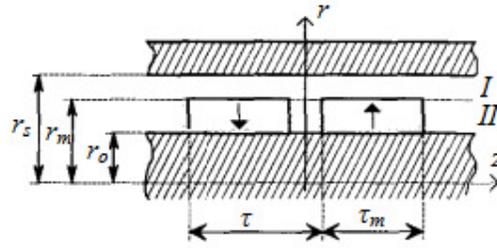


Figura 56 – Definição das regiões e da geometrias (BIANCHI, 2000).

A magnetização dos ímãs na região II ao longo do comprimento axial, ou seja, de z , pode ser representada pela curva mostrada na figura 57. Onde $M_r(z)$ é a magnetização radial em função da coordenada z , e B_{res} é a magnetização residual dos ímãs permanentes.

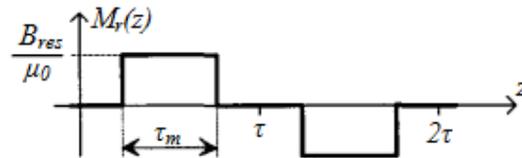


Figura 57 – Componente radial da magnetização (BIANCHI, 2000).

Esta curva pode ser escrita de acordo com a equação (53), que é a expansão em série de Fourier de uma função ímpar.

$$M_r(z) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \hat{M}_n \text{sen}(\omega_n z) \quad (53)$$

Onde \hat{M}_n e a frequência angular ω_n são dadas pelas equações (54) e (55) respectivamente.

$$\hat{M}_n = \frac{4B_{res}}{n\pi\mu_0} \text{sen}\left[\frac{n\pi}{2}\right] \text{sen}(\omega_n \tau_m) \quad (54)$$

$$\omega_n = \frac{n\pi}{\tau} \quad (55)$$

Devido à geometria e magnetização dos ímãs permanentes os vetores densidade de fluxo magnético \mathbf{B} e a intensidade de campo magnético \mathbf{H} têm componentes radiais e axiais somente. Portanto, a equação de Poisson em função do potencial escalar magnético pode ser escrita de acordo com a equação (56).

$$\nabla^2 \psi = \frac{\partial^2 \psi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r M_r) \quad (56)$$

A solução da equação (56) na região I se reduz a equação de Laplace, sendo que a solução é dada pela equação (57). O sobrescrito I nas equações indica que se refere à região I, e de forma equivalente quando se referir à região II.

$$\psi^I(r, z) = \sum_{n=1,3,5}^{\infty} [a_n^I I_0(k_n r) + b_n^I k_0(k_n r)] [c_n^I \text{sen}(k_n z) + d_n^I \text{cos}(k_n z)] \quad (57)$$

Onde I_0 e k_0 são funções de Bessel modificadas de ordem zero do primeiro e segundo tipo, respectivamente. Os coeficientes $a_n^I, b_n^I, c_n^I, d_n^I$ e k_n são determinados quando aplicamos as condições de contorno do problema.

Na região II é preciso resolver a equação de Poisson. A solução é resultado da equação homogênea, ou seja, a equação de Laplace e a solução da equação particular. A solução da equação homogênea assume a mesma forma da equação (57) e é dada pela equação (58).

$$\psi_0^{II}(r, z) = \sum_{n=1,3,5}^{\infty} [a_n^{II} I_0(k_n r) + b_n^{II} k_0(k_n r)] [c_n^{II} \text{sen}(k_n z) + d_n^{II} \text{cos}(k_n z)] \quad (58)$$

Os coeficientes $a_n^{II}, b_n^{II}, c_n^{II}, d_n^{II}$ e k_n são determinados quando as condições de contorno do problema são aplicadas.

A solução da equação particular não existe de forma analítica, portanto optou-se por fazer uma aproximação reescrevendo a magnetização M_r , equação (53), que possui somente componente axial em uma função que tem componentes radial e axial. Assim aproximamos $M_r(z) = G(r)F(z)$. Onde $F(z)$ representa a solução exata de $M_r(z)$ e $G(r)$ é uma função que

multiplica $F(z)$. Assim pode-se reescrever o lado direito da equação (56) de acordo com a equação (59) (BIANCHI, 2000).

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rM_r) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [rG(r)F(z)] = F(z) \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [rG(r)] \quad (59)$$

Esta equação pode ser resolvida quando $G(r)$ assume a forma dada pela equação (60).

$$G(r) = \left[\frac{c_1}{r} + c_2 r \right] \quad (60)$$

Onde os coeficientes c_1 e c_2 são dados pelas equações (61) e (62).

$$c_1 = \frac{r_0 r_m}{r_0 + r_m} \quad (61)$$

$$c_2 = \frac{1}{r_0 + r_m} \quad (62)$$

Com isso a equação (53) é reescrita de acordo com a (63).

$$M_r(r, z) = \left[\frac{c_1}{r} + c_2 r \right] \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \hat{M}_n \text{sen}(\omega_n z) \quad (63)$$

O erro máximo da aproximação feita em relação a um resultado numérico é dado pela equação (64) (BIANCHI, 2000). Substituindo os valores de r_0 e r_m estipulados para o atuador no capítulo quatro na equação abaixo, resulta em um erro percentual menor que 1%.

$$\varepsilon_M = 1 - \frac{2\sqrt{r_0 r_m}}{r_0 + r_m} \quad (64)$$

Com isso pode-se determinar a solução da particular que é dada pela equação (65).

$$\psi_p^{\text{II}}(z) = -2c_2 \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \hat{M}_n \frac{\tau^2}{n^2 \pi^2} \text{sen}(\omega_n z) \quad (65)$$

As condições de contorno do problema são dadas pelas relações estabelecidas nas equações (66) a (69).

$$H_z^{\text{II}}(r_0, z) = 0 \quad (66)$$

$$H_z^{\text{II}}(r_m, z) = H_z^{\text{I}}(r_m, z) \quad (67)$$

$$B_r^{\text{II}}(r_m, z) = B_r^{\text{I}}(r_m, z) \quad (68)$$

$$H_z^I(r_s, z) = 0 \quad (69)$$

Substituindo as condições de contorno nas equações correspondentes e resolvendo o sistema de equações que surge dessa substituição obtemos o campo magnético produzido pelos ímãs permanentes na região I, ou seja, na região do entreferro, obtendo como resultado a equação (70), que é a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético.

$$B_r^I(r, z) = \mu_0 \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \omega_n [-A_n^I I_1(\omega_n r) + B_n^I K_1(\omega_n r)] \text{sen}(\omega_n z) \quad (70)$$

Onde I_1 e K_1 são equações de Bessel modificadas de primeira ordem do primeiro e segundo tipo respectivamente. Os coeficientes A_n^I e B_n^I da equação (70) são dados pelas equações (71) a (72), conforme segue:

$$A_n^I = a_n^I c_n^I = \alpha_n^I B_n^I \quad (71)$$

$$B_n^I = b_n^I c_n^I = \frac{SX_{0I}P + U[K_0(\omega_n r_m) - TI_0(\omega_n r_m)]}{PX_{0I}(T + a_n^I)} - \frac{2c_2 \widehat{M}_n}{P\omega_n^2} \quad (72)$$

O coeficiente α_n^I é dado pela equação (73) enquanto S , X_{0I} , P , T e U são dados pelas equações (74) a (77) respectivamente.

$$\alpha_n^I = -\frac{K_0(\omega_n r_s)}{I_0(\omega_n r_s)} \quad (73)$$

$$S = \frac{2c_2 \widehat{M}_n}{\omega_n^2 I_0(\omega_n r_0)} \quad (74)$$

$$X_{0I} = K_0(\omega_n r_m) I_1(\omega_n r_m) + K_1(\omega_n r_m) I_0(\omega_n r_m) \quad (75)$$

$$P = \alpha_n^I I_0(\omega_n r_m) + K_0(\omega_n r_m) \quad (76)$$

$$T = \frac{K_0(\omega_n r_0)}{I_0(\omega_n r_0)} \quad (77)$$

$$U = \frac{\widehat{M}_n}{\omega_n} \left[\frac{2c_2 Q}{\omega_n} - P \right] \quad (78)$$

Onde Q é dado pela equação (79).

$$Q = \alpha_n^I I_1(\omega_n r_m) + K_1(\omega_n r_m) \quad (79)$$

A implementação da equação (70) como o auxílio do Matlab para três raios distintos é mostrado na figura 58.

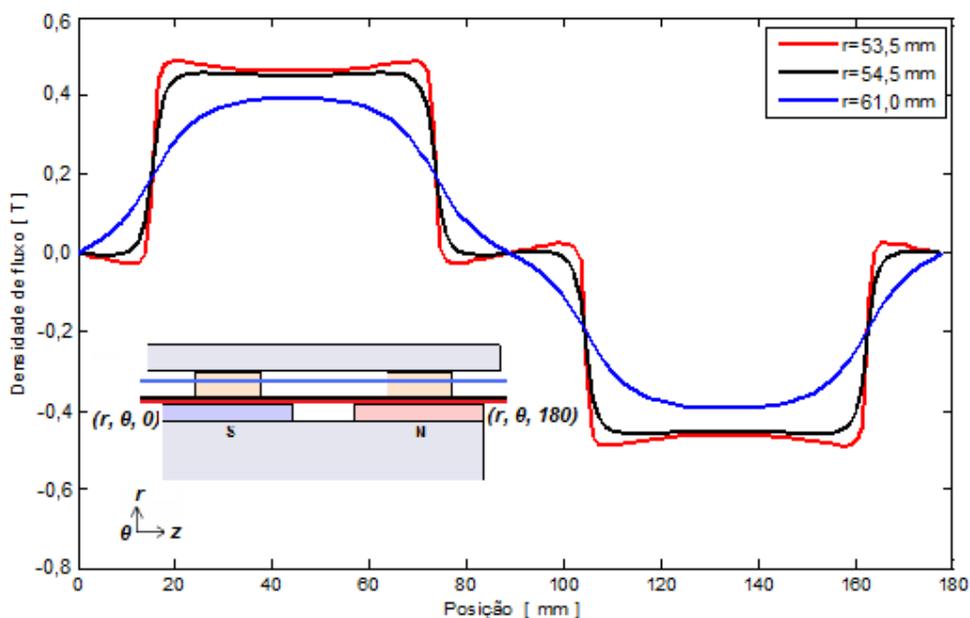


Figura 58 - Componente radial da densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes no entreferro em função da distância.

5.3 FORÇA

A força produzida por bobina pode ser dada pela integral de volume do produto vetorial da densidade de corrente pela densidade de fluxo magnético de acordo com a equação (80). A força produzida por cada anel composto por oito segmentos de ímãs é de mesma intensidade porém em sentido oposto ao dado pela equação (80).

$$\mathbf{F}_b = \int_V \mathbf{J} \times \mathbf{B} dv \quad (80)$$

A densidade de corrente tem somente componente angular, ou seja, no sentido θ . A componente da densidade de força que é capaz de produzir força no sentido axial z é a

componente radial determinada analiticamente pela equação (70). É importante notar que esta equação não leva em conta o campo magnético produzido pela corrente nos enrolamentos. Desta forma o resultado obtido substituindo a equação (70) na equação (80) será uma aproximação para força produzida pelo atuador. Com isso podemos reescrever a força axial produzida por uma bobina dada pela equação (81). Onde r_i é o raio interno das bobinas, ou seja, 55mm. O limite de integração em z depende da posição da bobina em relação aos ímãs. Assumindo z_b o comprimento axial da bobina, ou seja, 30mm, e z_0 a posição das bobinas, tem-se:

$$F_b = \int_{z_0 - z_b/2}^{z_0 + z_b/2} \int_{r_i}^{rs} 2\pi r J B_r(r, z) dr dz \quad (81)$$

Na condição estática pode-se assumir que a densidade de corrente J é constante.

Substituindo $B_r(r, z)$ da equação (70) na equação (81) tem-se a equação (82).

$$F_b = \int_{z_0 - z_b/2}^{z_0 + z_b/2} \int_{r_i}^{rs} 2\pi J r [\mu_0 \sum_{n=1,3,5\dots}^{\infty} \omega_n [-A_n^1 I_1(\omega_n r) + B_n^1 K_1(\omega_n r)] \text{sen}(\omega_n z)] dr dz \quad (82)$$

A superfície dada pelo produto $2\pi r J B_r(r, z)$ cuja integral de volume deve ser efetuada para uma densidade de corrente de 1 A/mm² considerando a bobina na posição central, figura (19a), é mostrada no gráfico da figura 59.

Neste gráfico é possível observar a região do volume das bobinas responsável por produzir maior intensidade de força. Observa-se que à medida que o raio aumenta, a força diminui lentamente. Nota-se ainda o efeito do espreadimento do fluxo magnético na região mais afastada dos ímãs e consequentemente mais próximo da culatra.

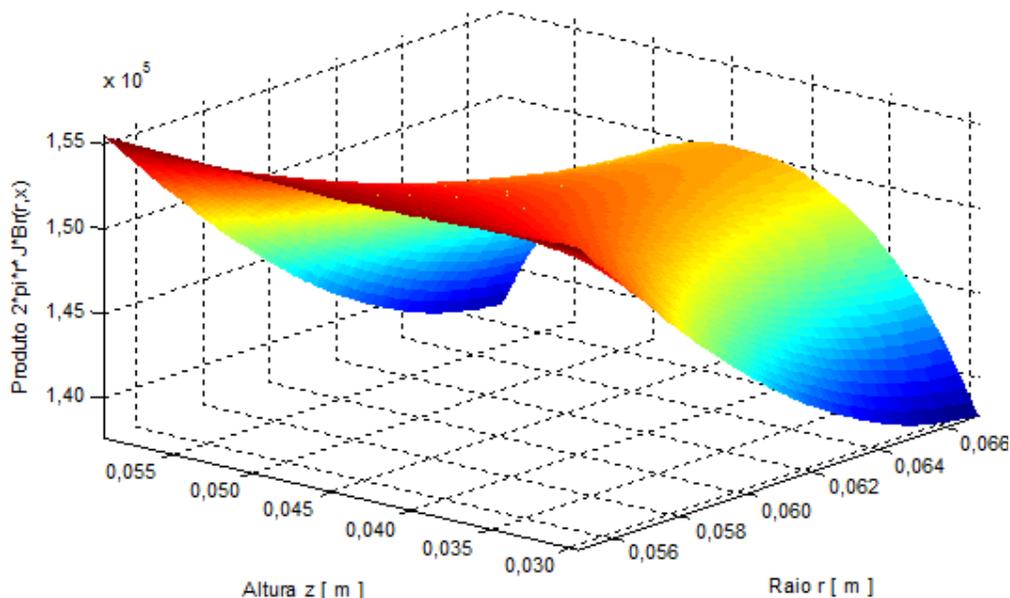


Figura 59 – Superfície de integração para determinação da força estática produzida por uma bobina alinhada na posição central e densidade de corrente de 1 A/mm².

Como a modelagem analítica não leva em conta a saturação magnética, a força produzida aumenta linearmente com a densidade de corrente elétrica J . A força estática em função da posição relativa entre as bobinas e os ímãs para uma densidade de corrente de 1 A/mm² e 5 A/mm² é dado pelos gráficos das figuras 60 e 61 respectivamente.

A posição 0 representa a posição central dada pela figura 19(a). As posições variam de -15 a 15 milímetros dentro do curso do atuador. Para a densidade de corrente de 1 A/mm² a soma da força produzida na posição 0 é de 107,8 N para as duas bobinas. Na posição -15 mm a força é de 96,4 N. Esse efeito já era previsto uma vez que existe uma redução da densidade de fluxo nessa posição devido ao espreadimento das linhas de fluxo magnético.

A força produzida para 5 A/mm² na posição 0 é de 539,4 N, ou seja, cinco vezes maior do que para 1 A/mm² para esta mesma posição. Isto confirma a ideia de que a força é diretamente proporcional à densidade de corrente no modelo analítico, pois este desconsidera efeitos de saturação dos materiais ferromagnéticos.

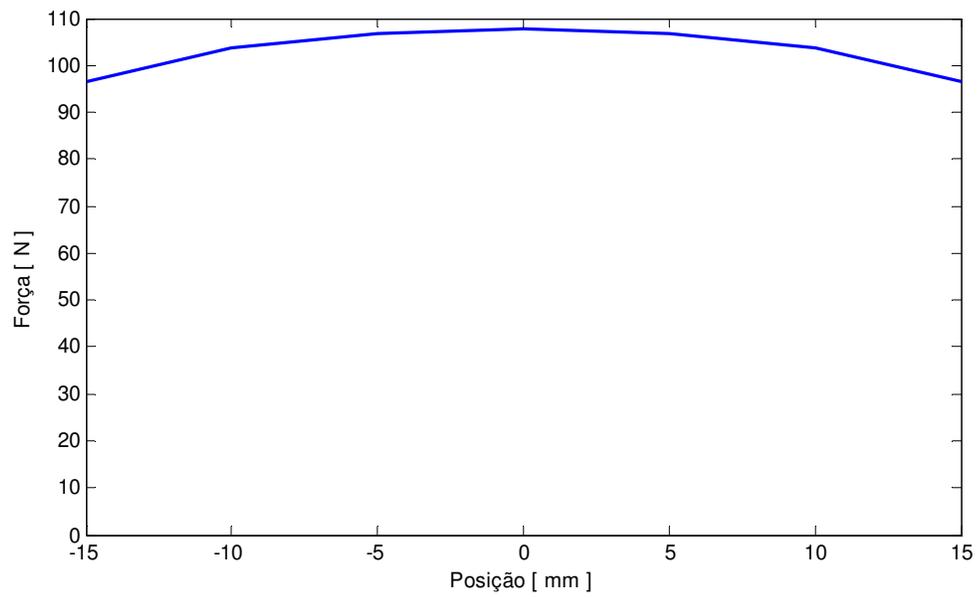


Figura 60 – Força estática em função da posição para $J = 1 \text{ A/mm}^2$.

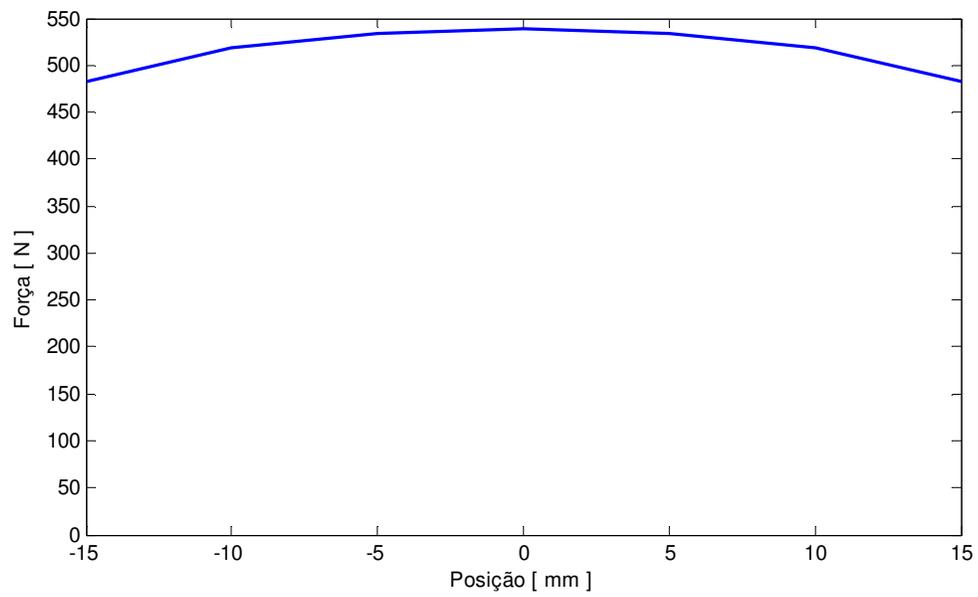


Figura 61 - Força estática em função da posição para $J = 5 \text{ A/mm}^2$.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 RESULTADOS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Com base nas dimensões do protótipo, características dos materiais utilizados e conhecimento do circuito elétrico equivalente, é possível utilizar o método de elementos finitos como ferramenta de análise e, a partir desta, prever o comportamento das grandezas de interesse. A simulação considera a curva BH do aço SAE 1010, tal como mostrado na figura 32. Pode-se utilizá-lo também na validação do modelo analítico.

6.1.1 Densidade de Fluxo Magnético Produzido no Entreferro

Para avaliar a densidade de fluxo magnético no entreferro começa-se estabelecendo linhas de referência conforme mostrado na figura 62. A linha AA' foi posicionada a 0,5 mm do raio externo dos ímãs, enquanto a linha BB' encontra-se na face interna das bobinas e CC' no ponto médio das bobinas, ou seja, a 8 mm do raio externo dos ímãs permanentes.

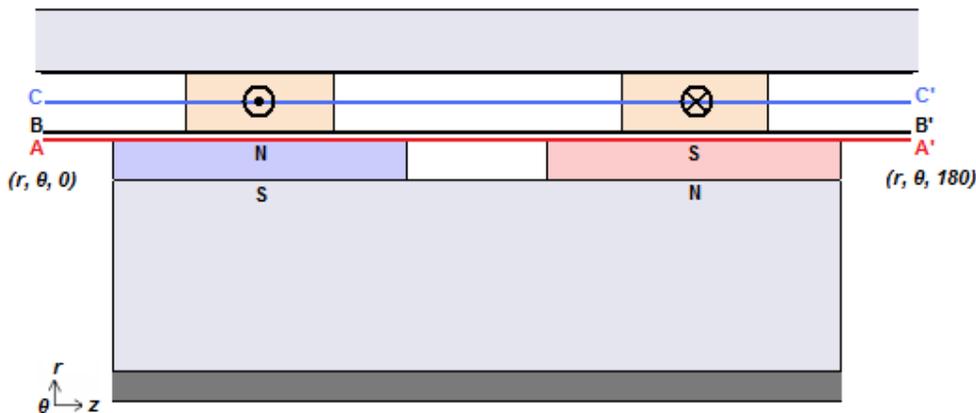


Figura 62 – Linhas no entreferro a 0,5 mm da face dos ímãs (AA'), 1,5 mm da face dos ímãs (BB') e na parte intermediária das bobinas (CC').

Inicialmente, a análise pretende avaliar a densidade de fluxo produzida somente pelos ímãs permanentes, portanto se atribui que a densidade de corrente nas bobinas é nula.

O gráfico da figura 63 mostra a componente radial da densidade de fluxo magnético em cada uma das três linhas mostradas no figura acima. Pode-se observar que na face polar dos ímãs a densidade de fluxo é de aproximadamente 0,45 T no ponto médio em cada uma.

Na linha CC' se observa que ocorre um espraçamento das linhas de fluxo, pois a curva tem formato menos retangular, quando comparado com as curvas AA' e BB'. Outro efeito do espraçamento é a redução da amplitude da componente radial da densidade de fluxo caindo para aproximadamente 0,38 T. É previsível que ocorra esta redução pelo fato de que, à medida que o raio aumenta, a área da seção ortogonal ao fluxo aumenta com o quadrado do raio. Por exemplo, onde foi posicionada a linha AA' o raio é 53,5 mm, portanto a área de seção considerando um cilindro com altura de 175 mm (altura das linhas) é de $1,57 \times 10^{-3} \text{ m}^2$. A área da seção onde foi posicionada a linha CC' é de $2,04 \times 10^{-3} \text{ m}^2$. Desta análise se deduz que, à medida que o raio onde a grandeza é computada aumenta, o módulo da densidade de fluxo diminui em função do aumento da área das seções e devido ao espraçamento.

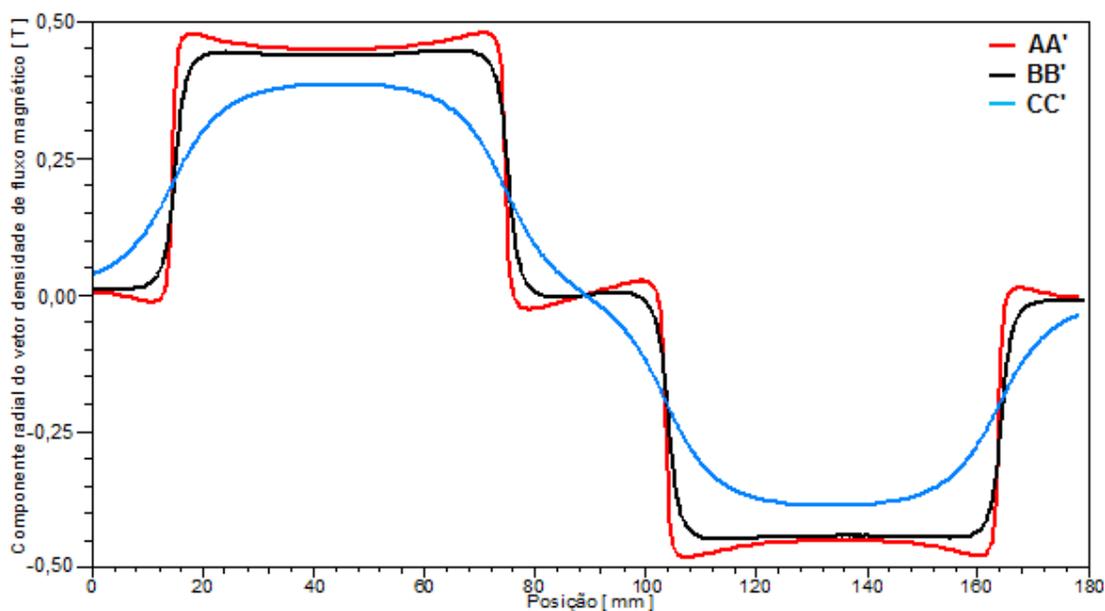


Figura 63 – Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes versus posição para três linhas de entreferro.

Quando as bobinas são alimentadas, a corrente que as percorre produz um campo magnético. Este campo interage com o campo produzido pelos ímãs permanentes. Desta forma a densidade de fluxo magnético resultante no entreferro é a resultante da soma das contribuições do campo produzido pelos ímãs e pelas bobinas. A figura 64 mostra um gráfico da densidade de fluxo na linha BB' para duas situações distintas. A critério de comparação, mostra-se a densidade de fluxo sem corrente, ou seja, $J = 0 \text{ A/mm}^2$, e com uma densidade de corrente de 5 A/mm^2 , conforme convencionado na figura 62. Nesta última observa-se que ocorre uma distorção devido ao campo produzido pelas bobinas, denominado efeito de reação da armadura.

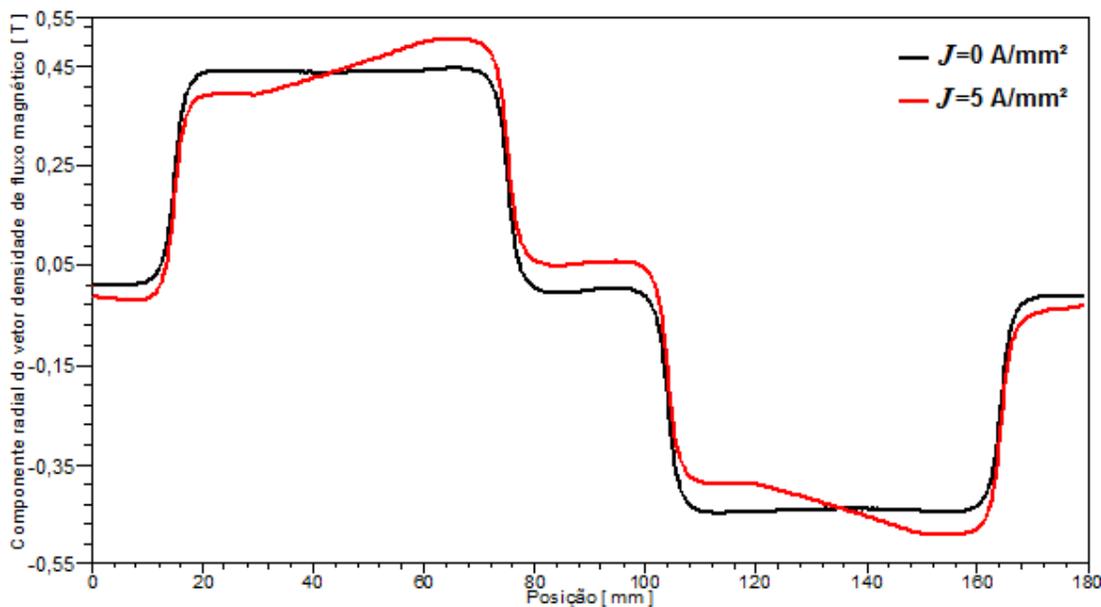


Figura 64 – Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha AA' com diferentes densidades de corrente nas bobinas.

Se a densidade de corrente for maior que 5 A/mm^2 o campo produzido pelas bobinas se intensifica e conseqüentemente a distorção se agrava. Aplicando corrente no sentido oposto a distorção será no outro sentido.

A figura 65 mostra três curvas da componente radial do vetor densidade de fluxo magnético na linha AA'.

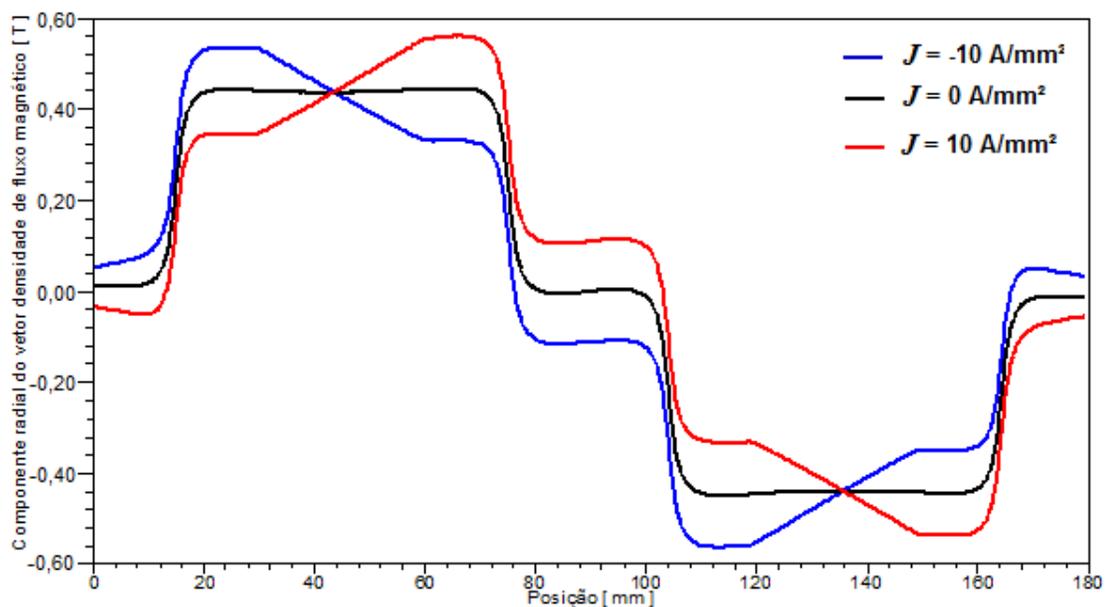


Figura 65 - Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha AA'.

A curva em vermelho é quando a densidade de corrente é 10 A/mm^2 , alimentação positiva, a curva preta densidade de corrente nula, e a curva azul com alimentação negativa também de 10 A/mm^2 . A figura 66 mostra as três curvas nas mesmas condições de corrente, no entanto, computadas na linha que passa no ponto médio dos enrolamentos, linha CC'.

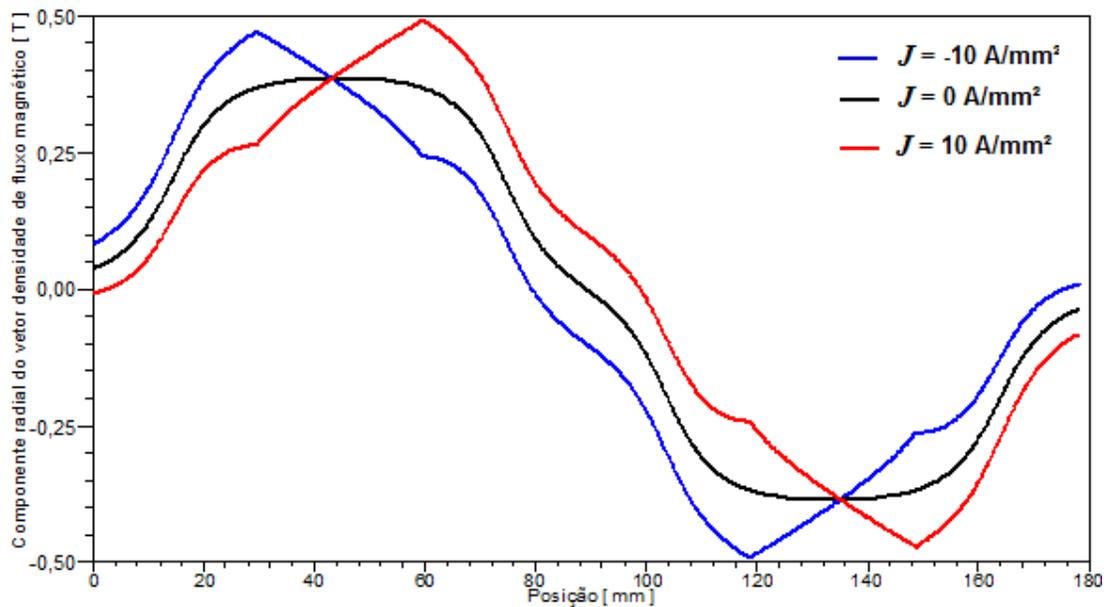


Figura 66 - Componente radial do vetor densidade de fluxo magnético resultante na linha CC'.

6.1.2 Força

O conhecimento da resposta do atuador em função da corrente aplicada é de extrema importância, pois a partir do conhecimento desta relação é que se estabelecem as variáveis de controle. A relação linear entre a corrente e a força produzida simplifica as rotinas de controle sendo, portanto, um fator desejável em atuadores.

A figura 67 avaliou a força produzida pelo atuador variando a densidade de corrente nas bobinas de -10A/mm^2 até 10A/mm^2 .

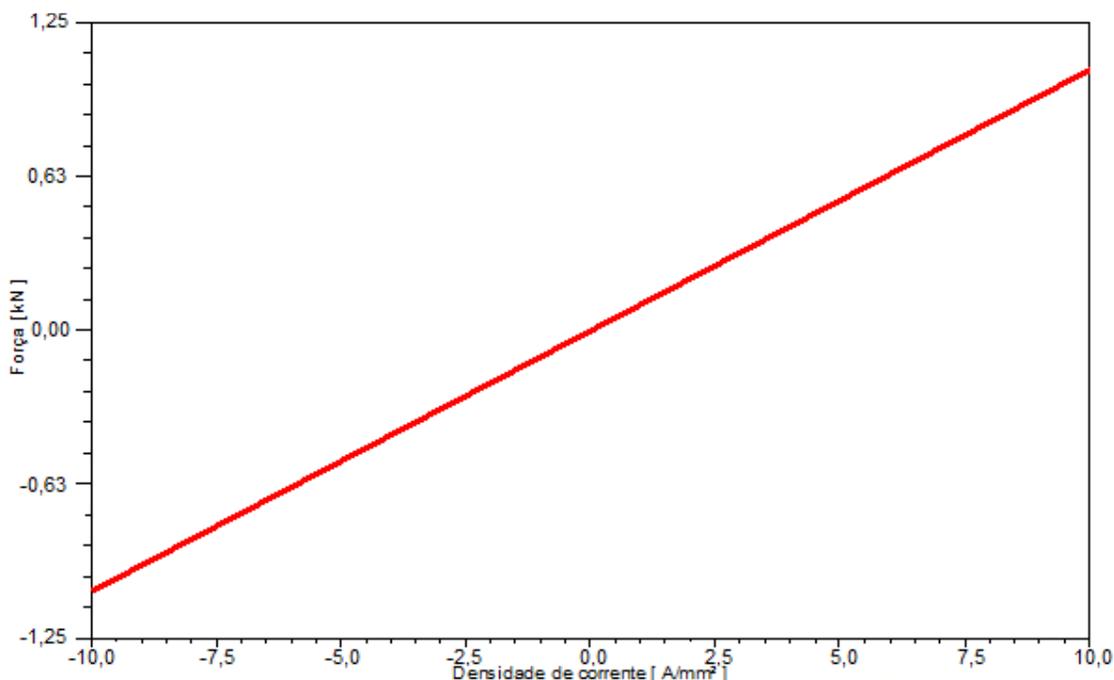


Figura 67 – Força em função da densidade de corrente na posição central.

A equação (83) descreve a relação que se estabelece entre a força e a densidade de corrente inferida a partir da curva da figura 67. Na prática não é muito comum usarmos densidade de corrente, mas corrente aplicada. Para fazer a conversão, basta dividir a área da seção do condutor, que no caso do AWG 12 é $3,3\text{ mm}^2$ pelo fator de ocupação que é 0,586.

Assim temos que a corrente aplicada deve ser igual a 5,62 vezes a densidade de corrente desejada na seção transversal de cada bobina.

$$F_a = 105,7 * J \quad (83)$$

Da relação que se estabelece entre a corrente e a densidade de corrente e substituindo esta na equação (83) podemos escrever a força em função da corrente dada pela equação (84).

A partir daí é possível extrair a sensibilidade do dispositivo que é 18,8 N/A.

$$F_a = 18,8 * I_a \quad (84)$$

A simulação numérica permite que se aumente a densidade de corrente indefinidamente. É previsível que com determinado valor de densidade de corrente o campo produzido por esta leve a culatra à saturação magnética. A consequência da saturação é que o efeito não linear desta se manifeste como não linearidade da relação entre força e densidade de corrente. O limite de 10 A/mm² foi estabelecido para simulação, pois se supõe na prática que este valor não deve ser ultrapassado uma vez que não foram previstas formas auxiliares de refrigeração. Uma análise térmica a respeito será objeto de um trabalho subsequente ao presente.

Em função do espriamento das linhas de fluxo e consequente diminuição do módulo da componente radial nas regiões próximas ao limite do curso de atuação, indica-se que haverá uma pequena queda da força produzida pelo dispositivo nestas posições. Para avaliar este efeito foram feitas simulações de força em função da posição para diferentes densidades de corrente. Tomou-se como ponto de referência a posição “0 mm”, enquanto as posições extremas de curso variam ente “-15 mm” e “15 mm”. A figura 68 mostra as curvas para densidades de corrente de 1, 3 e 5 A/mm².

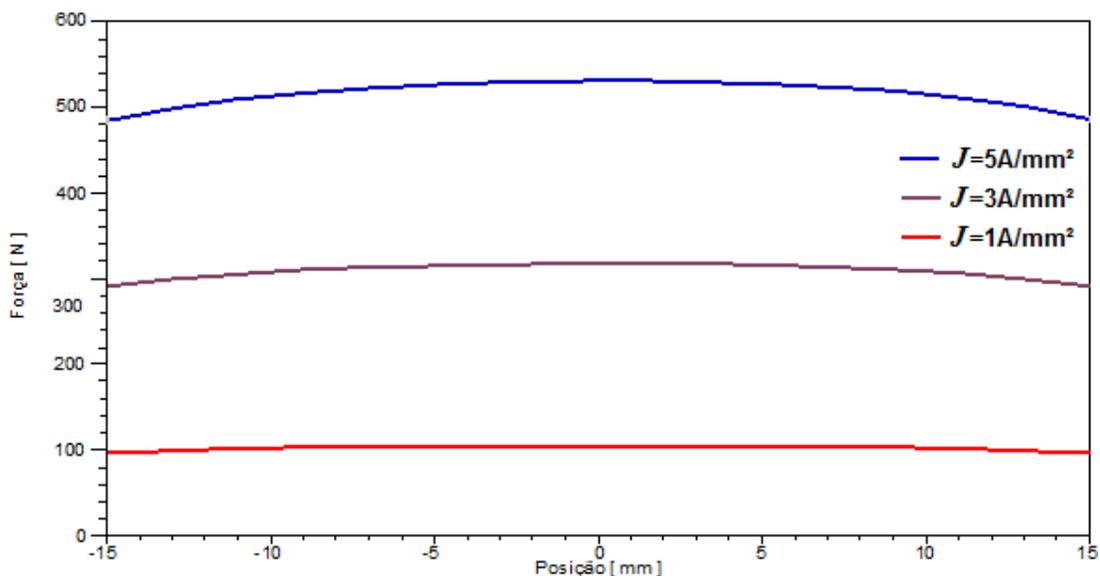


Figura 68 - Força em função da posição para $J=1$ A/mm², $J=3$ A/mm² e $J=5$ A/mm².

Nota-se que realmente ocorreu um pequeno decréscimo da força produzida pelo atuador principalmente nas posições de fim de curso quando comparadas com a posição central. A tabela 6 mostra os resultados numéricos e percentuais em relação ao valor de pico.

Tabela 6 - Força em função da posição e da densidade de corrente.

Posição [mm]	$J = 1$ A/mm ²		$J = 3$ A/mm ²		$J = 5$ A/mm ²	
	Força [N]	Diferença percentual em relação ao valor máximo [%]	Força [N]	Diferença percentual em relação ao valor máximo [%]	Força [N]	Diferença percentual em relação ao valor máximo [%]
-15	96,9	- 8,4	290,4	- 8,5	483,2	- 8,6
-10	102,7	- 2,9	307,8	- 3,0	512,5	- 3,1
-5	105,1	- 0,6	315,3	- 0,6	525,1	- 0,7
0	105,8	0	317,5	0	529,1	0
5	105,2	- 0,5	315,7	- 0,5	526,3	- 0,5
10	102,8	- 2,8	308,5	- 2,8	514,4	- 2,7
15	96,9	- 8,4	291,1	- 8,3	485,3	- 8,2

A análise quantitativa mostrou que a variação percentual máxima em ambas as curvas foi de aproximadamente 9%, o que representa, por exemplo, 8,9 N com 1 A/mm² e 45,9 N com 5 A/mm². Esta diferença percentual, apesar de ser pequena, se não compensada, pode

piorar a resposta dinâmica do sistema de suspensão eletromagnética ativa. Pode-se compensar a diferença através de um controle de corrente, monitorando a posição relativa entre os enrolamentos e os ímãs.

6.1.3 Tensão Induzida em Regime Dinâmico

As simulações de densidade de fluxo magnético no entreferro e força foram computadas de forma estática. Existem outras grandezas de interesse como é o caso da tensão induzida nas bobinas e das correntes parasitas nos materiais ferromagnéticos que são provocadas pelo efeito da velocidade. Portanto, é para a determinação destas que se usa solução do tipo transiente do método dos elementos finitos.

Conhecer as tensões induzidas é necessário, pois a partir disso se determina a tensão da fonte necessária para alimentar o dispositivo. Simulações variando a velocidade do atuador senoidalmente com amplitudes de 0,1 m/s e 1 m/s foram conduzidas. Estas velocidades não foram atribuídas aleatoriamente: foram estimadas como requisito de projeto para o atuador operar em modo ativo e semiativo respectivamente de acordo com as referências e indicado na tabela 3.

A figura 69 mostra a soma das tensões produzidas pelas duas bobinas, cada uma com 64 espiras, quando submetidas a uma variação de velocidade senoidal com amplitude de 0,1 m/s. Nesta simulação a corrente aplicada é nula, pois se deseja observar somente o efeito da velocidade sobre os enrolamentos. A forma de onda da tensão induzida assume um formato senoidal com amplitude de 1,5 V de acordo com a figura.

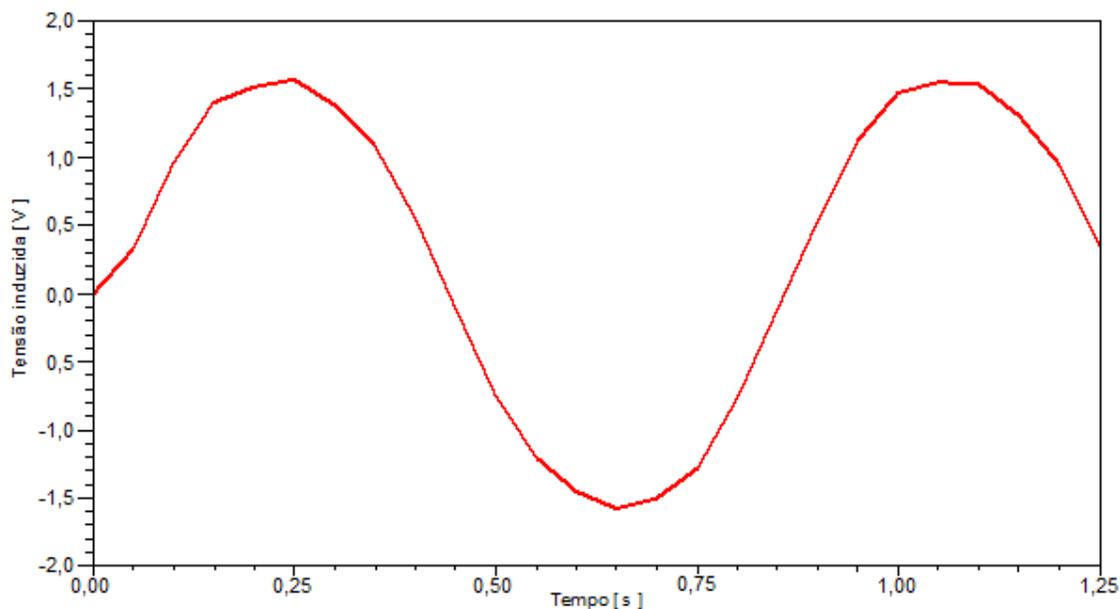


Figura 69 – Tensão induzida para as duas bobinas ligada em série excitadas com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s.

A segunda simulação submeteu o atuador a uma velocidade variando senoidalmente com amplitude de 1 m/s. Na figura 70 é possível perceber que a tensão induzida assume forma de onda idêntica a da figura 69, no entanto com amplitude 10 vezes maior.

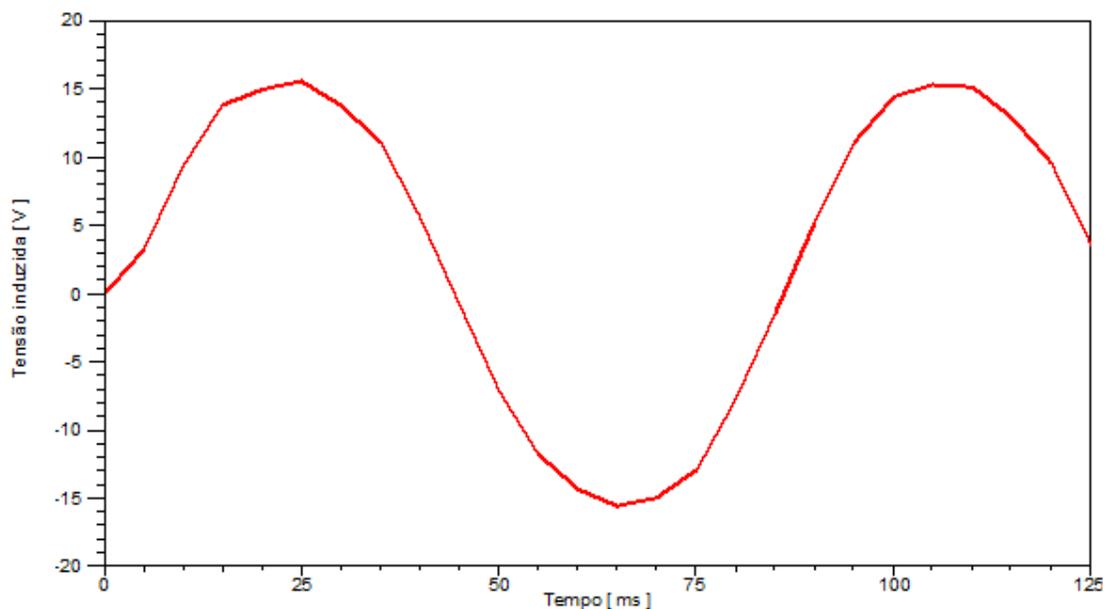


Figura 70 - Tensão induzida para as duas bobinas ligada em série excitadas com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 1 m/s.

Com base nos resultados das simulações e da análise dos gráficos pode-se inferir que a tensão induzida é diretamente proporcional à velocidade. A partir daí pode-se escrever que a tensão induzida e_i pode ser estimada como função da velocidade v através da equação (85).

$$e_i = 15,1 * v \quad (85)$$

6.1.4 Perdas por Correntes Induzidas

As perdas por correntes induzidas são difíceis de estimar analiticamente, no entanto o método dos elementos finitos é uma ferramenta bastante útil para avaliar este fenômeno.

As correntes induzidas ocorrem com maior intensidade na culatra ferromagnética devido à velocidade da parte móvel do atuador onde estão fixados os ímãs permanentes.

A fim de avaliar o efeito das correntes parasitas na culatra traçou-se uma linha de referência indicada por FF' na figura 71. Esta linha começa da parte intermediária de uma das bobinas e se estende até o raio externo da culatra.

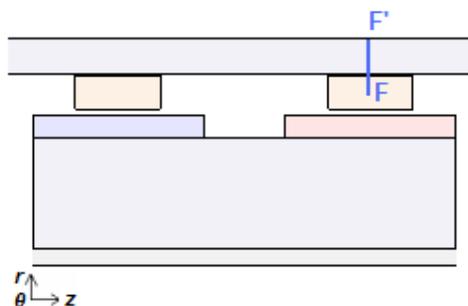


Figura 71 – Linha de referência para simulação das correntes induzidas.

Seguindo a mesma lógica das tensões induzidas, o atuador foi submetido a velocidades variando senoidalmente com amplitudes de 0,1 m/s e 1 m/s

Um gráfico em três dimensões – tempo, posição e densidade de corrente mostrado na figura 72 permite visualizar o comportamento das correntes induzidas com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s. A posição onde as correntes induzidas são

nulas é aquela situada nas bobinas de acordo com a linha de referência FF'. As correntes induzidas no cobre foram desconsideradas aqui, pois o foco é avaliar as correntes induzidas no aço.

Ainda no gráfico da figura 72 é possível notar que as correntes induzidas têm maior intensidade na superfície interna da culatra e decaem exponencialmente até zero onde é o raio externo da culatra. O módulo da densidade de corrente máxima encontrada para velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s é aproximadamente 5,2 A/cm².

O gráfico da figura 73 mostra o resultado da simulação para a soma das perdas por correntes induzidas no núcleo e na culatra. Isso inclui as perdas no núcleo. O valor médio das perdas no aço é de aproximadamente 150 mW.

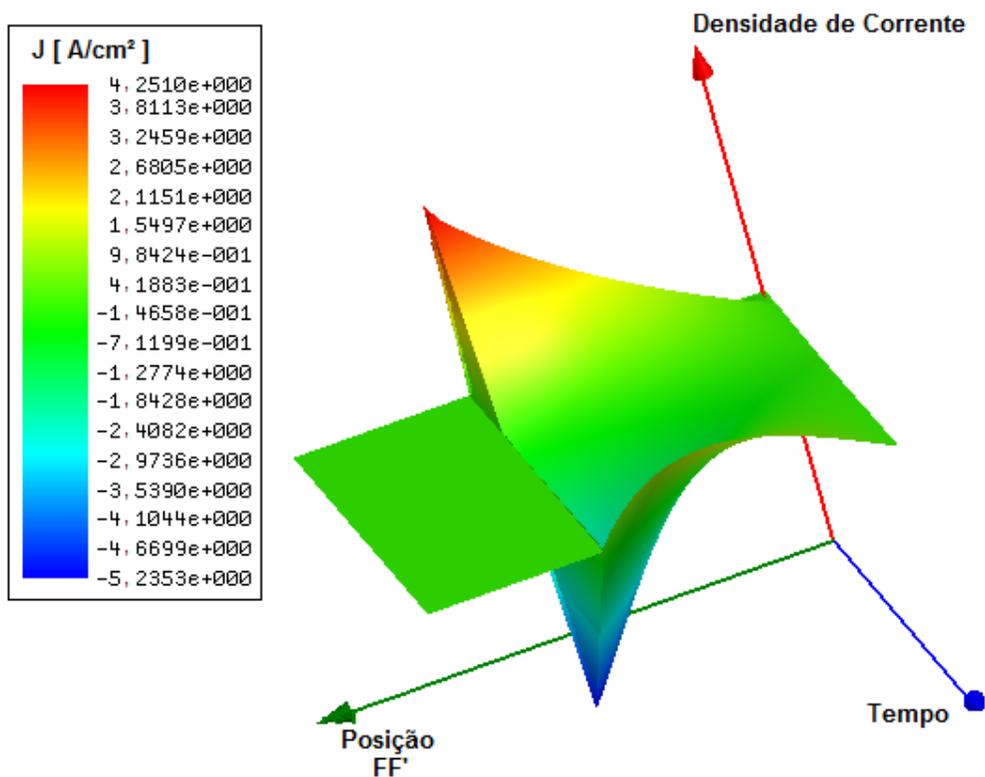


Figura 72 – Gráfico 3D da densidade de corrente induzida na culatra a 0,1 m/s na linha FF'.

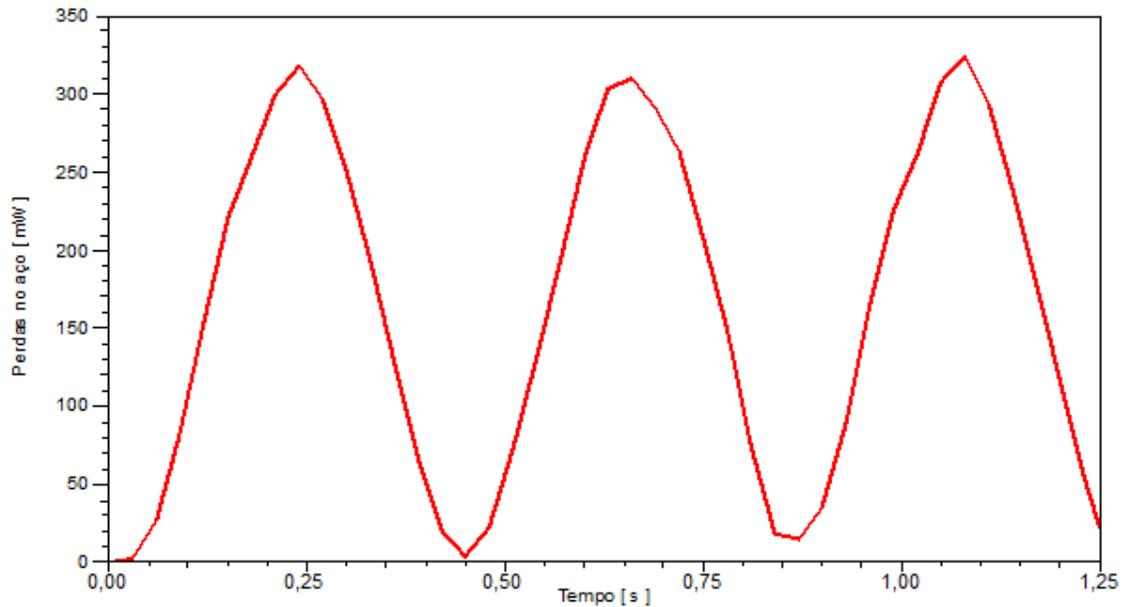


Figura 73 – Perdas no aço com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 0,1 m/s.

É importante ressaltar que, nas simulações em modo transiente a corrente de alimentação foi definida como zero. Algumas perdas adicionais devido às correntes induzidas no núcleo e ímãs permanentes são introduzidas em função do movimento relativo do campo produzido pelas bobinas em relação à parte móvel, no entanto, estas são menos significativas do que as perdas na culatra devido à maior variação na densidade de fluxo neste último. A figura 74 mostra o gráfico em 3D quando o atuador é submetido a uma variação senoidal de velocidade com amplitude de 1 m/s. Neste gráfico, quando comparado com o da figura 72 observa-se que o efeito pelicular se intensifica, pois as correntes se concentram mais nas proximidades do raio da culatra e decaem mais rapidamente do que quando submetidas a uma variação de velocidade senoidal com amplitude de 0,1 m/s.

Na figura 75 é mostrado o gráfico das perdas totais no aço quando com velocidade com formato senoidal de amplitude 1 m/s. O valor médio das perdas por correntes parasitas é de aproximadamente 10 W de acordo com o gráfico. Esse resultado indica que houve um

aumento aproximado de 100 vezes quando a amplitude da velocidade aumentou de 0,1 m/s para 1 m/s. Isso indica que as perdas aumentam com o quadrado da velocidade.

Na figura 75 é possível observar que os picos apresentam amplitudes distintas. Essa fato pode ser explicado, pois no início não há correntes parasitas, há medida que existem correntes induzidas, estas necessitam um tempo de decaimento, por isso mesmo quando a velocidade é nula, nos extremos do movimento, a potência não é nula, pois há correntes circulando. Quando o movimento inverte o sentido as correntes passam pelo mínimo e invertem de sentido, fazendo com que em parte do ciclo o efeito do movimento aumente as correntes no sentido que elas existem e em outra parte do ciclo faz com que elas diminuam. Com velocidade de amplitude 0,1 m/s este efeito não é tão significativo, pois a frequência menor permite que as correntes decaiam praticamente a zero, conforme pode ser observado.

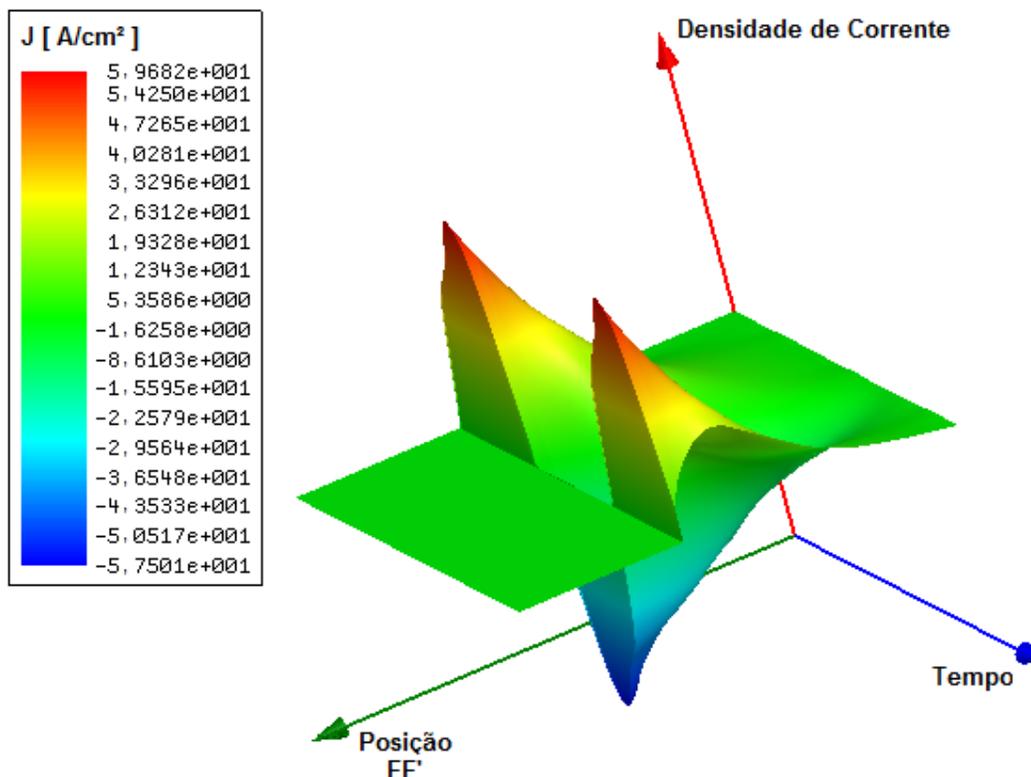


Figura 74 – Gráfico 3D da densidade de corrente induzida na culatra a 1 m/s na linha FF'.

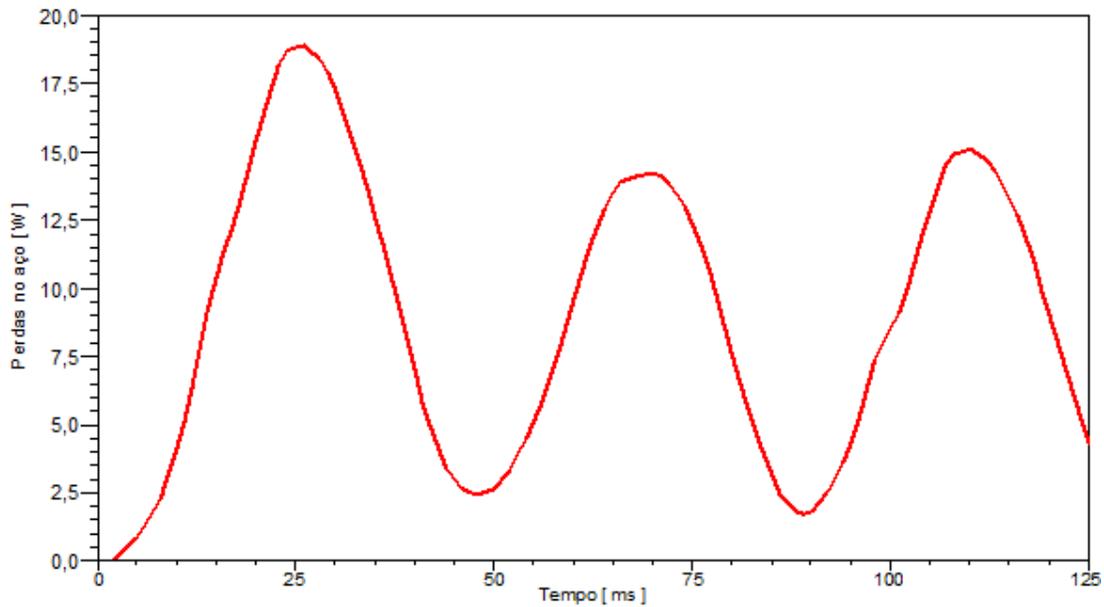


Figura 75 – Perdas no aço com velocidade variando senoidalmente com amplitude de 1 m/s.

6.2 RESULTADOS EXPERIMENTAIS DO DISPOSITIVO

Ensaio estáticos foram realizados com o protótipo para avaliar seu desempenho e com a finalidade de validar os modelos numéricos e analíticos propostos. A densidade de fluxo magnético no entreferro, produzida pelos ímãs permanentes, a força produzida pelo atuador, a resistência dos enrolamentos e a indutância equivalente foram investigadas.

6.2.1 Densidade de Fluxo Magnético Produzido pelos Ímãs

As medidas da densidade de fluxo magnético no entreferro foram realizadas com um gaussímetro da marca Hirst modelo GM05 que utiliza ponteiros de efeito Hall. Este instrumento apresenta resolução de 1 mT na faixa medida e apresenta incerteza de $\pm 1\%$. As medidas foram realizadas na face polar de um dos ímãs permanentes.

Para diminuir o erro de medida experimental foram realizadas dez medições em cada ponto, variando-se a posição axial de 2 em 2 mm. A partir daí foi determinada a média aritmética das medidas e calculado o desvio padrão.

As medidas da densidade de fluxo no entreferro foram realizadas antes de inserir os enrolamentos e os espaçadores. Desta forma foi possível avaliar a densidade de fluxo que se estabeleceu no ponto médio das bobinas, ou seja, a 8 mm do raio externo do ímã permanente. Da mesma forma foram realizadas medidas a 0,5 mm e 1,5 mm do raio externo do ímã.

O gráfico da figura 76 mostra os resultados da densidade de fluxo magnético no entreferro para as três distâncias mencionadas acima. Os pontos indicados representam as médias aritméticas das medidas. O desvio padrão também é computado, sendo que o maior desvio encontrado foi de 0,09 T.

É possível notar que o formato que as curvas assumem se aproxima daquele estimado pelo método dos elementos finitos na figura 63.

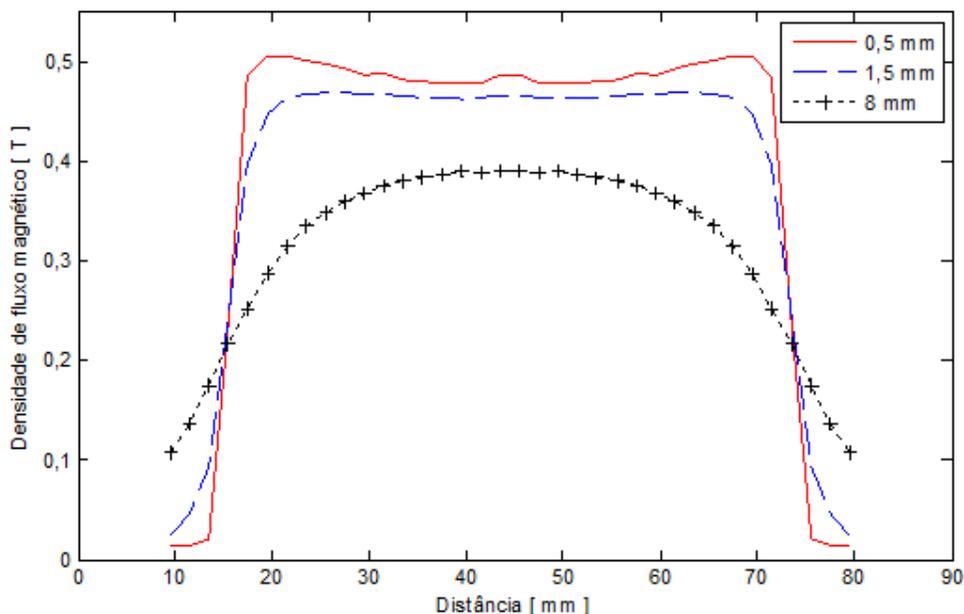


Figura 76 – Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs no entreferro medido experimentalmente para três distâncias distintas do ímã permanente.

6.2.2 Força

As medidas de força foram efetuadas com o atuador na posição vertical com o intermédio de uma célula de carga, conforme mostra a figura 77. A célula de carga é do tipo S, portanto pode operar tanto quando submetida à tração como à compressão. O modelo da célula de carga é Reaction BCZ-200, 350 Ω com saída de 2 mV/V. O condicionador de sinal utilizado é modelo FT CC – NI 1094. Antes de efetuar os testes, o conjunto célula de carga mais condicionador de sinal foi submetido à calibração.

Como os testes de força foram realizados na posição vertical a massa da parte móvel teve que ser subtraída do valor de medida. Os testes procuraram avaliar o comportamento da força em função da densidade de corrente, e da força em função da posição como já havia sido realizado pelo método dos elementos finitos no item 6.1.2.



Figura 77 – Fotografia da bancada para teste de força.

Na simulação numérica a densidade de corrente foi variada de -10 a 10 A/mm². Existe um limite prático de condução dependente da isolamento do condutor e da temperatura. Como não foi previsto nenhum sistema de refrigeração ou ventilação é sugerido que não se ultrapasse a densidade de corrente de 5 A/mm², conforme sugerido por referências (GYSEN et al., 2009).

As medidas realizadas tomam como referência de posição a mesma referência daquela adotada no item 6.1.2, ou seja, o curso variando de -15 a 15 mm.

A fim de gerar resultados que forneçam uma comparação direta com os modelos analíticos e numéricos, optou-se em realizar os experimentos considerando densidades de corrente e não corrente elétrica. Os ensaios foram efetuados variando a densidade de corrente de 1 a 5 A/mm². Como é conhecido o fator de ocupação e a seção do condutor, é possível determinar a corrente necessária para que se estabeleça uma densidade de corrente desejada na seção de condução de projeto, ou seja, 12 x 30 mm.

Os resultados das medidas efetuadas estão contidos na tabela 7. O valor de força é o resultado da média aritmética de cinco medidas distintas para a mesma posição e densidade de corrente. Ao lado de cada valor médio está indicado o desvio padrão das medidas.

Tabela 7 – Medidas experimentais de força estática em função da posição.

Posição [mm]	J = 1 A/mm ²		J = 2 A/mm ²		J = 3 A/mm ²		J = 4 A/mm ²		J = 5 A/mm ²	
	Força [N]	Desvio								
-15	91,8	0,46	181,6	0,24	269,6	0,58	358,6	0,82	444,8	1,13
-10	97,9	0,48	192,7	0,37	287,8	0,37	382,8	1,04	475,7	1,03
-5	100,8	0,59	198,2	0,29	295,4	0,60	393,8	0,39	490,6	1,05
0	102,5	0,74	202,9	0,70	302,4	1,09	403,3	1,33	501,7	2,06
5	102,4	0,15	202,3	0,59	301,6	0,17	401,9	0,47	500,5	1,07
10	99,8	0,34	197,8	0,40	295,2	0,25	393,4	0,73	490,6	1,34
15	94,4	0,85	186,8	0,46	279,5	0,66	372,7	0,17	465,0	0,92

O gráfico da figura 78 mostra os pontos medidos para a posição “0” em função da densidade de corrente que foram extraídos da tabela 7.

Como já foi encontrada na modelagem numérica, a relação entre densidade de força e corrente é linear, divergindo um pouco no que diz respeito à inclinação da curva. A força estática F_a em função densidade de corrente J com base nos resultados experimentais considerando o atuador na posição “0” é dada pela equação (86).

$$F_a = 102,5 * J \quad (86)$$

A força F_a em função da corrente I é dada pela equação (87). A sensibilidade estimada a partir dos resultados experimentais é, portanto, 18,2 N/A.

$$F_a = 18,2 * I_a \quad (87)$$

Os dados obtidos e detalhados na da tabela 7 ainda foram representados em um gráfico da força em função da posição para cinco densidades de corrente distintas conforme pode ser visto na figura 79.

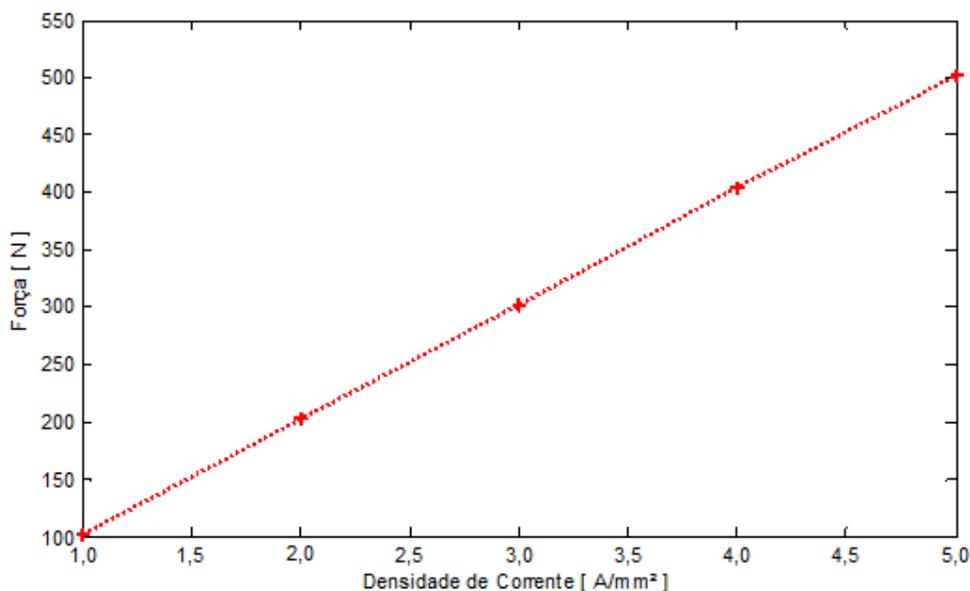


Figura 78 – Resultado experimental da força estática produzida pelo atuador em função da densidade de corrente na posição 0 mm.

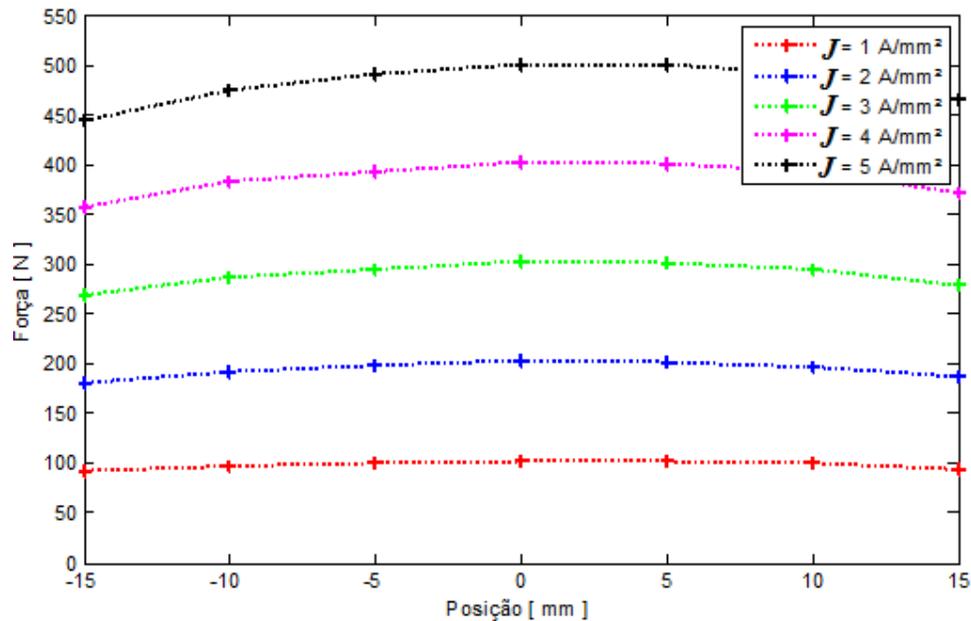


Figura 79 - Resultados experimentais da força estática produzida pelo atuador para diferentes densidades de corrente.

6.2.3 Indutância e Resistência

Com o atuador montado e em temperatura ambiente foram realizadas as medidas de resistência e indutância equivalente das bobinas que estão ligadas em série internas ao dispositivo.

A medida de resistência foi realizada com um ohmímetro a quatro fios. Depois de efetuar cinco medidas obteve-se uma média aritmética de 263,6 mΩ com desvio padrão de 5,4 mΩ para as duas bobinas ligadas em série.

A indutância foi estimada aplicando-se uma tensão com frequência conhecida seguida da medida da corrente e tensão sobre a mesma. A corrente aplicada de baixa intensidade garante que o condutor não sofra variação térmica significativa e conseqüentemente não varie a sua resistência elétrica. Uma vez conhecida a resistência obtêm-se a reatância e em seguida a indutância. O valor médio obtido é de 3,6 mH com desvio padrão de 0,37 mH. Por ser uma medida indireta é esperada uma incerteza de medição percentualmente maior.

Na medida da indutância manteve-se os ímãs permanentes no núcleo. Sabe-se que dependendo da posição relativa das bobinas em relação aos ímãs permanentes, o fluxo concatenado por cada enrolamento é levemente modificado devido à componente axial da densidade de fluxo produzido pelos ímãs permanentes. Optou-se, no entanto, por determinar a indutância equivalente nestas condições, pois o interesse é mensurar o circuito equivalente visto a partir dos terminais da fonte elétrica que deve alimentar o circuito. O mesmo procedimento foi adotado no método experimental e no numérico.

6.3 COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS MODELADOS E EXPERIMENTAIS

Os resultados modelados analiticamente e por elementos finitos serão comparados com aqueles obtidos experimentalmente. Os modelos, principalmente os analíticos, assumem idealidades como isotropia, permeabilidade infinita, dentre outras que muitas vezes podem levar os resultados a divergir muito dos obtidos na prática. A proposição dos modelos é essencial para fornecer ferramentas de projeto, no entanto se estes resultados modelados não concordarem com os experimentais, há a indicação de que os modelos devem ser revistos, e as origens das divergências compreendidas.

6.3.1 Densidade de Fluxo Magnético Produzido pelos Ímãs

Os resultados da densidade de fluxo magnético produzido no entreferro pelos ímãs permanentes são mostrados nas figuras 80, 81 e 82 para três linhas de entreferro, a 0,5 mm, 1,5 mm e 8 mm contados a partir do raio externo do ímã permanente.

Em função da impossibilidade de inserir a ponteira quando as bobinas e espaçadores estão montados no atuador não é possível realizar medidas experimentais do fluxo produzido pela composição daquele produzido pela corrente nos enrolamentos e pelos ímãs.

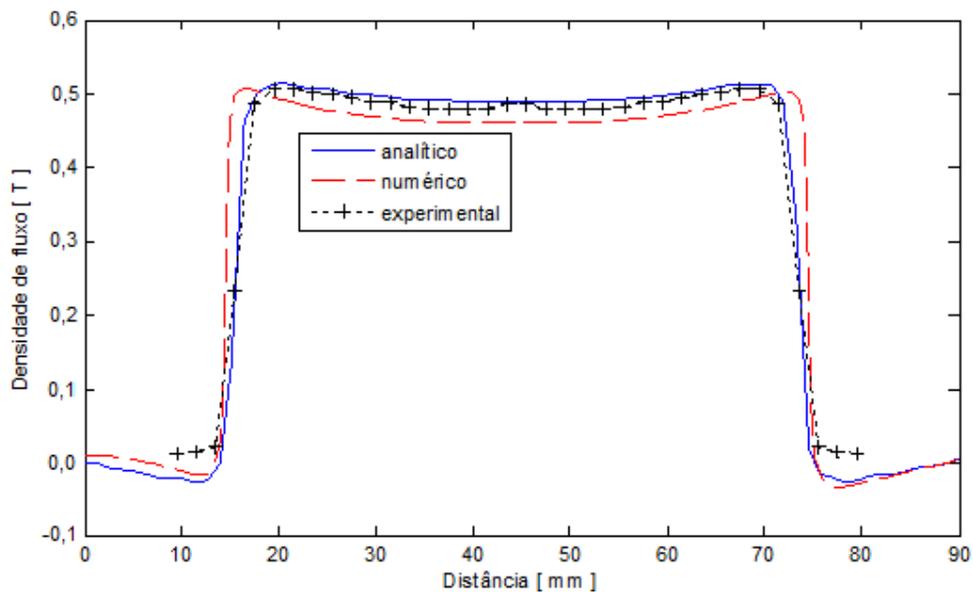


Figura 80 – Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 0,5mm da face do ímã permanente.

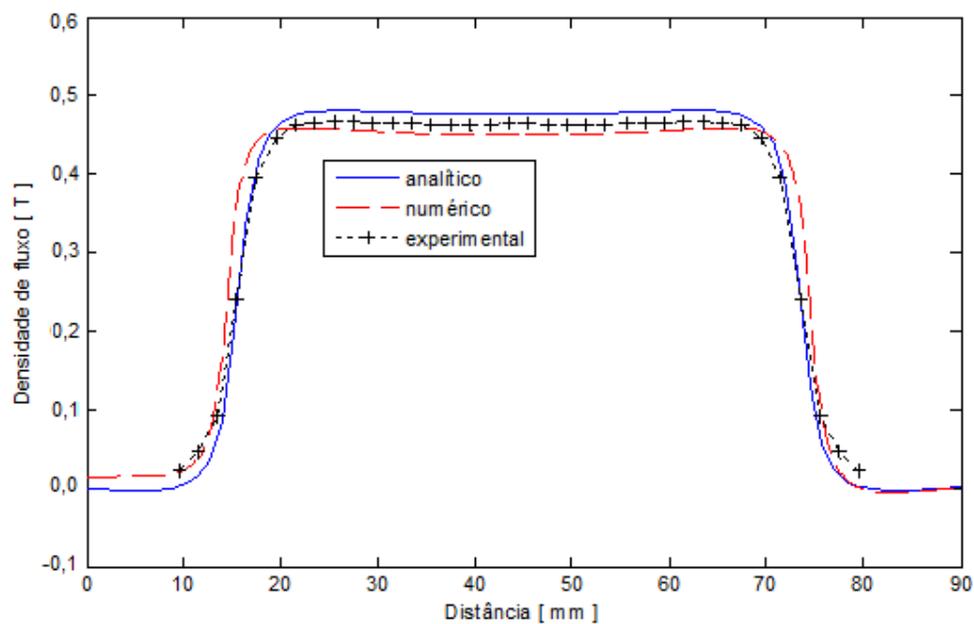


Figura 81 - Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 1,5mm da face do ímã permanente.

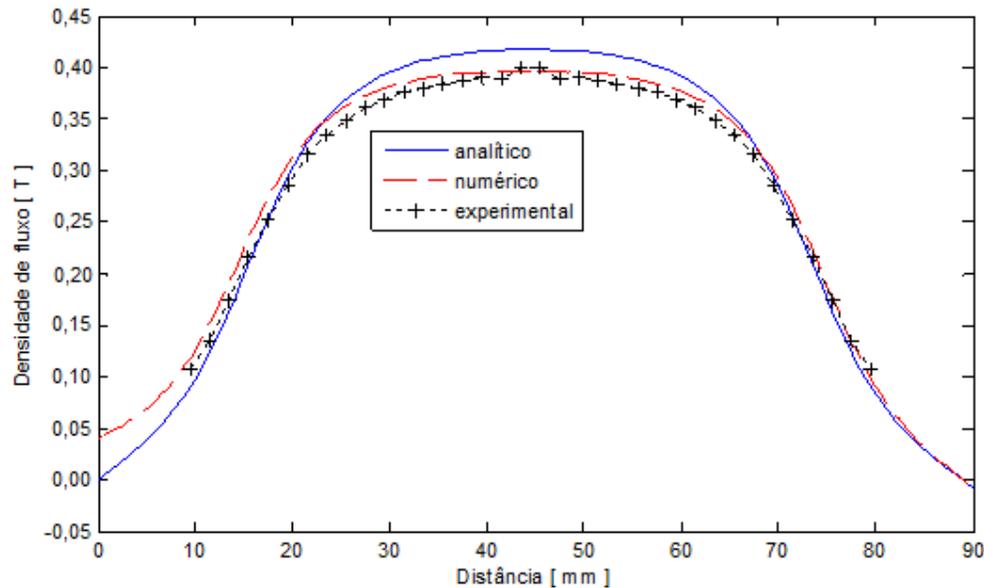


Figura 82 – Comparação entre os resultados analítico, teórico e experimental para a componente radial do vetor densidade de fluxo magnético no entreferro a 1,5 mm da face do ímã permanente.

É possível observar nos três gráficos acima que há boa concordância entre os três resultados, principalmente no que diz respeito ao formato. A amplitude da solução analítica mostra-se ligeiramente maior que a experimental e a numérica. Este resultado já é esperado uma vez que é considerado que o material ferromagnético utilizado é ideal, como já foi mencionado.

Em valores percentuais a variação máxima da densidade de fluxo magnético de um modelo para outro não passa de 7% no seu valor de pico, o que indica que os modelos representam bem o atuador.

6.3.2 Força

Os gráficos de força em função da densidade de corrente já foram mostrados individualmente nos itens 6.1.2 e 6.2.2 para resultados obtidos pelo método dos elementos finitos e experimentalmente respectivamente.

A figura 83 mostra as duas curvas com os resultados de força em função da densidade de corrente. De acordo com o que foi estimado nas equações (83) e (86) as curvas divergem no que diz respeito à inclinação. O que implica que o valor absoluto da diferença entre os valores do modelo e do experimental aumentam à medida que a densidade de corrente aumenta. No entanto o valor percentual se mantém constante na faixa de 8%.

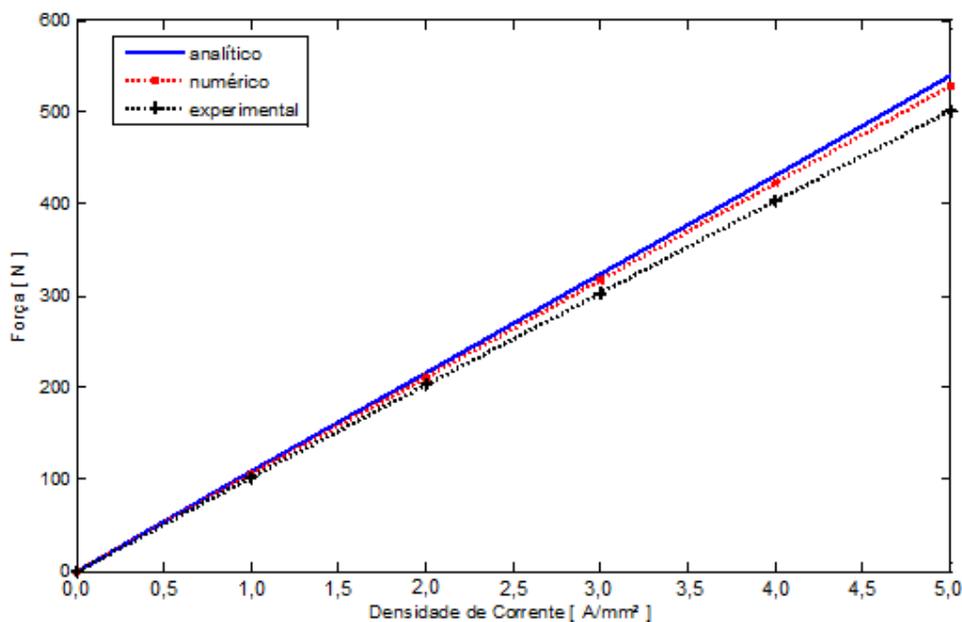


Figura 83 – Força estática em função da densidade de corrente obtidos pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente na posição 0 mm.

Nos gráficos 84 e 85 são comparados os resultados da força estática em função da posição para 1 e 5 A/mm² respectivamente. O resultado que o gráfico da figura 83 já permite prever se manifesta nestes dois gráficos. O resultado da força para o modelo analítico é ligeiramente maior que o resultado numérico e ainda maior que o resultado experimental. A justificativa para esta diferença está no fato de que o modelo analítico não levou em conta o efeito da reação da armadura conforme foi explicado na seção 5.3. Os resultados dos gráficos abaixo estão detalhados na tabela 8. Observa-se que existe uma pequena assimetria da curva de força que fica mais evidente para o resultado experimental. De acordo com a tabela a força

estática com densidade de corrente de 5 A/mm^2 resultante nas posições -15 e 15 mm é de $444,8 \text{ N}$ e 465 N respectivamente. Essa assimetria não se verifica no resultado analítico justamente porque este modelo não leva em conta a reação da armadura.

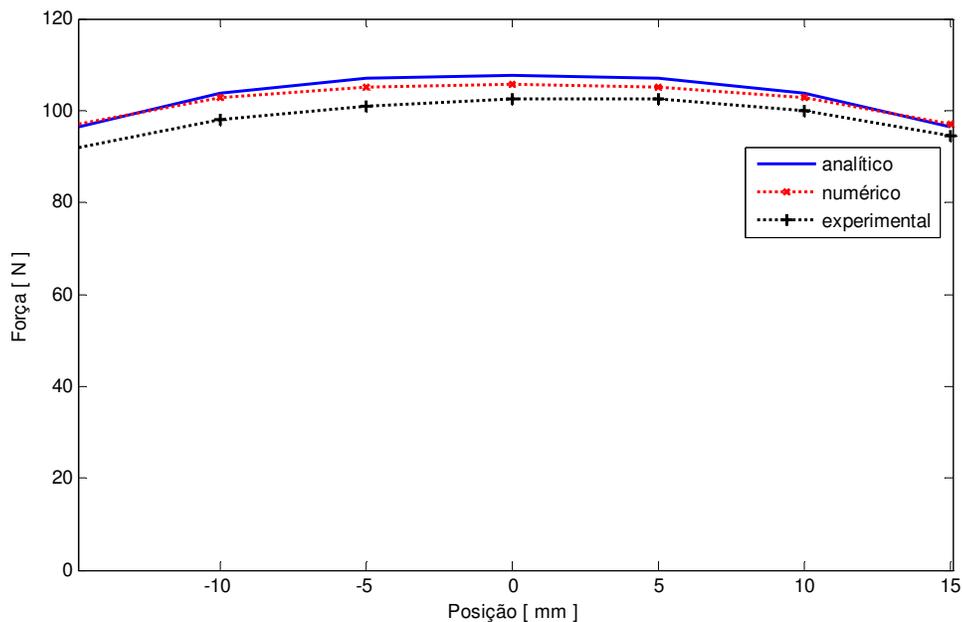


Figura 84 – Força estática produzida pelo atuador obtido pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente para $J = 1 \text{ A/mm}^2$.

Tabela 8 – Força estática em função da posição através do modelo analítico, numérico e do resultado experimental para densidades de corrente de 1 e 5 A/mm^2 .

Posição [mm]	$J = 1 \text{ A/mm}^2$			$J = 5 \text{ A/mm}^2$		
	Analítico [N]	Numérico [N]	Experimental [N]	Analítico [N]	Numérico [N]	Experimental [N]
-15	96,4	96,8	91,8	482,0	483,2	444,8
-10	103,8	102,7	97,9	519,0	512,5	475,7
-5	106,9	105,1	100,8	534,5	525,1	490,6
0	107,8	105,8	102,5	539,4	529,1	501,7
5	106,9	105,2	102,4	534,5	526,3	500,5
10	103,8	102,8	99,8	519,0	514,4	490,6
15	96,4	96,9	94,4	482,0	485,3	465,0

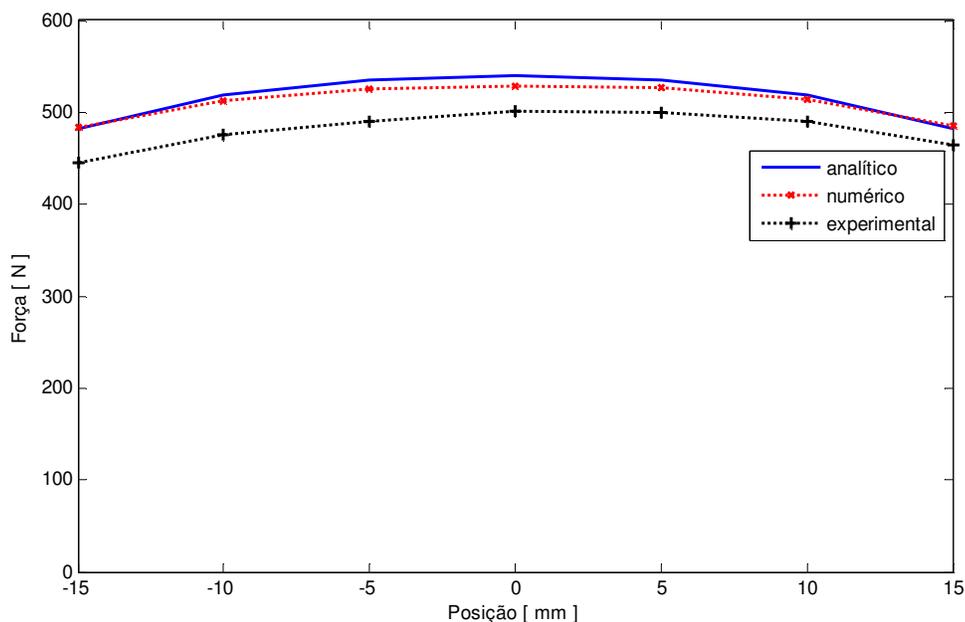


Figura 85 - Força estática produzida pelo atuador obtido pelo Método dos Elementos Finitos e experimentalmente para $J = 5 \text{ A/mm}^2$.

6.3.3 Indutância e Resistência

A tabela 9 mostra os resultados obtidos para a indutância equivalente e a resistência das duas bobinas ligadas em série. Os resultados experimentais são comparados com os analíticos que, por sua vez, foram determinados no item 4.4.5

A diferença entre as indutâncias não é significativa, ainda mais que o desvio padrão do resultado experimental foi de 0,4 mH.

A diferença entre as resistências totais é menor que 6%. Essa diferença pode-se explicar ainda porque o condutor utilizado não compreende somente as bobinas. É mais longo, pois interliga as bobinas e tem comprimento para proporcionar acesso pelas extremidades.

Tabela 9 – Indutância equivalente e resistência totais obtidas experimental e analiticamente.

Indutância Equivalente [mH]		Resistência total [mΩ]	
Experimental	Numérico	Experimental	Numérico
3,6	3,3	264	249

7 CONCLUSÃO E RECOMENDAÇÕES

Este trabalho apresentou o embasamento e definições dos detalhes técnicos que compreendem um sistema de suspensão ativa comparando este com os sistemas semiativos e passivos. Mostrou-se que limitações dos sistemas passivos e semiativos aliados à existência de requisitos conflitantes sugerem que o setor automotivo busque uma alternativa que só os sistemas ativos podem proporcionar com vista em ganhos nos índices de conforto, segurança e dirigibilidade.

Através da análise das alternativas verificou-se que uma das soluções mais promissoras para atuadores em suspensões ativas são os atuadores eletromagnéticos. Destacando-se com vantagens: a facilidade de controle quando comparada com as alternativas existentes, melhor resposta em frequência e a possibilidade de operar como gerador, melhorando assim a eficiência do sistema.

Com base nos parâmetros e requisitos de projeto de uma suspensão eletromagnética ativa foram destacados aspectos importantes na hora de projetar um atuador eletromagnético. Com o auxílio da simulação paramétrica por intermédio do método dos elementos finitos foram apontadas técnicas que auxiliam na definição de geometrias e materiais aplicáveis ao projeto do atuador.

Como ferramenta de análise, foi desenvolvido um modelo analítico que permite prever as grandezas eletromagnéticas e eletromecânicas de interesse. Estes modelos podem servir de base para otimizações matemáticas e servir de ferramenta de projeto uma vez que resultados rápidos podem ser obtidos a partir da sua implementação.

Com o intuito de validar os métodos e modelos propostos foi construído um protótipo. Este foi submetido a testes estáticos. A comparação dos resultados mostrou que os modelos analíticos e numéricos tiveram boa concordância com os resultados experimentais realizados com o protótipo desenvolvido. Pequenas diferenças foram encontradas. A densidade de fluxo

no entreferro apresentou uma diferença percentual menor que 7%, a força produzida pelo atuador apresentou diferença menor que 9 % e no que diz respeito à resistência e à indutância as diferenças encontradas não passam de 6%. Isso indica que a modelagem representa bem o dispositivo e que podem ser utilizados como ferramenta de projeto, análise e até otimização para futuros desenvolvimentos.

Em regime dinâmico somente foram realizadas simulações com o auxílio do método dos elementos finitos. Foram estimadas as tensões induzidas nas bobinas e as correntes parasitas no aço, ambas como função da velocidade. Verificou-se que as tensões induzidas nas bobinas são de 15,1 V a 1 m/s e que variam linearmente com a velocidade. As correntes parasitas são mais significativas na culatra destacando-se o fato de que as perdas médias são de 10 W a 1 m/s variando com o quadrado da velocidade.

Como recomendações e projetos futuros é sugerido:

- desenvolver um modelo analítico que contemple o efeito da reação da armadura de forma que o fluxo magnético resultante seja descrito pela soma da densidade de fluxo produzido pelos ímãs permanentes e por aquele produzido pelas correntes nas bobinas;
- implementação de bancada para realizar testes dinâmicos com o protótipo;
- avaliação da resposta térmica para estimar a influência desta grandeza como variável de projeto;
- projetar um atuador com curso de 160 mm para aplicação em campo;
- estudar a possibilidade de uso de arranjos de Halbach;
- modelagem integrada dos aspectos eletromagnéticos e dinâmicos de forma a se obter a função de transferência do atuador de acordo com as suas condições de funcionamento e parâmetros.

Uma proposta para a bancada que permitir a realização dos testes dinâmicos do atuador inserido em um sistema de suspensão ativa para $\frac{1}{4}$ de veículo é mostrado nas figuras 86 e 87.

Essa bancada é um duplo sistema massa-mola que deve ter as constantes das molas e as massas projetadas de tal forma que a frequência natural desse sistema seja equivalente ao encontrado em veículos. A massa superior representa a massa de $\frac{1}{4}$ de veículo, as molas da suspensão são colocadas em paralelo com o atuador sendo estes sustentados por uma massa menor que representa a massa da roda. A constante elástica da roda é inserida através de molas com abaixo desta massa.

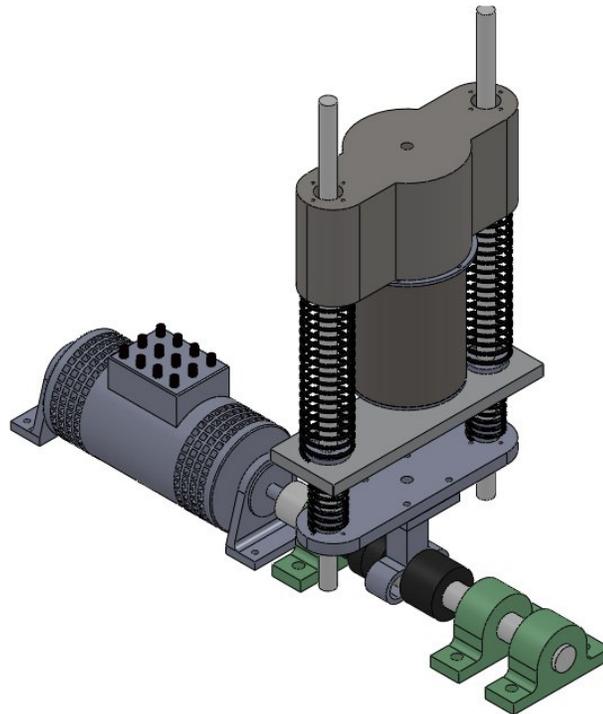


Figura 86 – Vista em perspectiva da bancada para simulação em regime dinâmico do sistema de suspensão eletromagnético ativo.



Figura 87 – Vista frontal da bancada de testes para simulação em regime dinâmico do sistema de suspensão eletromagnética ativa.

Este sistema é guiado por dois eixos que estão estáticos e a estes são acoplados rolamentos lineares que garantem que todo o conjunto tenha liberdade de movimento em uma única direção com baixo atrito mecânico. A frequência de vibração pode ser controlada através de velocidade de rotação de um motor que permita um controle fino de velocidade. A amplitude da vibração é definida por uma peça fixada com excentricidade ao eixo do motor. Esta peça guia um sistema mecânico conhecido como garfo escocês. O conjunto garfo escocês, motor e mancais serve como fonte de excitação mecânica senoidal do sistema.

A variação térmica é uma variável de projeto importante, pois o ponto de operação dos ímãs permanentes é dependente da temperatura, assim como a resistência elétrica do condutor e a própria capacidade máxima de condução do enrolamento.

Uma vez elaborados os testes dinâmicos e desenvolvidas as análises mencionadas acima é sugerido a construção de um atuador com curso de 160 mm, de forma que possa ser aplicado em ensaios de campo.

REFERÊNCIAS

ABRAMOWITZ, M.; STEGUN, I. A. **Handbook of Mathematical Functions with Formulas, Graphs and Mathematical Tables**. Washington DC: U.S. Govt. Print., 1970. 1059p.

BENECKI W. What Rare Earth Crisis. **Magnetics Business & Technology**, Greenwood Village, v. 8, n. 4, p.15-16, winter 2009.

BIANCHI, N. Analytical Computation of Magnetic Fields and Thrusts in a Tubular PM Linear Servo Motor. In: IEEE INDUSTRY APPLICATIONS CONFERENCE, 10., 2000, Rome. **Proceedings...** New York: IEEE, 2002, p.21-28.

BINNS, K.J., LAWRENSON, P.J., TROWBRIDGE, C.W. **The Analytical and Numerical Solution of Electric and Magnetic Fields**. Chichester: John Willey & Sons, 1992. 470 p.

CHEN, C.; LI, H.; GAO, H. Study on Self-Optimizing Integrated Skyhook Control Algorithm of Semi-Active Suspension System. In: WORLD CONGRESS ON INTELLIGENT CONTROL AND AUTOMATION, 6., 2006, Dalian. **Proceedings...** New York: IEEE, 2006. p.6513-6516.

CLARK, R. E.; HOWE, D.; JEWELL, G. The Influence of Magnetization Pattern on the Performance of a Cylindrical Moving- Magnet Linear Actuator. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 36, n.5, p.3571-3574, Sept. 2000.

DENT P. C. Rare Earth Future. **Magnetics Business & Technology**, Greenwood Village, v. 10, n. 4, p.8-15, winter 2011.

EDMINISTER, J. **Theory and Problems of Electromagnetics**. 2. ed. New York: McGraw Hill, 1993. 342p.

FISCHER, D.; ISERMANN R. Mechatronic Semi-active and Active Vehicle Suspensions. **Control Engineering Practice**, Oxford, v. 12, p.1353-1367, Aug. 2004.

FLORES FILHO, A. F. et al. Design of a Linear Electromagnetic Actuator for Elevator Active Suspension System. In: IEEE INTERNATIONAL MAGNETICS CONFERENCE, 4., 2011, Taipei. **Proceedings...** Taipei: IEEE, 2011a, p.GT-03.

_____. Design and Comparison of Two Actuators for Elevator Electromagnetic Active Suspension. In: THE EIGHTH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LINEAR DRIVES FOR INDUSTRY APPLICATIONS, 7., 2011, Eindhoven. **Proceedings...** Eindhoven: Eindhoven University of Technology Library, 2011b. p.196-197.

FURLANI, E.P. **Permanent Magnet and Electromechanical Devices**. San Diego: Academic Press, 2001. 518p.

GYSEN.,B. L. J. et al. Analytical and Numerical Techniques for Solving Laplace and Poisson Equations in a Tubular Permanent-Magnet Actuator: part. I semi-analytical framework. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 44, n. 7, p.1751-1760, July 2008.

GYSEN.,B. L. J. et al. Design Aspects of an Active Electromagnetic Suspension System for Automotive Applications. **IEEE Transactions on Industry Applications**, New York, v. 45, n. 5, p.1589-1597, Sept. 2009.

GYSEN.,B. L. J. et al. Active Electromagnetic Suspension System for Improved Vehicle Dynamics. **IEEE Transactions on Vehicular Technology**, New York, v. 59, n. 3, p.1156-1163, Mar. 2010.

GYSEN.,B. L. J. et al. 3-D Analytical and Numerical Modeling of Tubular Actuators With Skewed Permanent Magnets. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 47, n. 9, p.2200-2212, Sept. 2011a.

GYSEN.,B. L. J. et al. Efficiency of a Regenerative Direct-Drive Electromagnetic Active Suspension 3-D Analytical and Numerical Modeling of Tubular Actuators With Skewed Permanent Magnets. **IEEE Transactions on Vehicular Technology**, New York, v.60, n.4, p. 13841393, May 2011b.

GUGLIELMINO, E. et al. **Semi-Active Suspension Control – Improved Vehicle Ride and Road Friendliness**. London: Springer, 2008. 302p.

HALBACH, K. Design of Permanent Multipole Magnets With Oriented Rare Earth Cobalt Material. **Nuclear Instruments and Methods**, Amsterdam, v. 169, p.1-10, 1980.

HASSANI, S. **Mathematical Methods for Students of Physics and Related Fields**. 2. ed. New York: Springer, 2009. 828p.

HÖGANÄS. **Somaloy Technology**. 2011. Disponível em:
< <http://www.hoganas.com/en/Segments/Somaloy-Technology>> Acesso em: 15 jul. 2011.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). **ISO 2631**: guide for evaluation of human exposure to whole-body vibration. Geneva, 1978.

JONASSON, M.; ROOS, F. Design and Evaluation of an Active Electromechanical Wheel Suspension System. **Mechatronics**, Oxford, v. 18, p.218-230, Nov. 2007.

JONES, W. D. Easy Ride: Bose Corp. Uses Speaker Technology to Give Cars Adaptive Suspension. **IEEE Spectrum**, New York, vol. 42, n. 5, p.12-14, May 2005.

KRUNCKEMEYER, W. C.; BUCHANAN, H. C. J.; FANNIN, W. V. **Rotational Actuator for Vehicle Suspension Damper**. U.S. Patent 4 644 200, fev. 1987.

LEE, S.; KIM W. Active Suspension Control with Direct-Drive Tubular Linear Brushless Permanent-Magnet Motor. **IEEE Transactions on Control Systems Technology**, New York, v. 18, n. 4, p.859-869, July 2010.

LEQUESNE, B. Permanent Magnet Linear Motors for Short Strokes. **IEEE Transactions on Industry Applications**, New York, v. 32, n. 1, p.161-168, Jan. 1996.

- LMEAE. Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (Porto Alegre, RS). Aly Ferreira Flores Filho, Marília Silveira do Amaral e Vagner Rinaldi. **Atuador linear de fluxo magnético transverso antiparalelo**. BR n. PI 0604241-4, 09 out. 2006.
- MAGNAWORKS TECHNOLOGY. **Sintered Neodymium Magnets**. 2010. Disponível em: <http://www.magnaworkstechnology.com/sintered_neodymium.shtml> Acesso em: 28 jan. 2011.
- MAIORANA, J. **Active Suspension Simulation Through Software Interface**. 2004. 158 f. Dissertação (Mestrado em Ciências Aplicadas). University of Windsor, Ontario, 2004.
- MARTINS, I. et al. Permanent-Magnets Linear Actuators Applicability in Automobile Active Suspension. **IEEE Transactions on Vehicular Technology**, New York, v. 55, n. 1, p.86-94, Jan. 2006.
- MOHAN B.; PHADKE S. B. Variable Structure Active Suspension System. IN: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, CONTROL AND INSTRUMENTATION, 22., 1996, Taipei. **Proceedings...** New York: IEEE, 2002, p.1945-1948.
- MONTAZERI, M.; SOLEYMANI, M. Investigation of the Energy Regeneration of Active Suspension System in Hybrid Electric Vehicle. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, New York, v. 57, n. 3, p.918-925, Mar. 2010.
- MOURA, E. D. A. **Estudo de Suspensões Passiva, Semi-Ativa MR e Ativa**. 2003. 170 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2003.
- PALM, W. J. **Mechanical Vibration**. Hoboken: John Wiley & Sons, 2007. 700p.
- PAULIDES, J. J. H. Design Considerations for a Semi-Active Electromagnetic Suspension System. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 42, n. 10, p.3446-3448, Oct. 2006.
- SAMMIER, D.; SENAME, O.; DUGRAD, L. H_{∞} Control of Active Vehicle Suspension. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON CONTROL APPLICATIONS, 9., 2000, Anchorage. **Proceedings...** New York: IEEE, 2002, p.976-981.
- SAVARESI, S. M. et al. **Semi-Active Suspension Control Design for Vehicles**. Amsterdam: Elsevier, 2010. 232p.
- SUN, J.; YANG, Q. Research on Least Means Squares Adaptive Control for Automotive Active Suspension. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON INDUSTRIAL TECHNOLOGY, 4., 2008, Bhubaneswar. **Proceedings...** New York: IEEE, 2008, p.1-4.
- STRIBRSKY, A. et al. Energy Recuperation in Automotive Active Suspension Systems with Linear Electric Motor. In: MEDITERRANEAN CONFERENCE ON CONTROL AND AUTOMATION, 7., 2007, Athens. **Proceedings...** New York: IEEE, 2008, p.1-5.
- RAJAMANI, R. **Vehicle Dynamics and Control**. 2. ed. New York: Springer, 2012. 523p.

WANG, F. **Design and Synthesis of Active and Passive Vehicle Suspensions**. 2001. 148p. Tese (Doutorado em Engenharia de Controle) – University of Cambridge, Cambridge, 2001.

WANG, J.; JEWELL, G. W.; HOWE D. A General Framework for the Analysis and Design of Tubular Linear Permanent Magnet Machines. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 35, n. 03, p.1986-2000, May 1999.

WANG, J.; HOWE D. Tubular Modular Permanent-Magnet Machines Equipped With Quasi-Halbach Magnetized Magnets: Part I: magnetic field distribution, EMF, and thrust force. **IEEE Transactions on Magnetics**, New York, v. 41, n. 09, p.2470-2478, Sept. 2005.

WANG, J. et al. Design of a Linear Permanent Magnet Motor for Active Vehicle Suspension. In: IEEE INTERNATIONAL ELECTRIC MACHINES AND DRIVES CONFERENCE, 5., 2009, Miami. **Proceedings...** New York: IEEE, 2009, p.585-591.

WANG, W. et al. On-line Adaptive T-S Fuzzy Neural Control for Active Suspension System. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON FUZZY SYSTEMS, 8., 2009, Jeju Island. **Proceedings...** New York: IEEE, 2009, p.1297-1302.

XUE, X. D. et al. Study of Art of Automotive Active Suspensions. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER ELECTRONICS SYSTEMS AND APPLICATIONS, 4., 2011, Pittsburgh. **Proceedings...** New York: IEEE, 2011, p.1-7.

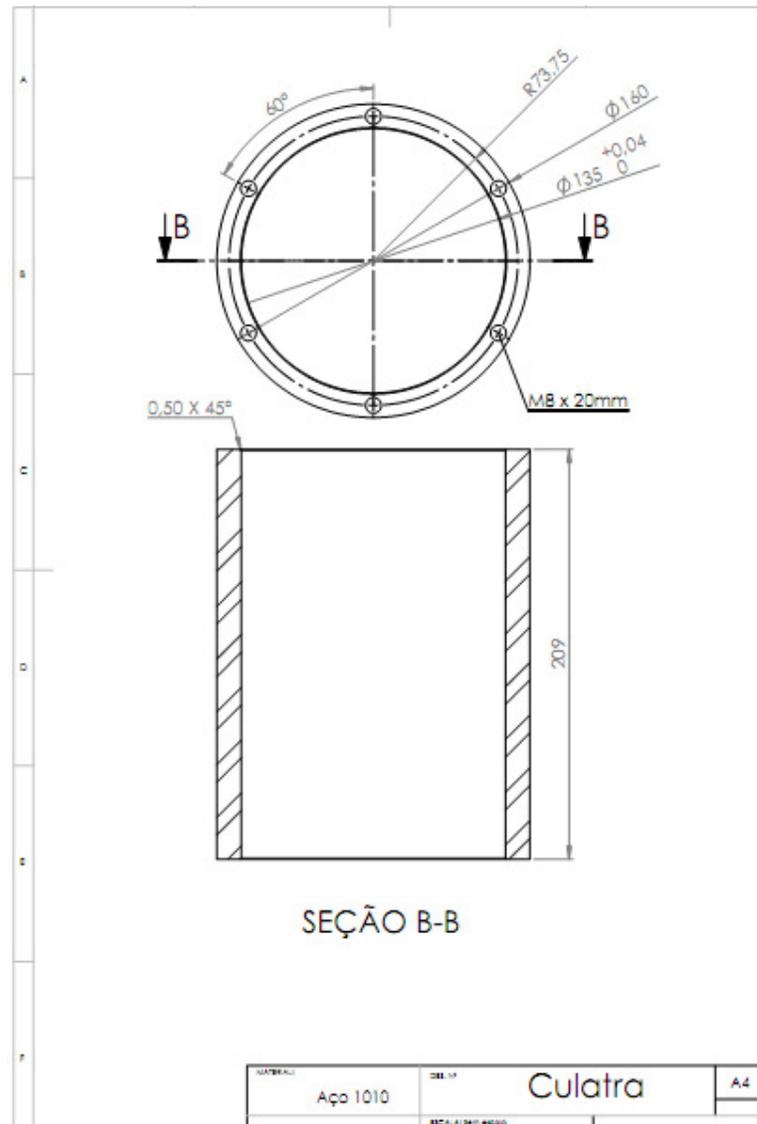
YAGIZ N. et al. Sliding Modes Control of Active Suspensions. IN: IEEE INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INTELIGENT CONTROL, 12., 1997, Istanbul. **Proceedings...** New York: IEEE, 2002, p.349-353.

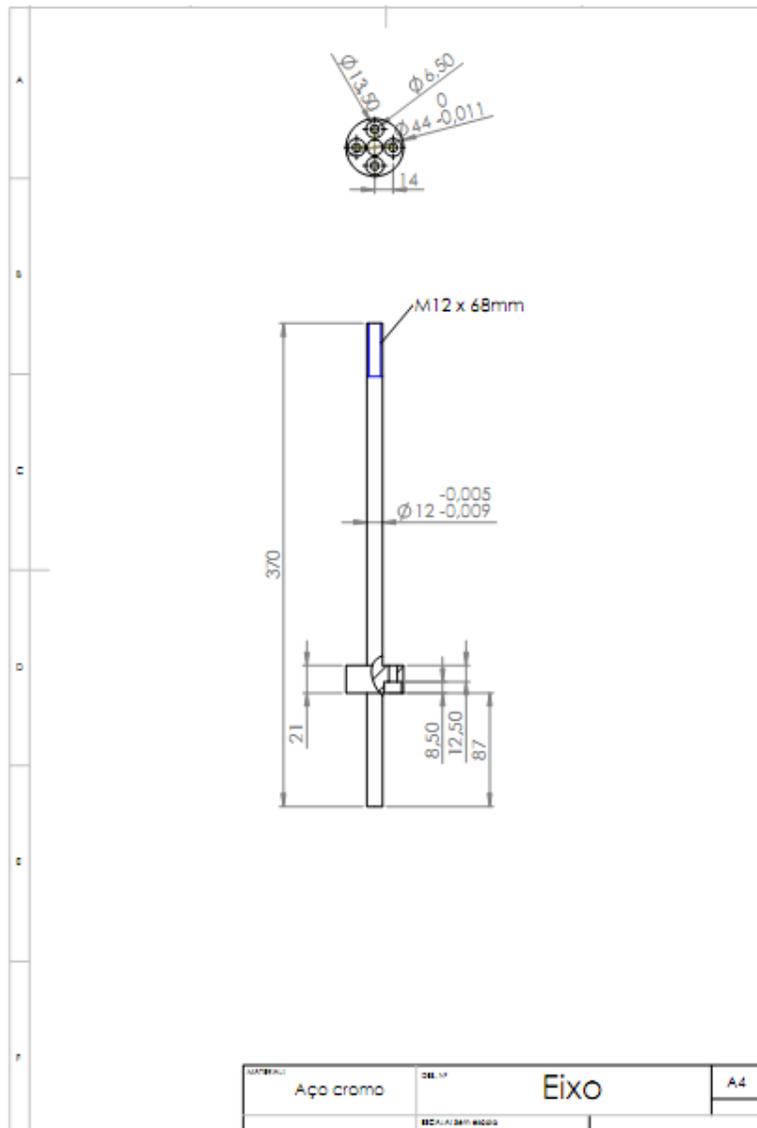
ZHANG, Y. et al. Experimental Verification of Energy-regenerative Feasibility for an Automotive Electrical Suspension System. In: IEEE CONFERENCE ON VEHICULAR ELECTRONICS AND SAFETY, 2., 2007, Beijing. **Proceedings...** New York: IEEE, 2008, p.1-5.

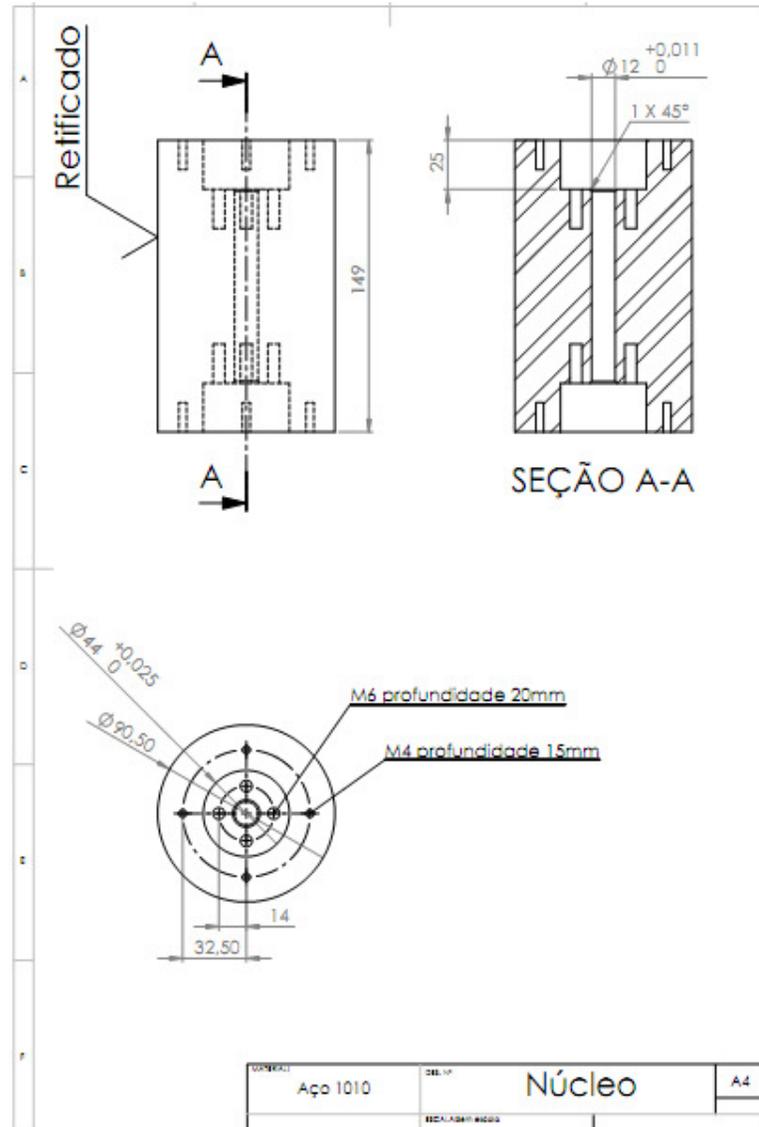
ANEXO:

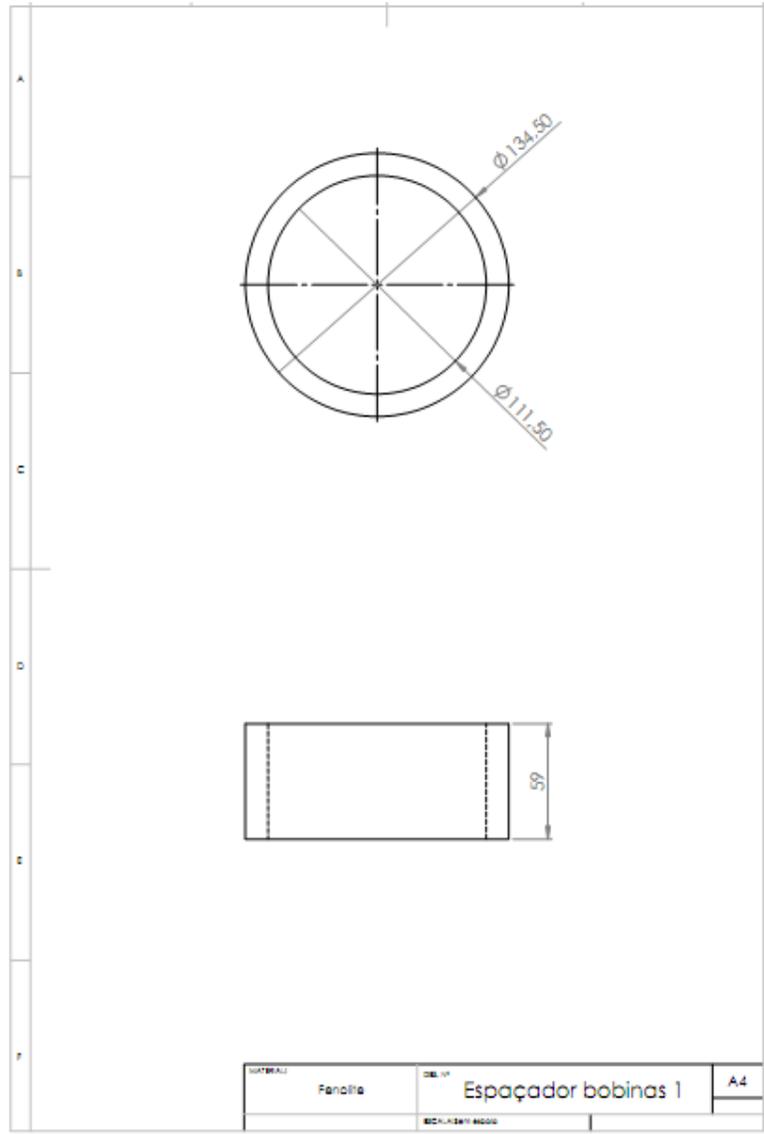
Desenhos do projeto mecânico do protótipo.

ANEXO: DESENHOS DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO.

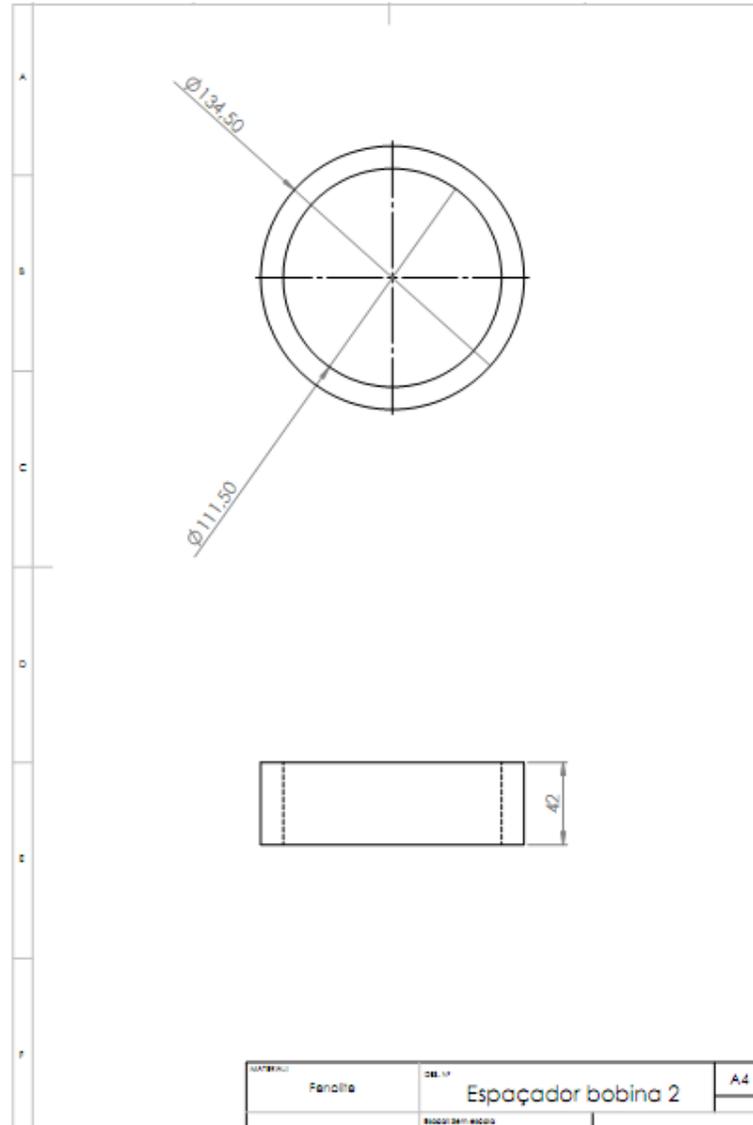


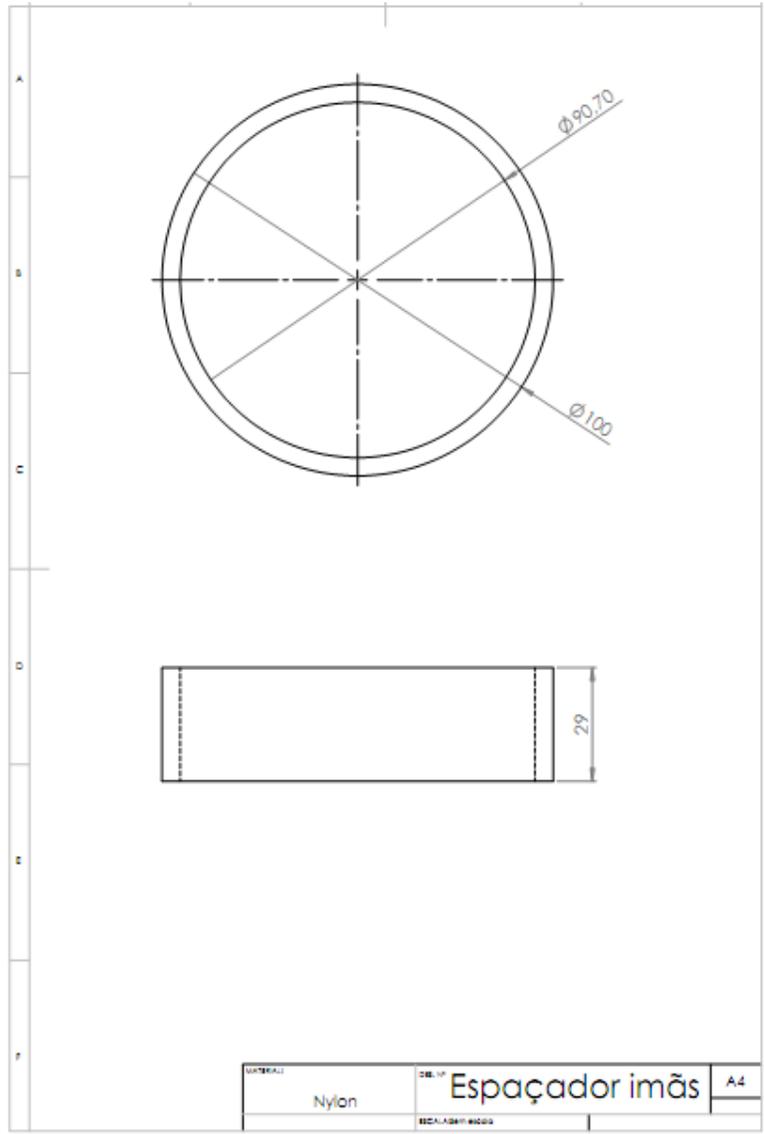






MATERIAL	Q345B	DES. Nº	Espaçador bobinas 1	A4
Folha				
BCH/2011/0000				





MATERIAL	DEL. Nº	ESCALA
Nylon	Espaçador imãs	A4
BOMBA		

