

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

VAGNER RINALDI

**ESTUDO DE UM MOTOR LINEAR
TUBULAR DE RELUTÂNCIA
CHAVEADO DE FLUXO
TRANSVERSAL**

PORTO ALEGRE

2004

VAGNER RINALDI

**ESTUDO DE UM MOTOR LINEAR
TUBULAR DE RELUTÂNCIA
CHAVEADO DE FLUXO
TRANSVERSAL**

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

Área de concentração: Automação e Instrumentação Eletro-Eletrônica.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho

PORTO ALEGRE

2004

VAGNER RINALDI

**ESTUDO DE UM MOTOR LINEAR
TUBULAR DE RELUTÂNCIA
CHAVEADO DE FLUXO
TRANSVERSAL**

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
PHD PELA CARDIFF UNIVERSITY – CARDIFF, PAÍS DE GALES, GB

Banca Examinadora:

Prof. Dr. João Pedro Assumpção Bastos, UFSC

Doutor de Estado pela Universite de Paris VI (Pierre et Marie Curie), U.P. VI - Paris, França

Profa. Dra. Marília Amaral da Silveira, UFRGS e ULBRA

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

Prof. Dr. Renato Machado de Brito, UFRGS

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

Prof. Dr. Roberto Petry Homrich, UFRGS

Doutor pela Universidade Estadual de Campinas – Campinas, Brasil

Coordenador do PPGEE: _____

Prof. Dr. Carlos Eduardo Pereira

Porto Alegre, Abril de 2004.

DEDICATÓRIA

Aos meus pais e à minha irmã pelo grandioso incentivo e por toda a compreensão que demonstraram ao longo de minhas atividades acadêmicas e culturais.

À Olinda Michelin por ter-me abrigado, compreendido com enorme paciência ao longo destes anos.

AGRADECIMENTOS

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, PPGEE, pela oportunidade de realização de trabalhos em minha área de pesquisa, em especial ao Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia (LMEAE - UFRGS) pelo apoio e infra-estrutura oferecida.

Aos colegas do PPGEE pelo seu auxílio nas tarefas desenvolvidas durante o curso.

À CAPES pela provisão da bolsa de mestrado.

À EBERLE S.A. pelo auxílio financeiro e pela provisão de peças para a montagem dos protótipos.

À HÖGANÄS AB pelo fornecimento das peças em SMC.

Aos futuros Engenheiros Eletricistas Fábio Augusto Bueno de Camargo Mello e Álvaro Antpack pela montagem do acionamento, do sensor e do controlador microprocessado.

Ao Engenheiro Mecânico André Casagrande pelo auxílio e coordenação das montagens mecânicas.

Aos colegas e professores do LMEAE - UFRGS pelo apoio e auxílio durante o curso de mestrado.

RESUMO

Devido à sua simplicidade, ao seu baixo custo operacional e à disponibilidade e evolução dos dispositivos de acionamento e comando, motores de relutância chaveados têm sido considerados em diversas aplicações industriais, militares e domésticas. Este estudo visa a análise estática e concepção de um Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal. Esta topologia inova em sua estrutura cilíndrica e na utilização de estatores de núcleo fendido. O Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal proposto é composto por estatores de material ferromagnético em forma de U de faces polares curvilíneas envoltos por bobinas (primário), por blocos cilíndricos maciços de material ferromagnético e por uma guia cilíndrica oca e não magnética que engloba e fixa os blocos cilíndricos em seu interior. Ao conjunto de blocos cilíndricos e guia dá-se o nome de secundário ou carro. O motor possui circuitos de controle e potência responsáveis pelo acionamento de suas fases. Além da avaliação do tamanho dos blocos cilíndricos estudados, duas configurações para os estatores do primário foram analisadas, mantendo-se a estrutura, forma e tamanho designados para os estatores. Como resultado desta avaliação, pôde-se alterar a forma do perfil de força estática de propulsão do dispositivo e aumentar significativamente o valor médio da força. Paralelamente, a utilização de compostos magnéticos macios (SMC) foi considerada. Observou-se, também, o seu efeito sobre a força desenvolvida. Dada a complexidade não-linear do dispositivo em questão, um modelo de simulação baseado no Método dos Elementos Finitos foi empregado e seus resultados confrontados com resultados experimentais obtidos a partir dos testes nos protótipos concebidos.

Palavras-chaves: Motor Linear de Relutância Chaveado. Motor Linear de Fluxo Transversal. Motor Linear Tubular.

ABSTRACT

Owing to its simplicity, low operational cost and to the evolution and availability of the drive and command devices, switched reluctance motors have been considered in many applications. The present study focuses on the conception and static analysis of a Transverse-Flux Tubular Linear Switched Reluctance Motor. The proposed topology innovates as far as its cylindrical structure and stator core shape are concerned. The Transverse-Flux Tubular Linear Switched Reluctance Motor comprehends U-shaped ferromagnetic stators with curvilinear polar faces wrapped by coils, cylindrical blocks of ferromagnetic material, and a hollow and non-magnetic cylindrical guide that holds the cylindrical blocks in its interior. The set of cylindrical blocks and guide is called translator. The phases of the motor are fed by dc currents provided by a dedicated drive. Two possible configurations for the stators were studied taking into account the basic topology and the features of the motor. As result of this evaluation, normal forces were reduced, the device profile of static traction force could be improved, and, as a result, the average force value was increased significantly. In parallel, a soft magnetic composite (SMC) was considered for the cylindrical blocks, and its effect was analyzed on the basis of traction force results. Given the complexity to model the flux distribution of the motor analytically, a simulation model based on the Finite Elements Method was used and its results were compared with the prototype experimental ones.

Keywords: **Linear Switched Reluctance Motor. Transverse-Flux Linear Motor. Tubular Linear Motor.**

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E ESTADO DA ARTE.....	16
1.1	REVISÃO LITERÁRIA.....	18
1.2	DISTINÇÃO ENTRE MOTOR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO (MRC) E O MOTOR DE PASSO DE RELUTÂNCIA VARIÁVEL (MPRV).....	20
1.3	O MOTOR LINEAR TUBULAR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO DE FLUXO TRANSVERSAL.....	20
1.4	OBJETIVOS.....	22
1.5	MOTORES LINEARES.....	24
1.5.1	Classes de Motores Lineares.....	24
1.5.2	Limites Práticos no Desempenho dos Motores Lineares.....	24
1.5.3	Aplicações.....	25
1.5.4	Aspectos Gerais dos Motores Lineares.....	25
1.6	CONSIDERAÇÕES INICIAIS DO MOTOR LINEAR TUBULAR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO.....	26
1.6.1	Vantagens.....	27
1.6.2	Desvantagens.....	28
1.7	PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DE MOTORES LINEARES DE RELUTÂNCIA CHAVEADOS.....	29
1.7.1	Configurações e Modos de Operação.....	29
1.7.2	Operação Elementar.....	35
1.7.3	O Perfil de Indutância.....	37
1.7.4	Curvas de Magnetização.....	39
1.7.5	Força Eletromagnética.....	45
1.7.6	Equações Elétricas para o Movimento.....	47
2	DESCRIÇÃO DO MLTRC.....	49
2.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	49
2.2	AVALIAÇÃO TEÓRICA.....	57
2.3	FUNCIONAMENTO E OPERAÇÃO.....	62
2.3.1	Funcionamento.....	63
2.3.2	Ação da Força Normal.....	68
2.3.3	Acionamento.....	71
2.4	CONFIGURAÇÕES PARA O MLTRC.....	75
3	MODELAGEM NUMÉRICA: MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	80
3.1	PRÉ-PROCESSAMENTO.....	80
3.2	SOLUÇÃO (RESOLUÇÃO NUMÉRICA).....	81
3.3	PÓS-PROCESSAMENTO.....	82
3.4	O PACOTE MEGA.....	82
3.5	MODELO NUMÉRICO – MEF.....	83
3.5.1	Comportamento do Fluxo Magnético no MLTRC de Fluxo Transversal.....	85
3.5.1.1	MLTRC de Fluxo Transversal de Estatores Simples.....	85
3.5.1.2	MLTRC de Fluxo Transversal de Estatores Duplos.....	89
3.5.2	Perfil de Força Estática.....	93

4	LEVANTAMENTO EXPERIMENTAL.....	98
4.1	PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO DAS CURVAS DE MAGNETIZAÇÃO	98
4.2	PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO DA FORÇA ESTÁTICA.....	105
5	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS E ANÁLISES.....	109
5.1	PERFIL DE FORÇA ESTÁTICA NO SENTIDO DO MOVIMENTO LINEAR.....	109
5.2	AVALIAÇÃO DA FORÇA ESTÁTICA FRENTE À VARIAÇÃO DO ENTREFERRO.....	119
5.3	PERFIL DE FORÇA ESTÁTICA NORMAL AO SENTIDO DO MOVIMENTO LINEAR.....	121
5.4	CARACTERIZAÇÃO DAS CURVAS DE MAGNETIZAÇÃO	124
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	127

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1	Primeira (a) e segunda (b) configuração para o MLTRC de Fluxo Transversal ...	21
Figura 2	Vista frontal do estator de um motor síncrono monofásico a ímãs permanentes. Pode-se observar a assimetria das faces polares. O protótipo inicial do MLTRC possui este estator, primordialmente usinado objetivando a remoção desta assimetria	23
Figura 3	Classificação dos Motores Lineares	24
Figura 4	Classificação de Motores de Relutância Chaveados (KRISHNAN, 2001a)	30
Figura 5	Motor rotativo de relutância chaveado de fluxo radial: vista em corte (MOTOROLA, 2002)	31
Figura 6	Motor rotativo de relutância chaveado de fluxo axial: (a) corte B-B, (b) vista em perspectiva, (c) vista frontal, (d) corte A-A, (e) vista frontal do disco não-magnético e dos pólos do estator e (f) vista frontal do disco não-magnético e dos pólos do rotor (KRISHNAN, 2001a, adaptado)	32
Figura 7	Obtenção ilustrativa de um MLRC a partir da planificação do estator de um MRRC de fluxo radial (NASAR, 1987)	33
Figura 8	MLRC com 3 fases e fluxo longitudinal (KRISHNAN, 2001a)	34
Figura 9	MLRC com 3 fases e fluxo transversal (KRISHNAN, 2001a)	34
Figura 10	Movimento de um MLRC, da situação (a) para a situação (b) (KRISHNAN, 2001a)	36
Figura 11	Perfis lineares de indutância para o MLRC: (a) trapezoidal e (b) triangular	39
Figura 12	Exemplo simplificado de sistema eletromagnético com uma excitação. A tensão aplicada (v) permite a ocorrência de uma tensão induzida (e) e de uma corrente elétrica (i) nos terminais da bobina. Adaptado de (KRAUSE, 1989)	41
Figura 13	Energia e Co-Energia armazenadas em um campo magnético de um dispositivo excitado por uma única excitação elétrica (KRAUSE, 1989; FITZGERALD, 1990)	44
Figura 14	Conjunto de Curvas de Magnetização típicas de um MRC	45
Figura 15	Curvas de Magnetização características do MLTRC de Fluxo Transversal de estator simples proposto. Valores obtidos através de análise numérica	45
Figura 16	Análise linear da Energia e Co-Energia armazenadas em um campo magnético de um dispositivo com uma excitação elétrica (CHAI, 1998)	47
Figura 17	Vistas isométricas do primário (estator simples) e secundário: completa sem a guia (a) e em corte longitudinal (b)	50
Figura 18	Primário e secundário do MLTRC, sem a guia. Os cilindros maciços de aço 1006 podem ser vistos em detalhe. Para evitar o efeito de corrosão, ambos possuem um revestimento de níquel	51
Figura 19	Tamanhos diferenciados de espaçadores (nylon) não magnéticos	51
Figura 20	Amostras cilíndricas de SMC usinadas	52
Figura 21	Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases e estatores simples. Vista isométrica completa (a) e com a guia seccionada (b), mostrando com detalhe a distribuição dos cilindros e dos espaçadores	54
Figura 22	Primário (com 4 estatores simples) fixado na base não magnética	54

Figura 23	Estator duplo englobando o cilindro ferromagnético (a guia foi omitida)	55
Figura 24	Vistas isométricas do primário (estator duplo) e secundário: completa (a) e em corte longitudinal (b)	56
Figura 25	Protótipo (sem guia) do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases de estatores duplos	57
Figura 26	Vista completa do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases de estatores duplos.....	57
Figura 27	Campo de vetores de densidade de fluxo magnético estabelecido em torno do MLTRC de Fluxo Transversal de estator simples. Posição de alinhamento completo	59
Figura 28	Contornos da Lei de Ampère para obtenção da intensidade de campo magnético de um MRRC (RADUN, 2000)	61
Figura 29	Vista do corte longitudinal A-A do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 Fases	65
Figura 30	Funcionamento de um MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases. A vista do corte longitudinal é a mesma indicada na Figura 29	66
Figura 31	Disposição de fases adjacentes (a) e fases intercaladas (b) para um MLTRC de Fluxo Transversal. Em (a) cada uma das 3 fases aciona 2 estatores simples e em (b) cada uma das 2 fases aciona 2 estatores simples	68
Figura 32	MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos de fases intercaladas. Cada uma das fases aciona 2 estatores simples. A guia foi omitida.....	70
Figura 33	Momento resultante da ação das forças normais conseqüentes das situações apresentadas na Figura 32b e na Figura 34a.....	70
Figura 34	MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos de fases adjacentes. Cada uma das fases aciona 2 estatores simples. A guia foi omitida ...	71
Figura 35	Diagrama em blocos simplificado de operação do MLTRC	72
Figura 36	Conversor de ponte assimétrica para uma fase (KRISHNAN, 2001a).....	73
Figura 37	Conversor de chave simples por fase (KRISHNAN, 2001a)	73
Figura 38	Exemplos de formas de onda para a corrente na fase de um MLTRC. Em (a), forma de onda quadrada (ideal), (b) circuito RL, (c) circuito RL sob efeito de acionamento.....	75
Figura 39	Posições de deslocamento do cilindro ferromagnético em -10mm (a), 0mm (b) e 26mm (c). Aqui, $E_p = E_s = 26\text{mm}$. Vide Figura 29.....	76
Figura 40	Perfil de força estática de tração experimental do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores simples, caracterizado na direção do movimento.....	77
Figura 41	Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases e estatores duplos. Vista isométrica completa (a) e em corte longitudinal (b), mostrando com detalhe a distribuição dos cilindros. Aqui, os espaçadores foram omitidos.....	78
Figura 42	Perfil de força estática do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores simples, caracterizado como normal ao movimento. Simulação Numérica.....	79
Figura 43	Perfil de força estática de tração experimental do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores duplos, caracterizado na direção do movimento	79
Figura 44	Etapas da análise pelo Método dos Elementos Finitos.....	80
Figura 45	Seções de malha bidimensional (a) e tridimensional (b).....	81
Figura 46	Modelo tridimensional de Elementos Finitos para o MLTRC de estator simples (cilindro de Aço 1006 não laminado): alinhamento completo (a) e desalinhamento (c). O respectivo resultado da simulação para o módulo da densidade de fluxo (b) e (c). Valores em Tesla (T) . Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC	86

Figura 47	Módulo da densidade de fluxo magnético na seção A-A para a situação de sobreposição completa de alinhamento entre cilindro e estator. Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC. Cilindro de Aço 1006 não laminado	87
Figura 48	Módulo da densidade de fluxo observada na região do secundário na altura das faces polares do primário, vista da seção A-A. Situação estática: sobreposição completa de alinhamento entre cilindro e estator. Comprimento do cilindro de Aço 1006 não laminado igual à largura do estator. Corrente elétrica: 1,25A CC.	88
Figura 49	Distribuição dos vetores de fluxo magnético transversal (A-A) e do módulo da densidade do fluxo magnético ao longo do corte longitudinal (B-B). Corrente elétrica: 1,25A CC, Completo Alinhamento. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	89
Figura 50	Modelo tridimensional de Elementos Finitos para o MLTRC de estator duplo: alinhamento completo (a) e desalinhamento (c). O respectivo resultado da simulação para o módulo da densidade de fluxo (b) e (c). Cilindro de Aço 1006 não laminado. Valores em Tesla (T). Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC	90
Figura 51	Trecho vertical de distribuição transversal do módulo da densidade de fluxo magnético, analisado para a situação de alinhamento. As referências de posição da Figura 52 estão indicadas	91
Figura 52	Comparação da distribuição do Módulo da Densidade de Fluxo ao longo do trecho indicado na Figura 51 entre as configurações de estator simples e duplo	91
Figura 53	Corte longitudinal do MLTRC de Fluxo Transversal e a respectiva simulação numérica para o módulo da densidade de fluxo magnético. Corrente elétrica: 1,25A CC	92
Figura 54	Distribuição das linhas de fluxo magnético transversal do MLTRC (A-A) e módulo da densidade do fluxo magnético na região do cilindro. Corrente elétrica: 1,25A CC, Completo Alinhamento	93
Figura 55	Escolha da superfície para cálculo do Tensor de Stress de Maxwell para a configuração de estatores simples	96
Figura 56	Escolha da superfície para cálculo do Tensor de Stress de Maxwell para a configuração de estatores duplos.....	96
Figura 57	Deslocamento do cilindro ao longo do eixo central das faces polares do estator (como mostrado na Figura 59).....	97
Figura 58	Vista completa (a) e em detalhe (b) das bobinas exploradoras	99
Figura 59	Vista em corte longitudinal (A-A) de uma fase do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado	100
Figura 60	Deslocamento do cilindro ao longo do eixo central das faces polares do estator.....	100
Figura 61	Análise experimental do fluxo magnético para diferentes posições de alinhamento	101
Figura 62	Sistema elementar de aquisição de dados.....	102
Figura 63	Formas de onda transitórias do ensaio experimental ao salto.....	102
Figura 64	Circuito de ensaio ao degrau de tensão nos terminais do MLRC.....	103
Figura 65	Curvas de Magnetização experimentais. Desalinhado: 0%, Alinhado: 100%.....	105
Figura 66	Sistema de fixação e acoplamento da célula de carga entre a base não magnética e a guia do secundário	107
Figura 67	Estrutura de teste completa. Pode-se observar o trilho de movimentação e ajuste dos estatores do primário.....	107

Figura 68	Rasgo na guia, permitindo a identificação correta da posição interna do cilindro ferromagnético com o auxílio de uma régua em escala métrica linear ..	108
Figura 69	Perfil de força estática para 1 estator simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	110
Figura 70	Perfil de força estática para 1 estator duplo. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	111
Figura 71	Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Corrente = 0,5A. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	112
Figura 72	Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Corrente = 1,0A. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	112
Figura 73	Perfil de força estática para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	113
Figura 74	Perfil de força estática para 1 estator duplo. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado	114
Figura 75	Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Corrente = 0,5A e 1,0A. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	115
Figura 76	Comportamento dinâmico do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases.....	116
Figura 77	Comparação entre perfis de força estática para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm}$ e 35mm. Cilindros de Aço 1006 não laminado.....	116
Figura 78	Comparação entre perfis de força estática entre estatores duplos. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm}$ e 35mm. Cilindros de Aço 1006 não laminado.....	117
Figura 79	Comparação entre perfis de força estática para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALOY TM 500 e Aço 1006 não laminado	118
Figura 80	Comparação experimental entre perfis de força estática para 1 estator duplo. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALOY TM 500 e Aço 1006 não laminado	118
Figura 81	Avaliação do comportamento da força estática à variação do entreferro.....	121
Figura 82	Previsão proveniente de simulação numérica do perfil de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006	122
Figura 83	Previsão proveniente de simulação numérica do perfil de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006	123
Figura 84	Comparação proveniente de simulação numérica entre perfis de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm}$ e 35mm. Cilindros de Aço 1006 não laminado.....	123
Figura 85	Comparação proveniente de simulação numérica entre perfis de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALOY TM 500 e Aço 1006 não laminado	124
Figura 86	Curva de Magnetização características do MLTRC de Fluxo Transversal. $E_p=E_s=26\text{mm}$	125
Figura 87	Configuração sugerida para o carro do MLTRC de Fluxo Transversal: vista em corte longitudinal (a) e vista isométrica (b).....	131
Figura 88	Perfil de força estática na direção do movimento para a nova configuração do carro. Cilindro de Aço 1006 não laminado.....	132
Figura 89	Variáveis dimensionais (estator simples)	141
Figura 90	Dimensões (estator simples). Unidade: mm.....	142
Figura 91	Dimensões (estator duplo). Unidade: mm	143

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

B	Densidade de fluxo magnético [T]
CA	Regime em excitação alternada
CAD	Desenho Assistido por Computador ¹
CC	Regime em excitação contínua
D_p	Distância entre os estatores do primário [mm]
D_s	Distância entre os cilindros do secundário [mm]
e	Tensão elétrica induzida na bobina (desconsiderada a resistência ôhmica do enrolamento) do MLRC [V]
E_p	Espessura do estator do primário [mm]
E_s	Espessura do cilindro ferromagnético do secundário [mm]
f_e	Força eletromagnética [N]
Fe	Elemento químico Ferro da Tabela Periódica
h_{ep}	Altura externa do estator do primário [mm]
h_{ip}	Altura interna do estator do primário [mm]
h_{bp}	Altura da base do estator do primário [mm]
H	Intensidade de campo magnético [$A \cdot esp$]
i	Corrente elétrica nos terminais da bobina do MLRC [A]
I_{RP}	Corrente elétrica em regime permanente nos terminais da bobina do MLRC [A]

¹ Do inglês *Computer-Aided Design*

K	Constante de força magnetomotriz reversa [V·s/m]
ℓ_g	Largura do entreferro [mm]
ℓ_{gs}	Espessura da guia do secundário [mm]
ℓ_{ep}	Largura externa do estator do primário [mm]
ℓ_{ip}	Largura interna do estator do primário [mm]
ℓ_{bp}	Largura da estrutura lateral do estator do primário [mm]
L	Indutância da bobina do MLRC [H]
L_a	Indutância da bobina na situação de alinhamento [H]
L_d	Indutância da bobina na situação de desalinhamento [H]
LVDT	Sensor de posição linear ²
MEF	Método dos Elementos Finitos
MLRC	Motor Linear de Relutância Chaveado
MLTRC	Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado
MPRV	Motor de Passo de Relutância Variável
MRC	Motor de Relutância Chaveado
MRRC	Motor Rotativo de Relutância Chaveado
MRV	Motor de Relutância Variável
N	Número de espiras da bobina do MLRC
r_p	Raio da face polar do estator do primário [mm]
r_{is}	Raio interno da guia do secundário [mm]
r_{es}	Raio externo da guia do secundário [mm]
R	Resistência elétrica da bobina do MLRC [Ω]

² Do inglês *Linear Variable Differential Transformer*

R_{shunt}	Resistência <i>shunt</i> para medição da corrente elétrica nos terminais da bobina do MLRC [Ω]
R_v	Resistência variável para ajuste da corrente elétrica na bobina do MLRC [Ω]
SMC	Composto Magnético Macio ³
SW	Chave para ensaio ao degrau de tensão na bobina do MLRC
v	Tensão elétrica nos terminais da bobina do MLRC [V]
V_f	Tensão elétrica da fonte de alimentação [V]
V_{RP}	Tensão elétrica em regime permanente nos terminais da bobina do MLRC [V]
W_{cm}	Energia magnética armazenada no campo magnético [J]
W_{el}	Energia fornecida pelo sistema elétrico [J]
W_{me}	Energia fornecida ao sistema mecânico [J]
W_{cc}	Co-energia magnética [J]
x	Deslocamento linear do secundário em relação ao primário, em múltiplos ou submúltiplos de 1 metro pelo SI
\mathfrak{R}	Relutância magnética [H^{-1}]
ϕ	Fluxo magnético [Wb]
λ	Fluxo concatenado [Wb · esp]
μ_0	Permeabilidade magnética do ar [H/m]
τ	Constante de tempo do circuito elétrico [s]

³ Do inglês *Soft Magnetic Composite*

1 INTRODUÇÃO E ESTADO DA ARTE

O termo Motor de Relutância Chaveado (MRC) tornou-se popular para descrever esta classe de máquinas elétricas que se baseia no conjugado de relutância para o seu funcionamento. No caso rotativo, consiste de uma máquina de pólos salientes em seu estator e em seu rotor. Esse tipo de máquina elétrica é alternativamente conhecido como Motor de Relutância Variável (MRV), refletindo as suas origens no Motor de Passo de Relutância Variável (MPRV).

Na primeira metade do século XIX, cientistas já experimentavam dispositivos baseados no princípio do conjugado de relutância. Naquele período, em 1838, W. H. Taylor patenteou um dispositivo composto por uma roda de madeira com sete peças de material ferromagnético igualmente espaçadas ao longo da superfície periférica. A roda podia girar livremente em uma estrutura onde 4 eletromagnetos estavam montados. Os eletromagnetos estavam conectados a baterias através da disposição de chaves mecânicas presentes no eixo da roda, que poderiam energizar um eletromagneto e este atrair a peça mais próxima de material ferromagnético presente na roda. Esta girava e permitia que o próximo eletromagneto da seqüência fosse energizado, tornando possível o movimento (GOODIER, 2000). Entretanto, naquela época, os Motores de Relutância não apresentavam resultados satisfatórios e acabaram caindo na obscuridade.

Aplicações industriais do MRC têm origem recente e o acionamento destes dispositivos é cada vez mais comum. Devido ao advento de dispositivos com baixo custo para chaveamento em alta potência (1980), o MRC retornou e pode ser aprimorado. Suas aplicações variam desde aparatos militares, passando pela indústria e chegando aos equipamentos domésticos.

A vantagem do Motor de Relutância Chaveado está no fato de que seu princípio de funcionamento é baseado na força de relutância; disso resulta uma constituição simples. O seu

rendimento, a sua robustez e sua simplicidade construtiva são fatores relevantes a se considerar na sua concepção e emprego.

Conforme Ramu Krishnan (2001), devido à reduzida necessidade de sistemas mecânicos auxiliares como engrenagens e conversores de movimentos rotativos para lineares, os acionamentos mecânicos têm utilizado motores lineares com maior frequência. A precisão no posicionamento é aperfeiçoada pela ausência de engrenagens neste tipo de motor, estas responsáveis pelas folgas usualmente presentes.

Acionamentos lineares combinados com levitação eletromagnética são candidatos fortes para aplicações envolvendo movimentação de cargas por causa de sua facilidade em produzir energia cinética sem contato mecânico e com reduzido atrito. Desta forma, atuadores lineares geralmente possuem aplicação específica, onde a carga e valores de velocidade são determinados previamente.

Neste trabalho, expõe-se a análise computacional e experimental do comportamento do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado (MLTRC) de Fluxo Transversal apresentado nos próximos capítulos. O formato tubular adequado à estrutura do primário para a máquina de relutância chaveada ainda não fora proposta, conforme referências consultadas. Conseqüentemente, uma modelagem matemática também não fora desenvolvida e não será abordada em profundidade devido à dificuldade encontrada na obtenção de um modelo matemático adequado para expressar o comportamento dinâmico e estático do dispositivo em questão. Esta dificuldade é baseada nos elementos de análise não-lineares presentes neste tipo de dispositivo.

Conforme apresentado pelas referências, modelos analíticos para motores lineares de relutância são propostos com base em seus análogos rotativos. Entretanto, a topologia e forma em questão para o Motor Linear de Relutância Chaveado não apresentam um análogo ou respectivo Motor Rotativo de Relutância que pudesse servir como referência.

1.1 REVISÃO LITERÁRIA

A familiarização, entendimento e utilização dos Motores Lineares de Relutância Chaveados, assim como uma revisão de algumas leis fundamentais e avançadas na área de campos magnéticos foram extraídas de uma série de artigos, livros e revistas.

Os artigos provenientes de anais, revistas e periódicos consultados citados na referência possuem enfoque primordial na obtenção de modelos analíticos, numéricos ou experimentais para Motores de Relutância Chaveados, e conseguem suprir, de maneira satisfatória, as necessidades mais avançadas abordadas neste trabalho.

Por outro lado, as informações obtidas dos livros consultados voltados à área de dispositivos eletromagnéticos em geral, citados na referência, contribuem com pouco na análise sistemática de atuadores de relutância chaveados. Coube a publicações mais específicas, como os livros de Ramu Krishnan (2001a) e T. J. Miller (1993a; 1993b; 1993c) o tratamento aprofundado do Motor de Relutância Chaveado. Ambos os autores apresentam diversas topologias de motores rotativos de relutância e análises pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), permitindo uma análise aprofundada desta classe de dispositivo. Adicionalmente, estendem as características inerentes dos motores de relutância rotativos para a apresentação de seus acionamentos e controladores. Contudo, apenas Ramu Krishnan (2000; 2001a; 2001b) introduzem a análise e projeto de motores lineares de relutância chaveados.

Syed Nasar e Ion Boldea (1987; 1997) tratam de motores lineares em geral, mencionando aplicações, vantagens e projeto.

Complementando, Ramu Krishnan *et al* (2000) apresentam o MLRC de Fluxo Longitudinal e os seus procedimentos de projeto. Embora válida e funcional, a metodologia matemática adotada exige um trabalho árduo do projetista em descrever equações matemáticas que consideram adequadamente as dimensões da máquina. Já Stiebler *et al* (1999) apresentam um modelo matemático simples e que exige o conhecimento prévio das

indutâncias de alinhamento e desalinhamento. Torrey *et al* (1995) introduzem uma modelagem empírica baseada em onze parâmetros, sendo sete destes baseados em simples cálculos a partir do aspecto físico do motor, dois baseados em valores tabelados de permeância magnética (φ) a partir de simulações de modelos numéricos (MEF) e os dois restantes obtidos iterativamente a partir dos anteriores. A complexidade está na obtenção das tabelas de permeância magnética. Arthur Radun (2000) desenvolve um modelo matemático a partir da Lei de Ampère, resultando em um procedimento de cálculo direto para obtenção das variáveis de interesse. Contudo, faz-se necessário a obtenção prévia da indutância para o total desalinhamento, metodologia também apresentada por este autor 1 ano antes (RADUN, 1999).

Na maioria das referências consultadas, observou-se a preocupação em estimar razoavelmente o fluxo disperso para as diferentes posições de alinhamento, mostrando que sua contribuição para a determinação das curvas de magnetização não é desprezível. Porém, isso pode apresentar um considerável grau de dificuldade dependendo da topologia em estudo.

Outras referências encontradas e consultadas do ponto de vista de modelos matemáticos para Motores de Relutância Chaveados não apresentavam procedimentos detalhados e comentados de forma apropriada, permitindo a reprodução adaptada e posterior menção de seus autores neste trabalho.

Andrada (2000) trata do levantamento experimental das curvas de magnetização para os Motores de Relutância Chaveados que pode ser estendido aos Motores Lineares de Relutância Chaveados, servindo como ponto de partida na caracterização e análise do protótipo proposto.

Cabe salientar que, nas referências consultadas, não se observou a ocorrência de um Motor Linear de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal e característica tubular; e que os dispositivos lineares da presente categoria, até o presente momento, possuem a configuração

de fluxo longitudinal e forma retangular.

É claro que, do ponto de vista introdutório, os livros da área conseguem fornecer a idéia inicial de generalidade, para perfeito entendimento, mas a eles coube mesmo a revisão de conceitos e leis fundamentais na área de campos magnéticos, imprescindíveis para uma correta análise de teorias mais avançadas e para uma correta interpretação das novas informações obtidas dentro do assunto.

1.2 DISTINÇÃO ENTRE MOTOR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO (MRC) E O MOTOR DE PASSO DE RELUTÂNCIA VARIÁVEL (MPRV)

Os Motores de Relutância Chaveados (MRC) são projetados de maneira muito similar aos Motores de Passo de Relutância Variável (MPRV). A maior diferença é que o MRC é desenvolvido para utilização e rotação contínua, enquanto que o MPRV é desenvolvido para uma alta razão entre conjugado e inércia e para uma alta precisão do passo de relutância (YEADON, 2001). Isto resulta em diferenças fundamentais na geometria, no circuito conversor, no controle e no procedimento de projeto da máquina.

Conforme as atribuições acima, pode-se observar que o Motor de Relutância Chaveado assemelha-se ao motor de passo, entretanto esse geralmente possui poucos pólos, maior ângulo de passo, um dente por pólo e maior capacidade de potência na saída (YEADON, 2001).

1.3 O MOTOR LINEAR TUBULAR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO DE FLUXO TRANSVERSAL

O Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal exposto neste trabalho inova na característica tubular de seu carro (ou secundário) e no formato em U de suas bases ferromagnéticas (estatores) responsáveis por direcionar o fluxo magnético originado pelas bobinas acopladas.

Na Figura 1 apresenta-se a primeira (a) e segunda (b) configurações para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal tratadas nesta dissertação.

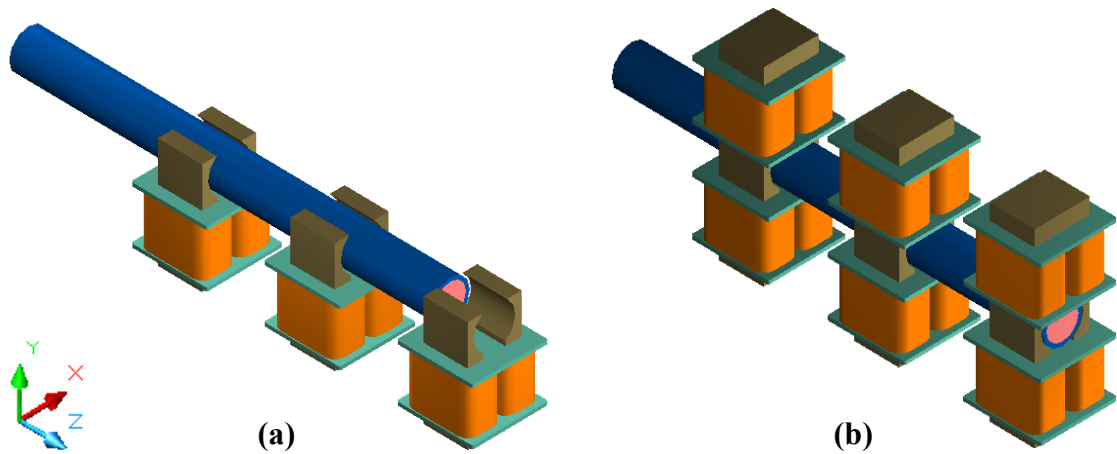


Figura 1 Primeira (a) e segunda (b) configuração para o MLTRC de Fluxo Transversal

O funcionamento do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal baseia-se no princípio de funcionamento análogo ao dos Motores Rotativos de Relutância Chaveados: a força de relutância.

De fácil concepção e montagem, esta topologia possui a habilidade de exercer força linear no secundário de forma direta e dispensando conversores mecânicos de movimento rotativo em linear.

Por outro lado, exige um acionamento eletrônico dedicado e um sistema de medição de posicionamento relativa do secundário.

Duas topologias são propostas e estudadas. A primeira, Figura 1a, apresenta uma componente de força normal ao movimento (eixo y negativo, Figura 1). Por sua vez, a segunda configuração, Figura 1b, compensa esta força normal e aprimora o perfil de força de tração ao longo do movimento como será demonstrado através dos resultados numéricos e experimentais.

1.4 OBJETIVOS

Uma vez verificada a inovação da topologia para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, a sua concepção é baseada na adaptação de estatores em forma de U e bobinas oriundos de linhas de fabricação e montagem de motores rotativos síncronos monofásicos a ímãs permanentes (Figura 2). A guia tubular oca, rígida e não magnética é de padrão comercial. Conseqüentemente, a principal restrição na usinagem do conjunto de cilindros ferromagnéticos e dos cilindros não magnéticos e eletricamente não condutivos (espaçadores) é o diâmetro interno da guia utilizada. Obviamente, algumas partes integrantes do dispositivo devem ser adequadamente acondicionadas e fixadas de maneira apropriada. Percebe-se, então, que a montagem do dispositivo resultante é simples e que seu custo pode ser atrativo para uma aplicação adequada ao seu propósito de funcionamento.

Partindo-se das restrições acima apresentadas, este trabalho estabelece a análise, estudo e montagem de um Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, definidos os elementos contextuais relevantes citados a seguir:

- a) Montagem de um protótipo adequadamente construído sobre uma estrutura não magnética para fixação de um ou mais estatores e para sustentação da guia tubular com reduzido atrito;
- b) Montagem de uma guia cilíndrica (tubular) oca e não magnética englobando em seu interior a distribuição adequada e pré-determinada entre os cilindros ferromagnéticos e os espaçadores;
- c) Adaptação de uma estrutura rígida junto à base do dispositivo para fixação de uma célula de carga em uma das extremidades da guia, impedindo o movimento da mesma, de modo a permitir a medição de força de tração estática;
- d) Modelagem de uma fase, i.e., um estator e um bloco cilíndrico ferromagnético utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) para obtenção do perfil de

força estática, do comportamento das curvas de magnetização, da distribuição das linhas de fluxo, da distribuição da densidade de fluxo e outras características relevantes ao entendimento e estudo do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal sob aspectos da curva BxH dos materiais envolvidos;

- e) Análise dos perfis de força obtidos com a utilização de cilindros ferromagnéticos individualizados de aço 1006 e SMC;
- f) Levantamento experimental do perfil de força estática para uma fase do protótipo, procurando a validação dos resultados de força estática obtidos na modelagem numérica (MEF);
- g) Conclusões, recomendações e alterações para um trabalho futuro visando o aprimoramento, projeto e análise dinâmica do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal descrito neste trabalho.

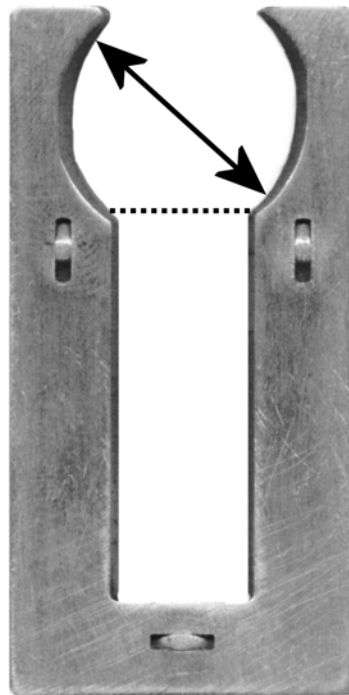


Figura 2 Vista frontal do estator de um motor síncrono monofásico a ímãs permanentes. Pode-se observar a assimetria das faces polares. O protótipo inicial do MLTRC possui este estator, primordialmente usinado objetivando a remoção desta assimetria

1.5 MOTORES LINEARES

Pode-se citar uma série de dispositivos elétricos de deslocamento linear, dentre os quais aparece o Motor Linear de Relutância Chaveado. Nesta seção, apresentam-se algumas classes de motores lineares, limitações, aplicações e vantagens.

1.5.1 Classes de Motores Lineares

As classes de motores lineares são mostradas na Figura 3 (NASAR, 1987; NASAR, 1997).

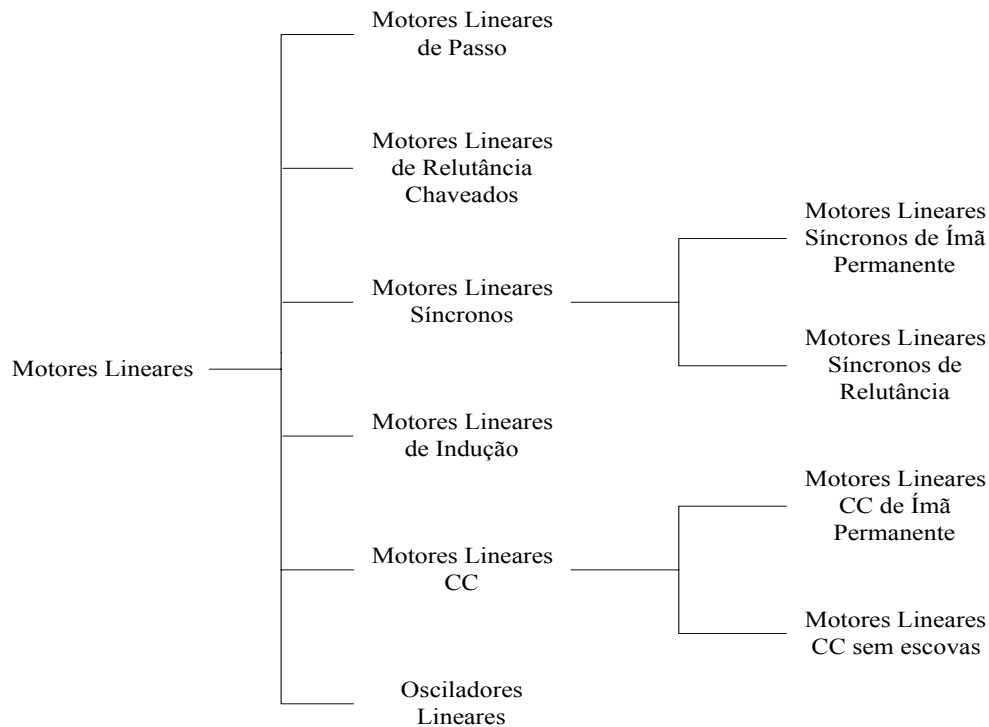


Figura 3 Classificação dos Motores Lineares

1.5.2 Limites Práticos no Desempenho dos Motores Lineares

A principal característica dos motores lineares que diversifica e amplia o campo de aplicação é a interação direta do motor com o carro ou secundário. Entretanto, a maior limitação no desempenho e aplicação é devida à existência inerente de entreferros maiores do que os observados em dispositivos rotativos (NASAR, 1987). Além do mais, em motores

lineares extensos torna-se complicada a manutenção de entreferros uniformes ao longo de toda a excursão devido a razões estruturais.

Não obstante, deve-se atentar ao formato do secundário – ou carro –, assim como à trajetória do movimento que o mesmo desenvolverá. Salienta-se a pouca flexibilidade, resultante das características de projeto e aplicação específicos.

Conforme Nasar (1987), para cada motor elétrico rotativo há um motor elétrico linear equivalente e correspondente; entretanto, a recíproca nem sempre é verdadeira.

1.5.3 Aplicações

Os motores lineares podem possuir aplicações inúmeras. De fato, os motores lineares estão presentes nas seguintes áreas (NASAR, 1987): sistemas transportadores, transporte e armazenamento de materiais, arraste de metal líquido, movimentação de carga humana, aceleradores e lançadores, ferramentas de operação em máquinas, operação de portas e movimentação de trens, levitação eletromagnética, entre outras.

Como exemplos práticos (NASAR, 1987), têm-se esteiras transportadoras de bagagem em aeroportos, movimentação de guindastes, catapultas para aviões em porta-aviões, simuladores de impacto de automóveis, etc.

1.5.4 Aspectos Gerais dos Motores Lineares

Observa-se nos motores lineares a ausência de adaptadores mecânicos que convertam movimentos rotativos em lineares, como aqueles usados em aplicações que exijam movimentação linear de cargas tracionadas por motores rotativos. Assim há, como consequência, os benefícios de operação silenciosa, da confiabilidade, de menores perdas mecânicas e maior velocidade de resposta.

Quando comparados aos motores rotativos, surgem as seguintes vantagens (NASAR,

1987):

- a) Robusto e mais confiável devido à ausência de adaptadores mecânicos;
- b) Alta aceleração e desaceleração;
- c) Simplicidade mecânica e elétrica, e a habilidade de suportar um ambiente operacional hostil;
- d) Fácil manutenção, reparo e troca;
- e) Habilidade de exercer força linear no secundário diretamente;
- f) Existência de uma força normal ao movimento que pode ser considerada em aplicações que envolvam levitação.

1.6 CONSIDERAÇÕES INICIAIS DO MOTOR LINEAR TUBULAR DE RELUTÂNCIA CHAVEADO

Relativamente novos e diferentes, dispositivos eletromecânicos lineares encontram dificuldade para serem inseridos no mercado, bem como para serem pesquisados e desenvolvidos. Torna-se complicado e difícil competir com outros dispositivos eletromecânicos já existentes comercialmente, uma vez que estes consolidaram sua posição nas mais variadas e existentes aplicações. Desta forma, clientes relutam em substituir seus sistemas atuais por outros que exigirão adaptação, treinamento e mão-de-obra qualificados. Do mesmo modo, a inserção de novas ou adicionais linhas de montagem, além de exigirem capital para investimento, podem levar as atuais linhas de montagem à extinção e, ainda, diminuir a rentabilidade dos fabricantes.

Se estes novos dispositivos conseguirem persuadir usuários e fabricantes quanto às respectivas características, certamente conquistarão e se sobressairão em suas aplicações.

Por exemplo, genericamente, motores de relutância chaveados exigem sensoriamento e acionamento sincronizados. Entretanto, seu processo fabril é simples, e uma de suas principais características é a robustez. Ainda, o baixo custo decorrente da demanda de

componentes semicondutores torna atrativo o emprego dos motores de relutância chaveados.

A seguir, comentam-se, genericamente, as principais e mais significativas vantagens e desvantagens do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado.

1.6.1 Vantagens

Como vantagens, pode-se mencionar os seguintes aspectos:

- a) Modular, pois a força eletromagnética exercida por um estator do primário (simples ou duplo) pode ser estendida n vezes, onde n é o número de estatores utilizados, desde que observados os desacoplamentos eletromagnéticos entre os estatores adjacentes e as posições dos respectivos cilindros;
- b) Silencioso, quando analisado sob ausência de sistemas auxiliares como, por exemplo, o sistema de refrigeração;
- c) Ausência de enrolamentos e ímãs permanentes no secundário; os enrolamentos estão presentes somente no estator, diminuindo a quantidade de materiais no secundário e, conseqüentemente, reduzindo o momento de inércia e permitindo maior aceleração e desaceleração;
- d) Enrolamentos concentrados, permitindo economia e simplicidade fabril, ao contrário das máquinas CA ou CC, cujos enrolamentos são, geralmente, distribuídos;
- e) Não possui escovas, engrenagens e correias, reduzindo a manutenção, reparo e troca;
- f) Por não possuir ímãs permanentes nem enrolamentos, o secundário torna-se robusto e simples de ser confeccionado;
- g) Cada fase é elétrica e magneticamente separada das outras e, assim, a indutância

de acoplamento entre elas pode ser desprezada⁴;

- h) A tensão induzida de cada fase é função de sua respectiva corrente de fase e da velocidade; sendo assim, não há como surgir uma tensão induzida em uma fase desenergizada e, conseqüentemente, uma falha no enrolamento desta fase não tem como ser alimentada;
- i) Têm-se liberdade para escolher o número de fases e estatores, uma vez que a aplicação é específica; o número de fases e o número de estatores por fase dependerão da força e da excursão pretendidos, observadas as dimensões mecânicas do primário e do secundário, bem como o *ripple* de força admissível;
- j) É confiável, pois pode continuar operando se um ou mais estatores falharem, uma vez que cada fase é independente;
- k) O sentido da corrente elétrica é indiferente; a implementação de topologias de acionamento mais simples, utilizando apenas uma chave por fase, é perfeitamente exeqüível;
- l) A falha em uma das chaves (por serem independentes) não interrompe o funcionamento das outras chaves;
- m) Existência ou não de força normal ao movimento, dependendo da configuração.

1.6.2 Desvantagens

Como todo dispositivo, não somente este é provido de vantagens, como de desvantagens, como segue.

- a) Necessidade de ventilação adicional das fases do primário e conseqüente ruído ocasionado pelo sistema de ventilação, uma vez que motores lineares não possuem ventilação própria;

⁴ Deve-se observar o afastamento mínimo entre as fases para cada aplicação (curva de força do dispositivo)

- b) Relevante *ripple* de força, mas pode ser reduzido através de um projeto eletromagnético adequado e, também, através do controle de acionamento simultâneo das correntes das fases;
- c) Exigência de um acionamento elétrico e eletrônico dedicado;
- d) Exigência de monitoramento direto ou indireto de posição do secundário;
- e) Existência de forças normais ao movimento, mas podem ser compensadas em determinadas configurações.

1.7 PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DE MOTORES LINEARES DE RELUTÂNCIA CHAVEADOS

Assim como todo dispositivo eletromagnético, os Motores de Relutância Chaveados possuem características de funcionamento e comportamento operacional inerentes ao seu princípio de funcionamento. No caso dos Motores Lineares de Relutância Chaveados, a produção de força pode ser normal ou longitudinal ao sentido de movimento. Contudo, o princípio de funcionamento é análogo ao do Motor Rotativo de Relutância Chaveado, no qual o movimento rotativo é estabelecido devido à existência de um conjugado de relutância.

1.7.1 Configurações e Modos de Operação

A Figura 4 apresenta as configurações básicas que regem o funcionamento dos Motores de Relutância Chaveados. As configurações possuem distinção primordial quanto à carga acionada: rotativa – associada ao conjugado, à velocidade angular e ao deslocamento angular – ou linear – com variáveis de força, velocidade linear e deslocamento linear. É claro que, independente da configuração escolhida, as variáveis de saída ou controle podem ser convertidas através de uma série de estruturas mecânicas, como polias, redutores, engrenagens, correias, etc. Entretanto, fica compreendido que perdas devidas a estes

acoplamentos mecânicos existentes entre atuador e carga são inerentes e, portanto, devem ser evitadas a fim de obterem-se os melhores níveis de eficiência e operação possíveis.

Quanto à classe rotativa, a configuração de fluxo magnético radial (ou transversal) caracteriza-se pela existência de caminhos de fluxo magnético no entreferro perpendiculares ao eixo do rotor, que também podem ser vistos como caminhos magnéticos ao longo do raio da estrutura cilíndrica do rotor e dos pólos do estator (Figura 5). Já a configuração de fluxo magnético axial possui seus caminhos de fluxo magnético no entreferro na direção axial (ou longitudinal) do rotor, ou seja, paralelos ao eixo do mesmo (Figura 6).

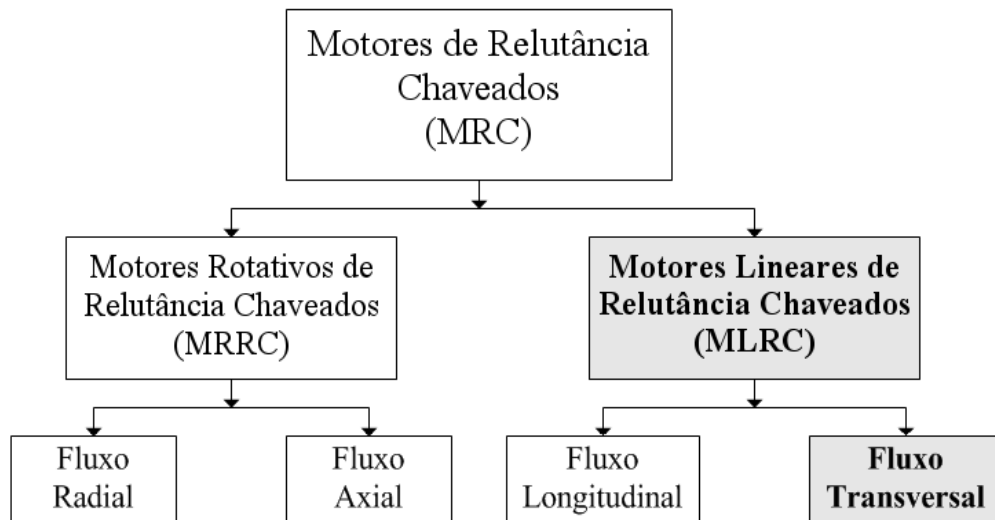


Figura 4 Classificação de Motores de Relutância Chaveados (KRISHNAN, 2001a)

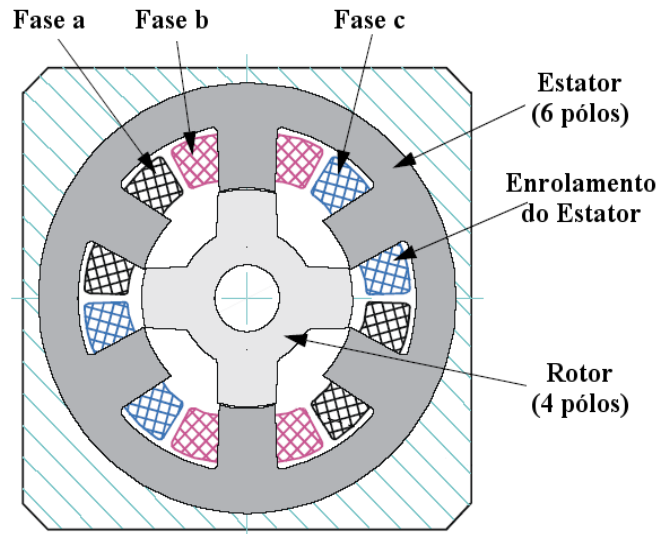


Figura 5 Motor rotativo de relutância chaveado de fluxo radial: vista em corte (MOTOROLA, 2002)

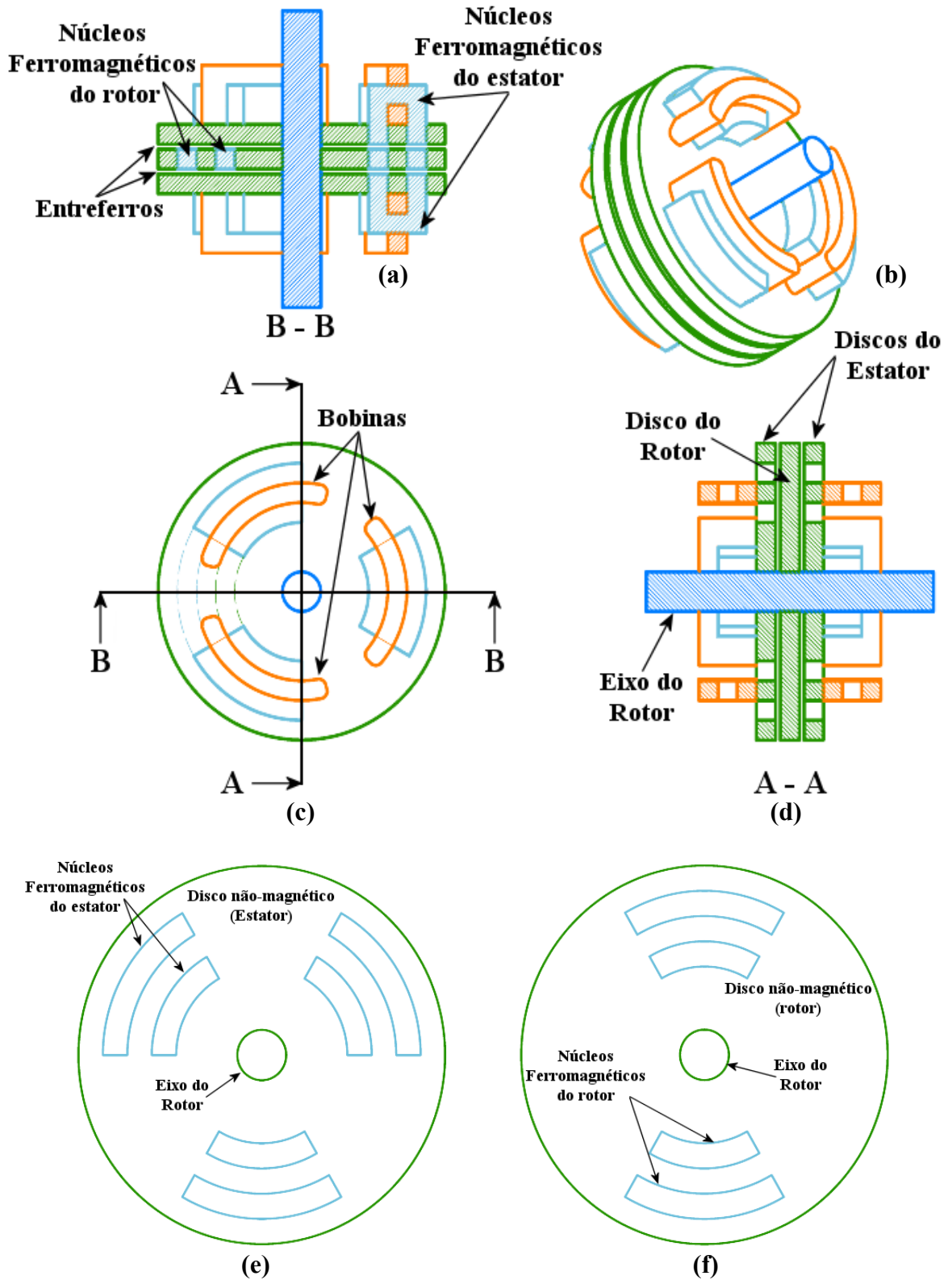


Figura 6 Motor rotativo de relutância chaveado de fluxo axial: (a) corte B-B, (b) vista em perspectiva, (c) vista frontal, (d) corte A-A, (e) vista frontal do disco não-magnético e dos pólos do estator e (f) vista frontal do disco não-magnético e dos pólos do rotor (KRISHNAN, 2001a, adaptado)

Os Motores Lineares de Relutância Chaveados (MLRC) são muito similares aos Motores Rotativos de Relutância Chaveados (KRISHNAN, 2001a). De fato, a concepção do MLRC poderia ser vista como se fosse feito um corte longitudinal a partir do eixo central do rotor até a periferia do estator de seu correspondente Motor Rotativo de Relutância Chaveado, e a partir do qual se desenrolasse o mesmo ao longo de um plano horizontal, conforme a Figura 7, planificando o estator da máquina.

Nas referências, pode-se encontrar duas distintas formas de configurações para o MLRC: com fluxo longitudinal e com fluxo transversal (KRISHNAN, 2000; KRISHNAN, 2001a; NASAR, 1987; NASAR, 1997). Ambas as configurações podem ser obtidas através da planificação do rotor e estator de um Motor Rotativo de Relutância Chaveado com fluxo magnético radial e fluxo magnético axial, respectivamente Figura 8 e Figura 9 (KRISHNAN, 2001a). Na configuração mostrada na Figura 8 o caminho do fluxo magnético está na direção do movimento do carro. Por sua vez, na topologia da Figura 9 o caminho do fluxo magnético é perpendicular ao sentido do movimento.

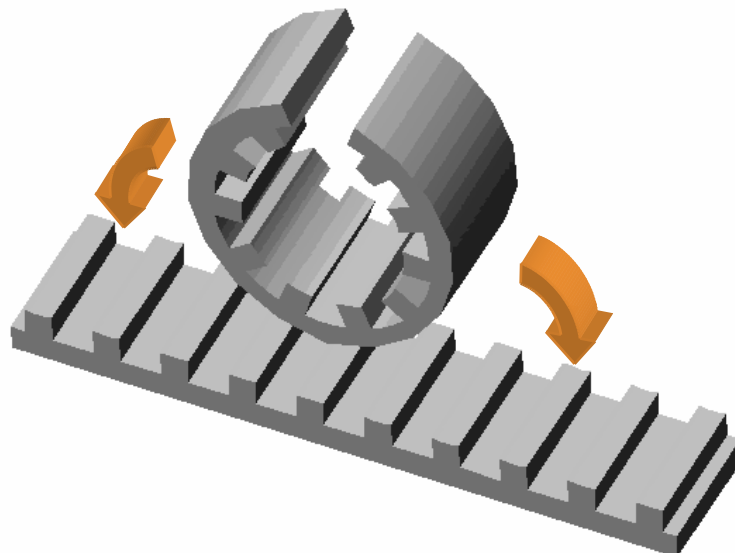


Figura 7 Obtenção ilustrativa de um MLRC a partir da planificação do estator de um MRRC de fluxo radial (NASAR, 1987)

Conforme a Figura 8 e a Figura 9, pode-se identificar a estrutura móvel (carro) e a estrutura fixa (estator). Krishnan (KRISHNAN, 2001a) afirma que, atualmente, existem

vários modos de operação, sendo o da Figura 8 um deles para o caminho magnético longitudinal: estator ativo (com enrolamentos) e carro não-ativo (sem enrolamentos).

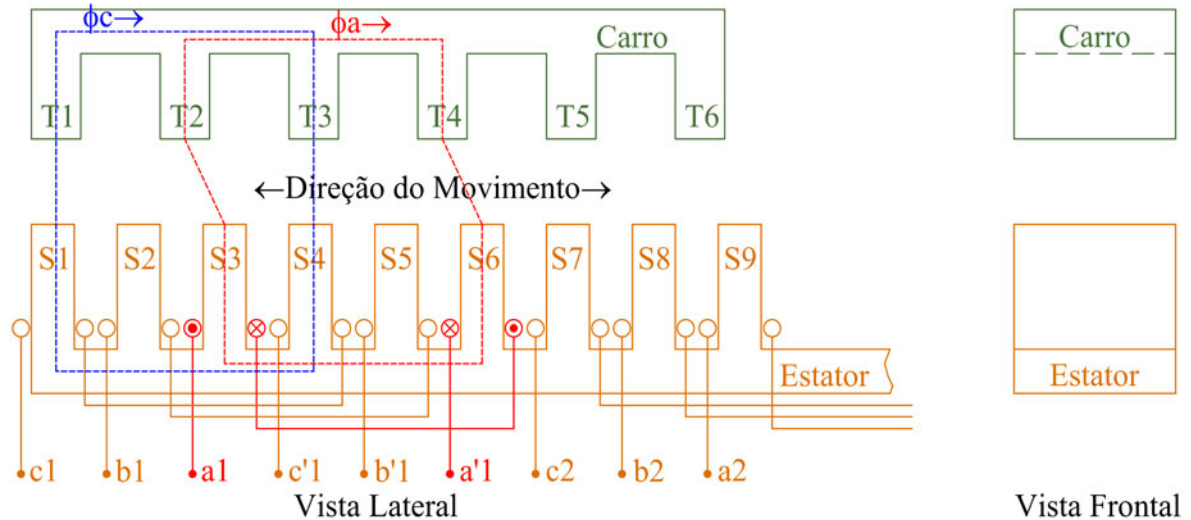


Figura 8 MLRC com 3 fases e fluxo longitudinal (KRISHNAN, 2001a)

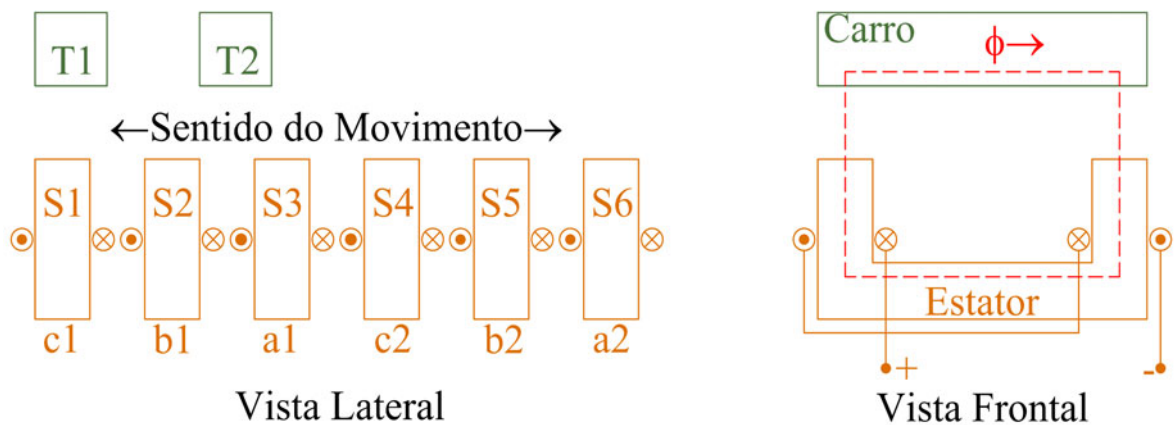


Figura 9 MLRC com 3 fases e fluxo transversal (KRISHNAN, 2001a)

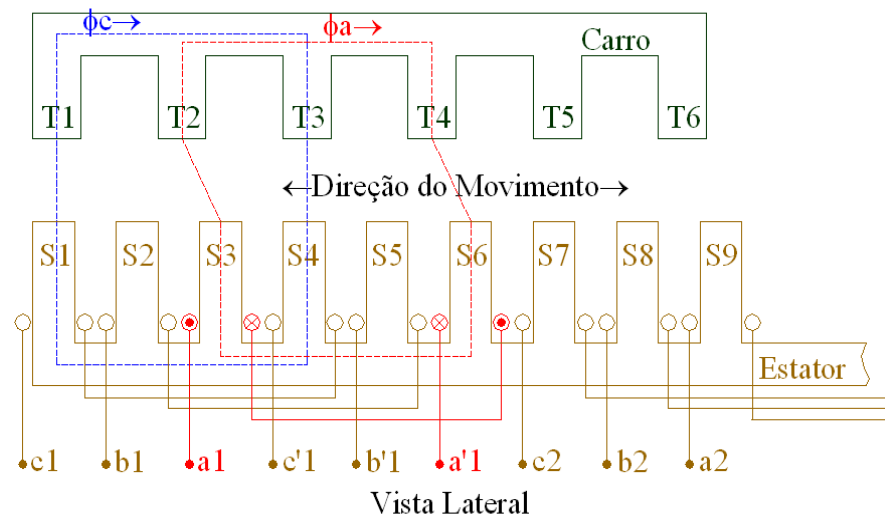
Há outros modos de operação observados na literatura (KRISHNAN, 2001a): MLRC de fluxo longitudinal com estator não-ativo e carro ativo; MLRC de Fluxo Transversal com estator não-ativo e carro ativo; MLRC com 2 estatores e 1 carro ou 2 carros e 1 estator. Esta última configuração (denominada “double-sided MLRC” ou MLRC de face dupla) apresenta 4 entreferros, menor indutância quando comparada ao “single-sided MLRC” (face simples) que possui apenas 2 entreferros, e menor produção de força de levitação.

1.7.2 Operação Elementar

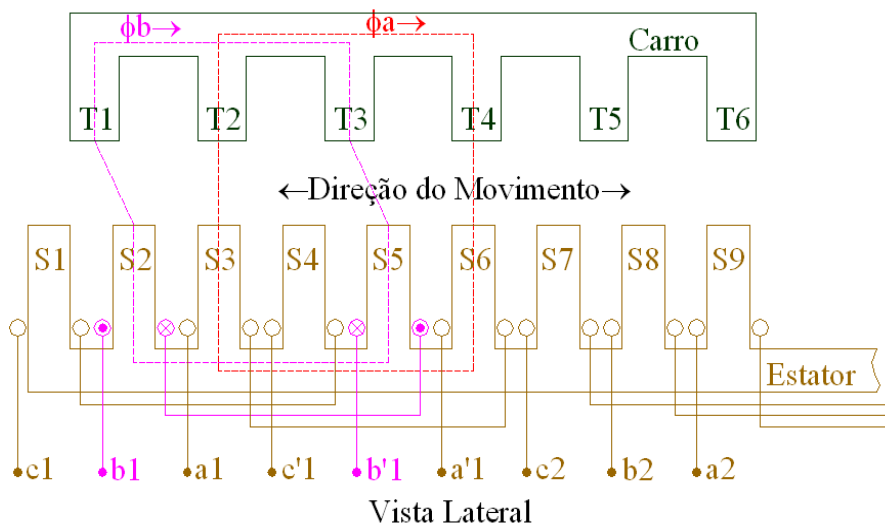
O Motor Linear de Relutância Chaveado baseia-se na produção de força de relutância, efeito existente na forma de conjugado nos Motores Rotativos de Relutância. Esse, por sua vez, exerce um movimento linear, resultado da tendência de posicionamento entre o estator e a parte móvel para um estado de menor relutância magnética do circuito magnético considerado para a fase acionada. Para facilitar o entendimento, considere o Motor Linear de Relutância Chaveado de fluxo longitudinal de 3 fases mostrado na Figura 8 (KRISHNAN, 2000; KRISHNAN, 2001a; NASAR, 1997). A posição inicial do carro é dada na Figura 10a. Nesta situação, os pólos $S1$ e $S4$ do estator estão alinhados com os pólos $T1$ e $T3$ do carro, respectivamente. Aplicando-se uma corrente elétrica na fase a (pólos $S3$ e $S6$ e terminais a_1 e a'_1), Figura 10a, um fluxo magnético será estabelecido entre os pólos $S3$ e $S6$ do estator e os pólos $T2$ e $T4$ do carro, respectivamente, cuja tendência é buscar o caminho de menor relutância magnética entre o carro e o estator. Desta forma, como o estator está fixo, o carro será atraído para a posição de equilíbrio, como indicado na Figura 10b. É importante salientar que ocorre o surgimento de uma força resultante entre as 2 estruturas que possui componentes normal e tangencial; e, conseqüentemente, o carro tende a se alinhar com o estator. Entretanto, devido à existência de mancais, o movimento torna-se apenas linear. A posição de equilíbrio é também chamada de posição de alinhamento, sendo que nesta situação a corrente da fase a é removida. Este conjunto de eventos, que compreende a energização da fase até o alinhamento e a sua posterior desenergização após o alinhamento, possui o nome de *stroke*. Em seguida, a fase b (terminais b_1 e b'_1) é energizada e o fluxo é agora estabelecido entre os pólos $S2$ e $S5$ do estator e os pólos $T1$ e $T3$ do carro, respectivamente, dando início ao novo *stroke*. Na posição de alinhamento completo, a fase b é desenergizada, sendo possível, agora, a energização da fase seguinte que dará continuidade ao movimento linear no sentido da esquerda para a direita, como indicado na seqüência de figuras mencionadas (Figura 10a e

Figura 10b).

Como descrito anteriormente, conclui-se que a seqüência de acionamento das fases é definida na ordem *cab* para o primeiro conjunto de 3 fases do MLRC (KRISHNAN, 2000; KRISHNAN, 2001a). Desta forma, pode-se inverter a seqüência de acionamento e alterar a direção de movimento do carro.



(a)



(b)

Figura 10 Movimento de um MLRC, da situação (a) para a situação (b) (KRISHNAN, 2001a)

1.7.3 O Perfil de Indutância

Sistemas eletromagnéticos usualmente utilizam bobinas elétricas como fonte de excitação para o fluxo magnético. Sendo assim, inerentemente haverá a existência de uma indutância magnética equivalente vista dos terminais da bobina. No caso de motores de relutância chaveados, lineares ou rotativos, esta indutância equivalente será uma função da posição da estrutura móvel em relação à estrutura fixa (x), considerando uma corrente elétrica (i) constante no enrolamento de excitação, genericamente expressa por (1).

$$L(i, x) = f(x) \Big|_{i=\text{constante}} \quad (1)$$

Na situação em que uma das fases do MLRC é energizada, a peça móvel tende a alinhar-se com o estator na posição em que o fluxo magnético estabelecido localiza o caminho com a menor relutância magnética possível, sendo esta a situação de maior indutância possível, em concordância com (2).

$$L(i, x) = \frac{N^2}{\mathfrak{R}(i, x)} \quad (2)$$

Sendo

$L(i, x)$ a indutância da bobina, dependente da posição x e da corrente elétrica i ,

N o número de espiras da bobina, e

$\mathfrak{R}(i, x)$ a relutância magnética dependente da posição x e da corrente elétrica i e do material magnético utilizado.

Para a posição de menor relutância magnética ou maior indutância por fase, atribui-se o nome de *indutância alinhada* (L_a). Analogamente, para a posição de maior relutância magnética e conseqüente menor indutância, atribui-se o nome de *indutância desalinhada* (L_d).

A operação do Motor Linear de Relutância Chaveado e das máquinas de relutância em

geral é baseada no perfil da indutância da máquina. A indutância é dependente das características físicas da máquina, como dimensões físicas, número de espiras, entreferros, característica magnética do material ferromagnético, bem como da posição do carro em relação ao estator e da corrente elétrica aplicada. Assumindo que o circuito magnético é linear e, conseqüentemente, que as características da indutância são independentes da corrente de excitação do estator, pode-se estabelecer uma relação entre as dimensões da máquina e a indutância como mostrado na Figura 11 (KRISHNAN, 2001a).

Na Figura 11a a posição x_1 indica o início da sobreposição de deslocamento linear do pólo do carro em relação ao pólo do estator e a posição x_2 indica a sobreposição linear completa das suas estruturas. O intervalo de deslocamento linear compreendido entre x_2 e x_3 supõe que o pólo do carro possui largura maior que a largura do pólo do estator e, neste intervalo, a relutância magnética não se altera. Cabe observar que há a possibilidade de a largura do pólo do carro ser maior que a largura do pólo do estator, ocasionando o mesmo comportamento do perfil de indutância descrito na Figura 11a. Entretanto, deve-se atentar que pode ocorrer um aumento significativo da quantidade de material utilizado na estrutura móvel. O intervalo de posição compreendido entre as posições x_3 e x_4 identifica a situação em que há um afastamento entre os pólos do estator e do carro até que, em x_4 , o desalinhamento será completo novamente.

Supondo que a largura dos pólos do carro e do estator sejam semelhantes, o perfil de indutância apresentaria uma característica triangular, conforme mostrado na Figura 11b. Não é comum a prática de pólos no carro possuírem largura menor que a largura dos pólos do estator, pois este aspecto levaria a uma excursão menor da variação de relutância magnética.

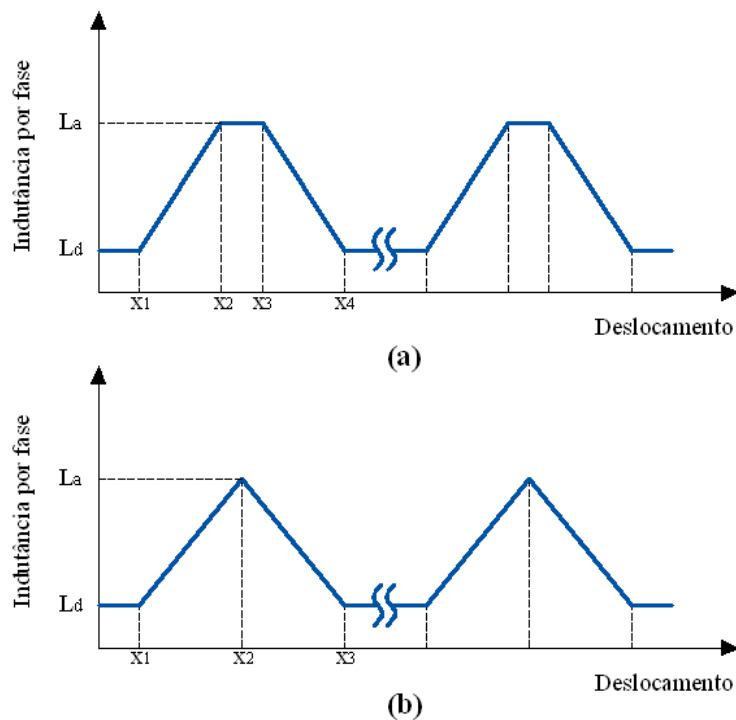


Figura 11 Perfis lineares de indutância para o MLRC: (a) trapezoidal e (b) triangular

1.7.4 Curvas de Magnetização

As curvas de magnetização, ou também chamadas curvas $\lambda \times i$, caracterizam o comportamento de um dispositivo eletromagnético. Além de permitir uma análise de saturação magnética, pode-se avaliar a força desenvolvida entre as partes fixas e móveis, bem como o comportamento dinâmico do dispositivo. De maneira geral, um conjunto de famílias de curvas específicas caracterizará cada dispositivo, sendo que cada curva representa um comportamento de fluxo concatenado (λ) em relação à corrente elétrica (i) para uma determinada posição. Sendo assim, tem-se que

$$\lambda(i, x) = f(i) \Big|_{x=\text{constante}} \quad (3)$$

As curvas de magnetização típicas de um Motor de Relutância Chaveado são mostradas na Figura 14.

Outra consideração importante é que a partir das curvas de magnetização é possível obter a energia armazenada no campo magnético do dispositivo.

Para a ação motora, o balanço de energia para sistemas eletromecânicos (FITZGERALD, 1990) é dado por:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Energia fornecida} \\ \text{pelas} \\ \text{fontes elétricas} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Energia} \\ \text{Mecânica} \\ \text{consumida} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Aumento na Energia} \\ \text{armazenada no} \\ \text{campo magnético} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Energia} \\ \text{convertida} \\ \text{em calor} \end{array} \right) \quad (4)$$

Analisando (4) para o balanço de energia em sistemas eletromecânicos ideais, i.e., sem perdas (KRAUSE, 1989, FITZGERALD, 1990) e simplesmente excitados, o diferencial de energia fornecida pelo sistema elétrico é

$$dW_{el} = dW_{me} + dW_{cm} \quad (5)$$

onde

dW_{me} diferencial de energia fornecida ao sistema mecânico

dW_{cm} diferencial de energia magnética armazenada no campo magnético

O diferencial de energia fornecida pelo sistema elétrico é dada por

$$dW_{el} = e i dt \quad (6)$$

Para um sistema eletromagnético mono-excitado como indicado na Figura 12, a tensão induzida e nas N espiras da bobina é expressa como a variação do fluxo concatenado λ na mesma, em função do tempo. Assim

$$\begin{aligned} e &= N \frac{d\phi}{dt} \\ e &= \frac{d\lambda}{dt} \end{aligned} \quad (7)$$

Substituindo (7) em (6)

$$dW_{el} = i d\lambda \quad (8)$$

com

e sendo a tensão elétrica induzida na bobina (desconsiderada a resistência ôhmica do enrolamento), e

i a corrente elétrica aplicada à bobina.

Uma vez que a força magnética f_e (Figura 12) está definida no sentido contrário ao de atração da peça móvel pelo eletroímã, a energia fornecida ao sistema mecânico W_{me} , é dada por

$$dW_{me} = f_e dx \quad (9)$$

onde

f_e é força eletromagnética, e

x é o deslocamento da peça móvel.

Um exemplo simplificado pode ser observado na Figura 12.

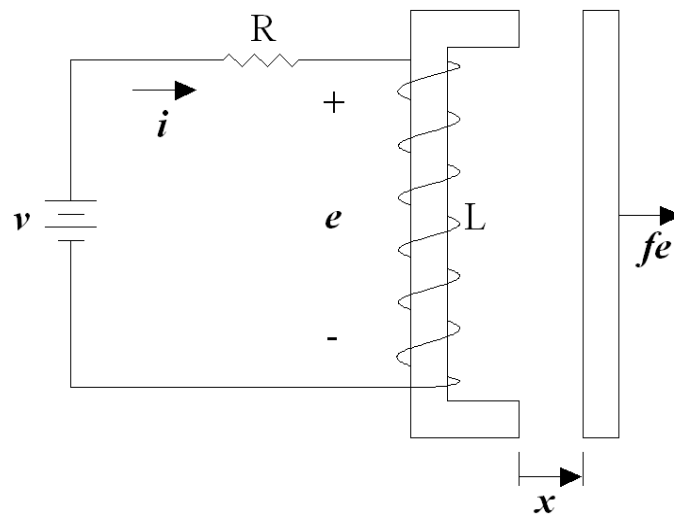


Figura 12 Exemplo simplificado de sistema eletromagnético com uma excitação. A tensão aplicada (v) permite a ocorrência de uma tensão induzida (e) e de uma corrente elétrica (i) nos terminais da bobina. Adaptado de (KRAUSE, 1989)

Substituindo (8) e (9) em (5), obtém-se

$$dW_{cm} = i d\lambda - f_e dx \quad (10)$$

A energia armazenada em um campo conservativo é uma função do estado do sistema de variáveis e não do modo como as variáveis alcançaram aquele estado (KRAUSE, 1989; FITZGERALD, 1990).

Conforme (10), a energia magnética armazenada W_{cm} é função do fluxo concatenado λ e da posição x . Assim, de forma explícita, (10) é reescrita da seguinte forma

$$dW_{cm}(\lambda, x) = i d\lambda - f_e dx \quad (11)$$

A expressão geral para a energia magnética armazenada no campo magnético na forma diferencial é dada por (12) (FITZGERALD, 1990).

$$dW_{cm}(\lambda, x) = \frac{\partial W_{cm}}{\partial \lambda} d\lambda + \frac{\partial W_{cm}}{\partial x} dx \quad (12)$$

Uma vez que λ e x são variáveis independentes, (11) e (12) devem se iguais para todos os valores de $d\lambda$ e dx (FITZGERALD, 1990). Então

$$i = \left. \frac{\partial W_{cm}(\lambda, x)}{\partial \lambda} \right|_{x=\text{constante}} \quad (13)$$

e

$$f_e = - \left. \frac{\partial W_{cm}(\lambda, x)}{\partial x} \right|_{\lambda=\text{constante}} \quad (14)$$

A área sombreada indicada à esquerda na Figura 13 corresponde à energia magnética armazenada no campo magnético. Esta área representa a energia armazenada no campo no instante em que $\lambda=\lambda_a$ e $i=i_a$, por exemplo. A relação entre o fluxo concatenado e a corrente elétrica não serão necessariamente lineares, porém necessitam possuir apenas um valor associado, propriedade esta característica de campos conservativos ou sem perdas (KRAUSE, 1989). Além do mais, como o campo concatenado é conservativo, a energia armazenada em $\lambda=\lambda_a$ e $i=i_a$ é independente da excursão das variáveis elétricas e mecânicas antes de atingirem este estado.

A área sombreada indicada à direita (W_{cc}) na Figura 13 é chamada de *Co-energia* magnética, e é complementar à área total λi (FITZGERALD, 1990).

$$W_{cc}(i, x) = i\lambda - W_{cm}(\lambda, x) \quad (15)$$

Embora a *Co-energia* não tenha uma interpretação física, ela torna-se útil para expressar a força eletromagnética e é adotada apenas por questão de conveniência (FITZGERALD, 1990).

Usualmente, prefere-se expressar a força magnética em termos da corrente elétrica i .

Como

$$d(i\lambda) = i d\lambda + \lambda di \quad (16)$$

e tomando a forma diferencial de $dW_{cm}(\lambda, x)$ de (11)

$$dW_{cc}(i, x) = d(i\lambda) - dW_{cm}(\lambda, x) \quad (17)$$

Substituindo (11) e (16) em (17)

$$dW_{cc}(i, x) = \lambda di + f_e dx \quad (18)$$

A *co-energia* magnética também é uma função do estado das duas variáveis independentes i e x (FITZGERALD, 1990). Sendo assim, a sua forma diferencial pode ser expressa como

$$dW_{cc}(i, x) = \frac{\partial W_{cc}}{\partial i} di + \frac{\partial W_{cc}}{\partial x} dx \quad (19)$$

Como as equações (18) e (19) devem ser iguais para todos os valores de di e dx (FITZGERALD, 1990), segue que

$$\lambda = \left. \frac{\partial W_{cc}(i, x)}{\partial i} \right|_{x=\text{constante}} \quad (20)$$

$$f_e = \left. \frac{\partial W_{cc}(i, x)}{\partial x} \right|_{i=\text{constante}} \quad (21)$$

Sendo assim, (21) exprime a força mecânica diretamente em termos da corrente elétrica e do deslocamento. Ainda, (14) e (21) são equivalentes (FITZGERALD, 1990) e podem ser utilizadas de acordo com a conveniência do usuário.

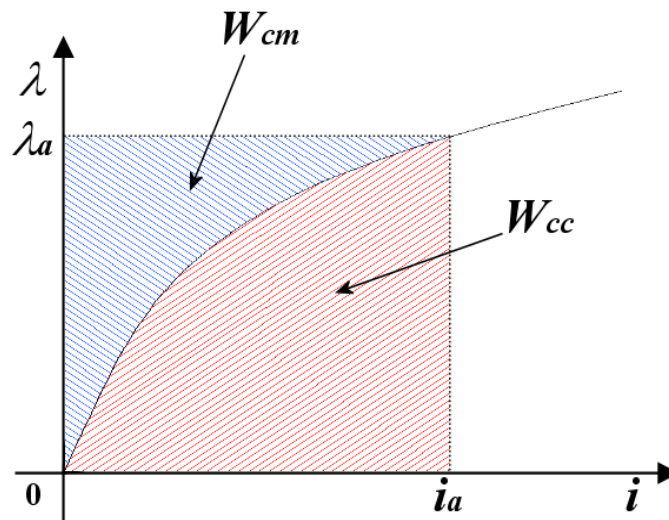


Figura 13 Energia e Co-Energia armazenadas em um campo magnético de um dispositivo excitado por uma única excitação elétrica (KRAUSE, 1989; FITZGERALD, 1990)

Através da Figura 13, pode-se inferir que a soma de W_{cm} e W_{cc} resulta no produto λi , matematicamente expressa por (22).

$$\lambda i = W_{cc} + W_{cm} \quad (22)$$

A Figura 14 ilustra um conjunto de curvas de magnetização características de motores de relutância chaveados, onde a curva inferior representa a característica em desalinhamento (situação em que o circuito magnético caracteriza-se pela existência de uma relutância magnética equivalente máxima) e a curva no extremo superior, a característica em alinhamento (situação em que o circuito magnético caracteriza-se pela existência de uma relutância magnética equivalente mínima). Por conseqüência, as curvas restantes representam as posições intermediárias do movimento. Ainda na mesma figura, a mudança de posição da estrutura móvel de x_a para x_b , para uma corrente elétrica constante i , ocasiona uma variação no fluxo concatenado e, por conseguinte, uma variação da energia (W_{cm}) armazenada no campo magnético ou, ainda, de seu complemento – a co-energia (W_{cc}) –, esta indicada na área sombreada. As curvas de magnetização, para o alinhamento e para o desalinhamento, do MLTRC de Fluxo Transversal são apresentadas na Figura 15, obtidas através da análise numérica.

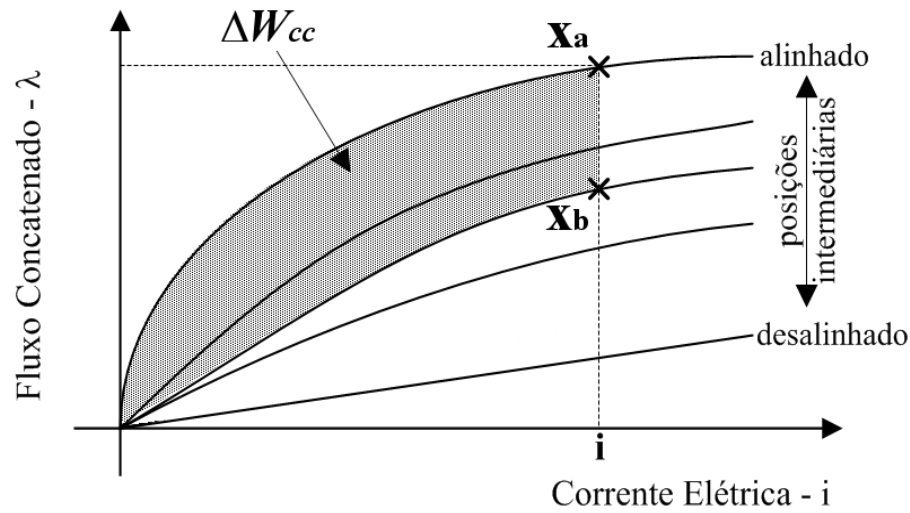


Figura 14 Conjunto de Curvas de Magnetização típicas de um MRC

Curvas de Magnetização

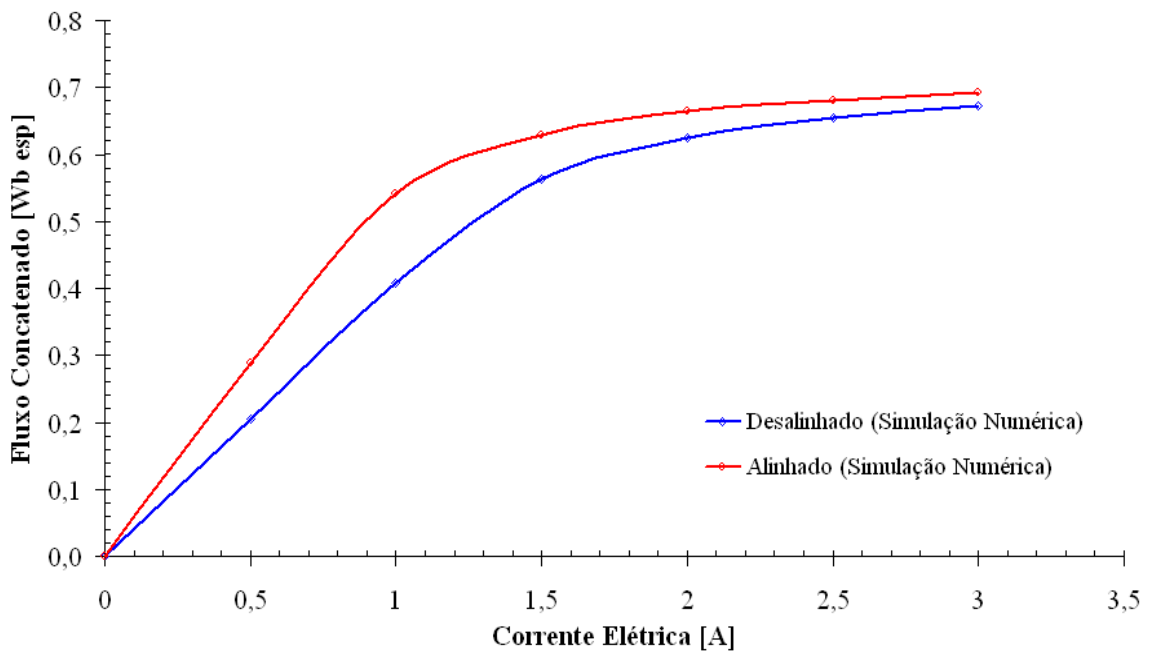


Figura 15 Curvas de Magnetização características do MLTRC de Fluxo Transversal de estator simples proposto. Valores obtidos através de análise numérica

1.7.5 Força Eletromagnética

Um material ferromagnético sofre esforço na presença de um campo magnético, seja este esforço linear ou rotativo. A análise de força magnética em Motores de Relutância Chaveados (conforme já mencionado) baseia-se na variação da co-energia magnética

armazenada no campo magnético obtida a partir das curvas de magnetização específicas. Esta forma de análise encontra-se amplamente divulgada e esclarecida, sendo que pode ser naturalmente estendida à análise de força magnética dos Motores Lineares de Relutância Chaveados.

Diversos autores têm apresentado o desenvolvimento matemático das equações que regem o cálculo da força magnética, não sendo objetivo desta dissertação comprovar matematicamente estas equações.

Então, uma vez elucidados os conceitos de curvas de magnetização e da co-energia magnética, a força magnética desenvolvida em um Motor Linear de Relutância Chaveado, sendo este um dispositivo eletromagnético passível de modelagem através de curvas de magnetização (CORDA, 1995; DESHPANDE, 2000; KRISHNAN, 2001a; RADUN, 2000), pode ser definida, independentemente de um comportamento linear ou não-linear, por (KRAUSE, 1989; FITZGERALD, 1990)

$$f_e(i, x) = \frac{\partial W_{cc}(i, x)}{\partial x} \quad (23)$$

Considerando um comportamento linear das curvas de magnetização do sistema magnético sob análise, situação apresentada na Figura 16, a co-energia magnética pode ser expressa por (CHAI, 1998)

$$W_{cc}(i) = \frac{1}{2} Li^2 \quad (24)$$

e a força magnética, obtida a partir de (24), como (CHAI, 1998; KRISHNAN, 2001a)

$$f_e(i, x) = \frac{1}{2} i^2 \frac{dL}{dx} \quad (25)$$

Novamente, (25) é apenas uma particularização de (23), sendo que (23) representa o equacionamento generalizado da força magnética, independentemente da não-linearidade do sistema sob análise.

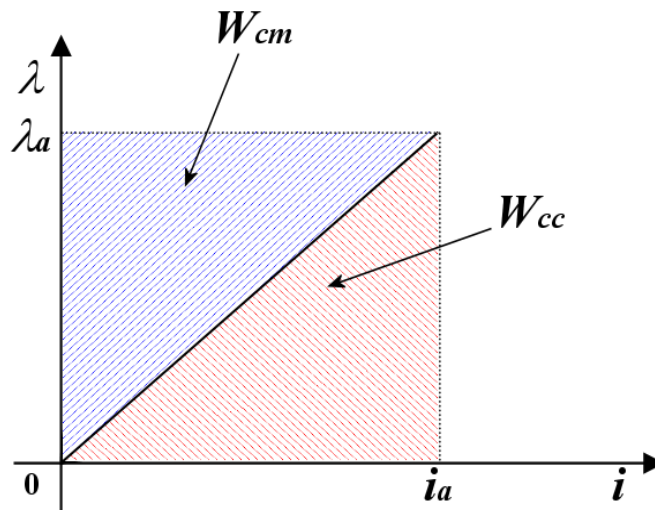


Figura 16 Análise linear da Energia e Co-Energia armazenadas em um campo magnético de um dispositivo com uma excitação elétrica (CHAI, 1998)

1.7.6 Equações Elétricas para o Movimento

Complementando, as equações elétricas para o movimento são resultantes da igualdade entre a tensão nos terminais da fase e a diferenciação do fluxo concatenado por fase em relação ao tempo (RADUN, 2000):

$$v = \frac{d\lambda(i, x)}{dt} \quad (26)$$

Como a corrente elétrica e a posição são variáveis dependentes do tempo, o conceito de derivadas parciais deve ser introduzido:

$$v = \frac{\partial \lambda(i, x)}{\partial i} \frac{di}{dt} + \frac{\partial \lambda(i, x)}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (27)$$

A equação (27) pode ser reescrita como

$$v = L(i, x) \frac{di}{dt} + K(i, x) \frac{dx}{dt} \quad (28)$$

onde

$$L(i, x) = \frac{\partial \lambda(i, x)}{\partial i} \quad (29)$$

é a indutância de fase e

$$K(i, x) = \frac{\partial \lambda(i, x)}{\partial x} \quad (30)$$

é a constante de força magnetomotriz reversa (RADUN, 2000). Deve-se ter em mente que dx/dt em (28) é a velocidade de deslocamento do secundário em relação ao primário.

2 DESCRIÇÃO DO MLTRC

Uma vez introduzidos os aspectos pertinentes em relação ao entendimento, estudo e às ferramentas de análise dos Motores Lineares de Relutância Chaveados, esta seção contempla a descrição, os aspectos referentes ao estudo teórico, à operação, às configurações, à disposição das fases e à sensibilidade à variação do entreferro.

2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Conforme as configurações e topologias citadas em 1.7 para o Motor Linear de Relutância Chaveado, propõe-se um primeiro atuador eletromagnético linear de fluxo transversal com estator (primário) ativo e carro (secundário) não-ativo. O atuador então proposto caracteriza-se como um Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, composto por: um conjunto de estatores simples ou duplos de material ferromagnético envoltos por bobinas (primário); blocos cilíndricos maciços de material ferromagnético; e uma guia cilíndrica oca e não magnética que engloba e fixa os cilindros em seu interior (Figura 17). Ao conjunto de blocos cilíndricos e guia dá-se o nome de secundário ou carro. O motor será acionado por circuitos de controle e acionamento dedicados.

O estator deste dispositivo é formado por seções de núcleos ferromagnéticos, podendo ser laminados (uma vez analisado o efeito das correntes parasitas decorrente do regime dinâmico ou da variação de corrente elétrica ao longo do tempo), em forma de U com faces polares curvilíneas envoltos por bobinas elétricas, conforme mostrado na Figura 17 e na Figura 18. O número de estatores deve ser compatível com o tipo de acionamento em corrente contínua utilizado e com o desempenho desejado para o motor linear.

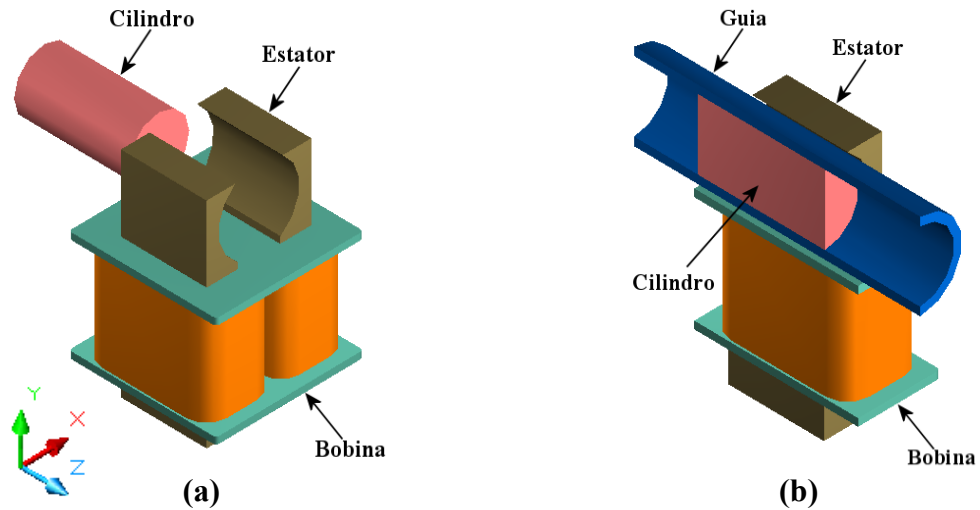


Figura 17 Vistas isométricas do primário (estator simples) e secundário: completa sem a guia (a) e em corte longitudinal (b)

Os blocos cilíndricos possuem comprimento maior ou igual à espessura dos estatores, dependendo do perfil da curva de força desejado. Na Figura 17, o cilindro possui comprimento maior que a espessura do estator. Neste caso, arbitrou-se um cilindro de 35mm. O critério para a escolha de um cilindro de comprimento maior que a largura do estator está baseado nos perfis de indutância apresentados na Figura 11. Sendo assim, um cilindro de comprimento maior que a largura do estator propiciará uma variação nula na relutância magnética do circuito magnético — uma vez desconsideradas as não-linearidades — entre as posições x_2 e x_3 indicadas no perfil de indutância trapezoidal da Figura 11. Como a força de relutância é baseada na variação de relutância magnética, a força resultante será nula. Estando presentes as não-lineares do circuito magnético considerado, o perfil de indutância não será necessariamente trapezoidal.

A Figura 18 apresenta o primário (estator simples e bobina) e o secundário do MLTRC sem a guia. O suporte de alumínio mostrado na Figura 18 é responsável por fixar e alinhar cada estator do primário em uma base não magnética (mostrada na Figura 22), de forma a permitir a excursão do carro entre as faces polares dos diversos estatores.

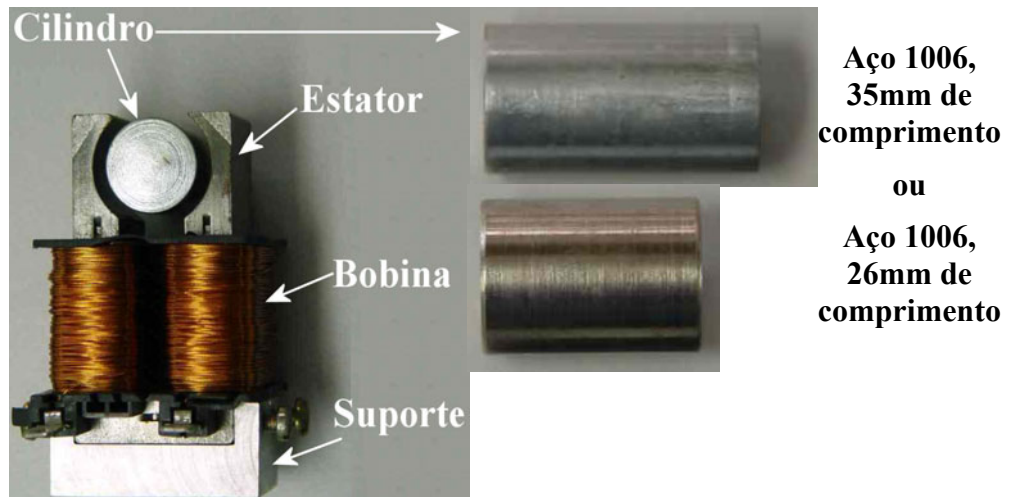


Figura 18 Primário e secundário do MLTRC, sem a guia. Os cilindros maciços de aço 1006 podem ser vistos em detalhe. Para evitar o efeito de corrosão, ambos possuem um revestimento de níquel

O revestimento de níquel sobre os cilindros evita a corrosão dos mesmos, o que inviabilizaria a sua retirada do interior da guia. Por outro lado, os cilindros podem ser colados ou comprimidos entre os espaçadores cilíndricos não magnéticos (Figura 19) no interior da guia, com o intuito de fixá-los e garantir a sua correta localização. No entanto, uma vez definidas a distribuição de todo o conjunto (guia e espaçadores, por exemplo) inserido na guia e suas respectivas posições, não haverá necessidade de removê-los.



Figura 19 Tamanhos diferenciados de espaçadores (nylon) não magnéticos

Os estatores do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal aqui descrito são de aço 1006, bem como os cilindros ferromagnéticos. Como variante, podem-se utilizar outros materiais, desde que sejam atendidas as premissas básicas de caracterização do motor. Por tratar-se de estatores de aço 1006 preexistentes, neste trabalho apresenta-se, como variante, apenas resultados envolvendo cilindros de SMC SOMALOY™

500 (Figura 20). Materiais do tipo SMC consistem de partículas de liga ferromagnética macia que podem possuir uma camada de isolamento em sua superfície ou resistividade mais elevada. As partículas são submetidas à uma alta pressão de compactação. Como resultado, Compostos magnéticos Macios:

- a) Possuem resistividade elétrica equivalente elevada (limitando a ocorrência de correntes parasitas);
- b) São ISOTRÓPICOS (mesmas propriedades físicas em todas as direções): magnética e elétrica;
- c) São recomendáveis para aplicações em frequências elevadas;
- d) Permitem a elaboração de peças mecânicas complexas, desde que exista um molde.

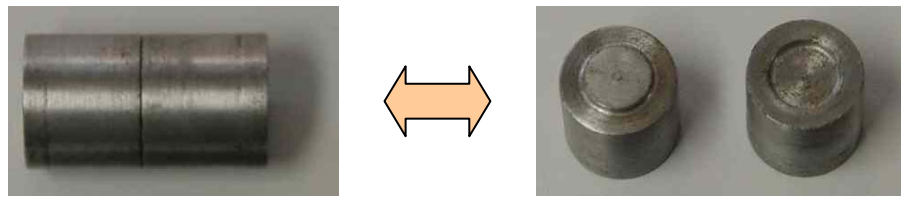


Figura 20 Amostras cilíndricas de SMC usinadas

De acordo com as limitações de fabricação, as amostras originais de SOMALOY™ 500 disponíveis possuem 25mm de diâmetro e apenas 20mm de comprimento axial, sendo necessária a redução de seu diâmetro e a utilização de 2 amostras devidamente encaixadas entre si para a obtenção de um único cilindro de 35mm de comprimento, como mostrado na Figura 20. Com relação às propriedades magnéticas, o SOMALOY™ 500 (HÖGANÄS, 1997) apresenta densidade de fluxo magnético (B_{50}) inferior ao aço 1006 laminado (Tabela 1). Além do mais, comparativamente, as perdas magnéticas existentes para uma frequência de 60Hz e módulo de densidade de fluxo magnético de 1T são de, aproximadamente, 10W/kg para o aço 1006 laminado e 8W/kg para o SOMALOY™ 500. Esta consideração é importante, pois tendo em vista o acionamento das fases através de chaves transistorizadas,

provavelmente com frequências de chaveamento maiores que 60Hz, as diferenças entre as perdas magnéticas dos materiais ferromagnéticos envolvidos serão relevantes.

Tabela 1 Algumas características físicas

PERDAS MAGNÉTICAS @ 1T, 60Hz		B @ 50kA/m (B ₅₀)	
SOMALOY™ 500 (HÖGANÄS, 1997)	AÇO 1006 Laminado	SOMALOY™ 500 (HÖGANÄS, 1997)	AÇO 1006 Laminado
8 W/kg	10 W/kg	1,9 T	1,7 T

Uma ilustração do MLTRC de estatores simples pode ser vista na Figura 21 e supõe-se que o primário esteja fixado. O dispositivo poderá ainda ser composto por uma carcaça externa, responsável pela proteção do motor e fixação das partes na carga. Necessariamente, o MLTRC deverá estar anexado a mancais que serão responsáveis por posicionar e alinhar o secundário com o eixo central das faces polares dos estatores do primário, permitindo o movimento linear da parte móvel. O primário também deverá ser fixado, impedindo que ocorra alteração de posição de seus estatores. O protótipo construído está alojado sobre uma base não magnética que permite o ajuste de posição dos estatores e não interfere no campo magnético destes (Figura 22). Contudo, pode-se garantir a fixação precisa dos estatores por intermédio de roscas ajustáveis aos respectivos suportes de alumínio que fixam cada estator (Figura 18).

A estrutura completa (base não magnética, mancais e suportes dos estatores) mostrada na fixação do protótipo do MLTRC de estatores duplos da Figura 25 e da Figura 26 é de uso comum para a montagem física do MLTRC de estatores simples da Figura 21.

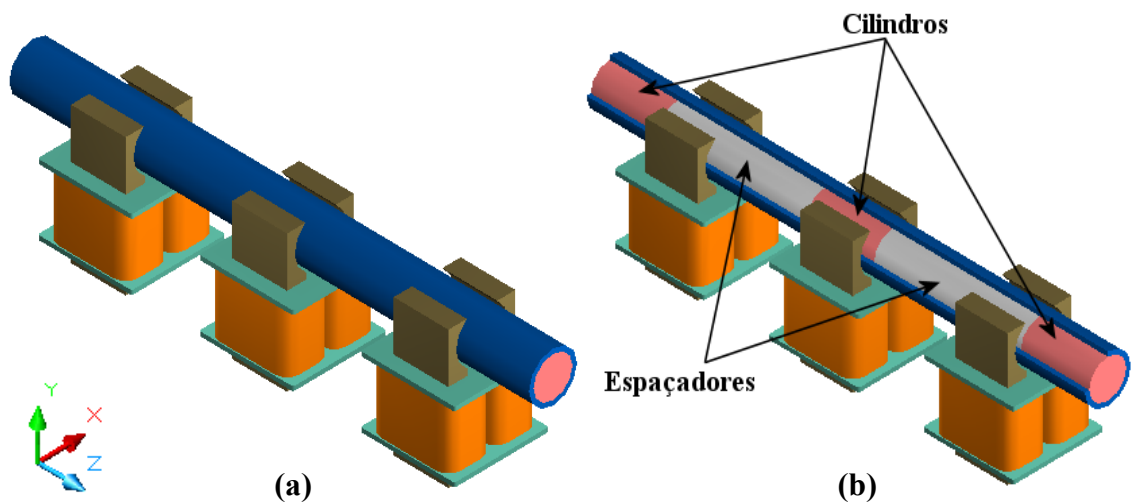


Figura 21 Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases e estatores simples. Vista isométrica completa (a) e com a guia seccionada (b), mostrando com detalhe a distribuição dos cilindros e dos espaçadores

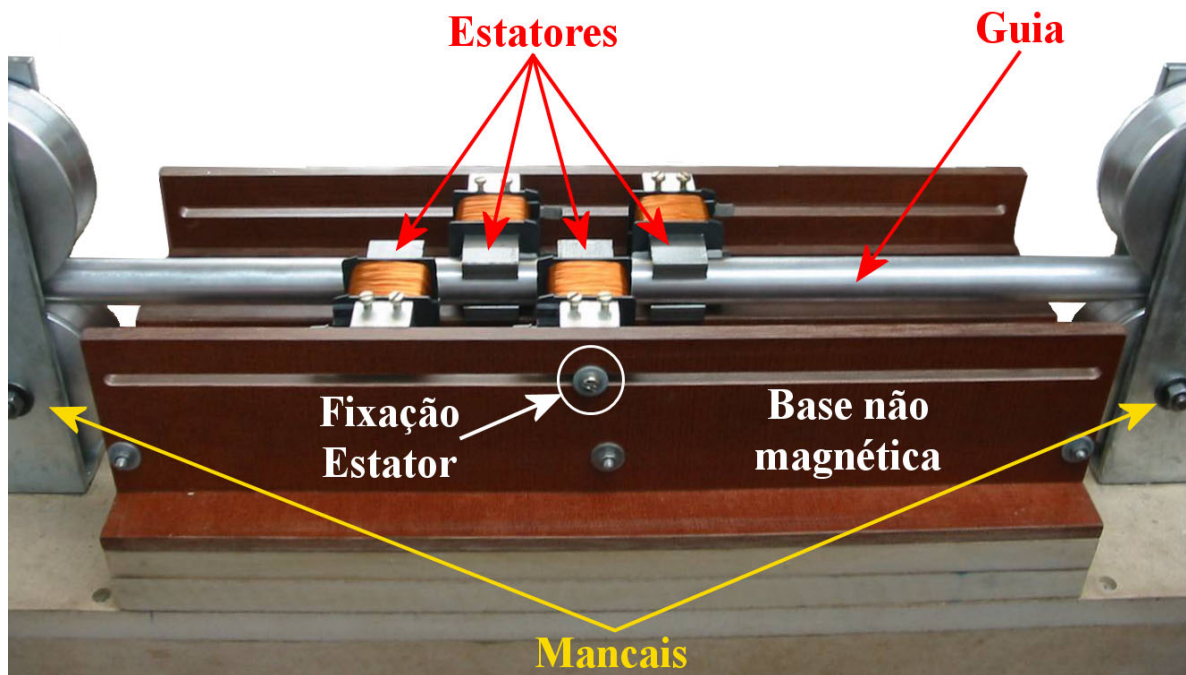


Figura 22 Primário (com 4 estatores simples) fixado na base não magnética

A parte móvel poderá ser tanto o primário, quanto o secundário, dependendo da aplicação e facilidade de implementação na carga desejada. Para tanto, basta fixar uma dessas partes e deixar a outra livre para o movimento. No entanto, torna-se aconselhável a movimentação da guia cilíndrica, por apresentar formato compacto e ser mais leve que o primário e por não possuir bobinas, eliminando a necessidade de escovas e pistas coletoras.

Com o intuito de evitar a flexão do secundário devido aos esforços de sustentação dos cilindros e da própria guia, a rigidez mecânica do secundário é imprescindível para evitar o contato (atrito) com as faces polares dos estatores, para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal.

Sob o ponto de vista das componentes da força resultante exercida, será mostrado que, devido à simetria dos estatores quanto à contraposição de suas faces polares, para o eixo coordenado indicado na Figura 17, a componente de força na direção x é teoricamente nula, enquanto que as componentes de força nas direções y e z não o são. Para a direção y , há a presença de uma componente de força — normal ao movimento — e, portanto, indesejável.

Havendo a possibilidade de compensar a ação desta força normal ao movimento, uma nova configuração para os estatores foi desenvolvida, sendo esta uma adaptação da primeira.

Nesta nova configuração, dois estatores são colocados em contraposição e suas bobinas ligadas em série, de modo a permitir a perfeita excursão da guia e mantendo o afastamento necessário (entreferro). Para que isto fosse possível, houve a necessidade de usinagem de 50% da parte superior das faces polares, visando a perfeita junção dos núcleos ferromagnéticos, como pode ser observado no modelo real da Figura 23. Na Figura 24, tem-se as vistas completa (a) e em corte longitudinal (b) de uma fase, com a existência de um trecho da guia.

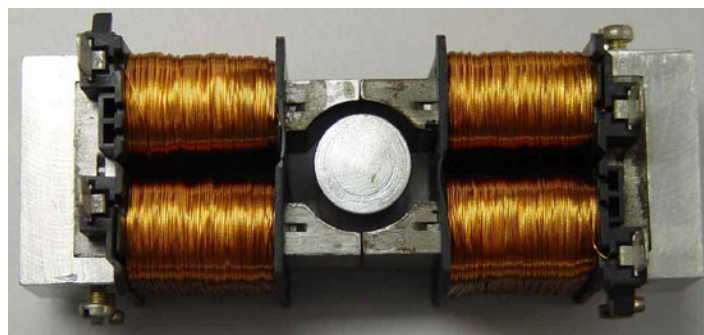


Figura 23 Estator duplo englobando o cilindro ferromagnético (a guia foi omitida)

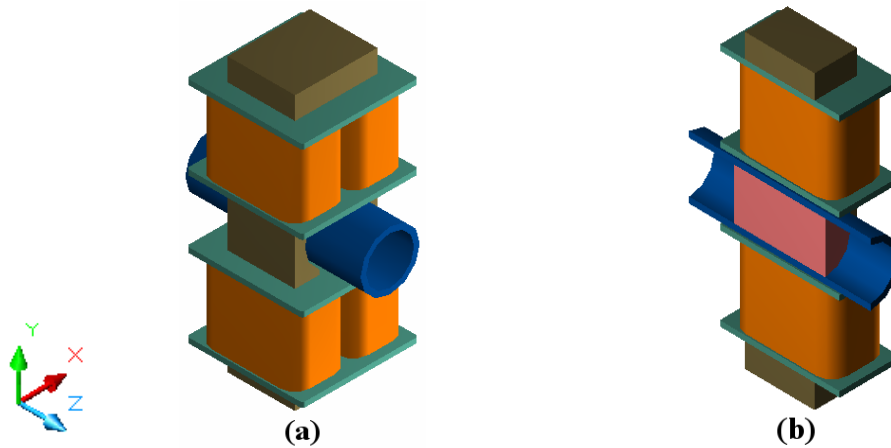


Figura 24 Vistas isométricas do primário (estator duplo) e secundário: completa (a) e em corte longitudinal (b)

A Figura 25 e a Figura 26 mostram o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal sem e com a presença da guia, respectivamente. Cada um dos 4 mancais indicados na Figura 25 é composto por 2 roldanas em ‘V’, sendo que as roldanas superiores podem sofrer ajuste na altura de seus respectivos eixos de rotação, permitindo que o secundário possa excursionar, com o menor contato possível, apenas na direção do movimento linear, passando pelos estatores do primário. É importante ressaltar que a compensação da força normal ao movimento, uma vez garantidas as condições de simetria, proporciona uma redução no atrito do secundário com os mancais e praticamente elimina a possibilidade de flexão do mesmo por ação de força magnética.

O motor deverá ser controlado por um circuito elétrico analógico ou digital que consiga obter a posição relativa do secundário em relação ao primário e que possa acionar a respectiva fase em corrente contínua, permitindo o chaveamento entre as diversas bobinas dos estatores e o conseqüente movimento.

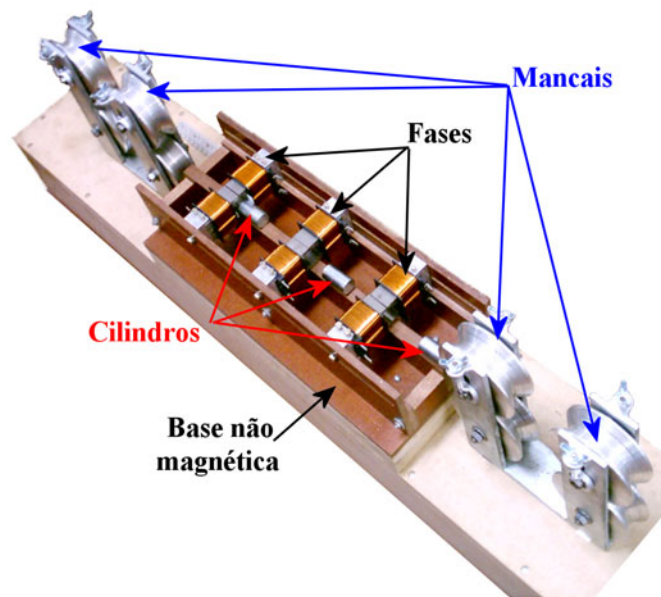


Figura 25 Protótipo (sem guia) do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases de estatores duplos

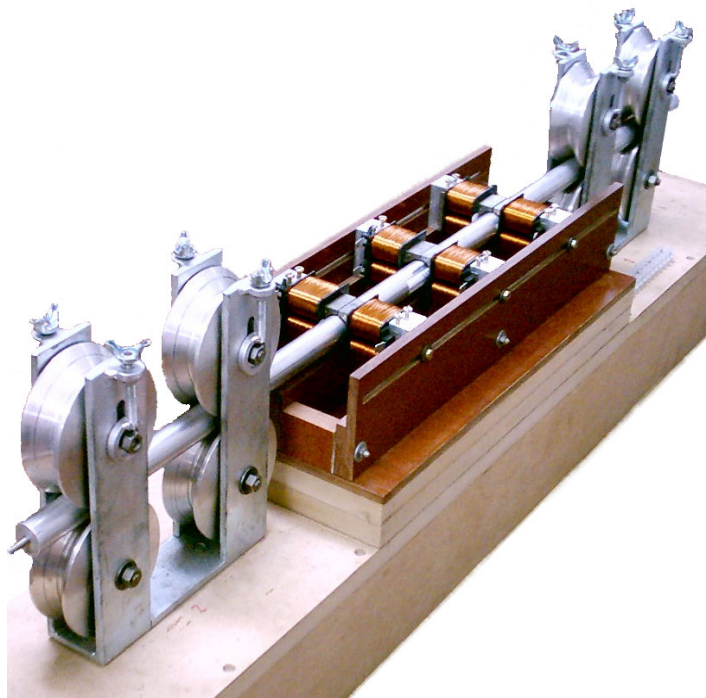


Figura 26 Vista completa do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases de estatores duplos

2.2 AVALIAÇÃO TEÓRICA

Embora o princípio de funcionamento de Motores Lineares Tubulares de Relutância Chaveados de Fluxo Transversal seja facilmente assimilado, a sua correta modelagem

dependerá de uma série de pré-requisitos geralmente específicos.

Basicamente, o foco de desenvolvimento de um modelo analítico prevê a representação das variáveis de saída do dispositivo em função das variáveis de entrada. Sendo assim, pode-se alterar um ou mais parâmetros verificando a influência no comportamento ou desempenho do mesmo, proporcionando uma maior compreensão. As variáveis de entrada podem ser corrente, número de espiras, comprimento do entreferro, volume, etc.

Ou seja, a obtenção de um equacionamento matemático que represente adequada e satisfatoriamente o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, com a vantagem de que se possam relacionar mutuamente suas diversas variáveis eletromecânicas, não é trivial. Como observado e bem conhecido, a modelagem via método dos elementos finitos também é susceptível às características do protótipo.

A Figura 27 ilustra o resultado da simulação numérica para a configuração de estator simples do MLTRC de Fluxo Transversal. Nesta figura, contempla-se a distribuição das linhas de fluxo magnético, onde se identifica, ainda que de forma aproximada, as regiões onde se situam partes do fluxo magnético gerado pelas bobinas e que não são estabelecidos através do cilindro do carro (região de fluxo disperso nas bobinas). Ainda, o então chamado fluxo magnético de retorno, compreendido na região de distribuição de fluxo magnético indicada, também não é compartilhado com o cilindro e retorna pelo núcleo ferromagnético do estator. Mesmo que estas e outras parcelas de fluxo que não se estabelecem pelo cilindro do secundário sejam inferiores à parcela de fluxo principal que se estabelece no cilindro, a desconsideração acarretaria em um erro, pois o circuito magnético equivalente, visto pelas bobinas, compreende todos os caminhos de fluxo existentes. Muito embora o fluxo intensificado devido à proximidade das bobinas atravesse o cilindro e contribua para a atração do mesmo na direção z (indicada na Figura 27), este fluxo também exerce atração do cilindro na direção y negativo. Ainda, são dificultosas a identificação e modelagem dos caminhos de

relutância magnética associados a esta região, devido à necessidade de representação de áreas de seção transversais ao fluxo ali estabelecido. Do ponto de vista experimental, pode-se obter a indutância equivalente do circuito. Porém, nesse aspecto, para um modelo analítico baseado em parâmetros concentrados, será consideravelmente difícil identificar todas as devidas parcelas de fluxo magnético que, efetivamente, são responsáveis pelo movimento do carro. Devido a esta distribuição do campo magnético, a complexidade de um modelo analítico que descreva apropriadamente o comportamento do MLTRC de Fluxo Transversal torna-se elevada, mesmo quando desconsideradas as características magnéticas não-lineares dos materiais deste dispositivo. Assim, optou-se pela modelagem numérica através do método dos elementos finitos, que trata esses aspectos considerando parâmetros distribuídos pelo volume de análise como um todo, não fazendo distinção ou segregação entre eles e ainda considera não linearidades.

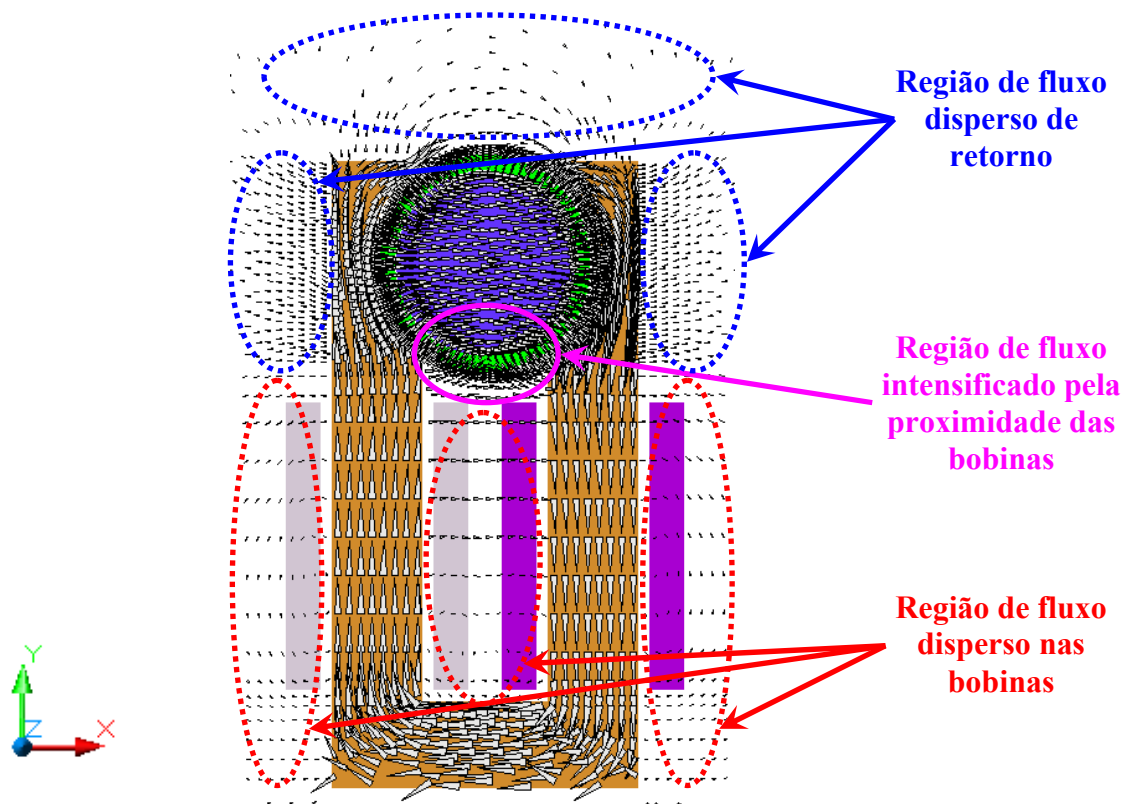


Figura 27 Campo de vetores de densidade de fluxo magnético estabelecido em torno do MLTRC de Fluxo Transversal de estator simples. Posição de alinhamento completo

A literatura encontrada e consultada refere-se à modelagem de Motores Rotativos de Relutância Chaveados. Embora existam inúmeras e variadas modelagens analíticas para os Motores Rotativos de Relutância Chaveados, algumas utilizam resultados experimentais e numéricos previamente obtidos. Mesmo assim, a estruturação e compreensão da metodologia não eram satisfatórias.

Outra modelagem encontrada (KRISHNAN, 2001a), neste caso para Motores Lineares de Relutância de Fluxo Longitudinal, pode ser aplicada e estendida para qualquer tipo de dispositivo, pois utiliza como ponto de partida a obtenção dos caminhos de fluxo magnético. Embora pareça simples, a tarefa de obtenção dos caminhos do fluxo magnético (quando considerado o espaço tridimensional e o fluxo disperso) é extremamente exaustiva. Ainda, é necessária a utilização de um algoritmo iterativo para resolução das diversas equações obtidas para os diferentes caminhos magnéticos, permitindo a inserção da curva de magnetização dos materiais envolvidos. Inclusive, a inserção de mais de um material ferromagnético aumenta a complexidade de convergência deste algoritmo. Mais uma vez, a análise via método dos elementos finitos leva vantagem.

O modelo apresentado por Radun (2000) também permite a inclusão de curvas de magnetização ($B \times H$) do material, com a vantagem de que seu modelo não utiliza dados preexistentes. Baseia-se na lei de Ampère para a intensidade de campo, a partir da qual derivam as equações para o fluxo concatenado pelos núcleos ferromagnéticos e para o fluxo disperso. Em seu modelo, os contornos da lei de Ampère são mostrados na Figura 28.

É importante ressaltar que esta análise exige o conhecimento prévio de uma equação que represente analiticamente o comportamento da curva de magnetização dos materiais de interesse.

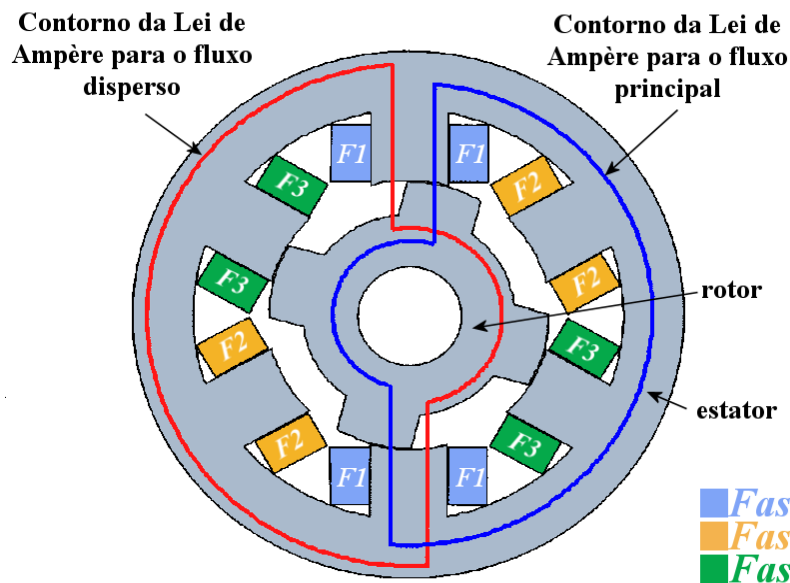


Figura 28 Contornos da Lei de Ampère para obtenção da intensidade de campo magnético de um MRRC (RADUN, 2000)

Então, uma vez obtidos os respectivos fluxos disperso e principal separadamente, a adição deles retornará o fluxo concatenado total estabelecido no circuito magnético. Considerando o fluxo concatenado total, a partir de (23) e (29) deriva-se a força magnética e a indutância, respectivamente.

O Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal analisado apresenta fluxo disperso considerável (como será mostrado na seção 3.5) e de difícil modelagem, principalmente na região das bobinas. A modelagem proposta por Radun (2000), de forma adaptada, é claro, não apresentou resultados satisfatórios para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal. A primeira condição observada é de que há independência entre as fases de excitação do MRRC, ou seja, o fluxo estabelecido depende apenas da posição do rotor e da corrente elétrica na fase em questão. Neste aspecto, as fases do MLTRC podem ser devidamente espaçadas a fim de atender tal restrição. Contudo, note que os contornos da lei de Ampère utilizados (Figura 28) consideram a dispersão do fluxo apenas na região do entreferro em que não há sobreposição dos ângulos de posição entre as faces polares do estator e do rotor. A modelagem (RADUN, 2000) apresenta resultados satisfatórios para um MRRC de 3 fases, 90kW, 6/4 (seis pólos no estator e 4 pólos

no rotor) (RADUN, 2000).

A observação de que o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal analisado não possui dimensões apropriadas e otimizadas é importante e altamente relevante no aspecto de modelagem analítica, pois uma série de simplificações não pode ser inferida na análise, aumentando a complexidade do modelo. Embora o MRRC de 3 fases, 90kW, 6/4 (RADUN, 2000) possua as bobinas conectadas em série, da mesma forma que as bobinas do MLTRC, neste, as bobinas e os núcleos ferromagnéticos estão próximos, de maneira a permitir o estabelecimento de fluxo disperso que não contribuirá para o deslocamento do cilindro ferromagnético.

Como mencionado, vários autores apresentam modelagens baseadas em dados preexistentes, como por exemplo, perfis de indutância e curvas de magnetização com os quais os resultados de força são obtidos. Idealmente, prefere-se a inclusão explícita das dimensões físicas do MLTRC, permitindo uma análise direta dos parâmetros de projeto.

Os chamados “dados preexistentes” podem ser obtidos através de levantamentos experimentais ou via modelagens numéricas. Não obstante, o advento de computadores com poder de processamento cada vez maior facilita a obtenção de novos dados mediante alteração de um ou mais parâmetros de projeto. Conseqüentemente, a proposição de um modelo analítico, considerando valores pré-existentes, é viável. Entretanto, não será o foco deste trabalho, dada a sua complexidade. Porém, serve claramente como um foco de estudo posterior.

2.3 FUNCIONAMENTO E OPERAÇÃO

Na seção 1.7.2 descreveu-se a operação elementar de um MLRC de fluxo longitudinal de 3 fases. De modo análogo, o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal tende a posicionar o cilindro ferromagnético mais próximo ao estator acionado na

situação de menor relutância magnética possível. A este efeito estará associada uma força, que pode ser incrementada com a adição de mais estatores e cilindros na mesma fase. Na verdade, a configuração de estatores simples apresenta uma força normal, além da força exercida na direção do movimento. A existência de uma força normal ao movimento expõe implicações importantes à cerca da distribuição e disposição dos estatores do primário, como será explanado.

Sobre a operação do MLTRC de Fluxo Transversal, alguns itens importantes referentes ao seu acionamento, medição de posição e controle também são expostos, tendo em vista a operação elementar.

2.3.1 Funcionamento

O movimento linear do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal mostrado na Figura 21 será analisado passo a passo, i.e., fase a fase, permitindo a interpretação correta acerca de sua operação. Salienta-se que para cada estator de cada fase do primário deverá existir um cilindro ferromagnético associado, de forma a evitar que algum estator seja acionado desnecessariamente.

Inicialmente, o carro está na posição mostrada na Figura 30a. Inicia-se o movimento acionando-se a fase $F2$, pois nesta posição inicial do carro, encontra-se o cilindro ferromagnético que desenvolverá, sob influência do fluxo magnético estabelecido entre os pólos do estator desta fase, maior excursão linear até ser completamente alinhado (posição de menor relutância magnética) com o estator da fase $F2$ (Figura 30b). Visando a continuidade do movimento, a próxima fase (Figura 30b) a ser considerada é a $F3$, que trará o carro para a posição indicada na Figura 30c. Com isto, finaliza-se a excursão linear em um sentido e cuja seqüência de acionamento das fases foi $F2F3$, sendo possível efetuar o movimento no sentido oposto. Para tanto, a fase $F2$ (Figura 30c) será novamente acionada e deslocará o carro para a

posição da Figura 30d. Agora, a fase *F1* da Figura 30d será acionada, trazendo o seu respectivo cilindro adjacente para o alinhamento (Figura 30e), concluindo o movimento e deslocando o carro para a posição inicial indicada na Figura 30a. Para o caminho de volta, a seqüência de acionamento das fases foi *F2F1*.

A seqüência de acionamento apresentada na Figura 30 exige que pelo menos um cilindro do carro esteja em posição de desalinhamento propício, por exemplo, o cilindro da fase *F2* da Figura 30a, pois nesta situação a força é máxima (como será mostrado oportunamente). Entretanto, esta é uma consideração ideal, pois na prática, o carro pode parar a qualquer momento e em qualquer posição. Com base nisto, o sensor de posição torna-se responsável por informar ao sistema de acionamento qual é a posição do carro para que este último possa acionar a fase mais adequada, independentemente do ponto de parada, impondo o movimento ao carro no sentido desejado. Uma vez existindo uma carga a ser acionada na partida e não havendo nenhum cilindro em posição de desalinhamento propício, o acionamento deve prover uma corrente elétrica adequada a esta situação.

Na Figura 29 e na Figura 30, os cilindros do MLTRC de Fluxo Transversal possuem comprimento (E_s) maior que a largura dos estatores (E_p). Para esta circunstância e para uma distância entre estatores D_p (indicada na Figura 29), a distância entre os cilindros do secundário (D_s) deverá ser de

$$D_s = D_p + E_p - \left(\frac{E_s - E_p}{2} \right) \quad (31)$$

$$D_s = D_p + \frac{3}{2} E_p - \frac{1}{2} E_s$$

para

D_p	Distância entre os estatores do primário [mm]
D_s	Distância entre os cilindros do secundário [mm]
E_p	Espessura do estator do primário [mm]

E_s Espessura do cilindro ferromagnético do secundário [mm]

Desta maneira, os cilindros estarão corretamente posicionados, permitindo que a seqüência de acionamento das fases seja cumprida. Ainda, considerando a situação em que $E_s = E_p$, a distância entre os cilindros será

$$D_s = D_p + E_p \quad (32)$$

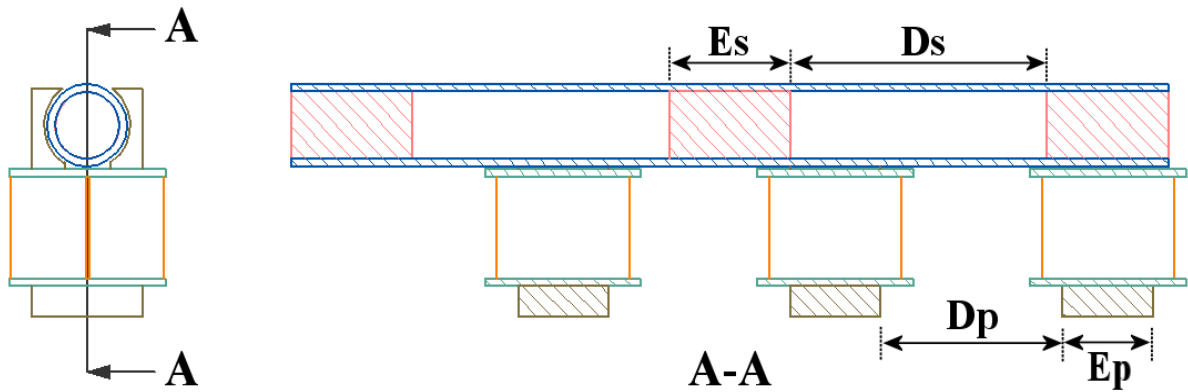


Figura 29 Vista do corte longitudinal A-A do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 Fases

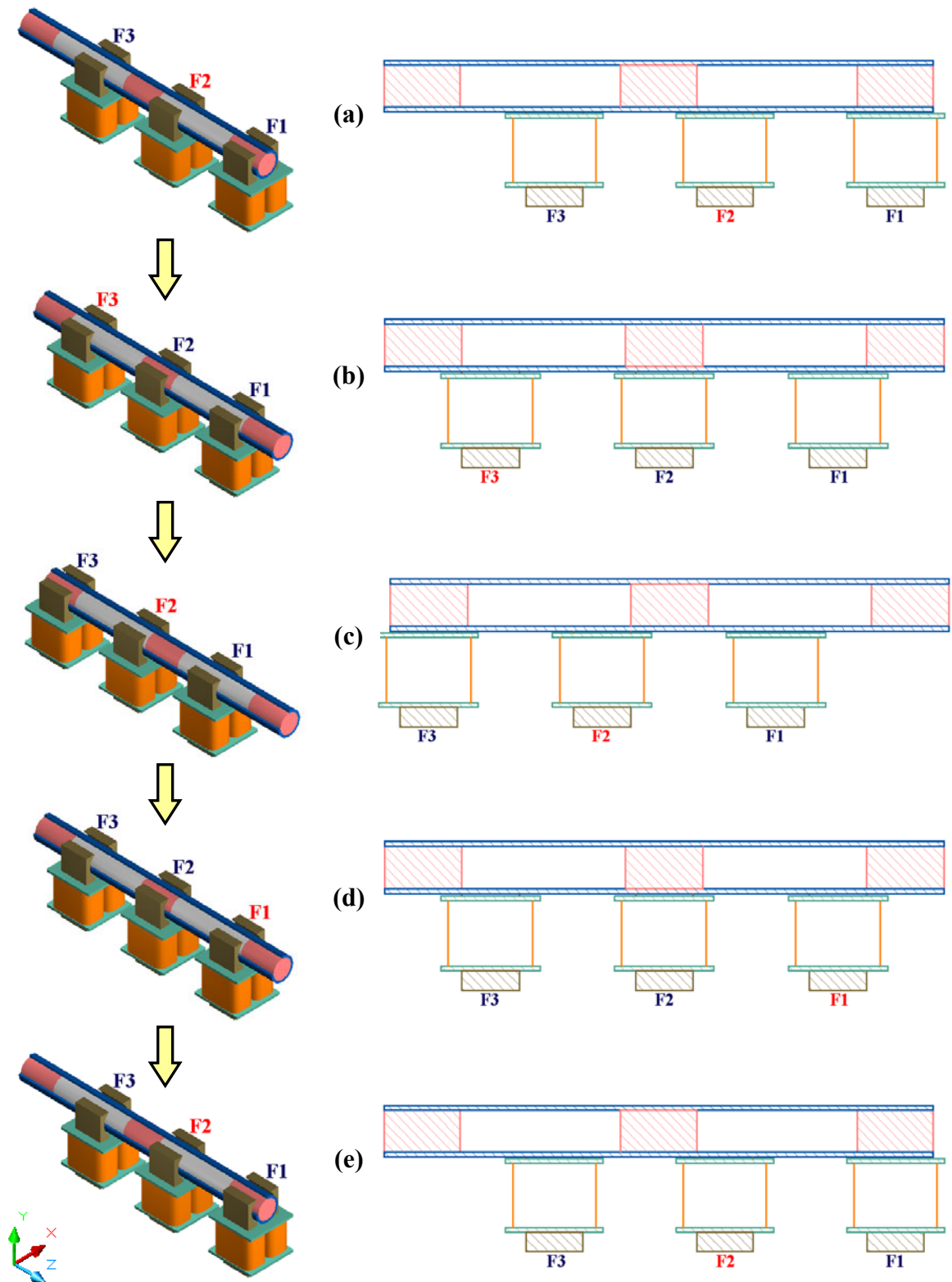


Figura 30 Funcionamento de um MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases. A vista do corte longitudinal é a mesma indicada na Figura 29

Como variante, objetivando o aumento da contribuição de força devida a cada fase em separado, pode-se adicionar mais estatores e cilindros em cada fase (Figura 31), sendo que

todos os estatores de uma fase devem ser acionados simultaneamente. Por definição, uma fase é caracterizada pelo acionamento simultâneo de todos os seus respectivos estatores que, geralmente, possuem seus enrolamentos conectados em série, garantindo a mesma corrente elétrica para toda a fase. Os estatores de cada fase podem ser distribuídos de forma adjacente, onde todos os estatores da mesma fase estão distribuídos de forma aglomerada e não há estatores de outras fases no meio desta distribuição (Figura 31a), ou de forma intercalada, sendo que outros estatores de outras fases podem ser distribuídos de forma entrelaçada com os estatores de outras fases (Figura 31b). Contudo, deve-se satisfazer de forma apropriada as distribuições dos respectivos cilindros. Esta característica modular do MLTRC de Fluxo Transversal é extremamente importante, pois o torna flexível na projeção da força resultante requerida, uma vez que esta projeção é linear, ou seja, a força devida a cada estator é multiplicada pelo número de estatores acionados naquela fase, desde que não exista acoplamento eletromagnético entre os estatores das fases.

Mais adiante, serão mostrados os perfis de força característicos do MLTRC.

Como já fora mencionado e poderá ser comprovado pela análise numérica, deve-se atentar para outro detalhe importante: a característica modular do MLTRC de Fluxo Transversal também é válida para a força normal existente na configuração de estatores simples. Então, deve-se prever a devida providência de sustentação do carro por parte dos mancais e a rigidez mecânica da guia.

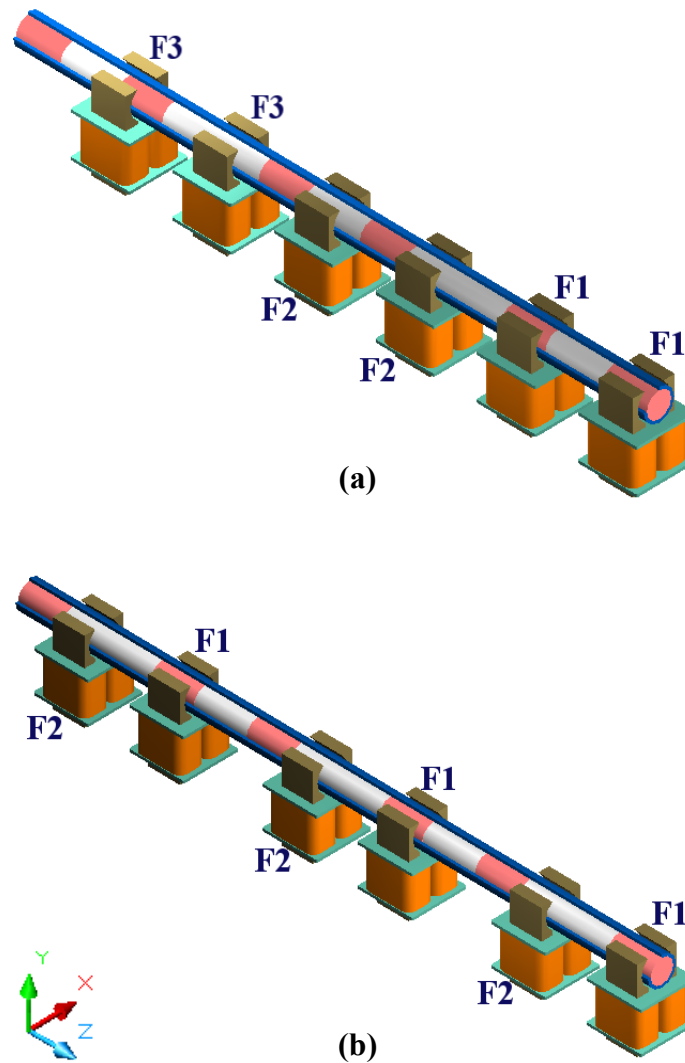


Figura 31 Disposição de fases adjacentes (a) e fases intercaladas (b) para um MLTRC de Fluxo Transversal. Em (a) cada uma das 3 fases aciona 2 estatores simples e em (b) cada uma das 2 fases aciona 2 estatores simples ⁵

2.3.2 Ação da Força Normal

A razão para a compensação da força normal através da utilização de estatores duplos pode ser compreendida por meio da análise do MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos (Figura 32 e Figura 34). Quatro possibilidades de arranjo de estatores podem ser obtidas e todas estas contemplam o acréscimo de força linear na direção do movimento,

⁵ Note que, especificada uma única distância entre todos os estatores do primário, os espaçadores dos cilindros ferromagnéticos entre fases devem sofrer alteração, de forma a contemplar a posição correta dos cilindros ferromagnéticos da próxima fase da seqüência.

porém há mudança no efeito que a força normal exerce sobre o secundário. Para a Figura 32a, observada a intercalação correta dos estatores de uma mesma fase, quando a fase $F2$ for acionada (estatores II e IV) ocorrerá a duplicação da força normal em uma mesma direção (no caso, para cima). A mesma afirmação é válida para a fase $F1$, porém a força normal resultante atuará, no caso, para baixo. Agora, supõe-se que os estatores II e III da Figura 32a sejam rotados, separadamente, 180° em torno do eixo central que alinha todos os espaçadores e cilindros ferromagnéticos inseridos na guia (lembre-se que a guia não é mostrada a fim de facilitar o entendimento). Esta ação produzirá o arranjo ilustrado na Figura 32b. Nesta, quando a fase $F2$ for acionada, o estator II exercerá uma força para baixo, enquanto que o estator IV exercerá uma força para cima. Analisando esta situação de maneira simplificada e separadamente, pois a outra fase não exerce e não sofre influência, uma vez que se assume o desacoplamento magnético entre as fases, com base na Figura 33 pode-se concluir que ambas as forças contribuirão na obtenção de um momento (conjugado) sobre o secundário, cujo ponto de ação encontra-se à meia distância entre os estatores da fase acionada. Este efeito ocorrerá de forma similar quando a próxima fase da Figura 32b for acionada. Pode-se anular o momento total resultante no carro pela inserção de $4n$ estatores por fase, onde n é o número de estatores. Imprescindivelmente, cada par de estatores simples deve possuir um outro par de estatores dispostos de tal modo a exercer um momento no sentido contrário, anulando o momento resultante por fase. Entretanto, ainda existirão esforços de flexão ao longo do carro.

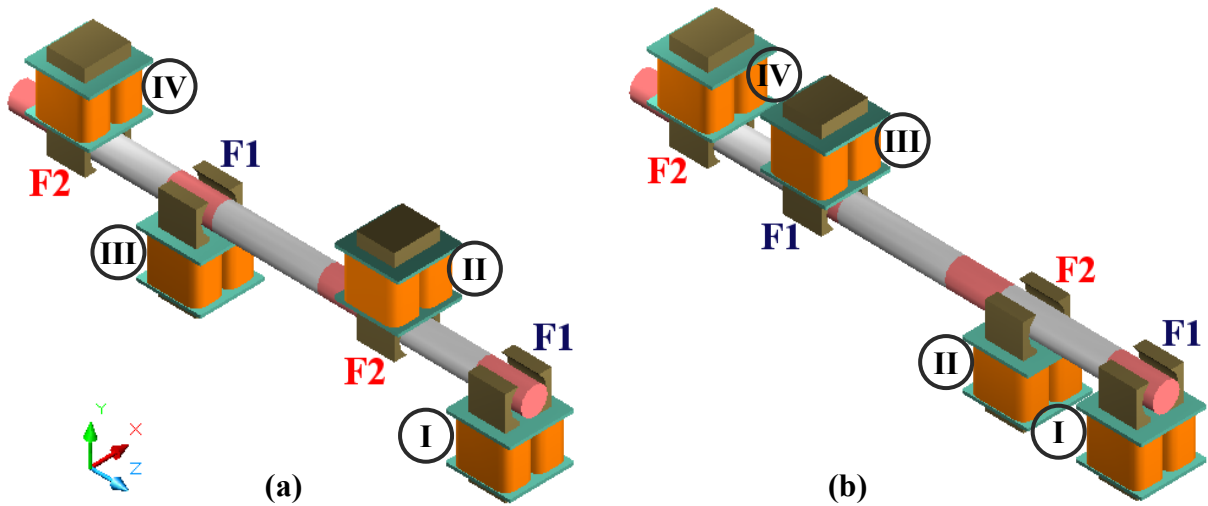


Figura 32 MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos de fases intercaladas. Cada uma das fases aciona 2 estatores simples. A guia foi omitida

Para o MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos de fases adjacentes da Figura 34a, quando a fase $F2$ for acionada (estatores III e IV), haverá novamente o desenvolvimento de um momento, embora menor, devido à proximidade dos estatores da mesma fase ser inferior à observada na Figura 32. No esquema da Figura 34b, as forças exercidas serão somadas na mesma direção (para cima) na presença de corrente elétrica na fase $F2$.

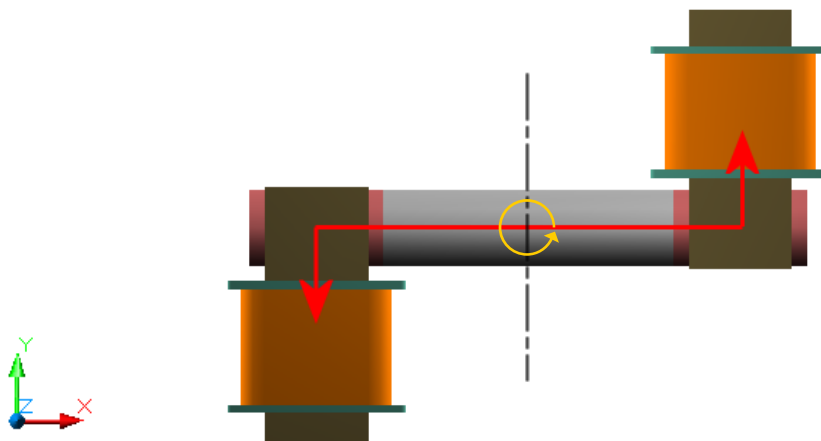


Figura 33 Momento resultante da ação das forças normais consequentes das situações apresentadas na Figura 32b e na Figura 34a

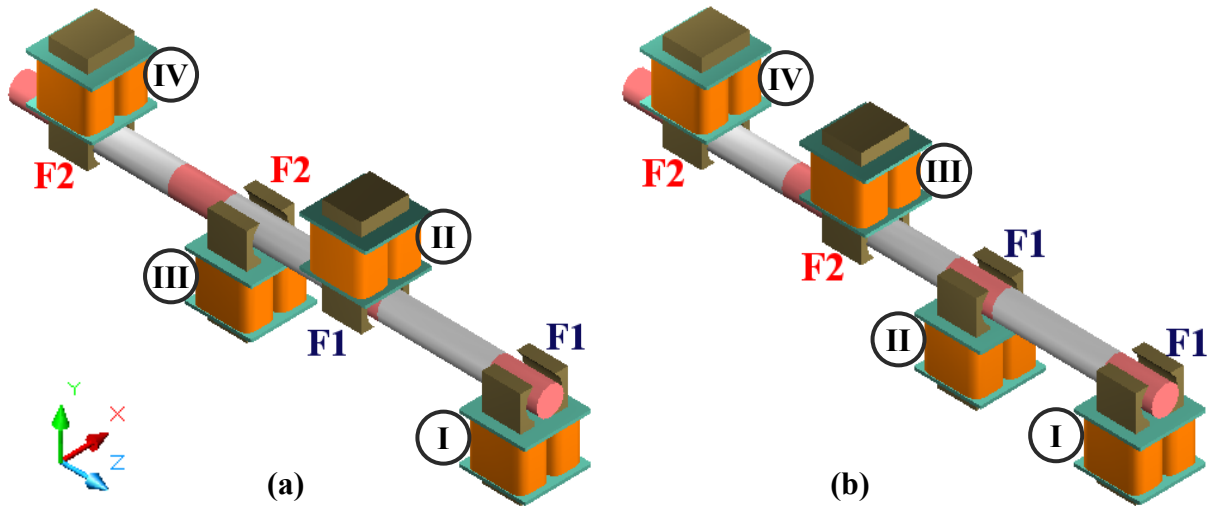


Figura 34 MLTRC de Fluxo Transversal com estatores contrapostos de fases adjacentes. Cada uma das fases aciona 2 estatores simples. A guia foi omitida

Esta análise permite inferir acerca da origem da configuração para o MLTRC de Fluxo Transversal que utiliza estatores duplos sugerida neste trabalho, justificando o objetivo de sua concepção e o motivo pelo qual os estatores necessitaram sofrer uma usinagem em suas faces polares.

Pode-se convenientemente reescrever (23) para a força normal, considerando uma variação de posição da variável y :

$$f_e(i, y) = \frac{\partial W_{cc}(i, y)}{\partial y} \quad (33)$$

Uma vez garantida a condição de simetria de toda a estrutura do MLTRC de Fluxo Transversal, pode-se, através de simetria, produzir forças normais de mesmo módulo, porém de sentidos contrários, tornando nula a força normal resultante.

2.3.3 Acionamento

A correta operação do MLTRC de Fluxo Transversal descrito compreende o seu acionamento em corrente contínua e a monitoração da posição dos cilindros ferromagnéticos presentes no interior da guia em relação aos estatores ferromagnéticos do primário. De

maneira complementar, é necessário um controlador que permita o comando das chaves do acionamento de acordo com posição dos cilindros do secundário em relação ao primário. A lógica elementar de operação é apresentada na Figura 35.

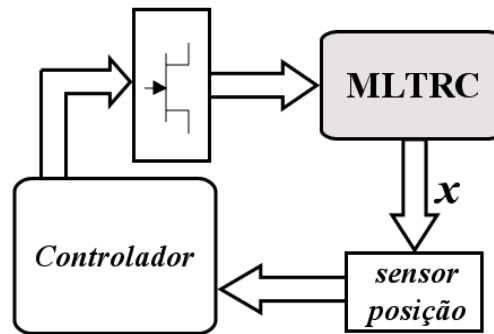


Figura 35 Diagrama em blocos simplificado de operação do MLTRC

A medição de posição relativa dos cilindros pode ser efetuada através de LVDT's, sensores óticos, resistência elétrica, medição da corrente e da tensão nos terminais da bobina da fase de excitação (*sensorless*), etc.

O acionamento do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal assemelha-se ao de outras topologias lineares e, até mesmo, aos acionamentos referentes aos Motores Rotativos de Relutância Chaveados. Uma das várias topologias de acionamentos existentes (KRISHNAN, 2001a) é representada, para apenas uma das fases, na Figura 36. As outras fases são similarmente conectadas. Ligando as chaves $T1$ e $T2$ permitirá que circule a corrente elétrica $i(t)$ pela fase. Uma vez desligadas as chaves $T1$ e $T2$, a energia armazenada no enrolamento da fase manterá a corrente na mesma direção, quando os diodos $D1$ e $D2$ conduzirão a corrente de volta para a fonte de alimentação até sua completa extinção.

Outra topologia de acionamento mais simples está representada na Figura 37. Nesta topologia, há apenas uma chave transistorizada e um diodo por fase. Uma vez desligada a chave transistorizada $T1$, a corrente elétrica pode fluir livremente por $D1$, carregando o capacitor C_s que, mais tarde, dissipará sua energia no resistor R_s . A desvantagem nesta topologia está no fato que a eficiência total do *drive* será inferior à primeira topologia devido

à existência de um resistor de dissipação. Também, o tempo de extinção da corrente elétrica na fase será maior.

As topologias apresentadas aqui são apenas dois exemplos e inúmeras outras topologias podem ser encontradas na literatura especializada.

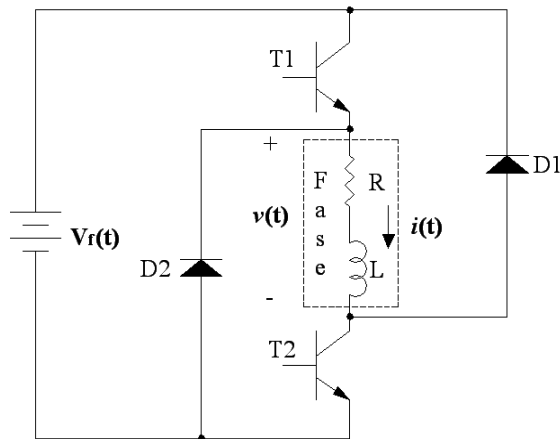


Figura 36 Conversor de ponte assimétrica para uma fase (KRISHNAN, 2001a)

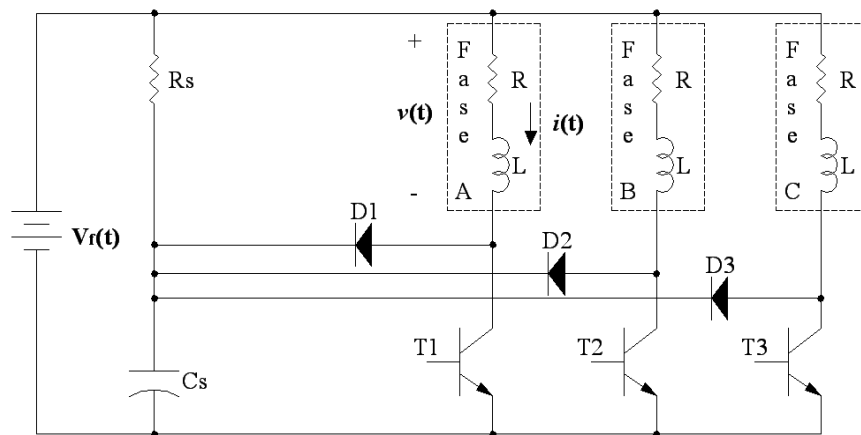


Figura 37 Conversor de chave simples por fase (KRISHNAN, 2001a)

O circuito de comando (controlador) destas chaves poderá ser analógico ou digital, dependendo da conveniência e custo. Ainda, o circuito de comando receberá a informação de posição relativa dos cilindros — corretamente espaçados no interior da guia, obedecendo à distribuição dos estatores — por meio de sensores e acionará a fase (bobina do primário) — por intermédio das chaves transistorizadas, por exemplo — mais adequada, de forma a permitir o movimento do secundário (carro) ocasionado pela força de relutância desenvolvida sobre o cilindro imediatamente próximo à fase acionada.

O acionamento da fase desejada é feito em corrente contínua e, idealmente, a forma de onda da corrente da fase acionada seria quadrada, como indicada na Figura 38a, onde os limites são definidos pelas posições de alinhamento e desalinhamento entre o cilindro do secundário e o estator do primário. Entretanto, deve atentar para a forma de onda da corrente elétrica resultante da topologia do conversor a ser utilizado, que, geralmente, está associada à resposta do circuito RL da fase⁶. Geralmente, conversores mais sofisticados (que reproduzem a forma de onda indicada na Figura 38c) utilizam, além da realimentação de posição (necessária), a realimentação em corrente. O controle e interpretação destas realimentações ficam a cargo do controlador utilizado.

A partir da Figura 38b e da Figura 38c, pode-se observar que há corrente elétrica presente na fase acionada (circulando pelo circuito de descarga), mesmo após ela ter sido desligada. Esta corrente elétrica, mesmo que em decaimento, continuará estabelecendo um fluxo magnético no circuito magnético existente, tentando manter o cilindro ferromagnético do secundário (que acabara de ser alinhado com o respectivo estator) ainda alinhado. Este efeito frenante, uma vez existente, reduzirá a força média exercida quando o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal for analisado do ponto de vista dinâmico.

⁶ Observe que a topologia do conversor da Figura 37 apresenta um circuito RLC como circuito de “roda-livre”.

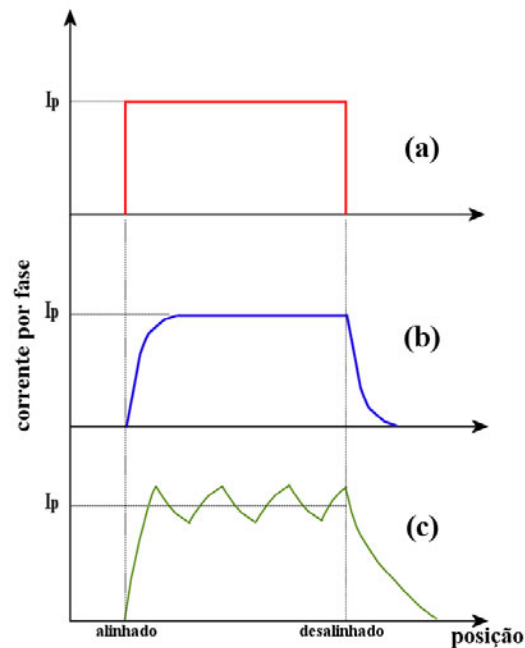


Figura 38 Exemplos de formas de onda para a corrente na fase de um MLTRC. Em (a), forma de onda quadrada (ideal), (b) circuito RL, (c) circuito RL sob efeito de acionamento

Como alternativa para eliminação do efeito frenante, pode-se desligar a chave transistorizada de forma a permitir que a extinção da corrente que flui na fase ocorra na situação de completo alinhamento, cabendo à próxima fase a continuação do movimento. Porém, o valor médio da corrente (I_p) na fase será inferior ao explanado anteriormente.

2.4 CONFIGURAÇÕES PARA O MLTRC

Basicamente, apresentam-se duas configurações para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal. Ainda, para cada configuração, analisou-se o seu comportamento para cilindros ferromagnéticos com comprimentos iguais e maiores que a largura do estator. O comprimento dos cilindros ferromagnéticos objetiva a alteração do perfil de indutância do MLTRC. Como resultado, cilindros de comprimento igual à largura do estator, seja este simples ou duplo, resultarão em perfis de indutância triangulares (Figura 11b). Por outro lado, cilindros de comprimento maior que a largura do estator propiciarão perfis de indutância semelhantes ao apresentado na Figura 11a. Cabe salientar que os perfis de

indutância apresentados na Figura 11 desconsideram a presença de não linearidades do dispositivo.

A primeira configuração, mostrada na Figura 21, possui seu primário composto pelos estatores simples indicados na Figura 17. Nesta configuração, o perfil de força estática experimental desenvolvido na direção do movimento é apresentado na Figura 40, sendo que as posições de -10mm, 0mm (desalinhamento) e 26mm (alinhamento) caracterizam as situações apresentadas na Figura 39a, Figura 39b e Figura 39c, respectivamente; enquanto que as outras posições assinaladas na Figura 40 representam posições intermediárias. Para esta configuração, ocorre a existência de uma força normal ao movimento, atraindo os cilindros dos estatores acionados e, conseqüentemente, o carro na direção das bobinas (eixo y negativo, como indicado na Figura 17). O perfil de força estática normal (obtido pela simulação numérica) ao movimento pode ser observado na Figura 42.

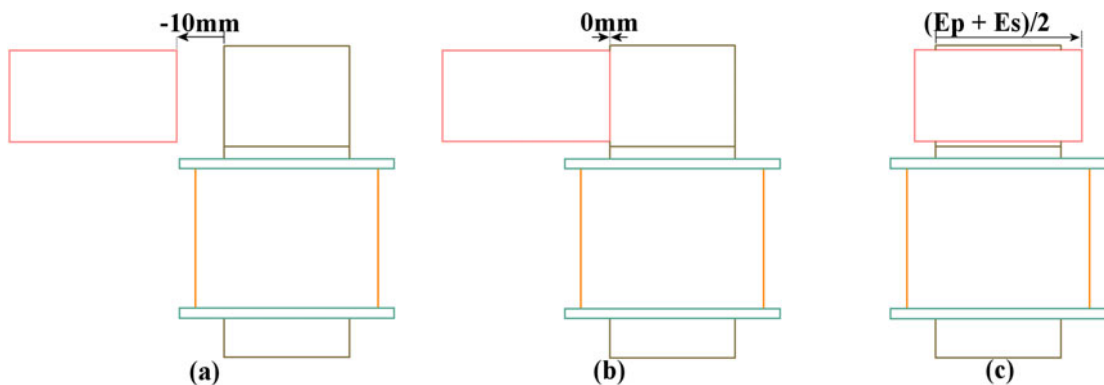


Figura 39 Posições de deslocamento do cilindro ferromagnético em -10mm (a), 0mm (b) e 26mm (c). Aqui, $E_p = E_s = 26\text{mm}$. Vide Figura 29

Com a verificação da existência de uma força normal ao movimento na primeira configuração para o MLTRC de Fluxo Transversal, optou-se por sugerir uma segunda configuração, mostrada na Figura 41. Esta configuração visa a eliminação da força normal existente na configuração que utiliza estatores simples através da substituição destes estatores por estatores duplos, ilustrados na Figura 24. Ainda, com esta nova configuração, o perfil de força estática de tração é aprimorado, apresentando característica plana, ao contrário do perfil

irregular resultante da primeira configuração. Na Figura 43 pode-se verificar este novo perfil de força estática experimental, mantidos os mesmo critérios de posição utilizados para a primeira configuração. Esse bônus adicional da solução proposta para a força normal aumenta o valor médio da força de tração, permitindo a redução do seu *ripple* ao longo da excursão do motor.

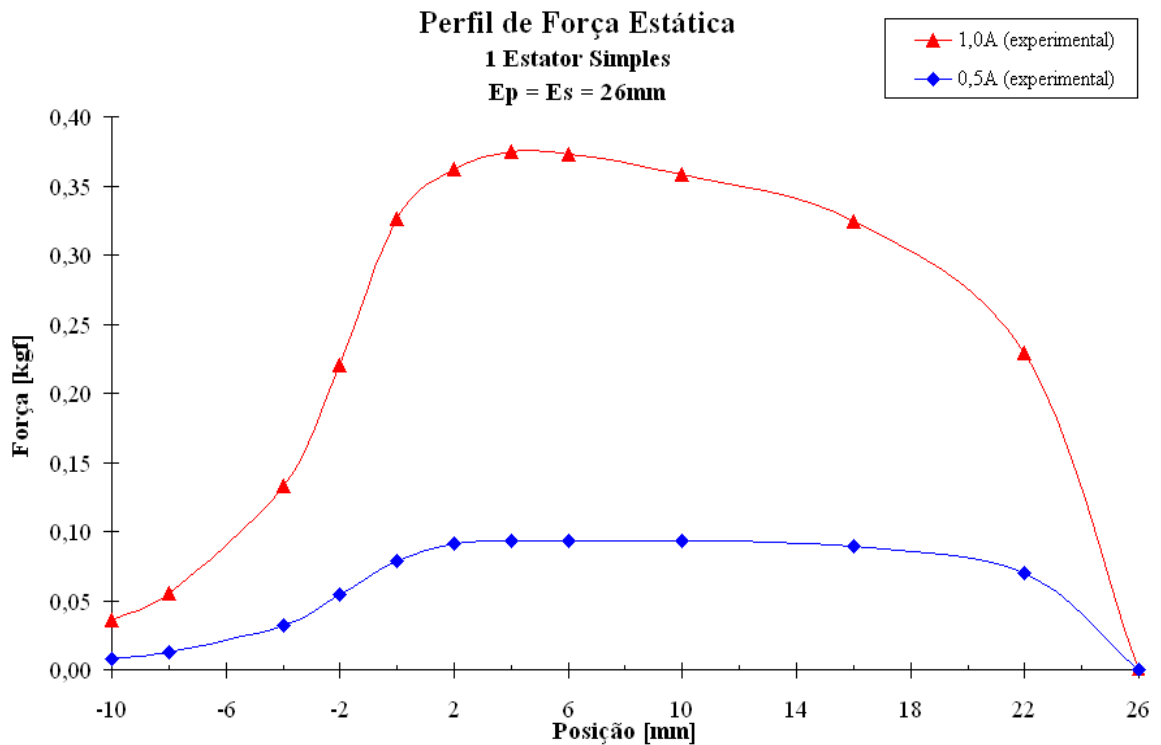


Figura 40 Perfil de força estática de tração experimental do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores simples, caracterizado na direção do movimento

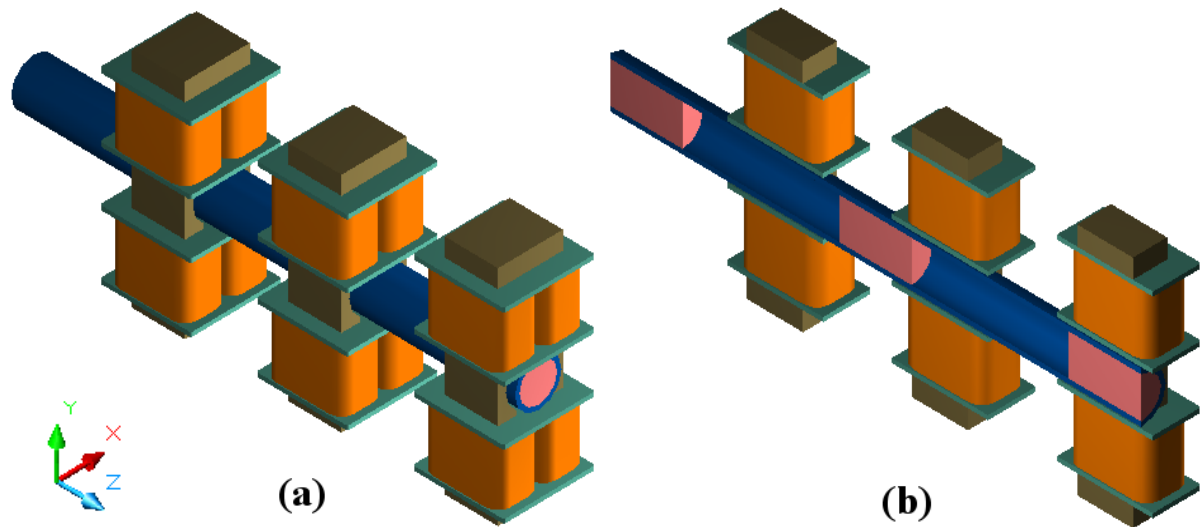


Figura 41 Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de 3 fases e estatores duplos. Vista isométrica completa (a) e em corte longitudinal (b), mostrando com detalhe a distribuição dos cilindros. Aqui, os espaçadores foram omitidos

Embora possa parecer indesejável a existência de uma força normal ao movimento na primeira configuração, a escolha da configuração mais adequada ficará a cargo das características da carga acionada.

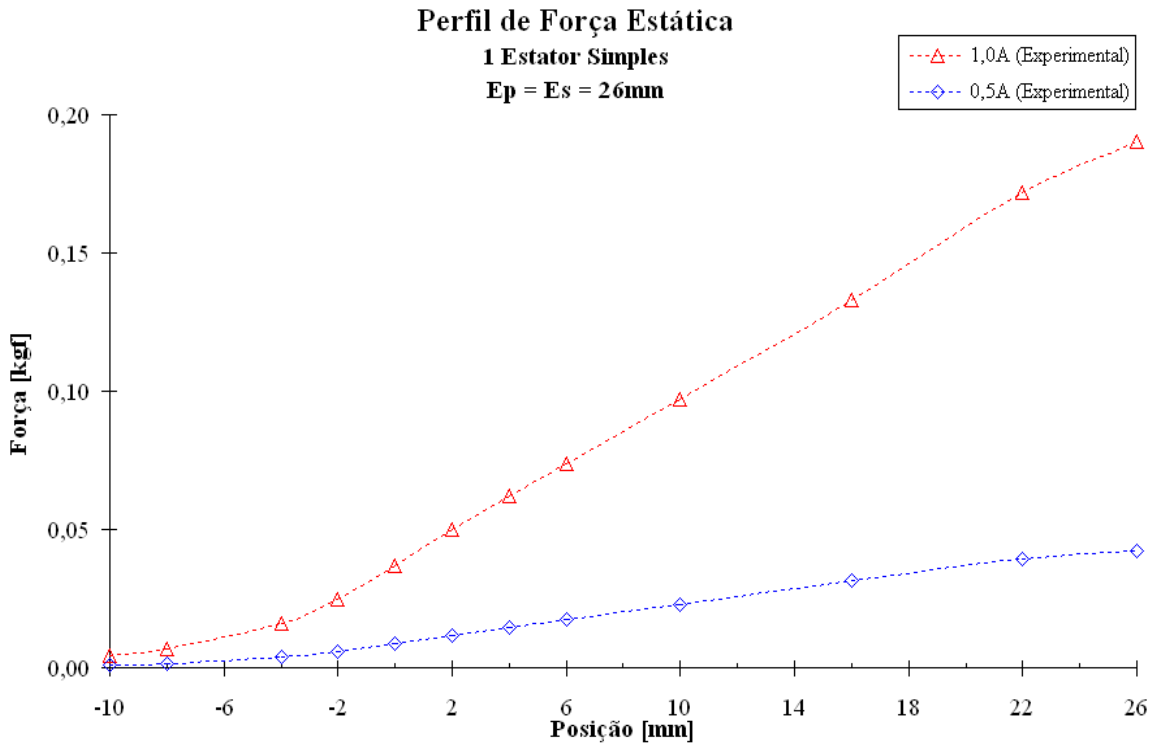


Figura 42 Perfil de força estática do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores simples, caracterizado como normal ao movimento. Simulação Numérica

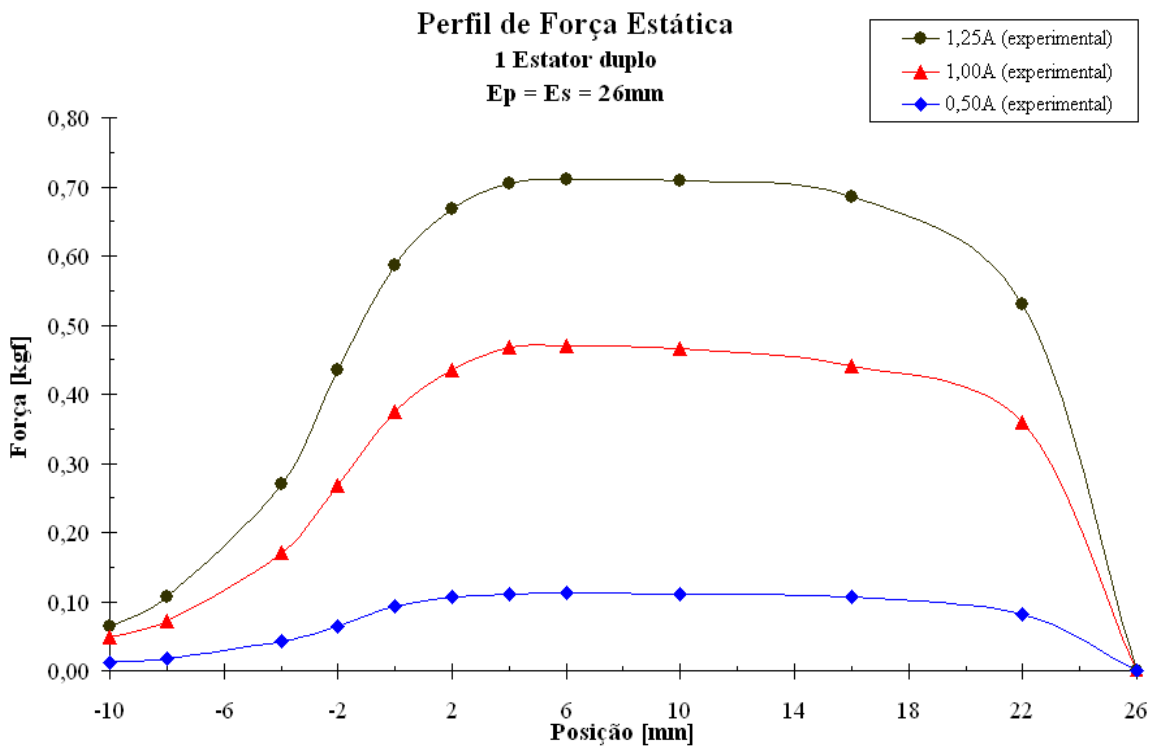


Figura 43 Perfil de força estática de tração experimental do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores duplos, caracterizado na direção do movimento

3 MODELAGEM NUMÉRICA: MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A análise pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) é a representação matemática de um sistema físico, compreendendo o modelo propriamente dito, as propriedades dos materiais envolvidos e as condições de contorno aplicáveis, definidos em uma etapa de *pré-processamento*; a solução da representação matemática e o estudo dos resultados desta solução na etapa de *pós-processamento* (ANSYS, 2003).

Nesta técnica, a coerência e a precisão dos resultados obtidos são funções da caracterização adequada do modelo físico real. Em outras palavras, o modelo de análise numérica necessita representar o modelo físico tão bem quanto possível, de modo a gerar um resultado comparável a valores medidos no modelo físico.

Sistemas físicos complexos ou não-lineares são candidatos fortes à aplicação desta técnica.

As etapas de análise completa do sistema físico, pelo Método dos Elementos Finitos, estão em concordância com a seqüência lógica apontada na Figura 44.

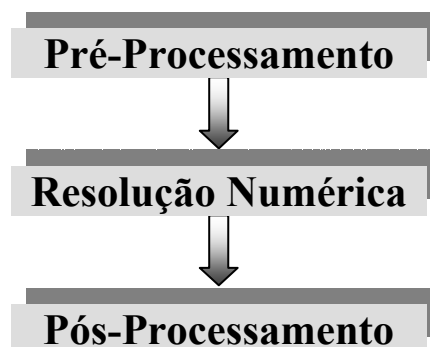


Figura 44 Etapas da análise pelo Método dos Elementos Finitos

3.1 PRÉ-PROCESSAMENTO

Nesta etapa, o *software* de elementos finitos utiliza uma representação do modelo físico via CAD e o desmembra em pequenas peças chamadas *elementos*. Este processo

consiste na construção da *malha*. Quanto melhor for a qualidade da malha (coleção de elementos), melhor será a representação matemática do modelo físico. O propósito principal de um elemento é conectar os *nós* e possuir um comportamento que dependerá do tipo de problema a ser resolvido (térmico, mecânico, magnético, etc). Cada nó possui uma equação matemática associada (ANSYS, 2003).

A Figura 45 exemplifica seções de uma malha bidimensional (a) e tridimensional (b), respectivamente.

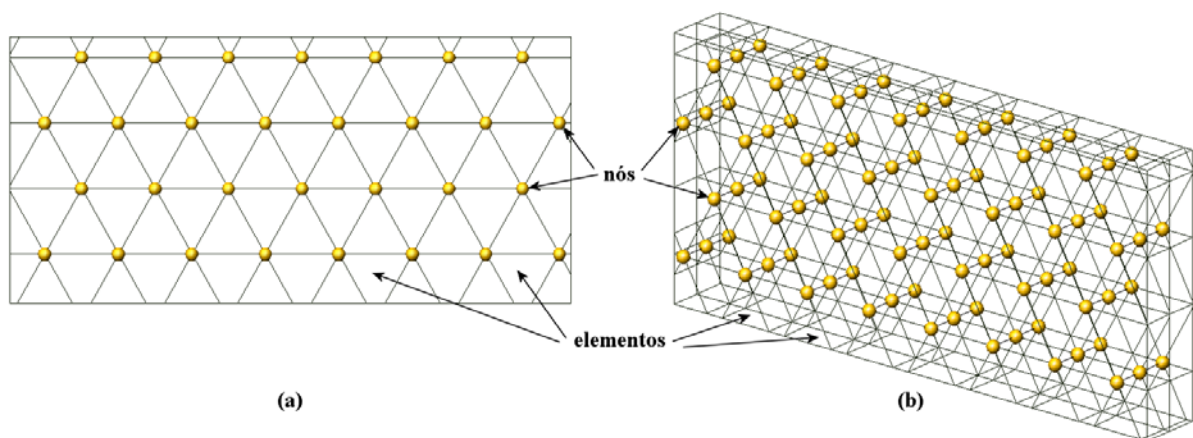


Figura 45 Seções de malha bidimensional (a) e tridimensional (b)

Outros aspectos da etapa de pré-processamento envolvem a identificação das propriedades dos materiais, definição das variáveis de interesse e condições às quais o sistema físico está sujeito.

3.2 SOLUÇÃO (RESOLUÇÃO NUMÉRICA)

Uma vez definido o modelo numérico, o sistema de equações a ele associado precisa ser resolvido. Nesta etapa, o usuário não interfere, cabendo apenas ao computador a resolução do sistema de equações. O tempo de execução desta etapa está relacionado ao tamanho do sistema de equações (número de nós da malha) e ao número de iterações necessárias para que o mesmo convirja a um resultado adequado.

Portanto, dependendo da convergência, um modelo numérico que possua uma malha

esparsa será resolvido mais rapidamente que o mesmo modelo com uma malha condensada. Neste caso, cabe ao usuário retornar à etapa de pré-processamento e redistribuir os elementos entre as regiões de interesse, a fim de reduzir o tempo de resolução do modelo numérico.

3.3 PÓS-PROCESSAMENTO

A resposta fornecida pela etapa de resolução (solução) do modelo numérico geralmente retorna uma quantidade enorme de dados que precisam ser interpretados adequadamente. Sendo assim, esta etapa constitui a organização, apresentação e interpretação dos resultados obtidos.

Aqui, o usuário precisa validar e verificar a veracidade dos resultados obtidos, sendo necessário, em alguns casos, ajustar o modelo para uma nova simulação.

3.4 O PACOTE MEGA

O pacote MEGA tem sido desenvolvido pelo Centro de Pesquisa em Eletromagnetismo Aplicado, da Universidade de Bath, no Reino Unido. Este programa computacional tem sido utilizado ao longo dos anos nos campos de pesquisa, consultoria e ensino.

Trata-se do conjunto de programas computacionais de (1) pré-processamento e pós-processamento; e de (2) solução. As equações de campo resolvidas pelo pacote MEGA são definidas pelas equações de Maxwell (MEGA, 1997; WOLFRAM, 2004b):

$$\begin{aligned}
 \nabla \cdot \vec{E} &= \frac{\rho}{\epsilon_0} \\
 \nabla \times \vec{E} &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \\
 \nabla \cdot \vec{B} &= 0 \\
 \nabla \times \vec{B} &= \mu_0 \vec{J}
 \end{aligned}
 \tag{34}$$

onde J é o vetor densidade de corrente, ρ é a densidade volumétrica de carga elétrica,

E é o campo elétrico e B é o campo magnético, ϵ_0 é a permissividade elétrica do vácuo e μ_0 é a permeabilidade magnética do vácuo.

Dentro do escopo desta dissertação, este pacote atende às seguintes formulações matemáticas, necessárias à análise do dispositivo eletromagnético proposto:

- a) Magnetostática no espaço tridimensional;
- b) Transitório e regime permanente CC no espaço tridimensional;
- c) Regime permanente CA no espaço tridimensional, considerando o efeito de correntes parasitas;
- d) Consideração de permeabilidade magnética não-linear de materiais, no espaço tridimensional;
- e) Inserção de circuitos elétricos externos;
- f) Inserção de bobinas;
- g) Utilização de planos de simetria;
- h) Utilização de superfícies de Lagrange para definir movimento no modelo;
- i) Definição de excitação e chaveamento;
- j) Cálculo de força através do Tensor de Maxwell

3.5 MODELO NUMÉRICO – MEF

Um estudo completo do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal pode ser obtido através de análise pelo método dos elementos finitos (MEF). Entretanto, as relações entre as variáveis de saída do motor e suas especificações, como tamanho das faces polares, número de espiras e corrente de excitação por fase, não ficam explícitas. Assim, a alteração de um ou mais parâmetros do dispositivo eletromagnético requer uma nova análise computacional pelo método dos elementos finitos, sendo que cada uma destas análises computacionais pode exigir um considerável tempo de execução.

Cabe salientar que dispositivos eletromagnéticos não são passíveis de escalonamento, não sendo possível inferir que os resultados obtidos para uma determinada escala, i.e. tamanho, serão válidos para o mesmo dispositivo, com tamanho maior ou menor, em escala (KRISHNAN, 2001a).

A principal motivação quanto à utilização da análise eletromagnética por elementos finitos está no interesse da modelagem dos elementos não-lineares presentes num dispositivo eletromagnético como:

- a) Correntes parasitas e efeito térmico nos materiais presentes, ferromagnéticos ou não magnéticos;
- b) Modelagem de ímãs permanentes;
- c) Distribuição das linhas de fluxo magnético;
- d) Identificação de regiões de saturação magnética nos núcleos envolvidos;
- e) Cálculo de Força e Conjugado Eletromagnéticos;
- f) Cálculo de tensões induzidas em bobinas e;
- g) Inserção da curva $B \times H$ característica dos materiais ferromagnéticos.

Contudo, nos aspectos que tangem as não-linearidades do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, apenas a curva $B \times H$ foi considerada, pois (1) o efeito de correntes parasitas é relevante quando observada variação do fluxo concatenado, decorrência de chaveamento nas fases no dispositivo, sendo este um comportamento dinâmico e não será tratado nesta dissertação; (2) os efeitos térmicos neste tipo de motor são observados sob existência de correntes parasitas e sob aquecimento dos fios da bobina, quando energizadas; e (3) não há ímãs permanentes nesta topologia apresentada.

Na Figura 46a e na Figura 46c pode-se observar os modelos tridimensionais em elementos finitos construídos com o auxílio do CAD existente no pacote MEGA, para as situações de completo alinhamento e desalinhamento entre primário e secundário,

respectivamente. Cada modelo possui 162675 nós, com elementos tetraédricos e hexaédricos. Ainda, estes modelos consideram o comportamento não-linear da curva de magnetização dos materiais envolvidos na construção do dispositivo (ANEXO A).

A utilização de um modelo tridimensional é justificada pela necessidade em se analisar o fluxo magnético disperso de acordo com o volume do MLTRC de Fluxo Transversal, possibilitando uma análise mais apurada e coerente com o protótipo.

Uma vez que o modelo numérico esteja construído, respeitando todas as dimensões, características e propriedades físicas do protótipo e suas condições de contorno estabelecidas, resta aplicar-lhe excitação. No caso do modelo numérico para o MLTRC de Fluxo Transversal, executou-se análise transitória DC utilizando-se uma fonte de tensão em corrente contínua, de forma a produzir uma corrente, em regime permanente, igual à corrente desejada.

3.5.1 Comportamento do Fluxo Magnético no MLTRC de Fluxo Transversal

Uma vez executada a etapa de modelagem e de processamento do modelo numérico, o pacote MEGA possui ferramentas de pós-processamento que auxiliam a visualização e apresentação dos resultados desejados. Foram analisadas as duas configurações do MLTRC citadas anteriormente, visando a obtenção dos respectivos perfis de força, para posterior comparação com os resultados experimentais. Ainda, outras análises foram realizadas, tais como comportamento do fluxo magnético, densidade de fluxo magnético, sensibilidade da força à variação de entreferro, estimativa de fluxo concatenado (curvas $\lambda \times i$) e da indutância elétrica do circuito eletromagnético.

3.5.1.1 MLTRC de Fluxo Transversal de Estatores Simples

A distribuição externa da densidade de fluxo no Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal de estatores simples para as situações de alinhamento e desalinhamento completo entre o cilindro ferromagnético e o estator pode ser observado,

respectivamente, na Figura 46b e Figura 46d. Estes são os modelos tridimensionais construídos e resolvidos — via método numérico — pelo pacote MEGA.

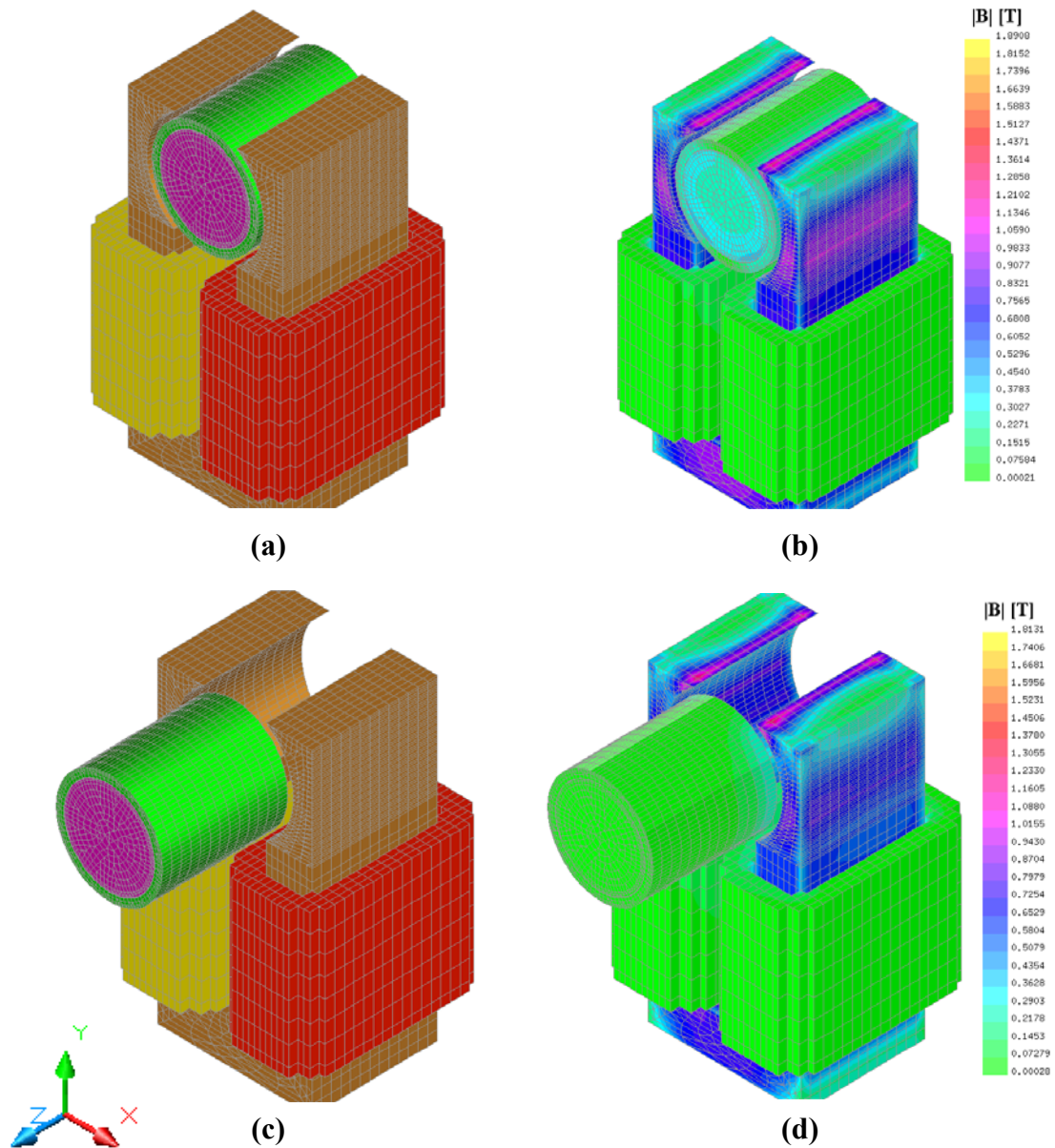


Figura 46 Modelo tridimensional de Elementos Finitos para o MLTRC de estator simples (cilindro de Aço 1006 não laminado): alinhamento completo (a) e desalinhamento (c). O respectivo resultado da simulação para o módulo da densidade de fluxo (b) e (d). Valores em Tesla (T) . Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC

Conforme indicado pela análise numérica (Figura 47), a densidade de fluxo no núcleo ferromagnético acentua-se, principalmente, no estator do dispositivo. Como resultado da simulação numérica indicada na Figura 47, observa-se a saturação magnética existente no núcleo e nas pontas do estator exatamente na situação de sobreposição de alinhamento

completo entre cilindro e estator. Nesta mesma situação de alinhamento, a mesma simulação apresentada na Figura 48, agora focada na região das faces polares do estator, complementa a análise do comportamento das linhas de fluxo com relação às densidades de fluxo observadas. É importante analisar a coerência da simulação indicada na Figura 46 e na Figura 47, bem como a distribuição das linhas de fluxo da Figura 48, uma vez que as linhas de fluxo magnético concentram-se no interior da estrutura tridimensional, caminho este de menor relutância magnética. Esta análise é a primeira etapa no processo de validação qualitativa do modelo pelo método dos elementos finitos.

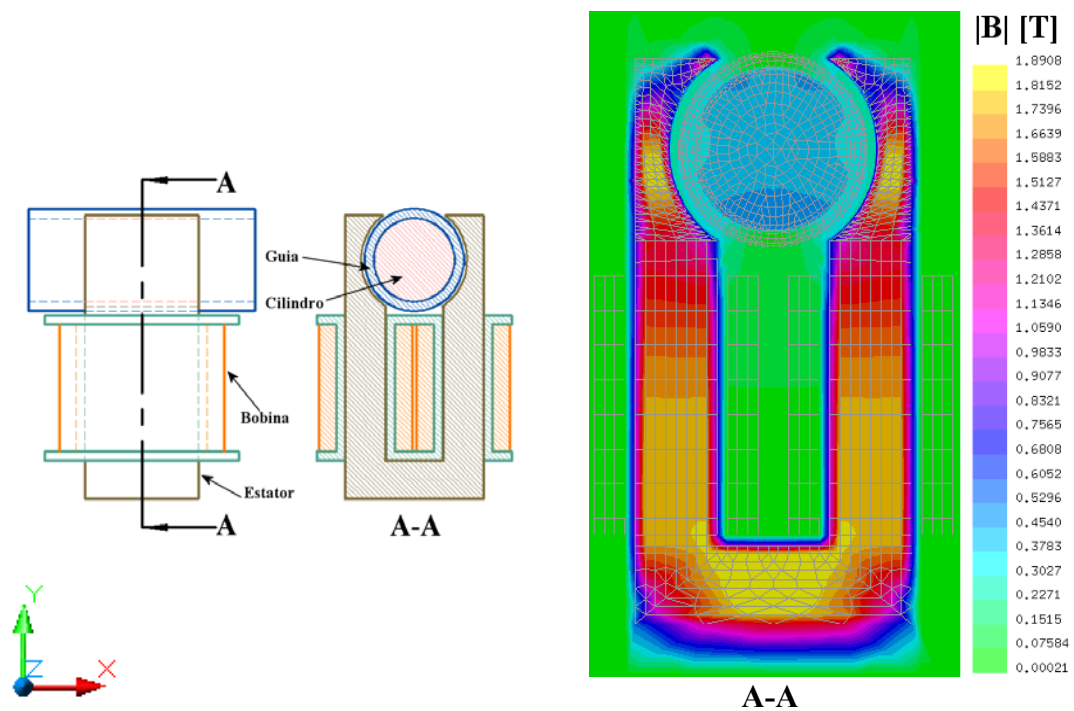


Figura 47 Módulo da densidade de fluxo magnético na seção A-A para a situação de sobreposição completa de alinhamento entre cilindro e estator. Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC. Cilindro de Aço 1006 não laminado

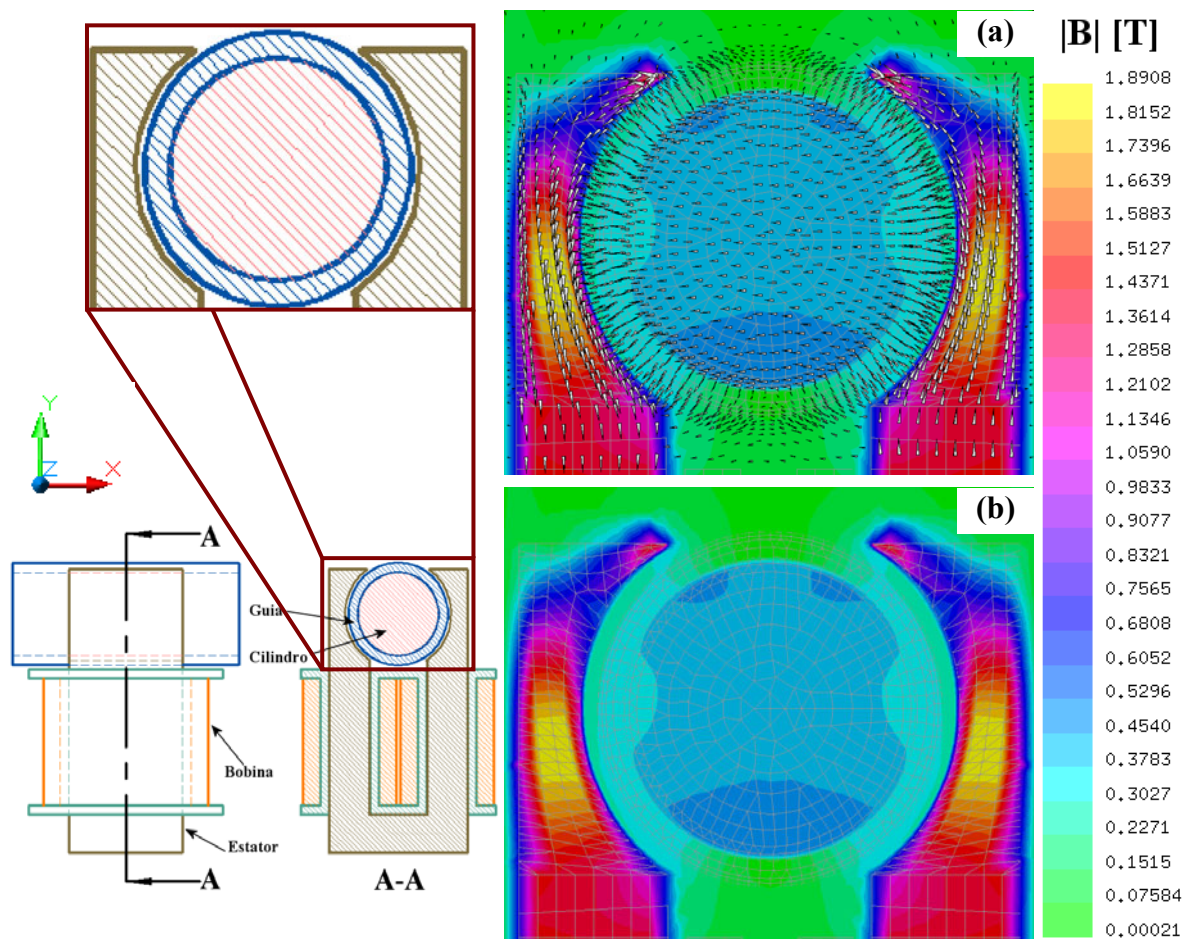


Figura 48 Módulo da densidade de fluxo observada na região do secundário na altura das faces polares do primário, vista da seção A-A. Situação estática: sobreposição completa de alinhamento entre cilindro e estator. Comprimento do cilindro de Aço 1006 não laminado igual à largura do estator. Corrente elétrica: 1,25A CC.

A Figura 49a mostra a distribuição do fluxo magnético nos núcleos ferromagnéticos e o fluxo disperso no MLTRC. A situação é de alinhamento completo entre o cilindro do secundário e o estator do primário e o corte foi feito transversalmente (seção A-A). Para a mesma situação, porém considerando um corte longitudinal (seção B-B), de maneira relevante, a Figura 49b apresenta a densidade de fluxo na base do estator do primário (saturado) e na parte inferior do cilindro ferromagnético. Esta última distribuição de densidade de fluxo demonstra a existência de uma força normal ao movimento linear para esta configuração do MLTRC.

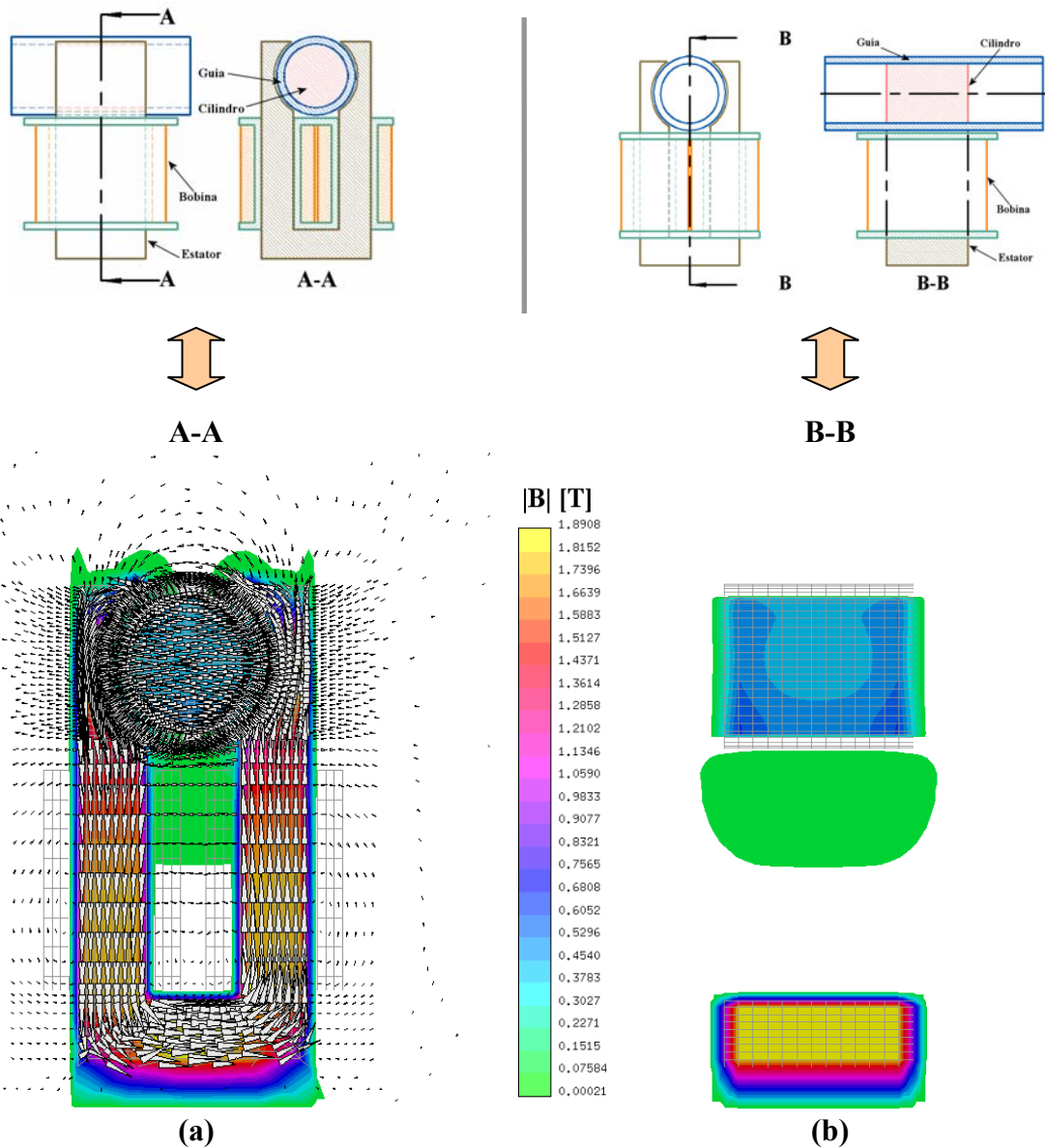


Figura 49 Distribuição dos vetores de fluxo magnético transversal (A-A) e do módulo da densidade do fluxo magnético ao longo do corte longitudinal (B-B). Corrente elétrica: 1,25A CC, Completo Alinhamento. Cilindro de Aço 1006 não laminado

3.5.1.2 MLTRC de Fluxo Transversal de Estatores Duplos

A distribuição da densidade de fluxo no MLTRC de Fluxo Transversal de estatores duplos é ilustrada na Figura 50b e na Figura 50d, respectivamente, para as situações de alinhamento e desalinhamento completo entre o cilindro ferromagnético e o estator.

De forma indireta, pode-se verificar a interação do fluxo magnético entre os estatores e os respectivos cilindros ferromagnéticos através da densidade de fluxo magnético presente no circuito magnético.

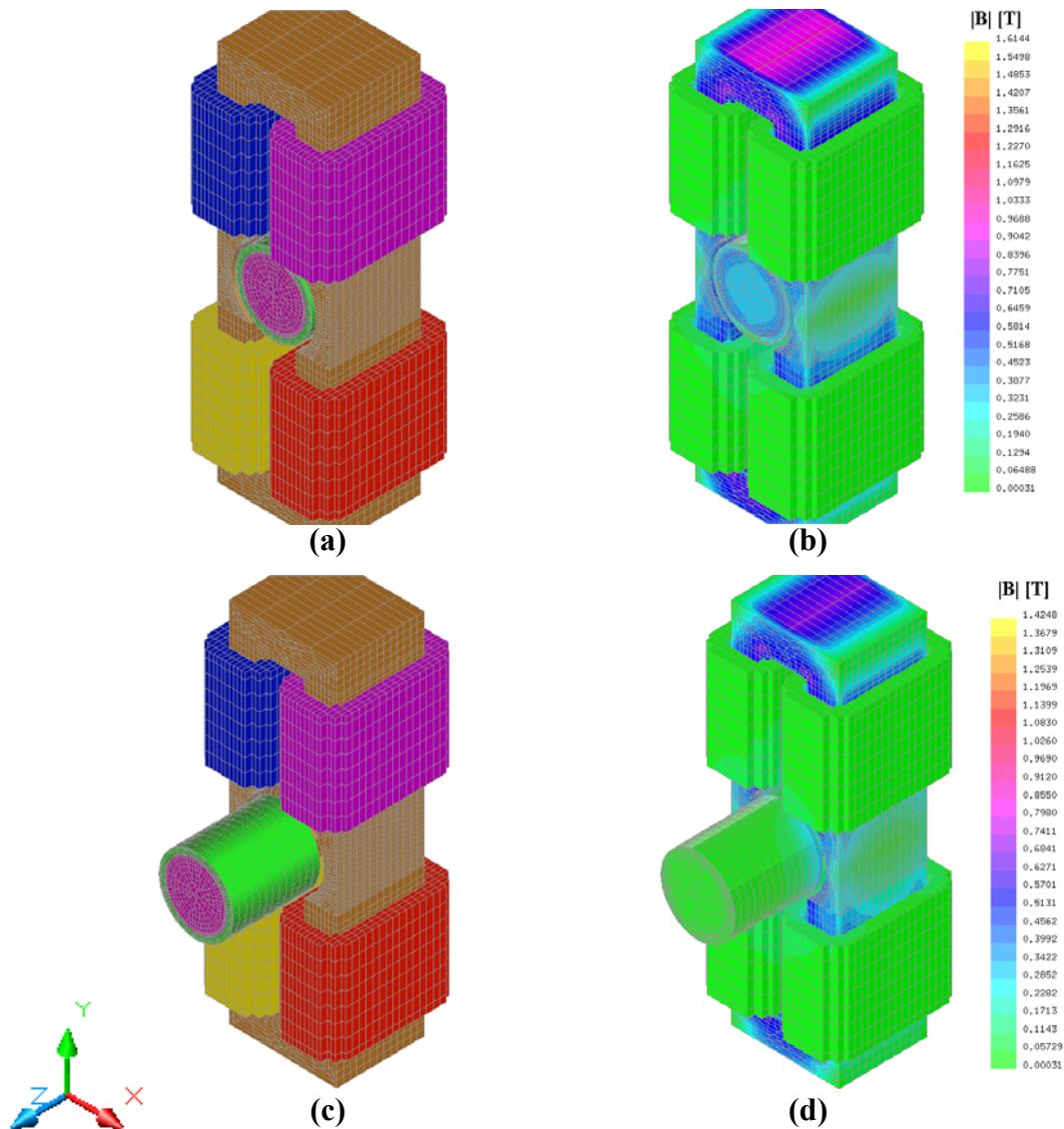


Figura 50 Modelo tridimensional de Elementos Finitos para o MLTRC de estator duplo: alinhamento completo (a) e desalinhamento (c). O respectivo resultado da simulação para o módulo da densidade de fluxo (b) e (d). Cilindro de Aço 1006 não laminado. Valores em Tesla (T). Corrente elétrica na bobina: 1,25A CC

A comparação da distribuição do módulo da densidade de fluxo magnético ao longo da direção e trecho definidos diametralmente no cilindro como indicado na Figura 51 é apresentada na Figura 52. Enquanto a distribuição é simétrica para a configuração que envolve estator duplo, para a configuração de estator simples a densidade de fluxo aumenta gradativamente à medida que se aproxima das regiões próximas à bobina no interior do estator (Figura 51). Com isto, pode-se verificar que na configuração de estatores duplos a distribuição da densidade de fluxo magnético não produz força normal líquida no cilindro e é

mais uniforme.

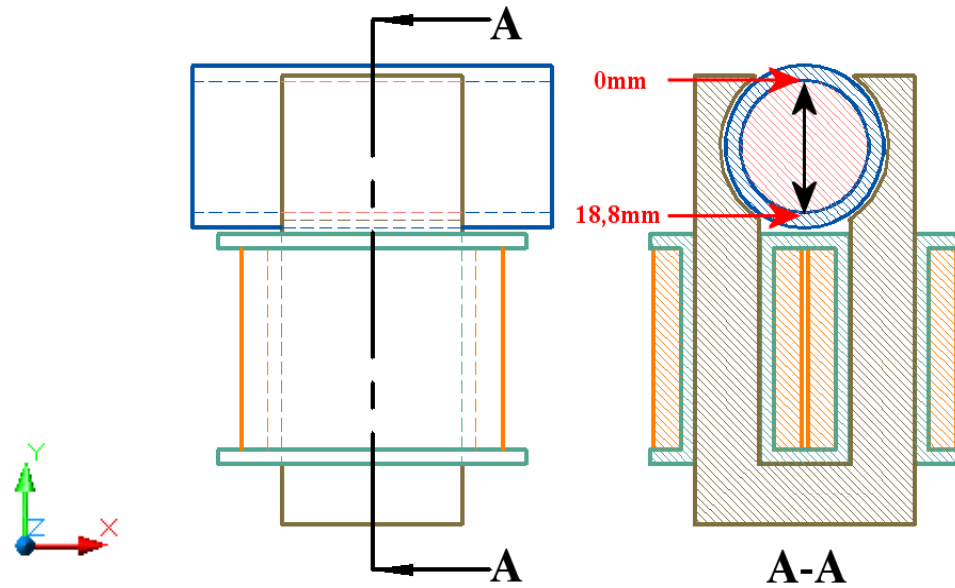


Figura 51 Trecho vertical de distribuição transversal do módulo da densidade de fluxo magnético, analisado para a situação de alinhamento. As referências de posição da Figura 52 estão indicadas

Distribuição do Módulo da Densidade de Fluxo
Região central transversal - trecho vertical

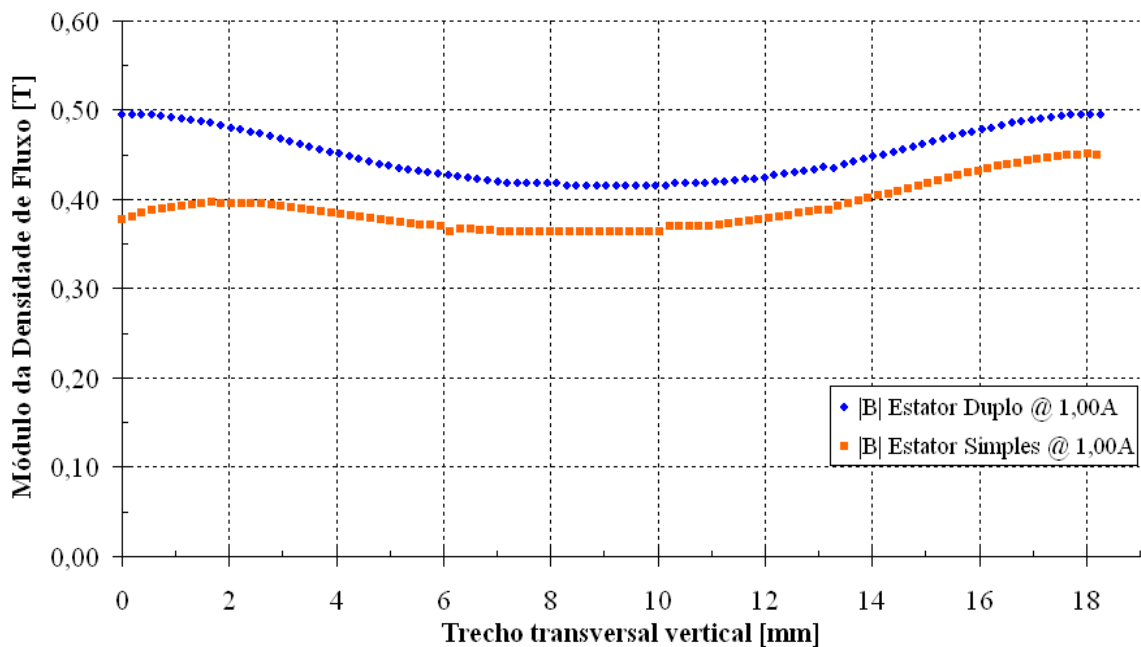


Figura 52 Comparação da distribuição do Módulo da Densidade de Fluxo ao longo do trecho indicado na Figura 51 entre as configurações de estator simples e duplo

Complementando a análise, na Figura 53 a mesma simetria da distribuição do módulo do fluxo pode ser contemplada. Note que a corrente elétrica de 1,25A aplicada na

configuração de estatores duplos não acarretou a presença de regiões magneticamente saturadas, ao contrário do exposto na Figura 48, para a mesma corrente elétrica para a configuração de estatores simples. A partir desta análise, definiu-se não ultrapassar a corrente elétrica de 1,25A nos condutores empregados nos enrolamentos do estator.

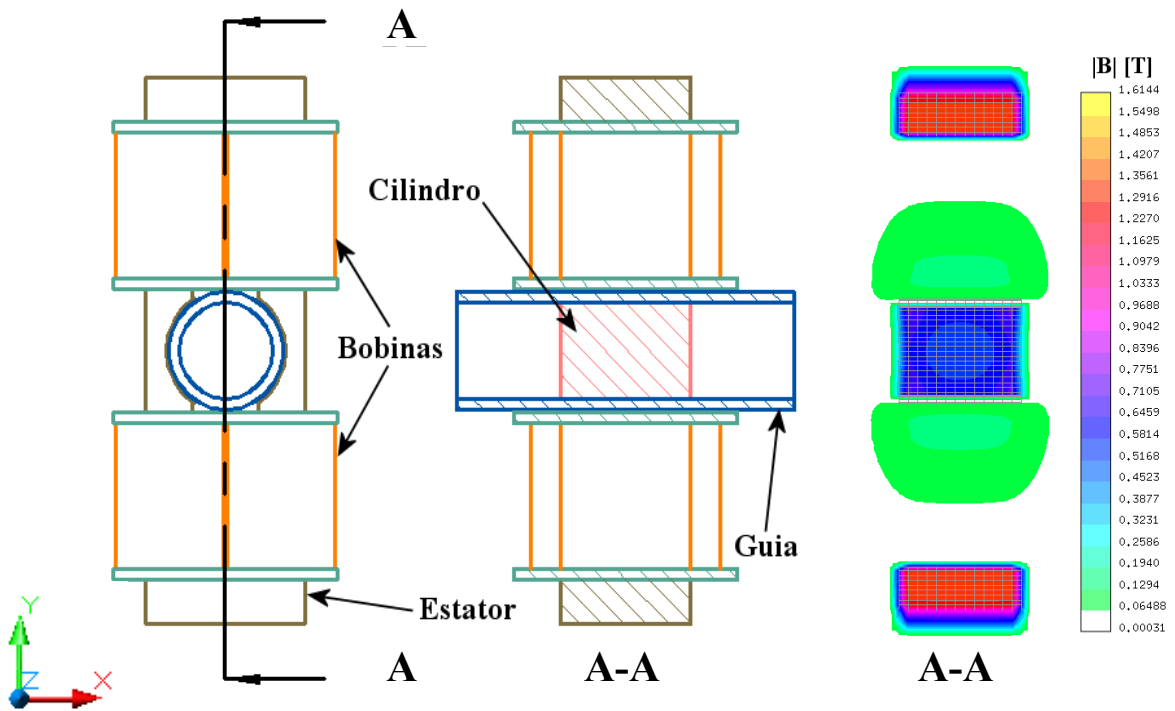


Figura 53 Corte longitudinal do MLTRC de Fluxo Transversal e a respectiva simulação numérica para o módulo da densidade de fluxo magnético. Corrente elétrica: 1,25A CC

A distribuição do fluxo magnético do MLTRC de Fluxo Transversal de estatores duplos mais adequada está mostrada na Figura 54. Esta distribuição do fluxo magnético é a mais adequada e conveniente pois, de maneira contrária, ter-se-ia um curto-circuito magnético ao longo do núcleo ferromagnético do estator. Também, recomenda-se que as bobinas sejam conectadas em série, garantindo que a mesma corrente elétrica flua pelos condutores das mesmas. No detalhe, contempla-se a simetria da distribuição da densidade de fluxo magnético e da distribuição das linhas de fluxo, característica desta configuração de estatores. A Figura 54 exprime a situação para completo alinhamento entre estator e cilindro ferromagnético.

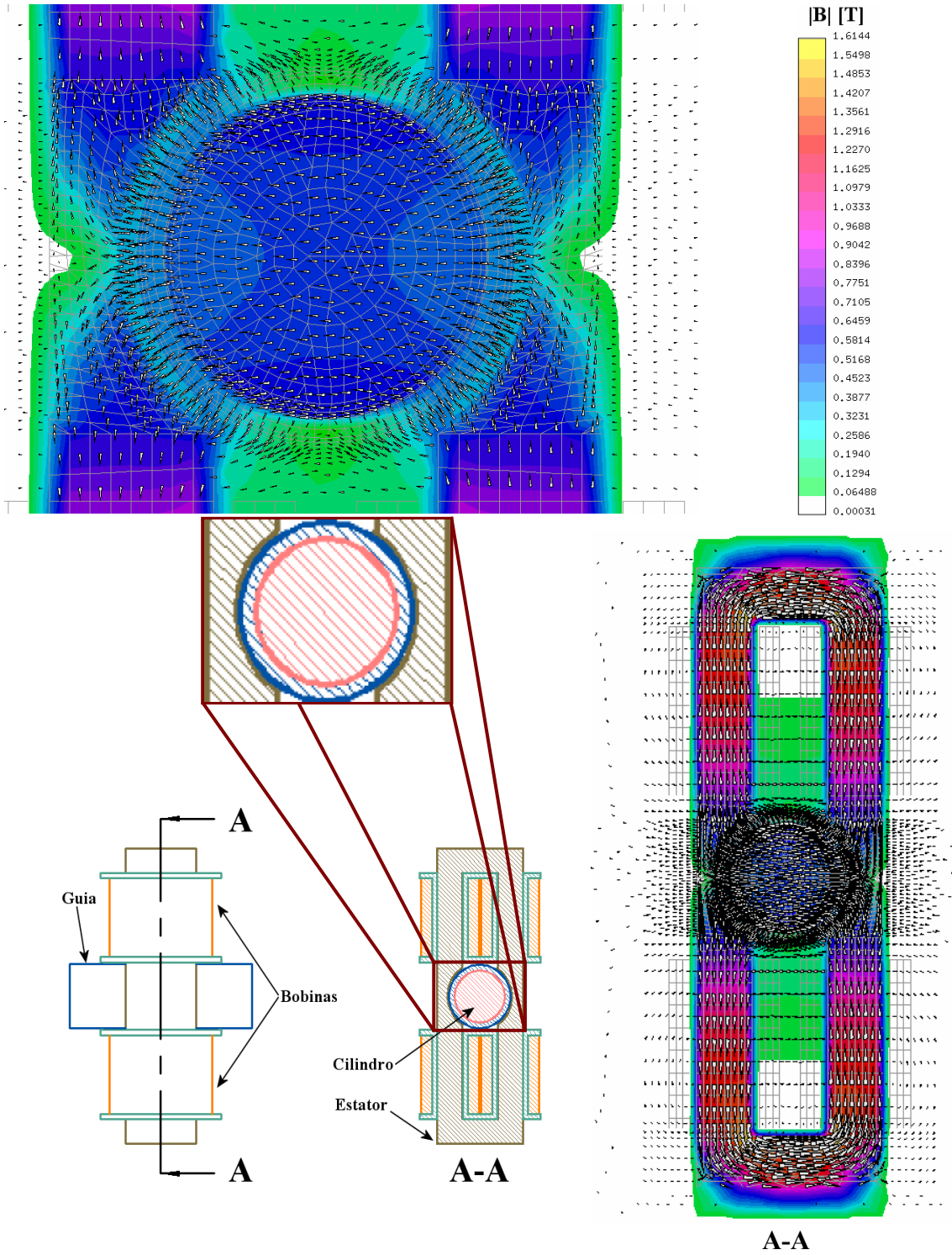


Figura 54 Distribuição das linhas de fluxo magnético transversal do MLTRC (A-A) e módulo da densidade do fluxo magnético na região do cilindro. Corrente elétrica: 1,25A CC, Completo Alinhamento

3.5.2 Perfil de Força Estática

O pacote MEGA permite a utilização do Tensor de Stress de Maxwell para obter

numericamente a força magnética exercida por um dispositivo eletromagnético. Ao invés da análise pelo trabalho virtual, a força exercida pode ser obtida integrando-se o Tensor de Stress sobre qualquer superfície fechada que englobe o objeto de interesse (BELAHCEN, 1999).

Por definição, a relação entre o Tensor de Stress de Maxwell e a força exercida em uma superfície fechada é (SILVEIRA, 2003)

$$\vec{F} = \frac{1}{\mu} \int_V \text{div} \vec{T} dV \quad (35)$$

O Tensor de Stress de Maxwell \vec{T} é definido como

$$\vec{T} = \begin{bmatrix} B_x^2 - \frac{1}{2}|B|^2 & B_x B_y & B_x B_z \\ B_y B_x & B_y^2 - \frac{1}{2}|B|^2 & B_y B_z \\ B_z B_x & B_z B_y & B_z^2 - \frac{1}{2}|B|^2 \end{bmatrix} \quad (36)$$

onde

\vec{T} Tensor de Stress de Maxwell $[N/m^2]$

B_x Componente x do vetor densidade de fluxo magnético \vec{B} [T]

B_y Componente y do vetor densidade de fluxo magnético \vec{B} [T]

B_z Componente z do vetor densidade de fluxo magnético \vec{B} [T]

Aplicando o Teorema da Divergência em (35), resulta que

$$\vec{F} = \frac{1}{\mu} \oint_S \vec{T} dS \quad (37)$$

onde dS é um elemento diferencial da superfície S que envolve inteiramente o corpo sobre o qual as forças estão atuando (SILVEIRA, 2003).

Os diferenciais de força que atuam nas direções x , y e z podem ser obtidos por:

$$dF_x = \frac{1}{\mu} \left[\left(B_x^2 - \frac{1}{2}|B|^2 \right) dydz + B_x B_y dzdx + B_x B_z dxdy \right] \quad (38)$$

$$dF_y = \frac{1}{\mu} \left[B_y B_x dydz + \left(B_y^2 - \frac{1}{2} |B|^2 \right) dzdx + B_y B_z dx dy \right] \quad (39)$$

$$dF_z = \frac{1}{\mu} \left[B_z B_x dydz + B_z B_y dzdx + \left(B_z^2 - \frac{1}{2} |B|^2 \right) dx dy \right] \quad (40)$$

Desta forma, pode-se verificar a existência de forças em um sistema tridimensional, desde que este sistema esteja envolto por uma superfície fechada em todas as suas direções.

Convenientemente, devido à característica cilíndrica da guia e dos cilindros, a superfície escolhida também é cilíndrica, como pode ser observado na Figura 55 e na Figura 56. A superfície deve englobar toda a peça de interesse, neste caso, o cilindro ferromagnético. Por esta razão, seu diâmetro é igual ao diâmetro médio da guia, uma vez que a guia é paramagnética (alumínio). Como a análise da força é estática e não há correntes induzidas na guia, essa definição não prejudicará a avaliação da força. A superfície cilíndrica utilizada não necessariamente será fechada em seus extremos, uma vez que seja garantida a ausência de fluxo magnético nas regiões próximas aos extremos, situação esta atendida devido à ampla malha tridimensional de ar envoltória utilizada para definição das condições de contorno. Estas condições de contorno são caracterizadas por seis planos ortogonais entre si, produzindo um paralelepípedo de ar que tem, em seu centro, o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal ou, mais genericamente, o dispositivo a ser modelado.

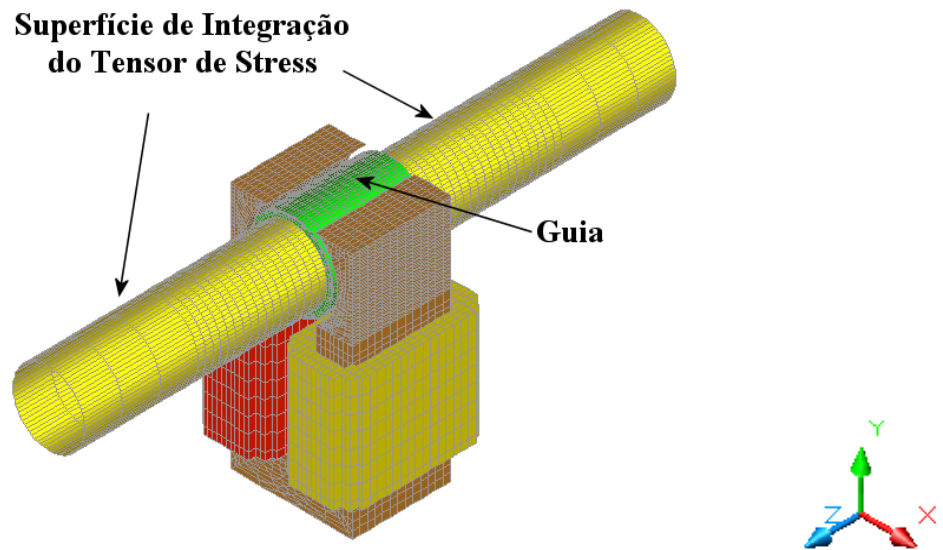


Figura 55 Escolha da superfície para cálculo do Tensor de Stress de Maxwell para a configuração de estatores simples

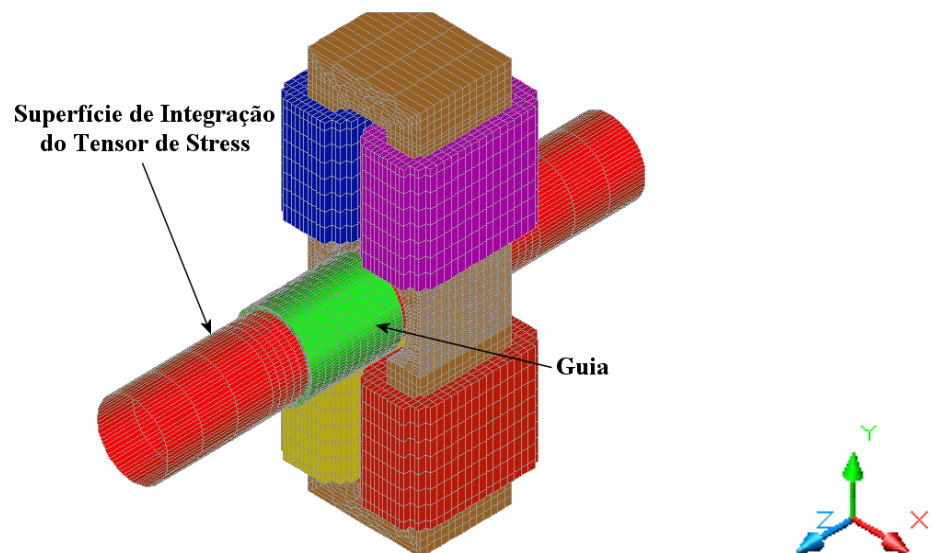


Figura 56 Escolha da superfície para cálculo do Tensor de Stress de Maxwell para a configuração de estatores duplos

Para a obtenção do perfil de força estática, o secundário (cilindro e guia) foi deslocado em direção linear ao longo do eixo central das faces polares do estator (Figura 59), sem movimento de rotação, partindo da situação de desalinhamento completo com o primário. Como referência, a face do cilindro partiu de um ponto localizado a 10mm (após esta posição, na direção de afastamento, observa-se que a força exercida apresenta valores inferiores a 10% da força máxima exercida) da face do estator imediatamente próxima (Figura 57a) até a situação de alinhamento completo (Figura 57e), observando-se algumas posições

intermediárias, ilustrativamente também mostradas na Figura 57. Desta forma, após a resolução numérica, pôde-se levantar através dos resultados numéricos os perfis de força da primeira configuração para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal. Os resultados da solução numérica são confrontados com os resultados experimentais em 5. Esta configuração do fluxo é responsável por uma força de atração entre primário e secundário, não somente no sentido do movimento, mas também no sentido radial em direção ao espaço entre as 2 seções do enrolamento, aumentando o atrito nos mancais, estes responsáveis pela sustentação e pelo alinhamento do secundário.

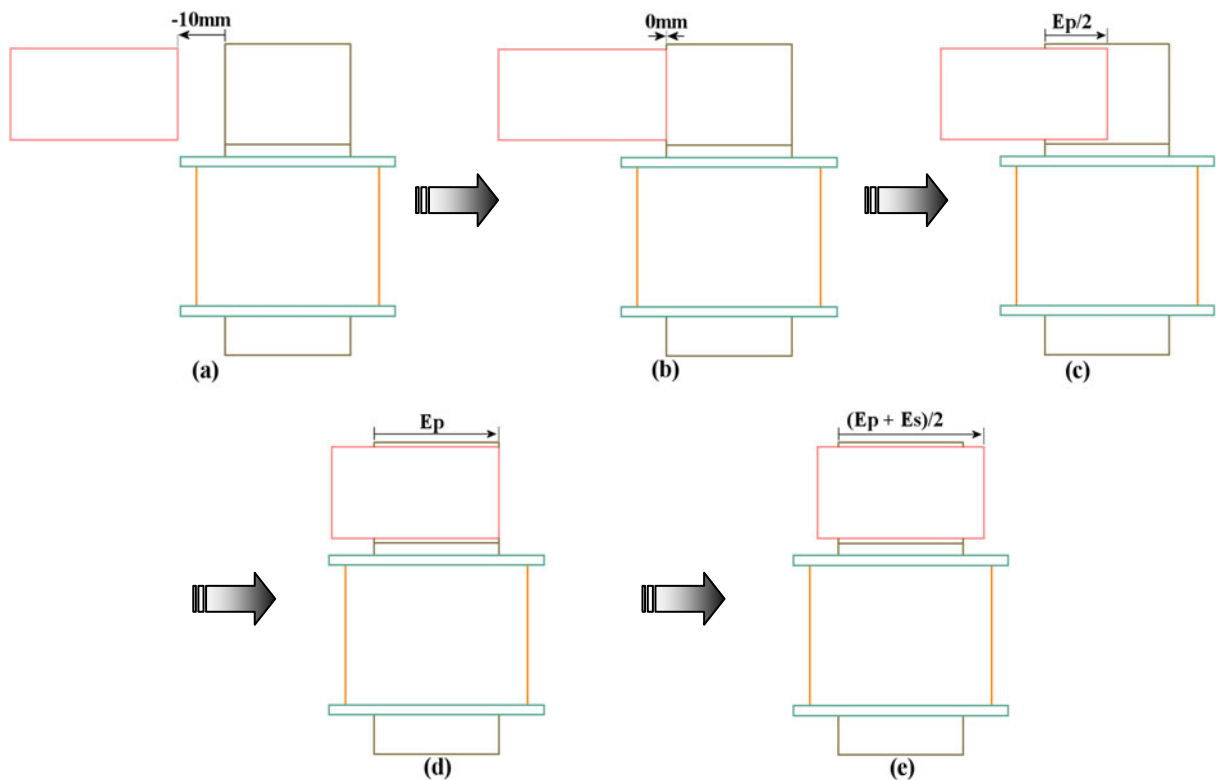


Figura 57 Deslocamento do cilindro ao longo do eixo central das faces polares do estator (como mostrado na Figura 59)

A força normal característica da configuração de estatores simples, foi caracterizada através da utilização da ferramenta de análise por elementos finitos. O perfil desta força normal pode ser observado em 5.2, observadas as diferentes posições compreendidas entre o total desalinhamento e alinhamento do cilindro do secundário em relação ao estator do primário.

4 LEVANTAMENTO EXPERIMENTAL

A análise experimental do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal compreendeu a caracterização das curvas de magnetização apenas para uma configuração e o levantamento do perfil de força estática desenvolvida no sentido do movimento para ambas as configurações estudadas. De maneira diferente, o perfil de força estática transversal ao movimento não pôde ser avaliado experimentalmente devido à dificuldade encontrada na fixação de uma célula de carga na estrutura móvel do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal.

4.1 PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO DAS CURVAS DE MAGNETIZAÇÃO

Inicialmente, estudando a viabilidade de um modelo analítico para o Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, esboçou-se experimentalmente a distribuição e a caracterização do fluxo concatenado em uma das fases, para um cilindro de comprimento semelhante à largura do estator. Para o esboço da distribuição do fluxo magnético concatenado fez-se uso de duas bobinas exploradoras estrategicamente distribuídas em regiões de interesse do primário. Com a bobina exploradora da base (situada na base do estator, Figura 58) pôde-se obter a concentração de fluxo na base ferromagnética do mesmo. É claro que a tensão induzida não será função somente da variação do fluxo magnético distribuídas no núcleo ferromagnético do estator naquele ponto, mas também da variação do fluxo magnético disperso das bobinas excitatrizes. Contudo, a maior parte do fluxo estará presente no núcleo do estator (conforme o resultado da análise por elementos finitos da Figura 49a). De forma análoga, o mesmo pode ser observado para a bobina exploradora da face polar (colada no entorno de uma das faces polares do estator, como indicado em detalhe na Figura 58b).

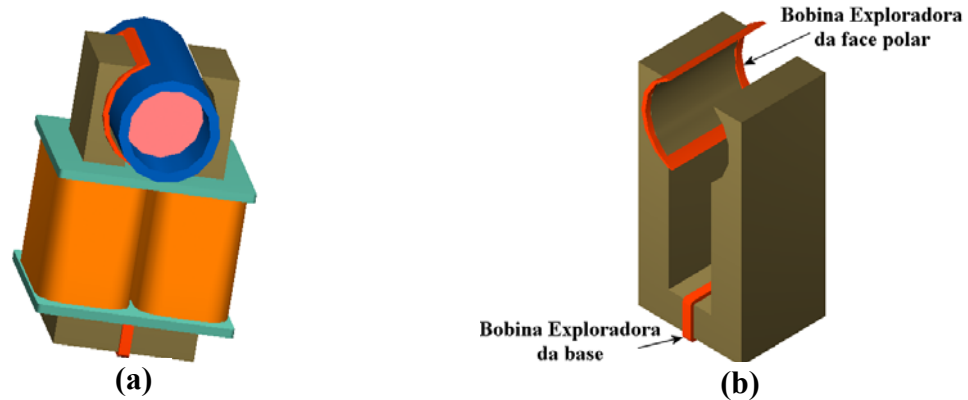


Figura 58 Vista completa (a) e em detalhe (b) das bobinas exploradoras

Como apresentado na Figura 49a, não somente o fluxo disperso das bobinas está presente, mas há também a presença do efeito das pontas. Nesta segunda bobina exploradora, o erro na medição será ainda maior, pois algumas linhas de fluxo antes presentes no núcleo da base ferromagnética agora estarão dispersas. Na Figura 49b pode-se observar que a densidade de fluxo na parte inferior do cilindro ferromagnético é maior que a de sua parte superior (corte B-B). Sendo esse o melhor caminho, do ponto de vista de relutância magnética, para as linhas de fluxo dispersas provenientes da parte superior das bobinas e do núcleo do estator. Para cada bobina exploradora utilizaram-se 50 espiras.

O secundário (cilindro e guia) foi deslocado em direção linear ao longo do eixo central das faces polares do estator (Figura 59), sem movimento de rotação, partindo da situação aqui denominada de desalinhamento completo com o primário. Como referência, a face do cilindro partiu de um ponto localizado a 0mm da face do estator imediatamente próxima (Figura 60a) até a situação de alinhamento completo (Figura 60d), observando-se algumas posições intermediárias.

A Figura 61 ilustra, para quatro posições distintas de sobreposição de deslocamento linear entre o cilindro (secundário) e o estator (primário), em porcentagens da posição de alinhamento completo, o fluxo magnético total (obtido a partir das curvas de magnetização da Figura 65) estabelecido no circuito magnético pela fonte excitatriz por intermédio da bobina, do núcleo ferromagnético da base do estator (bobina exploradora da base) e da face polar

(bobina exploradora da face polar).

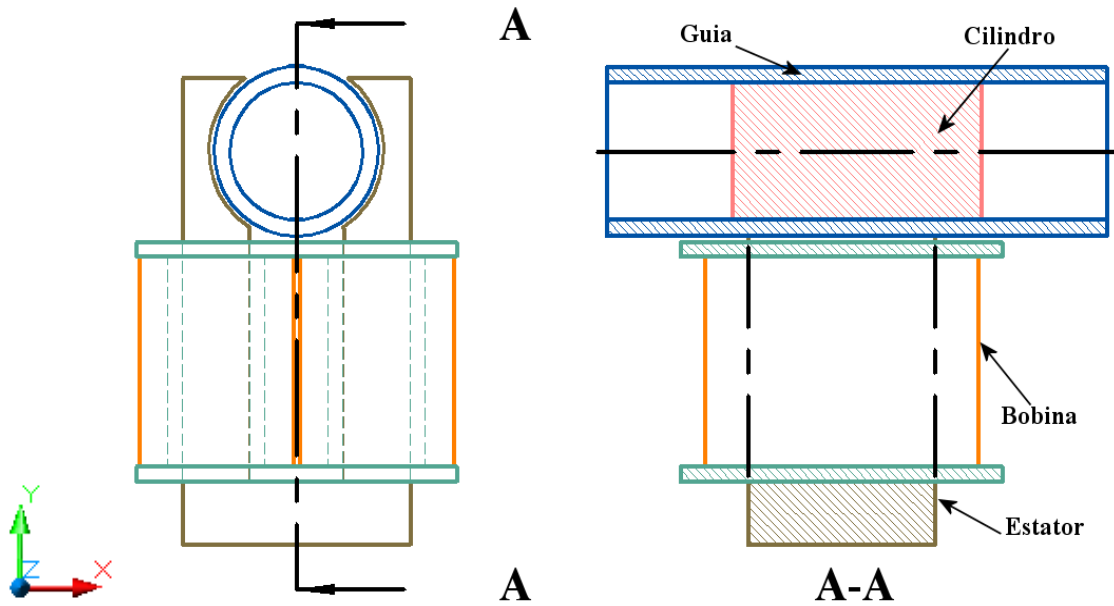


Figura 59 Vista em corte longitudinal (A–A) de uma fase do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado

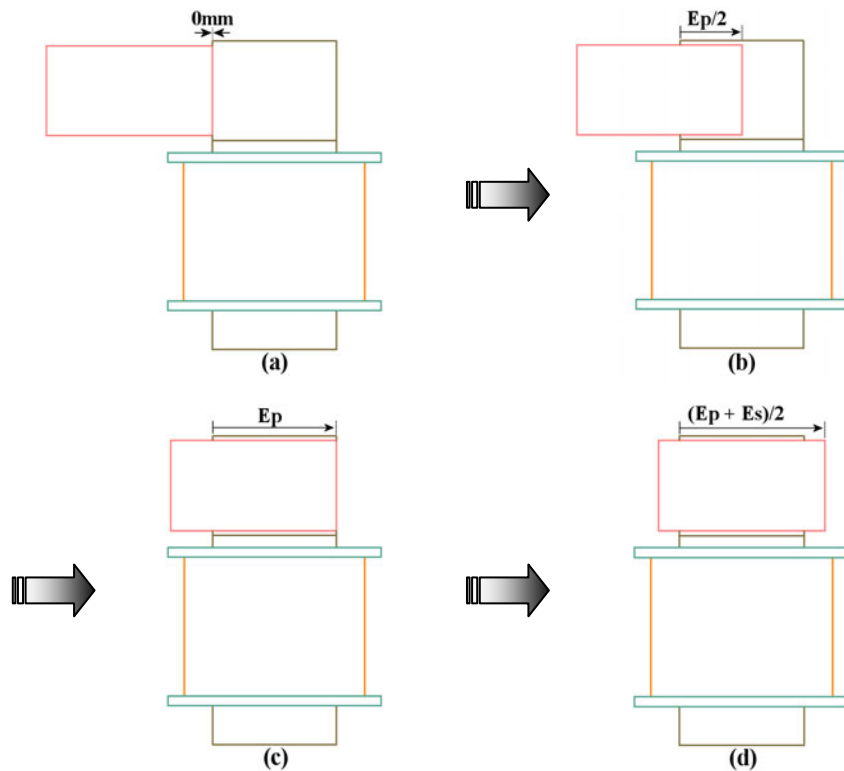


Figura 60 Deslocamento do cilindro ao longo do eixo central das faces polares do estator

Nota-se que conforme o cilindro alinha-se com o pólo do estator (Figura 61d), o fluxo magnético concentra-se com maior amplitude pelo caminho de menor relutância magnética, ou seja, o caminho transversal ao cilindro e à face polar do estator. De forma oposta, a

dispersão observada na situação de desalinhamento completo (Figura 61a) é justificada pela maior relutância magnética para o mesmo caminho de fluxo transversal.

O fluxo magnético total entregue ao circuito magnético pela bobina excitatriz pode ser obtido a partir da análise transitória CC (por meio de fontes retificadoras ou banco de baterias), amplamente difundida, ou pela análise CA, mais conveniente a motores de relutância rotativos.

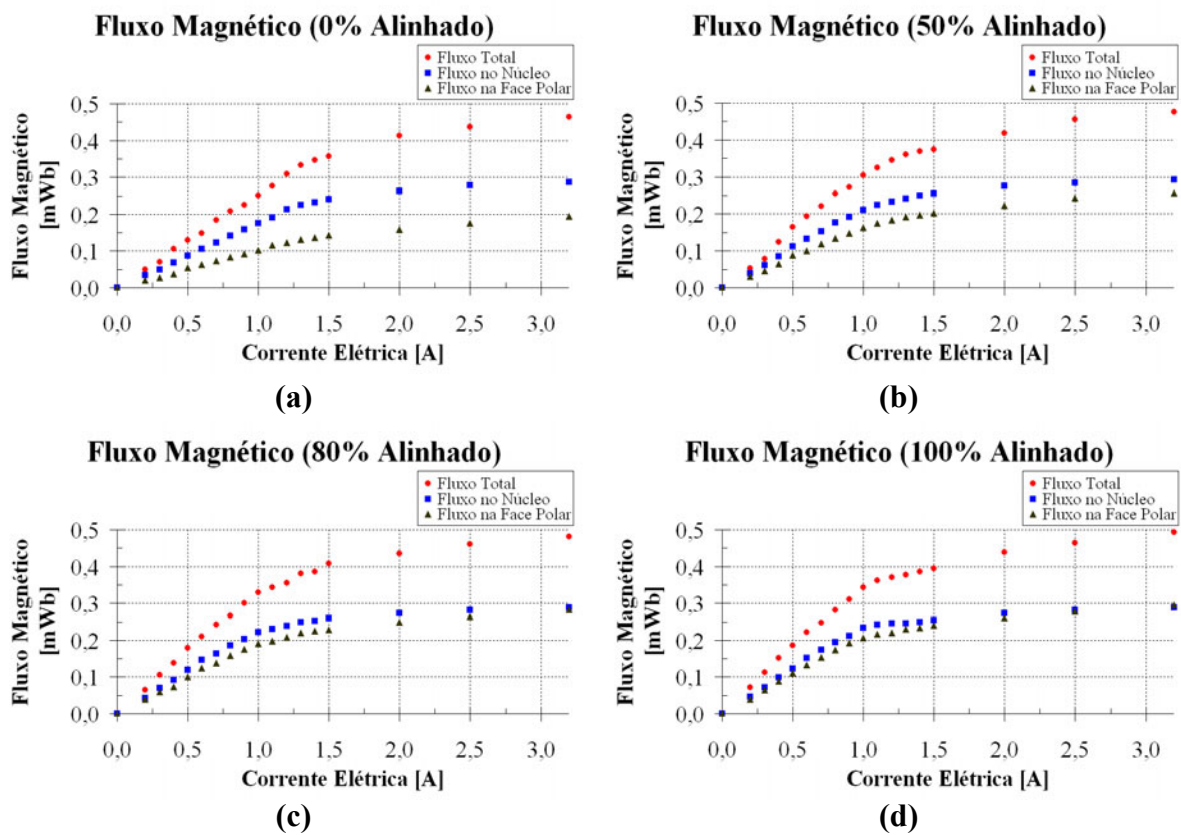


Figura 61 Análise experimental do fluxo magnético para diferentes posições de alinhamento

O método de levantamento experimental descrito (SHARMA, 1999) é simples e não necessita dispositivos de medida adicionais — por exemplo, gaussímetros —, senão um resistor *shunt*⁷ e um osciloscópio (ou outra forma de aquisição digital de dados, para posterior processamento em um PC) de, no mínimo, 2 canais de medição (Figura 62). Dois canais de medição são necessários para o sincronismo entre as formas de onda da tensão ($v(t)$) e da

⁷ Pode-se substituir o resistor *shunt* por uma ponteira de corrente, desde que observado o tempo de resposta da mesma perante o transitório de corrente.

corrente ($i(t)$) nos terminais da bobina (Figura 63). Nesta mesma figura, pode-se observar nitidamente uma variação da constante de tempo do circuito RL da bobina do MLTRC, efeito este causado pelo aquecimento da bobina. Desta maneira, outra variável é inserida, e a característica exponencial da corrente elétrica é perdida.



Figura 62 Sistema elementar de aquisição de dados

Corrente e Tensão Fonte Excitatriz

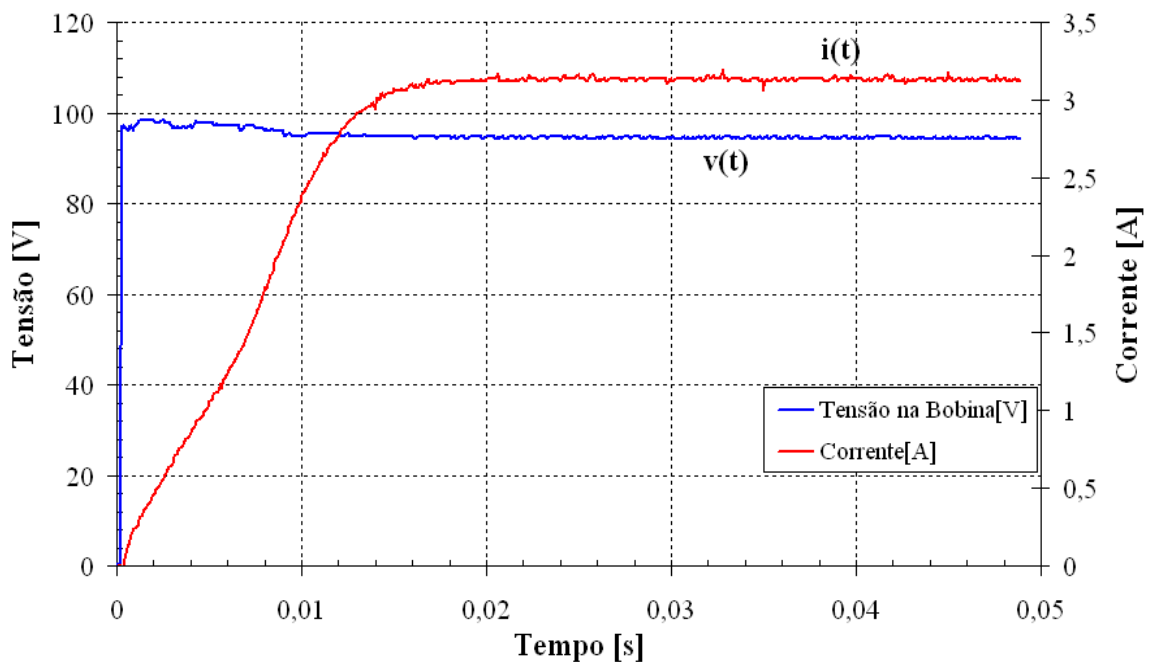


Figura 63 Formas de onda transitórias do ensaio experimental ao salto

O circuito elétrico esquematizado na Figura 64 foi utilizado para o ensaio experimental ao degrau de tensão. Os resistores variáveis (R_v) são necessários para limitar a corrente elétrica na bobina do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, pois se utilizou um banco de baterias como fonte de alimentação (V_f). A chave

SW proporciona a aplicação do degrau de tensão na bobina. Conseqüentemente, pode-se sincronizar, no osciloscópio, a subida de borda do sinal correspondente à corrente elétrica para início da aquisição.

A utilização de um banco de baterias é justificada pela ausência de um *ripple* em sua tensão, como observado em retificadores. Como vantagem, não existem oscilações de circuitos RLC parasitas, não são necessários o emprego de filtros digitais e de técnicas de interpolação numérica, entre outros.

Os sinais de tensão ($v(t)$) e de corrente elétrica ($i(t)$) a serem mensurados estão indicados na Figura 64, pois já é prevista uma queda de tensão nos resistores variáveis. O método empregado é imune a esta queda de tensão, como será descrito.

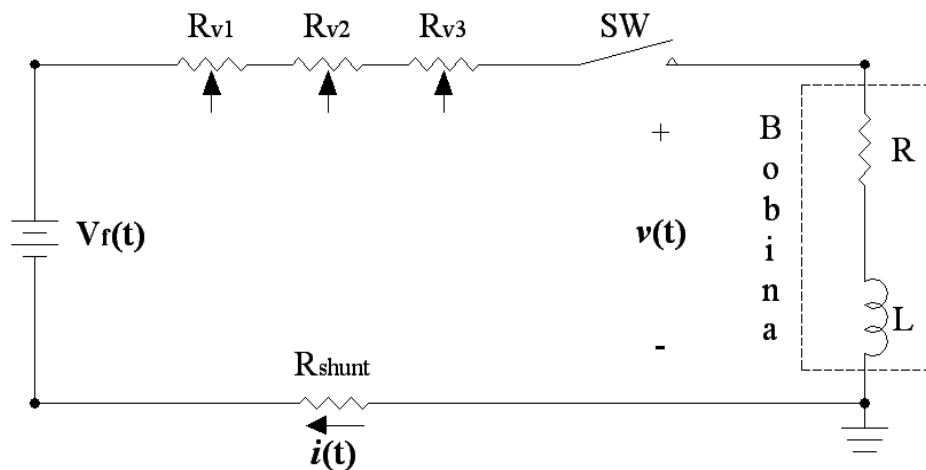


Figura 64 Circuito de ensaio ao degrau de tensão nos terminais do MLRC

A bobina do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal pode ser representada por um circuito equivalente série, incluindo uma resistência R e uma indutância L .

O procedimento de ensaio é repetido para cada posição de deslocamento do cilindro do secundário com relação ao primário (estator), definida como posição referencial à situação ilustrada na Figura 60a. Os sinais $v(t)$ e $i(t)$ sincronizados referentes a cada posição (no total serão $2n$ sinais, sendo n o número de posições desejadas) são transferidos para um PC por

meio do protocolo de comunicação GPIB para posterior processamento e análise.

As curvas de magnetização para as posições de deslocamento desejadas podem ser obtidas através de (41) (SHARMA, 1999), para o equivalente elétrico dos terminais da bobina do MLTRC.

$$v(t) = R i(t) + \frac{d\lambda}{dt} \quad (41)$$

sendo que

v	Tensão elétrica aplicada nos terminais da bobina do MLTRC
i	Corrente elétrica nos terminais da bobina do MLTRC
R	Resistência elétrica do MLTRC
λ	Fluxo magnético concatenado na bobina do MLTRC

Resolvendo (41) para o fluxo concatenado

$$\frac{d\lambda}{dt} = v(t) - R i(t) \quad (42)$$

e integrando-se os dois termos da equação, (42) pode ser reescrita como

$$\lambda = \int [v(t) - R i(t)] dt \quad (43)$$

Como a resistência elétrica da bobina do MLTRC possui uma dependência térmica associada, não pode ser facilmente mensurada separadamente com auxílio de medidores de resistência elétrica. Como aproximação, assume-se que seu valor seja constante e aproximadamente igual a

$$R \approx \frac{V_{RP}}{I_{RP}} \quad (44)$$

onde

V_{RP}	Tensão elétrica em regime permanente nos terminais da bobina do MLTRC [V]
I_{RP}	Corrente elétrica em regime permanente nos terminais da bobina do

MLRC [A]

Sendo assim, para cada conjunto de vetores temporais correspondentes à tensão e à corrente elétrica foram previamente obtidos pela aquisição digital, deve-se obter o valor para a resistência R e, através da resolução de (43) para cada posição, obter o fluxo concatenado. Para cada valor de corrente elétrica desejado, para uma dada posição, o resultado da integração retornará somente um valor de fluxo concatenado.

A Figura 65 apresenta as curvas de magnetização experimentais levantadas do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, para a configuração que apresenta apenas um estator por fase.

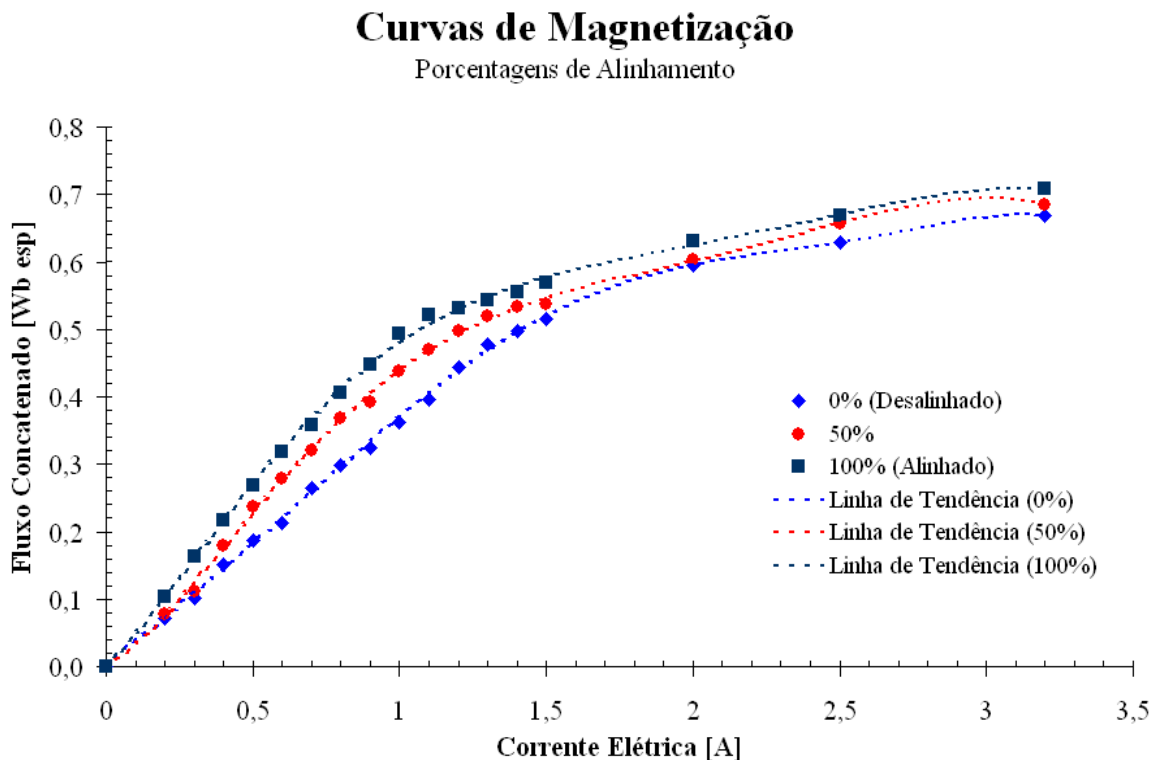


Figura 65 Curvas de Magnetização experimentais. Desalinhado: 0%, Alinhado: 100%

4.2 PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO DA FORÇA ESTÁTICA

A obtenção do perfil de força estática prevê a utilização de uma célula de carga devidamente fixada na base e no carro do MLTRC por meio de dois parafusos, sendo um localizado na extremidade da guia e o outro na extremidade oposta, preso ao suporte de

regulagem de altura, que permite o alinhamento da mesma em relação à guia. A montagem está disposta como indicado na Figura 66. Para cada posição desejada, pode-se deslocar o primário em relação ao carro, uma vez que a base não magnética permite esta facilidade. Este ajuste pode ser feito através de trilhos (Figura 67) localizados nas laterais da base não magnética, onde os suportes de alumínio (não magnéticos) — que estão presos às bases dos estatores mostrados na Figura 18 — podem deslizar e serem fixados. O procedimento de identificação do posicionamento é idêntico ao utilizado para obtenção do perfil de força estática descrito em 3.5.2.

A célula de carga possui um condicionador de sinais que associa os valores de força a tensões elétricas. Além do mais, o sinal de força deve ser sincronizado com o sinal de corrente elétrica correspondente mensurado. A corrente elétrica é adquirida pela medição da queda de tensão em uma resistência *shunt* de 1Ω . Estes sinais de tensão são mensurados simultaneamente através de dois voltímetros e enviados para o PC.

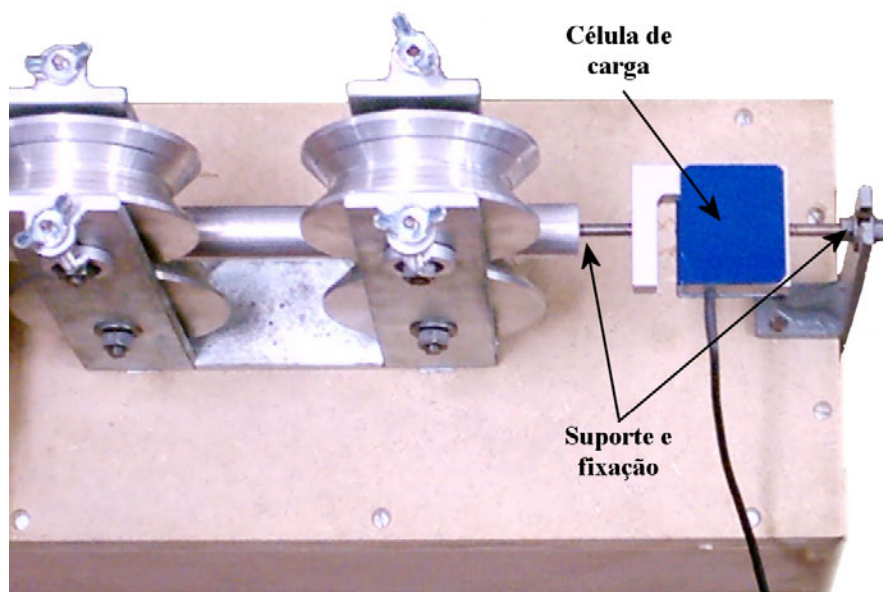


Figura 66 Sistema de fixação e acoplamento da célula de carga entre a base não magnética e a guia do secundário

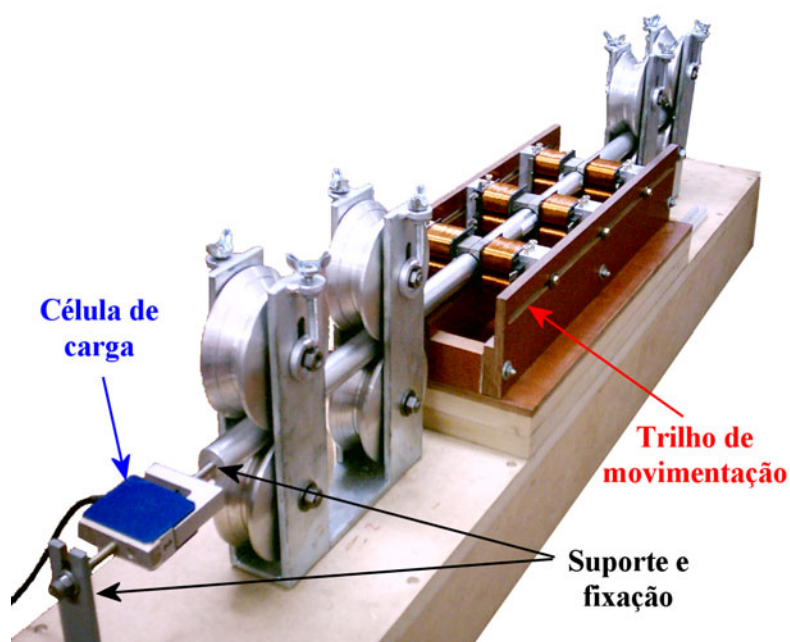


Figura 67 Estrutura de teste completa. Pode-se observar o trilho de movimentação e ajuste dos estatores do primário

Quanto à medição de posição, foi necessário efetuar rasgos na guia cilíndrica do carro, de forma a permitir a localização visual da posição do cilindro no interior da guia sem comprometer a rigidez mecânica da mesma e, por meio de uma régua de papel em escala métrica linear colada devidamente na parte externa, precisar a posição, em milímetros, do

cilindro ferromagnético em relação ao estator (Figura 60a). Este sistema está presente na Figura 68.

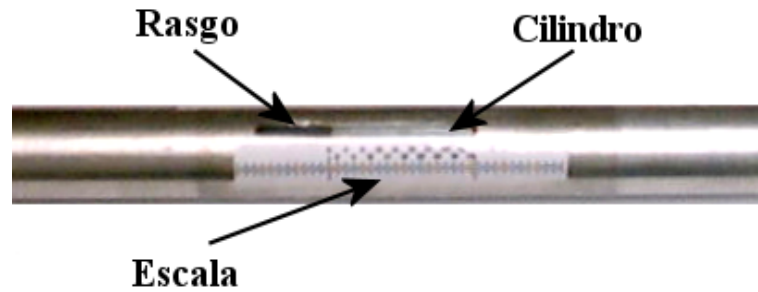


Figura 68 Rasgo na guia, permitindo a identificação correta da posição interna do cilindro ferromagnético com o auxílio de uma régua em escala métrica linear

5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS E ANÁLISES

Uma vez introduzidos os aspectos pertinentes ao entendimento e funcionamento de Motores Lineares Tubulares de Relutância Chaveados de Fluxo Transversal, nesta seção serão apresentados os resultados obtidos experimentalmente e por análise numérica, a partir dos modelos tridimensionais já apresentados. Para cada valor de corrente elétrica, associa-se apenas uma curva de força em função da posição. Desta forma, tem-se um conjunto de curvas em função da corrente elétrica. Por conveniência, o termo perfil de força denotará a família de curvas de força características de uma determinada configuração do MLTRC de Fluxo Transversal.

Como objeto de interesse primordial, estão os perfis de força estática obtidos, tanto para a configuração de estator simples, quanto para a configuração de estator duplo, levando em consideração a utilização de diferentes materiais na composição do núcleo ferromagnético dos cilindros do secundário. Além, foram analisadas dois comprimentos para os cilindros do secundário: a primeira, caracterizando um perfil de indutância triangular, com um comprimento igual à espessura do estator (E_p) e a segunda, caracterizando um perfil de indutância trapezoidal, um comprimento maior que a espessura do estator. Esta análise objetiva verificar se há alteração significativa no perfil de força, tanto qualitativamente quanto quantitativamente, o que será demasiado importante na escolha da melhor configuração para a projeção da força média desenvolvida pelo MLTRC de Fluxo Transversal quando analisado do ponto de vista dinâmico e sob ação de várias fases.

5.1 PERFIL DE FORÇA ESTÁTICA NO SENTIDO DO MOVIMENTO LINEAR

Para o cilindro do secundário de comprimento igual a 26mm, os perfis de força associados, respectivamente, às configurações de estator simples e duplo, são mostradas na Figura 69 e na Figura 70. Como pode ser observado e já fora mencionado, a configuração de

estator duplo apresenta uma característica planificada, embora os perfis sejam semelhantes. A principal distinção vem na força exercida, onde a configuração dupla apresenta um aumento de aproximadamente 20% em relação à configuração simples, sempre considerando os valores máximos dos resultados experimentais. Salienta-se que os estatores estão conectados em série, produzindo um fluxo magnético semelhante ao apresentado na Figura 54.

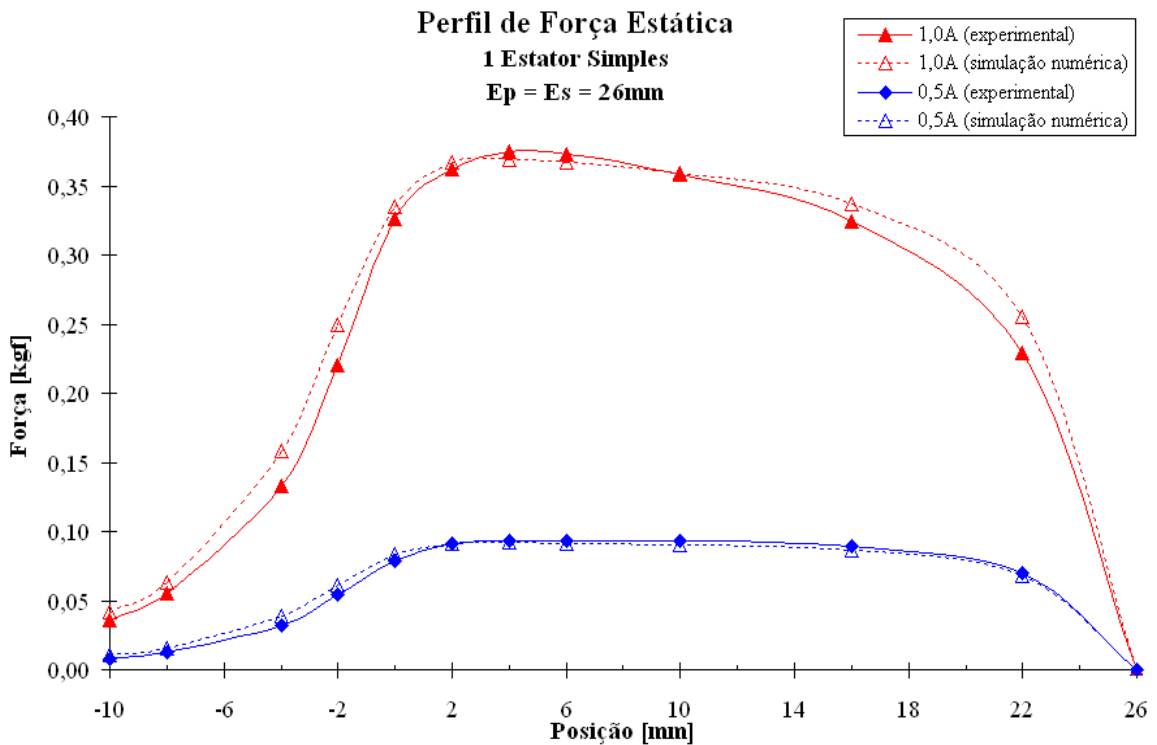


Figura 69 Perfil de força estática para 1 estator simples. $E_p = E_s = 26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado

A partir dos perfis de força estática gerados para um estator, pode-se afirmar que, a uma distância de 10mm da face do estator, há a existência de uma força de atração devida ao campo magnético gerado pelo mesmo. Na prática, observou-se que, para distâncias maiores de 16mm e para uma corrente máxima de 1,25A, o estator não consegue atrair o seu respectivo cilindro até a posição de alinhamento. Desta forma, distâncias maiores que 26mm (E_p) entre estatores adjacentes, garantiriam, para uma corrente máxima de 1,25A, o desacoplamento magnético entre os mesmos.

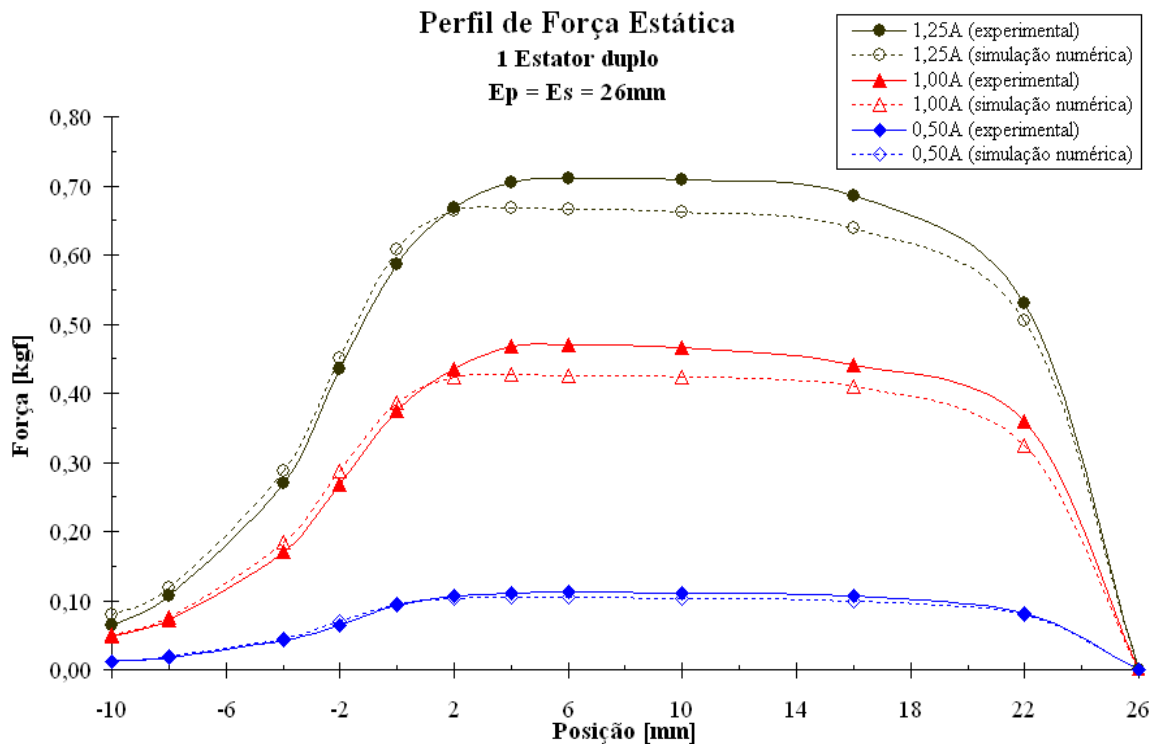


Figura 70 Perfil de força estática para 1 estator duplo. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado

Como será interessante a aplicação do MLTRC de Fluxo Transversal com inúmeras fases, analisou-se o comportamento do perfil de força estática para uma fase com dois estatores simples conectados em série, desde que garantida a condição de desacoplamento. No ensaio experimental, as fases foram distanciadas de forma a atender esta restrição e dois rasgos foram efetuados na guia, garantindo a medição correta de posição de ambos os cilindros da fase. Para efeitos de comparação, a Figura 71 apresenta curvas de força para uma mesma corrente elétrica (0,5A no caso), onde se pode observar a contribuição de apenas 1 estator e de 2 estatores acionados. A indicação “1 Estator x2” presente na legenda refere-se à previsão da força resultante da ação de 2 estatores em uma fase, a partir do efeito de apenas 1 estator. A mesma comparação é feita para a corrente de 1,0A (Figura 72). Neste caso, cabe a observação de que os estatores devem ser idênticos, de forma a garantir a superposição das forças devidas a cada um individualmente, desde que garantido o desacoplamento magnético entre as fases acionadas. Uma vez idênticos, pode-se esperar que o dobro da ação devida a um único estator será similar à ação total resultante de 2 estatores atuando simultaneamente. Não

sendo os estatores analisados perfeitamente idênticos, esta seria a provável explicação para a diferença nos resultados apresentados na Figura 71, na Figura 72 e na Figura 75.

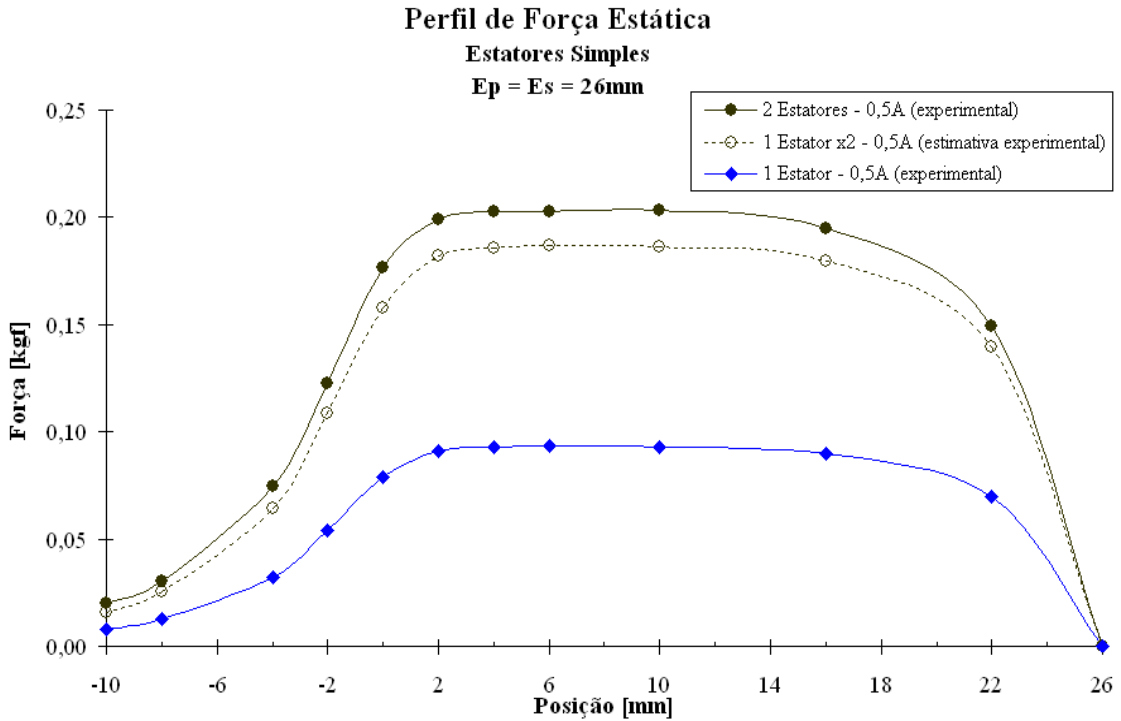


Figura 71 Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Corrente = 0,5A. Cilindro de Aço 1006 não laminado

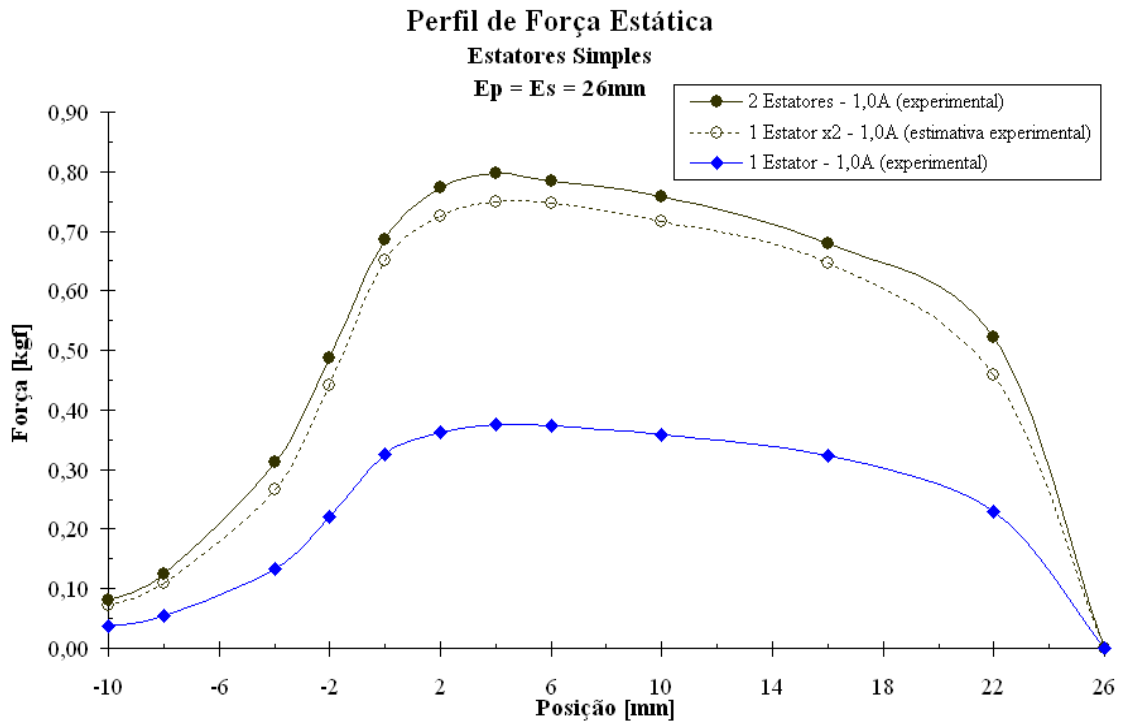


Figura 72 Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=E_s=26\text{mm}$. Corrente = 1,0A. Cilindro de Aço 1006 não laminado

Na Figura 73, os cilindros utilizados possuem comprimento de 35mm. As diferenças são justificadas, para estes comprimentos de cilindro envolvendo composição de Aço 1006 ou SMC, conforme 5.2. Os cilindros de 35mm foram usinados e ajustados na presença da guia, de forma a facilitar a montagem, evitando danos à mesma. De forma diferente, os cilindros de Aço 1006 de 26mm de comprimento foram usinados separadamente, uma vez fornecido o diâmetro interno da guia. Sendo assim, o diâmetro externo dos cilindros de 26mm de comprimento interfere com o diâmetro interno da guia, eliminando a possibilidade de existência de entreferro entre a guia e o cilindro.

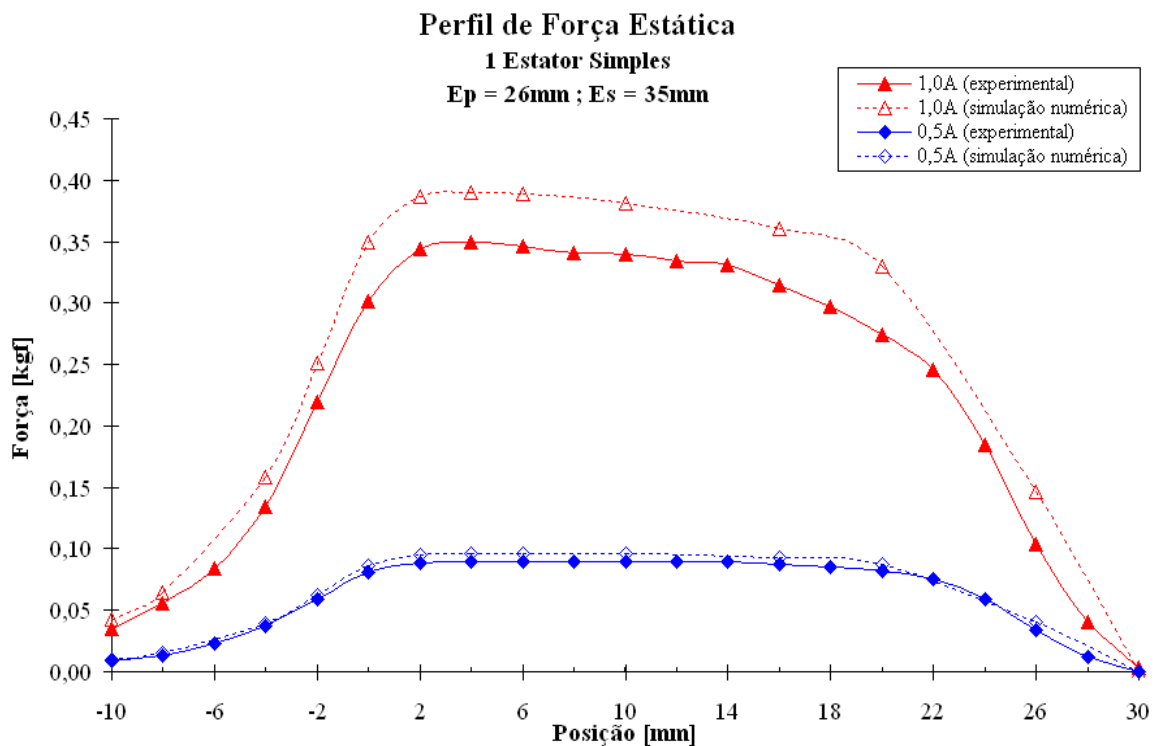


Figura 73 Perfil de força estática para 1 estator simples. Ep=26mm e Es=35mm. Cilindro de Aço 1006 não laminado

Para a configuração de estator duplo (Figura 74) envolvendo o emprego de cilindros de comprimento igual a 35mm, o aumento na força estática observado atinge aproximadamente 21% em relação à configuração de estator simples.

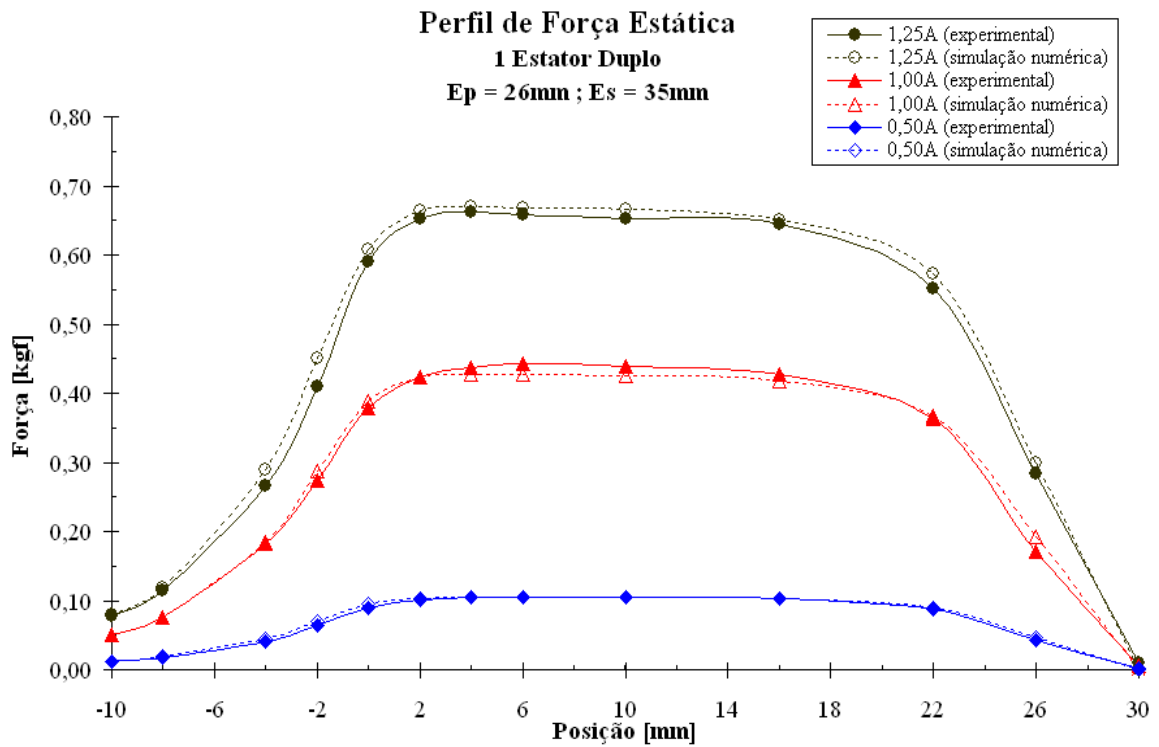


Figura 74 Perfil de força estática para 1 estator duplo. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006 não laminado

Envolvendo a aplicação de mais estatores por fase ou, até mesmo, de mais fases simultaneamente acionadas, o perfil de força apresentado na Figura 75 compara o acionamento simultâneo de dois estatores simples em uma mesma fase (legenda: “2 Estatores”) e a previsão com base em apenas 1 estator simples (legenda: “1 Estator x2”), para as correntes de 0,5A e 1,0A.

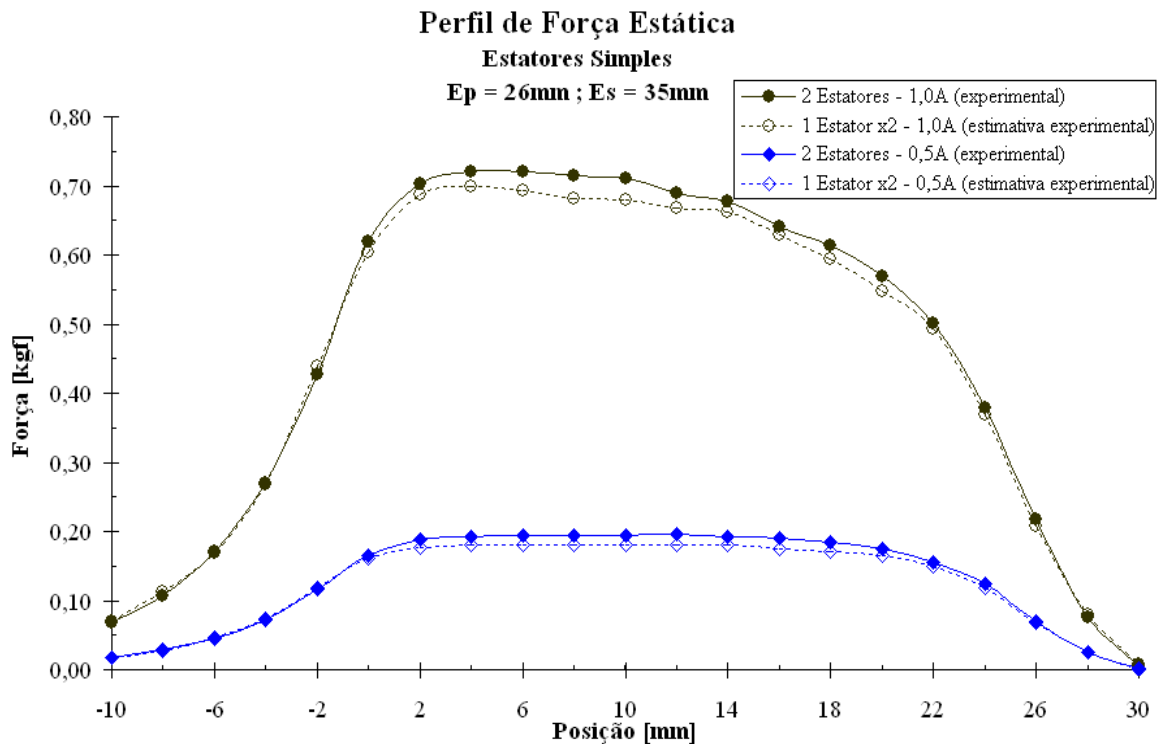


Figura 75 Perfil de força estática para estatores simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Corrente = 0,5A e 1,0A. Cilindro de Aço 1006 não laminado

A Figura 77 e a Figura 78, respectivamente, tornam explícitas as alterações existentes nos perfis de força, quando comparadas às respectivas configurações e aplicados diferentes comprimentos para os cilindros de Aço 1006. Esta comparação fica interessante sob o ponto de vista de projeção da carga e do acionamento. Uma vez definida a carga e qual a melhor configuração, se estator simples ou duplo, pode-se definir qual será a topologia de acionamento e a melhor situação de acionamento. No entanto, esta é uma análise dinâmica e depende de outros fatores, como massa e inércia. Na tentativa de melhor compreender o que está sendo proposto, a Figura 76 apresenta uma situação aleatória que pode ser empregada para atender a carga (F_m) acoplada ao carro. Note que cada uma das fases pode ser ligada e desligada, respectivamente, apenas antes e depois das posições intermediárias ocorrerem, em que o cilindro estiver alinhando com o estator.

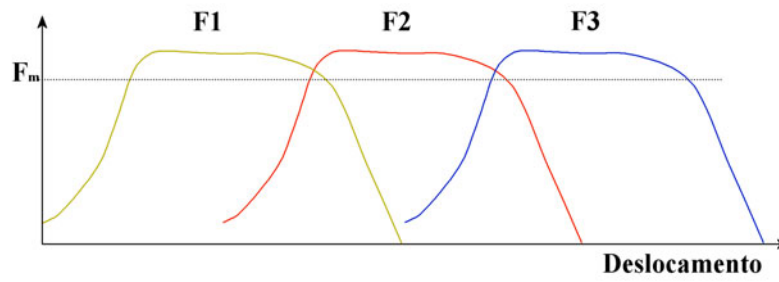


Figura 76 Comportamento dinâmico do MLTRC de Fluxo Transversal de 3 fases

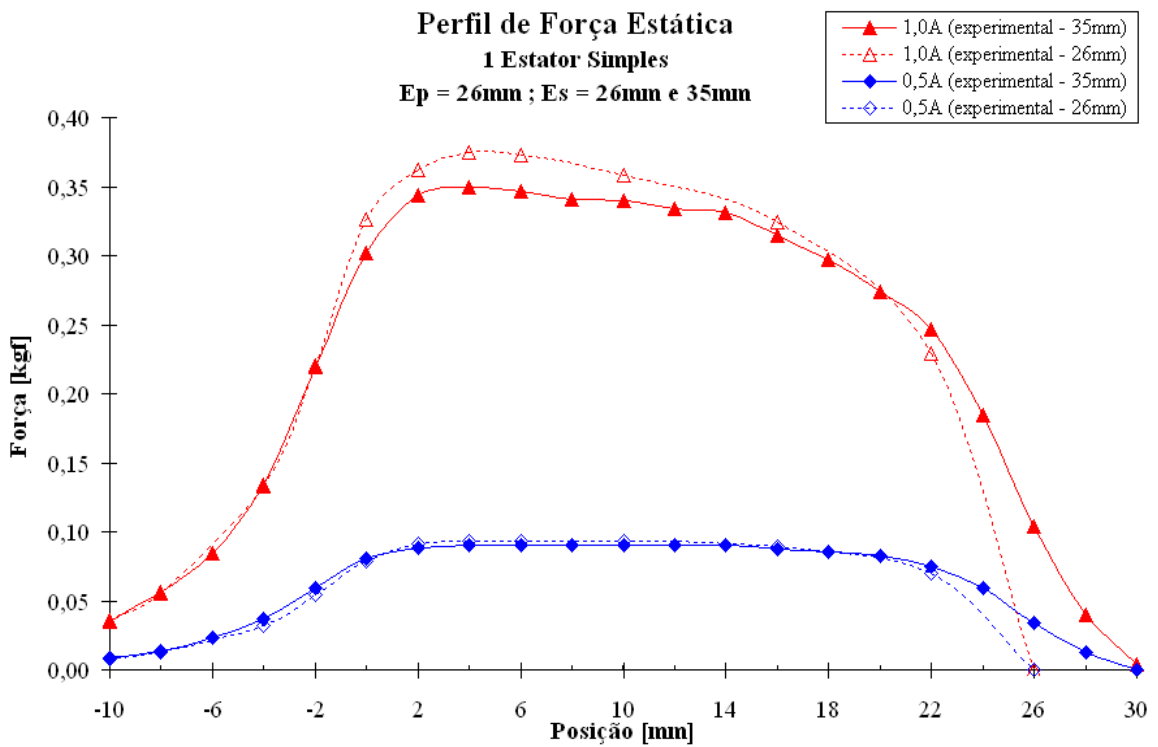


Figura 77 Comparação entre perfis de força estática para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm e } 35\text{mm}$. Cilindros de Aço 1006 não laminado

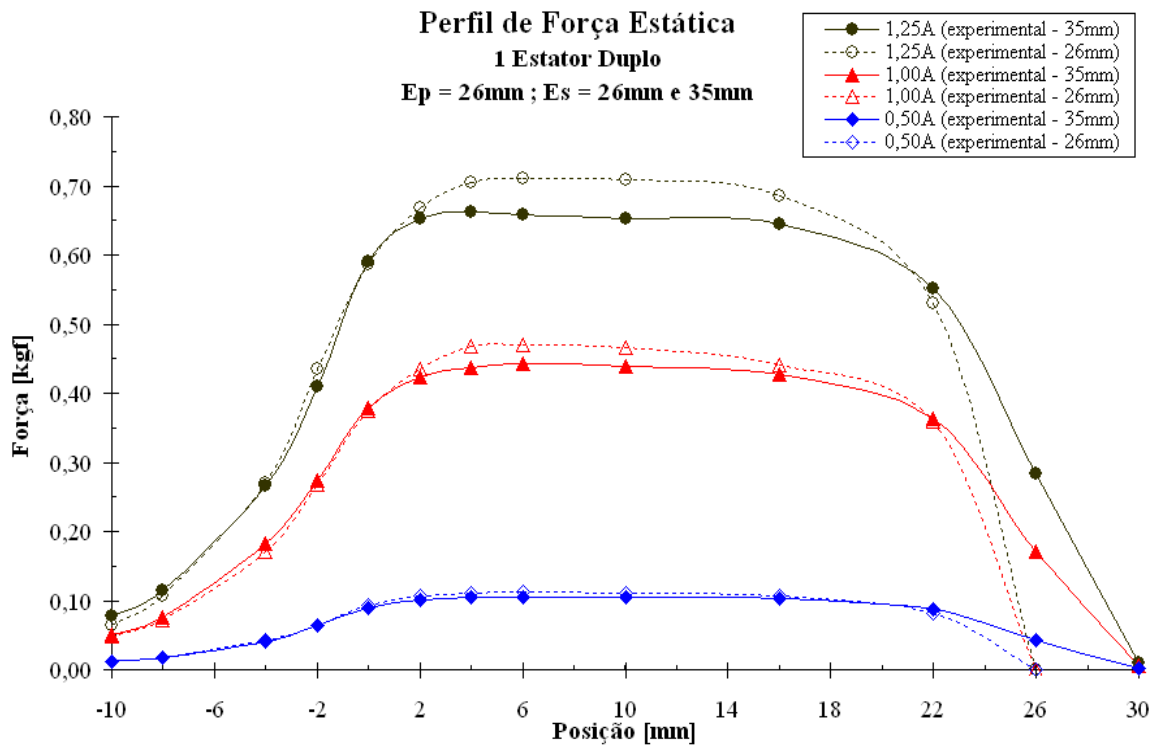


Figura 78 Comparação entre perfis de força estática entre estatores duplos. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm}$ e 35mm . Cilindros de Aço 1006 não laminado

As últimas figuras (Figura 79 e Figura 80) comparam o desempenho da força estática no sentido do movimento para cilindros de Aço 1006 e SMC, ambos para comprimentos de 35mm e consideradas ambas as configurações de estatores, simples ou duplos. De forma condizente com o exposto anteriormente acerca dos Compostos Magnéticos Macios, sua principal vantagem está na diminuição de perdas magnéticas existentes no circuito magnético, quando observada a operação sob chaveamento, análise cabível ao comportamento dinâmico.

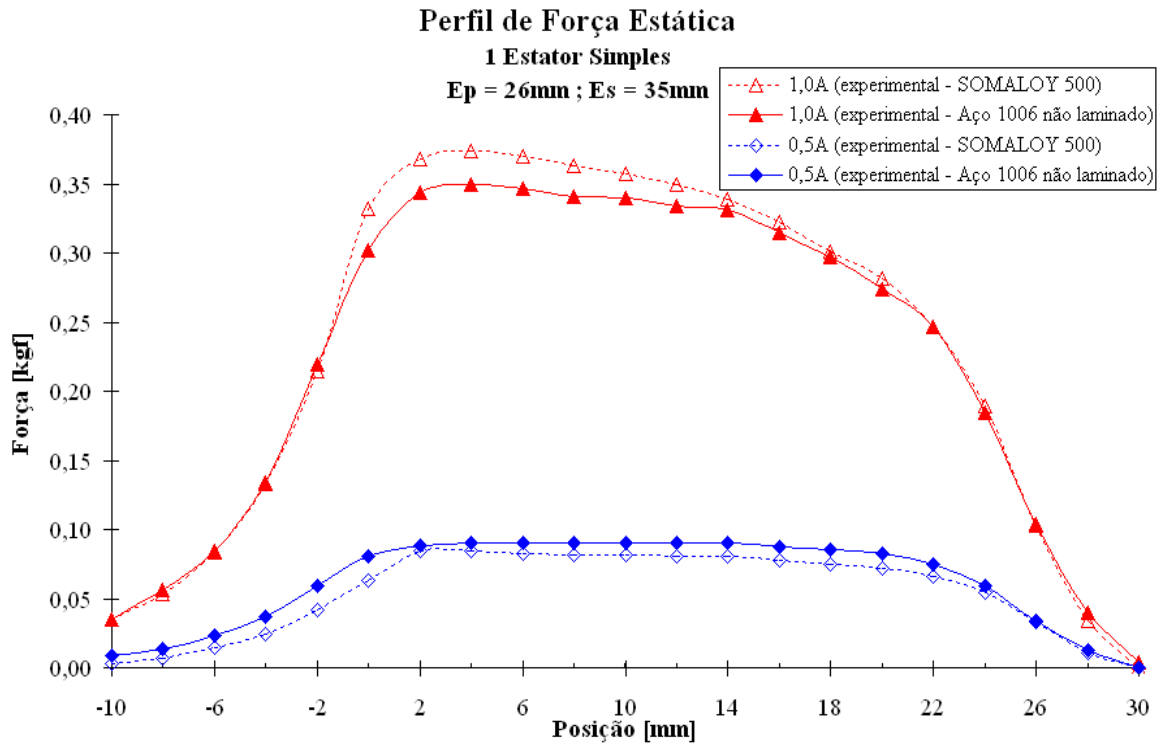


Figura 79 Comparação entre perfis de força estática para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALOY™ 500 e Aço 1006 não laminado

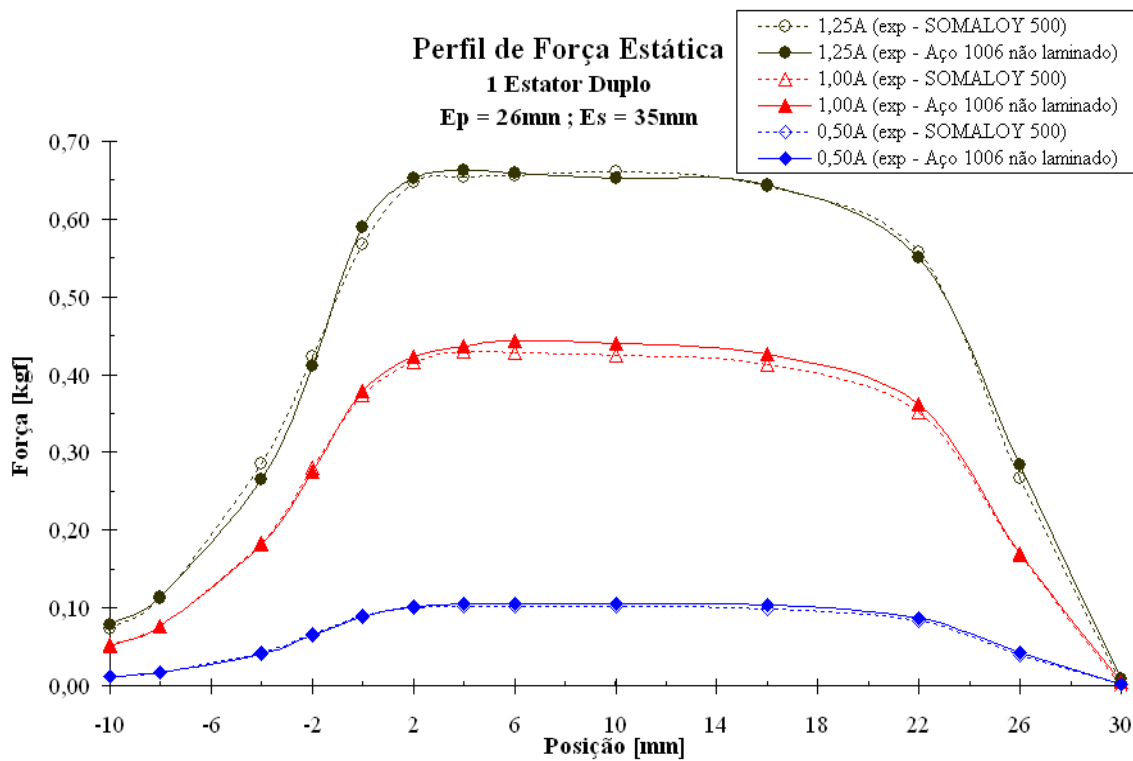


Figura 80 Comparação experimental entre perfis de força estática para 1 estator duplo. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALOY™ 500 e Aço 1006 não laminado

5.2 AVALIAÇÃO DA FORÇA ESTÁTICA FRENTE À VARIAÇÃO DO ENTREFERRO

Na configuração de estatores simples do MLTRC de Fluxo Transversal, ocorre certa diferença entre os valores de força magnética estática medidas e os valores resultantes da simulação numérica dos modelos tridimensionais. Contudo, os perfis de força estática são semelhantes. Ainda, esta diferença apresenta valor aproximadamente constante ao longo da excursão linear do cilindro ferromagnético. Como, qualitativamente, as curvas de força resultantes dos dados experimentais e de simulações numéricas são idênticas e uma vez que os procedimentos de ensaio experimental foram revistos e seus respectivos sistemas de medição calibrados, partiu-se para a reavaliação do modelo numérico tridimensional utilizado: a reconstrução da malha tridimensional, redimensionamento das bobinas atendendo às limitações impostas pelo simulador eletromagnético (supostamente não atendidas no modelo antigo) e verificação das dimensões mecânicas das peças envolvidas. Com um novo modelo de análise numérica obtido, os resultados apresentados ainda continuaram diferindo dos resultados experimentais e mantinham a mesma coerência que os resultados do modelo antigo haviam apresentado.

Restava analisar o entreferro do MLTRC de Fluxo Transversal. Desta análise pode-se concluir que há realmente uma alteração significativa na força exercida pelo dispositivo e que as diferenças podem ser explicadas pela dificuldade de modelar-se todas as dimensões físicas envolvidas com a correta precisão. Ainda, deve-se atentar para o fato de que o estator do MLTRC de Fluxo Transversal é obtido a partir de um estator de motores síncronos monofásicos, como comentado anteriormente.

A montagem física do carro, com seus cilindros ferromagnéticos, prevê uma folga entre o diâmetro interno da guia e o diâmetro dos cilindros, sejam eles ferromagnéticos ou não, garantindo que o conjunto possa ser removido após o ensaio e substituído por outro

conjunto. Para garantir o posicionamento fixo do conjunto no interior da guia, uma das extremidades da guia é lacrada e a outra possui uma rosca interna, de modo que o tampão possa ser pressionado contra todo o conjunto interno, impedindo o movimento das peças dentro do cilindro. Desta forma, o primeiro modelo numérico não contemplava a folga interna existente que, na verdade, representa um aumento no entreferro, sendo esta variação da ordem de centésimos de milímetros. A Figura 81 apresenta os resultados considerando a suposta correção no valor do entreferro, como se pode analisar. Para efeitos de comparação, consideraram-se os valores de força experimentais e os resultados da análise numérica sem a compensação no entreferro (curva superior) juntamente com as correções de 0,05mm, 0,15mm e 0,25mm no aumento do entreferro.

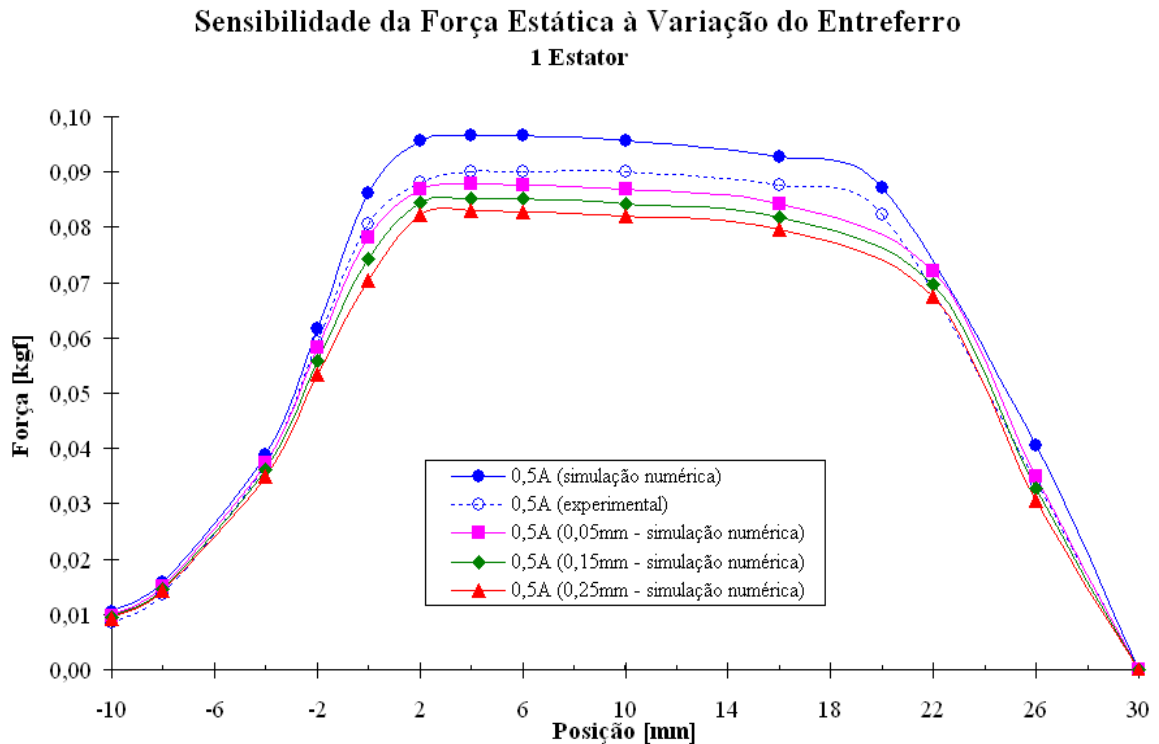


Figura 81 Avaliação do comportamento da força estática à variação do entreferro

5.3 PERFIL DE FORÇA ESTÁTICA NORMAL AO SENTIDO DO MOVIMENTO LINEAR

Devido à dificuldade em se acoplar uma célula de carga na guia de forma adequada a permitir a correta identificação da força normal existente no MLTRC de Fluxo Transversal para estatores simples e, com base nos resultados obtidos para os perfis de força estática na direção do movimento linear mostrados em 5.1, pode-se prever a força normal desta configuração utilizando-se os resultados provenientes da simulação numérica dos modelos tridimensionais apresentados.

A Figura 82 e a Figura 83 fornecem as previsões de força normal a partir da solução do modelo numérico esperada para cilindros de 26mm e 35mm de comprimento, respectivamente. As comparações, quanto à utilização de cilindros de comprimento igual a 26mm ou 35mm são apresentadas na Figura 84. Quanto à utilização de cilindros de SMC ou Aço 1006, os resultados comparativos são indicados na Figura 85. Para estes resultados, pode-

se concluir que a força normal pode atingir até 50% do valor máximo de força desenvolvido na direção do movimento, comparando dados de simulação numérica.

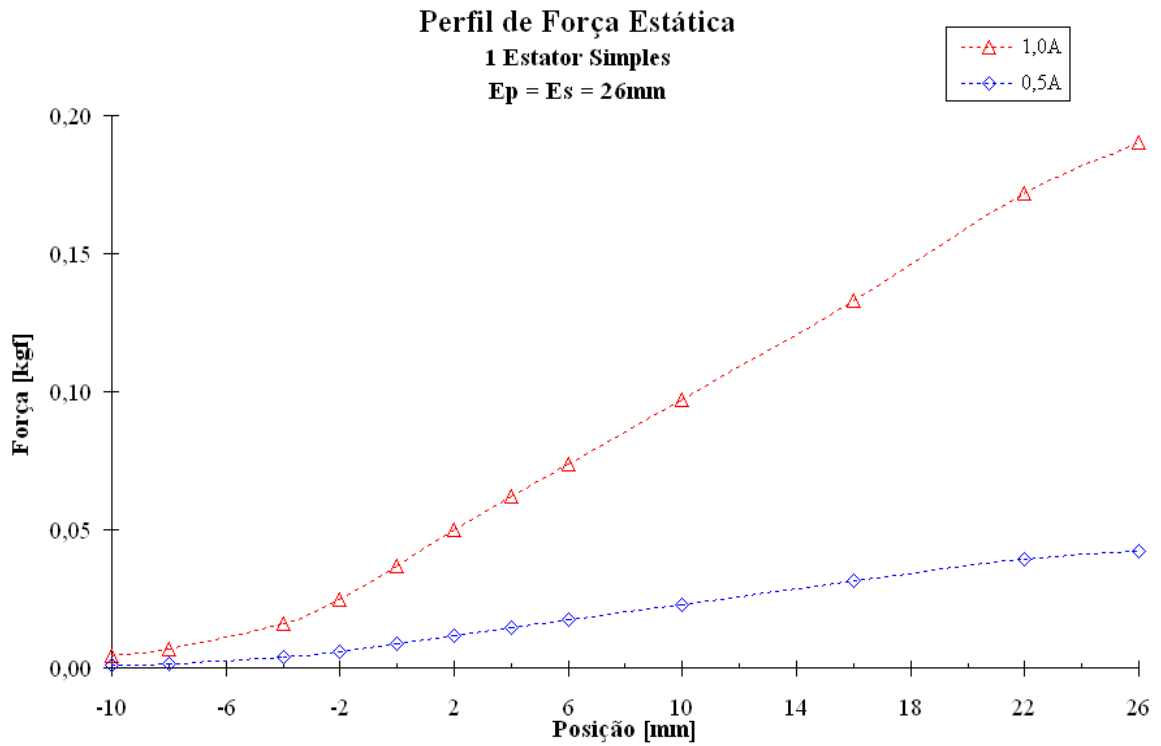


Figura 82 Previsão proveniente de simulação numérica do perfil de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p = E_s = 26\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006

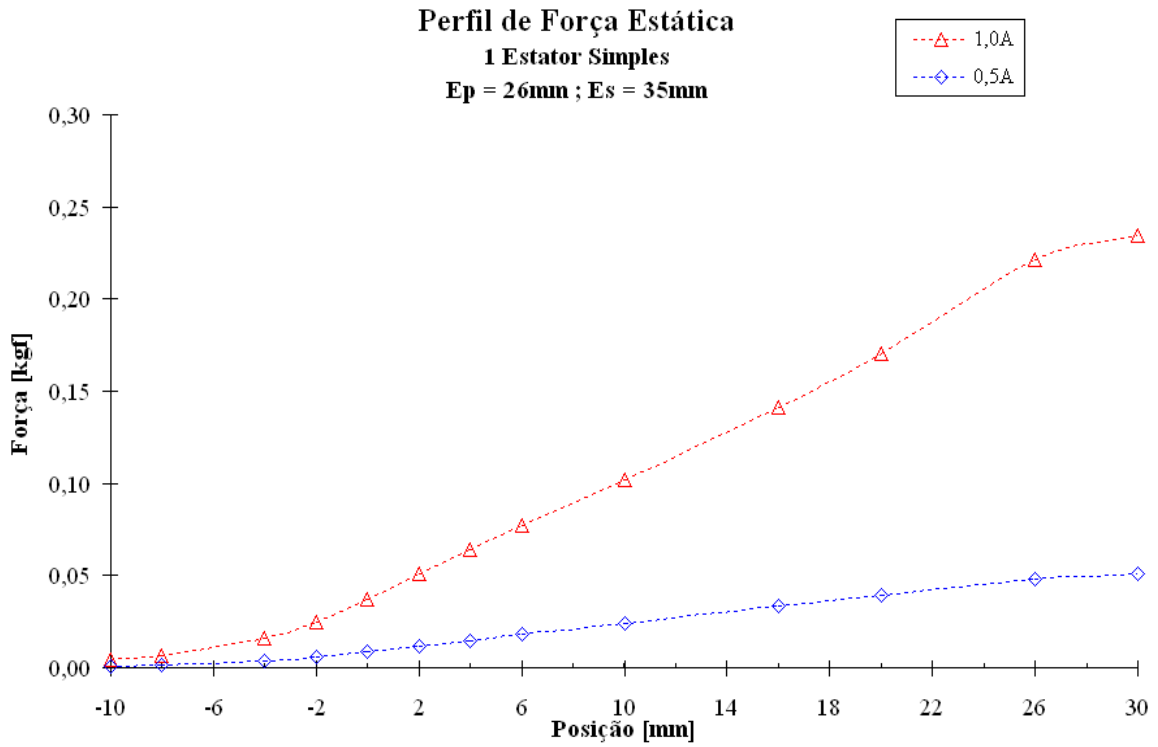


Figura 83 Previsão proveniente de simulação numérica do perfil de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindro de Aço 1006

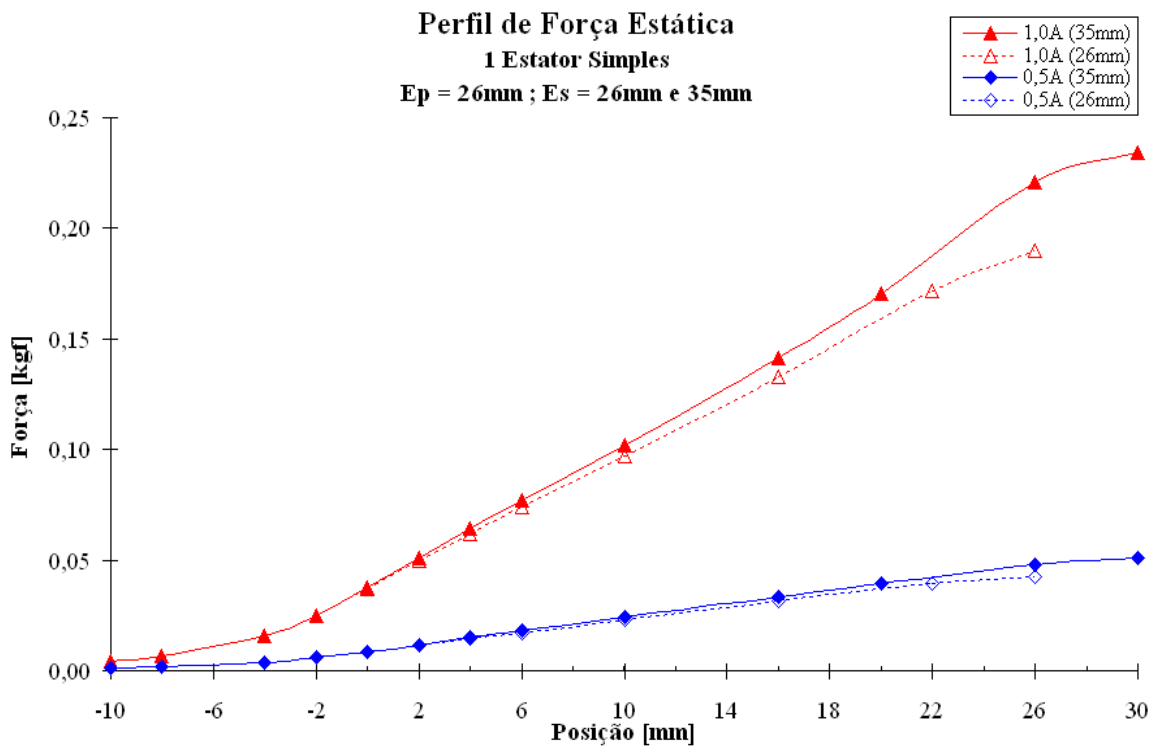


Figura 84 Comparação proveniente de simulação numérica entre perfis de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=26\text{mm}$ e 35mm . Cilindros de Aço 1006 não laminado

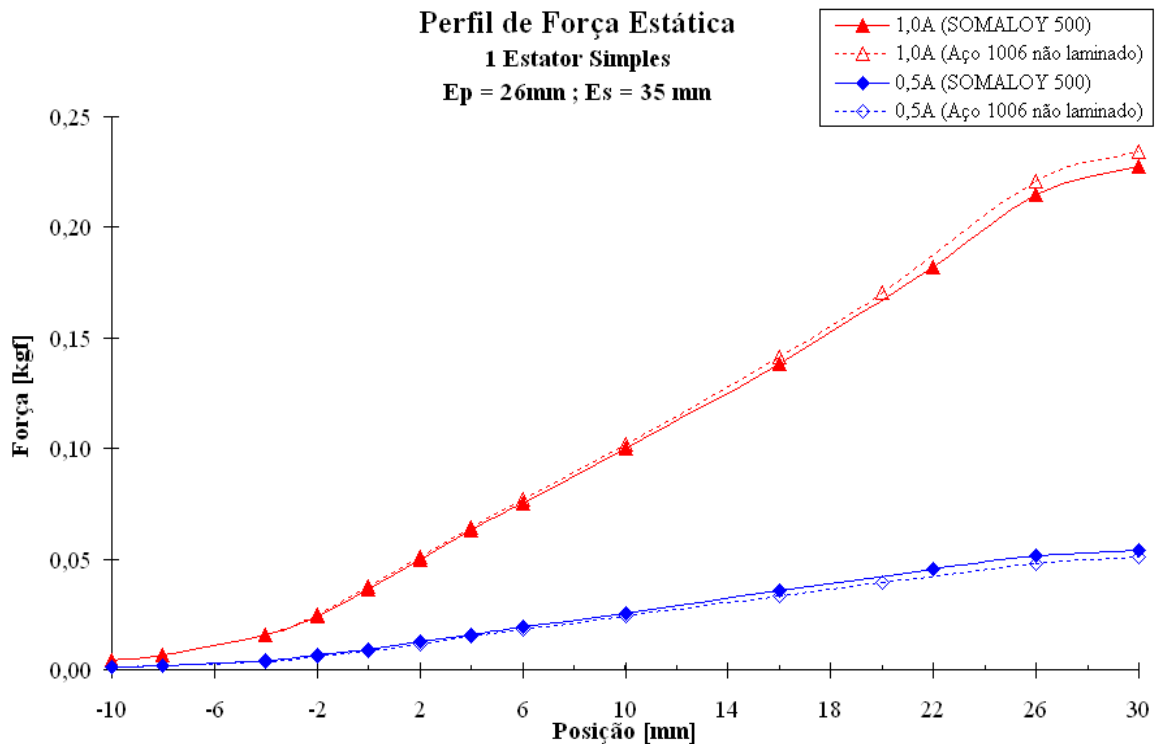


Figura 85 Comparação proveniente de simulação numérica entre perfis de força estática normal à direção do movimento para 1 estator simples. $E_p=26\text{mm}$ e $E_s=35\text{mm}$. Cilindros de SOMALLOYTM 500 e Aço 1006 não laminado

5.4 CARACTERIZAÇÃO DAS CURVAS DE MAGNETIZAÇÃO

Como o objetivo principal está focado nos perfis de força do MLTRC de Fluxo Transversal e tendo-se alcançado tal meta com o auxílio de modelos elaborados através do Método dos Elementos Finitos, as curvas de magnetização deixam de ser um parâmetro obrigatório para a obtenção destes perfis de força. No entanto, continuam tendo sua vital importância, pois a partir delas pode-se verificar, através do trabalho virtual, o desempenho do MLTRC de Fluxo Transversal, bem como pontos possíveis de operação. A comparação entre os resultados experimentais e de análise numérica está exposta na Figura 86.

Curvas de Magnetização

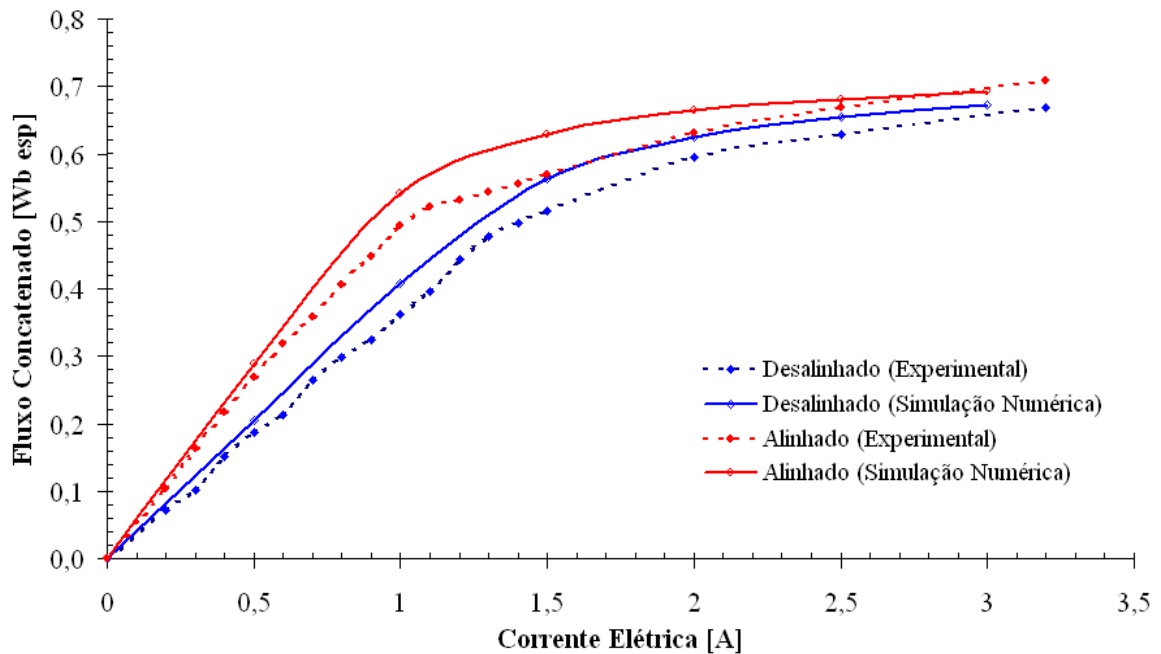


Figura 86 Curva de Magnetização características do MLTRC de Fluxo Transversal.
 $E_p = E_s = 26\text{mm}$

Tomando como referência as curvas de magnetização obtidas via simulação numérica da Figura 86, para a faixa de operação linear (aproximadamente entre 0,0A e 0,7A) pode-se empregar (25), uma vez que a variação de indutância em função da posição é constante. Para a corrente elétrica de 0,5A, o valor de força é

$$f_e = \left[\frac{1}{2} \cdot 0,5^2 \cdot \frac{(0,29/0,5 - 0,2/0,5)}{(26 \cdot 10^{-3} - 0)} \right] \cdot \frac{1}{9,81} \quad (45)$$

$$f_e = 0,088\text{kgf}$$

Da mesma maneira, pode-se obter o valor para a corrente de 1,0A. Os resultados são mostrados na Tabela 2.

Tabela 2 Força estática na direção do movimento. Posição=0mm. Cilindros de Aço 1006 não recozido. $E_s=E_p=26\text{mm}$

Corrente	Força (Experimental) [gf]	Força (MEF) [gf]	Força Analiticamente Calculada [gf]	
			Diferença	Diferença
0,5A	79	92	16,45%	88 11,39%
1,0A	326	369	13,19%	254 -22,08%

Por fim, pode-se concluir que, para uma corrente de 1,0A não se observou a verificação de força estática devido a uma extrapolação, pois para esta corrente elétrica não se pode afirmar que há linearidade no circuito magnético e, portanto, (25) falha nesta análise.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Através das referências bibliográficas consultadas, introduziram-se conceitos básicos acerca de Motores de Relutância Chaveados: suas aplicações, configurações de operação, características e funcionalidade. Da mesma forma, realizou-se uma revisão do estado da arte existente até então, verificando-se qual era a inovação existente em um Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, aqui proposto. Concluiu-se, com base nesta pesquisa, que o Motor Linear de Relutância Chaveado pode ser obtido a partir de seu análogo Motor Rotativo de Relutância Chaveado. Esta afirmação é de fundamental importância, pois permite que a análise e projeto de Motores Lineares de Relutância Chaveados possam ser adaptados a partir das informações já existentes referentes ao MRRC, por sua vez, diversificadas, abrangentes e amplamente divulgadas. Entretanto, não se verificou tal possibilidade para o caso particular do Motor Linear Tubular de Relutância Chaveado de Fluxo Transversal, não sendo possível reproduzir as diversas metodologias de análise preexistentes para Motores Rotativos de Relutância Chaveados, devido à característica ímpar da topologia aplicada neste trabalho.

A inovação fica a cargo das estruturas cilíndricas utilizadas para conceber o carro (secundário) e pela utilização de estatores fendidos com faces polares, de forma a permitir um acoplamento magnético adequado, sem comprometer a movimentação. Além do mais, os estatores utilizados na confecção dos protótipos do MLTRC são originários de motores síncronos monofásicos, e necessitaram sofrer alterações para a presente aplicação.

A maior dificuldade encontrada na modelagem do MLTRC de Fluxo Transversal é a consideração do fluxo magnético dependente da posição entre estator e carro. Isso pode ser superado através da modelagem por elementos finitos cujos resultados estão compatíveis com aqueles obtidos experimentalmente.

Dependendo da abordagem de modelagem do projetista, determinados autores partem

do conhecimento prévio dos perfis de indutância ou das curvas de magnetização. Na verdade, possuindo qualquer um destes dados, o outro pode ser facilmente obtido, pois são afins. Os perfis de indutância podem ser o ponto de partida para obtenção das curvas de força do dispositivo. Entretanto, uma vez investido o tempo necessário, por exemplo, na construção de um modelo em elementos finitos — e como há uma tendência na inclusão das mais diversas ferramentas de análise nesta linha de software — torna-se redundante uma análise paralela e baseada em dados obtidos por meio deste tipo de ferramenta que, ao final, será posta à prova. Por outro lado, pode-se desejar aprimorar determinado dispositivo já existente e, talvez, seja interessante utilizar resultados experimentais para reavaliar o projeto da máquina. Fica a cargo do projetista considerar qual será a sua ferramenta de apoio.

No que diz respeito ao fluxo estabelecido no circuito magnético do MLTRC em questão, é importante que ocorra simetria, de forma a evitar que esforços não desejáveis para a aplicação sejam desenvolvidos. A existência de uma força normal ao movimento para a configuração de estator simples não inviabiliza a sua aplicação, pois esta característica pode ser valiosa caso constate-se a presença de uma força mecânica em contraposição, por exemplo. Como variante operacional, pode-se construir a configuração de estator duplo, aprimorando-se o perfil de força estática na direção do movimento linear, i.e., tornando-o plano para as posições intermediárias do desalinhamento e do alinhamento e aumentando em cerca de 20% a força desenvolvida. Ainda, garante-se a eliminação da força normal existente na outra configuração.

Para a validação dos resultados de simulação numérica — estes baseados em seus respectivos modelos numéricos tridimensionais e equivalentes ao modelo real de bancada, incluindo elementos de análise não-lineares, tal como a curva de magnetização $B \times H$ característica dos materiais envolvidos — foi necessário o confronto com os respectivos resultados experimentais. A partir desta comparação, pode-se concluir que os resultados

apresentados mantiveram coerência quantitativa e, principalmente, qualitativa. A forma das curvas de força obtidas possui características semelhantes a outros Motores Lineares de Relutância Chaveados e, em alguns casos, semelhantes às curvas de força de Motores Rotativos de Relutância Chaveados encontrados nas referências. Esta consideração reforça que os resultados encontrados neste trabalho estão condizentes com a teoria referente aos Motores de Relutância Chaveados.

Este trabalho analisou o comportamento estático da força desenvolvida através do emprego de cilindros de compostos magnéticos macios (SMC), visando, futuramente, o seu emprego sob o ponto de vista de análise dinâmica. Não se observaram diferenças significativas na alteração dos perfis de força estática. Comparativamente, estes compostos apresentam perdas magnéticas menores que o Aço 1006, empregado como matéria prima na composição dos cilindros do MLTRC. Recomenda-se a utilização de estatores e cilindros compostos de SMC ou de outros materiais ferromagnéticos que, com base em curvas de catálogo, possam apresentar menores perdas magnéticas e, por conseqüência, contribuir numa melhor eficiência do dispositivo.

Apesar de a corrente elétrica aplicada nos enrolamentos do estator ter ultrapassado a corrente elétrica suportada pelo condutor, definiu-se a corrente elétrica com base na análise das regiões de saturação magnética do núcleo, principalmente nos estatores do primário. Desta forma, como próximo passo na evolução do MLTRC, deve-se atentar para o redimensionamento do número de espiras dos enrolamentos e para um condutor adequado à corrente requerida.

Como este trabalho caracterizou o MLTRC de Fluxo Transversal sob o ponto de vista estático, recomenda-se, como continuação, a análise e caracterização dinâmica do mesmo. Basicamente, esta continuação do trabalho definirá a força de propulsão necessária a ser desenvolvida pelo MLTRC, bem como o *ripple* máximo admissível. Conseqüentemente, força

eletromotriz induzida, velocidade, corrente elétrica, resposta dinâmica, perdas e estratégia de acionamento também deverão ser definidas, bem como o número de estatores no primário, disposição estratégica e as dimensões a serem utilizadas entre os mesmos.

Do ponto de vista de redução do entreferro equivalente existente entre os cilindros ferromagnéticos e os estatores, sugere-se a modificação da guia e respectiva adequação dos cilindros e espaçadores a serem empregados. Mais além, pode-se sugerir a remoção dos espaçadores, desde que garantida a fixação adequada dos cilindros do secundário, baixando o custo e, mais importante, a massa presente no carro.

Muito embora não tenha sido citada ao longo deste trabalho, apresenta-se a idéia inicial de concepção de um novo carro, sem a presença de uma guia cilíndrica e oca, como referenciado, tornando possível aumentar o diâmetro do cilindro ferromagnético e, por consequência, diminuir o entreferro existente. Conforme constatado nos resultados de simulação numérica, a distribuição do módulo de densidade de fluxo no núcleo dos cilindros do carro (Figura 54) — para a configuração do MLTRC de Fluxo Transversal composta por estatores duplos — sugere a existência de regiões simétricas com baixa densidade de fluxo, quando comparadas com as demais regiões, nas proximidades das faces polares, no eixo de simetria horizontal do estator. Pode-se inserir ali, de forma adequada e viável, duas estruturas passantes não magnéticas que permitam fornecer rigidez mecânica ao carro e que, na medida do possível, não alterem as distribuições de fluxo magnético. Nesta recomendação, deve-se evitar que ocorra o movimento de rotação dos cilindros do carro. Como variante, pode-se inserir uma única barra passante no centro do cilindro (Figura 87). Para esta situação, esta barra poderia ser magnética, pois estaria localizada no centro do cilindro (onde a densidade de fluxo magnético é cerca de 80% da densidade existente nas periferias do cilindro próximas às bobinas), coincidindo com o centro da circunferência que descreve as faces polares do estator. Com isto, a barra complementaria o centro do núcleo ferromagnético do cilindro. Contudo,

deve haver um consenso no diâmetro máximo da barra central, pois esta deverá suportar uma força magnética maior e interferir de forma mínima no fluxo magnético gerado pelas bobinas.

Com a nova configuração para o carro mostrado na Figura 87, as simulações numéricas (Figura 88) apresentaram valores de força de propulsão maiores. O entreferro total fora diminuído para apenas 2mm (1mm para cada face polar), ao contrário dos 5,2mm (2,6mm para cada face polar) existentes no carro que utiliza a guia de alumínio⁸. Como resultado, a força desenvolvida, para uma corrente de 1,0A, chegou a 2,2kgf, contra os 0,4kgf alcançados com a configuração que utiliza uma guia de alumínio e possui, conseqüentemente, maior entreferro (Figura 74). Entretanto, não foi possível construir um protótipo para esta nova configuração de carro que garantisse simetria ao longo da excursão e que, portanto, não fosse atraída para a face polar mais próxima do estator.

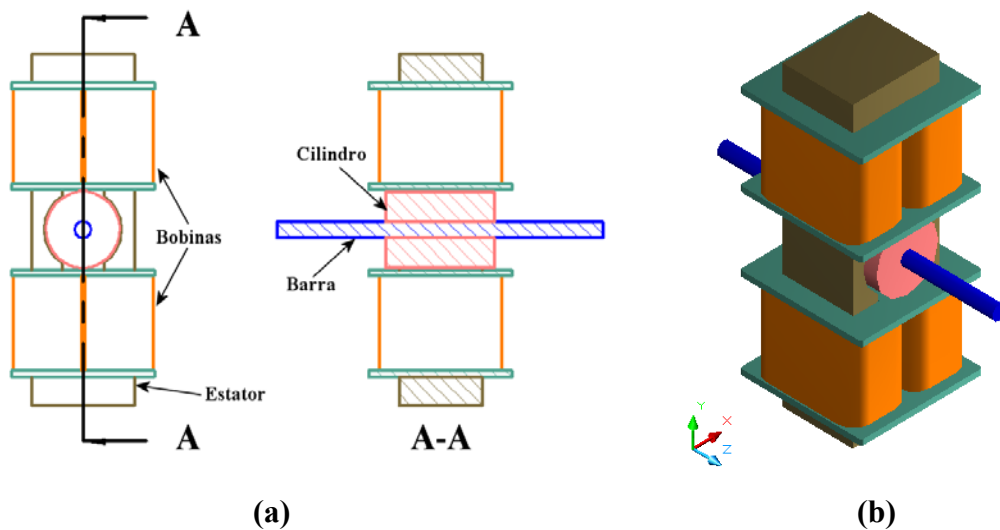


Figura 87 Configuração sugerida para o carro do MLTRC de Fluxo Transversal: vista em corte longitudinal (a) e vista isométrica (b)

Quanto à medição de posição, a escolha do sensor deverá atender ao custo e à facilidade de aplicação e, novamente, dependerá do grau de precisão de localização dos cilindros em relação à guia. Por exemplo, pode-se fazer uma medição de posição por estados,

⁸ Embora a permeabilidade magnética relativa do alumínio seja igual a 1,000022, considera-se um entreferro de ar equivalente.

presente ou ausente. Ainda, pode-se optar por técnicas mais elaboradas de previsão da posição através da corrente e tensão elétrica nos terminais da fase acionada. É importante ressaltar que, de acordo com as topologias de controle e acionamento adotadas, determinadas técnicas de medição de posicionamento serão incompatíveis.

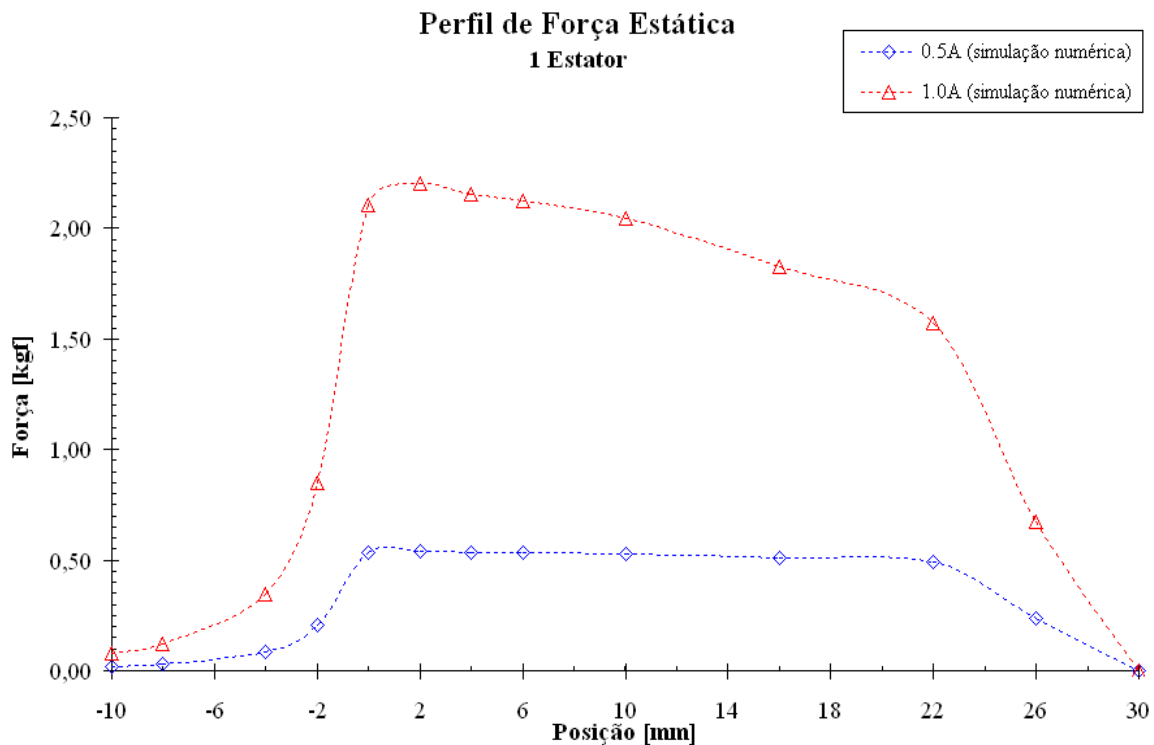


Figura 88 Perfil de força estática na direção do movimento para a nova configuração do carro. Cilindro de Aço 1006 não laminado

A abordagem pelo Método dos Elementos Finitos é recomendável e pode ser estendida para análise dinâmica, agora considerando a condutividade elétrica dos materiais envolvidos, sejam eles magnéticos ou não (no caso da guia de alumínio).

Além do mais, torna-se útil a utilização de um modelo que permita analisar e otimizar o projeto do MLTRC de Fluxo Transversal. Então, visando este aspecto de projeto, pode-se estender o estudo do MLTRC de Fluxo Transversal, podendo-se até, dentro do possível, aumentar a força magnética desenvolvida.

REFERÊNCIAS

- AMRAOUI, L. El et al. Optimal Design Approach for Linear Tubular Machines. **IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics**, [S. l.], 2002.
- ANDRADA, P. et al. Experimental Determination of Magnetization Curves of Switched Reluctance Motors, In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES (ICEM), 2000, Espoo, Finland. **Proceedings on ICEM 2000**. Espoo: Helsinki University of Technology, 2000, p. 761-765.
- ANDRADA, P. et al. Experimental Determination of Magnetic Characteristics of Electrical Machines. In: INDUSTRY APPLICATION CONFERENCE, 2000, Rome, Italy. **Conference Record of the Industry Application Conference**. Rome, IEEE, 2000, p. 263-268.
- ANSYS. **Fundamental FEA Concepts and Applications**. 2003. 46 p. Disponível em: <http://www.ansys.com/customer_stories/white_papers.htm>. Acesso em: 17 Fev. de 2004.
- BELAHZEN, A. et al. Radial Forces Calculation in a Synchronous Generator for Noise Analysis. In: CHINESE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES (CICEM'99), 3., 1999, Xi'an, China. **Proceedings of the CICEM'99**, Xi'an, China, 1999, 119-122.
- BOZORTH, R. M. **Ferromagnetism**. New York: IEEE Press, 1993. ISBN: 0-78-031032-2.
- CHAI, H-D. **Electromechanical Motion Devices**. New Jersey: Prentice Hall, 1998. 370p. ISBN: 0-13-263419-8.
- CHAPMAN, S. **Electric Machinery Fundamentals**. Boston: McGraw-Hill, 1999. 716p. ISBN: 0-07-011950-3.
- CORDA, J.; WILKINSON, M. Modelling of Static Thrust Characteristics of Cylindrical Linear Switched Reluctance Actuator. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES AND DRIVES, 7., 1995, Durham, United Kingdom, **Electrical Machines and Drives**, [S. l.], 1995. p. 354-358.
- DESHPANDE, U. Two-Dimensional Finite-Element Analysis of a High-Force-Density Linear Switched Reluctance Machine Including Three-Dimensional Effects. **IEEE Transactions on Industry Applications**. v. 36, n. 4, p. 1047-1052, July/Aug. 2000.

- FERRERO, A.; RACITI, A. A Digital Method for the Determination of the Magnetic Characteristic of Variable Reluctance Motors. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**. v. 39, n. 4, p. 604-608, Aug. 1990.
- FERRERO, R; RACITI, A.; URZI, C. An Indirect Test Method for the Characterization of Variable Reluctance Motors. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**. v. 42, n. 6, p. 102-1025, Dec. 1993.
- FITZGERALD, A. E. et al. **Electric Machinery**. New York: Mcgraw-Hill, 1990. 599p. ISBN: 0-07-021134-5.
- GAN, Wai-Chuen; CHEUNG, N. C. Design of a Linear Switched Reluctance Motor for High Precision Applications. In: ELECTRIC MACHINES AND DRIVES CONFERENCE (IEMDC 2001), 2001, Cambridge, United States, **IEEE International Meeting on Electric Machines and Drives**, Cambridge, 2001, p. 701-704.
- GOODIER, Ewan. **Switched Reluctance Drives: History of the Switched Reluctance Motor**. 2000. Disponível em: <http://www.le.ac.uk/engineering/research/groups/power/caecd/lp1_pedrg.html>. Acesso em: 11 Fev. de 2004.
- HAIQING, Y. et al. Performance Comparison of Feedback Linearization Control with PI Control for Four-quadrant Operation of Switched Reluctance Motors. In: APPLIED POWER ELECTRONICS CONFERENCE AND EXPOSITION (APEC '96), 1996, San Jose, United States, **Conference Proceedings on Applied Power Electronics Conference and Exposition**, San Jose, 1996, p. 956-962.
- HÖGANÄS Metal Powders. **SOMALOY™ 500**. Höganäs AB, Höganäs, Sweden, 1997.
- KANO, Y. et al. Magnetization Characteristics Analysis of SRM by Simplified Non-Linear Magnetic Analysis. In: PROCEEDINGS OF THE POWER CONVERSION CONFERENCE, 2002, Osaka, Japan, **Proceedings of the Power Conversion Conference**, Osaka, 2002, p. 689-694.
- KRAUSE, P. C.; WASYNCZUK, O. **Electromechanical Motion Devices**. New York: Mcgraw-Hill, 1989. 432 p. ISBN: 0-07-035494-4.
- KRAUSE, P. C.; WASYNCZUK, O.; SUDHOFF, S. D. **Analysis of Electric Machinery**. New York: IEEE Press, 1994. 564 p. ISBN: 0-78-031101-9.
- KRISHNAN, R.; LEE, S. Analysis and Design of a single Switch per Phase Converter for Switched Reluctance Motor Drives. In: POWER ELECTRONICS SPECIALISTS CONFERENCE (PESC '94 RECORD), 1994, Taipei, Taiwan, **Conference Record of the Twenty-Fifth Annual IEEE Meeting**, Taipei, 1994, p. 485-492.
- KRISHNAN, R. et al. Design of a Linear Switched Reluctance Machine. **IEEE Transactions on Industry Applications**. v. 36, n. 6, p. 1571-1580, Nov. 2000.

- KRISHNAN, R. **Switched Reluctance Motor Drives: Modeling, Simulation, Analysis, Design, and Applications**. [S.L.]: CRC Press, 2001. 398p. ISBN: 0-84-930838-0.
- KRISHNAN, R.; ANDRADE, D. A. Characterization of Switched Reluctance Machines Using Fourier Series Approach. In: IEEE INDUSTRY APPLICATION CONFERENCE, 2001, Chicago, USA. **Conference Record of the Thirty-Sixth IAS Annual Meeting**, Chicago, IEEE, 2001, p. 48-54.
- LEACH, J. A. **AutoCAD 14 Instructor**. Boston: WCB McGraw-Hill, 1998. 1151p. ISBN: 0-25-626602-6.
- LIU, Cheng-Tsung and SHEU, Nywen. Optimal Pole Arrangement Design of a Linear Switched-Reluctance Machine for Magnetic Levitation and Propulsion System. **IEEE Transactions on Magnetics**. v. 32, n. 5, p. 5067-5069, Sep. 1996.
- LYSHEVSKI, S. E. **Electromechanical Systems, Electric Machines, and Applied Mechatronics**. Boca Raton, Fla.: Crc Press, 2000. 782 p. ISBN: 0-84-932275-8.
- MEGA. **MEGA V6.24: User Manual**.. Applied Electromagnetic Research Centre, Bath University, Bath, UK, 1997.
- MILLER, T. J. E. **Brushless Permanent-magnet and Reluctance Motor Drive**. Oxford: Clarendon, 1993a. 207 p. ISBN: 0-19-859369-4.
- MILLER, T. J. E. **Switched Reluctance Motors and Their Control**. Oxford: Clarendon, 1993b. 200 p. ISBN: 1-88-185502-3.
- MILLER, T. J. E. **Electronic Control of Switched Reluctance Machines**. [S.L.]: Butterworth-Heinemann, 1993c. 272 p. ISBN: 0-75-065073-7.
- MILLER, T. J. E. et al. Ultra-fast Model of the Switched Reluctance Motor. In: IEEE INDUSTRY APPLICATION CONFERENCE, 1998, St. Louis, USA. **Conference Record of the Thirty-Three IAS Annual Meeting**, St. Louis, IEEE, 1998, p. 319-326.
- MIZIA et al. Finite Element Force Calculation: Comparison of Methods for Electric Machines. **IEEE Transactions on Magnetics**. v. 24, n. 1, p. 447-450, Jan. 1988.
- MOTOROLA. **3-Phase SR Sensorless Motor Control using DSP56F80x**: Design of a Motor Control Application Based on the Motorola Software Development Kit. 2002. 60 p. Disponível em: <<http://e-www.motorola.com/files/if/cnb/AN1932.pdf>>. Acesso em: 05 Fev. de 2004.
- NASAR, S. A.; BOLDEA, I. **Linear Electric Motors: Theory, Design, and Practical Applications**. New Jersey: Prentice-Hall, 1987. 275 p. ISBN: 0-13-536863-4.

- NASAR, S. A.; BOLDEA, I. **Linear Electric Actuators and Generators**. New York: Cambridge University Press, 1997. 237p. ISBN: 0-52-148017-5.
- OSTOVIĆ, V. **Dynamics of Saturated Electric Machines**. New York: Springer, 1989. 445p. ISBN: 0-38-797079-7.
- RADUN, R. Design Considerations for the Switched Reluctance Motor. **IEEE Transactions on Industry Applications**. v. 31, n. 5, p. 1079-1087, Sep/Oct. 1995.
- RADUN, A. Analytical Calculation of the Switched Reluctance Motor's Unaligned Inductance. **IEEE Transactions on Magnetics**. v. 35, n. 6, p. 4473-4481, Nov. 1999.
- RADUN, A. Analytically Computing the Flux Linked by a Switched Reluctance Motor Phase When the Stator and Rotor Poles Overlap. **IEEE Transactions on Magnetics**. v. 36, n. 4, p. 1996-2003, July 2000.
- RINALDI, V.; FLORES FILHO, Aly Ferreira. A Transverse-Flux Tubular Linear Switched Reluctance Motor. **ELECTROMOTION**. v. 10, n. 3, p. 406-409, July-September 2003.
- SAHA, S et al. Developing a Sensorless Approach for Switched Reluctance Motors from a New Analytical Model. In: IEEE INDUSTRY APPLICATION CONFERENCE, 34., 1999, Phoenix, United States, **Conference Record of the Thirty-Fourth IAS Annual Meeting**, Phoenix, IEEE, 1999, p. 525-532.
- SHANSHAN, L. et al. A non-linear Analytical Model for Switched Reluctance Motor. In: IEEE REGION 10 CONFERENCE ON COMPUTERS, COMMUNICATIONS, CONTROL AND POWER ENGINEERING (TENCON '02), 2002, **Proceedings of IEEE TENCON '02**, [S. l.], IEEE, p. 2034-2037.
- SHARMA, V. K.; MURTHY, S. S.; SINGH, B. An Improved Method for the Determination of Saturation Characteristics of Switched Reluctance Motors. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**. v. 48, n. 5, p. 995-1000, Oct. 1999.
- SILVEIRA, M. A. **Estudo de um Atuador Planar**. 2003. 225p. Tese (Doutorado em Engenharia) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.
- SOARES, F.; BRANCO, P. J. C. Simulation of a 6/4 Switched Reluctance Motor Base don Matlab/Simulink Environment. **IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems**. v. 37, n. 3, p. 989-1009, July 2001.
- STIEBLER, M.; LIU, K. An Analytical Model of Switched Reluctance Machines. **IEEE Transactions on Energy Conversion**. v. 14, n. 4, p. 1100- 1105, Dec. 1999.

- TORREY, D. A. et al. Analytical Modeling of Variable Reluctance Machine Magnetization Characteristics. **IEE Proceedings on Electric Power Application**, v. 142, n. 1, p. 14-22, Jan. 1995.
- WALSH, R. A. **Electromechanical Design Handbook**. New York: McGraw-Hill, 1995. ISBN: 0-07-068035-3.
- WOLFRAM. **Maxwell Stress Tensor**. Disponível em: <<http://scienceworld.wolfram.com/physics/MaxwellStressTensor.html>>. Acesso em: 20 fev. 2004.
- WOLFRAM. **Maxwell Equations**. Disponível em: <<http://scienceworld.wolfram.com/physics/MaxwellEquations.html>>. Acesso em: 04 maio. 2004.
- YEADON, W. H.; YEADON, A. W. **Handbook of Small Electric Motors**. New York: McGraw-Hill, 2001. ISBN: 0-07-072332-X.
- ZHU, Z. Q. et al. Novel Linear Tubular Brushless Permanent Magnet Motor. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES AND DRIVES, 8., 1997, Cambridge, Cambridge United Kingdom, 1997. p. 91-95.

APÊNDICE A: ESPECIFICAÇÕES DO MLTRC DE FLUXO TRANSVERSAL DE 3 FASES

Tabela 3 Componentes do Secundário (massa: \approx 700 g)

Componente	Material	Dimensões	Quantidade
Guia	Alumínio	Comprimento: 1000 mm Diâmetro Externo: 21,8 mm Diâmetro Interno: 18,85 mm Massa (com lacres nas extremidades): \approx 289 g	1
Cilindros	Aço 1006	Comprimento (1): 26 mm Comprimento (2): 35 mm Diâmetro: 18,8 mm Massa (1): 59 g Massa (2): 75 g	3
	SMC	Comprimento: 35 mm Diâmetro: 18,8 mm Massa: 65 g	3
Espaçadores	Nylon	Diâmetro: 18,8 mm Massa por comprimento ⁹ : \approx 304 g/m	-

Tabela 4 Componentes das Fases

Componente	Material	Dimensões	Quantidade
Estator	Aço 1006 laminado	63,5 mm x 26,2 mm x 32 mm	3
Enrolamentos (bobinas)	Cobre Esmaltado	Número de espiras: 2x720 espiras de fio de cobre esmaltado AWG 28 Resistência a 25°C: 29,6 Ω Tensão Nominal: 110 V AC Corrente Nominal: 0,242 A	3
Suportes para estatores	Alumínio	25,2 mm x 10 mm x 42 mm, com braços de 25,2 mm x 8 mm x 5 mm	3

⁹ Válido apenas para o diâmetro interno da guia utilizada neste trabalho. Deve-se utilizar o valor de densidade específica do material

Tabela 5 Componentes da Estrutura de Sustentação

Componente	Material	Dimensões	Quantidade
Base 1	MDF	1200 mm x 200 mm x 120 mm	1
Base 2	MDF	450 mm x 200 mm x 36 mm	1
Base 3	Celeron (Ambatex)	450 mm x 200 mm x 8 mm	1
Base Não- Magnética para sustentação dos estatores do primário	Celeron (Ambatex)	450 mm x 8 mm x 83,5 mm, com rasgo de 433 mm x 6 mm, lado inferior à altura de 60 mm	2
Base Não- Magnética para sustentação dos estatores do primário (2)	Celeron (Ambatex)	450 mm x 17 mm x 47 mm	1
Mancais	Alumínio	36 mm x 6,25 mm x 210 mm duplos	4
Polias	Alumínio	Diâmetro Externo: 93,9 mm Diâmetro Interno: 67,14 mm Largura dos cilindros externos: 2 mm Largura: 32 mm Furos centrais: 13 mm	8
Eixos das Polias	Aço	70,6 mm x 7,9 ϕ mm	8

APÊNDICE B: DIMENSÕES

Tabela 6 Variáveis de Dimensionamento para o Estator, Cilindro e Guia (valores em mm)

Dimensão	Valor
h_{ep}	63,5
h_{ip}	34,4
h_{bp}	8,7
E_p	26
E_s	26 / 35
l_g	1,1
l_{gs}	1,5
l_{ep}	32
l_{ip}	13,2
l_{bp}	9,4
r_p	12
r_{is}	9,4
r_{es}	10,9

DIMENSÕES (continuação)

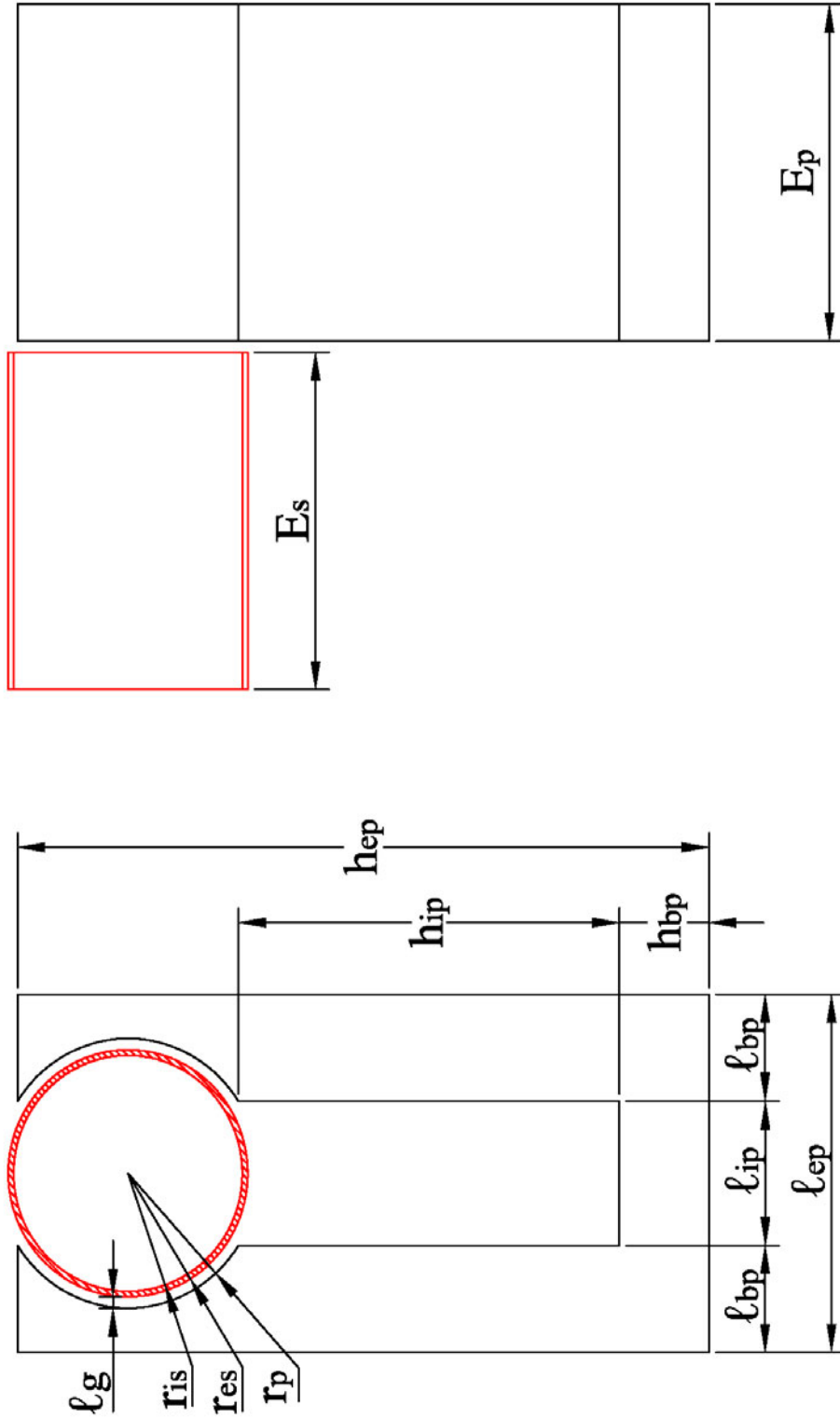


Figura 89 Variáveis dimensionais (estator simples)

DIMENSÕES (continuação)

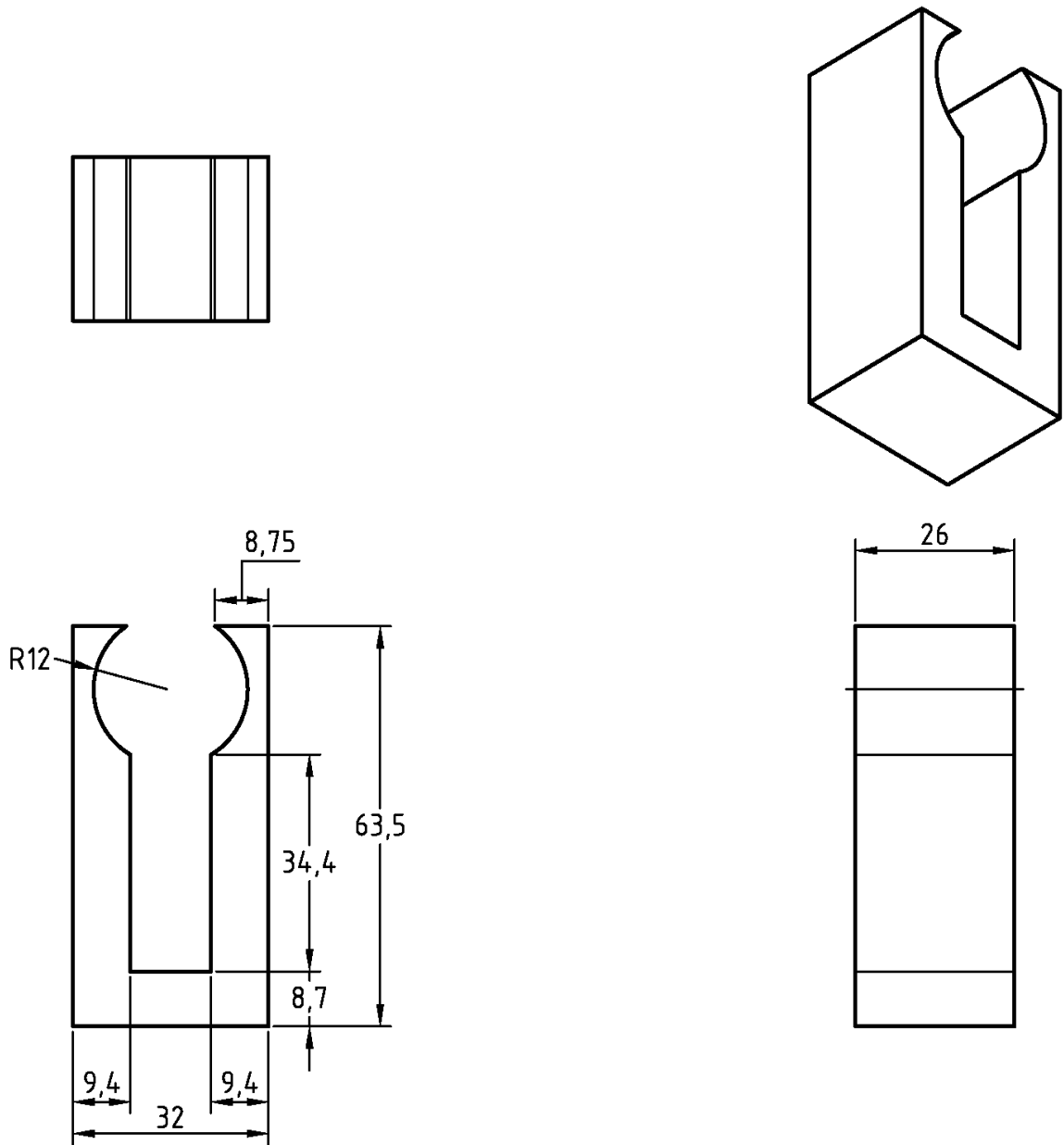


Figura 90 Dimensões (estator simples). Unidade: mm

DIMENSÕES (continuação)

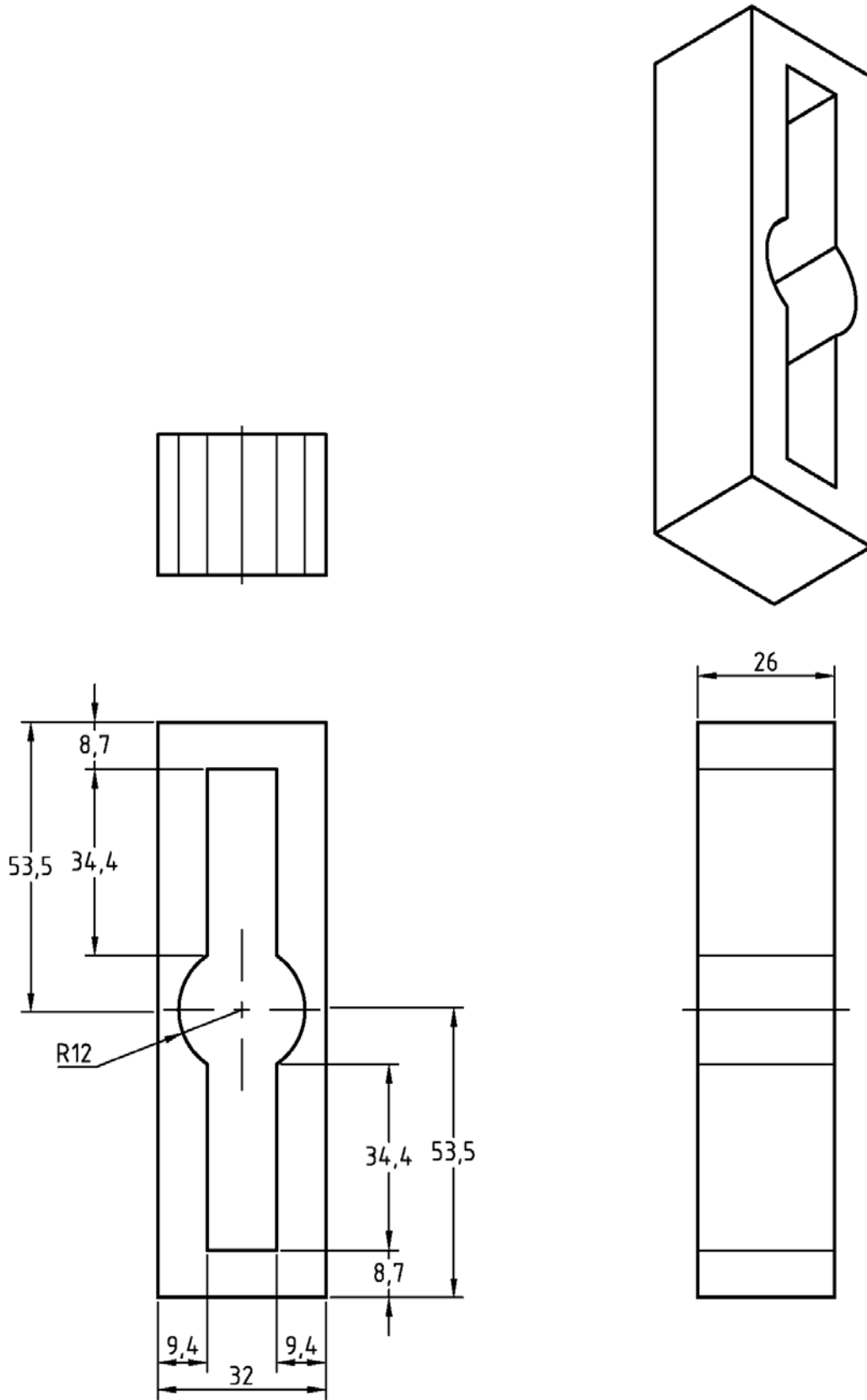
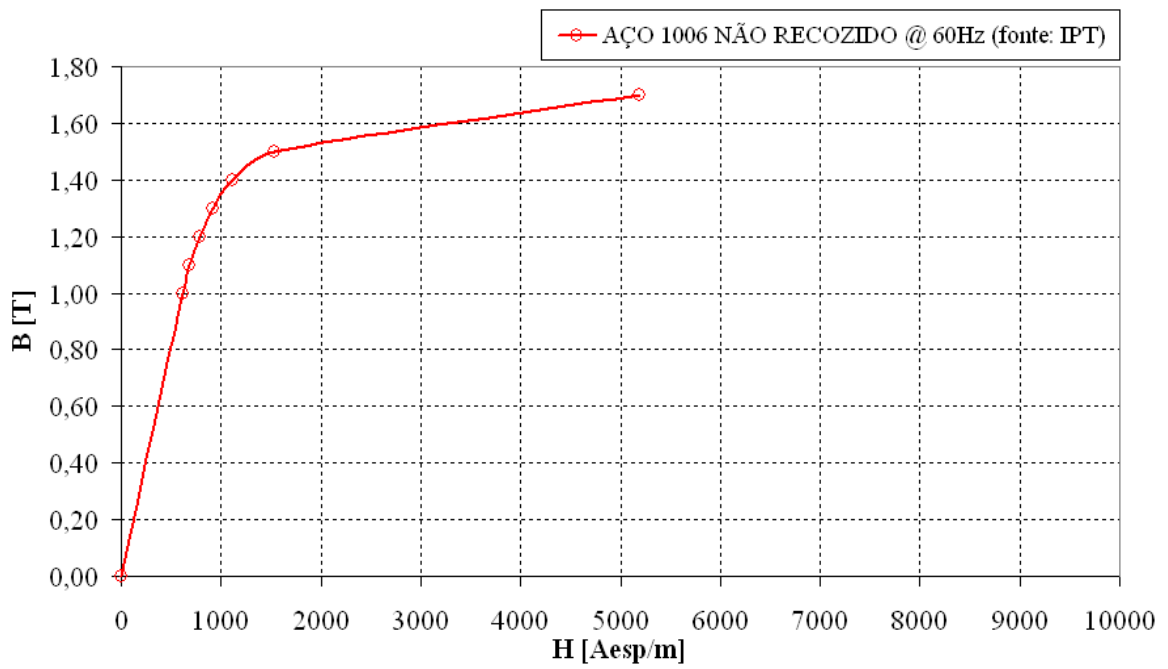


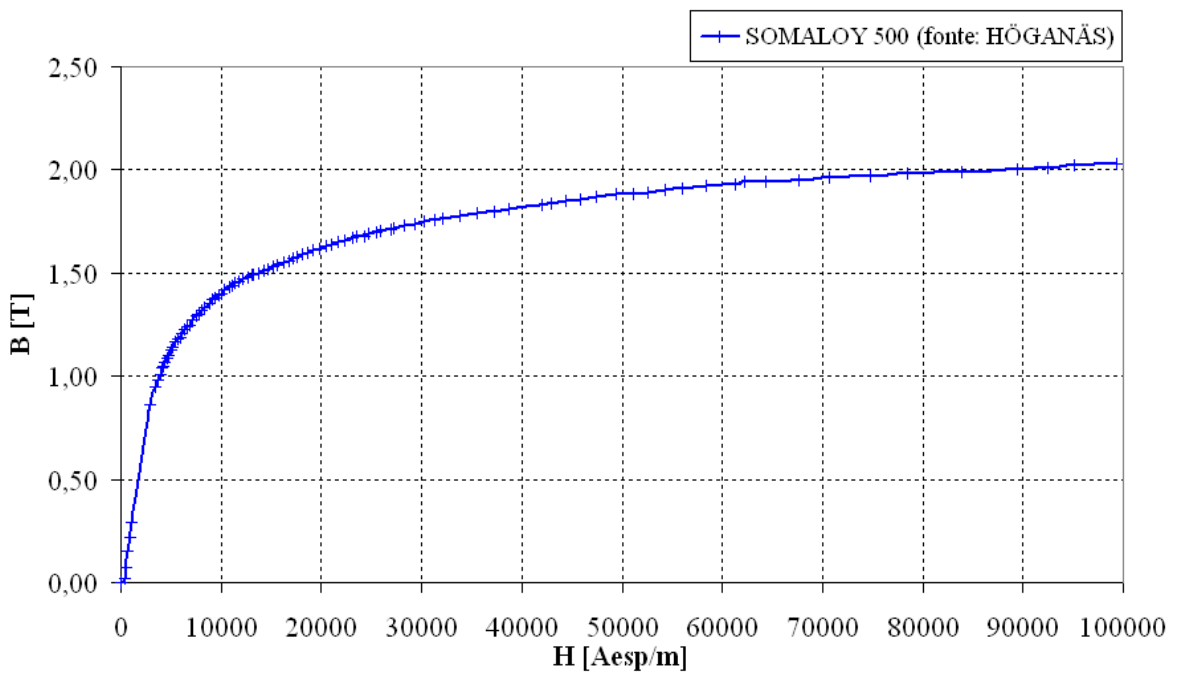
Figura 91 Dimensões (estator duplo). Unidade: mm

ANEXO A CURVAS DE MAGNETIZAÇÃO AÇO 1006 NÃO RECOZIDO E SOMALOY™ 500 (HÖGANÄS, 1997)

Curva de Magnetização

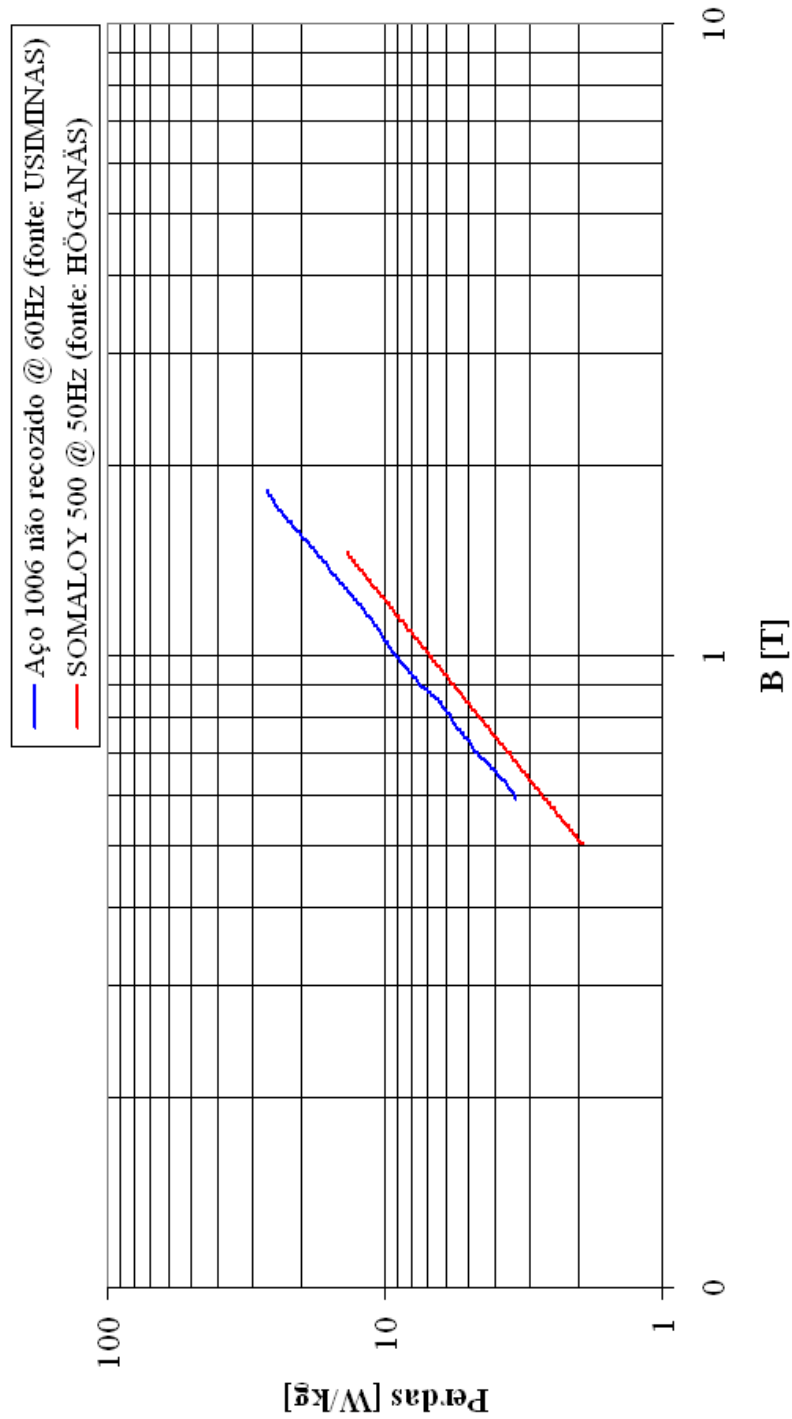


Curva de Magnetização



ANEXO B PERDAS MAGNÉTICAS AÇO 1006 NÃO RECOZIDO E SOMALOY™ 500 (HÖGANÄS, 1997)

Perdas Magnéticas



ANEXO C CURVA DE CALIBRAÇÃO DO SISTEMA CONDICIONADOR DE SINAIS E CÉLULA DE CARGA

