



ESTUDO TEÓRICO E EXPERIMENTAL DE UM SISTEMA DE TRAÇÃO
UTILIZANDO MOTOR DE INDUÇÃO LINEAR PARA VEÍCULOS DE
LEVITAÇÃO MAGNÉTICA SUPERCONDUTORA

Roberto André Henrique de Oliveira

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientadores: Antônio Carlos Ferreira
Richard Magdalena Stephan

Rio de Janeiro
Dezembro de 2018

ESTUDO TEÓRICO E EXPERIMENTAL DE UM SISTEMA DE TRAÇÃO
UTILIZANDO MOTOR DE INDUÇÃO LINEAR PARA VEÍCULOS DE
LEVITAÇÃO MAGNÉTICA SUPERCONDUTORA

Roberto André Henrique de Oliveira

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Examinada por:

Prof. Antônio Carlos Ferreira, Ph.D.

Prof. Richard Magdalena Stephan, Dr.-Ing.

Prof. Ály Ferreira Flores Filho, Ph.D.

Prof. Fredemar Rüncos, Dr.

Prof. Ivan Eduardo Chabu, Dr.

Prof. Walter Issamu Suemitsu, Dr.Ing.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
DEZEMBRO DE 2018

Oliveira, Roberto André Henrique de

Estudo Teórico e Experimental de um Sistema de Tração Utilizando Motor de Indução Linear para Veículos de Levitação Magnética Supercondutora/Roberto André Henrique de Oliveira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XXV, 156 p.: il.; 29,7cm.

Orientadores: Antônio Carlos Ferreira

Richard Magdalena Stephan

Tese (doutorado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 116 – 122.

1. Motor de Indução Linear. 2. Projeto de Máquinas.
3. Método de Elementos Finitos. I. Ferreira, Antônio Carlos *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

*“Ide e anunciai [...] o que estais
ouvindo e vendo.” (Mt 11.4)*

Agradecimentos

Agradeço a Deus, pois sem Ele nada do que foi feito se fez. Agradeço especialmente à Flávia, Roberta e Juliano.

Agradeço aos meus orientadores Richard Stephan, Antônio Carlos e aos colegas Ály Filho, Fredemar Rincos, Ivan Chabu, Walter Suemitsu, Laércio Simas, Elkin Velandia, Rubens de Andrade, Felipe Costa, Edval Gangá, Jonatha Gomes, Renato Seixas, Wesley Sousa, André Barbosa, Sérgio Santos, Vina Guedes, Hugo Pelle, Bárbara Santos, Vagner Cruz, Guilherme Teles, Paulo Roberto, Alan Dantas, Rafael Veras e João Gualandi.

An dieser Stelle möchte ich meinen ganz besonderen Dank an meine Kollegen Dietmar Berger, Tilo Espenhahn, Ludwig Schultz, Anne Berger, Stephan Mäder, Elke-Luise, Anke Kirchner, Lars Kuehn, Maria Sparing, Alisa Chirkova des Leibniz-Institut für Festkörper- und Werkstoffforschung Dresden (kurz IFW) aussprechen.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

ESTUDO TEÓRICO E EXPERIMENTAL DE UM SISTEMA DE TRACÇÃO
UTILIZANDO MOTOR DE INDUÇÃO LINEAR PARA VEÍCULOS DE
LEVITAÇÃO MAGNÉTICA SUPERCONDUTORA

Roberto André Henrique de Oliveira

Dezembro/2018

Orientadores: Antônio Carlos Ferreira
Richard Magdalena Stephan

Programa: Engenharia Elétrica

Esta tese apresenta o projeto de um motor linear adequado para a tração de veículos de levitação magnética supercondutora (SML) para transporte urbano. Propõe-se um motor linear de indução trifásico de primário curto e secundário longo tipo camadas. Esta topologia é confrontada com outras. Os estudos realizados, com o auxílio do Método de Elementos Finitos, contribuem com o desenvolvimento e projeto de motores lineares de diferentes faixas de velocidade. A construção de uma bancada de testes inovadora, de dimensões e custos reduzidos, capaz de viabilizar a investigação do comportamento de motores de indução lineares, permite medir a força normal e de tração em toda faixa de operação de uma determinada topologia de motor. A bancada de testes também possibilita a obtenção das grandezas elétricas de interesse no motor estudado. Os resultados obtidos com os testes experimentais são apresentados e analisados. Eles apontam para um horizonte promissor devido à redução do impacto do sistema de tração na levitação dos veículos tipo SML. O sistema de testes apresentado também permite a avaliação da interação entre o motor de tração e o sistema de levitação.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF A TRACTION SYSTEM
USING LINEAR INDUCTION MOTOR FOR SUPERCONDUCTORS
MAGNETIC LEVITATION VEHICLES

Roberto André Henrique de Oliveira

December/2018

Advisors: Antônio Carlos Ferreira
Richard Magdalena Stephan

Department: Electrical Engineering

This thesis presents the design of a linear motor suitable for the traction of superconducting magnetic levitation (SML) vehicles for urban transport. It is proposed a three-phase linear induction motor with short primary and long secondary layers type. This topology is confronted with others. Studies carried out with Finite Element Methods allowed the development and design of linear motors of different speed ranges. An innovative test bench of reduced dimensions and costs are developed. This one is capable of making feasible the investigation of the behavior of linear induction motors and allows measuring normal and traction forces of a determined motor topology. In addition, it allows obtaining the electrical quantities of interest. The results obtained with the experimental tests are presented and analysed. This study indicates a promising horizon since the initial objective of reducing the impact of the traction system on the levitation system of this type of vehicles was achieved. The system of measurements presented in this work will also allow the evaluation of the interaction between the traction motor and the levitation system.

Sumário

Lista de Figuras	xii
Lista de Tabelas	xvii
Lista de Símbolos	xix
Lista de Abreviaturas	xxiv
1 Introdução	1
1.1 O Projeto Brasileiro de Veículo de Levitação Magnética Supercondutora: MagLev-Cobra	1
1.2 Organização da Tese	2
2 Aspectos Construtivos de Motores Elétricos Lineares	3
2.1 Definições, Geometria e Classificação	3
2.2 Enrolamento	4
2.3 Circuito Magnético	8
2.4 Considerações	10
3 Efeitos Eletromagnéticos	11
3.1 Relações Fundamentais	12
3.2 Efeito Longitudinal de Extremidade	15
3.3 Efeito Transversal de Borda	17
3.4 Considerações	19
4 Motor de Indução Linear com Secundário Tipo Escada do MagLev-Cobra	20
4.1 MagLev-Cobra	20
4.2 Tração Linear do MagLev-Cobra	21
4.2.1 Equações Fundamentais dos Motores de Indução Lineares com Secundário Tipo Escada	23
4.2.2 Modelos Computacionais	25
4.2.3 Testes de Bancada	27

4.3	Características do Sistema de Tração	30
4.3.1	Quanto à Operação	30
4.3.2	Quanto à Construção	31
4.4	Considerações	32
5	Motor de Indução Linear com Secundário Tipo Camadas	33
5.1	Características Elétricas	33
5.2	Circuito Equivalente	35
5.3	Força Normal	39
5.3.1	Teoria Analítica Considerando uma Placa Condutora na Presença de Lâmina de Corrente	40
5.4	Considerações	42
6	Projeto de um Motor de Indução Linear Trifásico com Primário Curto e Secundário Longo Tipo Camadas	43
6.1	Caracterização da Carga	45
6.2	Principais Dimensões	48
6.2.1	Equações de Desempenho	48
6.3	Número de Espiras do Enrolamento Primário	49
6.4	Geometria do Primário	50
6.5	Corrente de Magnetização	52
6.6	Resistência e Reatância	52
6.6.1	Primário	53
6.6.2	Secundário	55
6.7	Minimização da Força Normal de Atração	56
6.8	Parâmetros do Motor de Indução Linear	57
6.8.1	Dados dos Motores de Indução Lineares de 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h	60
6.9	Considerações	61
7	Resultados Computacionais: Método de Elementos Finitos	63
7.1	Resultados do MIL 20 km/h@25 Hz	64
7.1.1	Caso 1: $Al=5\text{ mm}$ e $Fe=11,5\text{ mm}$	64
7.1.2	Caso 2: $Cu=5\text{ mm}$ e $Fe=11,5\text{ mm}$	66
7.1.3	Caso 3: $Cu=1,58\text{ mm}$, $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=9,53\text{ mm}$	68
7.1.4	Caso 4: $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=12,7\text{ mm}$	69
7.1.5	Caso 5: $Cu=6,35\text{ mm}$ e $Fe=12,7\text{ mm}$	70
7.1.6	Síntese dos Resultados do MIL 20 km/h@25 Hz	72
7.2	Resultados do MIL 28 km/h@25 Hz	73
7.2.1	Caso 6: $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=12,7\text{ mm}$	73

7.2.2	Caso 7: $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$	75
7.2.3	Caso 8: $Al=9,53\text{ mm}$ e $Fe=17,46\text{ mm}$	78
7.2.4	Caso 9: $Cu=6,35\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$	80
7.2.5	Caso 10: $Cu=9,53\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$	81
7.2.6	Síntese dos Resultados do MIL 28 km/h@25 Hz	82
7.3	Resultados do MIL 90 km/h@50 Hz	83
7.3.1	Caso 11: $Al=9,53\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$	83
7.3.2	Síntese dos Resultados do MIL 90 km/h@50 Hz	85
7.4	Considerações	85
8	Testes Experimentais	87
8.1	Breve Revisão Sobre Sistemas de Ensaio	87
8.2	Novo Sistema de Ensaio - MIL@Camadas	92
8.3	Resultados Experimentais	96
8.3.1	Sensoriamento	97
8.3.2	Experimento #1	98
8.3.3	Experimento #2	104
8.3.4	Experimento #3	105
8.3.5	Comparação dos Resultados Calculados \times Ensaiaados	108
8.3.6	Termografia	109
8.4	Considerações	110
9	Conclusões e Trabalhos Futuros	113
9.1	Conclusões	113
9.2	Trabalhos Futuros	114
	Referências Bibliográficas	116
A	Veículos de Levitação Magnética	123
A.1	Conceitos Introdutórios: Tração e Levitação	124
A.2	MagLev's de Alta Velocidade	125
A.2.1	Yamanashi, Japão	125
A.2.2	Transrapid, China	135
A.3	MagLev's de Baixa Velocidade	139
A.3.1	Changsha, China	139
A.3.2	BMT, China	141
A.3.3	Ecobee, Coreia	142
A.3.4	HSST, Japão	145
A.3.5	Chengdu, China	150
A.3.6	SupraTrans II, Alemanha	150

A.4	Uma Breve Discussão sobre MagLev's	155
A.5	Conclusão	156

Lista de Figuras

1.1	Projeto brasileiro de um veículo de levitação magnética supercondutora.	2
2.1	Ilustração do primário.	4
2.2	Ilustração de diferentes geometrias e tipos de secundário.	4
2.3	Classificação topológica do motor de indução linear plano.	5
2.4	Topologia do circuito elétrico e magnético.	5
2.5	Enrolamento de dupla camada de um MIL trifásico com $2p = 4$, $q_p = 1$ e seis ranhuras (três em cada extremidade) com preenchimento parcial.	6
2.6	Motor linear trifásico, enrolamento de dupla camada, $2p = 4$, $Q'_p = 43$, $Q_{pp} = 14$, $Q_p = 36$, $q_p = 3$ e $\tau_w/\tau = 7/9$.	7
3.1	Campo trafegante da máquina linearizada.	11
3.2	Densidade de fluxo magnético no entreferro de um polo.	13
3.3	Motor linear e sistema referencial para compreensão do Efeito Longitudinal de Extremidade.	16
3.4	Distribuição da densidade de fluxo normal no entreferro.	16
3.5	Ilustração do Efeito Transversal de Borda.	19
4.1	Fase inicial do veículo.	21
4.2	MagLev-Cobra finalizado.	21
4.3	MIL do MagLev-Cobra.	22
4.4	Secundário do MIL.	22
4.5	Secundário tipo escada com barras retangulares.	23
4.6	Representação das correntes no secundário tipo escada.	24
4.7	Modelo computacional do MIL duplo-“C” construído no Ansys-Maxwell.	25
4.8	Forças calculadas em um modelo FEM 2D do MIL duplo-“C”.	27
4.9	Força longitudinal, normal e lateral calculadas no modelo 3D do MIL duplo-“C”. Densidade de fluxo magnético no entreferro no modelo 2D.	27
4.10	Densidade de campo magnético no MIL duplo-“C”, com $s = 1$ e $t = 2s$.	28
4.11	Resultado experimental de força de tração do MIL duplo-“C” e as correspondentes correntes primárias.	29

4.12	Força de atração do MIL com secundário duplo-“C” e densidade de fluxo magnético no entreferro.	29
4.13	Primário do motor linear com representação de ranhuras.	29
4.14	Ilustração do motor de indução linear em duplo-“C”.	30
5.1	Motor de indução linear com secundário em múltiplas camadas. . . .	33
5.2	Circuito elétrico equivalente do secundário tipo camada, considerando o meio ferromagnético e a lâmina condutora de alumínio.	36
5.3	Circuito elétrico equivalente com impedância resultante $Z'_{2\nu}(s_\nu)$. . .	36
5.4	Circuito equivalente do motor de indução linear considerando as componentes harmônicas elevadas de correntes desbalanceadas.	37
5.5	Lâmina de corrente e placa condutora.	40
6.1	Motor de indução linear trifásico de primário curto, face elétrica simples, face magnética dupla e secundário longo tipo camadas.	43
6.2	Forças atuantes no veículo MagLev-Cobra.	46
6.3	Ilustração dos dentes e ranhuras do primário.	50
6.4	Fluxo no dente do primário.	51
6.5	Motor linear de dupla-camada no secundário (<i>back-iron</i>).	55
6.6	Fluxograma de desenvolvimento do motor de indução linear.	59
7.1	<i>Banda de Movimento</i> (verde) e <i>Banda Container</i> (azul claro).	63
7.2	Modelo FEM do motor de indução linear - 20 km/h@25 Hz.	64
7.3	Caso 1: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	65
7.4	Caso 1: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	66
7.5	Caso 2: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	67
7.6	Caso 2: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	67
7.7	Caso 3: F_x e $F_y \times s$, corrente no primário e densidade de fluxo magnético no entreferro em $t = 1$ s.	68
7.8	Caso 4: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	69
7.9	Caso 4: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	70
7.10	Caso 5: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	71
7.11	Caso 5: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	71
7.12	Modelo em FEM do motor de indução linear - 28 km/h@25 Hz.	73
7.13	Caso 6: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	74
7.14	Caso 6: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	74
7.15	Secundário seccionado.	75
7.16	Caso 7: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	76
7.17	Caso 7: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	76
7.18	Caso 7.1: Forças (F_x e F_y) em função de s	77

7.19	Caso 7.1: Corrente no primário.	78
7.20	Caso 8: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	79
7.21	Caso 8: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	79
7.22	Caso 9: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . . .	80
7.23	Caso 9: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	81
7.24	Caso 10: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . .	82
7.25	Caso 10: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	82
7.26	Modelo FEM do motor de indução linear - 90 km/h@50 Hz.	83
7.27	Caso 11: Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário. . .	84
7.28	Caso 11: Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.	85
8.1	Bancada de testes de um motor setorial projetada por TAVARES [11]. Tensão nominal/fase = 220 V, Corrente nominal/fase = 1,44 A, Frequência nominal = 60 Hz, 4 polos e 24 ranhuras. <i>Imagens cedidas pelo autor, TAVARES [11].</i>	88
8.2	Motor linear setorial com variação da topologia do secundário. <i>Imagens cedidas pelo autor, CHABU e GOMES [33].</i>	89
8.3	Bancada de teste do MIL, desenvolvida na Universidade de Palermo.	89
8.4	Bancada de teste do MIL do MagLev-Cobra, desenvolvido na UFRJ.	90
8.5	Bancada de testes de um motor linear projetada por GIERAS [60]. Tensão = 380 V rms, Resistência = 3,5 Ω /fase, Frequência nominal = 50 Hz e 4 polos. Descrição das partes: 1 - primário, 2 - secundário tipo disco, 3 - motor C.C., 4 - tacogerador fotoelétrico, 5 - tacogerador síncrono de ímãs permanentes, 6 - medidor de torque, 7 - motor CC para medição de deslocamento radial.	91
8.6	Bancada de testes de um motor linear, projetada por GIERAS [60], com secundário elástico tipo esteira.	91
8.7	Bancada de testes com motor de indução linear de primário curto e secundário tipo disco. <i>Imagens cedidas pelo autor, TAVARES [11].</i>	92
8.8	Ilustração do projeto <i>STRATUM</i> . <i>Imagens cedidas por Felipe Costa.</i>	93
8.9	Partes constituintes do sistema <i>STRATUM</i>	94
8.10	Motores e sensores da <i>STRATUM</i>	94
8.11	Desenvolvimento do circuito condicionador de sinais.	95
8.12	Bancada de testes <i>STRATUM</i>	96
8.13	Pacote laminado do secundário da <i>STRATUM</i>	97
8.14	Esquemático simplificado do AD620, retirado do <i>data-sheet</i>	98
8.15	Resposta de dois sensores de força em diferentes situações de operação.	99
8.16	Composição do entreferro da bancada de testes.	100

8.17	Experimento 1: (a) Curva de $F_x \times s$ obtida com f entre 12,8 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força de tração com escorregamento unitário. . .	101
8.18	Experimento 1: (a) Curva de $F_y \times s$ obtida com f entre 6,4 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força normal com escorregamento unitário. . . .	101
8.19	Experimento 1: Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear. Operação como motor.	102
8.20	Experimento 1: Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear com entreferro total $\delta_\infty = 30,35$ mm. Operação como motor.	103
8.21	Experimento 2: (a) Curva $F_x \times s$ obtida com f entre 25,6 Hz e 2,56 Hz (b) Curva de força de tração com escorregamento unitário. . .	104
8.22	Experimento 2: (a) Curva de $F_y \times s$ obtida com f entre 4,27 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força normal com escorregamento unitário. . . .	105
8.23	Experimento 3: (a) Curva de $F_x \times s$ obtida com f_1 entre 1,2 Hz e 0,7 Hz (b) Curva de força normal com f_1 entre 1,2 Hz e 0,7 Hz. . . .	106
8.24	Experimento 3: Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear na operação como gerador.	106
8.25	Experimento 3: Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear com entreferro operacional $\delta_t = 30,35$ mm. Operação como gerador.	107
8.26	Resultado comparativo de força: Experimental (Exp.#1) \times Computacional (Caso 7.1).	108
8.27	Resultado comparativo de força: Experimental (Exp.#2) \times Computacional (Caso 7.1).	109
8.28	Termografia do circuito condicionador de sinais e das células de medição de forças de tração e normal.	110
8.29	Termografia do primário do motor de indução linear tipo camadas montado na Bancada de Testes <i>STRATUM</i>	110
8.30	Termografia do enrolamento primário - MIL da <i>STRATUM</i>	111
A.1	Linha de testes de Yamanashi (LTYM).	125
A.2	Trens JR-MagLev da linha de Yamanashi.	127
A.3	Sistema de potência da LTYM.	128
A.4	Sistema indutivo de transferência de potência embarcado no veículo proposto para a <i>Chuo Shinkansen</i>	129
A.5	Sistema de tração com excitatriz supercondutora da LTYM.	130
A.6	Bobinas de levitação com topologia <i>Normal-Flux</i> e <i>Null-Flux</i>	131
A.7	Sistema de energização setorial.	132
A.8	Bobinas de levitação com topologia sobreposta e PLG.	132

A.9	Conjunto de bobinas de tração e levitação/guiamento.	133
A.10	Princípio de levitação e guiamento no veículo da LTYM.	135
A.11	Veículo Transrapid e a linha de demonstração de Shanghai.	136
A.12	Esquemático do sistema de potência do Transrapid.	137
A.13	Sistema de tração, levitação e de transf. de energia.	138
A.14	MagLev urbano de Changsha e o percurso do veículo.	139
A.15	LIM do UMP-Changsha. (a) Representação em 2D dos 9 polos do motor; (b) Representação em 3D de um único polo.	141
A.16	Sistema de propulsão e levitação do UMP-Changsha.	141
A.17	Pista de teste e de demonstração.	143
A.18	Veículos MagLev desenvolvidos no KIMM.	143
A.19	figure	144
A.20	figure	144
A.21	Veículos HSST-01 e HSST-02.	146
A.22	Veículos HSST-03 e HSST-“Linimo”.	147
A.23	MIL dos veículos HSST-01 e HSST-“Linimo”.	149
A.24	Ilustração do sistema de transferência de energia por indução IPT/Conductix-Wampfler. Secundário do motor e IPT do ST-II / Fabricantes: Oswald Motoren e Conductix-Wampfler.	151
A.25	Veículo ST-I e ilustração do veículo com sistema de propulsão com topologia “double-sided”.	152
A.26	Veículo ST-II, primário e ilustração do MIL.	153
A.27	F_x com primário bloqueado e $V/f=const$ ($V_{base} = 380V$).	154
A.28	Imãs de Nd-Fe-B com magnetização oposta.	155

Lista de Tabelas

2.1	Temperatura máxima em função da classe de isolamento	6
4.1	Data-sheet do motor.	22
5.1	Escorregamento dos harmônicos de sequência positiva e negativa. . .	38
5.2	Escorregamento e velocidade síncrona dos harmônicos.	38
6.1	Vantagens e desvantagens em função do secundário do MIL.	44
6.2	Veículos MagLev's de Baixa Velocidade	45
6.3	Valores de aceleração e <i>jerk</i> em veículos de transporte	45
6.4	Grandezas cinemáticas do veículo	47
6.5	Força e potência no veículo MagLev-Cobra (calculado com base nos dados da Tabela 6.4).	47
6.6	Forças atuantes.	48
6.7	Parâmetros de entrada.	58
6.8	Variáveis independentes do entreferro.	58
6.9	Dados de entrada e variáveis independentes do entreferro dos MIL's de 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.	61
6.10	Geometria do primário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.	62
6.11	Enrolamento primário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.	62
6.12	Carregamento elétrico e magnético - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.	62
6.13	Geometria do secundário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.	62
7.1	Parâmetros do secundário do MIL - 20 km/h@25 Hz.	64
7.2	Classificação das diversas topologias de MIL 20 km/h@25 Hz.	72
7.3	Parâmetros do secundário do MIL - 28 km/h@25 Hz.	73
7.4	Classificação das diversas topologias de MIL 28 km/h @25 Hz.	83
7.5	Parâmetros do secundário do MIL - 90 km/h@50 Hz.	84
8.1	Principais parâmetros da <i>STRATUM</i> - 28 km/h@25 Hz.	95
A.1	Especificações dos conversores de potência	128
A.2	Dados de Placa do MSL de Yamanshi.	129

A.3	Dados do MSL do Transrapid.	138
A.4	Parâmetros técnicos do UMP-Changsha.	139
A.5	Projeção de operação.	140
A.6	Características do veículo e dinâmica de operação.	140
A.7	Data-Sheet do LIM UMP-Changsha	142
A.8	Especificação do Ecobee.	143
A.9	Dados do MIL utilizado no UTM-Ecobee.	145
A.10	Dados do MIL utilizado no HSST-01.	148
A.11	Dados do LIM HSST-03 e HSST-05.	149
A.12	Dados dos eletroímãs.	150
A.13	Data-Sheet do MIL do SupraTrans II.	154
A.14	Comparação entre o JR-MagLev e o Transrapid	155
A.15	Veículos MagLev's de baixa velocidade	156

Lista de Símbolos

A_v	Área Frontal do Veículo, [m ²], p. 46
A_{mz}	Valor Máximo da Densidade Linear de Corrente, [A/m], p. 12
A_{s1}	Superfície Ativa do Núcleo Primário, [m ²], p. 23, 40
B_{my}	Valor de Pico da Componente Normal da Densidade de Fluxo Magnético no Entreferro, [T], p. 13, 22, 40
C_d	Coefficiente de Arrasto Aerodinâmico, [-], p. 46
E_1	Tensão Induzida, [V], p. 23, 40
E_c	Tensão Induzida na Bobina, p. 7
E_{1med}	Valor Médio da Tensão Induzida, [V], p. 23, 40
E_{c1}	Tensão Individual na Bobina 1, p. 8
F	Força Eletromagnética, [N], p. 12
F_j	Somatório das Forças Atuantes, [N], p. 45
F_r	Força de Resistência, [N], p. 45
F_t	Força de Tração, [N], p. 45
F_x	Força Transversal, [N], p. 12
F_{ad}	Força de Arrasto Dinâmico, [N], p. 46
F_{res}	Força de Resistência Natural, [N], p. 46
I_1	Valor Eficaz da Corrente no Enrolamento Trifásico do Primário, [A], p. 12
I_p	Valor de Pico da Corrente no Enrolamento Trifásico do Primário, [A], p. 12

N_1	Número de Espiras em Série por Fase no Enrolamento Primário, p. 8
N_2	Número de Voltas no Secundário por Fase, Para Parâmetros Distribuídos, p. 14
N_{RM}	Número de Reynolds Magnético, p. 17
P_δ	Potência no Entreferro ou Eletromagnética, [W], p. 12
P_{mec}	Potência Mecânica Gerada pelo Motor, [W], p. 13
P_{saida}	Potência Mecânica Fornecida pelo Motor, [W], p. 13
Q_p	Número de Ranhuras Totalmente Preenchidas com Condutores, p. 6
Q_t	Número Total de Ranhuras no Primário, p. 61
Q_{pp}	Número de Ranhuras Parcialmente Preenchidas, p. 7, 60
Q'_p	Número Total de Ranhuras, p. 7
R_{1b}	Resistência das Barras do Primário, [Ω], p. 53
R_{1e}	Resistência das Cabeças de Bobina, [Ω], p. 53
<i>STRATUM</i>	Sistema de ensaio de motor de indução linear com primário curto e secundário tipo camadas., p. 1, 87, 93
ΔF_{mec}	Força Proporcional as Perdas Mecânicas, [N], p. 13
ΔP_{mec}	Perdas de Potência por Atrito Mecânico, [W], p. 13
Δh	Altura da Via Elevada, [m], p. 47
Δl	Comprimento da Via, [m], p. 47
$\Delta l'$	Projeção do Comprimento da Via em um Plano Horizontal, [m], p. 47
Φ	Fluxo Magnético, [Wb], p. 48, 49
Φ_d	Fluxo Magnético no Dente da Máquina, [Wb], p. 51
α_E	Número de Graus Elétricos Entre Ranhuras Adjacentes, p. 7
α_ρ	Ângulo entre os Fasores de Tensão, p. 8

α_i	Razão do Valor Média-Pico da Componente Normal da Densidade de Fluxo Magnético no Entreferro, p. 23, 40
$\cos \varphi$	Fator de Potência, p. 50
δ_α	Componente variável do entreferro na <i>STRATUM</i> , [mm], p. 99
δ_λ	Componente fixo do entreferro na <i>STRATUM</i> , [mm], p. 99
δ_t	Entreferro total na <i>STRATUM</i> , [mm], p. 99
δ_{lev}	Gap de Levitação, [m], p. 31
η	Eficiência, p. 50
κ_ν	Constante de Propagação Dependente do Passo Polar, p. 34
\mathcal{F}_m	Magnitude da Força Magnetomotriz, p. 52
ν	Número Ordinal de Harmônicos, p. 8
ϕ	Ângulo Formado entre as Componentes de Força e Velocidade, [°], p. 47
ϕ_s	Ângulo de Fase da Onda de Campo Magnético, p. 15
ρ	Número Ordinal de um Fator Simples, p. 8
σ'	Condutividade Equivalente, p. 17
σ_1	Condutividade Elétrica do Condutor do Enrolamento Primário, $[(\Omega m)^{-1}]$, p. 53
σ_f	Fator de Forma da Força Eletromotriz Primária, p. 23, 40
σ_p	Coefficiente de Saída, $[VAs/m^3]$, p. 48
τ	Passo Polar, [m], p. 12
τ_r	Passo da Ranura, [m], p. 9
τ_w	Passo da Bobina, [m], p. 7
θ	Ângulo Formado entre um Plano Horizontal e um Plano Inclinado, [°], p. 47
a	Aceleração, $[m/s^2]$, p. 45
b_1	Largura do Primário, [m], p. 48, 58

b_2	Largura do Secundário, [m], p. 18
b_i	Largura Efetiva do Primário, [m], p. 18, 53
$b_{r,t}$	Largura do topo da Ranhura do Primário, [m], p. 9
d'_R	Espessura Equivalente da Lâmina Condutora do Secundário, [m], p. 18
f_1	Frequência da Fonte de Energização, [Hz], p. 12
$h_{2,Fe}$	Altura do Núcleo do Secundário, [m], p. 55
i	Inclinação de Vias Elevadas, [m], p. 47
k_C	Fator de Carter, p. 9, 17
k_d	Fator de Distribuição, p. 7
k_p	Fator de Passo, p. 8
k_w	Fator de Enrolamento, p. 8
k_z	Coefficiente de Correção do Efeito Transversal de Borda, p. 18
k_{1R}	Coefficiente do Efeito Pelicular para a Resistência Primária, p. 53
k_{C2}	Fator de Carter Referente ao Secundário, p. 9
k_{sat}	Fator de Saturação, p. 8
k_{sp}	Fator de Preenchimento, p. 50
k_{tr}	Fator de Relação de Espiras entre o Primário e o Secundário, p. 14
k_{w1}	Fator de Enrolamento Primário Para Componente Fundamental, p. 52
k_{w1}	Fator de Enrolamento Primário Para a Componente Fundamental, p. 12, 40
k_{w2}	Fator de Enrolamento no Secundário, Para Parâmetros Distribuídos, p. 14
l_{1e}	Comprimento da Cabeça de Bobina, [m], p. 53
m_1	Número de Fases do Enrolamento Primário, p. 6, 12

m_2	Número de Fases no Secundário, Para Parâmetros Distribuídos, p. 14
p	Número de Pares de Polos, p. 6
q_p	Número de Ranhuras por Polo e Fase do Primário, p. 6
q_{pp}	Número de Ranhuras por Polo, p. 61
v	Velocidade Mecânica, [m/s], p. 46
v_s	Velocidade Síncrona, [m/s], p. 11, 12
v_w	Velocidade do Vento, [m/s], p. 46
Z'_{2esc}	Impedância da escada referida ao primário, p. 25
GNO	Aço-silício de Grão Não-Orientado, p. 8
$jerk$	Solavanco e/ou Derivada da Aceleração, [m/s ³], p. 45

Lista de Abreviaturas

BNDES	Banco Nacional de Desenvolvimento Econômico e Social, p. 21
BSCCO	Bismuth Strontium Calcium Copper Oxide, p. 131
CA	Corrente Alternada, p. 8
CNC	Controle (ou Comando) Numérico Computadorizado, p. 94
COPPE	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa de Engenharia, p. 124
CUMP	Centro para o Programa MagLev Urbano, p. 142
EDL	Levitação Eletrodinâmica - <i>ElectroDynamic Levitation</i> , p. 124, 133
EML	Levitação Eletromecânica - <i>ElectroMechanical Levitation</i> , p. 124
FEM	Método de Elementos Finitos - <i>Finite Elements Methods</i> , p. 25, 63
GIL	Gerador de Indução Linear, p. 105
HSST	<i>High Speed Surface Transport</i> , p. 145
ICNIRP	International Commission on Non-Ionizing Radiation Protection, p. 126
IPT	<i>Inductive Power Transfer</i> , p. 151
JNR	Japanese National Railway, p. 125
JR	Japanese Railway, p. 125
KIMM	<i>Korea Institute of Machinery and Materials</i> , p. 142
LABMAQ	Laboratório de Máquinas Elétricas, p. 21

LASUP	Laboratório de Aplicação de Supercondutores, p. 21
LTMZ	Linha de Testes de Miyazaki, p. 125
LYYM	Linha de Testes de Yamanashi, p. 126
MIL	Motor de Indução Linear, p. 3, 21
ML	Motor Linear, p. 3, 90
MSL	Motor Síncrono Linear - <i>Linear Synchronous Motor</i> , p. 128, 134, 137
MagLev	Trem de Levitação Magnética, p. 1, 2, 20, 21, 39, 123, 124
PCB	<i>Printed Circuit Board</i> , p. 94
PWM	Pulse Width Modulation, p. 127
REBCO	Rare Earth-Ba-Cu-O, p. 131
RTRI	Railway Technical Research Institute, p. 126
SML	Levitação Magnética Supercondutora - <i>Superconducting Magnetic Levitation</i> , p. 1, 21, 124
UFRJ	Universidade Federal do Rio de Janeiro, p. 21, 124
UMP	<i>Urban MagLev Program</i> , p. 142
UTM	<i>Urban Transit MagLev</i> , p. 142
VVVF	Variable Voltage Variable Frequency, p. 127
YBCO	Yttrium Barium Copper Oxide, p. 131

Capítulo 1

Introdução

Inicia-se esta tese com a introdução de conceitos gerais sobre o veículo de levitação magnética supercondutora (SML) desenvolvido no Brasil. Também será apresentado neste capítulo introdutório a organização do trabalho e sua divisão, resumizando seus respectivos conteúdos. O presente estudo propõe diferentes topologias de motores de indução lineares trifásicos de primário curto, secundário longo tipo camadas, face elétrica simples e face magnética dupla. A fim de avaliar as soluções propostas para os problemas associados à tração linear em veículos de levitação magnética supercondutora, foi desenvolvida uma bancada de testes com dimensões e custos reduzidos, denominada *STRATUM*, que permite a operação dinâmica de motores de indução lineares. Com um bom grau de inovação, esta bancada poderá contribuir na pesquisa de motores lineares e na produção acadêmica.

1.1 O Projeto Brasileiro de Veículo de Levitação Magnética Supercondutora: MagLev-Cobra

MagLev-Cobra, nome dado ao veículo de levitação magnética supercondutora de baixa velocidade para transporte de passageiros em área urbana e genuinamente nacional, entrou na sua última fase de testes em outubro de 2014. Atualmente o veículo encontra-se pronto para alcançar o nível de industrialização e comercialização. O veículo trafega no *campus* da Universidade Federal do Rio de Janeiro (Figuras 1.1(a) e 1.1(b)) e ultrapassou a marca de 14000 passageiros transportados. Detalhes do projeto estão apresentados no capítulo 4. O objetivo desta seção consiste em apresentar as motivações gerais desta tese.

Os veículos de levitação passiva, nos quais se enquadra o MaLev-Cobra, possuem restrições severas quanto ao peso a ser transportado. Este problema pode ser contornado de diversas maneiras e, geralmente, a solução inclui a otimização dos sistemas constituintes e a escolha criteriosa dos materiais utilizados. Assim, este trabalho



(a) MagLev-Cobra



(b) Via elevada

Figura 1.1: Projeto brasileiro de um veículo de levitação magnética supercondutora.

consiste na otimização e no melhoramento da geometria e do comportamento eletromagnético do motor de indução linear. O esforço principal será a diminuição ou eliminação das componentes de força que possam afetar o sistema de levitação.

1.2 Organização da Tese

A tese está organizada com os capítulos 2 e 3 apresentando os fundamentos dos motores lineares. A análise da geometria do motor e do comportamento eletromagnético também estão apresentados nestes capítulos. O motor linear utilizado atualmente no MagLev-Cobra e as limitações impostas pelo uso deste sistema serão apresentados no capítulo 4. A teoria e a análise de motores lineares tipo camadas estão colocadas no capítulo 5. O capítulo 6 apresenta o projeto do motor linear proposto e indica os aspectos construtivos a serem observados, incluindo a definição da carga tracionada. Os resultados de simulação pelo método de elementos finitos estão apresentados no capítulo 7. O capítulo 8 traz os resultados experimentais, obtidos na bancada de testes desenvolvida para esta pesquisa. As considerações finais, que incluem conclusões obtidas a partir deste estudo além de propostas para futuros trabalhos no tema aqui abordado, estão apresentadas no capítulo 9. A revisão bibliográfica está distribuída ao longo dos capítulos iniciais da tese.

O apêndice A apresenta uma revisão dos principais veículos de levitação magnética (MagLev) ao redor do mundo. A observação dos sistemas de tração utilizados nos veículos MagLev's de baixa velocidade – seção A.3 – contribui com a escolha da topologia adotada no motor apresentado neste trabalho, tendo como apoio os testes feitos por estes veículos. Estes trens operam transportando diariamente, por um período de tempo maior, mais pessoas do que o MagLev-Cobra e essa experiência serve como uma importante base para este trabalho.

Capítulo 2

Aspectos Construtivos de Motores Elétricos Lineares

Os motores lineares (ML) podem ser constituídos por uma armadura (enrolamento de fase) curta ou longa. O motor linear de armadura curta deve ser associado a um motor rotativo com o raio do rotor tendendo ao infinito e estator com comprimento limitado. O motor linear de armadura longa deve ser associado a um motor rotativo com o raio do estator tendendo ao infinito e o rotor limitado no comprimento. Os diferentes arranjos e suas possíveis classificações serão revistos, a fim de contribuir com o melhor entendimento das abordagens e propostas apresentadas ao longo deste trabalho.

2.1 Definições, Geometria e Classificação

Os principais componentes dos motores de indução lineares (MIL) são o “Primário” e o “Secundário”, que podem ser definidos como:

Primário: parte que contém os enrolamentos de fase, conforme ilustrado na Figura 2.1. Componente ativo do motor que recebe, em seus enrolamentos, a corrente elétrica da rede. Na maioria das aplicações está configurado como trifásico.

Secundário: componente passivo, recebe as correntes induzidas pelo enrolamento primário. Pode assumir as seguintes configurações:

Escada (gaiola-de-esquilo): composto de ferro laminado e barras condutoras paralelas entre si e curto-circuitadas lateralmente, conforme ilustrado na Figura 2.2(a).

Camadas: lâmina de material condutor acompanhada ou não de um material ferromagnético. Na configuração ilustrada na Figura 2.2(b) o secundário pode apresentar uma camada simples ou múltiplas camadas. Quando

presente uma camada de aço sólido ou de chapas laminadas sob o material condutor, também será chamado de *back-iron*.

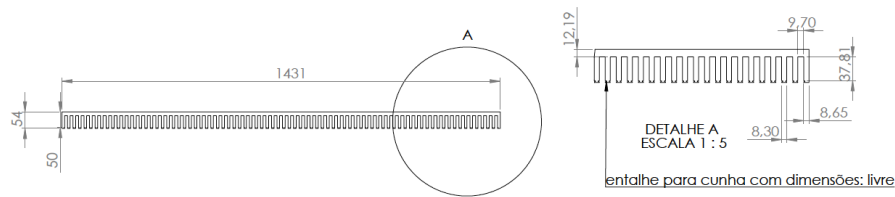


Figura 2.1: Ilustração do primário.

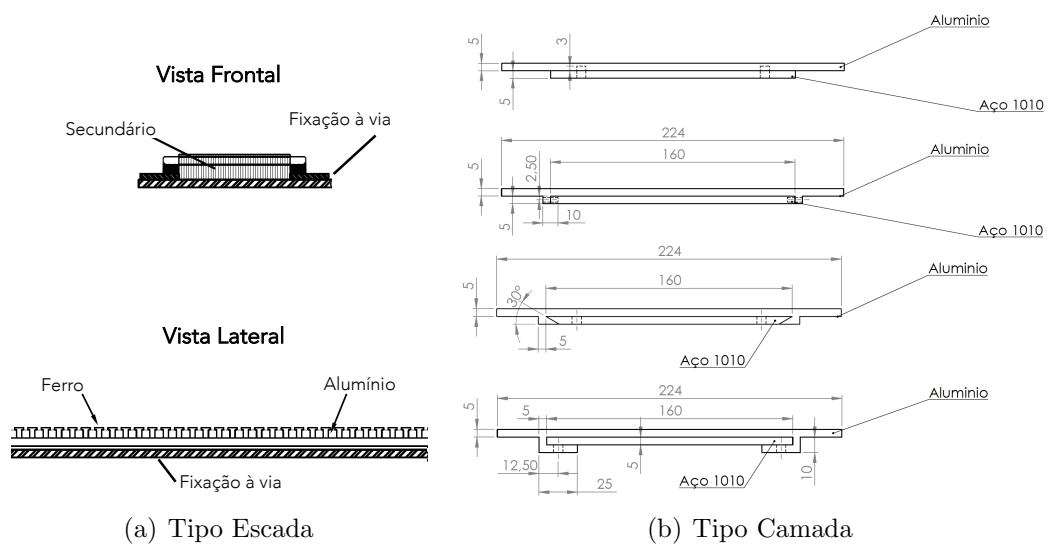


Figura 2.2: Ilustração de diferentes geometrias e tipos de secundário.

A classificação dos motores de indução lineares, quanto a sua geometria e circuito, está apresentada no diagrama da Figura 2.3 com os MILs planos definidos com maior detalhamento. Os motores de “Face Elétrica Simples” apresentam o enrolamento primário induzindo corrente em uma única face do secundário. Motores de “Face Elétrica Dupla”, contendo dois primários, induzem corrente em duas faces do secundário, conforme apresentado nas Figuras 2.4(a) e 2.4(b). Aqueles classificados como “Face Magnética Dupla” são os que apresentam material ferromagnético em cada lado do secundário. As Figuras 2.4(a)-2.4(c) apresentam as possíveis configurações quanto às faces elétrica e magnética de um motor de indução linear.

2.2 Enrolamento

Os enrolamentos primários dos motores são preferencialmente de cobre por apresentarem menos perdas do que os enrolamentos de alumínio. Podem ser constituídos

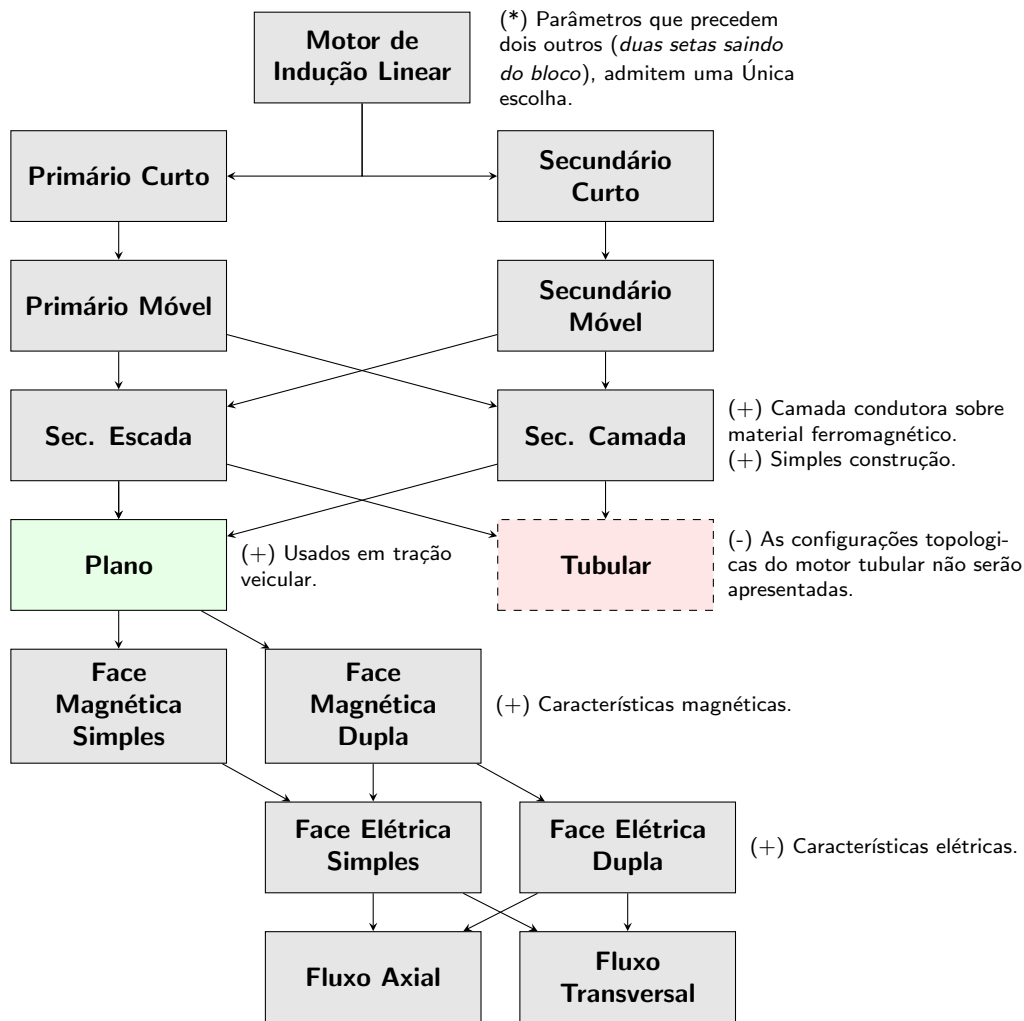


Figura 2.3: Classificação topológica do motor de indução linear plano.

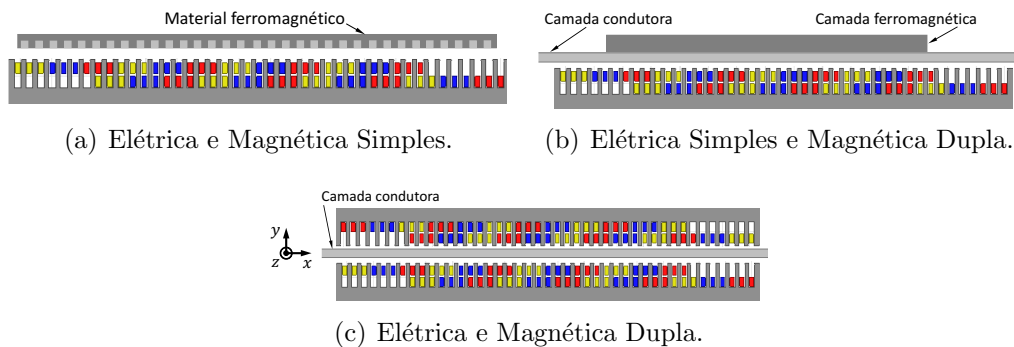


Figura 2.4: Topologia do circuito elétrico e magnético.

com condutores de seção retangular ou circular e frequentemente utilizam as classes de isolamento F e H. Tabela 2.1 apresenta as temperaturas máximas admitidas em cada classe. A densidade de corrente no enrolamento varia entre 4 e 25 A/mm², entretanto acima de 15 A/mm² os condutores precisam de refrigeração a água.

A maioria dos motores lineares utiliza enrolamento primário trifásico. O número

Tabela 2.1: Temperatura máxima em função da classe de isolamento

Classe de Isolamento	A	E	B	F	H
Temperatura (°C)	105	120	130	155	180

de ranhuras por polo e fase (q_p) pode ser definido através de

$$q_p = \frac{Q_p}{2pm_1} \quad (2.1)$$

em que Q_p representa o número de ranhuras totalmente preenchidas com condutores, m_1 o número de fases e $2p$ o número de polos. Valores elevados de q_p aproximam a distribuição de densidade de fluxo magnético, ao longo do eixo x , de uma função senoidal. Os eixos estão definidos na Figura 2.4. Para se obter um comportamento senoidal utiliza-se enrolamento distribuído.

Enrolamentos de dupla camada preenchem metade da ranhura em cada extremidade do núcleo, conforme ilustrado na Figura 2.5. As ranhuras da extremidade acomodam apenas um lado de uma bobina causando uma distribuição de força magnetomotriz não-uniforme ao longo do eixo x , enfraquecendo assim as extremidades do núcleo primário. Este tipo de enrolamento permite o uso de bobinas de passo fracionário, o que pode ser visto como uma característica favorável.

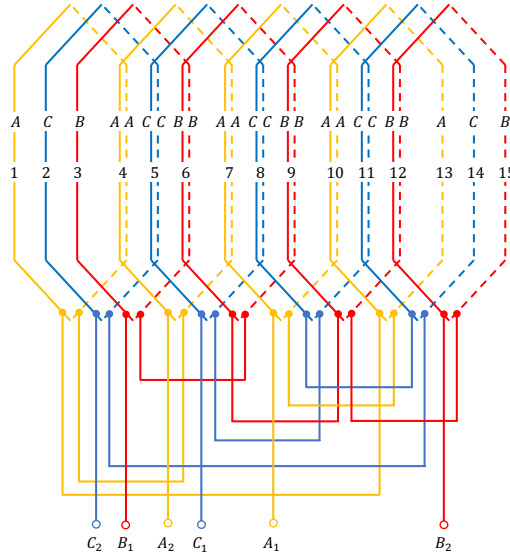


Figura 2.5: Enrolamento de dupla camada de um MIL trifásico com $2p = 4$, $q_p = 1$ e seis ranhuras (três em cada extremidade) com preenchimento parcial.

Em enrolamentos de dupla camada, o número total de ranhuras completamente preenchidas com condutores (Q_p) deverá ser determinado como: o número real de ranhuras completamente preenchidas com condutores mais a metade das ranhuras parcialmente preenchidas, que no caso do enrolamento ilustrado na Figura 2.5 será $9 + 0,5 \times 6 = 12$. O número total de ranhuras deve ser computado de acordo com

$$Q'_p = \left(2p + \frac{\tau_w}{\tau}\right) m_1 q_p = \frac{1}{2p} \left(2p + \frac{\tau_w}{\tau}\right) Q_p \quad (2.2)$$

em que τ_w é o passo da bobina. A Figura 2.6 apresenta um motor linear trifásico com $Q'_p = 43$ e a razão entre o número de ranhuras parcialmente preenchidas e o número total de ranhuras (Q_{pp}/Q'_p) é igual a 0,32.

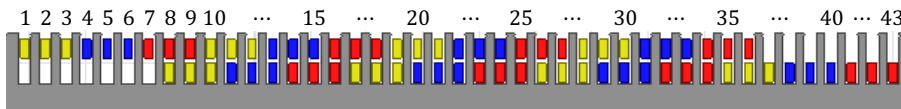


Figura 2.6: Motor linear trifásico, enrolamento de dupla camada, $2p = 4$, $Q'_p = 43$, $Q_{pp} = 14$, $Q_p = 36$, $q_p = 3$ e $\tau_w/\tau = 7/9$.

Enrolamentos em que uma dada ranhura sob um determinado polo concentra todos os lados de uma bobina de uma fase são denominados: enrolamentos concentrados. Este tipo de enrolamento apresenta algumas desvantagens quando comparado com o enrolamento distribuído. Nos enrolamentos concentrados o uso da periferia interna do núcleo é deficiente e as ranhuras precisam ser muito profundas, aumentando a dispersão e a reatância do núcleo. Além de possuir baixa relação cobre-ferro por não usar eficientemente o fluxo mútuo do entreferro no núcleo do primário.

A tensão induzida por fase (E_c) pode ser determinada apenas multiplicando a tensão induzida em qualquer uma das bobinas da fase pelo número de bobinas que compõe o enrolamento concentrado, ligadas em série, em cada fase. Nos enrolamentos distribuídos as E_c podem ser representadas vetorialmente como estando deslocadas de um ângulo

$$\alpha_E = \frac{180^\circ}{m_1 q_p} \quad (2.3)$$

O fator de distribuição (k_d) pelo qual a soma aritmética das tensões individuais de bobinas deve ser multiplicada para se obter a soma fasorial [1], será menor a medida que q_p aumenta, conforme expresso por

$$k_d = \frac{\sin\left(q_p \frac{\alpha_E}{2}\right)}{q_p \sin\left(\frac{\alpha_E}{2}\right)} \quad (2.4)$$

Bobinas de passo pleno cobrem 180° elétricos, ou seja, do centro de um dado polo até o centro de um polo com polaridade oposta, podendo ser fisicamente adjacente. Assim, as bobinas de passo inteiro abrangem exatamente a distância de um passo polar (τ) e as FEMs induzidas nos lados da bobina estão em fase. Se as bobinas abrangem menos que 180° elétricos serão classificadas como bobinas de passo fracionário ou encurtado. Enrolamentos de passo fracionário requerem menos cobre

quando comparados com enrolamentos de passo inteiro, entretanto um $k_p < 0,8$ deve ser evitado. A expressão a seguir define o fator de passo como

$$k_{p\nu} = \sin\left(\nu 90^\circ \frac{\tau_w}{\tau}\right) \quad (2.5)$$

Enrolamento de passo fracionário além de possuir a vantagem de utilizar menos cobre, reduz as harmônicas da FEM induzidas no enrolamento sem diminuir significativamente a magnitude da onda fundamental e também reduz as harmônicas das FMM produzidas pelo enrolamento do primário. Enrolamentos fracionários e distribuídos são amplamente utilizados em motores CA ainda que a FEM resultante seja menor quando comparados com enrolamentos concentrados de passo inteiro.

Devido a distribuição espacial do enrolamento de fase do primário do ML o fluxo penetrante não atravessa todo o enrolamento simultaneamente. A FEM não pode ser calculada diretamente a partir do número de voltas do enrolamento (N_1), aparecendo então o fator de enrolamento

$$k_w = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2m_1}\right)}{q_p \sin\left(\frac{\pi}{2m_1q_1}\right)} \sin\left(\frac{\pi\tau_w}{2\tau}\right) \quad (2.6)$$

Este fator apresenta a característica do enrolamento em produzir harmônicos. O fator de enrolamento expresso a partir do fator de distribuição (k_d) e do fator de passo (k_p) [2], é dado por

$$k_w = k_d k_p \quad (2.7)$$

2.3 Circuito Magnético

O circuito magnético primário dos motores lineares constitui-se de lâminas de aço elétrico de grão não-orientado (GNO) com espessura variando entre 0,2 - 0,65 mm, podendo conter silício em uma taxa de 0,3 - 3,2% [3]. As ranhuras podem apresentar uma geometria retangular aberta ou semi aberta. A Figura 6.3 (seção 6.4) ilustra ranhuras do tipo aberta.

O núcleo do secundário constitui-se de placas de material ferromagnético. Se o núcleo possuir uma espessura reduzida, a força e o fator de potência também serão reduzidos devido ao aumento da corrente de magnetização. A condutividade elétrica dos variados tipos de aço carbono utilizados na fabricação do núcleo secundário estão entre $4,5 \times 10^6$ a $6,2 \times 10^6$ S/m.

O fator de saturação (k_{sat}) do circuito magnético de motores de indução lineares será expresso por

$$k_{sat} = 1 + \frac{2V_{\mu 1d} + 2V_{\mu 2d} + V_{\mu 1n} + V_{\mu 2n}}{2V_{\mu \delta_t}} \quad (2.8)$$

em que $V_{\mu 1d}$ é a queda de tensão magnética através do dente do primário, $V_{\mu 2d}$ a queda de tensão magnética através do dente do secundário, $V_{\mu 1n}$ a queda de tensão magnética através do núcleo primário, $V_{\mu 2n}$ a queda de tensão magnética através do núcleo secundário e $V_{\mu \delta_t}$ a queda de tensão magnética através do entreferro total (δ_t) multiplicado pelo coeficiente de Carter. O entreferro total será dado por

$$\delta_t = \delta + d \quad (2.9)$$

em que d é a espessura da camada de alta condutividade (não-ferromagnética). Para secundários constituídos de placas, $V_{\mu 2d} = 0$ já que não possuem dentes. Uma vez que a densidade de fluxo magnético de saturação para lâminas de aço é maior do que em placas de aço carbono, a permeância magnética dos núcleos laminados será maior do que a permeância dos núcleos sólidos. Desse modo, se o secundário for constituído de placas sólidas pode-se afirmar que

$$2V_{\mu 1d} + V_{\mu 1n} \ll 2V_{\mu 2d} + V_{\mu 2n} \quad (2.10)$$

e o fator de saturação, neste caso, pode ser reescrito como

$$k_{sat} \approx 1 + \frac{2V_{\mu 2d} + V_{\mu 2n}}{2V_{\mu \delta_t}} \quad (2.11)$$

O fator de Carter (k_C) composto por k_{C1} , referente ao primário, e k_{C2} , referente ao secundário, permite considerar que estas partes possuam estrutura lisa ao invés de uma estrutura ranhurada. Como o secundário não possui ranhuras, na topologia considerada, $k_{C2} = 1$ e k_C será expresso por

$$k_C = k_{C1} \times k_{C2} = \frac{\tau_r}{\tau_r - \gamma_1 \delta_t} \quad (2.12)$$

em que γ_1 depende da geometria do primário (Figura 6.3) [3] de acordo com:

$$\gamma_1 = \frac{4}{\pi} \left\{ \frac{b_{r,t}}{2\delta_t} \tan^{-1} \frac{b_{r,t}}{2\delta_t} - \ln \sqrt{1 + \left(\frac{b_{r,t}}{2\delta_t} \right)^2} \right\} \quad (2.13)$$

Os motores lineares com secundário de múltiplas camadas, com alumínio na camada condutora, deverá considerar um fator de Carter modificado [3] conforme

$$k_{C\delta} = \frac{k_C(\delta + d)\delta + d^2 - \delta d}{\delta^2 + d^2} \quad (2.14)$$

a fim de obter-se um *airgap* efetivo $\delta \times k_{C\delta}$.

2.4 Considerações

Nesse capítulo, foram resumidas as principais relações e características construtivas dos motores de indução lineares, como conhecido na literatura. Estas informações são necessárias para o projeto que será apresentado no capítulo 6.

Os aspectos construtivos dos motores lineares fazem com que estes apresentem efeitos eletromagnéticos não perceptíveis nas máquinas rotativas e no capítulo a seguir apresentam-se estes efeitos e suas implicações.

Capítulo 3

Efeitos Eletromagnéticos

Diferente de um motor de indução rotativo convencional, o motor linear apresenta um circuito magnético retilíneo. Esta característica faz com que o campo magnético tenha um deslocamento transversal e não girante, conforme ilustrado na Figura 3.1(a), dando origem ao termo campo trafegante. A Figura 3.1(b) apresenta a linearização de uma máquina rotativa, permitindo um melhor entendimento do comportamento do campo [4].

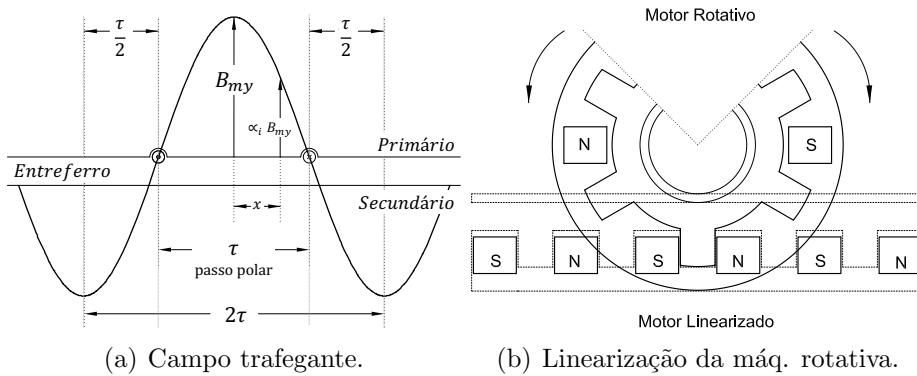


Figura 3.1: Campo trafegante da máquina linearizada.

O campo magnético trafegante [5] pode ser expresso pela equação

$$B(x,t) = B_{max} \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{\tau}x\right) \quad (3.1)$$

e a definição de sua velocidade (v_s) pode ser feita através da derivada da função posição quando a amplitude do campo magnético for constante, o que ocorre quando o cosseno da função é zero. Desse modo, v_s será definida como

$$\begin{aligned} \omega t - \frac{\pi}{\tau}x = k &\Rightarrow 2\pi ft - \frac{\pi}{\tau}x = k \\ x = k + \frac{2\pi\tau ft}{\pi} &\Rightarrow v_s = \frac{dx}{dt} = 2\tau f \end{aligned} \quad (3.2)$$

Na eq.(3.2) τ é a distância entre dois eixos de polos consecutivos e f a frequência da fonte.

3.1 Relações Fundamentais

A velocidade síncrona de um motor linear será dada pela velocidade linear da componente fundamental da onda trafegante de FMM produzida pelo enrolamento primário

$$v_s = \frac{2\tau}{T} = 2\tau f_1 = \frac{\omega}{\pi}\tau \quad (3.3)$$

Esta equação mostra que v_s depende da frequência da corrente elétrica da fonte (f_1) e do passo polar (τ). A parte secundária do motor de indução linear se move com uma velocidade linear v , em que $v < v_s$. O escorregamento (s), definido por

$$s = \frac{v_s - v}{v_s} \quad (3.4)$$

representa a diferença normalizada em termos de v_s entre a velocidade linear da componente fundamental da onda trafegante de FMM e a velocidade do secundário [3, 6, 7].

O valor máximo da densidade linear de corrente no primário pode ser definido por

$$A_{mz} = \frac{m_1\sqrt{2}I_1k_{w1}N_1}{\pi p\tau} \quad (3.5)$$

com o valor eficaz da corrente dado por $I_1 = I_p/\sqrt{2}$, em que: m_1 é o número de fases do primário, N_1 o número de espiras em série por fase no enrolamento primário e k_{w1} o fator de enrolamento.

O primário do motor linear transmite uma potência eletromagnética para o secundário, através do entreferro, definida por

$$P_\delta = P_{mec} + \Delta P_2 = Fv_s \quad (3.6)$$

com a potência mecânica do motor linear dada por

$$P_{mec} = Fv \quad (3.7)$$

A força eletromagnética (F) e a força transversal útil (F_x), ou de tração, se relacionam da seguinte maneira:

$$F = F_x + \Delta F_{mec} = \frac{P_{out}}{v} + \frac{\Delta P_{mec}}{v} \quad (3.8)$$

Das eq.(3.6) e (3.7) obtém-se a relação entre a potência mecânica e a potência no entreferro

$$P_{mec} = \frac{v}{v_s} P_\delta = (1 - s) P_\delta \quad (3.9)$$

A tensão induzida no enrolamento primário

$$E_1 = 4\sigma_f f N_1 k_{w1} \Phi \quad (3.10)$$

será calculada a partir do valor RMS da tensão induzida dividida pelo seu valor médio ($\sigma_f = E_1/E_{1av}$) e do fluxo de penetração no enrolamento de fase da máquina, dado por

$$\Phi = \alpha_i b_1 \tau B_{my} \quad (3.11)$$

em que b_1 é a largura do núcleo primário, B_{my} o valor de pico da componente normal da densidade de fluxo no entreferro e α_i a razão média/pico ($\alpha_i = B_{av}/B_{my}$) que representa o valor médio da densidade de fluxo de um polo no entreferro. A Figura 3.2 ilustra a densidade de fluxo no entreferro de um polo.

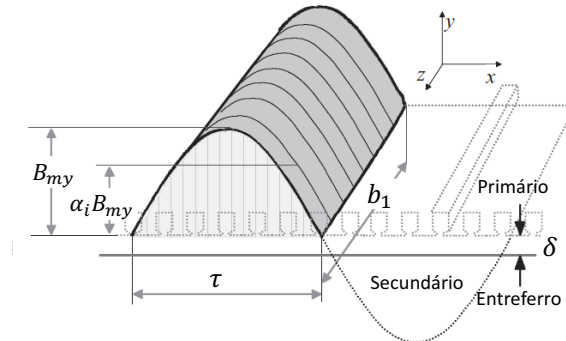


Figura 3.2: Densidade de fluxo magnético no entreferro de um polo.

As tensões induzidas geram correntes que descrevem trajetórias circulares (vórtices) denominadas correntes parasitas (*eddy currents* ou correntes de *Foucault*). Essas correntes que circulam no primário e no secundário dissipam energia em forma de calor devido às resistências do próprio material. A energia dissipada depende do tamanho dos vórtices de corrente e da resistividade do material. Para maiores vórtices tem-se mais tensão induzida e quanto maior for o nível de tensão induzida maior será o fluxo de corrente, portanto maiores as perdas por efeito Joule ($I^2 R$). Contudo a resistividade do material pode diminuir o fluxo de corrente para uma dada tensão induzida. Na subseção 5.3.1 será apresentado o comportamento da corrente na camada condutora do secundário [3, 5, 8, 9].

Para reduzir os efeitos das correntes parasitas sobre os circuitos magnéticos utilizam-se lâminas na construção do primário, a fim de limitar o tamanho dos

vórtices de corrente e assim reduzir as tensões induzidas, as correntes e consequentemente as perdas ôhmicas. A redução das perdas pode ser considerada proporcional ao quadrado da espessura das lâminas [10]. Lâminas delgadas, paralelas, alinhadas na direção das linhas de campo e isoladas entre si por verniz eletroisolante limitam a circulação das correntes parasitas interrompendo o caminho para sua circulação. Contudo garantem que as propriedades magnéticas fiquem preservadas já que as camadas isolantes são extremamente finas. As perdas por histerese são proporcionais ao volume do material e a frequência de excitação.

A tensão induzida no secundário será dada pela expressão a seguir [3]:

$$sE_2' = \frac{N_1 k_{w1}}{N_2 k_{w2}} sE_2 = sE_1 \quad (3.12)$$

O número de voltas por fase do secundário (N_2) em topologias do tipo escada ou camadas será $N_2 = 0,5$ e o fator de enrolamento do secundário para a componente fundamental será $k_{w2} = 1$. A corrente do secundário referida ao enrolamento primário pode ser representada por

$$I_2' = \frac{sE_2'}{k_{tr} |Z_2(s)|} = \frac{E_2'}{|Z_2(s)|/s} = \frac{E_1}{\sqrt{[R_2'(s)/s]^2 + [X_2'(s)]^2}} \quad (3.13)$$

em que a tensão induzida no secundário referida ao primário é igual à tensão induzida no primário ($E_2' = E_1$) e a relação de espiras que reduz a impedância do secundário referida ao primário (k_{tr}), considerando a componente fundamental, será dada por

$$k_{tr} = \frac{m_1(N_1 k_{w1})^2}{m_2(N_2 k_{w2})^2} \quad (3.14)$$

Para secundários do tipo camadas, construídos com lâmina de aço sólida, o fator de enrolamento (k_{w2}) será unitário para a componente fundamental e o número de fases no secundário (m_2) será dado pelo número de polos do motor, ou seja, $m_2 = 2p$. Secundário do tipo escada terá $m_2 = z_2/p$, onde z_2 é o número de ranhuras do secundário.

A potência eletromagnética no entreferro, dada pela eq.(3.6), será reescrita como

$$P_\delta = m_1(I_2')^2 \frac{R_2'(s)}{s} = \frac{\Delta P_2}{s} \quad (3.15)$$

em que ΔP_2 é a perda de potência ativa no secundário, dada por

$$\Delta P_2 = m_2 I_2'^2 R_2(s) = m_1(I_2')^2 R_2'(s) \quad (3.16)$$

Assim, a potência mecânica expressa pela eq.(3.9) pode ser reescrita de acordo com

$$P_{mec} = \frac{1-s}{s} \Delta P_2 \quad (3.17)$$

A potência ativa de entrada (P_{in}) será calculada a partir da tensão de fase (V_1), da corrente de fase (I_1) e do ângulo de fase entre a tensão e a corrente (ϕ),

$$P_{in} = m_1 V_1 I_1 \cos \phi \quad (3.18)$$

A eficiência pode ser determinada pelas eq.(3.8) e (3.18)

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{in}} = \frac{F_x v}{m_1 V_1 I_1 \cos \phi} \quad (3.19)$$

e o produto eficiência \times fator de potência determinado por

$$\eta \cos \phi = \frac{P_{out}}{P_{in}} = \frac{F_x v}{m_1 V_1 I_1} \quad (3.20)$$

O produto $\eta \cos \phi$ é um parâmetro operacional importante. Em motores lineares $\eta \cos \phi \leq 0,5$, o que pode ser considerado baixo já que os motores de indução rotativos apresentam $\eta \cos \phi \geq 0,8$ [3].

3.2 Efeito Longitudinal de Extremidade

A característica principal no estudo e análise dos motores lineares é a descontinuidade do circuito magnético e o conseqüente aparecimento de perturbações do fluxo magnético nestas regiões de extremidade. Desse modo, motores lineares apresentam o Efeito Longitudinal de Extremidade de Entrada e de Saída. A observação deste fenômeno será facilitada após considerarmos um sistema referencial, apresentado na Figura 3.3 [11]. As vistas lateral e de topo, de um motor de indução linear de primário curto, estão apresentadas nas Figuras 3.3(a) e 3.3(b). O primário curto será considerado estacionário e o secundário longo ($l_2 \rightarrow \infty$) desloca-se sob o primário com uma velocidade constante $v > 0$ no sentido positivo do eixo x .

O ponto $x = 0$ indica a região de entrada do secundário no campo magnético, e o ponto $x = 2p\tau$ a região de saída. O comprimento aproximado do núcleo primário e a distância a ser percorrida por um determinado ponto do secundário, para atravessar todo o campo magnético gerado pelo enrolamento, será $2p\tau$. A Figura 3.4 apresenta o comportamento da densidade máxima do fluxo magnético no entreferro, para o caso do secundário se deslocando com $v \approx 0$ e $v > 0$.

Considerando os laços fictícios $E_1 \cdots E_4$ (Figura 3.3(b)), em um instante de tempo inicial $t = 0$, pode-se afirmar que os laços mais afastados do enrolamento primário (E_1 e E_4) não concatenam o fluxo magnético produzido pelo motor. Assim, estes laços não são sujeitos as forças eletromotrizes e correntes induzidas circulantes.

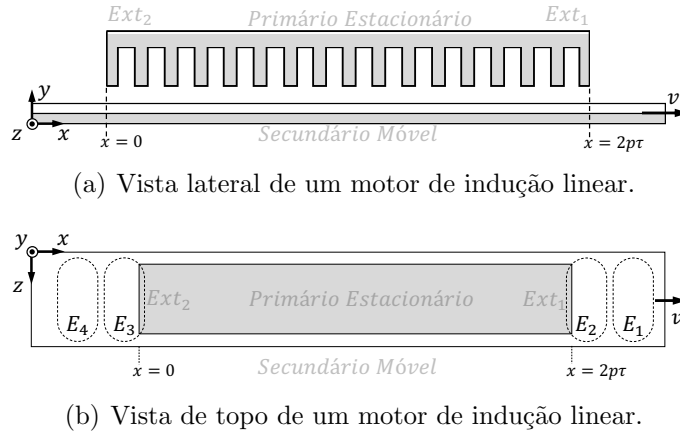


Figura 3.3: Motor linear e sistema referencial para compreensão do Efeito Longitudinal de Extremidade.

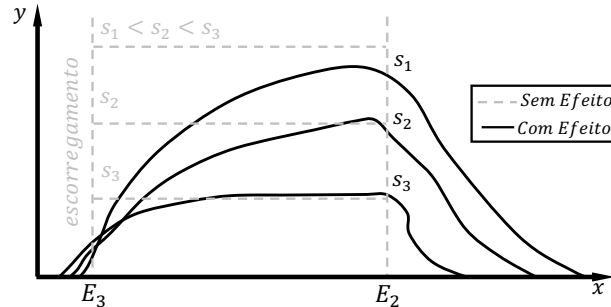


Figura 3.4: Distribuição da densidade de fluxo normal no entreferro.

Os laços E_2 e E_3 estão sujeitos às forças eletromotrizes já que há movimento relativo entre o secundário e o campo magnético. De acordo com a Lei de Lenz o fluxo gerado pelas correntes induzidas em E_3 se opõe ao crescimento do fluxo concatenado por este laço. O forte fluxo magnético gerado por estas correntes induzidas interagem com o campo magnético trafegante e interferem na força de tração, reduzindo-a. A componente de força, devido à extremidade Ext_2 do primário, possui uma componente frenante.

Em E_2 o fluxo gerado se opõe, de forma inversamente análoga a E_3 , ao decréscimo do fluxo concatenado o que resulta no reforço de densidade de fluxo no entreferro conforme ilustrado na Figura 3.4. Como há circulação de corrente no laço E_2 após sua saída da região ativa, as perdas por correntes parasitas aumentam e a componente de força frenante também aparece devido à interação do fluxo gerado pelas corrente parasitas e o fluxo magnético de espreadimento. Quanto maior for a velocidade relativa entre o secundário e o primário, maior será a interferência deste efeito. Entretanto este distúrbio será mais fortemente atenuado quanto menor for a velocidade do motor [3, 12]. O comprimento da penetração da perturbação – distorção do campo magnético trafegante – será maior na extremidade do laço de entrada (E_3) do que na extremidade do laço de saída (E_2). As principais interferências produzidas

pelo Efeito Longitudinal de Extremidade são:

1. Distribuição de densidade de fluxo no entreferro variável com a velocidade;
2. Correntes de fase desbalanceadas;
3. Distribuição não-uniforme das correntes induzidas no secundário;
4. Perda adicional de potência devido a forças de frenagem parasitas.

Como o Efeito Longitudinal de Extremidade interfere de forma diferente em motores de alta e de baixa velocidade, a classificação quanto à velocidade torna-se fundamental. O Número de Reynolds Magnético (N_{RM}) permite fazer esta importante classificação e pode ser calculado por

$$N_{RM} = \frac{\mu_0 v^2 \sigma'}{4\omega \delta_t k_C} \quad (3.21)$$

Valores de N_{RM} muito maior que a unidade caracterizam motores de alta velocidade e valores menores que a unidade, motores de baixa velocidade [3, 13] de acordo com a representação a seguir:

$$N_{RM} \gg 1 \rightarrow \text{Alta Velocidade} \quad (3.22)$$

$$N_{RM} < 1 \rightarrow \text{Baixa Velocidade} \quad (3.23)$$

A partir desta definição, uma área intermediária de valores ($1 > N_{RM} \gg 1$) indica a classificação para velocidade média.

3.3 Efeito Transversal de Borda

O Efeito Transversal de Borda (*Transverse Edge Effect*) surge devido à variação da densidade de corrente e de fluxo magnético através do secundário e ocorre na direção das ranhuras do primário e do movimento do motor linear [14]. Com exceção dos motores lineares tubulares, que apresentam circuitos elétrico e magnético contínuos, os motores lineares apresentam o Efeito Transversal de Borda. A minimização deste efeito se dá com o aumento de b_{ov} (Figura 3.5) [15]. Em motores com secundário tipo escada este efeito possui pouca influência na distribuição do fluxo magnético no entreferro já que as barras transversais da escada e as barras de curto-circuito fornecem um caminho para a circulação da corrente [14]. O Efeito Transversal de Borda produz alguns comportamentos indesejados, a saber:

1. Distribuição não-uniforme da densidade de fluxo magnético no entreferro e da corrente na lâmina do secundário, ao longo do eixo z , apresentando um incremento deste efeito nas bordas do núcleo devido aumento repentino na relutância;
2. Forças laterais que deslocam o secundário numa direção perpendicular ao campo magnético trafegante;
3. Diminuição da condutividade elétrica do secundário ($\sigma'_{Al} = k_{RN\nu}\sigma_{Al}$) [16, 17].

O coeficiente utilizado para modificar a condutividade do secundário em consequência da ação do Efeito Transversal de Borda [17], será

$$k_{RN\nu} = 1 - \frac{\tanh\left(\beta_\nu \frac{b_2}{2}\right)}{\left(\beta_\nu \frac{b_2}{2}\right) \left[1 + k_t \tanh\left(\beta_\nu \frac{b_2}{2}\right) \tanh(\beta_\nu b_{ov})\right]} \quad (3.24)$$

com β_ν e k_t expressos pelas eqs.(3.25) e (3.26), respectivamente. Em que d e d_t estão definidos pela ilustração da Figura 3.5(a).

$$\beta_\nu = \nu \frac{\pi}{\tau} \quad (3.25)$$

$$k_t \approx 1 + 1,3 \frac{d_t - d}{d} \geq 1 \quad (3.26)$$

O adensamento de corrente na camada condutora ocasionará perdas [18].

A corrente induzida no secundário possui componente somente na direção z e esta produz a força eletromagnética na direção do movimento do motor, ou seja, na direção x . Esse pressuposto não leva em conta os laços de corrente na região de secundário quando este possui uma largura maior que a do primário. A circulação de corrente no secundário força a existência de uma componente de densidade linear de corrente na direção x dando origem a forças laterais, na direção z . A Figura 3.5(a) representa um motor linear em corte transversal e a Figura 3.5(b) uma vista isométrica, onde a circulação da corrente induzida nas direções x e z estão apresentadas.

A caracterização do Efeito Transversal de Borda em secundários ferromagnéticos de motores de indução lineares de face elétrica simples se dá pelo coeficiente k_z [3], expresso por

$$k_z = 1 - \frac{\delta}{b_1} + \frac{2}{\pi} \frac{\tau}{b_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi b_2}{2 b_1}\right)\right] \quad (3.27)$$

que deve ser apresentado como a solução ótima para o aumento da impedância no secundário.

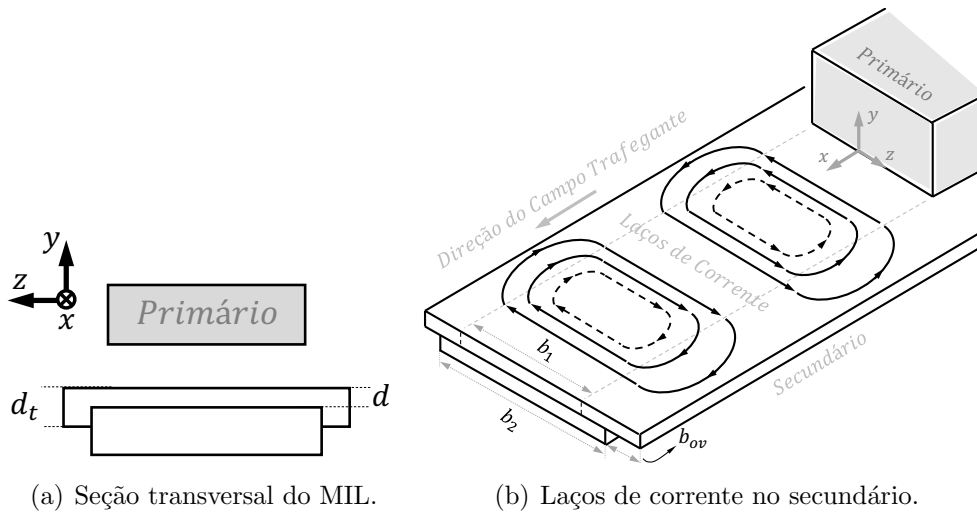


Figura 3.5: Ilustração do Efeito Transversal de Borda.

3.4 Considerações

Neste capítulo foram apresentados os principais efeitos eletromagnéticos presentes nos motores de indução lineares. A compreensão destes efeitos apresenta grande importância para o projeto e análise do motor proposto neste trabalho. Assim, o desempenho do motor deverá ser avaliado considerando o circuito magnético descontinuo.

Capítulo 4

Motor de Indução Linear com Secundário Tipo Escada do MagLev-Cobra

Este capítulo será dedicado à apresentação do sistema de tração do MagLev-Cobra, veículo brasileiro de levitação magnética supercondutora (SML). A análise do comportamento do motor de indução linear utilizado e o estudo de sua topologia permitiram caracterizar as principais dificuldades impostas à sua instalação e operação. A seguir apresenta-se uma visão geral do MagLev-Cobra através de uma breve revisão bibliográfica do projeto, estendida nas seções 4.1, 4.2 e 4.3.

4.1 MagLev-Cobra

A Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ) realiza pesquisas com levitação magnética utilizando supercondutores, em seus laboratórios, há quase 2 décadas. O grupo de pesquisas do LASUP/LABMAQ construiu o primeiro protótipo de um veículo levitante, em escala reduzida, com trilhos magnéticos de ferrita, em um percurso de 7 m, nos anos 2000 [19]. Pesquisadores da instituição contribuíram para a ampliação do sistema com estudos e análises que permitiram a construção de uma pista de 30 m em 2003 [20–22]. Este protótipo utilizava trilhos magnéticos com ímãs de Nd-Fe-B em um circuito ovalado com um motor síncrono linear de primário longo.

Em 2012, com financiamento do BNDES, a UFRJ começou a construção do MagLev-Cobra em escala operacional. Diversas publicações permitem conhecer o desenvolvimento do projeto [23–32] que ao longo do tempo gerou inovações, patentes e novos sistemas tais como: **a)** *design* do trilho de ímãs de terras-raras, **b)** ferramentas para trabalho na presença de elevado campo magnético, **c)** topologia inovadora de motor linear, **d)** sistema de abastecimento automático de LN₂, **e)** construção

de veículo estruturado com polímero, **f**) sistema de geo-posicionamento etc. Para a tração do veículo utiliza-se um motor de indução linear descrito com detalhes na seção 4.2. O veículo perfaz um trajeto de ≈ 200 m, através de uma via elevada ligando dois prédios do Centro de Tecnologia da UFRJ (CT-I e CT-II). Este elevado possui uma geometria esbelta e de baixo custo de implantação devido sua estrutura metálica leve e de fácil manutenção.

O MagLev-Cobra, apresentado nas Figuras 4.1 e 4.2, fez sua viagem inaugural em 1º de outubro de 2014, último dia da *22nd International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives*. Essa primeira demonstração pública reafirmou o Brasil, perante a comunidade científica, como um dos principais desenvolvedores da tecnologia de levitação no mundo.



Figura 4.1: Fase inicial do veículo.



Figura 4.2: MagLev-Cobra finalizado.

4.2 Tração Linear do MagLev-Cobra

As Figuras 4.3 e 4.4 apresentam o motor de indução linear de primário curto e secundário longo tipo escada que realiza a propulsão do veículo. O MIL foi construído em formato de duplo-“C” pela Equacional Elétrica e Mecânica LTDA e patentado pela UFRJ [26]. Suas características estão apresentadas em relatório técnico e trabalhos acadêmicos [27, 33–37]. O primário possui 1,27 m de comprimento, consistindo de 54 bobinas com 13 espiras cada uma. Possui 3 fases, com os grupos de fase em série e as fases do motor conectadas em estrela (Y). O secundário com topologia em escada (*ladder*¹), constitui-se em seções com 1,51 m de comprimento, conectadas em série, com núcleo laminado e barras laterais de curto-circuito. Tabela 4.1 apresenta os dados de placa do motor e as características do primário e do secundário. Cada seção de secundário conecta-se com a seção adjacente, permitindo a continuidade do circuito elétrico, ao longo de toda a trajetória.

A escolha de um sistema de tração linear com um motor de primário curto e secundário longo tipo escada em duplo-“C” se dá por duas razões: **a**) o comportamento

¹*ladder*: termo usado somente para motores lineares em lugar de squirrel-cage (gaiola de esquilo), geralmente utilizado para máquinas rotativas convencionais.

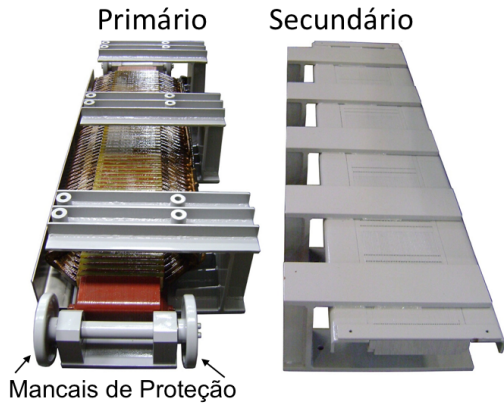


Figura 4.3: MIL do MagLev-Cobra.



Figura 4.4: Secundário do MIL.

Tabela 4.1: Data-sheet do motor.

Parâmetros	MagLev-Cobra
Tensão	420 V - (Y)
Corrente	53 A
Frequência	25 Hz
Potência	10 hp
Número de polos	6
Passo polar, τ	156,0 mm
Entreferro	8 - 20 mm
Densidade ¹ F_x	$52,5 \times 10^3 \text{ N/m}^3$
Primário	MagLev-Cobra
Comprimento	1270 mm
Altura	106 mm
Largura do núcleo	166 mm
Largura do enrolam.	340 mm
Índice de proteção	IP23
Peso	132 kg
Secundário	MagLev-Cobra
Comprimento	1510 mm
Altura	53 mm
Largura	231 mm
Peso	53,98 kg/m

¹Densidade de força (volume do primário: $c \times a \times l$ núcleo e enrolamento.)

da força normal de atração e b) a operação em baixa velocidade.

a) **Força de atração:** A força normal de atração, dada pela eq.(5.31), de acordo com a teoria eletromagnética e de máquinas elétricas, pode ser aumentada. O incremento da força de atração contribui com o sistema de levitação e se dá por meio de [3]:

1. pequeno entreferro;
2. baixo escorregamento;
3. valores elevados da componente normal da densidade de fluxo magnético no entreferro (B_{my}), conforme a eq.(5.33).

b) **Baixa velocidade:** O uso de MIL em baixa velocidade se justifica pelo fator econômico. Como existem muitas técnicas de energização por contato mecânico, para baixa velocidade, pode-se construir motores de indução com primário curto e secundário longo. Neste caso tem-se centenas de quilômetros sem enrolamentos de cobre ou ímãs permanentes, tornando este tipo de motor economicamente viável. Todos os MagLev's de baixa velocidade, ao redor do mundo, utilizam MIL de primário curto pois possui menor custo de construção se comparado com um motor síncrono de mesma potência. O Apêndice A

apresenta detalhes sobre os principais trens MagLev's e as soluções testadas e/ou adotadas nos sistemas em nível de pesquisa ou em fase comercial.

Além disso, o motor linear tipo escada possui maior fator de potência e eficiência, quando comparado com motor tipo camadas. Os motores lineares possibilitam a operação de trens em aclives elevados. O motor duplo-“C” foi projetado para superar rampas com inclinação de 15%.

Os motores de indução lineares com secundário tipo escada apresentam algumas vantagens quando comparados com motores de secundário tipo camadas. O entreferro efetivo do motor em camadas possui maior comprimento, devido à lâmina de material não-ferromagnético, fazendo com que a corrente de magnetização e a potência aparente apresente valores mais elevados com um menor fator de potência. O custo de produção de secundários do tipo escada torna-o pouco usual [3]. Tabela A.15, apresentada no Apêndice A, permite constatar o esporádico uso deste tipo de secundário. A seguir serão apresentadas as equações fundamentais do motor de indução linear com secundário tipo escada [3, 38].

4.2.1 Equações Fundamentais dos Motores de Indução Lineares com Secundário Tipo Escada

Secundários tipo escada são construídos com um núcleo de material ferromagnético laminado e barras retangulares ou circulares de material condutor, conforme ilustrado na Figura 4.5.

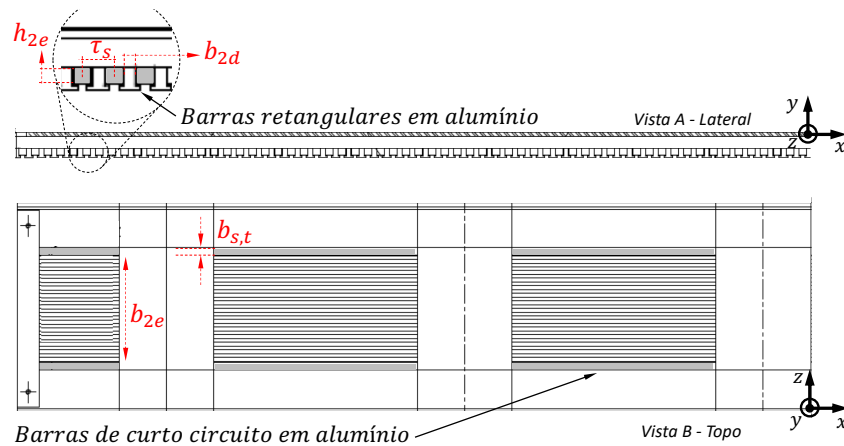


Figura 4.5: Secundário tipo escada com barras retangulares.

O coeficiente de Carter para o secundário será dado por

$$k_{C2} = \frac{\tau_s}{\tau_s - \gamma_2 \delta_t} \quad (4.1)$$

em que τ_s é o passo da ranhura do secundário e γ_2 a variável que considera os aspectos geométricos da topologia. Na eq.(4.2), $b_{s,t}$ é a largura da barra condutora ou diâmetro, no caso de condutores circulares.

$$\gamma_2 = \frac{4}{\pi} \left\{ \frac{b_{s,t}}{2\delta_t} \tan^{-1} \frac{b_{s,t}}{2\delta_t} - \ln \sqrt{\left[1 + \left(\frac{b_{s,t}}{2\delta_t} \right)^2 \right]} \right\} \quad (4.2)$$

A corrente que flui pelas barras condutoras da escada pode ser representada de acordo com a Figura 4.6. A corrente na barra (I_2) apresenta um fasor diferente da corrente entre duas barras adjacentes (I_{2a}) e pode ser descrita como

$$I_2 = 2I_{2a} \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) = 2I_{2a} \sin\left(\frac{\pi\tau_s}{2\tau}\right) \quad (4.3)$$

em que o ângulo de fase entre as correntes das barras adjacentes será dado por

$$\alpha = \frac{2\pi}{2\left(\frac{\tau}{\tau_s}\right)} = \pi \frac{\tau_s}{\tau} \quad (4.4)$$

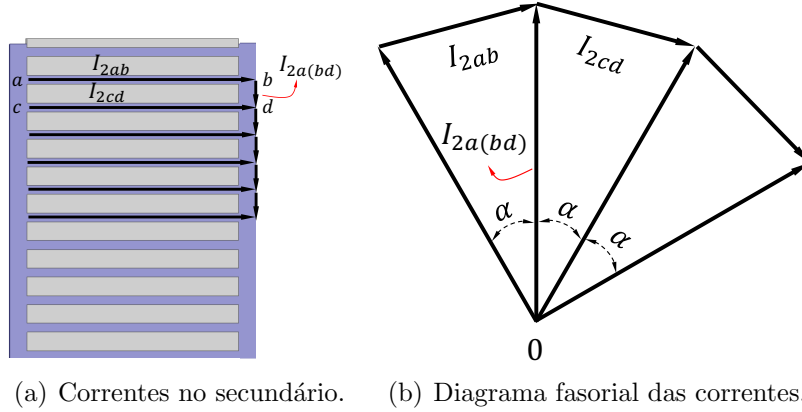


Figura 4.6: Representação das correntes no secundário tipo escada.

A impedância da escada será a soma da impedância em cada barra (\mathbf{Z}_{2b}) com a impedância de uma barra adjacente (\mathbf{Z}'_{2a}). Pode-se então definir a impedância da escada como

$$\mathbf{Z}_{2esc} = \mathbf{Z}_{2b} + 2\mathbf{Z}'_{2a} \quad (4.5)$$

com \mathbf{Z}'_{2a} descrito, de acordo com [3], pela expressão

$$\mathbf{Z}'_{2a} = \mathbf{Z}_{2a} \left(\frac{I_{2a}}{I_2} \right)^2 = \frac{\mathbf{Z}_{2a}}{4 \sin^2(\alpha)} \quad (4.6)$$

A impedância da escada referida ao primário, considerando a componente fundamental, precisa levar em conta o fator de relação de espiras entre o primário e o

secundário, portanto deve ser reescrita como

$$\mathbf{Z}'_{2esc} = k_{tr} \mathbf{Z}_{2esc} = k_{tr} \left[\mathbf{Z}_{2b} + \frac{\mathbf{Z}_{2a}}{2 \sin^2(\alpha)} \right] \quad (4.7)$$

em que o fator de relação de espiras k_{tr} , para a componente fundamental, é

$$k_{tr} = \frac{2m_1(N_1 k_{w1})^2 \tau_s}{p \tau} \quad (4.8)$$

O cálculo da impedância da escada pode ser feito através da teoria clássica de máquinas. Para o caso do motor em duplo-“C”, com barras retangulares, o cálculo de \mathbf{Z}_{2b} considera a resistência e reatância em cada barra como sendo

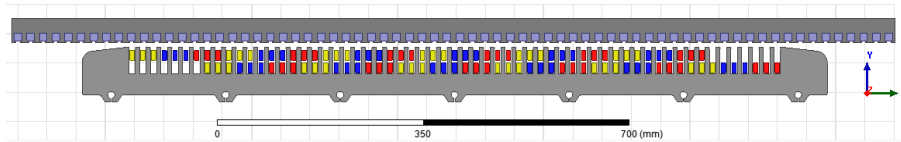
$$R_{2b} = \frac{b_{2e}}{\sigma_{Al} h_{2e} b_{2d}} \quad (4.9)$$

$$X_{2b} = \mu_0 s \omega b_{2e} \lambda_{2s} \quad (4.10)$$

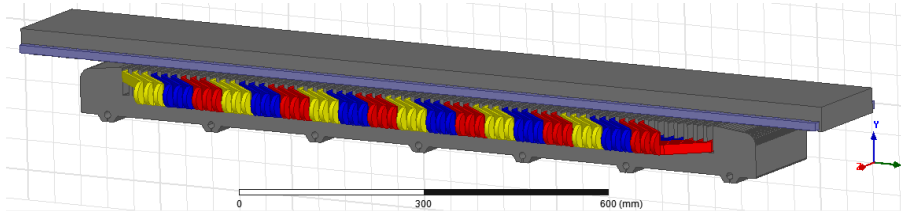
em que $\lambda_{2s} = h_{2e}/3b_{2b}$ para barras retangulares [3]. Estes parâmetros geométricos podem ser revisitados na Figura 4.5.

4.2.2 Modelos Computacionais

A Figura 4.7 apresenta os modelos computacionais do MIL duplo-“C” em 2D e 3D, construídos com *software* multi-físico que utiliza Métodos de Elementos Finitos (FEM) em suas soluções.



(a) Modelo FEM 2D.



(b) Modelo FEM 3D.

Figura 4.7: Modelo computacional do MIL duplo-“C” construído no Ansys-Maxwell.

4.2.2.1 Parametrização dos Modelos FEM 2D e 3D

Foram impostas tensão e frequência nominais de 420 V@25 Hz, variando o entreferro (δ) entre 8 mm e 20 mm. O escorregamento foi mantido constante em $s = 1$. A emulação de testes de primário bloqueado facilita a confecção do modelo FEM e diminui o tempo de processamento. Além disso as dimensões de um sistema dinâmico, que atinge 7,8 m/s, pode ultrapassar dezenas de metros tornando ainda mais difícil o processamento para obtenção de dados. Entretanto este modelo não possibilita o levantamento da curva $F \times v$, impedindo a avaliação completa do motor. Os parâmetros utilizados na simulação podem ser consultados na Tabela 4.1. No modelo 2D a profundidade em z é a mesma da largura do núcleo, ou seja, 166 mm.

4.2.2.2 Resultados de Simulação

Os resultados de força obtidos através do modelo 2D do MIL duplo-“C” estão apresentados na Figura 4.8. O cálculo numérico considerou a força realizada pelo primário do motor. Os valores positivos de força normal (F_y) indicam atração entre o primário e o secundário. A Figura 4.7 ilustra os referenciais adotados. A força de tração possui valores aceitáveis de acordo com a Figura 4.8(a). A Figura 4.8(b) apresenta os resultados de força normal, que são elevados para os níveis desejáveis quando $\delta \leq 16$ mm. As forças no modelo 3D, com $\delta = 8$ mm, estão apresentadas na Figura 4.9(a). A força lateral possui baixa amplitude e este comportamento é resultado de um bom alinhamento entre primário e secundário, da distribuição balanceada do enrolamento e principalmente da topologia do secundário, conforme analisado na seção 3.3. A força normal apresenta componentes de atração com amplitudes acima dos valores obtidos com os testes experimentais.

A comparação entre os resultados computacionais em 2D e 3D, os dados de força fornecidos pelo fabricante e os resultados experimentais, que serão apresentados na subseção 4.2.3, mostram que apenas o modelo computacional em 2D possui a confiabilidade necessária. Os resultados em 3D apresentam uma discrepância dos valores reais, atribuídos ao não refinamento da malha do modelo em FEM. Um modelo 3D, com a malha adequadamente refinada, possui alta demanda computacional sendo necessários computadores robustos com processadores trabalhando em paralelo para a realização dos cálculos.

As Figuras 4.9(b) e 4.10 apresentam, respectivamente, a densidade de fluxo magnético no entreferro e no primário/secundário do MIL. Os resultados obtidos consideraram os valores nominais de tensão e frequência (420 V@25 Hz), $s = 1$ e $t = 2$ s. O entreferro foi variado entre 8 mm e 20 mm para a medição da densidade de fluxo no entreferro e mantido em 8 mm para o cálculo da densidade de fluxo no motor. Os dentes do primário e região adjacente trabalham levemente saturados, entretanto

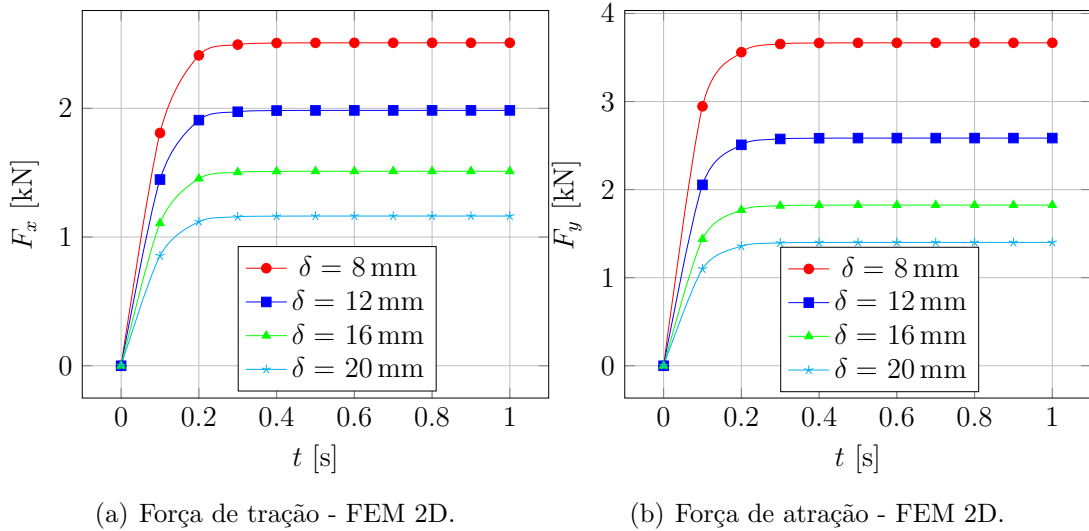


Figura 4.8: Forças calculadas em um modelo FEM 2D do MIL duplo-“C”.

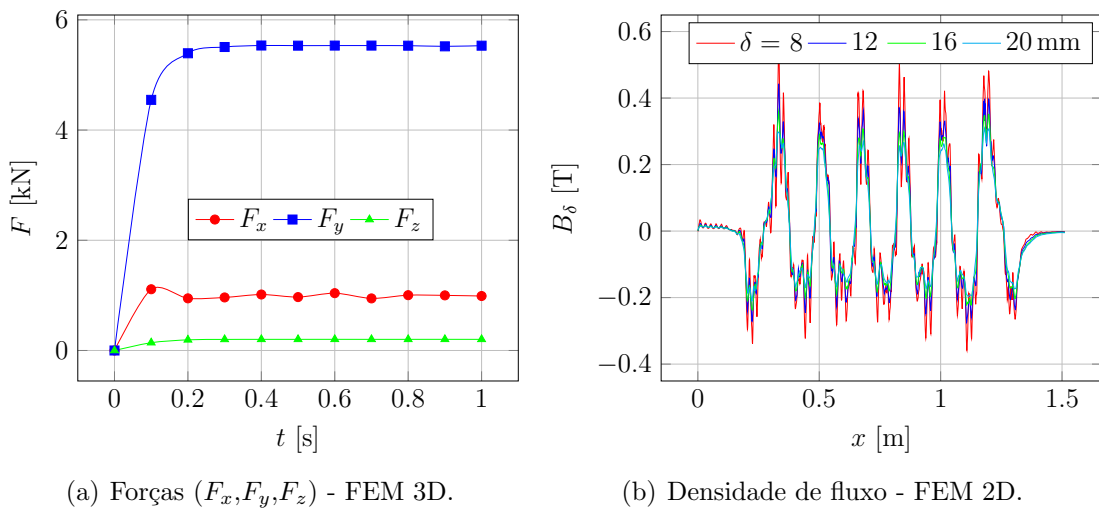
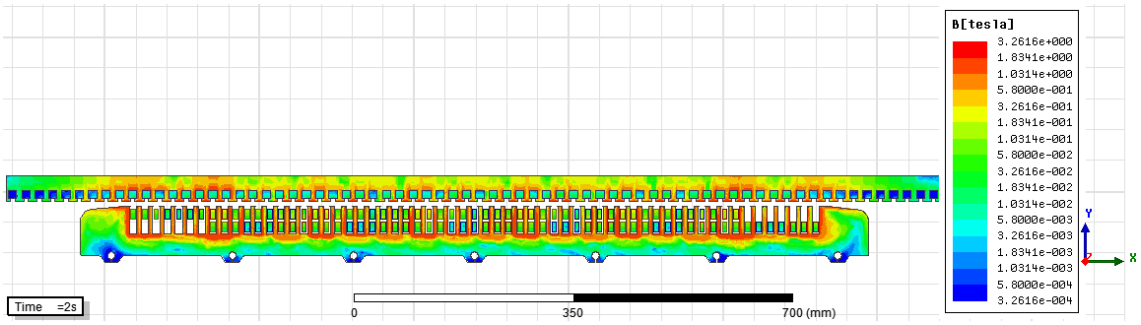


Figura 4.9: Força longitudinal, normal e lateral calculadas no modelo 3D do MIL duplo-“C”. Densidade de fluxo magnético no entreferro no modelo 2D.

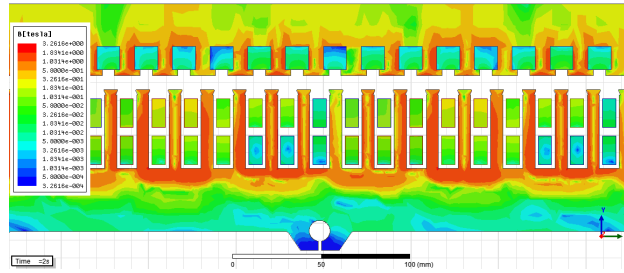
o motor apresenta um bom aproveitamento magnético conforme apresentado nas Figuras 4.10(a) e 4.10(b). A experiência no uso de programas de simulação auxilia a construção de protótipos computacionais que apresentem resultados confiáveis e seguros.

4.2.3 Testes de Bancada

O MIL duplo-“C” foi ensaiado na bancada de teste do LABMAQ/UFRJ. A seção 8.1 apresenta os detalhes da bancada utilizada nos experimentos. Os resultados obtidos estão apresentados a seguir.



(a) Densidade de campo.



(b) Densidade de campo (detalhe).

Figura 4.10: Densidade de campo magnético no MIL duplo-“C”, com $s = 1$ e $t = 2s$.

4.2.3.1 Resultados Experimentais

A força de tração (F_x) desenvolvida pelo motor está apresentada na Figura 4.11(a). O entreferro (δ) foi variado entre 8 mm e 24 mm, a relação entre a tensão e a frequência foi mantida constante ($V/f = 16,5$) e o primário bloqueado. Os resultados obtidos apresentam elevados valores de força, indicando a capacidade do motor em tracionar a carga para a qual foi projetado. Além disso estes resultados transmitem confiabilidade ao modelo computacional em 2D já que apresentam amplitudes semelhantes. A corrente RMS do primário está apresentada na Figura 4.11(b) e, como esperado, o aumento do entreferro provoca o decaimento da força de tração mesmo com o aumento da corrente. Os resultados indicam que este motor deve trabalhar com pequeno entreferro.

Os resultados de força normal de atração estão apresentados na Figura 4.12(a) e foram obtidos mantendo o entreferro em 8 mm e variando a frequência entre 1 Hz e 6 Hz. As curvas de força do motor, as respostas com o circuito elétrico do secundário contínuo ou descontínuo entre outros aspectos foram estudados por [27, 35, 36, 39].

A densidade de fluxo magnético no entreferro foi medida pela Equacional Elétrica e Mecânica LTDA [33] e os resultados estão apresentados na Figura 4.12(b). Nota-se o decaimento da densidade de fluxo nas ranhuras parcialmente preenchidas (entre ranhuras n.º 1-7). A Figura 4.13 apresenta uma ilustração do motor do MagLev-Cobra sem os enrolamentos de fase e com a nomenclatura de cada ranhura de acordo com seu posicionamento. O cálculo da quantidade de ranhuras totalmente

ou parcialmente preenchidas, neste tipo de motor, está apresentado na seção 2.2.

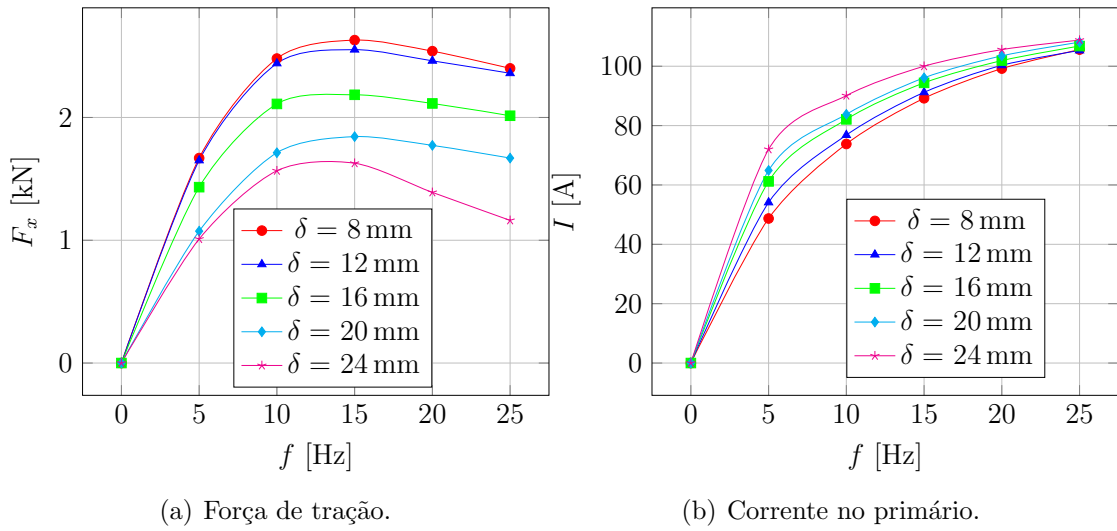


Figura 4.11: Resultado experimental de força de tração do MIL duplo-“C” e as correspondentes correntes primárias.

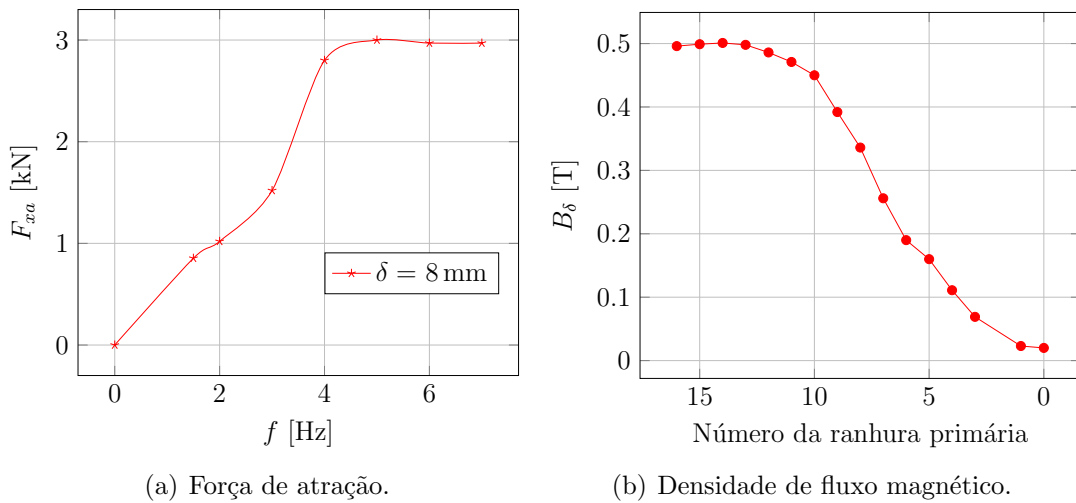


Figura 4.12: Força de atração do MIL com secundário duplo-“C” e densidade de fluxo magnético no entreferro.

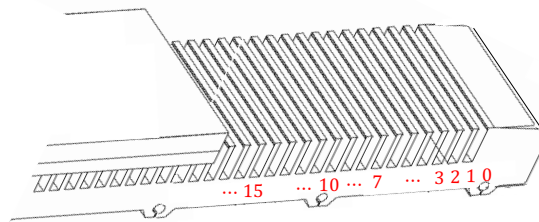


Figura 4.13: Primário do motor linear com representação de ranhuras.

4.3 Características do Sistema de Tração

A escolha por um motor de indução linear com secundário em duplo-“C” é adequada, mas problemas de natureza construtiva e operacional foram identificados ao longo do período de testes, iniciado em 2014. Os pontos que necessitam de melhorias são apresentados a seguir.

4.3.1 Quanto à Operação

A Figura 4.14 ilustra o motor linear em duplo-“C” e o trilho magnético de ímãs permanentes. A medida que o motor é energizado a força normal de atração na direção positiva do eixo y contribui com a força de levitação fornecida pela interação entre os criostatos e o trilho de ímãs. Esse incremento de força é bastante útil já que a capacidade de carga aumenta.

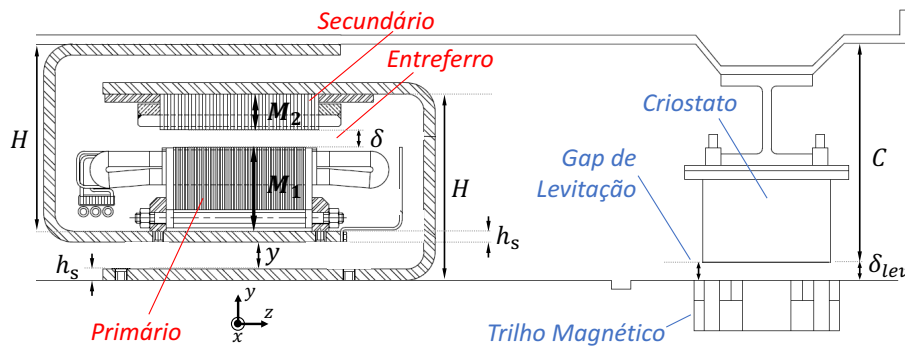


Figura 4.14: Ilustração do motor de indução linear em duplo-“C”.

Se a força de atração exceder a força peso, o comprimento do entreferro pode ser reduzido a valores indesejáveis ($\delta \rightarrow 0$). Mancais de proteção foram adicionados ao primário, conforme apresentado na Figura 4.3, a fim de impedir seu acoplamento com o secundário devido ao aumento excessivo da força atrativa. Os mancais garantem um entreferro mínimo de 5 mm e devem ser construídos de material não-condutor [35].

Veículos de transporte urbano de passageiros possuem uma distribuição de carga caótica, de modo que a massa transportada apresenta diferentes valores em pontos distintos. Assim a força de atração beneficia os módulos mais pesados e prejudica os mais leves, já que o entreferro assume valores mínimos ($\delta = \delta_{min}$), fazendo com que os mancais de proteção deslizem sob o secundário. Quando isto ocorre, a operação apresenta vibrações e ruídos, devido ao atrito entre o mancal e o secundário. Esse atrito é resultante de uma relação desproporcional entre a força peso e a força de atração. Estas perturbações são transmitidas para os passageiros no interior do veículo.

4.3.2 Quanto à Construção

A fixação do motor e dos trilhos magnéticos ao longo do trajeto percorrido pelo veículo não apresenta um alinhamento milimetricamente preciso, conforme sugere a Figura 4.14. Os principais problemas são inerentes a própria tecnologia utilizada na pavimentação, que possui uma precisão de 1/100 m. Além disso foi verificado que as dilatações e contrações da via, em função da variação da temperatura dos materiais constituintes, aumentam a dificuldade de se obter a precisão requerida. Estes problemas foram contornados com topografia avançada, levantando-se os pontos de desníveis críticos e melhorando o nivelamento tanto quanto possível.

Os micros desníveis geram problemas operacionais devido a interação entre o sistema de tração e levitação. Qualquer variação da via em qualquer de seus pontos, seja na região do trilho magnético ou na região do motor, impõe obstáculos adicionais para que se mantenham os valores ideais de entreferro ($\delta = 8$ mm) e de *gap* de levitação ($\delta_{lev} = 10$ mm). Estes desníveis podem, hipoteticamente, promover a paralização do veículo por um efeito que denominamos como “encunhamento”.

A Figura 4.14 apresenta as características geométricas e as restrições do sistema de tração e de levitação. O valor máximo (y_{max}) é imposto pelo secundário, portanto pode ser considerado como o limite superior e será dado pela expressão

$$\begin{aligned}
 H &= 2h_s + y + M_1 + M_2 + \delta \\
 \delta &= H - y - 2h_s - M_1 - M_2 \Rightarrow \delta > 0 \\
 y &< H - (M_1 + M_2 + 2h_s) \Rightarrow \\
 y_{max} &= H - (M_1 + M_2 + 2h_s)
 \end{aligned} \tag{4.11}$$

O limite inferior (y_{min}), imposto pelo trilho megnético, será

$$\begin{aligned}
 C + \delta_{lev} &= 2h_s + y + H \\
 \delta_{lev} &= -C + 2h_s + y + H \Rightarrow \delta_{lev} > 0 \\
 y &> C - H - 2h_s \Rightarrow \\
 y_{min} &= C - H - 2h_s
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

No MagLev-Cobra, em suma, uma eventual sobrecarga de passageiros piora o desempenho do motor já que aumenta o entreferro (δ). Contudo o sistema de levitação não é afetado² negativamente já que o *gap* de levitação (δ_{lev}) diminui, gerando maiores forças de sustentação. Com carga mínima a força de atração pode reduzir

²Respeitado, obviamente, a capacidade de força de sustentação do criostato.

o entreferro melhorando o desempenho do motor, mas o mancal de proteção pode se acoplar ao secundário aumentando o *gap* de levitação e gerando ruídos.

4.4 Considerações

A comparação entre os resultados de força em 2D e 3D apresentam discrepâncias. A análise dos resultados computacionais (subseção 4.2.2.1) e experimentais (subseção 4.2.3) indicam uma melhor precisão do modelo 2D. O modelo tridimensional carece de melhorias. O aumento do poder de processamento das máquinas utilizadas para estes cálculos poderia contribuir com o aprimoramento da solução.

As limitações do sistema de tração do MagLev-Cobra, apresentadas neste capítulo, tornam imprescindíveis a modificação da atual topologia. Os comportamentos indesejáveis do motor linear com secundário tipo escada em duplo-“C” podem ser mitigados. Motores lineares com secundário em camadas apresentam características que ajudarão a solucionar os problemas apontados, conforme será visto nos capítulos 5 e 6.

Capítulo 5

Motor de Indução Linear com Secundário Tipo Camadas

Neste capítulo serão apresentadas as características elétricas e o circuito equivalente do motor de indução linear de face elétrica simples, face magnética dupla e secundário em camadas. A influência da camada de material ferromagnético no circuito do motor e uma teoria que permite o cálculo e a avaliação da força normal também serão apresentadas.

5.1 Características Elétricas

O secundário tipo camadas constitui-se de lâminas de material condutor e ferromagnético. A Figura 5.1 apresenta um MIL com secundário múltiplas camadas. As camadas, neste caso $n_c = 3$, são definidas como: (1) entreferro equivalente ($\delta k_C k_{sat}$), (2) alumínio na camada condutora (d) e (3) núcleo ferromagnético ($h_{2,n}$).

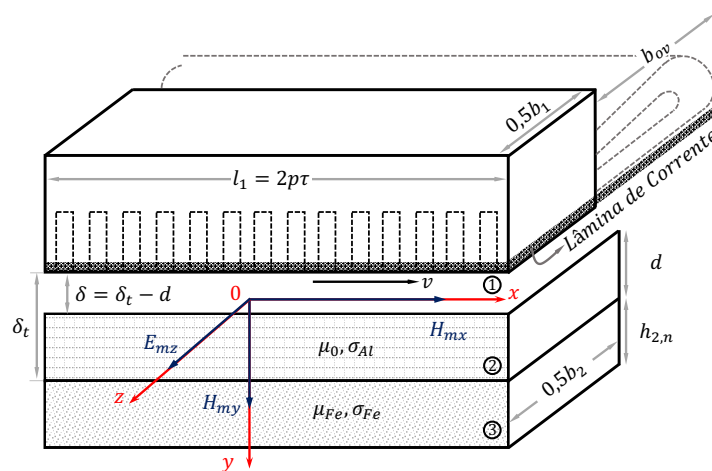


Figura 5.1: Motor de indução linear com secundário em múltiplas camadas.

A reatância no entreferro considerando a componente fundamental será

$$X_\delta = 4m_1\mu_0 f \frac{(N_1 k_{w1})^2}{\pi p} \frac{b_1 \tau}{\delta k_C k_{sat}} \quad (5.1)$$

com k_{sat} e o fator de Carter expressos, respectivamente, pelas eq.(2.8) e (2.12).

O cálculo da impedância na camada condutora, considerando o escorregamento, pode ser feito através de

$$\mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu) = \frac{s_\nu \omega \mu_0}{\kappa_{\nu Al}} \frac{1}{\tanh(\kappa_{\nu Al} d)} k_{tr\nu} \nu \frac{b_1}{\tau} \quad (5.2)$$

e considerando apenas a componente fundamental ($\nu = 1$) por

$$\mathbf{Z}'_{Al}(s) = \frac{s \omega \mu_0}{\kappa_{Al}} \frac{1}{\tanh(\kappa_{Al} d)} k_{tr} \frac{b_1}{\tau} \quad (5.3)$$

tendo o coeficiente κ_{Al} , relativo a esta camada de alumínio, descrito como

$$\kappa_{Al} = \sqrt{j s \omega \mu_0 \sigma'_{Al} + \left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2} \quad (5.4)$$

em que $\sigma'_{Al} = k_{RN\nu} \sigma_{Al}$ [3]. A camada de material ferromagnético tem uma impedância que pode ser calculada através de

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu) = \frac{s_\nu \omega \mu_{Fe}}{\kappa_{\nu Fe}} \frac{1}{\tanh(\kappa_{\nu Fe} h_{2,n})} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_1}{\tau} \quad (5.5)$$

A permeabilidade magnética equivalente será

$$\mu_{Fe} = \mu_0 \mu_r (\mu' - j\mu'') \quad (5.6)$$

em que μ_r é a permeabilidade relativa à superfície do material ferromagnético, μ' e μ'' os coeficientes complexos da permeabilidade magnética considerando a não-linearidade do ferro e das perdas por histerese [3]. O coeficiente k_z , dado pela eq.(3.27), tem como objetivo incluir o Efeito Transversal de Borda através da diminuição da condutividade do alumínio e aumento da impedância no ferro.

A impedância no secundário de um MIL tipo camadas será dada por $\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu) = \mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu) \parallel \mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu)$, conforme o circuito equivalente apresentado na seção 5.2. Para o cálculo da impedância, quatro condições podem ser consideradas:

1. Camada Ferromagnética Sólida e Espessa || Camada Condutora:

Neste caso $\kappa_{\nu Fe} h_{2,n} \geq 2$ e a tangente hiperbólica do denominador da eq.(5.5) é ≈ 1 . Reescrevendo a impedância para esta condição tem-se

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu) = \frac{s_\nu \omega \mu_{Fe}}{\kappa_{\nu Fe}} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_1}{\tau} \quad (5.7)$$

2. Camada Ferromagnética Sólida e Delgada || Camada Condutora:

A impedância será dada pela eq.(5.5), reescrita a seguir, considerando a camada de ar abaixo da lâmina de ferro (ilustrada na Figura 5.1 como a camada n_4).

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu) = \frac{s_\nu \omega \mu_{Fe}}{\kappa_{\nu Fe}} \frac{1}{\tanh(\kappa_{\nu Fe} h_{2,n})} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_1}{\tau} \quad (5.5)$$

3. Camada Ferromagnética Laminada || Camada Condutora:

Se o núcleo de ferro for laminado e suas lâminas isoladas entre si, a condutividade $\sigma_{Fe} = 0$ e $\kappa_{\nu Fe} = \beta_\nu = \nu\pi/\tau$. A impedância será

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu) = \frac{s_\nu \omega \mu_{Fe}}{\beta_\nu} \frac{1}{\tanh(\beta_\nu h_{2,n})} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_1}{\tau} \quad (5.8)$$

4. Camada Ferromagnética:

Quando a camada de material condutor é retirada ($d = 0$) a tangente hiperbólica ($\tanh(\kappa_{\nu Al} d)$) é zero e a impedância do alumínio, expressa na eq.(5.3), tende ao infinito ($\mathbf{Z}'_{Al}(s) \rightarrow \infty$).

Nestas expressões o coeficiente κ_{Fe} , relativo a camada de material ferromagnético, será dado por

$$\kappa_{Fe} = \sqrt{j s \omega \mu_{Fe} \sigma_{Fe} + \left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2} \quad (5.9)$$

5.2 Circuito Equivalente

O motor ilustrado na Figura 5.1 pode ser representado através do circuito equivalente da Figura 5.2. Este circuito considera a impedância de cada uma das camadas do secundário para um escorregamento $s \neq 1$. O Efeito Transversal de Borda está incluído no circuito equivalente através da alteração na condutividade do material ferromagnético e do material condutor, computado na impedância. A impedância resultante ($\mathbf{Z}'_{2\nu}$) do circuito equivalente da Figura 5.2, dada a conexão paralela entre as camadas ferromagnética e condutora, pode ser representada pelo circuito da Figura 5.3. A impedância resultante do secundário será

$$\frac{1}{\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu)} = \frac{1}{\mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu)} + \frac{1}{\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu)} \quad \cdot \quad (5.10)$$

$$\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu) = \frac{\mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu) \mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu)}{\mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu) + \mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s_\nu)} \frac{1}{s_\nu} \quad (5.11)$$

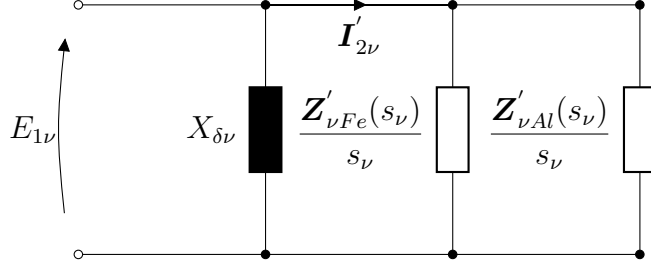


Figura 5.2: Circuito elétrico equivalente do secundário tipo camada, considerando o meio ferromagnético e a lâmina condutora de alumínio.

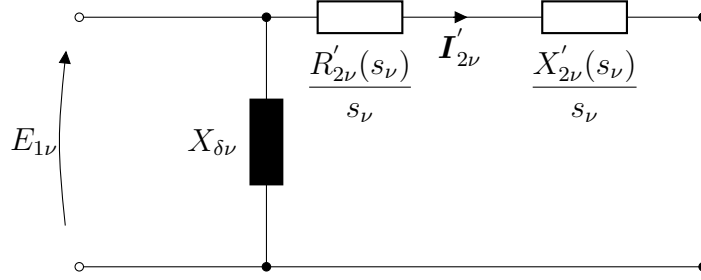


Figura 5.3: Circuito elétrico equivalente com impedância resultante $\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu)/s_\nu$, para um escorregamento $s \neq 1$.

A corrente no secundário, para o ν -ésimo harmônico, será dada por

$$\mathbf{I}'_{2\nu} = \frac{E_{1\nu}}{\mathbf{Z}'_{2\nu}} = \frac{E_{1\nu}}{\frac{R'_{2\nu}(s_\nu)}{s_\nu} + j \frac{X'_{2\nu}(s_\nu)}{s_\nu}} \quad (5.12)$$

em que $R'_{2\nu}(s_\nu) = \Re[\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu)]$ e $X'_{2\nu}(s_\nu) = \Im[\mathbf{Z}'_{2\nu}(s_\nu)]$. O circuito equivalente e o cálculo da corrente, não consideram o Efeito Longitudinal de Extremidade além de negligenciar as perdas no núcleo primário. Como X_δ contém o entreferro equivalente ($\delta k_C k_{sat}$) e não $\delta \sum d_i \cdot k_C k_{sat}$, significa que a corrente de magnetização de cada camada condutora (d_i), em que $2 < i < k - 1$, está incluída no ramo contendo a impedância $\mathbf{Z}'_{\nu i}(s_\nu)$ desta camada.

O circuito equivalente para corrente de sequência positiva (\mathbf{I}_1^+) e corrente de sequência negativa (\mathbf{I}_1^-), considerando componentes harmônicas elevadas, está apresentado na Figura 5.4 [3, 5, 16]. O circuito permite modelar um motor de indução linear através de uma matriz de motores, em que o passo polar devido aos componentes harmônicos pode ser escrito como

$$\tau_\nu = \frac{\tau}{\nu} \quad (5.13)$$

As correntes harmônicas se relacionam da seguinte maneira

$$I_{1,1}^+ = I_{1,5}^- = I_{1,7}^+ = I_{1,11}^- = \dots = I_1^+ \quad (5.14)$$

$$I_{1,1}^- = I_{1,5}^+ = I_{1,7}^- = I_{1,11}^+ = \dots = I_1^- \quad (5.15)$$

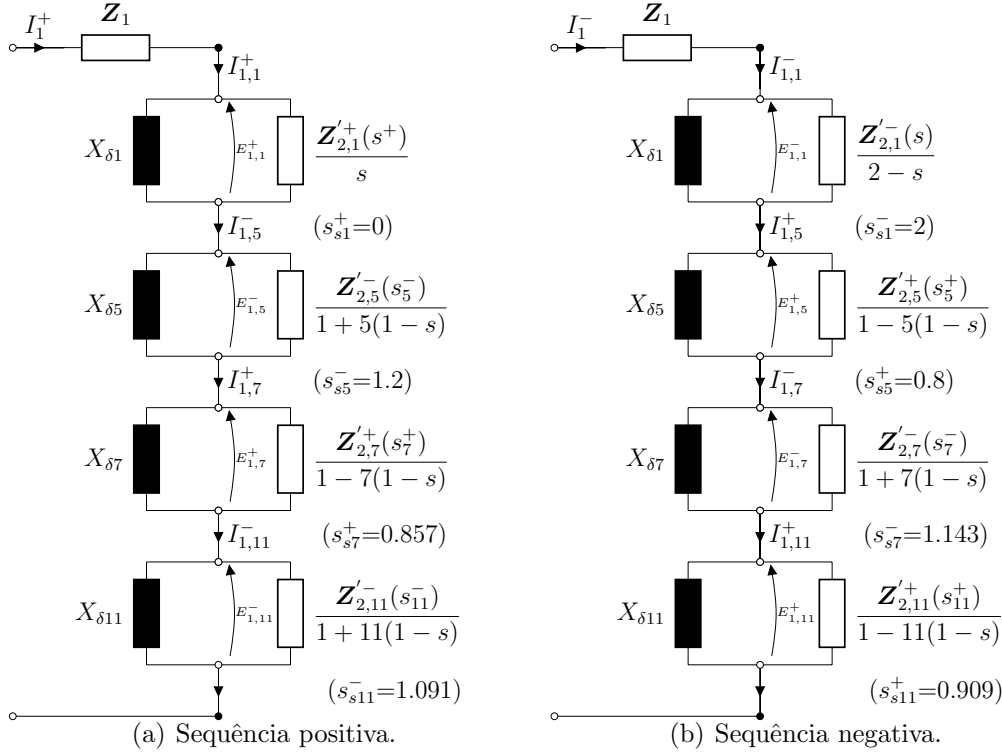


Figura 5.4: Circuito equivalente do motor de indução linear considerando as componentes harmônicas elevadas de correntes desbalanceadas.

A impedância do primário será dada pela soma fasorial da resistência do enrolamento primário (R_1) e da reatância de dispersão nas ranhuras do motor. Z_1 será aplicada apenas para a componente fundamental ($\nu = 1$) e cada motor da matriz (Figuras 5.4(a) e 5.4(b)) terá sua própria reatância mútua $X_{\delta\nu}$.

A impedância do secundário referida ao primário, para cada um dos motores do modelo, será dada por

$$\frac{Z'_{2\nu}(s_\nu)}{s_\nu} \quad (5.16)$$

Tabela 5.1 apresenta s_ν dos componentes harmônicos de sequência positiva e negativa.

O passo polar (τ_ν) da componente harmônica é ν vezes menor que τ , e o escorregamento correspondente à velocidade síncrona é

Tabela 5.1: Escorregamento dos harmônicos de sequência positiva e negativa.

Harmônica	Sequência Positiva	Sequência Negativa
$\nu = 1, 7, 13, \dots$	$s_{\nu}^{+} = 1 - \nu(1 - s)$	$s_{\nu}^{-} = 1 + \nu(1 - s)$
$\nu = 5, 11, 17, \dots$	$s_{\nu}^{-} = 1 + \nu(1 - s)$	$s_{\nu}^{+} = 1 - \nu(1 - s)$

$$s_{s\nu} = \frac{v_s \mp v_s/\nu}{v_s} = 1 \mp \frac{1}{\nu} \quad (5.17)$$

$$|v_{s\nu}| = \frac{v_s}{\nu} \quad (5.18)$$

O escorregamento e a velocidade síncrona das componentes harmônicas, de sequência positiva e negativa, estão apresentados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Escorregamento e velocidade síncrona dos harmônicos.

Harmônico	Sequência Positiva	Sequência Negativa
$\nu = 1, 7, 13, \dots$	$s_{s\nu} < 1, v_{s\nu} > 0$	$s_{s\nu} > 1, v_{s\nu} < 0$
$\nu = 5, 11, 17, \dots$	$s_{s\nu} > 1, v_{s\nu} < 0$	$s_{s\nu} < 1, v_{s\nu} > 0$

O desempenho em estado estacionário do MIL com secundário tipo camadas e correntes desbalanceadas pode ser determinado considerando as componentes de força eletromotrizes e a potência eletromagnética no entreferro para cada componente harmônico. As componentes de FEM serão expressas por

$$E_{1\nu}^{+} = I_{1\nu}^{+} |Z_{t\nu}^{+}| \quad (5.19)$$

$$E_{1\nu}^{-} = I_{1\nu}^{-} |Z_{t\nu}^{-}| \quad (5.20)$$

em que $Z_{t\nu}$ é a impedância total do secundário e do ramo correspondente às harmônicas de componentes elevadas, e será dada por

$$Z_{t\nu} = \frac{jX_{\delta\nu}Z'_{2\nu}}{Z'_{2\nu} + jX_{\delta\nu}} \quad (5.21)$$

A impedância do secundário referida ao primário $Z'_{2\nu}$ será expressa por

$$Z'_{2\nu} = R'_{2\nu} + jX'_{2\nu} = \frac{Z'_{2\nu}(s_{\nu})}{s_{\nu}} = \frac{R'_{2\nu}(s_{\nu})}{s_{\nu}} + j\frac{X'_{2\nu}(s_{\nu})}{s_{\nu}} \quad (5.22)$$

e para um motor com secundário de duas camadas (*Fe* e *Al*) será definida pela eq.(5.11). A corrente de sequência positiva (I_1^{+}) e de sequência negativa (I_1^{-}) do

enrolamento primário do MIL pode ser obtida através das eq.(5.19) e (5.20), ou dividindo a tensão de entrada V_1 pela impedância resultante

$$\mathbf{Z}_\nu = \mathbf{Z}_1 + \sum_\nu \mathbf{Z}_{t\nu} = \mathbf{Z}_1 + \sum_\nu \frac{jX_{\delta\nu} \mathbf{Z}'_{2\nu}}{jX_{\delta\nu} + \mathbf{Z}'_{2\nu}} \quad (5.23)$$

As componentes de potência eletromagnética no entreferro são

$$P_\delta^+ = m_1 \left(I'_{2\nu} \right)^2 \frac{R'_{2\nu}(s_\nu^+)}{s_\nu^+} \quad (5.24)$$

$$P_\delta^- = m_1 \left(I'_{2\nu} \right)^2 \frac{R'_{2\nu}(s_\nu^-)}{s_\nu^-} \quad (5.25)$$

em que a corrente no secundário será dada pela eq.(5.12). As componentes de força eletromagnética são dadas diretamente da potência eletromagnética

$$F_\nu^+ = \frac{P_\delta^+}{v_{s\nu}^+} \quad (5.26)$$

$$F_\nu^- = \frac{P_\delta^-}{v_{s\nu}^-} \quad (5.27)$$

e serão positivas ou negativas dependendo do escorregamento, conforme apresentado na Tabela 5.2. A força resultante no MIL será

$$F = \sum_\nu \left(F_\nu^+ + F_\nu^- \right) \quad (5.28)$$

O valor de pico da componente normal de densidade de fluxo magnético considerando as componentes harmônicas ($B_{my\nu}$) pode ser calculada através de

$$B_{my\nu} = \frac{E_{1\nu}}{\sqrt{2}\pi f N_1 k_{w1\nu} \tau_\nu b_1} \quad (5.29)$$

5.3 Força Normal

A força normal desenvolvida nos motores de indução lineares deve ser investigada devido à influência de suas componentes: atração e repulsão. A força de atração em veículos MagLev's SML é indesejável. Isso porque poderia demandar rodas de proteção anti-acoplamento ou o superdimensionamento do sistema de levitação. A força normal, em motores com secundário ferromagnético com lâmina de material condutor, pode ser expressa através de

$$F_y = F_{ya} - F_{yr} \quad (5.30)$$

com F_{ya} representando a componente de atração e F_{yr} a componente de repulsão, explicitadas por

$$F_{ya} = \frac{B_{my}^2}{4\mu_0} A_{s1} = \frac{B_{my}^2}{2\mu_0} p(\tau + \Delta x) b_1 \quad (5.31)$$

$$F_{yr} = \frac{B_{mx}}{B_{my}} (F_x + \Delta F_m) \quad (5.32)$$

Nestas equações de força, A_{s1} é a superfície ativa do núcleo do primário e B_{my} o valor de pico da componente normal da densidade de fluxo magnético no entreferro, dado por

$$B_{my} = \frac{E_1}{\sqrt{2}\pi f N_1 k_{w1} \tau b_1} \quad (5.33)$$

A componente F_{ya} será dependente da intensidade de campo magnético no interior do material ferromagnético e F_{yr} aparecerá devido ao campo magnético gerado por correntes parasitas induzidas na lâmina de material condutor em oposição ao campo gerado pelo enrolamento primário. Para secundários compostos apenas de material condutor a força normal (F_y), dada na eq.(5.30), apresenta valor negativo ($-F_{yr}$) indicando a repulsão entre o secundário e o núcleo primário.

A seguir será apresentada uma análise da força normal considerando secundário de camada única.

5.3.1 Teoria Analítica Considerando uma Placa Condutora na Presença de Lâmina de Corrente

A análise das forças consiste em considerar que uma placa construída de material condutor se movimenta paralelamente a uma lâmina de corrente senoidal, conforme apresentado por [40]. O arranjo da Figura 5.5 assume que a placa condutora se desloca na direção do eixo x positivamente. O plano coincidente com a parte inferior da camada condutora será a origem do eixo vertical com $y = 0$.

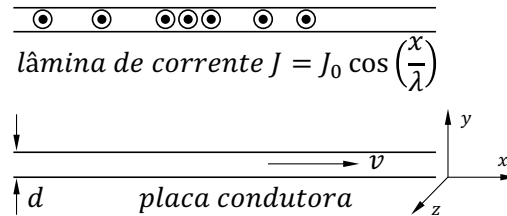


Figura 5.5: Lâmina de corrente e placa condutora.

Das equações de Maxwell obtém-se a densidade de campo magnético [40] nas direções x e y

$$B_x = B\lambda \exp(-\alpha y) \left[-\alpha \cos\left(\frac{x}{\lambda} + by\right) - b \sin\left(\frac{x}{\lambda} + by\right) \right] \quad (5.34)$$

$$B_y = B \exp(-\alpha y) \sin\left[\left(\frac{x}{\lambda}\right) + by\right] \quad (5.35)$$

em que λ é o comprimento de onda da lâmina de corrente, α e b são constantes referentes a velocidade da placa condutora

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{\lambda^2} + b^2} \quad ; \quad b = -\frac{\mu_0 \sigma v}{2\alpha \lambda} \quad (5.36)$$

A constante α , fisicamente, é uma função do decaimento do comprimento e b uma função de mudança de fase. A amplitude do campo B na superfície da placa condutora é a soma dos campos devido à lâmina de corrente e as correntes induzidas na placa condutora. A profundidade de penetração na placa condutora (δ_s), ω e o fator que relaciona o comprimento de onda com a profundidade de penetração (k), são expressos por

$$\delta_s = \sqrt{\frac{2}{\sigma \omega \mu_0}} \quad ; \quad \omega = v\lambda \quad ; \quad k = \sqrt{\frac{\mu_0 \sigma v}{\lambda}} = \frac{\sqrt{2}}{\lambda \delta_s} \quad (5.37)$$

A força normal por unidade de volume, a partir desta análise, será

$$f_y = \sigma v B_x B_y \quad (5.38)$$

e por unidade de área

$$F_y = -\frac{\sigma v B^2 \lambda b}{4\alpha} [1 - \exp(-2\alpha d)] \quad (5.39)$$

em que d é a espessura da camada condutora.

A análise a seguir considerará operações em baixa e alta velocidade, com placas condutoras delgadas em comparação com a profundidade de penetração. Em baixas velocidades $v \rightarrow 0$, $k \rightarrow 0$, $\alpha \rightarrow 1/\lambda$ e $b \rightarrow 0$. Neste caso $|B_x(x)| = |B_y(y)|$ e

$$|B_y(y)| \rightarrow |B| \exp\left(\frac{-y}{\lambda}\right) \quad (5.40)$$

Para placas condutoras delgadas, $2\alpha d \ll 1$, a força normal por unidade de área é

$$F_y = \frac{B^2 \sigma v_x b d}{2\alpha^2} \approx 0 \quad (5.41)$$

Em altas velocidades, $\alpha \rightarrow k/\sqrt{2}$, $b \rightarrow (-k/\sqrt{2})$ o que significa maior atraso na fase. Considerando que $k \rightarrow \infty$ e $\delta_s \rightarrow 0$ em $v \rightarrow \infty$, $|B_y(y)|$ e $|B_x(x)|$ serão dados por

$$|B_y| \rightarrow B \exp\left(\frac{-ky}{\sqrt{2}}\right) \rightarrow 0 \quad (5.42)$$

$$|B_x| \rightarrow B\lambda k \exp(-\alpha y) \quad (5.43)$$

e a força normal por unidade de área dada por

$$F_y = \frac{(B\lambda k)^2 d}{2\mu_0} \sqrt{\frac{\sigma \lambda v \mu_0}{2}} \quad (5.44)$$

A força de repulsão por polo por unidade de comprimento do condutor será

$$F_{yr} = \frac{\mu_0 \lambda \pi T^2 I^2}{2} \frac{v^2}{v^2 + w^2} \exp\left(-\frac{2\delta_0}{\lambda}\right) \quad (5.45)$$

em que T é o número de condutores por unidade de comprimento, $w = 2/(\mu_0 \sigma d)$, δ_0 a distância entre a placa condutora e a lâmina de corrente e I a corrente em cada condutor.

5.4 Considerações

A avaliação das características elétricas e do comportamento da força normal do motor de indução linear com secundário em camadas contribuiu para o sistema de tração que será apresentado no capítulo 6. O projeto deste motor considera, em sua concepção e análise, a experiência de outros veículos de levitação em operação ao redor do mundo.

Capítulo 6

Projeto de um Motor de Indução Linear Trifásico com Primário Curto e Secundário Longo Tipo Camadas

Este capítulo apresenta o projeto de um motor linear adequado ao MagLev-Cobra. O novo sistema de tração pretende solucionar os problemas identificados nos capítulos anteriores. A Figura 6.1 apresenta um motor de indução linear trifásico de primário curto, face elétrica simples, face magnética dupla e secundário longo tipo camadas. Algumas características deste tipo de motor são apresentadas como justificativa para o projeto, e podem ser descritas por:

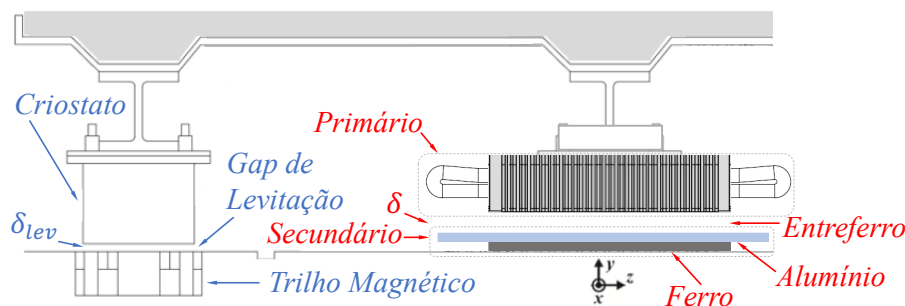


Figura 6.1: Motor de indução linear trifásico de primário curto, face elétrica simples, face magnética dupla e secundário longo tipo camadas.

- 1) **Entreferro:** O entreferro operacional possui apenas limite inferior, conforme apresentado na Figura 6.1. O entreferro (δ) e o *gap* de levitação (δ_{lev}) possuem limites em um mesmo e único sentido do eixo y . As restrições e impedimentos impostos pelo secundário do motor serão apenas no sentido negativo do eixo y .

2) Topologia: Considerando as contrações e dilatações das estruturas civis, devido às variações de temperatura dos ambientes externos, o secundário tipo camadas facilita a instalação do sistema de tração. Esta topologia não exige a mesma precisão de nivelamento do pavimento que requer o secundário duplo-“C”, conforme discutido na subseção 4.3.2.

3) Sistema APM: O sistema de tração proposto se apresenta como uma solução adequada para sistemas autônomos APM (*Automated People Mover*). O MIL tipo camadas possui uma operação simplificada em função da sua topologia, o que minimiza as interferências das forças normais durante seu funcionamento.

A Tabela 6.1 apresenta uma comparação das vantagens e desvantagens entre motores lineares com secundário tipo escada (duplo-“C”) e camadas.

Tabela 6.1: Vantagens e desvantagens em função do secundário do MIL.

Topologia	Vantagens	Desvantagens
<i>Duplo-“C”</i>	<ol style="list-style-type: none"> 1) Força de atração entre primário e secundário contribui para a força de levitação. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Entreferro operacional com limites inferior e superior. 2) Dificuldade de implementação em ambientes externos devido às contrações e dilatações da via em função da variação de temperatura.
<i>Camadas</i>	<ol style="list-style-type: none"> 1) Entreferro operacional apenas com limite inferior. 2) Solução apropriada para operação em ambiente externo e nos sistemas APM. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Força de atração entre o primário e secundário aumenta a carga a ser suportada pelo sistema de levitação. 2) Um projeto especial é necessário, principalmente no caso da levitação magnética supercondutora, uma vez que não há controle do gap de levitação.

A avaliação dos sistemas de tração utilizados por outros grupos de pesquisa ao redor do mundo apontam para a confiabilidade e usabilidade de motores lineares com secundário tipo camadas (*back-iron*). A Tabela 6.2 apresenta, de forma condensada, os principais dados de motores de indução lineares aplicados aos veículos MagLev’s de baixa velocidade. Uma breve discussão sobre os motivos e vantagens desta topologia pode ser encontrada no Apêndice A.4.

Com base na análise apresentada no capítulo 4 e nas características do sistema de tração com secundário tipo camadas, será proposto um motor que mitigue a força normal de atração. Esta componente de força apresenta maiores amplitudes em baixas frequências de escorregamento [40].

Tabela 6.2: Veículos MagLev's de Baixa Velocidade

	Changsha	BMT	Ecobee	HSST	Chengdu	ST	Cobra ¹
Enrolam.	<i>Al</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Cu</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Cu</i>
Prim.	Curto	Curto	Curto	Curto	Curto	Curto	Curto
Sec. Topol. ²	C	C	C	C	C	C	E
Sec. Cond.	<i>Al</i>	-	<i>Al</i>	<i>Al</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Al</i>
Levitação	EML	EML	EML	EML	SML	SML	SML
Nº. Polos	9	-	8	13	-	20	6
Gap (mm)	11	10	12	12	-	6	8
Origem	CHN	CHN	KOR	JPN	CHN	GER	BRA

¹Apresentado no Capítulo 4. ²C- secundário tipo camada; E- secundário tipo escada

6.1 Caracterização da Carga

A análise do movimento de um veículo levitante modular considerará que os muitos módulos interconectados compõem um corpo rígido ou uma partícula, indeformável, constituindo um sistema com poucos graus de liberdade. Essas considerações simplificam o equacionamento da força atuante sobre a partícula de massa m , dada por

$$\sum_{j=1}^n F_j = ma \quad (6.1)$$

A força F_j é um somatório das forças de tração (F_t) e de resistência (F_r), que será positiva durante a aceleração e negativa durante a desaceleração. A aceleração dependerá do tipo de veículo, conforme apresentado na Tabela 6.3. O conforto sentido pelos passageiros será função do $jerk = da/dt$, termo aproveitado da língua inglesa que pode ser traduzido como solavanco.

Tabela 6.3: Valores de aceleração e $jerk$ em veículos de transporte

Classificação do Veículo	a^1 (m/s^2)	a^2 (m/s^2)	$ jerk^1$ (m/s^3)	$ jerk^3$ (m/s^3)
Trem de carga pesada	0,02 – 0,1	0,3	0,5 – 0,75	0,55
Trem de carga	0,1 – 0,2	0,3	0,5 – 0,75	0,55
Trem de passageiros	0,3 – 0,4	1,2	0,5 – 0,75	0,55
Trem interurbano	0,8 – 1,2	0,6	0,5 – 0,75	0,55
Trem subterrâneo (metrô)	1,0 – 1,3	1,2	0,5 – 0,75	0,55

¹[41] Elektrische Bahnen, ²[42] Revista Politécnica, ³[43] Power Engineering Journal.

As forças de resistência são compostas por forças de arrasto dinâmico (F_{ad}), forças de resistência natural (F_{res}) na direção tangente ao movimento do corpo, e qualquer componente que se some a esta resistência. A componente da força de resistência referente ao atrito entre o veículo e o solo deve ser desprezada ou mantida

com amplitudes extremamente pequenas. Desse modo pode-se reescrever a eq.(6.1) como

$$F_x = F_t = mg\mu \cos(\theta) + \frac{1}{2}\rho A_v C_d (v - v_w)^2 + mg \sin(\theta) \pm ma \quad (6.2)$$

em que, durante a aceleração ou desaceleração o último termo da equação deverá ser somado ou subtraído, respectivamente. A Figura 6.2 ilustra a ação das forças atuantes sobre o veículo em que v é a velocidade do veículo, v_w a velocidade do vento, A_v a área frontal do veículo e C_d o coeficiente de arrasto aerodinâmico.

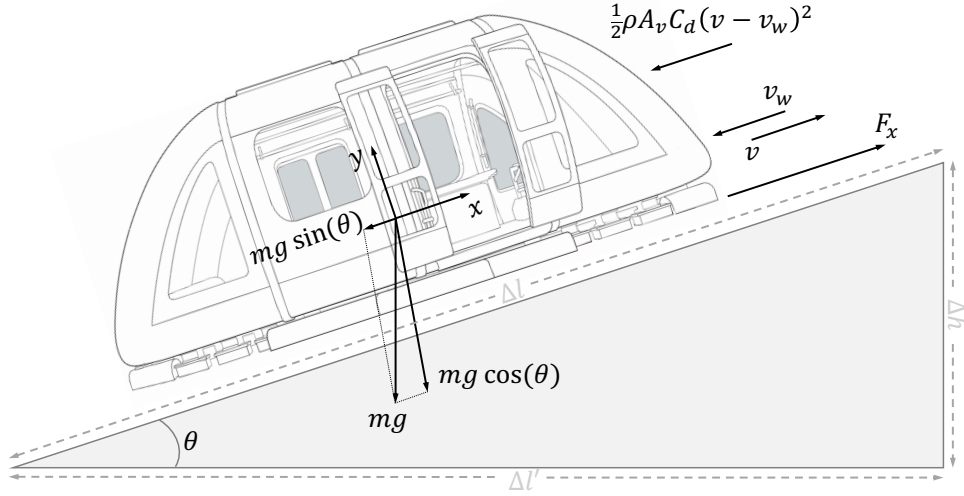


Figura 6.2: Forças atuantes no veículo MagLev-Cobra.

O trabalho realizado sobre o veículo de um determinado ponto inicial (x_0) até um ponto final (x) é expresso por

$$W_T = \int_{x_0}^x \left(\sum_{j=1}^n F_j \right) ds = \int_{x_0}^x ma \cdot ds \quad (6.3)$$

A energia pode ser definida como o resultado do trabalho retilíneo do corpo rígido analisado, conforme

$$\begin{aligned} ma \cdot ds &= m \frac{dv}{dt} ds = mv \cdot dv \\ W_T &= \int_{x_0}^x \left(\sum_{j=1}^n F_j \right) ds = \int_0^v mv \cdot dv = \frac{1}{2}mv^2 \end{aligned} \quad (6.4)$$

A relação entre a potência e a velocidade desenvolvida pelo veículo, com um ângulo (ϕ) formado entre as componentes de força e velocidade, será

$$P = Fv \cos(\phi) = mgv\mu \cos(\theta) + \frac{1}{2}\rho A_v C_d v (v - v_w)^2 + mgv \sin(\theta) \quad (6.5)$$

As potências desenvolvidas, durante a aceleração e desaceleração, são expressas por

$$P_a = mgv\mu \cos(\theta) + \frac{1}{2}\rho A_v C_d v(v - v_w)^2 + mgv \sin(\theta) + mav \quad (6.6)$$

$$P_d = mgv\mu \cos(\theta) - \frac{1}{2}\rho A_v C_d v(v - v_w)^2 - mgv \sin(\theta) - mav \quad (6.7)$$

Veículos MagLev's podem superar facilmente desníveis de 15% de inclinação [35, 44–46]. Entretanto veículos de passageiros precisam submeter-se a valores limites para preservar o conforto e a segurança dos seus usuários. A inclinação da via pode ser calculada pela expressão a seguir, considerando as dimensões da Figura 6.2.

$$i_{\%} = \frac{\Delta h}{\Delta l'} \cdot 10^2 = \tan(\theta) \cdot 10^2 \quad (6.8)$$

Tabela 6.4 apresenta as grandezas cinemáticas do veículo MagLev-Cobra na atual pista de testes. A força necessária para tração do veículo durante o trajeto completo, ou seja, aceleração (F_{xa}), velocidade nominal (F_{xn}) e desaceleração (F_{xd}) estão apresentadas na Tabela 6.5.

Tabela 6.4: Grandezas cinemáticas do veículo

Descrição	Valor	Descrição	Valor
Quant. de módulos	4	Massa do módulo	$m = 1500 \text{ kg}$
Aceleração	$a = 0,7 \text{ m/s}^2$	Desaceleração	$a = -0,7 \text{ m/s}^2$
Comp. do percurso	$\Delta l = 169 \text{ m}$	Inclinação da via	$i = 0,8\%$
Ângulo de elevação	$\theta = 0,457^\circ$	Altura rel. via	$\Delta h = 1,35 \text{ m}$
Veloc. máx. do veículo	$v = 5,56 \text{ m/s}$	Veloc. do vento	$v_w = 0 \text{ m/s}$
Área frontal do veículo	$A_v = 5,15 \text{ m}^2$	Densidade do ar	$\rho = 1,255 \text{ kg/m}^3$
Coeficiente de arrasto	$C_d = 0,5$	Acel. gravidade	$g = 9,81 \text{ m/s}^2$

Tabela 6.5: Força e potência no veículo MagLev-Cobra (calculado com base nos dados da Tabela 6.4).

	MagLev-Cobra (6000 kg)	Módulo Único (1500 kg)
$F_{xa} [N]$	4719,60	1217,30
$F_{xn} [N]$	519,58	167,30
$F_{xd} [N]$	-3680,40	-882,70
$P_a [kW]$	26,22	6,76
$P_n [kW]$	2,88	0,93
$P_d [kW]$	-20,44	-4,90

Para o desenvolvimento do trabalho e definição de um sistema de tração adequado à carga, será considerado o ponto de operação apresentado na Tabela 6.6, onde a

força nominal de 746 N foi corrigida para 1000 N quando a inclinação ($i\%$) for de 5%, ou seja, $\theta = 2,86^\circ$. Este valor de inclinação é bem elevado e para inclinações usuais, em torno de 1%, pode-se considerar a força nominal de 500 N.

Tabela 6.6: Forças atuantes.

Módulo Único			
$m[kg]$	1500	$F_{xa}[N]$	2246,00
$i[\%]$	5,0	$F_{xn}[N]$	746,00 (1000)
$v[m/s]$	10	$F_{xd}[N]$	-1053,25
$a - d[m/s^2]$	1,0-1,2	$P_a[kW]$	6,25

6.2 Principais Dimensões

Para a concepção de um motor será necessário definir parâmetros que permitam realizar, com mínimo esforço e máxima precisão, os cálculos necessários. Estes parâmetros denominados de “principais dimensões” são apresentados a seguir:

a) Passo polar (τ), **b)** Comprimento do entreferro (δ), **c)** Largura efetiva do núcleo primário (b_1), **d)** Comprimento do núcleo primário (L_1).

6.2.1 Equações de Desempenho

A constante da máquina elétrica (C) ou o coeficiente de saída (σ_p) são utilizados para determinar o volume de uma máquina elétrica bem projetada em função do carregamento eletromagnético e das principais dimensões [8]. O coeficiente de saída,

$$\sigma_p = \frac{S_{elm}}{v_s A_{s1}} = 0,5 A_{mz} B_{my} k_{w1} \quad (6.9)$$

expressa a magnitude da potência aparente que atravessa o entreferro. Na equação do coeficiente de saída, v_s é a velocidade síncrona (3.3), A_{mz} o valor de pico da densidade linear de corrente no primário (3.5), k_{w1} o fator de enrolamento do primário e B_{my} o valor de pico da componente normal da densidade de fluxo no entreferro expresso por

$$B_{my} = \frac{0,5\pi\Phi}{\tau b_1} \quad (6.10)$$

A superfície ativa do núcleo primário,

$$A_{s1} = L_1 b_1 = (2p\tau + \tau_w + b_d) b_1 \quad (6.11)$$

pode ser calculada através do passo do enrolamento (τ_w), da largura do dente do primário (b_d) e da largura do primário (b_1).

A potência aparente,

$$S_{elm} = m_1 E_1 I_1 \approx \frac{P_\delta}{\cos \phi} \quad (6.12)$$

depende do volume do secundário da máquina em que m_1 representa o número de fase, E_1 a FEM induzida no enrolamento (RMS da fundamental) e I_1 a corrente de fase do enrolamento primário. O valor eficaz da componente fundamental da tensão induzida (E_1) será dado por

$$E_1 = 4\sigma_f f N_1 k_{w1} \Phi \quad (3.10 \text{ revisitada})$$

em que σ_f é o fator forma (valor RMS/valor médio) da FEM e Φ o fluxo magnético.

6.3 Número de Espiras do Enrolamento Primário

O número de espiras em um enrolamento pode ser determinado após a escolha dos seguintes parâmetros: **a)** principais dimensões da máquina elétrica, **b)** tipo de enrolamento, **c)** densidade de fluxo magnético no entreferro.

A densidade de fluxo magnético no entreferro está na faixa de $0,2 \leq B_{my} \leq 0,7$ T, a densidade linear de corrente entre $20000 \leq A_{mz} \leq 240000$ A/m e o produto destes parâmetros em torno de $10000 \leq B_{my} A_{mz} \leq 120000$ TA/m. O número de voltas do enrolamento primário por fase (N_1) pode ser definido a partir da tensão induzida eficaz, densidade de fluxo magnético no entreferro ou densidade linear de corrente. Assim N_1 será dado por

$$N_1 = \frac{A_{mz} p \tau}{m_1 \sqrt{2} I_1} \quad (6.13)$$

e a partir do produto eficiência \times fator de potência, compreendido empiricamente entre $0,1 \leq \eta \cos \phi \leq 0,5$ [5, 47], a corrente de fase será determinada por

$$I_1 = \frac{F_x v}{m_1 V_1 \eta \cos \phi} \quad (6.14)$$

Após calcular N_1 , este deverá ser ajustado para um número inteiro e A_{mz} deverá ser recalculado a fim de determinar seu novo valor. A iteração será necessária até a convergência à valores desejáveis. O número de condutores em uma máquina com m_1 fases será dado por $2m_1 N_1$. O número de condutores por ranhura completamente preenchida pode ser determinado através de

$$q_z = \frac{2am_1 N_1}{Q_p} \quad (6.15)$$

em que a é o número de ramos paralelos. Em um enrolamento de camada dupla, q_z

será um número inteiro e par [2].

A densidade de corrente no enrolamento primário (J_1) de motores lineares está na faixa de $3 \leq J_1 \leq 8 \text{ A/mm}^2$. Para máquinas refrigeradas à água J_1 pode atingir valores superiores a 15 A/mm^2 . A seção reta do condutor do enrolamento primário $S_{1,c}$, sem isolamento, é determinada através da expressão

$$S_{1,c} = \frac{I_1}{J_1} \quad (6.16)$$

6.4 Geometria do Primário

O comprimento do primário (L_1) pode ser calculado a partir da seguinte expressão

$$L_1 = 2p\tau + \tau_w + b_d \quad (6.17)$$

com a largura do dente do primário (b_d) ilustrada na Figura 6.3. Esta representação dos dentes, ranhuras e enrolamento do primário, na configuração ranhura-aberta (*slot-open*), permite identificar parte da simbologia utilizada a seguir. As dimensões da ranhura do primário deverão ser determinadas a partir da corrente I_1 expressa pela eq.(6.14). Da seção reta do condutor ($S_{1,c}$) e da área da ranhura do primário ($S_{1,r} = b_{r,b}(h_{1,c} + h_{1,i} + h_{1,e})$), o fator de espaço (ou fator de preenchimento) k_{sp} pode ser determinado através de

$$k_{sp} = \frac{N_1 S_{1,c}}{pq_p S_{1,r}} \quad (6.18)$$

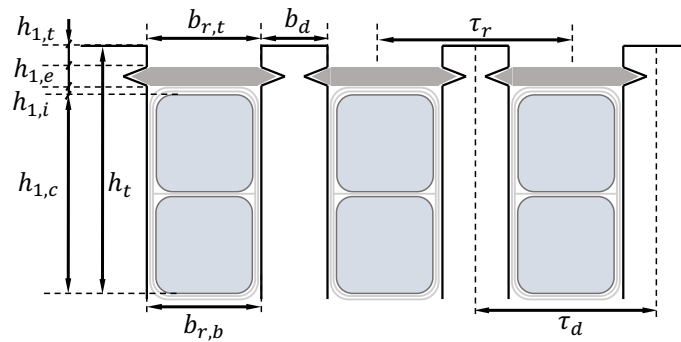


Figura 6.3: Ilustração dos dentes e ranhuras do primário.

O valor médio do fator de preenchimento em máquinas de baixa tensão ($V_1 < 500 \text{ V}$) será de 0,3–0,4 para condutores circulares e 0,45–0,48 para condutores retangulares.

A corrente do secundário referida ao enrolamento primário será expressa por

$$I_2 = \frac{sE_1}{k_{tr} |\mathbf{Z}_2(s)|} = \frac{E_1}{|\mathbf{Z}_2(s)|/s} = \frac{E_1}{\sqrt{[R_2(s)/s]^2 + [X_2(s)/s]^2}} \quad (6.19)$$

A largura do dente do primário será calculada a partir de considerações geométricas que relacionam a densidade de fluxo no dente com a densidade de fluxo no entreferro. O fluxo no dente da máquina será dado por

$$\Phi_d = b_1 \tau_r B_{my} \quad (6.20)$$

em que τ_r é o passo da ranhura, calculado pela expressão

$$\tau_r = \frac{4p\tau}{2Q_p + Q_{pp}} \quad (6.21)$$

Se os dentes não estiverem saturados, haverá fluxo ao longo do dente e não existirá fluxo na ranhura e em seus isolamentos, conforme ilustrado na Figura 6.4.

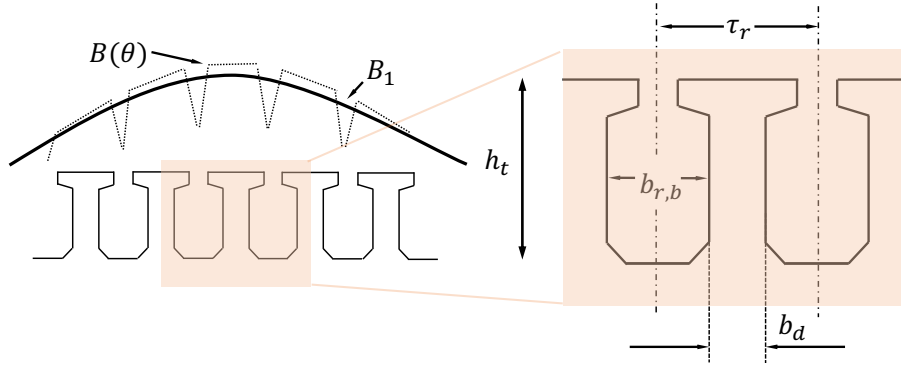


Figura 6.4: Fluxo no dente do primário.

A área compreendida por τ_r e a largura efetiva do primário ($b_i = b_1 + 2\delta$), compreende completamente o fluxo no dente. A densidade de fluxo magnético aparente na região do dente será

$$B'_t = \frac{b_i \tau_r}{k_{Fe}(b_i - n_v b_v) b_d} B_{my} \quad (6.22)$$

em que o número de dutos de ventilação (n_v) e a largura destes (b_v) são nulos. O fator de espaço do ferro (k_{Fe}) depende da espessura do isolamento e pode ser considerado com valores entre 0,90 – 0,97 já que isolantes são relativamente finos com espessuras de 0,002 mm e na prática k_{Fe} pode atingir 97% [2]. A densidade de fluxo real no dente será dada por

$$B_t = B'_t - \left(\frac{b_i \tau_r}{k_{Fe}(b_1 - n_v b_v) b_d} - 1 \right) \mu_0 H_t \quad (6.23)$$

em que a intensidade de campo (H_t) pode ser obtida através da interseção do valor de B'_t com a curva BH do material utilizado no pacote magnético. A largura do dente dependerá da relação entre B_t e B_{my} , podendo ser obtida por

$$b_d = \tau_r [1 - (0,5 \cdots 0,6) B_{my}] \quad (6.24)$$

Se a largura do dente e da ranhura forem diferentes, a densidade de fluxo não será constante. A altura do núcleo primário ($h_{1,n}$) pode ser determinada por

$$h_{1,n} = (0,3 \cdots 0,5) \tau B_{my} \quad (6.25)$$

6.5 Corrente de Magnetização

Em motor linear de face simples com secundário tipo camadas a corrente de excitação da máquina pode ser calculada por

$$I_{exc} = \sqrt{I_{Fe}^2 + I_{\Phi}^2} \quad (6.26)$$

com I_{Fe} representando a corrente de perda no núcleo e I_{Φ} a corrente de magnetização. A corrente de perda no núcleo pode ser calculada a partir das perdas no núcleo (ΔP_{1Fe}), da força eletromotriz induzida no enrolamento primário (E_1) pelo fluxo principal e do coeficiente de efeito de extremidade ($k_e < 1$) que pode ser desprezado para motores de baixa velocidade. Assim I_{Fe} será expressa por

$$I_{Fe} = \frac{\Delta P_{1Fe}}{m_1 E_1 (1 - k_e)} \quad (6.27)$$

A corrente de magnetização será expressa pela razão entre a magnitude da força magnetomotriz (\mathcal{F}_m) e o número de espiras por polo e por fase, conforme equação a seguir:

$$I_{\Phi} = \frac{p\pi\mathcal{F}_m}{2m_1\sqrt{2}N_1k_{w1}} \quad (6.28)$$

A determinação da altura da camada de material ferromagnético do secundário ($h_{2,n}$) deverá considerar o valor de I_{exc} . A degradação da performance do motor face ao custo envolvido na construção do secundário, determinará $h_{2,n}$. Projetos de veículos MagLev's em operação comercial ou em avançado estágio de desenvolvimento utilizam secundários com $h_{2,n}$ na faixa de $5 \leq h_{2,n} \leq 25$ mm [3, 33, 35, 48–52].

6.6 Resistência e Reatância

As subseções a seguir apresentam detalhes para o cálculo da resistência e da reatância do primário e do secundário.

6.6.1 Primário

A impedância do enrolamento primário,

$$\mathbf{Z}_1 = R_1 + jX_1 \quad (6.29)$$

será composta pela resistência do enrolamento (R_1). Para calcular o valor de R_1 soma-se a resistência das barras condutoras do primário (R_{1b}) com as conexões de extremidades – cabeças de bobina (R_{1e}) – conforme a expressão

$$\begin{aligned} R_1 &= R_{1b} + R_{1e} \\ &= \frac{2}{aS_{1,c}\sigma_1} [b_i N_1 k_{1R} + N_1 l_{1e}] \approx k_{1R} R_{1dc} \end{aligned} \quad (6.30)$$

em que a é o número de caminhos paralelos, σ_1 a condutividade elétrica do condutor do enrolamento primário, b_i a largura efetiva do primário, N_1 o número de voltas por fase, l_{1e} o comprimento da cabeça de bobina com largura τ_w , k_{1R} o coeficiente do efeito pelicular para a resistência primária e R_{1dc} a resistência do enrolamento primário para corrente contínua. Para um enrolamento de dupla-camada, trifásico (em que de modo geral o ângulo de fase entre a corrente das duas camadas $\gamma = 60^\circ$) e passo polar igual ao passo do enrolamento ($\tau = \tau_w$), k_{1R} será

$$k_{1R} = \varphi_1(\xi_1) + \left[\frac{q_z^2 - 1}{3} - \left(\frac{q_z}{2} \sin \frac{\gamma}{2} \right)^2 \right] \Psi_1(\xi_1) \quad (6.31)$$

e para um passo encurtado ($\tau > \tau_w$), será

$$k_{1R} \approx \varphi_1(\xi_1) + \left[\frac{q_z^2 - 1}{3} - \frac{3(1 - \tau_w/\tau)}{16} q_z^2 \right] \Psi_1(\xi_1) \quad (6.32)$$

de acordo com [3], em que

$$\varphi_1(\xi_1) = \xi_1 \frac{\sinh(2\xi_1) + \sin(2\xi_1)}{\cosh(2\xi_1) - \cos(2\xi_1)} \quad ; \quad \Psi_1(\xi_1) = 2\xi_1 \frac{\sinh(\xi_1) - \sin(\xi_1)}{\cosh(\xi_1) + \cos(\xi_1)} \quad ;$$

$$\xi_1 = \sqrt{\pi f \mu_0 \sigma_1 \frac{b_{1con}}{b_{r,b}} \frac{b_i}{L_{1b}} h_{1,c}}$$

Nas equações (6.31) e (6.32) q_z é o número de condutores por ranhura (completamente preenchida) alojados no primário de dupla camada, b_{1con} a largura de todos os condutores em uma ranhura, $b_{r,b}$ a largura da ranhura, $h_{1,c}$ a altura de todos os condutores na ranhura, b_i a largura efetiva do primário e L_{1b} o comprimento da barra condutora [3].

A resistência do enrolamento primário poderá assumir a forma simplificada a seguir:

$$R_1 = \frac{2(b_1 + l_{1e}) N_1}{aS_{1,c}\sigma_1} \quad (6.33)$$

A reatância de dispersão do primário (X_1) será dada pela soma da reatância de dispersão da ranhura (X_{1s}), da cabeça de bobina (X_{1e}) e da reatância diferencial (X_{1d}) (alto conteúdo harmônico), de acordo com

$$\begin{aligned} X_1 &= X_{1s} + X_{1e} + X_{1d} \\ &= 4\pi f \mu_0 \frac{b_i(N_1)^2}{pq_p} \left(\lambda_{1s} k_{1X} + \frac{l_{1e}}{b_i} \lambda_{1e} + \lambda_{1d} \right) \end{aligned} \quad (6.34)$$

em que λ_{1s} é o coeficiente da permeância de dispersão na ranhura, λ_{1e} o coeficiente da permeância de dispersão da cabeça de bobina e λ_{1d} o coeficiente de dispersão diferencial. O coeficiente de efeito pelicular para reatância,

$$k_{1X} = \frac{3}{2\xi_1^2} \left[\varphi_{1j}(\xi_1) + \frac{q_z^2 - 1}{3} \Psi_{1j}(\xi_1) \right] \quad (6.35)$$

teve seus termos $\varphi_{1j}(\xi_1)$, $\Psi_{1j}(\xi_1)$ e ξ_1 definidos anteriormente. A reatância de dispersão é função da geometria do primário. A permeabilidade específica na ranhura (λ_{1s}) pode ser calculada por

$$\lambda_{1s} = \frac{h_{1,c}}{3b_{r,b}} - \frac{h_{1,t} + 0,29b_{r,b}}{b_{r,t}} \frac{b_{od}}{b_{od} + 1,5b_{r,t}} \quad (6.36)$$

e a permeância específica do fluxo de dispersão diferencial (λ_{1d}) através de

$$\lambda_{1d} = \lambda_{1do} k_{sat} = \frac{m_1 q_p \tau k_{w1}^2}{\pi^2 \delta k_C k_{sat}} \tau_{d1} k_{sat} \quad (6.37)$$

A permeância específica das cabeças de bobina são estimadas experimentalmente [47] e para enrolamentos de dupla camada, baixa tensão e motores de baixa e média potência, será dada por

$$\lambda_{1e} \approx 0,34q_p \left(1 - \frac{2\tau_w}{\pi l_{1e}} \right) \quad (6.38)$$

O fator de saturação (k_{sat}) será expresso por

$$k_{sat} = \frac{6,21}{8,6 + B_{f,\delta}^2} + 0,277 \quad (6.39)$$

em que a densidade de fluxo magnético ($B_{f,\delta}$), devido a dispersão no entreferro, é

$$B_{f,\delta} = \frac{F_{sl}}{1,6 \times 10^6 \delta_t \left[0,64 + 2,5 \sqrt{\frac{\delta_t}{\tau_d + \tau}} \right]} \quad (6.40)$$

com uma força de magnetização,

$$F_{sl} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{I_1 q_z}{a} \left[0,75 \frac{\tau_w}{\tau} + 0,25 + \sin \frac{\pi}{2} \frac{\tau_w}{\tau} k_{w1} \frac{z_1}{2p} \right] \quad (6.41)$$

O incremento fictício da ranhura primária ($b_{r,t}$) será

$$b_{od} = (\tau_d - b_{r,t})(1 - k_{sat}) \quad (6.42)$$

A saturação do circuito magnético, devido aos fluxos de dispersão, afeta a permeância da ranhura primária e o fluxo de dispersão diferencial, mas não interfere na permeância das cabeças de bobina [53].

6.6.2 Secundário

A análise eletromagnética do secundário do motor linear deverá ser feita considerando a altura do material ferromagnético ($h_{2,Fe}$), do material condutor (alumínio) ($h_{2,Al}$) e do entreferro equivalente ($\delta' = \delta k_C k_{sat}$), conforme ilustrado na Figura 6.5.

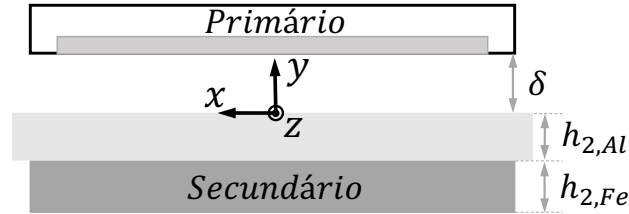


Figura 6.5: Motor linear de dupla-camada no secundário (*back-iron*).

A camada de alumínio possui uma borda, em cada uma das laterais na direção do eixo x , que extrapola a largura do material ferromagnético. Essa geometria do secundário tem por objetivo diminuir a influência das forças do efeito transversal de borda, apresentado na seção 3.3 [54].

A altura do núcleo do secundário será calculada por

$$h_{2,Fe} = \frac{\Phi}{2k_{Fe} b_i B_{my}} \quad (6.43)$$

A resistência do secundário pode ser aproximada por R_2 [11, 47], conforme expressão a seguir:

$$R_2 = \frac{2m_1 b_1 (N_1 k_w)^2}{p \tau \sigma_{Al} h_{2,Al}} \quad (6.44)$$

A impedância da camada condutora, não-ferromagnética de alta condutividade, será dada por

$$\mathbf{Z}'_{\nu Al}(s_\nu) = \frac{j s_\nu \omega \mu_0}{k_{\nu Al}} \frac{1}{\tanh(k_{\nu Al} h_{2,Fe})} k_{tr\nu} \nu \frac{b_i}{\tau} \quad (6.45)$$

e considerando apenas a componente fundamental, será representada por

$$\mathbf{Z}'_{Al}(s) = \frac{j s \omega \mu_0}{k_{Al}} \frac{1}{\tanh(k_{Al} h_{2,Fe})} k_{tr} \frac{b_i}{\tau} \quad (6.46)$$

em que,

$$k_{Al} = \sqrt{j s \omega \mu_0 \sigma'_{Al} + (\pi/\tau)^2} \quad ; \quad k_{tr} = \frac{4m_1 [N_1 k_{w1}]^2}{2p}$$

A impedância da camada ferromagnética do núcleo dependerá da constituição topológica desta camada:

1. Núcleo Laminado:

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s\nu) = \frac{j s_\nu \omega \mu_{Fe}}{\nu \frac{\pi}{\tau}} \frac{1}{\tanh\left(\frac{\nu \pi}{\tau} h_{2,Fe}\right)} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_i}{\tau} \quad (6.47)$$

2. Núcleo Sólido: considerando o ν -ésimo harmônico.

$$\mathbf{Z}'_{\nu Fe}(s\nu) = \frac{j s_\nu \omega \mu_{Fe}}{k_{\nu Fe}} \frac{1}{\tanh(k_{\nu Fe} h_{2,Fe})} k_{tr\nu} k_{z\nu} \nu \frac{b_i}{\tau} \quad (6.48)$$

3. Núcleo Sólido: considerando a componente fundamental.

$$\mathbf{Z}'_{Fe}(s) = \frac{j s \omega \mu_{Fe}}{k_{Fe}} \frac{1}{\tanh(k_{Fe} h_{2,Fe})} k_{tr} k_z \frac{b_i}{\tau} \quad (6.49)$$

em que,

$$k_{Fe} = \sqrt{j s \omega \mu_{Fe} \sigma_{Fe} + (\pi/\tau)^2} \quad ; \quad k_z = 1 - \frac{\delta}{b_i} + \frac{2}{\pi} \frac{\tau}{b_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2} \frac{b_2}{b_i}\right) \right]$$

entretanto a constante k_z poderá assumir valores diversos dependendo do autor estudado [47, 55–57].

6.7 Minimização da Força Normal de Atração

A força de atração pode ser minimizada através de:

1. Aumento do entreferro;
2. Valores reduzidos de B_{my} ($< 0,6$ T);
3. Escorregamento elevado ($s > 0,5$).

O aumento da componente de força de repulsão também minimizará os efeitos da força de atração. A repulsão pode ser elevada com a implementação de:

1. Camada condutora de alta-condutividade;
2. Lâmina condutora espessa;
3. Valores elevados de B_{mx} .

6.8 Parâmetros do Motor de Indução Linear

Pretendendo oferecer uma solução adequada ao problema identificado no capítulo 4, serão projetados motores de indução lineares de primário curto e secundário longo de múltiplas camadas em três velocidades síncronas distintas: 20 km/h [5,5 m/s], 28 km/h [7,8 m/s] e 90 km/h [25 m/s].

Velocidade @20 km/h: O projeto e estudo desta classe de motores fornecerá informações necessárias para a adequada aplicação em veículos de levitação SML, elevadores de passageiros, ou qualquer sistema de tração linear de baixa velocidade. O desenvolvimento de um motor que opere com velocidade máxima de 20 km/h permitirá a análise do comportamento da força de tração e da força normal, objetivando reduzir a força de atração.

Velocidade @28 km/h: Esta velocidade está sendo avaliada com o objetivo de aproveitar o primário do motor de indução linear existente no MagLev-Cobra, que possui passo polar definido [33]. Neste estudo apenas o secundário está sendo projetado. A posição do primário no sistema de tração será mudada a fim de adequar-se à nova proposta topológica.

Velocidade @90 km/h: Veículos de transporte urbanos operam em velocidades na faixa entre 70-80 km/h. O desenvolvimento de sistemas de tração lineares operando com um veículos de levitação SML, nessa classe de velocidade, torna-se importante para os novos modais de transporte.

O processo adotado para projetar os motores de indução utilizados neste trabalho segue, como regra geral, os mecanismos clássicos de projeto de máquinas convencionais [2, 3, 5, 9]. A Figura 6.6 apresenta o fluxograma com a metodologia

utilizada para o desenvolvimento do motor. Os cálculos dependem das variáveis de entrada apresentadas na Tabela 6.7 e devem ser inicialmente arbitradas. Algumas variações poderão ocorrer nos valores de entrada fornecidos ao programa, após finalizados os cálculos. Os parâmetros principais, que independem do entreferro, estão apresentados na Tabela 6.8. A partir deste conjunto de informações, para um dado comprimento de entreferro, calcula-se a constante da máquina. Os passos consecutivos e os respectivos conjuntos de dados serão expressos em tabelas conforme a apresentação de cada motor projetado.

Tabela 6.7: Parâmetros de entrada.

Descrição	Simb.	Descrição	Simb.
Frequência nominal	f_1	Tensão de fase	U_1
Largura do primário	b_1	Pares de polo	p
N. ranhuras/polo-fase	q_p	Fator de enrolamento	k_w
Espessura do secund., <i>Al</i>	$h_{2,Al}$	Espessura do secund., <i>Fe</i>	$h_{2,Fe}$
Condutividade do prim.	σ_1	Veloc. síncrona	v_s
Condutividade secund., <i>Fe</i>	$\sigma_{s,Fe}$	Condutividade secund., <i>Al</i>	$\sigma_{s,Al}$
Número de fases	m_p		

Tabela 6.8: Variáveis independentes do entreferro.

Descrição	Simbologia
Passo da ranhura	τ_r
Passo polar	τ
Comprimento do primário	l_1
Comp. médio do enrolamento	$l_{w,1}$
Resistência do primário/fase [100 °C]	$R_{1,x}$
Reatância de dispersão das ranhuras	X_r
Reatância de dispersão do enrolamento	X_1
Relação	$\lambda_r = b_1/\tau$

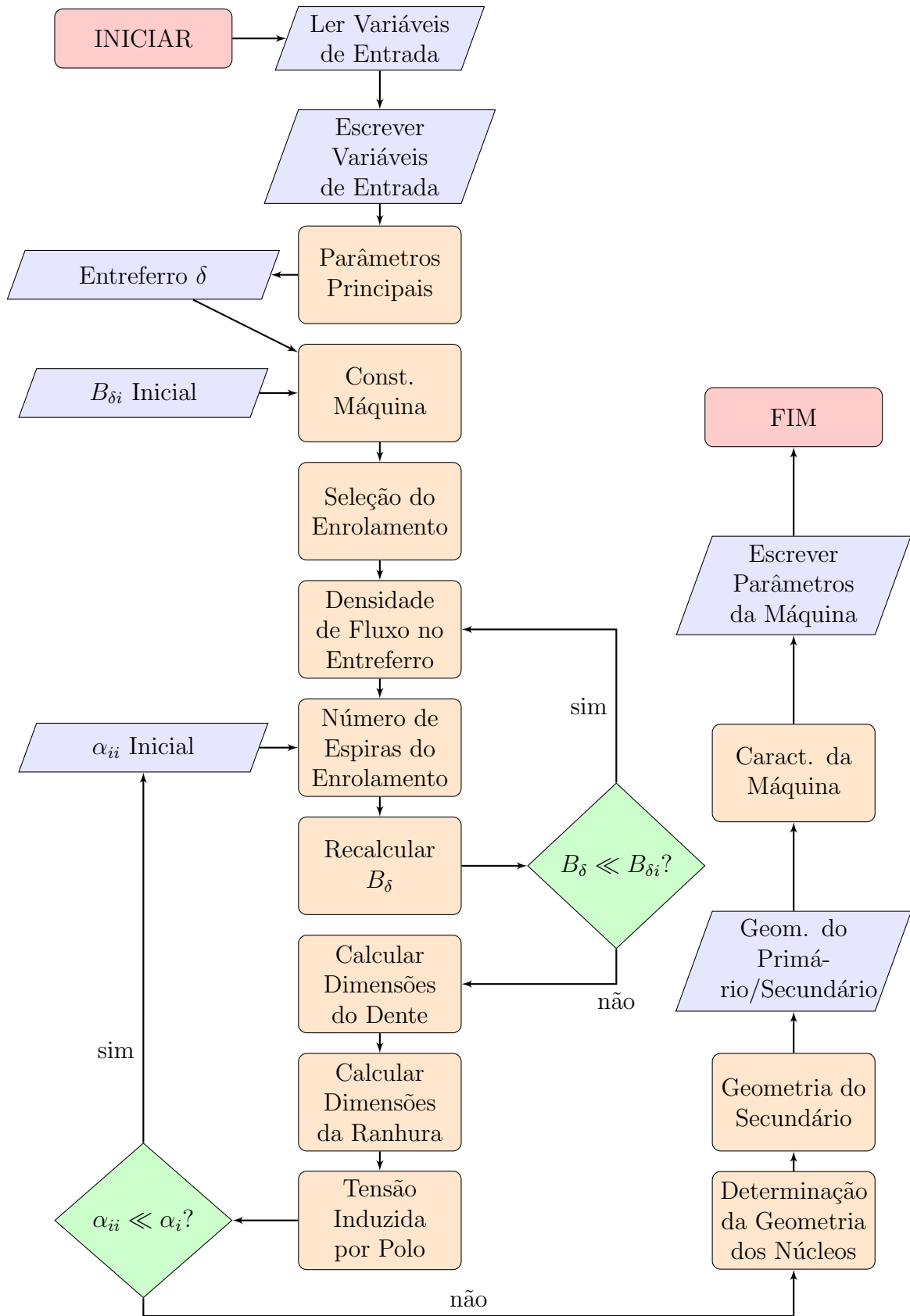


Figura 6.6: Fluxograma de desenvolvimento do motor de indução linear.

6.8.1 Dados dos Motores de Indução Lineares de 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h

Tabela 6.9 apresenta os dados de entrada dos MILs de 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h. Estas informações serão utilizadas para calcular as variáveis independentes do entreferro. O passo polar e o passo da bobina podem ser obtidos, respectivamente, através das equações

$$\tau = \frac{v_s}{2f_1} \quad (6.50)$$

$$\tau_w = \left(\frac{Q_{pp}}{2q_{pp}} \right) \tau \quad (6.51)$$

em que q_{pp} é o número de ranhura por polos e Q_{pp} o número de ranhuras parcialmente preenchidas, de acordo com as expressões a seguir:

$$q_{pp} = \frac{Q_p}{2p} + \frac{Q_{pp}}{4p} \quad (6.52)$$

$$Q_{pp} = 2Q_t - 2q_p(2pm_p) \quad (6.53)$$

O número de ranhuras total do primário será

$$Q_t = \left(2p + \frac{\tau_w}{\tau} \right) m_p q_p \quad (6.54)$$

A largura do primário (b_1) deve ser arbitrada em função das equações de desempenho, conforme a subseção 6.2.1. O passo da ranhura (τ_r) e o comprimento do primário (l_1) serão dados por

$$\tau_r = \frac{4p\tau}{2Q_p + Q_{pp}} \quad (6.21 \text{ revisitada})$$

$$l_1 = 2p\tau + \tau_w + b_d \quad (6.55)$$

A Tabela 6.10 apresenta os principais dados da geometria do primário dos MILs. Os dados do enrolamento serão obtidos a partir das equações apresentadas na seção 2.2 e a Tabela 6.11 apresenta as características do enrolamento primário do motor e os fatores de redução. As interferências provocadas pelos fatores de redução, estão descritas na seção 2.2. O fator de preenchimento foi arbitrado com base em informações da WEG S.A. e admitindo que os motores lineares, aparentemente, permitam maior aproveitamento da ranhura durante o processo de acomodação do enrolamento. O carregamento elétrico e o magnético foram definidos conforme as equações clássicas

da teoria eletromagnética e de máquinas elétricas, e estão apresentados na Tabela 6.12.

O comprimento do secundário deve assumir o maior valor possível, já que deve-se evitar o *gap* entre suas partes constituintes. Tabela 6.13 apresenta alguns dos principais dados do secundário.

Tabela 6.9: Dados de entrada e variáveis independentes do entreferro dos MIL's de 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.

Descrição	20 km/h	28 km/h	90 km/h	
Tipo de máquina	Assínc.	Assínc.	Assínc.	-
Geometria	Fluxo long.	Fluxo long.	Fluxo long.	-
Tensão de fase	380 V	420 V	380 V	V_1
Frequência nominal	25 Hz	25 Hz	50 Hz	f_1
Corrente nominal	20 A	53 A	130 A	I_{rms}
Potência	6,7 hp	10 hp	30 hp	P
Largura do primário	0,140 m	0,166 m	0,250 m	b_1
Pares de polo	6	3	3	p
N. ranhuras/polo-fase	3	3	3	q_p
Fator de enrolamento	0,7465	0,7465	0,7465	k_w
Condut. prim.	61,7 S·m/mm ²	61,7 S·m/mm ²	61,7 S·m/mm ²	σ_1
Condut. secund., <i>Al</i>	34,2 S·m/mm ²	34,2 S·m/mm ²	34,2 S·m/mm ²	$\sigma_{s,Al}$
Condut. secund., <i>Fe</i>	10,2 S·m/mm ²	10,2 S·m/mm ²	10,2 S·m/mm ²	$\sigma_{s,Fe}$
Veloc. síncrona	20 km/h	28 km/h	90 km/h	v_s
Número de fases	3	3	3	m_p
Ciclo de trabalho	S1 Cont.	S1 Cont.	S1 Cont.	-
Variáveis independentes do entreferro				
Passo da ranhura	0,012 m	0,018 m	0,027 m	τ_r
Passo polar	0,111 m	0,156 m	0,250 m	τ
Comp. do primário	1,431 m	1,270 m	1,456 m	l_1

6.9 Considerações

A metodologia e o projeto de um motor elétrico linear a partir da definição dos parâmetros do sistema (carga mecânica), das equações de máquinas (parâmetros eletromagnéticos), dos materiais e da geometria foram apresentados. A partir destes dados serão construídos modelos computacionais de motores de indução lineares conforme exposto no capítulo 7.

Tabela 6.10: Geometria do primário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.

Descrição	20 km/h	28 km/h	90 km/h		Eq.
Passo da ranhura	0,0123 m	0,0180 m	0,0278 m	τ_r	(6.21)
N. ranhuras/polo-fase	3	3	3	q_p	(2.1)
N. ranhuras total	115	61	52	Q_t	(6.54)
N. ranhuras parc. preenc.	14	14	14	Q_{pp}	(2.2)
N. ranhuras total. preenc.	101	47	38	Q_p	(2.1)
N. ranhuras/polo	9	9	9	q_{pp}	(6.52)
Altura da ranhura	0,0438 m	0,0450 m	0,0400 m	h_r	(6.18)
Largura da ranhura	0,0067 m	0,0114 m	0,0152 m	b_r	(6.18)
Largura do dente	0,0055 m	0,0070 m	0,0125 m	b_d	(6.24)
Comprimento do prim.	1,4310 m	1,2700 m	1,4530 m	l_1	(6.55)
Largura do prim.	0,1400 m	0,1660 m	0,2500 m	b_1	-
Altura do núcleo prim.	0,0200 m	0,0328 m	0,0450 m	$h_{1,n}$	(6.25)
Entreferro	10 mm	10 mm	10 mm	δ	-

Tabela 6.11: Enrolamento primário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.

Descrição	20 km/h	28 km/h	90 km/h		Eq.
Passo da bobina	0,086 m	0,1213 m	0,1944 m	τ_w	(6.51)
N. voltas do enrolam.	1083	570	118	N_1	(6.13)
N. ramos em paralelo	1	1	1	a	-
N. condutores/ranhura	66	74	20	q_z	(6.15)
Seção reta do condutor	3,65 mm ²	3,86 mm ²	9,99 mm ²	$S_{1,c}$	(6.16)
Resist. prim./fase [20 °C]	1,2 Ω	0,567 Ω	2,2 Ω	$R_{1,x}$	(6.33)
Fator de distribuição	0,9597	0,9597	0,9598	k_d	(2.4)
Fator de passo	0,7777	0,7777	0,7777	k_p	(2.5)
Fator de enrolamento	0,7465	0,7465	0,7465	k_w	(2.7)
Fator de preenchimento	0,75	0,75	0,75	k_{sp}	-
Ângulo de deslocamento	0,35 °	0,35 °	0,35 °	α_E	(2.3)

Tabela 6.12: Carregamento elétrico e magnético - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.

Descrição	20 km/h	28 km/h	90 km/h		Eq.
Tensão induzida/fase	604,70 V	529,80 V	529,44 V	E_1	(6.12)
Dens. fluxo mag. entref.	0,75 T	0,75 T	0,75 T	B	(6.10)
Dens. fluxo mag. dente	1,71 T	1,71 T	1,71 T	B_t	(6.23)
Pot. aparente int. máq.	12,6 kVA	14,7 kVA	71,4 kVA	S_i	(6.12)
Dens. de corrente linear	40 kA/m	40 kA/m	40 kA/m	A_{my}	(3.5)

Tabela 6.13: Geometria do secundário - MILs 20 km/h, 28 km/h e 90 km/h.

Descrição	20 km/h	28 km/h	90 km/h	
Comprimento do secundário	5 m	5 m	5 m	l_2
Largura do secundário, Fe	0,1540 m	0,200 m	0,275 m	$b_{2,Fe}$
Largura do secundário, Al	0,2156 m	0,250 m	0,385 m	$b_{2,Al}$

Capítulo 7

Resultados Computacionais: Método de Elementos Finitos

O Ansys-Maxwell[®], software de simulação de campo eletromagnético e análise de motores elétricos, atuadores, sensores, transformadores e outros dispositivos eletromagnéticos e eletromecânicos, fornece detalhes importantes do projeto e de sua operação. Os *solvers*, de campo eletromagnético do Maxwell, permitem entender o desempenho de sistemas com a ajuda do seu laboratório eletromagnético virtual.

Os modelos computacionais construídos consideraram a movimentação do primário, com velocidades variadas, sobre um secundário longo e estático. Para tanto foi criada uma *Banda de Movimento* e uma banda denominada *Container*, conforme apresentado na Figura 7.1. O *Container* acomoda todos os objetos do primário (núcleo e enrolamentos de fase), sem tocá-los, e está contido completamente pela *Banda de Movimento*. Esse arranjo cancela qualquer inconsistência numérica e acelera o tempo de solução, pois as malhas serão construídas apenas uma vez e somente a diferença entre a *Banda de Movimento* e o *Container* terá sua malha alterada para cada iteração no tempo. O pacote magnético do primário possui condutividade zero e a imposição desta condição emula, em um modelo 2D, as lâminas que são isoladas entre si. Os efeitos de *eddy-current*, presentes nas camadas do secundário constituído de placas sólidas, foi considerado.

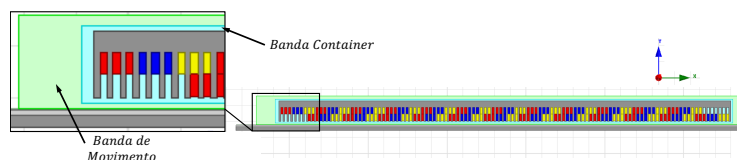


Figura 7.1: *Banda de Movimento* (verde) e *Banda Container* (azul claro).

As forças de tração e normal foram calculadas no primário. Nas simulações a seguir, a força de repulsão possui valor positivo e a força de atração valor negativo, em função da topologia do motor. O escorregamento foi imposto com a variação da

velocidade de deslocamento do primário sobre o secundário estático, mantendo fixa a frequência do primário.

7.1 Resultados do MIL 20 km/h@25 Hz

A Figura 7.2 apresenta o modelo de um motor de indução linear de primário curto, face elétrica simples, face magnética dupla e secundário longo com topologia em camadas. Para este caso o primário foi desenhado de acordo com os cálculos da seção 6.8.1. Os resultados aqui apresentados foram obtidos sem modificações dos parâmetros geométricos do primário, mantendo a frequência de alimentação em 25 Hz e a tensão de entrada em 380 V. O comprimento do entreferro (camada de ar compreendida entre a chapa condutora e o primário) e a composição do secundário foram variados, conforme apresentado na Tabela 7.1. A camada condutora constituída de alumínio (*Al*) e/ou cobre (*Cu*), e a camada ferromagnética constituída de aço carbono (*Fe*), foram arranjadas de acordo com a topologia clássica deste tipo de motor.

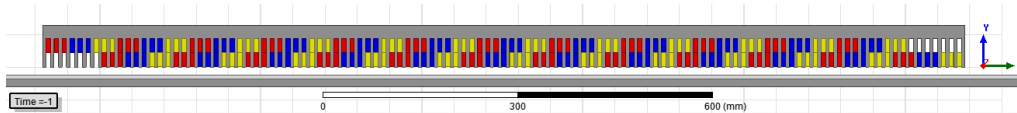


Figura 7.2: Modelo FEM do motor de indução linear - 20 km/h@25 Hz.

Tabela 7.1: Parâmetros do secundário do MIL - 20 km/h@25 Hz.

	<i>Cu</i> (mm)	<i>Al</i> (mm)	<i>Fe</i> (mm)	δ (mm)
Caso 1	-	5	11,5	12-14
Caso 2	5	-	11,5	12-14
Caso 3	1,58	6,35	9,53	12
Caso 4	-	6,35	12,7	12-14
Caso 5	6,35	-	12,7	12-14

7.1.1 Caso 1: *Al=5 mm e Fe=11,5 mm*

A Figura 7.3 apresenta a força de tração, força normal e as correntes no primário. Os motores de indução lineares operam, usualmente, com o valor de escorregamento em uma faixa compreendida entre $0,2 < s < 0,4$. A força de tração possui valores adequados ao projeto quando $s \geq 0,15$ com os entreferros avaliados ($\delta = 12$ mm e 14 mm), pois $F_x > 0,8$ kN. Para s elevado, a força de tração apresenta amplitudes entre $1,5 < F_x < 1,8$ kN. Para baixo escorregamento ($s < 0,2$) a capacidade de tração do motor reduz, conforme esperado.

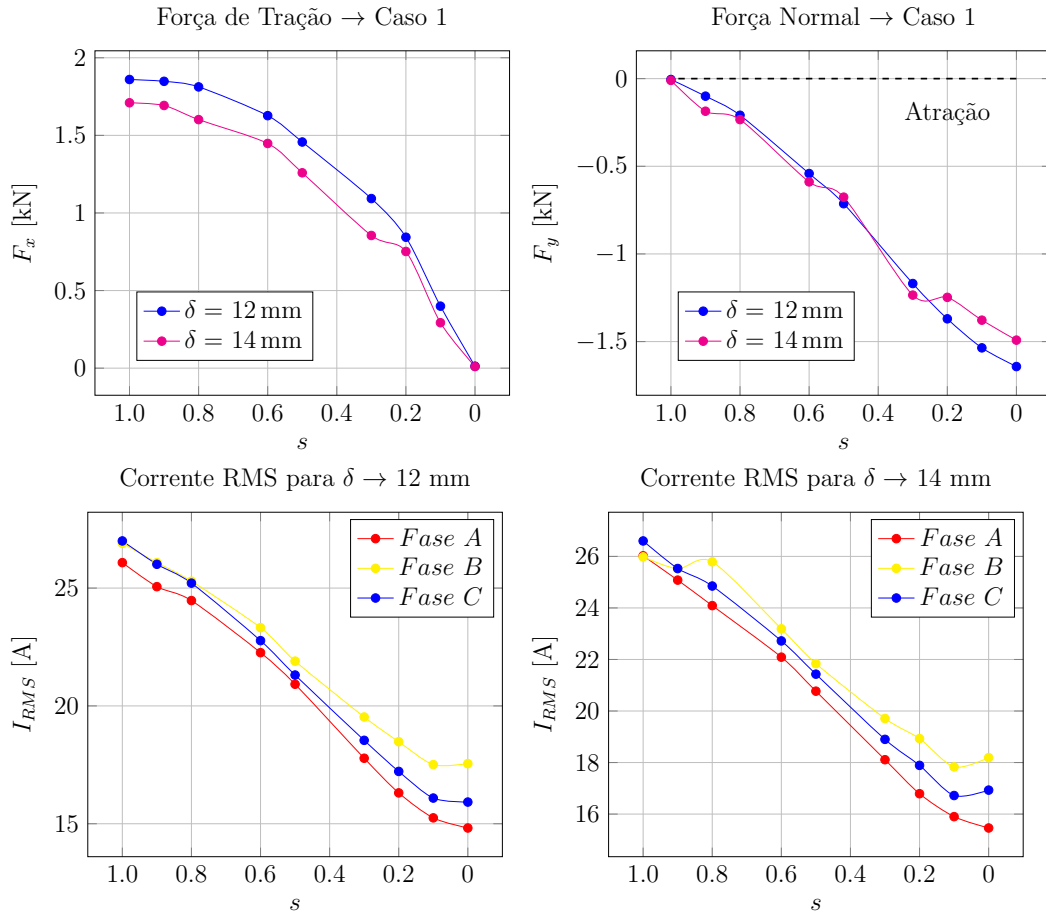
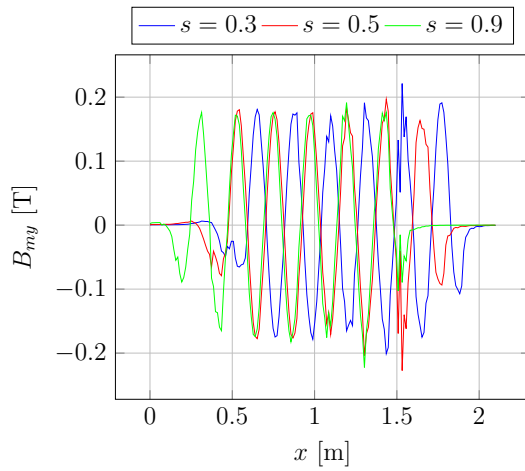


Figura 7.3: **Caso 1:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

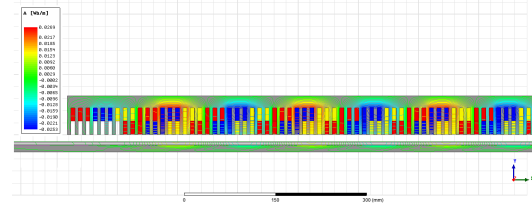
A força normal deve assumir, idealmente, valores de $F_y \geq 0$. De acordo com os referencias de medição de força, adotados no modelo da Figura 7.2, a componente de atração da força normal possui valor negativo. Na região de interesse, estabelecida entre $0,1 < s < 0,4$, F_y é elevado, entretanto para $s = 0,4$ a amplitude possui o limite máximo aceitável de -1 kN. O valor RMS da corrente de fase apresenta o desbalanceamento esperado. A amplitude da corrente está próxima do valor de projeto, em torno de 20 A.

A Figura 7.4(a) apresenta a densidade de fluxo magnético no entreferro para diferentes valores de escorregamento. Os valores de B_{my} são aceitáveis já que é necessário mitigar a força de atração, conforme apresentado na seção 6.7. As extremidades do motor são parcialmente preenchidas de cobre (Figura 7.2) e a extremidade de saída aproveita o ferro de maneira ainda mais desfavorável já que está no fundo da ranhura. Em decorrência, B_{my} é menor nessa região do motor (Figura 7.4(a)). A Figura 7.4(b) apresenta as linhas de fluxo no MIL para $s = 0,9$ em $t = 1$ s. A densidade de campo no primário do motor, o que inclui o núcleo e os dentes, está demonstrada na Figura 7.4(c). A densidade de campo não atinge valores superiores a 1,58 T na maior parte do motor, indicando que não há saturação no ferro.

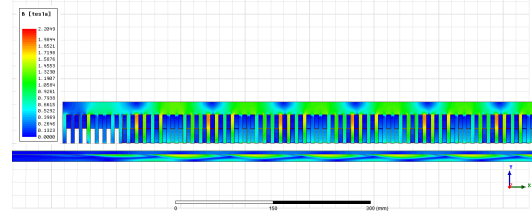
A influência dos efeitos de extremidade são desprezíveis, com base nos resultados obtidos.



(a) B_{my} no entreferro, $t = 1$ s



(b) Linhas de fluxo, $s = 0.9$ e $t = 1$ s



(c) Densidade de campo, $s = 0.9$ e $t = 1$ s

Figura 7.4: **Caso 1:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.1.2 Caso 2: $Cu=5$ mm e $Fe=11,5$ mm

A Figura 7.5 apresenta os resultados de força e corrente de fase do caso 2. Para $\delta = 12$ mm, a força de tração é elevada. Quando o motor opera com escorregamento entre $0,1 < s < 0,4$ há, na curva, uma região aproximadamente linear de força de tração entre $0,5 < F_x < 1,5$ kN. Para escorregamento na faixa de $0,5 < s < 1,0$, a força de tração é 1,7 kN.

A força normal apresenta valores adequados na região de interesse, com F_y entre $-1,1$ e $-0,25$ kN com $\delta = 12$ mm. A operação adequada do motor pode ser obtida com o escorregamento próximo de 0,2, entretanto valores menores possuem uma forte componente de atração. O valor máximo aceitável para F_y ocorre em $s = 0,2$ com a componente de atração $\approx -1,1$ kN. Em $s = 0,4$ a força de atração é reduzida, com valores próximos de $-0,25$ kN. Quando $s \geq 0,5$, F_y apresenta valores ideais. O valor da corrente de fase indica que o motor deve ser operado em regiões de baixo escorregamento. A corrente assume valores elevados de ≈ 30 A na partida, mas em regime converge para os limites de projeto.

Para $\delta = 14$ mm a força de tração decai. Quando $s > 0,15$, $F_x > 0,7$ kN atingindo o pico de 1,6 kN em $s = 0,6$. A força normal possui menor atração, para o mesmo entreferro, entre $0 < s < 0,2$ conforme esperado.

A Figura 7.6(a) apresenta a densidade de fluxo magnético no entreferro. Os resultados foram obtidos com o entreferro de 12 mm e $s = 0,9$ no instante de tempo $t = 1$ s. O baixo valor de B_{my} contribui para a redução da força de atração. As

linhas de fluxo e a densidade de fluxo no primário estão apresentadas nas Figuras 7.6(b) e 7.6(c), respectivamente. Os resultados computacionais indicam que o motor não trabalha saturado, com B variando entre 1,0 T e 1,46 T.

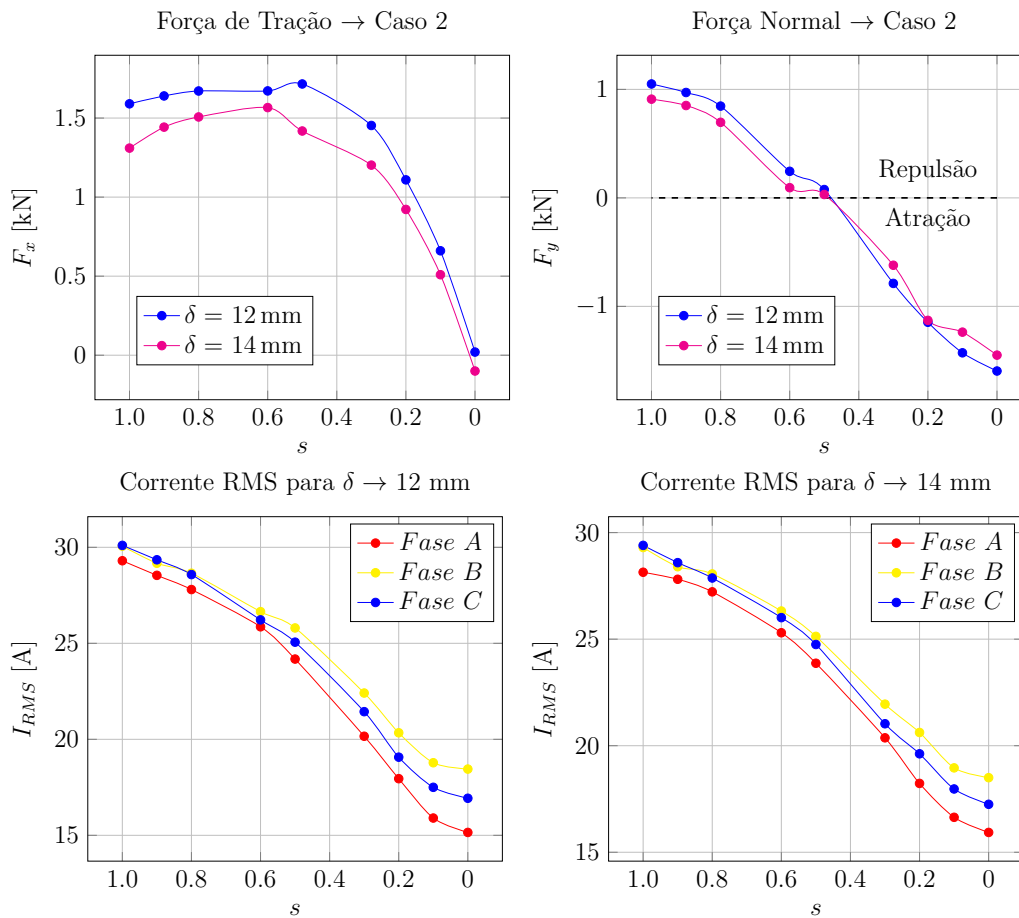
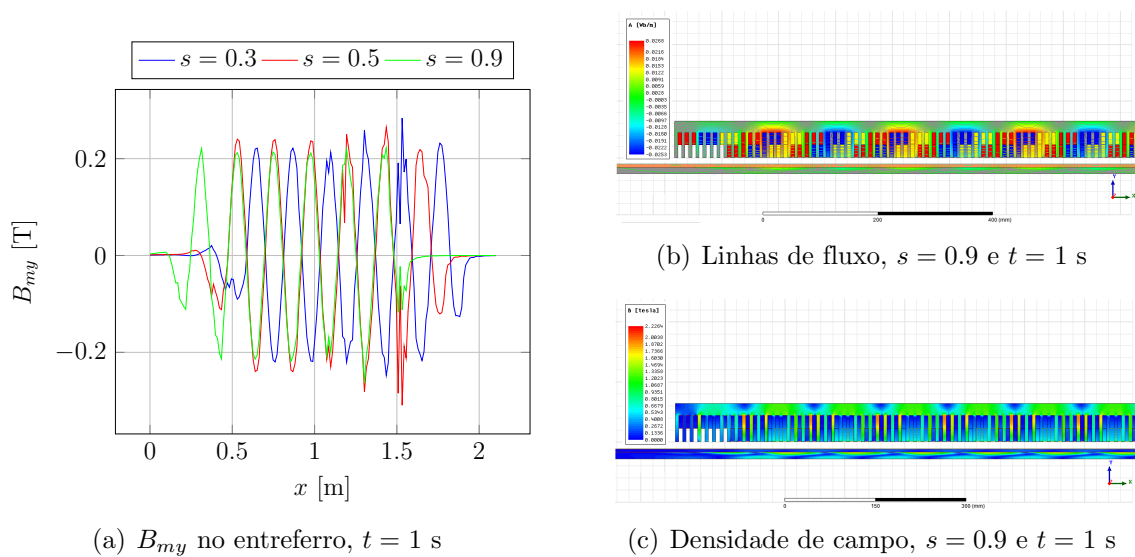


Figura 7.5: **Caso 2:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.



(a) B_{my} no entreferro, $t = 1$ s

(c) Densidade de campo, $s = 0.9$ e $t = 1$ s

Figura 7.6: **Caso 2:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.1.3 Caso 3: $Cu=1,58\text{ mm}$, $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=9,53\text{ mm}$

O caso 3 considerou a adição de duas camadas condutoras sobre a lâmina ferro-magnética do secundário. Uma camada delgada de cobre sobre o alumínio compõe a lâmina condutora. A Figura 7.7 apresenta os resultados de força de tração, força normal, corrente de fase e densidade de fluxo magnético com o comprimento do entreferro igual a 12 mm. A força de tração apresenta baixas amplitudes para escorregamento entre $0,2 < s < 0,4$ e não é caracterizada por uma curva em sela, clássica em motores de indução, mas por uma reta inclinada. Nesta faixa de escorregamento, F_x apresenta um valor médio de 0,4 kN. Em $s = 0,6$ a força de tração apresenta 0,85 kN com pico de 1,5 kN para $s = 1,0$. A força normal possui apenas componente de atração, mesmo com o valor reduzido de B_{my} . Entre $0,2 < s < 0,4$, F_y possui valor médio de $-1,4\text{ kN}$ e pode ser considerado acima do desejado. A corrente de fase possui amplitude adequada ao projeto, ficando abaixo de 25 A durante a partida.

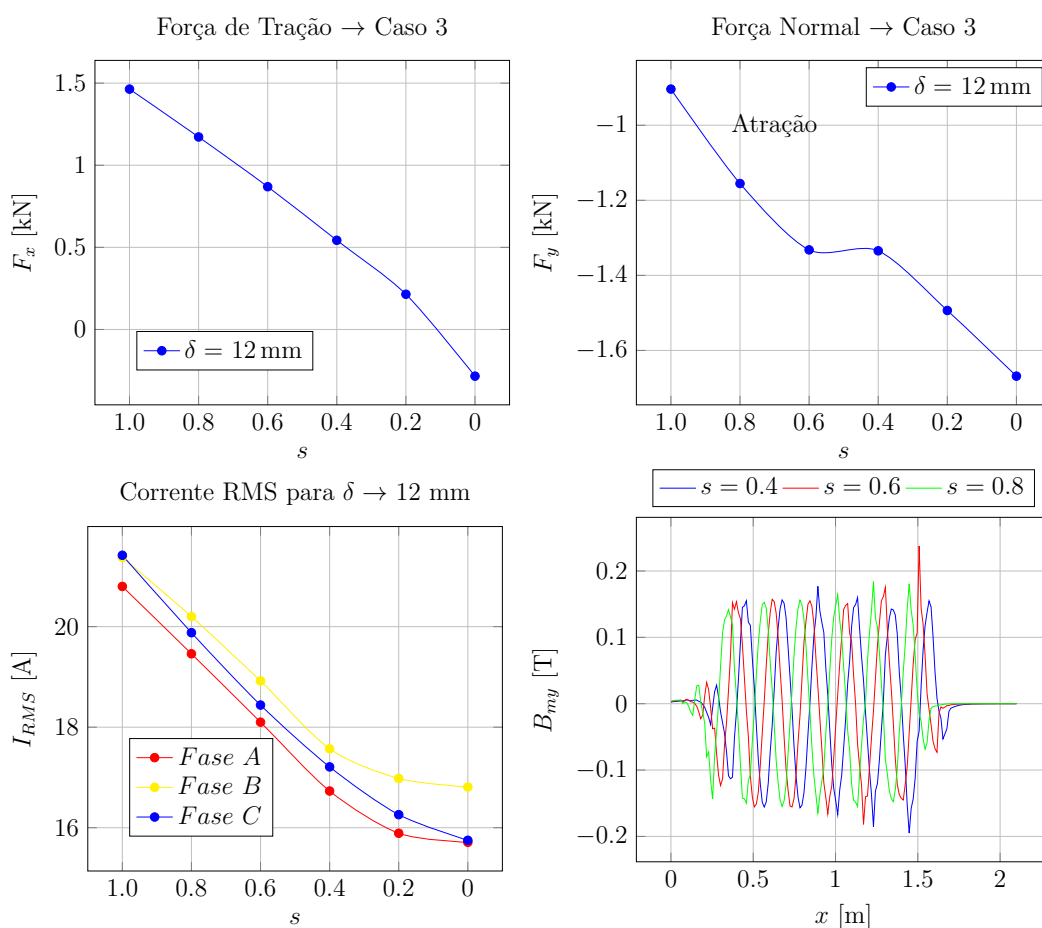


Figura 7.7: **Caso 3:** F_x e $F_y \times s$, corrente no primário e densidade de fluxo magnético no entreferro em $t = 1\text{ s}$.

7.1.4 Caso 4: $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=12,7\text{ mm}$

A Figura 7.8 apresenta a força de tração, força normal e correntes de fase do caso 4. A força de tração desenvolvida pelo motor foi de $0,8 < F_x < 1,4\text{ kN}$ entre $0,2 < s < 0,4$ com $\delta = 12\text{ mm}$. Quando $s < 0,1$ e $\delta = 14\text{ mm}$ a capacidade de tração reduz e em $s = 0,4$ a força é 1 kN . Entretanto para $s > 0,2$ observa-se resultados de tração adequados à carga definida no projeto, indicando a possibilidade de operação com entreferro ainda maior.

A força normal apresenta componente de repulsão para $s \geq 0,6$ e $\delta = 12\text{ mm}$. Entre $0,2 < s < 0,4$ a força normal possui resultados aceitáveis com $F_y \geq -1\text{ kN}$. Para $\delta = 14\text{ mm}$ a repulsão ocorre quando $s > 0,85$. Valores aceitáveis de F_y , para ambos entreferros, ocorrem quando $s > 0,25$ com a amplitude entre $-0,8\text{ kN}$ e $-0,9\text{ kN}$. A corrente de fase apresenta o desbalanceamento esperado e amplitude dentro da faixa de projeto, para ambos os valores de entreferro.

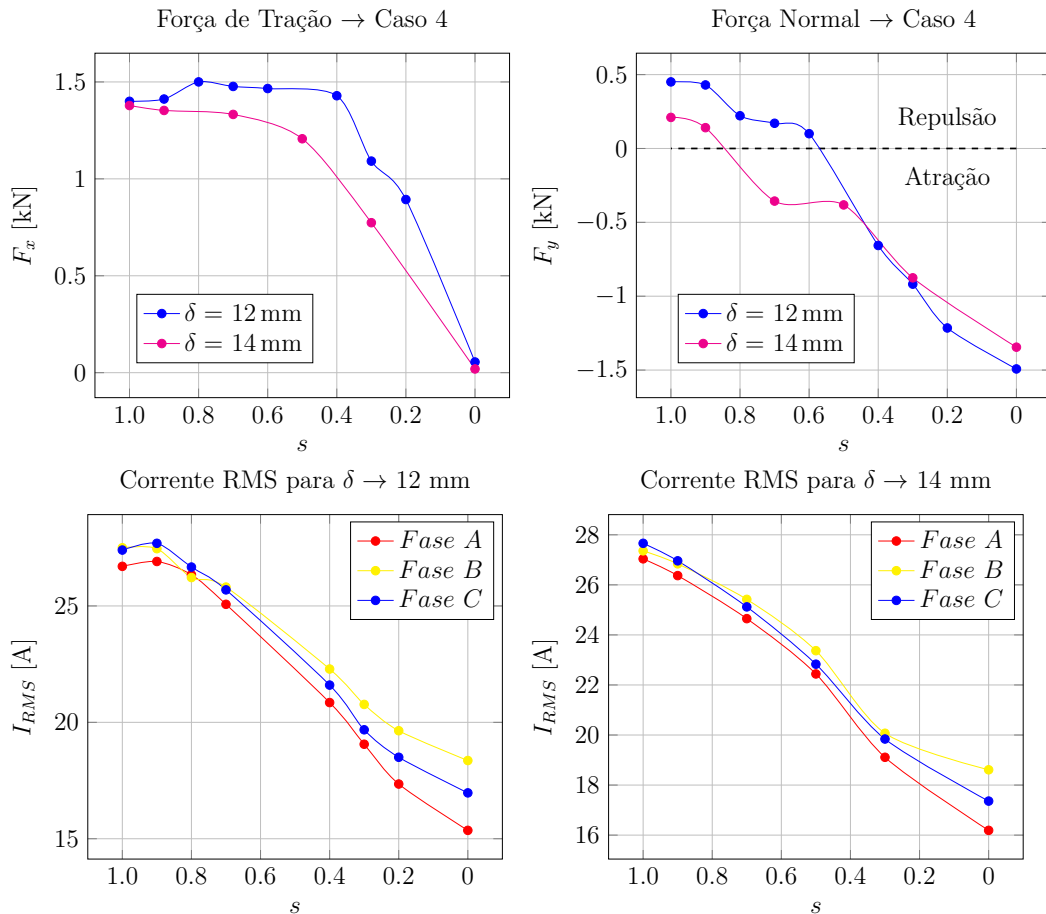


Figura 7.8: **Caso 4:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

A Figura 7.9 apresenta a densidade de fluxo magnético no entreferro para $\delta = 12\text{ mm}$ em diferentes valores de escorregamento. Não há interferência significativa dos efeitos de extremidade na velocidade nominal do motor. A densidade de campo (B_{my}) possui valores adequados (Figura 7.9(a)) para manter a força atrativa com

amplitude reduzida. As Figuras 7.9(b) e 7.9(c) apresentam as linhas de fluxo e densidade de campo magnético, respectivamente. A amplitude do campo magnético no motor está entre 1,04 T e 1,34 T, o que mostra uma operação não saturada e dentro dos limites desejados. Nos dentes do primário B atinge 1,79 T.

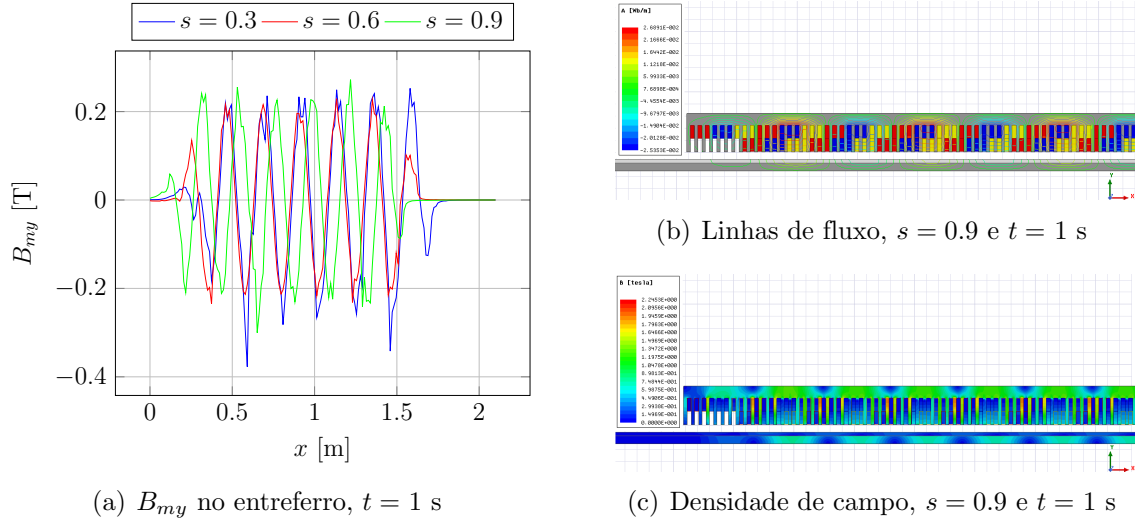


Figura 7.9: **Caso 4:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.1.5 Caso 5: $Cu=6,35$ mm e $Fe=12,7$ mm

A Figura 7.10 apresenta resultados de força e corrente obtidos com as simulações realizadas no caso 5. A força de tração é elevada para toda a faixa de operação desejada, ou seja, entre $0,2 < s < 0,4$. Nesta região F_x varia entre 1,2 kN e 1,6 kN quando $\delta = 12$ mm. A força de tração com $\delta = 14$ mm apresenta redução, mas na faixa de escorregamento $0,2 < s < 0,4$, F_x varia entre 0,9 kN e 1,5 kN. Estas amplitudes de força são adequadas ao projeto.

A força normal desenvolvida pelo motor apresenta componente de atração para $s < 0,4$ para os dois valores de entreferro avaliados. Mas para $s > 0,1$ os valores de F_y são adequados, $\forall \delta$, já que são maiores que -1 kN. A força de repulsão predomina quando $s > 0,4$, podendo superar 1 kN entre $0,5 < s < 0,7$.

Em suma, quando $0,15 < s < 0,2$ a força normal atende aos valores limites de $F_y \approx -1$ kN $\forall \delta$, sendo ideal em $s \geq 0,4$, já que evidencia-se a componente de repulsão. Para $0,55 < s < 0,85$ a força de repulsão é elevada, entretanto o motor de indução trabalha na região de pequeno escorregamento.

A corrente de fase ultrapassa 30 A, para $\delta = 12$ mm, quando $s > 0,55$. Esse comportamento pode ser admitido durante a partida do motor. O MIL opera com baixo valor de escorregamento e nestes pontos a corrente de fase apresenta amplitudes adequadas para os dois valores de entreferro avaliados. As Figuras 7.11(b) e 7.11(c)

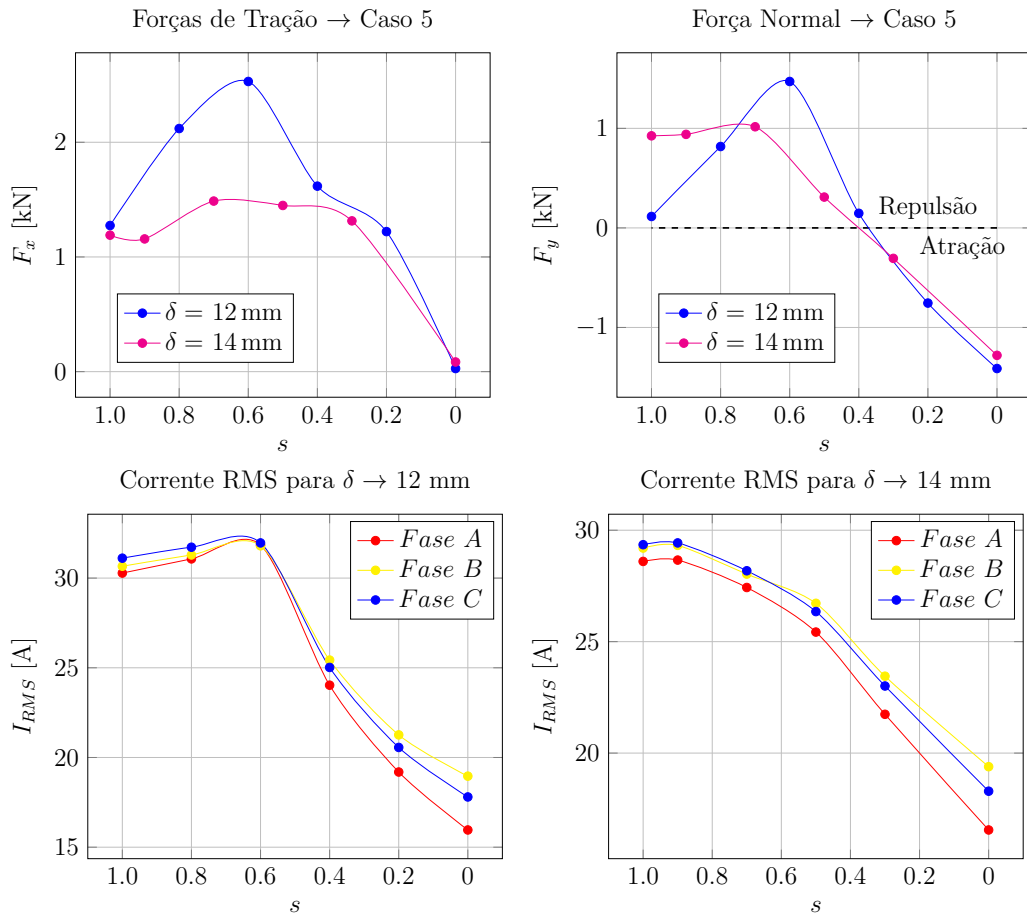


Figura 7.10: **Caso 5:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

apresentam as linhas de fluxo e a densidade de campo no motor, respectivamente, para $\delta = 12$ mm.

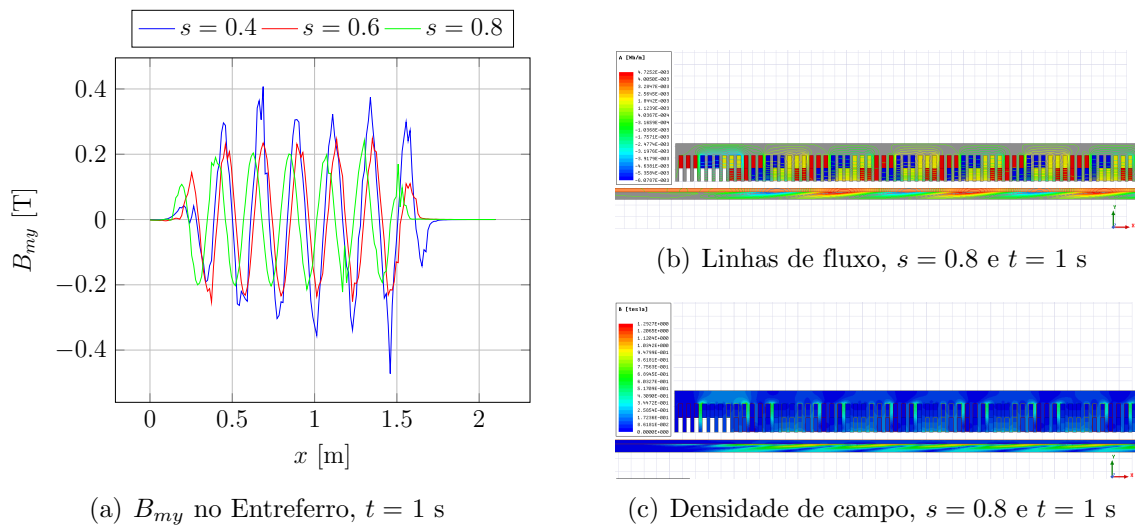


Figura 7.11: **Caso 5:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.1.6 Síntese dos Resultados do MIL 20 km/h@25 Hz

Os casos simulados e avaliados na seção 7.1 apresentaram, de modo geral, resultados satisfatórios. A força de tração desenvolvida por cada uma das topologias descritas na Tabela 7.1 possui amplitude suficiente para atender a demanda prevista. A força normal, na maioria dos casos, assume valores admitidos no projeto mas em algumas topologias os valores são inadequados. Tabela 7.2 apresenta um comparativo qualitativo entre os casos propostos e suas principais características. Marcadores visuais (★) indicam se o item avaliado possui um bom ou mau desempenho, a medida que mais ou menos marcadores são atribuídos.

Os **casos 1 e 2** apresentam excelentes resultados de força de tração e permitem afirmar que o motor pode ser leve e de dimensões reduzidas. Entretanto apenas o **caso 2**, que utiliza cobre na camada condutora do secundário, atende as especificações de projeto. O **caso 3** não apresentou bons resultados de força normal além de custo e complexidade de construção elevados quando comparados com os **caso 1 e 2**. Esses argumentos tornam o **caso 3** uma topologia inadequada. Os **casos 4 e 5** apresentam resultados de força de tração e de força normal satisfatórios. Estas duas topologias tornam o motor mais pesado que os **casos 1 e 2**. Entretanto o preço do cobre supera em 300% o do alumínio, conforme os dados da London Metal Exchange em março de 2018, tornando o **caso 4** a melhor opção quando comparado com o **caso 2**.

Tabela 7.2: Classificação das diversas topologias de MIL 20 km/h@25 Hz.

	Força de Tração ¹ (F_x)	Força Normal ² (F_y)	Custo Previsto ³
Caso 1	★ ★ ★	★ ★	★ ★ ★
Caso 2	★ ★ ★	★ ★ ★	★
Caso 3	★	★	★ ★
Caso 4	★ ★ ★	★ ★ ★	★ ★ ★
Caso 5	★ ★ ★	★ ★ ★	★

¹ ★ indica a classificação quanto à força de tração. ² ★ indica a classificação quanto à força normal. ³ ★ indica a classificação quanto ao custo de produção.

Nesta síntese concluiu-se que o **caso 4** é a melhor topologia de motor de indução linear de primário curto e secundário longo em camadas para o MagLev-Cobra. Ainda que o **caso 4** apresente um motor mais pesado que o motor do **caso 2**, o custo de construção é menor. Nos **casos 1 e 2** a camada ferromagnética pode ser levemente menor contudo o impacto financeiro desta otimização é bem reduzido.

7.2 Resultados do MIL 28 km/h@25 Hz

A operação do motor de indução linear de primário curto, face elétrica simples e magnética dupla, secundário longo com topologia em camadas, será avaliada com base no modelo computacional apresentado na Figura 7.12. O primário deste motor foi apresentado na seção 4.2 e todas as características podem ser consultadas na Tabela 4.1. O prolongamento das extremidades do núcleo primário, não observado nos casos avaliados nas seções 7.1 e 7.3, tem como objetivo reduzir o efeito de espalhamento.

O secundário foi concebido com base na metodologia de projeto adotada na seção 6.8. A camada condutora e ferromagnética do secundário foram variadas para cada caso de interesse. Os resultados apresentados para os casos da Tabela 7.3 foram obtidos com frequência de alimentação mantida em 25 Hz, tensão de entrada em 420 V e variação do entreferro.

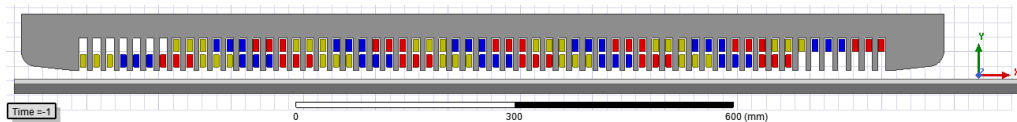


Figura 7.12: Modelo em FEM do motor de indução linear - 28 km/h@25 Hz.

Tabela 7.3: Parâmetros do secundário do MIL - 28 km/h@25 Hz.

	Cu (mm)	Al (mm)	Fe (mm)	δ (mm)
Caso 6	-	6,35	12,7	12-14
Caso 7	-	6,35	25,4	12-14
Caso 8	-	9,53	17,46	12-14
Caso 9	6,35	-	25,4	12-14
Caso 10	9,53	-	25,4	12-14

7.2.1 Caso 6: $Al=6,35$ mm e $Fe=12,7$ mm

A Figura 7.13 apresenta os resultados de força de tração, força normal e corrente de fase. Para baixos valores de escorregamento, ou seja, $0,1 < s < 0,2$, a força de tração atinge valores entre $0,3 < F_x < 0,45$ kN para os dois valores de entreferro avaliados. Na faixa de operação usual, $0,2 < s < 0,4$, a força está entre $0,45 < F_x < 0,8$ kN quando $\delta = 12$ mm. Na partida, $F_x > 1,1$ kN $\forall \delta$. A força normal desenvolvida pelo motor apresenta componentes de repulsão a partir de $s \geq 0,5$. Para escorregamentos entre $0,1 < s < 0,2$ a força normal é aceitável, com $F_y \approx -1$ kN para $\delta = 14$ mm. F_y apresenta valores ainda menores que -1 kN para $\delta = 12$ mm e escorregamento entre $0 < s < 0,4$.

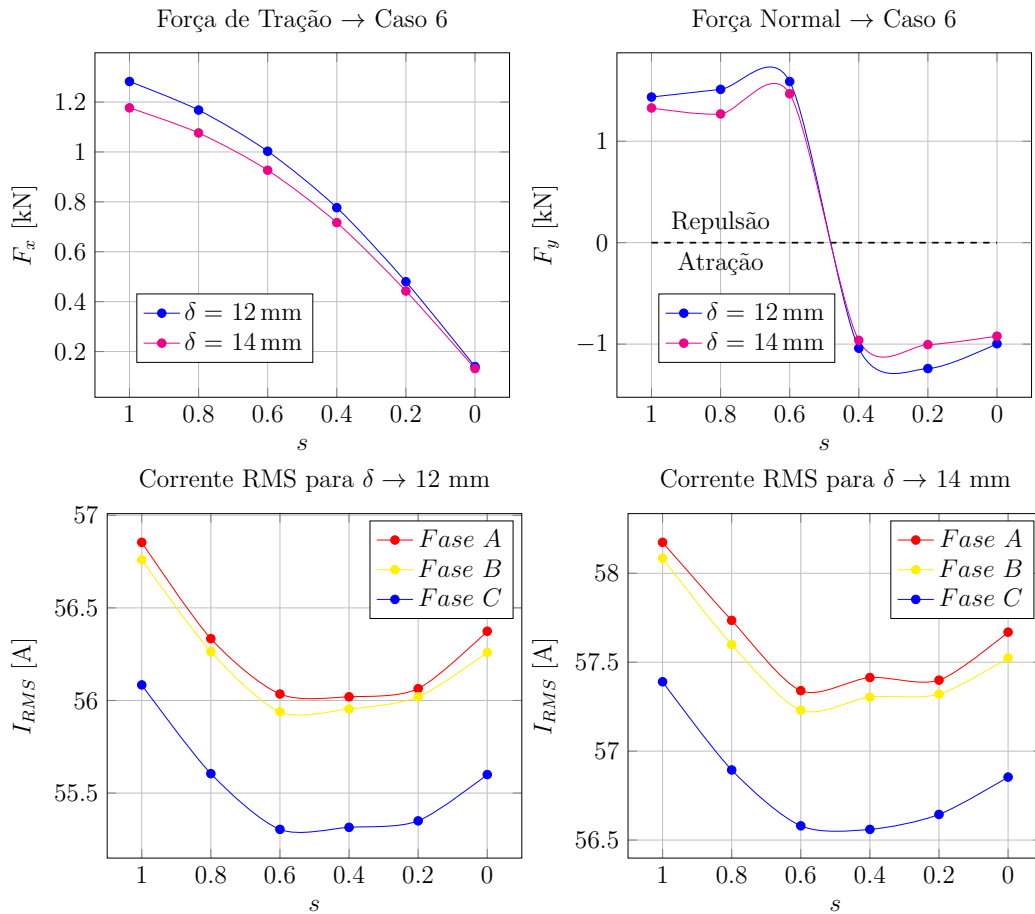


Figura 7.13: **Caso 6:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

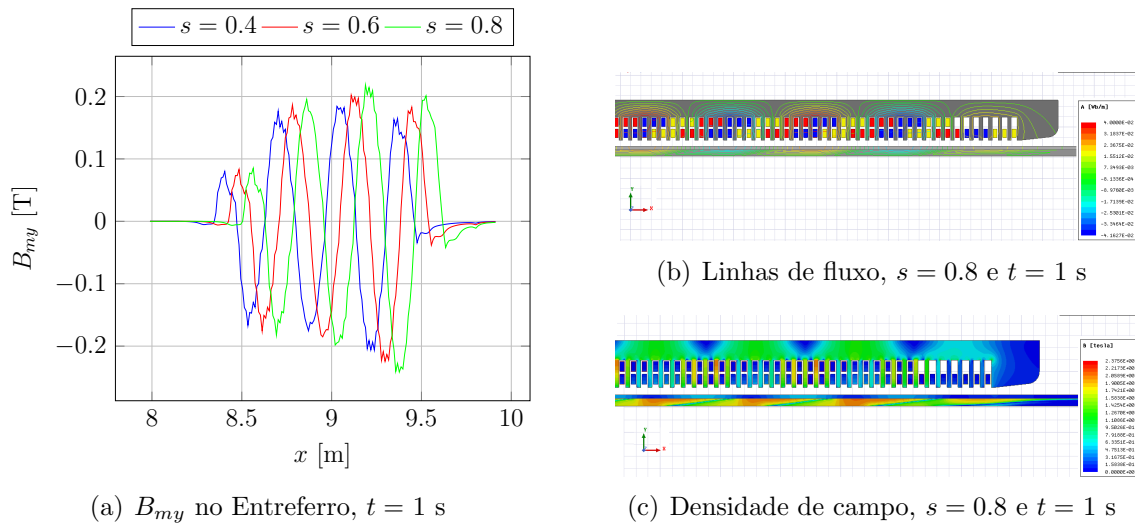


Figura 7.14: **Caso 6:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

A corrente de fase é desbalanceada e um pouco elevada, conforme apresentado na Figura 7.13. A corrente deveria ser mantida próxima de 50 A na faixa de operação usual, entretanto apresenta amplitudes de ≈ 55 A com picos de 57 A. A densidade de fluxo magnético na região das extremidades de entrada e saída do primário apresenta

amplitude reduzida (Figura 7.14(a)). Esse efeito é esperado já que as ranhuras são parcialmente preenchidas com cobre. A redução de B_{my} , função da característica topológica do motor linear, torna-se mais perceptível na extremidade do motor onde o enrolamento está acomodado no fundo das ranhuras.

As linhas de fluxo magnético (Figura 7.14(b)) mostram uma suavização nas extremidades do motor que pode ser interpretada, no caso de motores de baixa velocidade, como uma consequente perda de eficiência. Além disso o custo do motor é aumentado pela extremidade alongada do pacote magnético do primário. O núcleo primário é magneticamente bem aproveitado, de acordo com a Figura 7.14(c), e o ferro do secundário trabalha levemente saturado.

7.2.2 Caso 7: $Al=6,35\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$

Para o caso 7 foram realizadas simulações com diferentes entreferros e topologias de secundário. Resultados com o secundário seccionado, conforme MIL ilustrado na Figura 7.15, também serão apresentados. O *gap* (δ_g) entre as seções é uma condição imposta por secundários longos e nesta simulação foi considerado com 5 mm de extensão.

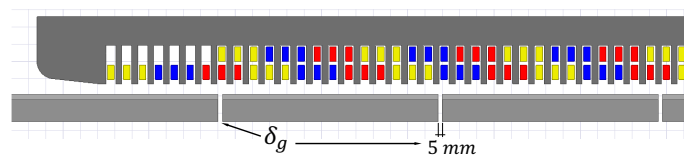


Figura 7.15: Secundário seccionado.

A força de tração no ponto de operação possui ótimas amplitudes, conforme apresentado na Figura 7.16. Para escorregamento entre $0,2 < s < 0,4$ e $\delta = 12\text{ mm}$, a força de tração varia entre $0,74 < F_x < 1,07\text{ kN}$. Uma redução de F_x com o aumento do entreferro é esperada e para $\delta = 14\text{ mm}$ a força de tração, para a mesma faixa de escorregamento, varia entre $0,65 < F_x < 0,94\text{ kN}$.

A força normal apresenta valores positivos, ou seja, componentes de repulsão entre $0,5 < s < 1,0$. A força de atração, para escorregamentos entre $0,4 < s < 0,5$, está dentro de valores aceitáveis de acordo com a Figura 7.16. Para a faixa de operação usual com $0,2 < s < 0,4$, F_y apresenta valores toleráveis entre $-1,5 < F_y < -1\text{ kN}$ para $\forall \delta$.

O seccionamento do secundário produz uma redução nas forças de tração e normal, conforme esperado. Quando $\delta = 12\text{ mm}$ a força de tração é reduzida em 2,5% para $s = 0,2$ e em 3,3% para $s = 0,4$. A perda não é proporcional apenas ao δ_g , mas aumenta com o escorregamento. Quando $\delta = 14\text{ mm}$ a força de tração reduz em 2,7% para $s = 0,2$ e para $s = 0,4$ em 3,5%, mostrando o gradativo aumento

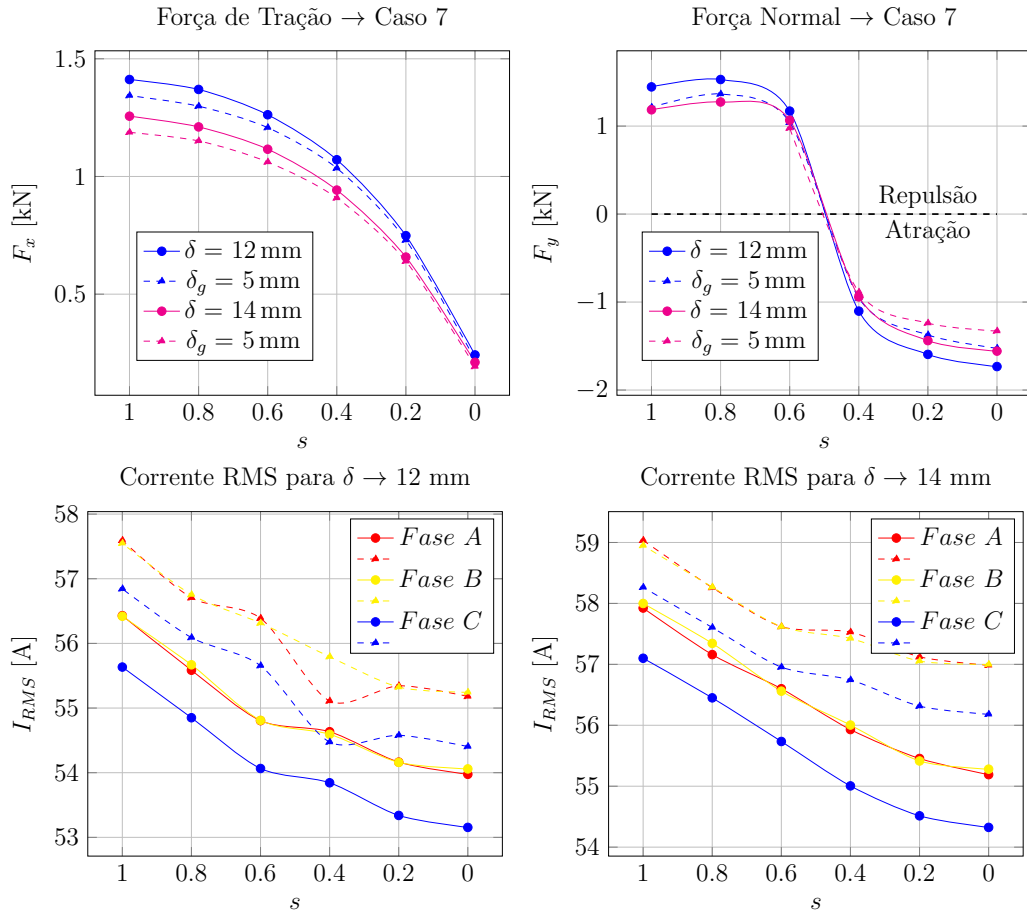


Figura 7.16: **Caso 7:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

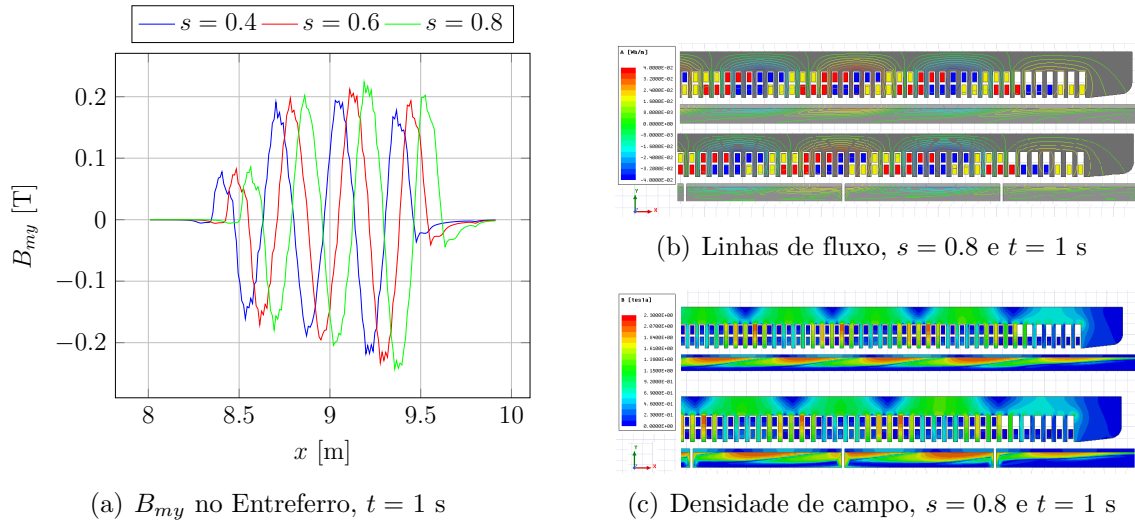


Figura 7.17: **Caso 7:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

nas perdas com o aumento do entreferro. A corrente de partida apresenta valores de ≈ 58 A quando $\delta = 14$ mm, conforme observado nos resultados da Figura 7.16. O caso simula uma operação sem carga, justificando o reduzido valor da corrente de partida. O seccionamento do secundário produz um aumento de I entre 2% e 3%.

Os resultados de densidade de fluxo magnético no entreferro, linhas de fluxo e densidade de campo magnético estão apresentados na Figura 7.17. Uma comparação entre o secundário contínuo e seccionado (Figuras 7.17(b) e 7.17(c)) mostra um pequeno aumento do fluxo magnético na região de extremidade das seções do secundário. A otimização da altura do núcleo de ferro do secundário deve considerar o seccionamento e o aumento de fluxo nas extremidades das seções a fim de não produzir uma área de saturação do ferro.

7.2.2.1 Caso 7.1: $Al=6,35\text{ mm}$, $Ar=17\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$

O caso 7.1 é uma variável do caso 7. Nesta configuração foi considerado um MIL com uma camada da ar, com 17 mm de comprimento, entre as camadas condutora e ferromagnética. O caso 7.1 simula uma condição aproximada dos testes realizados na bancada de medições, apresentada na seção 8.2. Tal seção descreve, com detalhes, os aspectos construtivos e operacionais deste sistema de aferição.

A Figura 7.18 apresenta as forças de tração e normal do MIL com a configuração mencionada. A força de tração possui amplitude próxima de 0,5 kN quando $s = 1$ e valores quase nulos quando a velocidade relativa é pequena, próxima de zero. Quando $0,2 < s < 0,4$ a tração varia entre $0,28 < F_x < 0,37$ kN. A força normal, calculada no modelo computacional, apresenta componente de repulsão quando $s > 0,5$ e atinge o pico em $s = 1$ com $F_y \approx 0,49$ kN. Para baixos valores de escorregamento, ou seja, $0 < s < 0,4$ predomina as componentes de atração. Este comportamento atrativo deve ser nulo, entretanto valores de $|F_{ya}| \leq 1$ kN são aceitáveis. Na faixa de escorregamento dos MIL ($0,2 < s < 0,4$) F_{ya} possui amplitudes desejáveis, para o sistema de tração projetado, variando entre $-0,5 < F_y < -0,2$ kN.

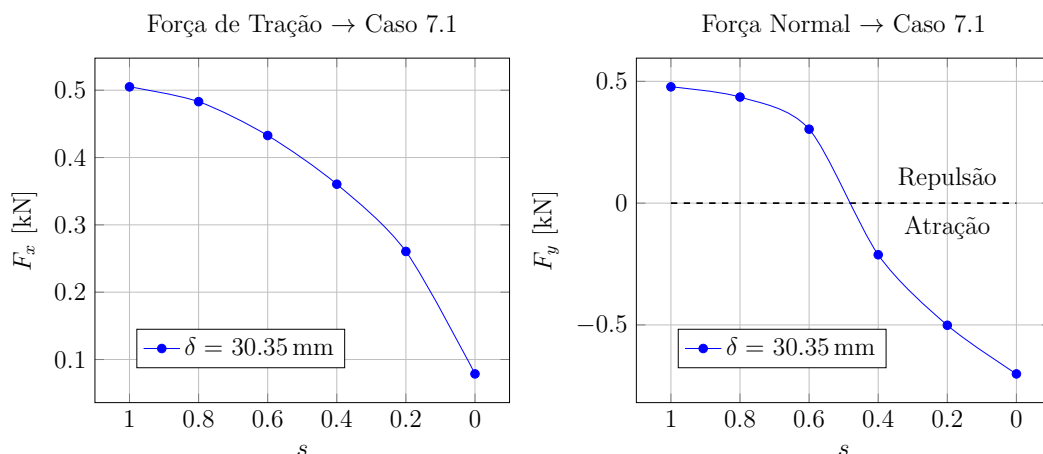


Figura 7.18: **Caso 7.1:** Forças (F_x e F_y) em função de s .

A corrente (Figura 7.19(a)) possui valores elevados, atingido ≈ 66 A com o motor bloqueado. Na região de baixo escorregamento, a corrente apresenta valores

de $\approx 64,5$ A. O valor das linhas de campo e da densidade de fluxo estão apresentados nas Figuras 7.19(b) e 7.19(c), respectivamente. O primário apresenta um bom aproveitamento magnético do ferro conforme demonstram os resultados.

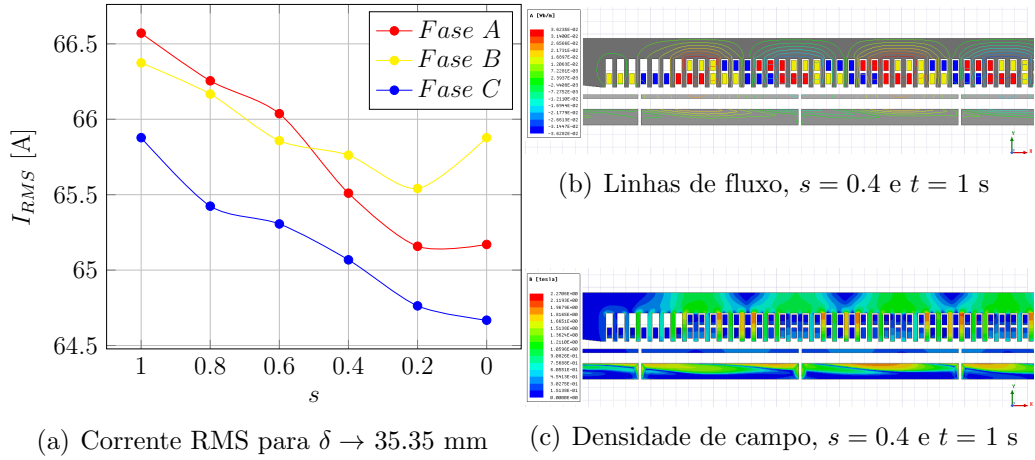


Figura 7.19: **Caso 7.1:** Corrente no primário.

A comparação entre o **caso 7** e o **caso 7.1** permite quantificar a queda da força desenvolvida pelo MIL com o aumento do entreferro. Os resultados computacionais indicaram uma redução de mais de 60% em F_x e de $\approx 50\%$ em F_y quando $s = 1$. Os dados obtidos no caso 7.1, apresentados nesta subseção, podem ser comparados com os resultados experimentais da seção 8.3, a fim de validá-los.

7.2.3 Caso 8: $Al=9,53$ mm e $Fe=17,46$ mm

A Figura 7.20 apresenta resultados de força de tração e de força normal. F_x possui baixa amplitude para $s < 0,1$, para ambos os valores de entreferro. Os valores adequados de tração, quando $\delta = 12$ mm, são observados em $s \geq 0,2$, conforme Figura 7.20. Neste ponto, $F_x = 0,59$ kN. Quando $s = 0,4$ a força de tração atinge 0,88 kN. Para um entreferro com 14 mm de comprimento, esta redução de F_x pode ser considerada razoável e em $s = 0,4$, $F_x = 0,78$ kN.

A força normal possui boa amplitude em toda a faixa de operação, já que para $0 < s < 0,2$ com $\delta = 14$ mm tem-se uma força de atração aceitável de ≈ -1 kN. Para $\delta = 12$ mm, F_y apresenta amplitudes entre $-1 < F_y < -0,5$ kN com o escorregamento variando entre $0,2 < s < 0,4$. O valor da corrente de fase é elevado e o motor deve operar, com base nos resultados apresentados da Figura 7.20, em baixo escorregamento. Na região de $0,2 < s < 0,4$, I apresenta valores entre $57 < I < 58,9$ A quando $\delta = 14$ mm.

A Figura 7.21 apresenta a densidade de fluxo no entreferro, as linhas de fluxo e a densidade de campo magnético no motor linear. A amplitude de B_{my} (Figura 7.21(a)) sofre influência das ranhuras parcialmente preenchidas, com a redução do

campo magnético nas extremidades. O aproveitamento magnético do primário e do secundário é adequado, de acordo com as Figuras 7.21(b) e 7.21(c).

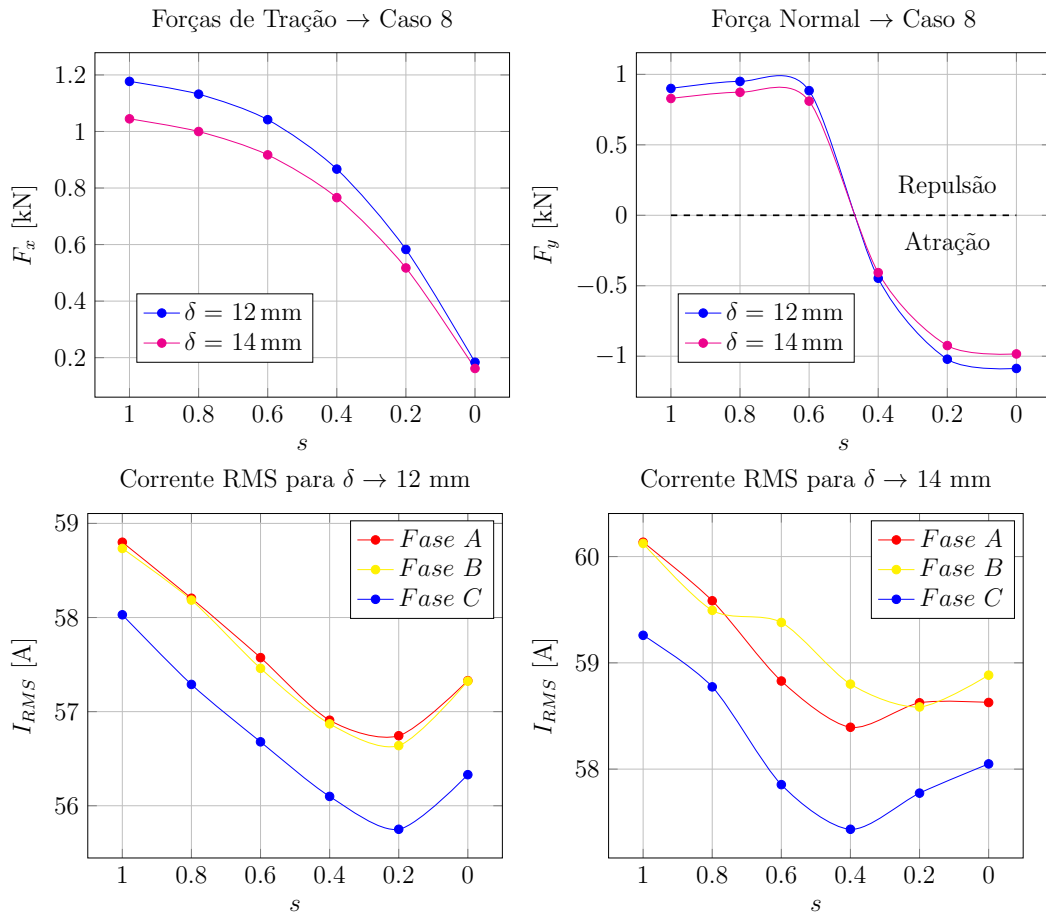


Figura 7.20: **Caso 8:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

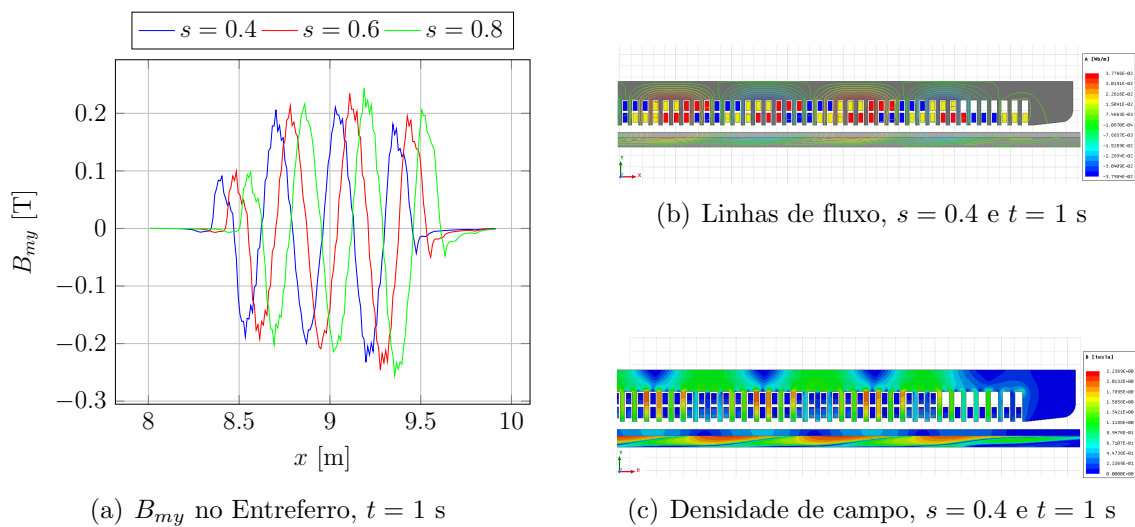


Figura 7.21: **Caso 8:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.2.4 Caso 9: $Cu=6,35\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$

A força de tração possui valores adequados para $s > 0,2$, ou seja, para toda a faixa de operação desejável e com os dois entreferros avaliados, conforme apresentado na Figura 7.22. O resultado apresenta força superior a 1 kN para $s = 0,4$ e $\delta = 12\text{ mm}$. Com $\delta = 14\text{ mm}$, $F_x = 0,9\text{ kN}$. A força normal apresenta a predominância da componente de repulsão para $s > 0,2$, $\forall \delta$. Em $s = 0,4$ e $\delta = 12\text{ mm}$, $F_y \approx 0,4\text{ kN}$. Para $0,2 < s < 0,4$ os valores de força normal são adequados ao sistema proposto para ambos os valores de entreferro. Quando $s < 0,2$ a força normal de atração apresenta amplitude em torno de $-0,2\text{ kN}$, $\forall \delta$.

A corrente de fase atinge 58 A, com $\delta = 14\text{ mm}$, durante a partida. O motor deve operar com $s < 0,4$, conforme os resultados da Figura 7.22.

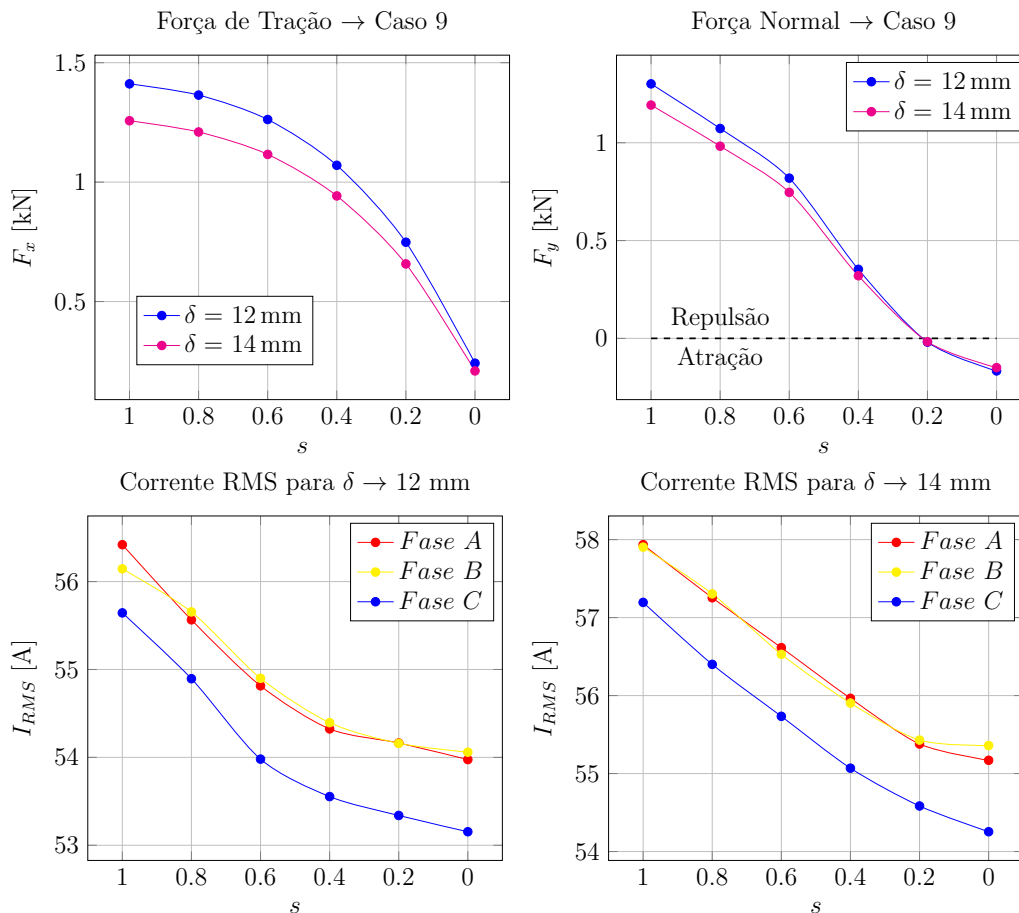


Figura 7.22: **Caso 9:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

A Figura 7.23 apresenta os resultados de fluxo e de campo magnético. A densidade de campo magnético no entreferro, apresentada na Figura 7.23(a), mostra a influência das ranhuras de extremidade na composição das forças do MIL. Por serem parcialmente preenchidas, desenvolvem apenas a metade do fluxo das ranhuras plenamente preenchidas, resultando em uma diminuição da contribuição de força destas regiões. As extremidades do núcleo primário podem ser reduzidas, visto seu

baixo aproveitamento magnético (Figura 7.23(b)). O secundário apresenta uma camada ferromagnética espessa e o circuito magnético pode ser otimizado, conforme os resultados vistos na Figura 7.23(c).

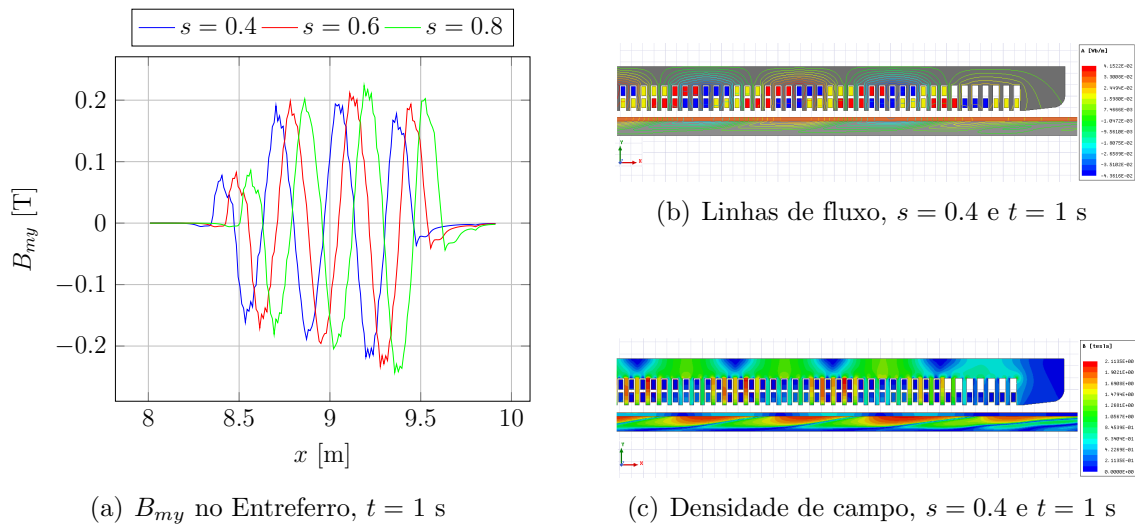


Figura 7.23: **Caso 9:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.2.5 Caso 10: $Cu=9,53\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$

A Figura 7.24 apresenta a força de tração e a força normal para a topologia do caso 10. A força de tração é bastante razoável para a região de operação do motor ($0,2 < s < 0,4$) com ambos os valores de entreferro. Nessa região, para $\delta = 12\text{ mm}$, F_x varia entre 0,6 kN e 0,9 kN. O valor máximo de F_x é $\approx 1,2\text{ kN}$ em $s = 1$.

A força de atração também apresenta amplitudes razoáveis na região de interesse ($0,2 < s < 0,4$) para $\delta = 14\text{ mm}$. Nesse ponto de operação F_y varia de 0,01 kN à 0,25 kN. Para um entreferro de 12 mm de comprimento e $s = 0,2$, o motor desenvolve uma força de atração de $-0,2\text{ kN}$. Os resultados de força obtidos, para diferentes valores de entreferro, são satisfatórios para o projeto apresentado neste trabalho.

A corrente de fase chega à 60 A na partida, para um entreferro de 14 mm. Com $\delta = 12\text{ mm}$ a corrente é ligeiramente menor devido a diminuição da corrente de magnetização. Na região de operação do MIL ($0,2 < s < 0,4$) para ambos os valores de entreferro, a corrente apresenta valores elevados contudo o enrolamento do motor é capaz de operar sob estas condições.

A densidade de fluxo magnético no entreferro está apresentada na Figura 7.25(a). A redução da amplitude em $\approx 50\%$, nas extremidades, ocorre face a topologia dos motores lineares, conforme já discutido. Através das Figuras 7.25(b) e 7.25(c) nota-se um bom aproveitamento do circuito magnético, embora a redução na altura da camada ferromagnética do secundário seja possível.

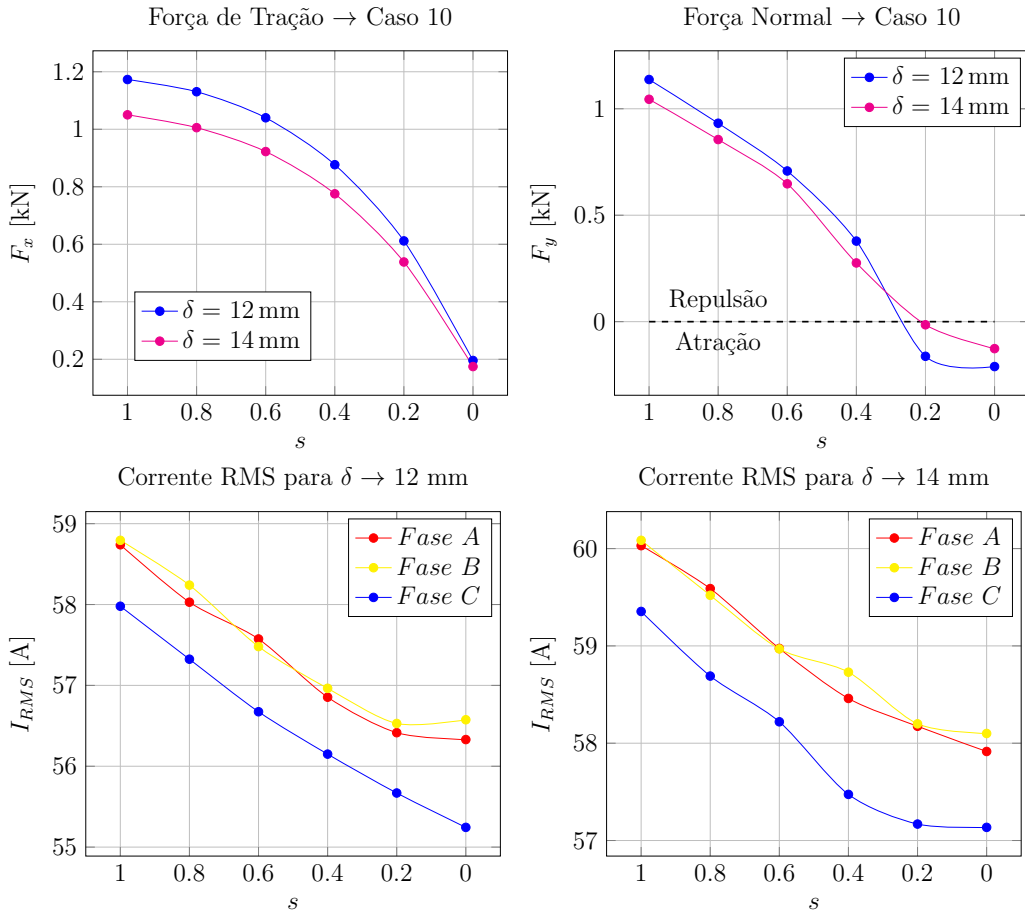


Figura 7.24: **Caso 10:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

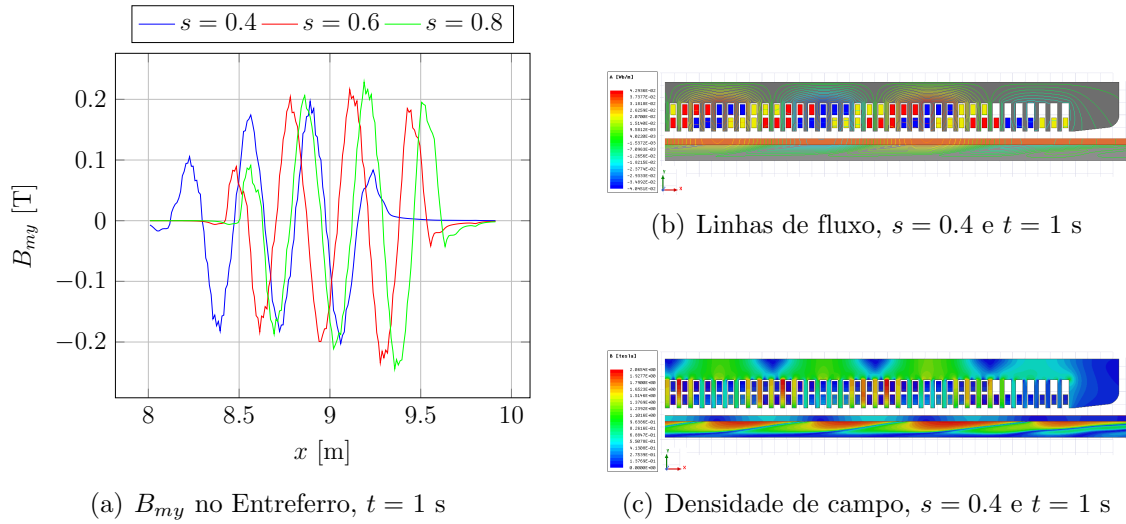


Figura 7.25: **Caso 10:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12mm.

7.2.6 Síntese dos Resultados do MIL 28 km/h@25 Hz

Tabela 7.4 apresenta uma avaliação, por meio de marcadores (\star), dos casos estudados na seção 7.2. A classificação apresentada possui como base os resultados obtidos nos cálculos numéricos. Os marcadores indicam qualitativamente quão bem

se sai uma determinada topologia no quesito avaliado.

Tabela 7.4: Classificação das diversas topologias de MIL 28 km/h @25 Hz.

	Força de Tração ¹ (F_x)	Força Normal ² (F_y)	Custo Previsto ³
Caso 6	★ ★	★ ★	★ ★ ★
Caso 7	★ ★ ★	★ ★	★ ★ ★
Caso 8	★ ★	★ ★	★ ★
Caso 9	★ ★ ★	★ ★ ★	★
Caso 10	★ ★	★ ★ ★	★

¹ ★ indica a classificação quanto à força de tração. ² ★ indica a classificação quanto à força normal. ³ ★ indica a classificação quanto ao custo de produção.

A força de tração e a força normal possuem amplitudes satisfatórias em todos os casos. Os **casos 7, 9 e 10** apresentam semelhantes resultados de F_x e F_y . A força normal calculada no motor do **caso 9** possui o melhor resultado, mas o **caso 7** torna-se a melhor opção já que incorpora o menor custo de construção ao ser comparado com os dois outros casos. Além disso a força normal de atração está dentro de níveis aceitáveis.

7.3 Resultados do MIL 90 km/h@50 Hz

A Figura 7.26 apresenta o modelo de um motor de indução linear de primário curto, face elétrica simples, face magnética dupla e secundário longo com topologia em camadas. O primário e o secundário foram projetados de acordo com os cálculos da seção 6.8.1. Os resultados apresentados nesta seção foram obtidos para uma frequência de alimentação de 50 Hz e com tensão de entrada de 380 V. O comprimento do entreferro e a composição do secundário são apresentados na Tabela 7.5. A camada condutora constituída de alumínio (Al) e a camada ferromagnética constituída de aço (Fe), foram arranjadas na topologia clássica deste tipo de motor.

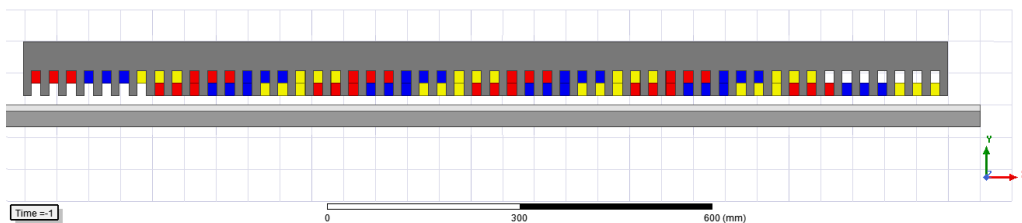


Figura 7.26: Modelo FEM do motor de indução linear - 90 km/h@50 Hz.

7.3.1 Caso 11: $Al=9,53\text{ mm}$ e $Fe=25,4\text{ mm}$

As respostas de força de tração, força normal e corrente de fase estão apresentadas na Figura 7.27. Para uma faixa de escorregamento compreendida entre $0,15 < s <$

Tabela 7.5: Parâmetros do secundário do MIL - 90 km/h@50 Hz.

	Al (mm)	Fe (mm)	δ (mm)
Caso 11	9,53	25,4	12-14

0,2, F_x possui valores adequados para os dois comprimentos de entreferro avaliados ($\delta = 12$ mm e 14 mm). O motor desenvolve força máxima, superior à 1 kN, em $s = 0,2$. Esta é uma região de operação usual dos MILs. A força normal apresenta componentes de repulsão ao longo de toda curva $F_y \times s$, com $F_y = 0,5$ kN em $s = 0,2$ e com pico em $s = 1$, com $F_y > 1,5$ kN para $\delta = 12$ mm. O comportamento da força normal é igual para $\delta = 12$ mm e 14 mm entre $0,01 < s < 0,4$ e apresenta leve variação para os demais valores de escorregamento.

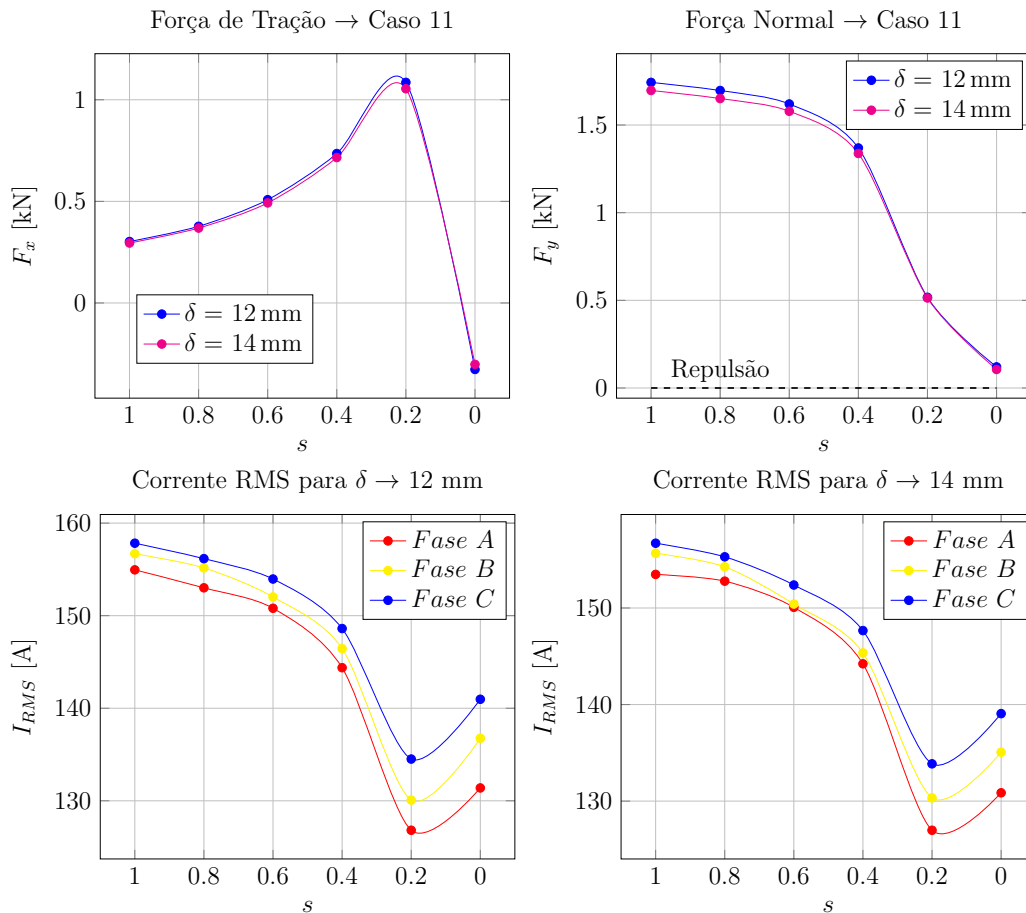


Figura 7.27: **Caso 11:** Forças (F_x e F_y) em função de s . Corrente no primário.

A corrente de fase possui valores adequados ao projeto, para os comprimentos de entreferro simulados, de acordo com a Figura 7.27. A operação do motor com baixo escorregamento ($0,1 < s < 0,2$) apresenta boa amplitude de corrente, próximo aos valores nominais de $I = 130$ A. Esta região de operação garante bons desempenhos de força de tração, além de desenvolver níveis adequados de força de repulsão.

A densidade de fluxo magnético no entreferro (Figura 7.28(a)) pode ser consi-

derada baixa, entretanto esses valores de B_{my} minimizam a componente de força normal de atração. A Figura 7.28(b) deixa evidente a formação dos polos e a influência das ranhuras parcialmente preenchidas no MIL. A Figura 7.28(c) mostra um baixo aproveitamento magnético do primário, indicando haver a possibilidade de otimização da geometria adotada.

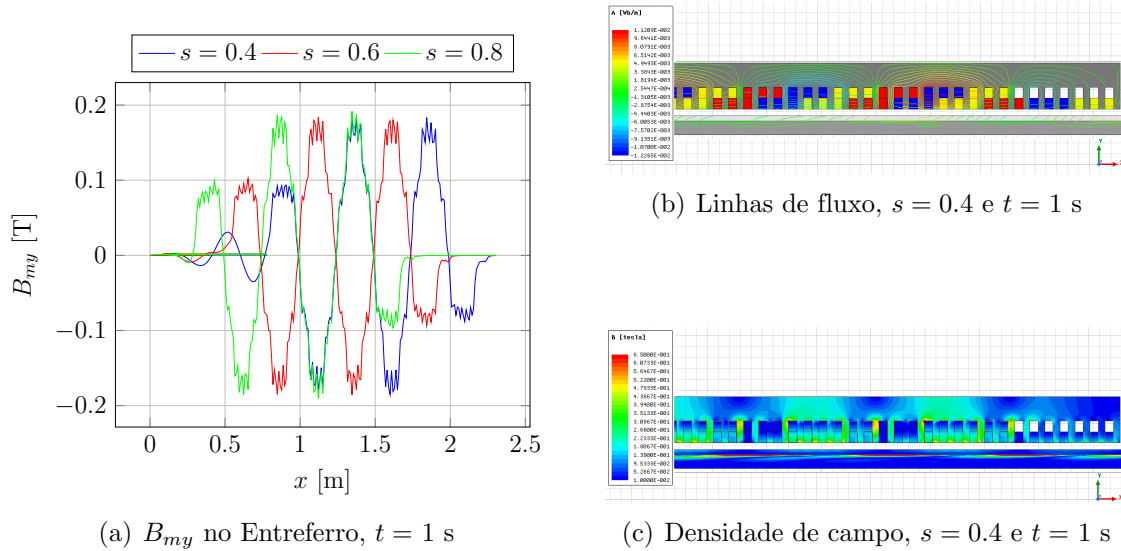


Figura 7.28: **Caso 11:** Densidade de campo e linhas de fluxo @12 mm.

7.3.2 Síntese dos Resultados do MIL 90 km/h@50 Hz

Os resultados obtidos mostram que o motor pode ser melhorado. Entretanto em sua configuração atual o motor proposto desempenharia bons resultados para o cenário simulado. A filosofia de tração adotada inicialmente, em que cada módulo do trem possui seu sistema de tração (acionamento e motor) permite, sobretudo, que os motores mantenham dimensões razoavelmente aproximadas garantido um bom desempenho.

7.4 Considerações

O motor apresentado no **caso 7** foi definido como a opção adequada para a construção de uma bancada de testes. Utiliza o primário da Equacional Elétrica e Mecânica LTDA, a camada condutora em alumínio do secundário possui 6,35 mm de espessura e a ferromagnética 25,4 mm de espessura. Os dados deste motor podem ser consultados nas Tabelas 6.9, 6.10, 6.11, 6.12 e 6.13. Ensaios experimentais com este motor visam validar os resultados computacionais e assim transmitir confiabilidade para o projeto dos demais motores avaliados neste trabalho. O uso de alumínio

tem como objetivo reduzir o custo da bancada experimental, mas o uso de cobre na camada condutora apresentará resultados de força mais adequados.

Capítulo 8

Testes Experimentais

Neste capítulo serão apresentados resultados de força, tensão e corrente obtidos através de testes experimentais realizados com o motor avaliado na seção 7.2.2. As características do motor de indução linear operando com velocidade variável ou secundário bloqueado serão apresentadas, bem como os resultados para a operação como motor e gerador. Os testes serão feitos em um bancada denominada *STRATUM*¹, desenvolvida para esta tese, que permite a realização de estudos e a obtenção de dados em motores de indução lineares com primário curto e secundário longo com topologia tipo camadas (*Al-Fe*).

A seção 8.1 apresenta bancadas de testes para motores lineares nas topologias setorial e linear. Suas principais características, vantagens e desvantagens serão avaliadas. A descrição da *STRATUM* será apresentada na seção 8.2 e os resultados obtidos com os testes experimentais poderão ser vistos na seção 8.3.

8.1 Breve Revisão Sobre Sistemas de Ensaio

Os motores setoriais são utilizados como base para a construção e análise de motores lineares, devido sua estrutura de pequeno porte e do custo reduzido. Construídos a partir de um motor de indução rotativo, muitos pesquisadores dedicam-se ao estudo e desenvolvimento deste tipo de motor. Em 1997 foram realizadas simulações com motor setorial [58] e em 2003 um motor com esta topologia foi utilizado em relevantes estudos acadêmicos [59].

Em 2012, na Universidade Federal do Rio Grande do Sul, foi construído um motor setorial [11], apresentado na Figura 8.1, como parte da fundamentação de uma tese de doutorado. O sistema utilizou um tacogerador para medir a velocidade de rotação, um multimedidor para medição de tensões, correntes e potências e um conversor CA-CC de 4 quadrantes que permite o fluxo bidirecional de potência.

¹*Stratum*, do latim: Camadas.

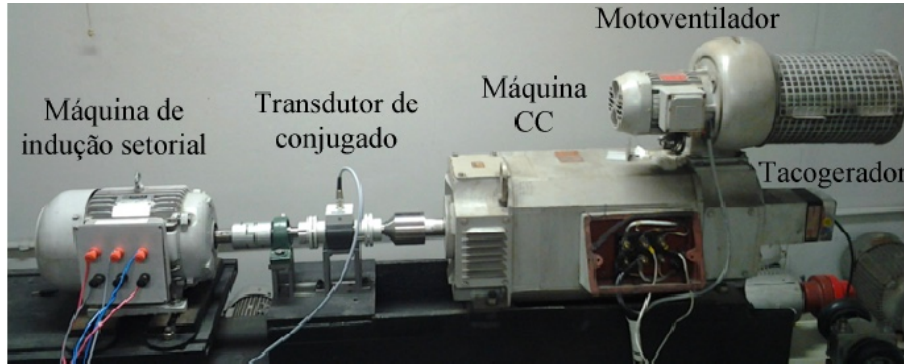
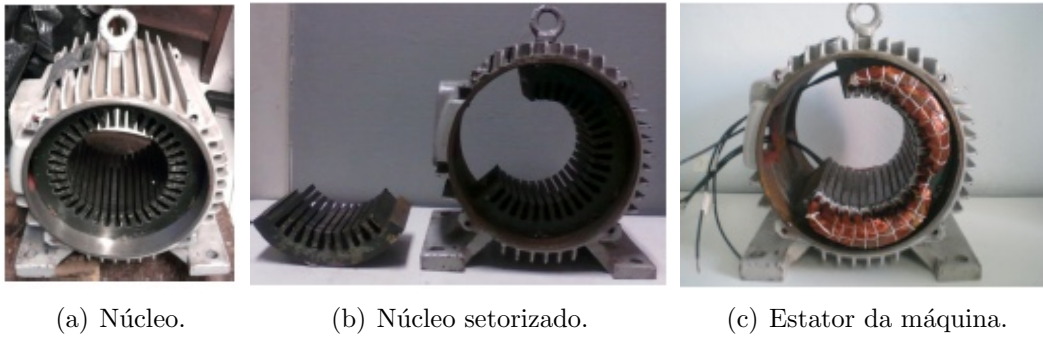


Figura 8.1: Bancada de testes de um motor setorial projetada por TAVARES [11]. Tensão nominal/fase = 220 V, Corrente nominal/fase = 1,44 A, Frequência nominal = 60 Hz, 4 polos e 24 ranhuras. *Imagens cedidas pelo autor, TAVARES [11].*

A Equacional Elétrica e Mecânica LTDA possui um projeto de bancada de testes com motor setorial, idealizado pelo prof. D.Sc. Ivan Chabu, apresentado na Figura 8.2. Esta proposta conta com um motor de indução setorial de primário curto, com raio elevado, e secundário circular. O secundário pode ser variado entre a topologia em escada (barras e anel de curto) ou camadas (placa contínua). Além disso, possibilita a variação do entreferro e possui ainda um freio dinâmico com ímãs permanentes e um sistema de medição de forças.

Os motores lineares, diferentemente das máquinas rotativas convencionais e motores setoriais, necessitam de um sistema ainda mais elaborado e complexo para medições em ambiente laboratorial. Bancadas de testes para motores lineares podem possuir dimensões e custos elevados, contudo alguns projetos têm sido apresentados.

A Universidade de Palermo, Itália, desenvolveu no início dos anos de 1980 uma bancada de testes que permitia avaliar motores de indução lineares de primário curto, secundário longo tipo camadas de face elétrica simples e motores com face elétrica dupla, conforme apresentado a Figura 8.3. Uma vista geral da plataforma de ensaios está apresentada na Figura 8.3(a). O diâmetro menor, de 9,6 m, acomoda o motor de face elétrica simples apresentado na Figura 8.3(b). O diâmetro externo possui 10,6 m e nesta região trafega o motor de face elétrica dupla, apresentado na Figura

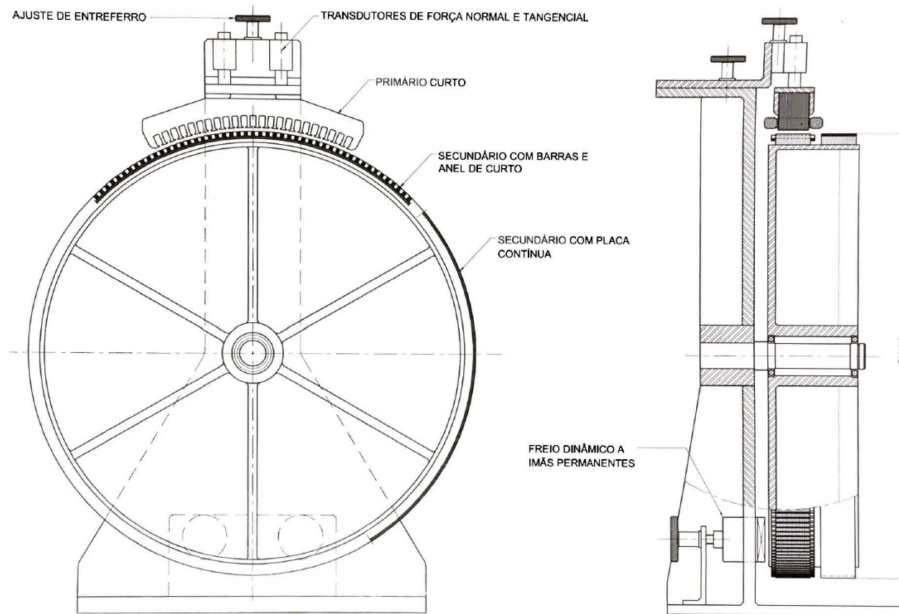


Figura 8.2: Motor linear setorial com variação da topologia do secundário. *Imagens cedidas pelo autor, CHABU e GOMES [33].*

8.3(c). A largura do secundário é 0,9 m para ambos os motores. O secundário é do tipo camadas, com alumínio na lâmina condutora.

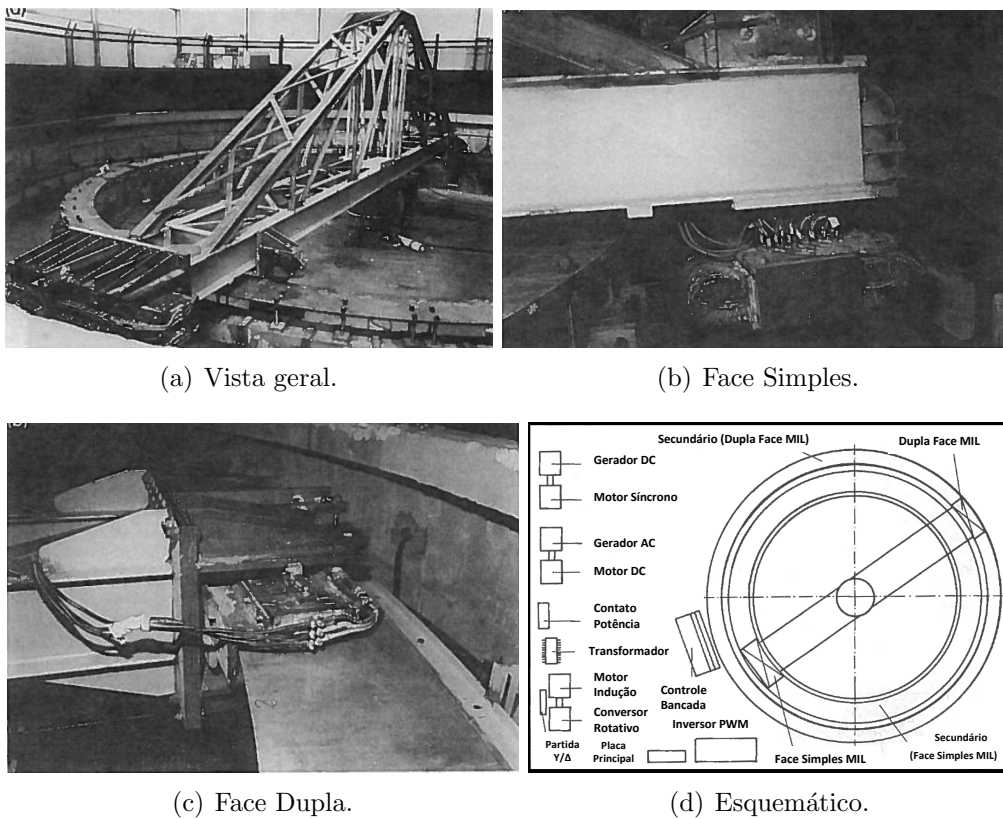


Figura 8.3: Bancada de teste do MIL, desenvolvida na Universidade de Palermo.

A Universidade Federal do Rio de Janeiro construiu, em seus laboratórios, um

sistema de testes para motor linear de indução com primário curto e secundário longo tipo escada em duplo-“C”. A montagem da bancada, apresentada na Figura 8.4(a), foi iniciada em 2010 e conta com uma pista de 12 m de comprimento, trilho de imãs de terras raras e um motor de indução linear de primário curto, face elétrica simples e magnética dupla. O sistema possibilita a medição da força de tração com primário bloqueado e a influência da força normal na altura de levitação, além da observação dos transitórios de partida. O custo deste sistema é elevado. O comprimento limitado impede a obtenção de alguns dados importantes. Por ocupar muito espaço, sua instalação foi feita em uma área externa ao laboratório. Um sistema em rampa com variação da inclinação também foi projetado e construído, conforme apresentado nas Figuras 8.4(b) e 8.4(c).

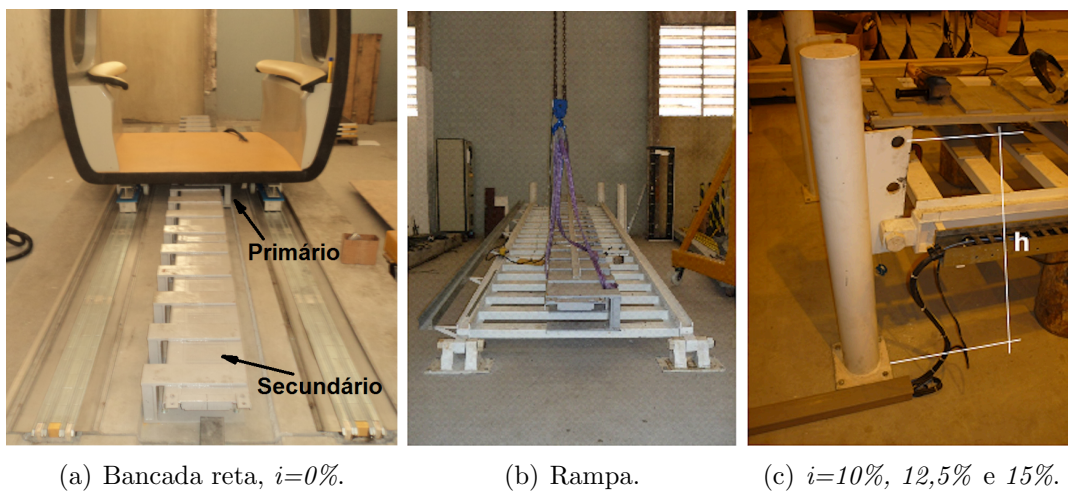
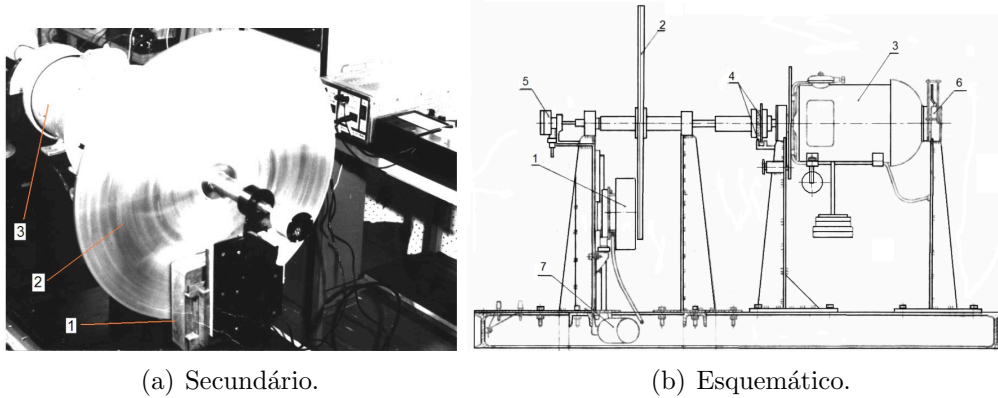


Figura 8.4: Bancada de teste do MIL do MagLev-Cobra, desenvolvido na UFRJ.

Em 2011 foram apresentados alguns modelos de bancada de testes para motor linear [60]. Essas bancadas possibilitavam testes com ML-face elétrica simples e magnética dupla ou testes em ML-face elétrica e magnética dupla. Para testes em ML-face elétrica simples e magnética dupla utilizava-se uma topologia com secundário em disco tipo camadas, conforme Figura 8.5. A Figura 8.5(a) apresenta o primário e um secundário tipo disco e a Figura 8.5(b) o esquemático do sistema completo. A bancada de testes possui uma máquina C.C. com escovas, usada para carregar o MIL, e para medição de torque utiliza-se um voltímetro. Para medir a velocidade de rotação utiliza-se um tacogerador fotoelétrico. Além disso um tacogerador síncrono de ímãs permanentes também foi construído. Para alterar o entreferro do MIL, um motor C.C. varia a posição radial do primário.

Para os testes em ML-face elétrica e magnética dupla foi desenvolvida uma bancada tipo esteira [60], apresentada na Figura 8.6. Neste sistema utilizam-se dois primários, conforme Figura 8.6(a), e um secundário elástico tipo esteira, conforme visto em maior detalhe na Figura 8.6(b). Este secundário é projetado na forma de um

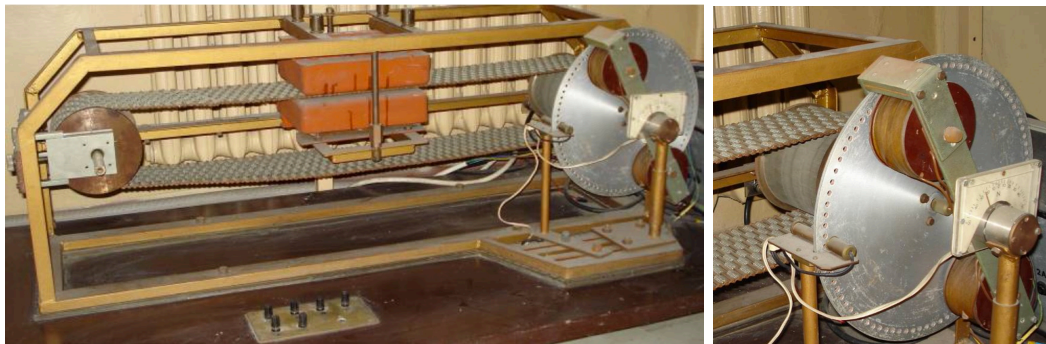


(a) Secundário.

(b) Esquemático.

Figura 8.5: Bancada de testes de um motor linear projetada por GIERAS [60]. Tensão = 380 V rms, Resistência = $3,5 \Omega$ /fase, Frequência nominal = 50 Hz e 4 polos. Descrição das partes: 1 - primário, 2 - secundário tipo disco, 3 - motor C.C., 4 - tacogerador fotoelétrico, 5 - tacogerador síncrono de ímãs permanentes, 6 - medidor de torque, 7 - motor CC para medição de deslocamento radial.

enrolamento tipo escada com barras de cobre arredondadas entrelaçadas com uma fita tecida, conectada elétrica e mecanicamente em cada extremidade com fios de cobre trançados. O freio magnético de correntes parasitas pode ser usado como carga. Este tipo de secundário apresenta resistência elétrica elevada, espessura elevada e resistência mecânica reduzida quando comparado com o secundário tipo disco.



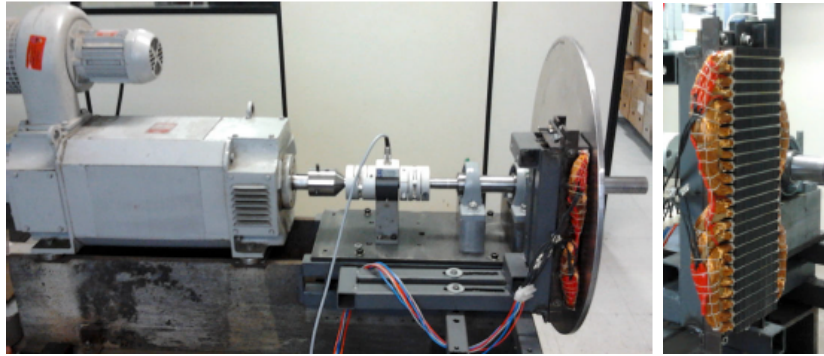
(a) Bancada do MIL com secundário tipo esteira.

(b) Freio magnético.

Figura 8.6: Bancada de testes de um motor linear, projetada por GIERAS [60], com secundário elástico tipo esteira.

Uma bancada com motor de indução linear de primário curto e secundário tipo disco, desenvolvida na Universidade Federal do Rio Grande do Sul em 2012, está apresentada na Figura 8.7(a). O primário (Figura 8.7(b)) opera sobre o disco de alumínio com uma camada de material ferromagnético solidária. Sensores de torque estão instalados no eixo, a fim de medir as forças desenvolvidas no motor.

Os sistemas de medição com motores setoriais apresentam tamanho e custo reduzidos além de permitir a avaliação dos efeitos de extremidade, principal efeito



(a) Bancada de ensaio.

(b) Primário.

Figura 8.7: Bancada de testes com motor de indução linear de primário curto e secundário tipo disco. *Imagens cedidas pelo autor, TAVARES [11].*

das máquinas lineares. A topologia do secundário pode ser variada e a geometria semi-circular do motor setorial impossibilita, ou dificulta muito, variações uniformes no entreferro.

Os sistemas de testes que utilizam motores lineares são apropriados para testes com inclinação, variação de entreferro e influência das forças normais em função do secundário. Além disso também permite avaliar os efeitos de extremidade. Entretanto a implementação do sensoriamento pode ser mais complexa do que em bancadas com motores setoriais. Este tipo de bancada, como já mencionado, pode apresentar tamanho e custo elevados. Secundários tipo disco possuem velocidade tangencial variada em diferentes pontos do secundário, podendo influenciar os resultados e exigir cautelosa interpretação e correção de cálculos e dados obtidos.

8.2 Novo Sistema de Ensaios - MIL@Camadas

Na seção 8.1 foram apresentadas diferentes topologias para sistemas de ensaio com motores lineares e suas características mais relevantes. A fim de mitigar os principais problemas observados nas bancadas de testes desenvolvidas anteriormente, por diversos grupos de pesquisa, será apresentado a seguir um sistema denominado *STRATUM*, ilustrado na Figura 8.8. Este sistema de medição auxilia a fundamentação e a validação dos resultados computacionais apresentados neste trabalho. Além disso, ele surge da necessidade de se avaliar um novo conceito de bancada de testes para motores lineares. Projetado para esta tese e construído na UFRJ, pela engenharia do LASUP/LABMAQ, pode ser considerado um sistema inovador que poderá contribuir com a pesquisa de motores de indução lineares e com a produção de outros trabalhos acadêmicos e científicos.

A bancada de testes foi construída utilizando o motor apresentado na seção 7.2.2 que utiliza um motor de indução linear de primário curto, face elétrica simples, face

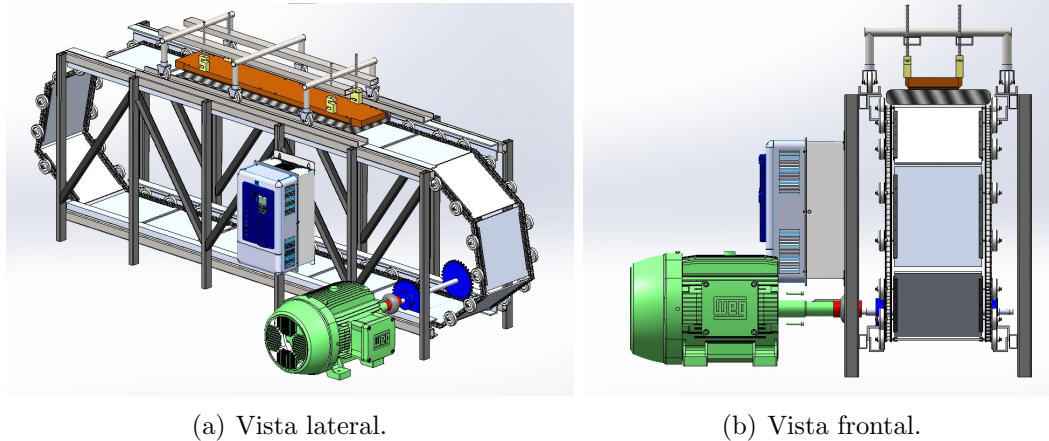


Figura 8.8: Ilustração do projeto *STRATUM*. *Imagens cedidas por Felipe Costa.*

magnética dupla e secundário longo tipo camadas com alumínio na lâmina condutora. Os dados do motor podem ser consultados nas Tabelas 6.9, 6.10, 6.11, 6.12 e 6.13. O primário foi construído pela Equacional Elétrica e Mecânica LTDA e está apresentado no capítulo 4. Por não utilizar um secundário tipo disco, a *STRATUM* não apresenta problemas relacionados à velocidade tangencial. O sistema consegue aliar as vantagens de uma bancada de baixo custo e tamanho reduzido, semelhante as bancadas com motores setoriais. Permite a obtenção de resultados com velocidade variável e com o secundário bloqueado. Esta bancada possui, potencialmente, a capacidade de viabilizar a obtenção de dados como: força de tração, força normal, efeitos de extremidades, influência do entreferro, comportamento da corrente de fase, densidade de campo magnético, avaliação do comportamento do sistema de levitação e condições variadas de operação.

O processo de fabricação e montagem da bancada está sintetizado a seguir com a apresentação das suas partes constituintes. A bancada conta com uma esteira móvel com placas de alumínio unidas através de correntes de transmissão (Figura 8.9(a)). São suportadas por rodas de nylon (Figura 8.9(b)) que trafegam por trilhos integrados à estrutura metálica (Figura 8.9(c)). A camada ferromagnética do secundário, ou “*back-iron*”, foi construída com lâminas de ferro delgadas de custo reduzido e fixadas na própria estrutura (Figuras 8.9(d), 8.9(e) e 8.9(f)).

Um motor rotativo na base da *STRATUM* (Figura 8.10(a)) permite a realização dos testes com a imposição do escorregamento desejado. Sensores instalados na bancada permitem a obtenção de resultados de força de tração e de força normal nos dois sentidos do eixo vertical (Figura 8.10(b)). Resultados de densidade de campo magnético e efeitos de extremidades podem ser obtidos, entretanto a bancada necessita de sensoriamento específico para esta finalidade. O primário pode ter sua altura, relativa ao secundário, variada garantindo assim a obtenção de resultados para diferentes entreferros (Figura 8.10(c)).

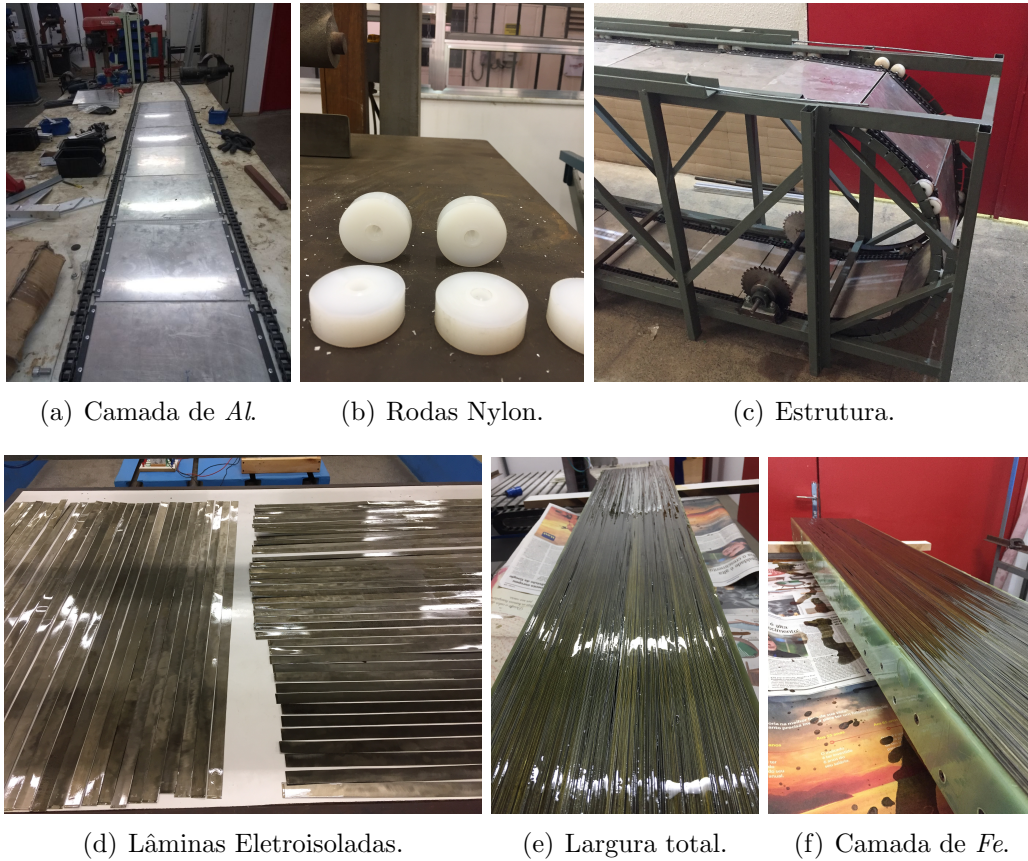


Figura 8.9: Partes constituintes do sistema *STRATUM*.

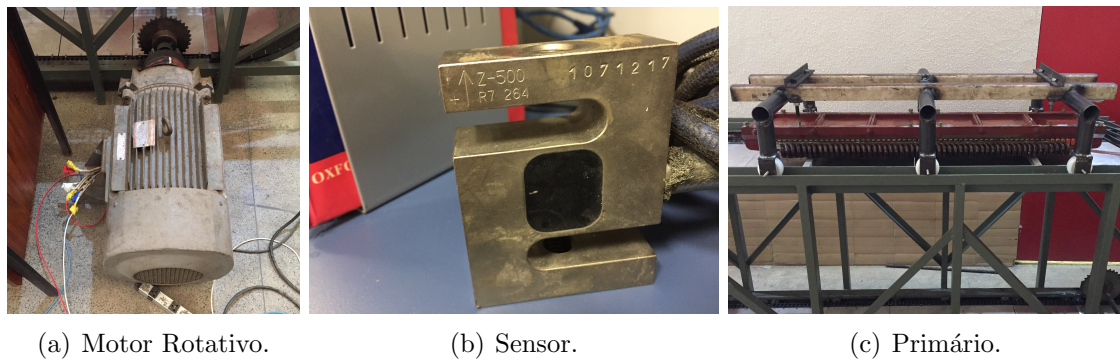


Figura 8.10: Motores e sensores da *STRATUM*.

A amplificação e filtragem dos sinais obtidos com os sensores de força foram realizadas com um circuito condicionador de sinais. Para produzir as placas de circuito impresso (PCB) foi utilizado uma CNC, apresentada na Figura 8.11(a). Os circuitos foram desenhados em um software adequado e exportados para a linguagem utilizada pela CNC (Figura 8.11(b)). O condicionador de sinais foi impresso, por subtração de material, em placa de fenolite conforme apresentado na Figura 8.11(c). A montagem dos componentes, na placa, foi realizada no próprio laboratório.

A Tabela 8.1 apresenta os principais dados da *STRATUM*. A bancada de testes



Figura 8.11: Desenvolvimento do circuito condicionador de sinais.

opera com dois inversores de frequência. O motor linear é controlado a partir de um dos inversores e o segundo sistema de controle, para imposição da velocidade de escorregamento, controla o motor rotativo. Esse arranjo garante os pontos de operação desejados, incluindo o modo como gerador de indução linear. A subseção a seguir apresentará os resultados experimentais obtidos na bancada.

Tabela 8.1: Principais parâmetros da *STRATUM* - 28 km/h@25 Hz.

Primário, Energ.		Motor Rotativo	
Tensão	420 V-(Y)	Tensão	440 V-(Δ)
Corrente	53 A	Corrente	55 A
Frequência	25 Hz	Frequência	60 Hz
Potência	29 hp	Potência	39 hp
N. de polos	6	N. de polos	4
Passo polar, τ	156 mm	Veloc. síncrona	1800 rpm
Entreferro	12 mm	Entreferro	0,2 mm
Primário, Geom.		Estrutura	
Comprimento	1270 mm	Comprimento	3410 mm
Altura	106 mm	Largura	665 mm
Largura do núcleo	166 mm	Altura	1000 mm
Largura do enrolam.	340 mm	Rodas, \varnothing	50,8 mm
Índice de proteção	<i>IP</i> – 23	Transmissão	1,43 kg/m
Peso	132 kg	Peso total	n/d
Secundário, Al		Lâminas, Fe	
Comprimento, placa	300 mm	Comprimento	1008 mm
Altura	6,35 mm	Largura	25,4 mm
Largura	345 mm	Espessura, nu	0,4 mm
Peso	2,72 kg/m	Espessura, revestida	0,5 mm

8.3 Resultados Experimentais

Os resultados experimentais foram obtidos por meio de um sensoriamento adequado à investigação proposta. Diferentes condições de operação do motor foram avaliadas. Os sensores utilizados e os detalhes de cada experimento, estão apresentados nas subseções 8.3.1, 8.3.2, 8.3.3 e 8.3.4.

A *STRATUM*, Figura 8.12, funciona com um motor de indução linear em que seu enrolamento primário é excitado por uma corrente elétrica, estabelecendo-se um campo magnético com velocidade dependente da frequência da fonte. O motor rotativo da bancada traciona a parte secundária e móvel do MIL. Esta camada conta com placas de alumínio suportadas por rodas de nylon que, em conjunto com a transmissão e rodas dentadas, são responsáveis por sua movimentação. A outra componente do secundário - camada ferromagnética - é estática, laminada e posicionada logo abaixo da camada condutora móvel. A Figura 8.16 apresenta em detalhes estas duas partes do secundário.

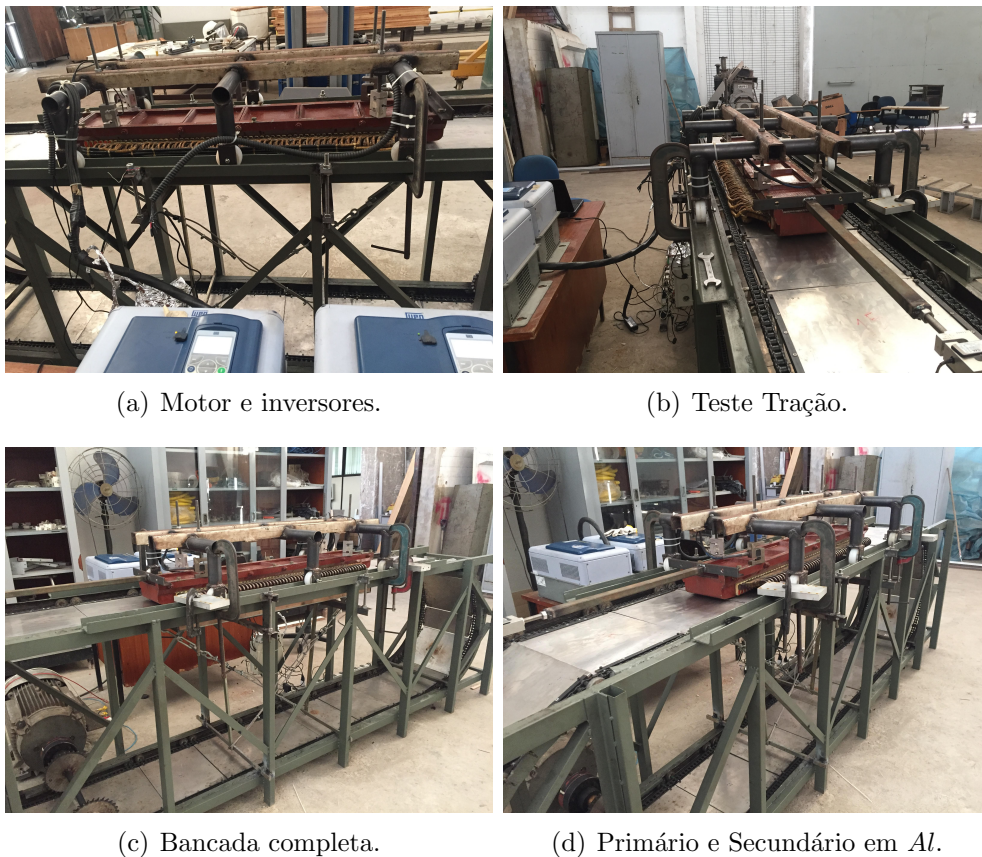


Figura 8.12: Bancada de testes *STRATUM*.

O motor rotativo é energizado por outra fonte com a mesma técnica de controle, $V/f = k$, do motor linear. Entretanto a frequência será tal que irá estabelecer uma velocidade mecânica diferente da velocidade do campo magnético. Como parte

do secundário está em movimento e parte estática, não seria adequado aos ensaios pretendidos o uso de uma placa ferromagnética sólida e inerte onde houvessem correntes induzidas com a mesma frequência do primário. Para contornar esse ponto indesejado, foi construído uma pacote de material ferromagnético laminado, conforme apresentado na Figura 8.13.

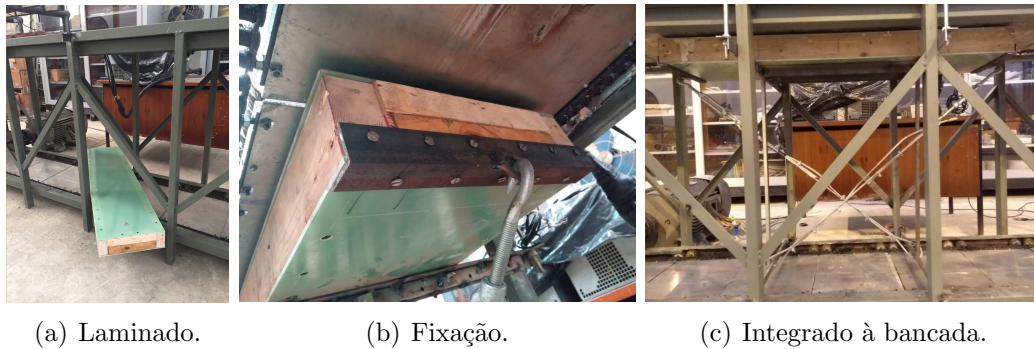


Figura 8.13: Pacote laminado do secundário da *STRATUM*.

Os testes são realizados com a variação da frequência imposta no primário e no motor rotativo, conforme os dados apresentados em cada uma das subseções a seguir. Impondo-se um escorregamento conhecido afere-se os resultados de força de tração, força normal e grandezas elétricas do motor linear tais como, tensão e corrente. As tensões de fase, corrente de fase e dados como a tensão na malha intermediária do inversor de frequência e o fator de potência do motor foram obtidos no teste com velocidade variável. Testes com o secundário bloqueado são realizados com a fixação mecânica da parte móvel. O primário, também bloqueado, possui um sensor capaz de medir as forças longitudinais. As seções a seguir apresentarão os resultados obtidos com este sistema experimental.

Tendo como base de resultados os cálculos analíticos e as simulações computacionais, os experimentos serão comparados e poderão atestar a eficácia da metodologia de projeto empregada.

8.3.1 Sensoriamento

A bancada de testes utiliza quatro sensores de força para aferição da força normal (F_y) e um sensor para medição de força longitudinal (F_x). Os sensores de F_y , em conjunto, podem medir forças de até 8 kN nos dois sentidos do eixo y . A Figura 8.8 ilustra o sistema de medição e nela é possível verificar que o primário está sustentado por uma estrutura que o mantém suspenso através dos sensores de F_y (na cor amarela). Assim os sensores registram o peso do primário do motor quando este está desenergizado. A medida que circula corrente elétrica no primário, dois comportamentos poderão ser observados:

Atração: Neste caso a força medida pelos sensores tende a aumentar já que o primário estará sendo atraído e atraindo o pacote ferromagnético do secundário.

Repulsão: Os sensores de F_y medirão uma força menor que o *offset*, que registrava a força peso do primário quando desenergizado, já que ocorrerá neste caso a repulsão entre as partes constituintes do motor.

O sensor de F_x , apresentado na Figura 8.12(b), pode medir respostas com amplitudes em torno de 1,5 kN. Para medir as forças longitudinais, o primário é fixado em uma estrutura estática ao longo do eixo x , por meio do sensor de F_x , e apoiado sobre rodas.

O sensoriamento utiliza um circuito condicionador de sinais, composto por duas placas de circuito impresso utilizando amplificadores de instrumentação de baixa potência (Figura 8.14), que além de amplificar o sinal de entrada, gerado pelo extensômetro, reduz os ruídos presentes. Detalhes sobre o amplificador operacional podem ser obtidos no *data-sheet* através do enlace <https://www.analog.com/media/en/technical-documentation/data-sheets/ad620.pdf>.

As células de carga foram calibradas previamente e os resultados de tensão, obtidos em alguns destes testes, estão apresentados na Figura 8.15.

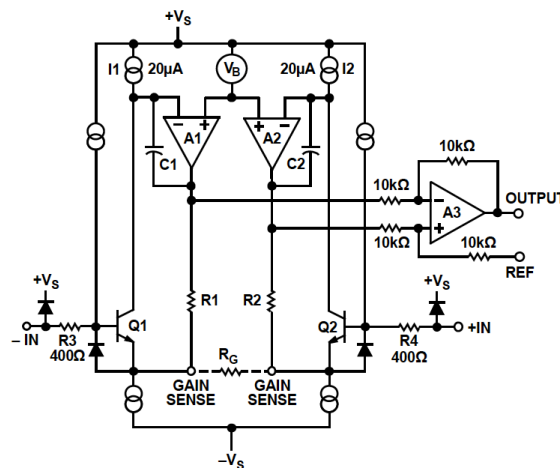


Figura 8.14: Esquemático simplificado do AD620, retirado do *data-sheet*.

8.3.2 Experimento #1

O experimento 1 (Exp.#1) tem como objetivo avaliar as forças desenvolvidas pelo motor de indução linear (normal e de tração). O comportamento de grandezas elétricas na operação do motor no 1º quadrante também serão avaliadas. Para tanto foi determinado dois valores distintos de entreferro e mantido uma relação constante

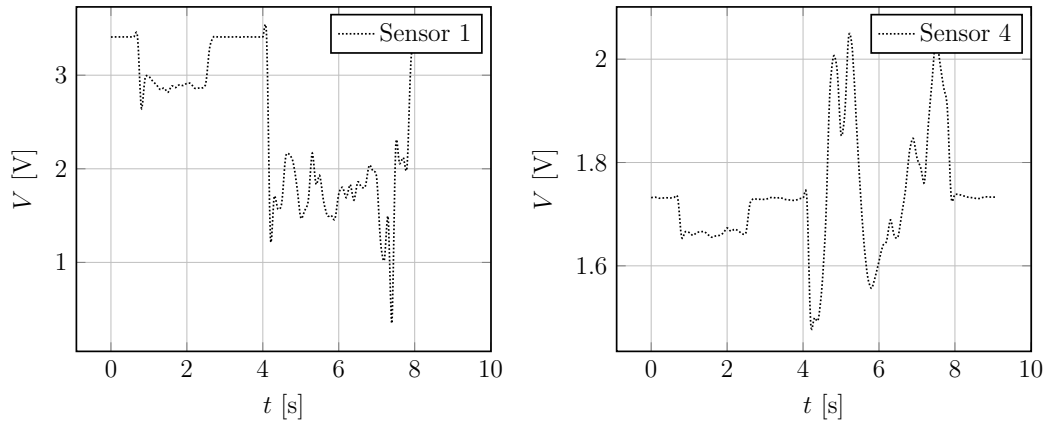


Figura 8.15: Resposta de dois sensores de força em diferentes situações de operação.

entre a tensão e a frequência aplicadas no primário. O entreferro da *STRATUM* deve ser discriminado como:

Parcela Fixa do Entreferro (δ_{\wedge}): distância compreendida entre o topo do pacote laminado de material ferromagnético (estático e solidário a estrutura da bancada) e o topo da parte móvel constituída pelas chapas de alumínio (Figura 8.16). Esta componente do entreferro possui 23,35 mm, resultado do espaço entre o laminado e o alumínio (17 mm) e a altura da própria chapa de alumínio (6,35 mm).

Parcela Variável do Entreferro (δ_{∞}): medida determinada pela distância entre o primário e as chapas de alumínio (Figura 8.16).

Entreferro Total (δ_t): medida dada pela soma das parcelas fixa e variável do entreferro: $\delta_t = \delta_{\wedge} + \delta_{\infty}$.

O somatório dos valores supracitados constitui o valor final de entreferro, conforme ilustrado na Figura 8.16. Neste teste o entreferro foi determinado da seguinte maneira: $\delta_{\wedge} = 23,35$ mm, δ_{∞} variando entre 7 e 12 mm com o entreferro total (δ_t) resultando em 30,35 ou 35,35 mm. Este valor de entreferro pode ser considerado muito elevado quando comparado com os valores usuais dos motores de indução.

A amplitude de δ_t , dependente de δ_{\wedge} , resulta de restrições de projeto e de operação da bancada, a saber:

1. O pacote laminado precisa ser mantido a uma distância de segurança mínima da parte móvel da bancada, e
2. A fim de conter as forças mecânicas atuantes no laminado, foi necessário um berço limitador feito de fibra de vidro (G10) de 5 mm de espessura.

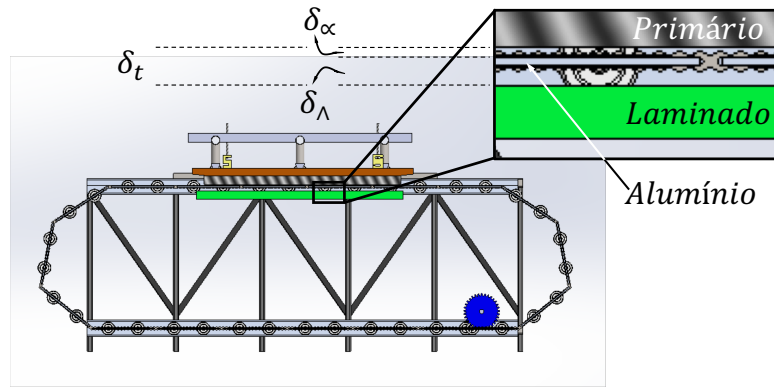


Figura 8.16: Composição do entreferro da bancada de testes.

A imposição de uma dada frequência no motor rotativo, determinou a velocidade do secundário da bancada de testes. O secundário da bancada foi mantido a uma velocidade de 0,40 m/s, obtida com o motor rotativo operando a 40 rpm. A relação entre a velocidade linear e a rotação do eixo do motor é função das dimensões da roda dentada que constitui o sistema de transmissão, conforme dados apresentados na Tabela 8.1.

A frequência de alimentação do primário foi variada para determinar as velocidades relativas entre o primário e o secundário. O primário do motor linear teve a velocidade do campo trafegante variada entre 0,4 e 4,0 m/s. A partir do escorregamento do motor linear foram medidos os dados desejados.

As Figuras 8.17 e 8.18 apresentam os resultados de força de tração e força normal do motor com velocidade variável e com secundário bloqueado para dois entreferros (δ_t) diferentes. O escorregamento foi obtido através da imposição de uma velocidade constante ao motor rotativo da bancada (Figura 8.10(a)) e da variação da frequência do MIL (Figura 8.10(c)), conforme supracitado.

A curva $F_x \times s$ do MIL, apresentada na Figura 8.17(a), possui valores adequados ao projeto, indicando a capacidade do motor de tracionar a carga para o qual foi projetado. Para $0,2 < s < 0,3$ temos um valor quase constante de $F_x \approx 0,38$ kN. A força de tração atinge valores máximos para $s > 0,7$ e $\delta_t = 30,35$ mm de $F_x \geq 0,78$ kN. A amplitude da força de tração apresenta valores proporcionais aos cálculos analíticos e simulações computacionais que foram realizados em cenários de operação com entreferro reduzido. A comparação entre os resultados da subseção 7.2.2 e desta subseção contribuem para este entendimento. Os cálculos que dão origem ao motor da bancada, em especial ao secundário, consideraram a topologia em 3 camadas (ar-alumínio-ferro) entretanto a *STRATUM* possui um secundário com 4 camadas (ar-alumínio-ar-ferro). Essa configuração fornece, como citado acima, um valor de entreferro δ_t bastante elevado.

A Figura 8.17(b) apresenta os resultados de força de tração do teste experimental

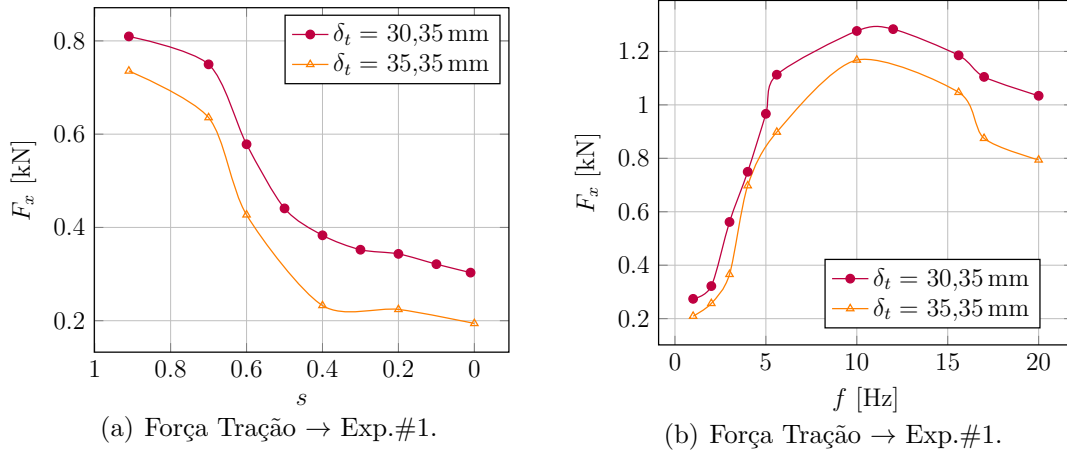


Figura 8.17: **Experimento 1:** (a) Curva de $F_x \times s$ obtida com f entre 12,8 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força de tração com escorregamento unitário.

com o secundário bloqueado. Neste experimento, a frequência foi variada de 1 Hz até 20 Hz mantendo o escorregamento unitário. Neste caso, F_x atinge valores superiores a 1,2 kN para frequência de 10 Hz.

A força normal F_y , do teste com velocidade variável, está apresentada na Figura 8.18(a). Este resultado mostra que a componente de atração da força normal pode atingir $-1,2$ kN em $s = 0$ com $\delta_t = 30,35$ mm e F_{ya} está próximo de $-0,4$ kN em $s = 0,2$. Com $s = 0,3$ e $\delta_t = 30,35$ mm, F_y apresenta força de atração em torno de $-0,25$ kN e repulsão de $\approx 0,2$ kN quando $\delta_t = 35,35$ mm. Os testes com secundário bloqueado (Figura 8.18(b)) apresentam componente de repulsão que podem atingir 0,25 kN.

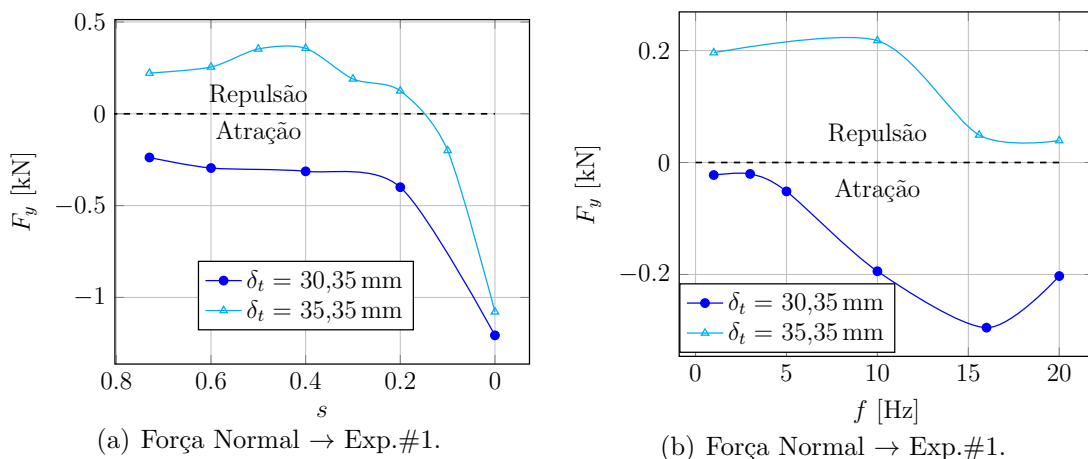


Figura 8.18: **Experimento 1:** (a) Curva de $F_y \times s$ obtida com f entre 6,4 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força normal com escorregamento unitário.

Comparando os resultados da Figura 8.17(a) e 8.17(b) não há uma correspondência exata entre os valores de força na mesma faixa de frequência para todo o espectro

do experimento. Os resultados de $F_x \times s$ foram medidos com $1,3 \leq f \leq 12,8$ Hz para determinar a faixa de escorregamento ($0 \leq s \leq 0,9$). Para uma frequência f_1 de 12,8 Hz e $\delta_t = 30,35$ mm, a frequência induzida no secundário (f_2) será dada por $f_2 = f_1 s = 11,5$ Hz. Neste ponto de operação a resposta de força de tração no teste de secundário bloqueado atinge $\approx 1,25$ kN e a resposta com variação de velocidade e escorregamento $s = 0,9$, correspondente à 11,5 Hz, apresenta uma força de $\approx 0,81$ kN. A diferença de $\approx 35\%$ entre os resultados pode ser considerada elevada. Para $s = 0,5$, $\delta_t = 30,35$ mm, e $f_1 = 2,5$ Hz a frequência induzida será $f_2 = 1,2$ Hz e a força de tração no teste com variação de velocidade será 0,42 kN. Já no teste com secundário bloqueado será 0,3 kN, apresentando uma diferença de 27%.

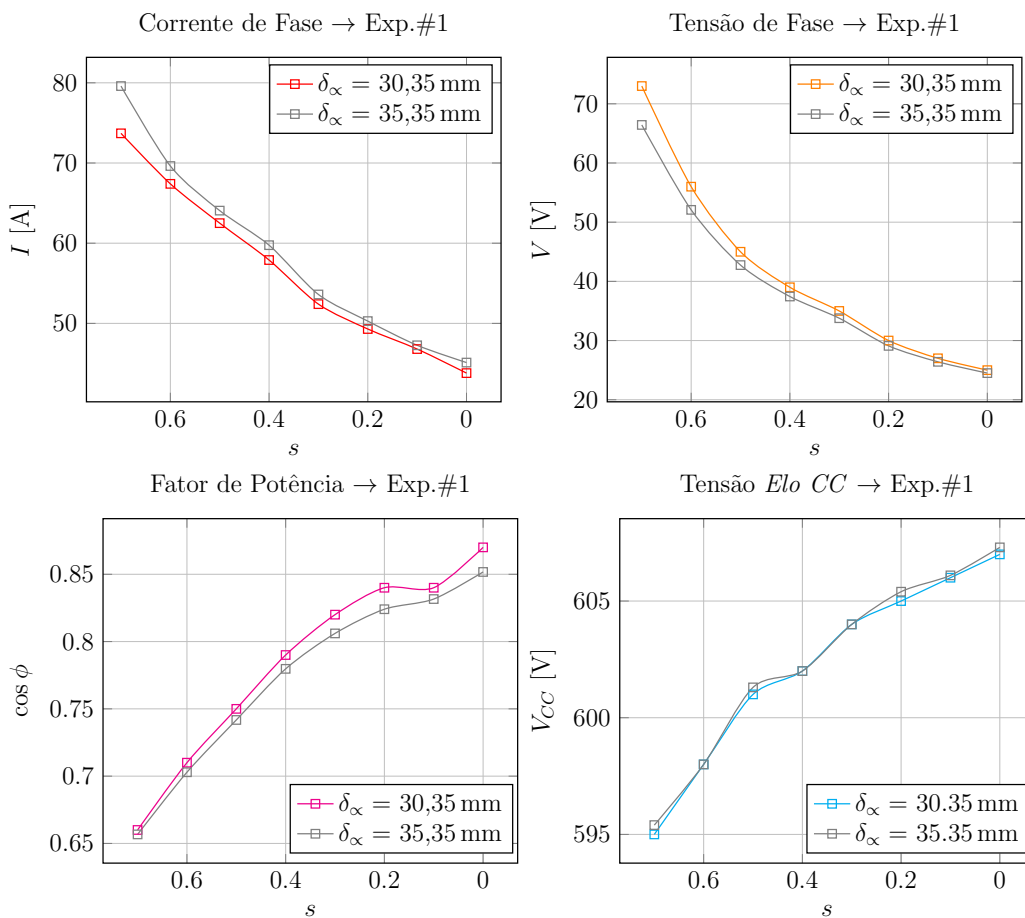


Figura 8.19: **Experimento 1:** Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear. Operação como motor.

O resultado de força normal foi obtido com $1,3 \leq f \leq 4,3$ Hz para determinar $0 \leq s \leq 0,72$. A comparação dos resultados entre 8.18(a) e 8.18(b) não apresenta plena correspondência para a mesma frequência de corrente induzida. Para $s = 0,5$, a frequência induzida que correspondente ao teste de secundário bloqueado é 1,2 Hz. Neste ponto de operação com $\delta_t = 30,35$ mm, a força normal é de atração com amplitude de $F_y = -0,3$ kN e no teste com o secundário bloqueado a força é de

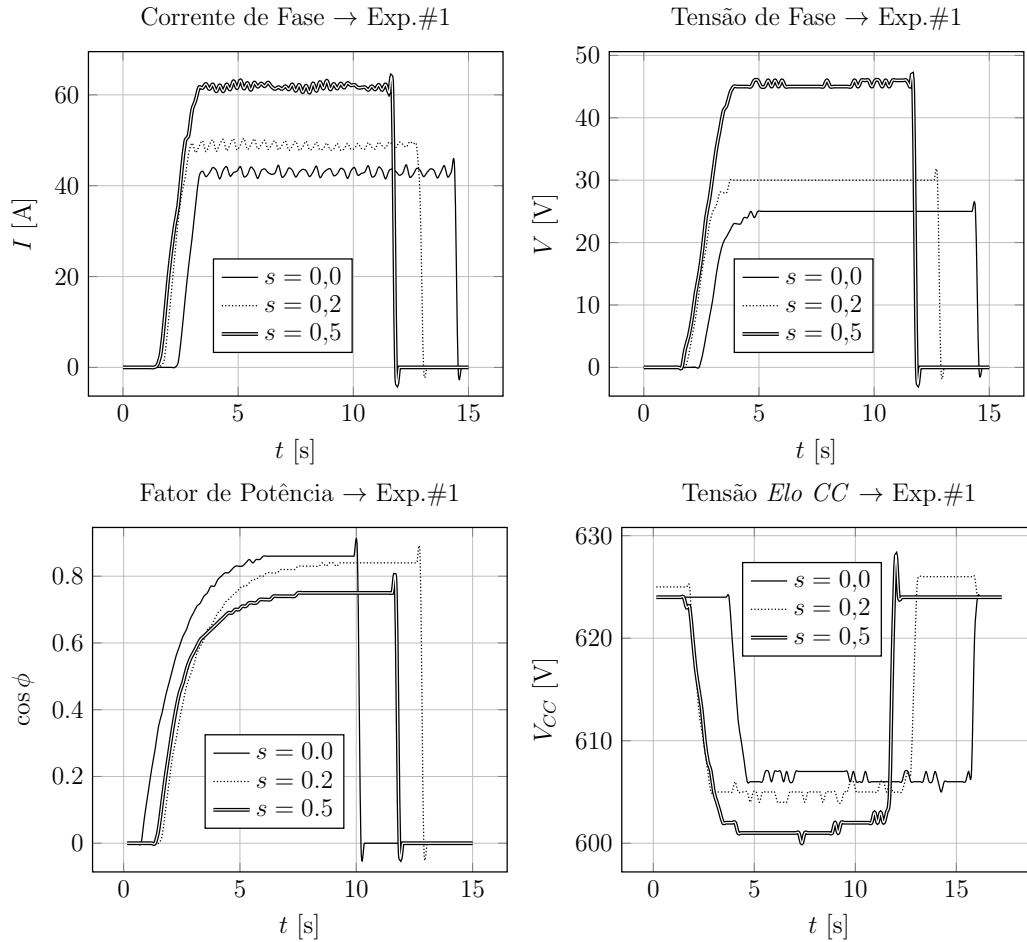


Figura 8.20: **Experimento 1:** Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear com entreferro total $\delta_{\infty} = 30,35$ mm. Operação como motor.

$-0,05$ kN. Já com $\delta_t = 35,35$ mm a força para $s = 0,5$ é $0,4$ kN e $0,2$ kN no teste com secundário bloqueado. Considerando $s = 0,7$, $f_2 = 2,94$ Hz e $\delta_t = 30,35$ mm a força desenvolvida pelo motor é de atração com amplitude de $-0,25$ kN e com secundário bloqueado apresenta força de $-0,05$ kN. Com o entreferro aumentado, ou seja, $\delta_t = 35,35$ mm a força normal será de repulsão com amplitude de $0,25$ kN e $0,2$ kN com o secundário bloqueado.

A corrente de fase, a tensão de fase, o fator de potência e a tensão no elo CC (*Elo CC*) do circuito de potência, em função do escorregamento, estão apresentados na Figura 8.19. A corrente atingiu valores superiores a 60 A para $s > 0,5$ e amplitudes menores que 50 A para $s \leq 0,2$. A corrente apresenta valores coerentes para sua faixa de operação. O fator de potência de motores lineares são baixos e valores de $\cos \phi > 0,5$ são considerados aceitáveis. Para $s = 0,2$ o fator de potência é elevado com $\cos \phi > 0,8$, indicando um bom desempenho do motor.

A Figura 8.20 apresenta as curvas de I , V , $\cos \phi$ e V_{CC} em função do tempo. Os resultados de um ciclo (partida, veloc. nominal e frenagem) para $s = 0, 0,2$ e $0,5$ mostram a resposta transitória do motor. Não há transitório de partida em função

da própria dinâmica dos testes.

8.3.3 Experimento #2

O Exp.#2 foi realizado com um entreferro total δ_t de 30,35 mm. A velocidade do campo magnético tráfegante do primário foi estabelecida por um valor de frequência duas vezes superior que no Exp.#1. A velocidade do secundário também foi duplicada, a fim de manter o escorregamento desejado.

Para estabelecer uma faixa de escorregamento de $0 < s < 0,9$, a frequência do primário variou entre $2,6 < f_1 < 25,6$ Hz com a velocidade do secundário fixada em 0,80 m/s. O teste de secundário bloqueado foi realizado com a variação da frequência do primário entre valores de $2 < f < 20$ Hz.

O resultado de força de tração está apresentado na Figura 8.21. No teste de velocidade variável com $\delta_t = 30,35$ mm e $s = 0,3$, $F_x = 0,45$ kN. Para escorregamento $s = 0,9$, a força de tração apresenta uma amplitude de 0,97 kN, aproximadamente. No teste de secundário bloqueado, a força de tração atingiu 1,5 kN com $f = 10$ Hz e para $f = 2,5$ Hz a força foi 0,8 kN. Para valores de frequência superiores a 15 Hz, F_x varia de 1,2 à 1,4 kN.

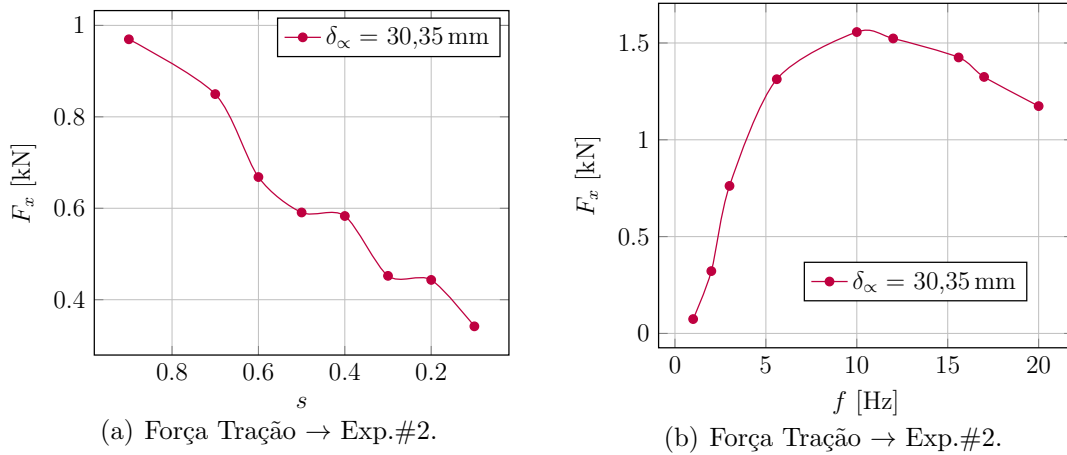


Figura 8.21: **Experimento 2:** (a) Curva $F_x \times s$ obtida com f entre 25,6 Hz e 2,56 Hz (b) Curva de força de tração com escorregamento unitário.

A Figura 8.22 apresenta os resultados de força normal para as condições de operação mencionadas. A força normal, apresentada na Figura 8.22(a), variou entre $-1,3 < F_y < -0,5$ kN para $0 < s < 0,7$. Esse comportamento atrativo de F_y é aceitável para o sistema de tração avaliado. Na faixa de operação usual de MILs ($0,2 < s < 0,3$) a força de atração varia entre $-0,98 < F_{ya} < -0,83$ kN aproximadamente. Figura 8.22(b) apresenta a resposta de força normal para o secundário bloqueado. Com $s = 1$ e a frequência do campo tráfegante variando entre $2 < f_1 < 20$ Hz, a força normal possui amplitudes de $-0,9 < F_y < -0,2$ kN, aproximadamente.

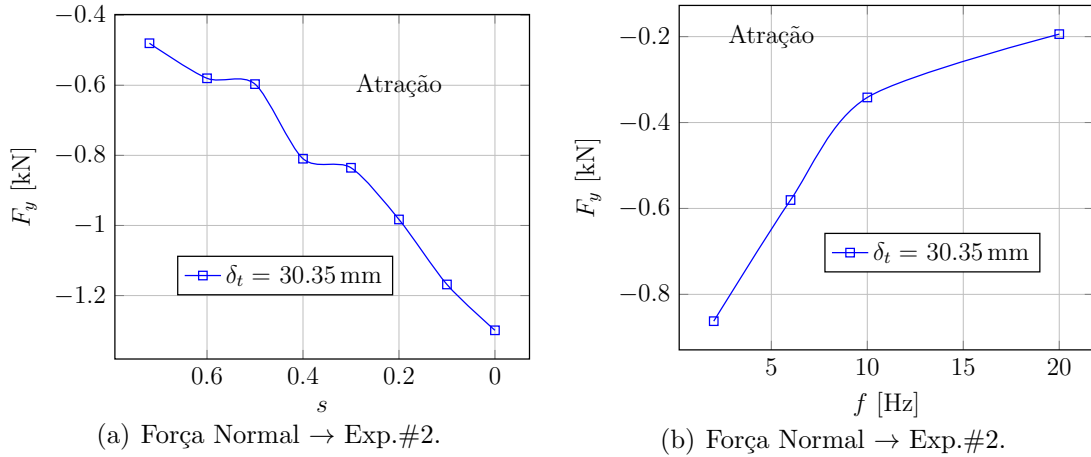


Figura 8.22: **Experimento 2:** (a) Curva de $F_y \times s$ obtida com f entre 4,27 Hz e 1,3 Hz (b) Curva de força normal com escorregamento unitário.

A frequência induzida no secundário, $f_2 = 1,2$ Hz, corresponde ao escorregamento $s = 0,5$ e frequência $f_1 = 2,5$ Hz. Neste ponto de operação a força normal é de $-0,6$ kN, ou seja, apresenta um comportamento atrativo. Já no teste de secundário bloqueado a força de atração é de $-0,84$ kN. Com escorregamento $s = 0,7$, a força atinge $-0,45$ kN e no teste de secundário bloqueado $F_y = -0,8$ kN. A correspondência entre os resultados de força normal nos testes realizados apresenta diferenças, que são menores para baixos valores de escorregamento.

8.3.4 Experimento #3

O experimento 3 (Exp.#3) tem como objetivo avaliar as forças normal e de tração desenvolvidas pelo motor de indução linear operando no 4º quadrante. A operação como gerador de indução linear (GIL) indicará o comportamento elétrico na fase de frenagem. O experimento foi realizado com um entreferro $\delta_t = 30,35$ mm e com o secundário se deslocando com uma velocidade $v = 0,40$ m/s. O primário do MIL foi energizado mantendo a relação tensão/frequência constante ($k = 16,5$) e velocidade síncrona do campo trafegante variando entre $0,21 < v_s < 0,36$ m/s. Esses parâmetros garantiram a operação do motor com escorregamento variando entre $-0,9 < s < -0,1$.

As Figuras 8.23, 8.24 e 8.25 apresentam os resultados de força de tração, força normal e grandezas elétricas do MIL operando no 4º quadrante. A força de tração assume um valor médio de $\approx 0,11$ kN, entre $-0,5 < s < -0,1$, e a força normal de atração média $\approx -2,9$ kN. Na região de escorregamento $-0,1 < s < -0,01$, a força de tração apresenta amplitude em torno de $0,18$ kN e F_y uma força de atração de $\approx 2,5$ kN.

Durante a frenagem do motor, quando o escorregamento é negativo, a força

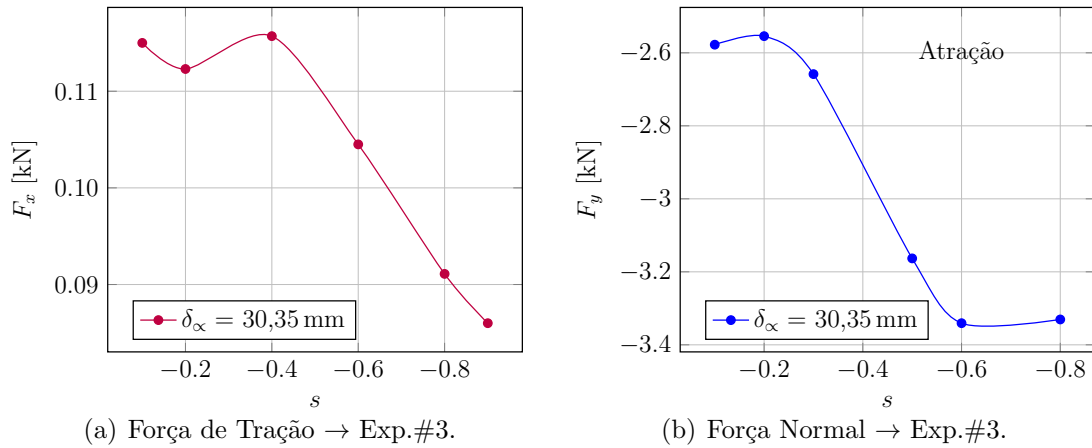


Figura 8.23: **Experimento 3:** (a) Curva de $F_x \times s$ obtida com f_1 entre 1,2 Hz e 0,7 Hz (b) Curva de força normal com f_1 entre 1,2 Hz e 0,7 Hz.

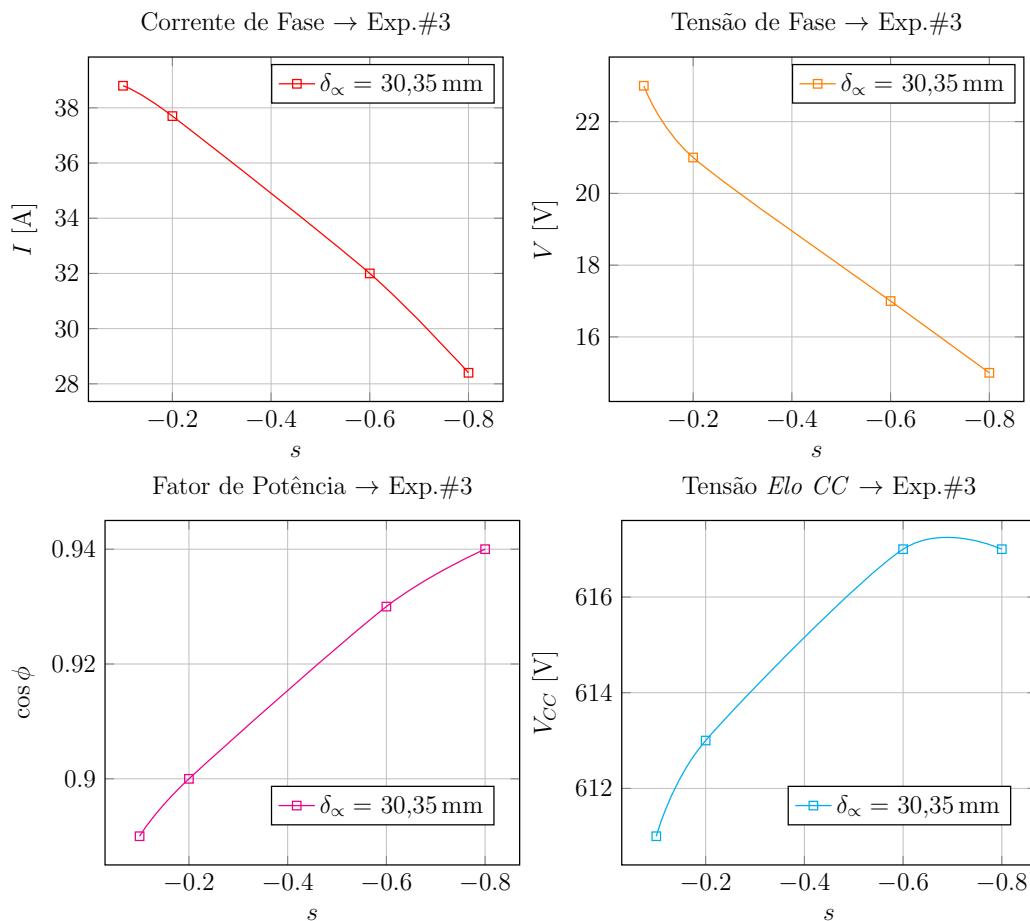


Figura 8.24: **Experimento 3:** Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear na operação como gerador.

de tração apresenta baixa amplitude o que indicaria uma pequena capacidade de desacelerar o veículo. Entretanto o teste foi realizado utilizando baixa frequência e consequentemente baixa tensão de fase, já que o controle utilizado foi o V/f .

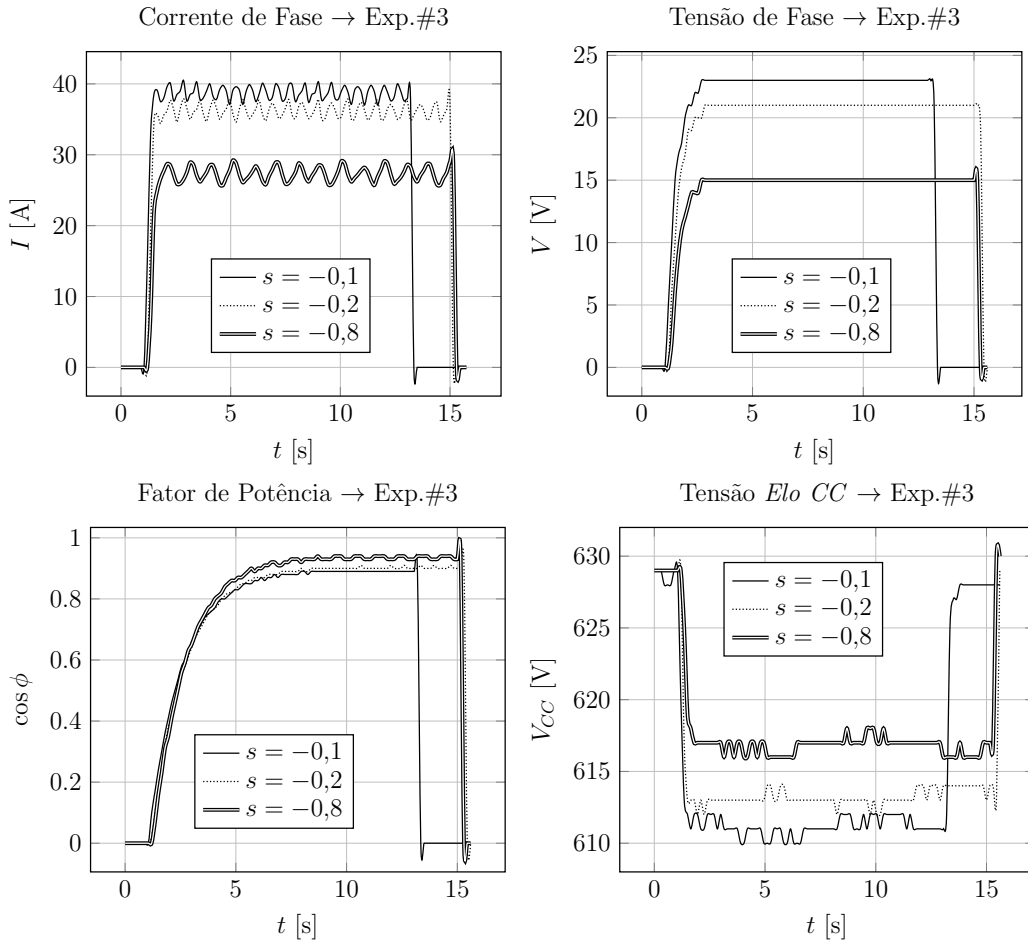


Figura 8.25: **Experimento 3:** Medidas de grandezas elétricas no motor de indução linear com entreferro operacional $\delta_t = 30,35$ mm. Operação como gerador.

Assim a tensão induzida e a densidade de fluxo magnético no entreferro também apresentam valores reduzidos justificando o comportamento da força de tração. Em uma operação com valores nominais de tensão e corrente, F_x assumiria maiores amplitudes.

A força normal apresenta amplitude muito acima do desejado. O uso de baixa frequência, variando entre $1,2 < f < 0,7$ Hz para estabelecer a faixa de escorregamento entre $-0,9 < s < -0,1$, faz com que o motor da bancada de teste apresente uma resposta semelhante a de frenagem CC [35]. Este tipo de frenagem se caracteriza pela aplicação de um campo magnético estacionário no entreferro pela injeção de corrente contínua nos enrolamentos de fase. A força de atração, portanto, assume um valor elevado devido ao campo magnético gerado pelo primário que possui baixa frequência e baixa amplitude. Assim, evidencia-se somente a componente de atração da força normal.

O comportamento de I , V , $\cos \phi$ e V_{CC} estão apresentados na Figura 8.24. A corrente variou entre $28 < I < 38$ A e o fator de potência fica acima de 0,9 em quase toda faixa de operação do MIL, mas em $s \leq -0,8$, $\cos \phi \geq 0,94$. A operação

como gerador e a resposta das grandezas elétricas do motor, para alguns valores de escorregamento, estão apresentados na Figura 8.25.

8.3.5 Comparação dos Resultados Calculados × Ensaiaados

Nesta subseção apresenta-se a comparação entre os resultados experimentais e calculados. Os resultados computacionais do **caso 7.1** podem ser validados pelos resultados experimentais do Exp.#1 e #2, já que são ensaios equivalentes.

A Figura 8.26 apresenta a comparação das forças de tração e normal para os casos experimentais e calculados. A força de tração, Figura 8.26(a), permite afirmar que o modelo computacional possui maior confiabilidade para valores intermediários de escorregamento ($0,2 < s < 0,5$). Para valores elevados de escorregamento ($s > 0,5$) ocorre um desvio entre as curvas, assim como para valores reduzidos ($s < 0,2$). A força normal, apresentada na Figura 8.26(b), mostra que F_y experimental e calculada não possuem equivalência para toda faixa de escorregamento. Para $0,15 < s < 0,45$ o resultado experimental transmite um bom nível de confiabilidade ao resultado computacional. Para $s > 0,5$ a força normal apresenta um desvio considerável do resultado obtido na bancada de testes.

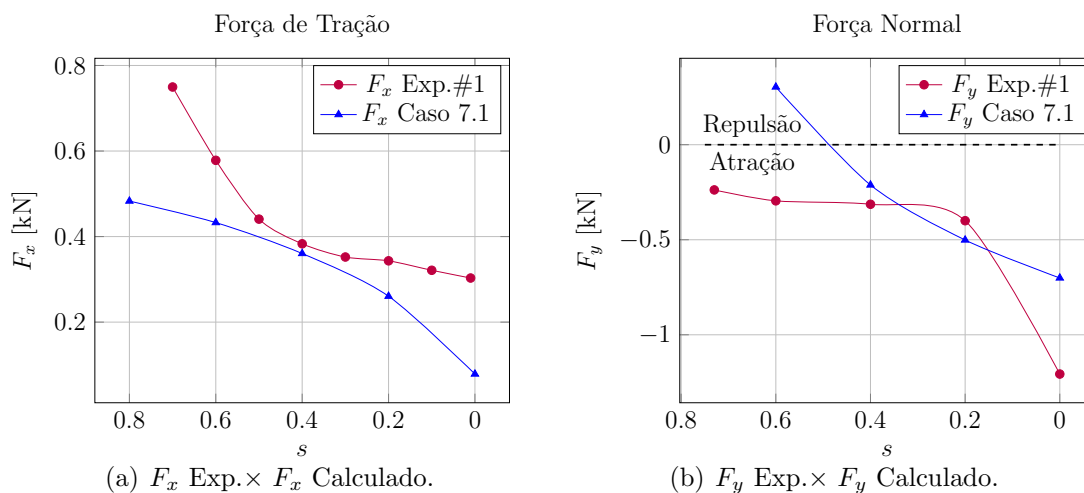


Figura 8.26: Resultado comparativo de força: Experimental (Exp.#1) × Computacional (Caso 7.1).

A Figura 8.27 apresenta a comparação das forças, de tração e normal, obtidas nos testes experimentais e computacionais. Os resultados de força de tração (Figura 8.27(a)) e de força normal (Figura 8.27(b)) possuem uma enorme discrepância entre os valores obtidos nos testes experimentais e cálculos computacionais. Como a velocidade do teste experimental Exp.#2 é elevada, o dobro da velocidade do Exp.#1, o primário e o sistema de medição foram influenciados com a vibração produzida pela esteira de alumínio. Essa interferência ocorre porque o primário está apoiado sobre

a mesma estrutura que contem o sistema de transmissão de movimento da esteira móvel.

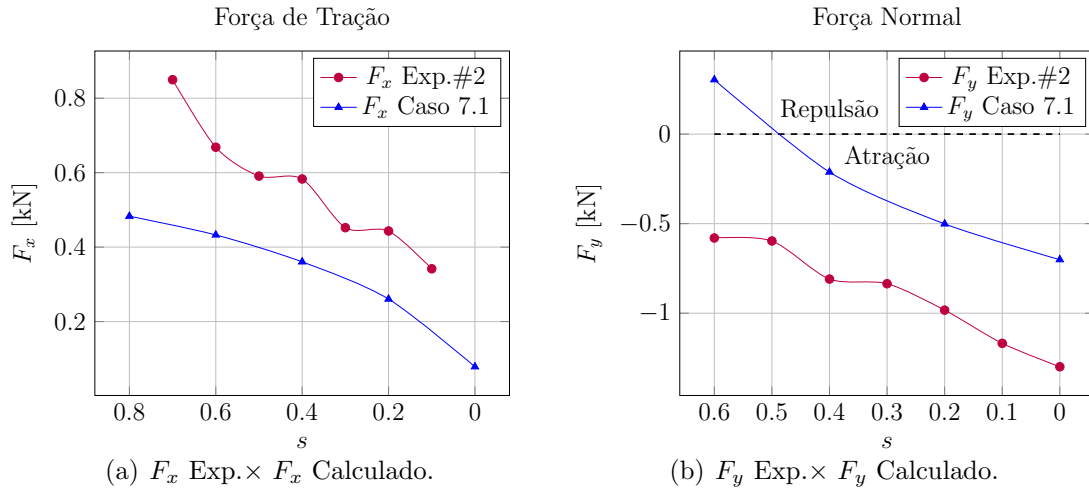


Figura 8.27: Resultado comparativo de força: Experimental (Exp.#2) \times Computacional (Caso 7.1).

8.3.6 Termografia

A avaliação térmica do motor, durante a operação, e dos circuitos condicionadores foi realizada com uma câmera termográfica portátil da FLIR[®]. A análise térmica do circuito condicionador e dos sensores de força bem como a influência da troca de calor entre as partes constituintes, está apresentada na Figura 8.28. As Figuras 8.28(a) e 8.28(d) mostram *hotspot's* no circuito que poderiam levar a degradação acelerada dos componentes. Entretanto não há indícios de perigo à integridade do sistema já que os pontos com maior temperatura estão em níveis aceitáveis. O sensor de tração (Figura 8.28(b)) troca menos calor com o primário que o sensor de força normal (Figura 8.28(c)) por não estarem, motor e sensor de F_x , em contato direto. As Figuras 8.28(e) e 8.28(f) mostram que o contato dos sensores com o motor aumenta em muito sua temperatura.

A Figura 8.29 apresenta o comportamento térmico do primário após 1800s de experimentos. Os testes foram realizados sem ventilação forçada, configurando uma condição inexistente de operação convencional, e com repetidos testes de secundário bloqueado. A Figura 8.29(c) apresenta temperatura máxima de 55° C, que está bem acomodada na faixa térmica aceitável.

O enrolamento do primário possui uma geometria – comum a todos os motores com enrolamento de dupla camada – que aumenta o fluxo térmico na parte interna do enrolamento, entre as camadas superior e inferior da bobina. Nesta região a temperatura aumentou 2° C, na parte observável, o que indica que toda a avaliação

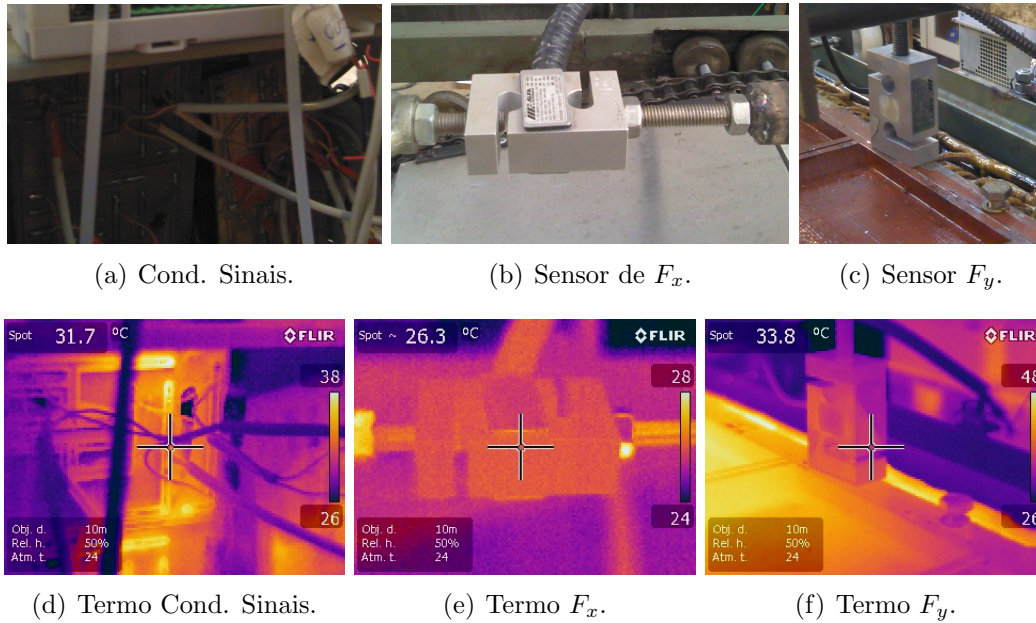


Figura 8.28: Termografia do circuito condicionador de sinais e das células de medição de forças de tração e normal.

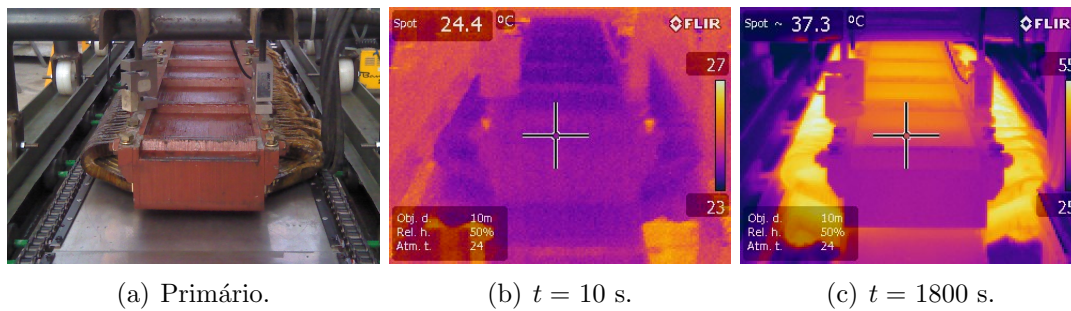


Figura 8.29: Termografia do primário do motor de indução linear tipo camadas montado na Bancada de Testes *STRATUM*.

térmica desta parte do motor deverá considerar o aumento característico medido. A Figura 8.30 apresenta os resultados de temperatura no enrolamento primário.

8.4 Considerações

O motor de indução linear trifásico com face elétrica simples, face magnética dupla e secundário em camadas, avaliado nestes testes experimentais, apresentou resultados satisfatórios. Aferiu-se resultados experimentais proporcionais às condições previstas pelos cálculos analíticos, sumarizados na seção 6.1. Os resultados absolutos dos testes experimentais – devido ao entreferro da *STRATUM* que, como já mostrado, possui um δ duas ou três vezes maior que aquele utilizado nos cálculos de projeto – são reduzidos e não devem ser diretamente comparados com os resul-

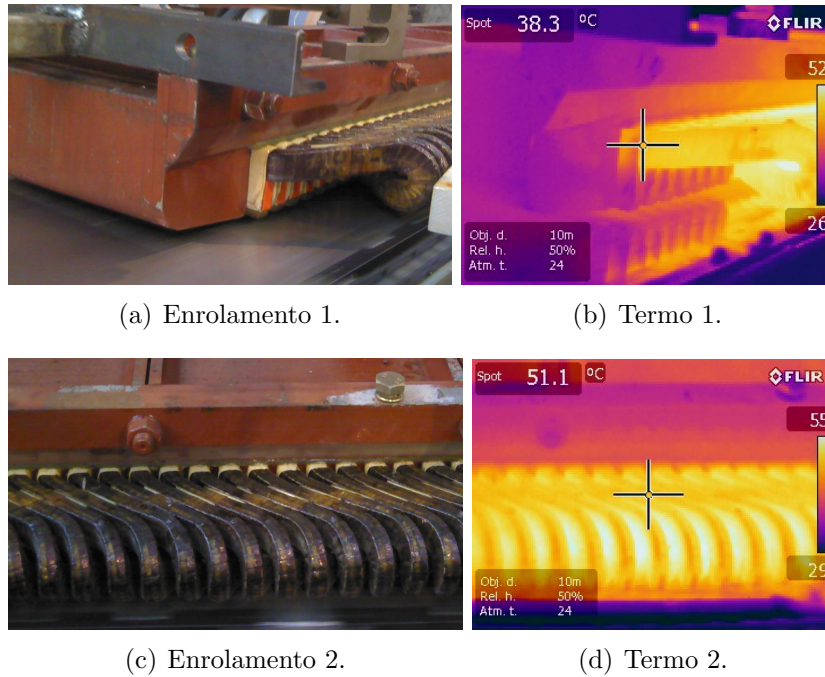


Figura 8.30: Termografia do enrolamento primário - MIL da *STRATUM*.

tados numéricos sem a devida análise de caso. Assim, o MIL testado apresenta os pré-requisitos necessários para o uso adequado no veículo de levitação magnética supercondutora MagLev-Cobra. A componente de força normal de atração (F_{ya}) foi mitigada e com a diminuição do peso do primário, que nesta topologia proposta abandona o “C” estrutural, a região de operação em que aparece a componente F_{ya} terá seu impacto bastante reduzido no sistema de levitação. O comportamento da corrente e o fator de potência também são valores adequados aos níveis pretendidos.

Como as forças desenvolvidas pelo motor apresentam dependência do campo magnético, o aumento do fluxo pela variação da frequência e o conseqüente aumento da tensão induzida, poderão causar significativos aumentos no desempenho das forças. A *STRATUM* possui restrições mecânicas que não permitem a operação com velocidade elevada. Melhorias no projeto da bancada podem contribuir para aumentar o espectro de observação.

Não foi possível obter resultados de campo magnético durante os testes experimentais. Desse modo, não foi possível a avaliação do efeito de extremidade (que pode ser desprezível face a velocidade de operação) e tão pouco a interferência das ranhuras parcialmente preenchidas, das cabeças de primário, no desempenho das forças. Mas foi possível observar que a extremidade em que o enrolamento passa no topo da ranhura, produzindo assim mais força, faz com que a extremidade oposta se movimente na direção oposta ao longo do eixo y .

Durante a aquisição de dados, foi notado um erro imposto pela vibração da bancada. Os extensômetros registravam um nível CC que precisou ser mapeado e

subtraído do resultado final. A simples modificação do ponto de apoio do primário eliminaria, ou reduziria significativamente, o problema.

A análise da operação no 4º quadrante mostrou que a frenagem deve ser feita perto do valor de velocidade síncrona, ou para valores baixos de escorregamento $-0,01 \leq s \leq -0,4$, a fim de não comprometer a levitação. A regeneração no ponto $s = -0,1$ pode ter sofrido algum viés de medição, ainda que tenham sido feitas várias baterias de experimentos para cada condição e calculado uma média dos resultados individuais.

Capítulo 9

Conclusões e Trabalhos Futuros

Neste capítulo apresentam-se as conclusões a que se chega com os resultados obtidos neste trabalho. Ainda que o tema demande investigação e aprimoramento, a fim de resolver eventuais problemas, conclui-se essa fase da pesquisa com boas perspectivas sobre o objeto da análise. A seguir apresentam-se duas seções: a seção **Conclusões**, com considerações finais sobre este trabalho e a seção **Trabalhos Futuros**, que aponta aspectos que ainda exigem o olhar atento daqueles que querem contribuir com esta linha de pesquisa.

9.1 Conclusões

Os resultados obtidos nos testes experimentais estão dentro da faixa de amplitude esperada e indicam uma boa precisão do projeto e a coerência exigida entre o cálculo analítico e o numérico. Os resultados de força de tração obtidos em simulação computacional foram validados pelo resultado experimental. O modelo computacional do caso 7.1, visto na subseção 7.2.2.1, que reproduz o motor utilizado nos testes experimentais da subseção 8.3.3, apresenta resultados semelhantes garantindo uma aproximação bastante confiável entre simulação e protótipo operacional.

Os resultados de força indicam a possibilidade de implementar o motor dos testes, no veículo MagLev-Cobra. O primário do MIL utilizado na bancada, construído pela Equacional Elétrica e Mecânica LTDA, tem sido colocado à prova desde 2014 e com grande sucesso. Este foi o principal critério para a utilização do mesmo no projeto apresentado. O novo secundário, que sofreu plena modificação quanto à sua topologia, torna o motor mais adequado ao veículo. O reposicionamento do primário, ilustrado no capítulo 6, permitiu que seu peso fosse reduzido em $\approx 30\%$, contribuindo muito com veículos que operam pela técnica de levitação SML. A redução se dá pelo abandono de uma estrutura em “C” necessária à versão anterior do MIL. A técnica de levitação SML exige um sistema de tração leve e que mantenha a força normal em torno da nulidade ou com baixa amplitude, o que foi alcançado em aceitável medida.

Os resultados obtidos com o motor avaliado nos testes experimentais, indicam que os demais projetos apresentados no capítulo 7 com diferentes velocidades de operação, poderão ter o desempenho apontado neste trabalho. A corrente de fase apresenta valores elevados em alguns modelos computacionais. O problema não foi resolvido e exige atenção na interpretação dos dados de força.

A bancada de testes desenvolvida possui características diferenciadas de outros projetos registrados na literatura. Com dimensões e custo de fabricação reduzidos a bancada permite o ensaio de motores lineares sem os arranjos topológicos, como por exemplo o motor setorial, apresentados neste trabalho e que dificultam a obtenção dos dados. A ampliação do sensoriamento pode tornar a bancada ainda mais completa, viabilizando a verificação de densidade de fluxo no entreferro, efeitos de extremidade, efeito transversal de borda etc. Acredita-se em seu potencial como ferramenta de estudos didáticos.

A bancada possui um aspecto inovador, por este mesmo motivo apresenta dificuldades, ou pontos particulares, que precisam ser melhorados. A força de tração pode ser obtida através de métodos estáticos de medição, bastando a aplicação de correções dos resultados obtidos. A possibilidade de realizar medições de força através de métodos com o motor inerte, apresenta vantagens sobretudo na simplicidade de construção e economia na fabricação. Embora a bancada de testes apresente características positivas já destacadas, o custo benefício de sua construção deve ser ponderado. Por outro lado, a força normal será melhor aferida através da bancada de testes apresentada.

O trabalho finaliza com a especificação de um motor de indução linear de simples construção e implementação, quando comparado com o motor utilizado no MagLev-Cobra, e com a possibilidade do uso de materiais de baixo custo. A topologia apresentada é bem conhecida e não apresenta dificuldades tecnológicas, por parte das indústrias, para uma possível produção e implantação em maior escala. A obtenção de resultados satisfatórios com a aplicação do alumínio na camada condutora do secundário, ao invés do cobre, e do aço carbono na camada ferromagnética, indica a possibilidade do uso destes materiais sem prejuízos relevantes no desempenho do motor. Esta bancada de testes se apresenta como uma ferramenta de medição de forças e grandezas elétricas em motores de indução lineares, e seu desenvolvimento contribuiu com esta tese.

9.2 Trabalhos Futuros

A bancada de testes *STRATUM* demanda melhorias, e alguns pontos que podem ser mencionados para atingir este objetivo são:

- diminuição do *gap* entre as placas de alumínio,
- robustez na fixação das placas condutoras com o sistema de transmissão,
- rodas dentadas de maior diâmetro,
- troca de correntes de aço por cabos de tração lineares ou correias de borracha,
- melhoria no sensoriamento de força com a possibilidade de visualizar os resultados em tempo real,
- inclusão do sistema de mapeamento de campo,
- variação de entreferro automatizada,
- diminuir a vibração da estrutura que suporta o primário, transmitida pela parte móvel, que pode influenciar os dados medidos,
- melhoria na precisão do comprimento do entreferro e
- diminuição da componente fixa do entreferro.

A construção de trilhos magnéticos para testes de operação dinâmica e a observação da interação entre o sistema de levitação e o sistema de tração, também deve ser alvo de trabalhos subsequentes. Este tipo de teste é recomendado por pesquisadores da área. Melhorias como a refrigeração forçada do circuito condicionador deve ser implementada e contribuirá com o sensoriamento. Além disso a bancada necessita de uma melhor instrumentação, já que possui apenas um sistema capaz de medir forças e grandezas elétricas do motor.

O motor também precisa de melhorias quanto ao material que constitui o secundário. Não foram realizados testes com cobre na camada condutora ou materiais ferromagnéticos com características elétricas melhoradas. Ainda que um dos pontos perseguidos por este trabalho tenha sido, precisamente, o baixo custo do motor, os resultados com as modificações mencionadas são bem-vindos.

A comparação entre os resultados de força obtidos com a bancada de testes *STRATUM* e outros métodos de aferição com primário estático, considerando um secundário na topologia em camadas, poderia ser realizada.

Referências Bibliográficas

- [1] KOSOW, I. L. *Electric Machinery and Transformers*. Pearson Education, 2007.
- [2] PYRHÖNEN, J., JOKINEN, T., HRABOVCOVÁ, V. *Design of Rotating Electrical Machines*. Wiley, 2013.
- [3] GIERAS, J. F. *Linear Induction Drives*. Oxford University Press, 1994.
- [4] LAITHWAITE, E., NASAR, S. “Linear-motion electrical machines”, *Proceedings of the IEEE*, v. 58, n. 4, pp. 531–542, April 1970. ISSN: 0018-9219. doi: 10.1109/PROC.1970.7692.
- [5] BUDIG, P.-K., MÜLLER, G. *Drehstromlinearmotoren*. Verlag Technik, 1978.
- [6] FITZGERALD, A. E., KINGSLEY, C., UMANS, S. D., et al. *Electric machinery*, v. 5. McGraw-Hill New York, 2003.
- [7] HAYT JR, W. H., BUCK, J. A. *Eletromagnetismo*. Bookman Editora, 2013.
- [8] LAITHWAITE, E. R. *A History of Linear Electric Motors*. Macmillan Education UK, 1987. ISBN: 978-1-349-08298-8,978-1-349-08296-4.
- [9] KUHLMANN, J. *Design of Electrical Apparatus*. John Wiley & Sons, Incorporated, 1940.
- [10] CHAPMAN, S. J. *Fundamentos de máquinas elétricas*. Bookman Editora, 2013.
- [11] TAVARES, A. M. *Estudo Teórico e Experimental Sobre a Frenagem Regenerativa da Máquina de Indução Linear*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Dezembro 2012.
- [12] POLOUJADOFF, M. “Linear induction machines I. History and theory of operation”, *IEEE Spectrum*, v. 8, n. 2, pp. 72–80, 1971.
- [13] YAMAMURA, S., ITO, H., ISHULAWA, Y. “Theories of the Linear, Induction Motor and Compensated Linear Induction Motor”, *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, v. PAS-91, n. 4, pp. 1700–1710, July 1972. ISSN: 0018-9510. doi: 10.1109/TPAS.1972.293349.

- [14] BOLTON, H. “Transverse edge effect in sheet-rotor induction motors”, *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of*, v. 116, n. 5, pp. 725–731, 1969.
- [15] LEE, H. W., LEE, S. G., PARK, C., et al. “Influence of flatness of the secondary reaction plate on performance of a linear induction motor”, *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 45, n. 6, pp. 2815–2818, 2009. ISSN: 02750473. doi: 10.1109/INTLEC.2009.5352020.
- [16] GIERAS, J. F., DAWSON, G. E., EASTHAM, A. R. “Performance calculation for single-sided linear induction motors with a double-layer reaction rail under constant current excitation”, *Magnetics, IEEE Transactions on*, v. 22, n. 1, pp. 54–62, 1986.
- [17] RUSSELL, R., NORSWORTHY, K. “Eddy Currents and Wall Losses in Screened-Rotor Induction Motors”, *Proceedings of the IEE-Part A: Power Engineering*, v. 105, n. 20, pp. 163–175, 1958.
- [18] RÜNCOS, F. *Projeto e Análise da Máquina Elétrica Trifásica. Volume 1: Aspectos Construtivos da Máquina Elétrica*. Weg, 2018.
- [19] NICOLSKY, R., STEPHAN, R., ANDRADE JR, R., et al. “The Brazilian project for a superconducting magnetic levitation train”. In: *Proceedings of the XVI International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives*, v. 1, pp. 179–182, 2000.
- [20] STEPHAN, R., NICOLSKY, R., NEVES, M., et al. “A superconducting levitation vehicle prototype”, *Physica C: Superconductivity*, v. 408, pp. 932–934, 2004.
- [21] MOREIRA, M. A. C. *Projeto de Motor Linear com Auxílio do Método dos Elementos Finitos*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Março 2005.
- [22] DOS SANTOS, M. D. A. *Sincronização da Operação do Protótipo de Trem de Levitação Magnética Maglev-Cobra*. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Setembro 2010.
- [23] SOTELO, G. G. *Modelagem de Supercondutores Aplicada ao Projeto de Mancais Magnéticos*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Maio 2007.

- [24] STEPHAN, R. M., DAVID, E. G., DE HASS, O. “Maglev-Cobra: An urban transportation solution using HTS-superconductors and permanent magnets”, *Proc. of MAGLEV 2008*, pp. 1–4, 2008.
- [25] STEPHAN, R. M., DE ANDRADE JR, R., FERREIRA, A. C. “Superconducting Light Rail Vehicle: a transportation solution for highly populated cities”, *IEEE Vehicular Technology Magazine*, v. 7, n. 4, 2012.
- [26] UFRJ. “Motor Linear Aplicado a Veículos de Transporte por Levitação Magnética - PI 1103525-0”. 04 de julho de 2011.
- [27] OLIVEIRA, R. A. H., MATTOS, L. S., FERREIRA, A. C., et al. “Regenerative braking of a linear induction motor used for the traction of a MagLev vehicle”. In: *2013 Brazilian Power Electronics Conference*, pp. 950–956. IEEE, 2013.
- [28] LUNDIN, J., OLIVEIRA, J. G. D., OLIVEIRA, R. “Flywheel as Energy Storage in MagLev Train”. In: *22nd International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives (MAGLEV)*, n. 1, 2014.
- [29] DE OLIVEIRA, R. A. H., FERREIRA, A. C., STEPHAN, R. M. “Applying Regenerative Braking to the MagLev-Cobra Linear Induction Traction Motor MagLev-Cobra Vehicle”. In: *22nd International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives (MAGLEV)*, pp. 1–15, 2014.
- [30] DIAS, D. H. N.; SOTELO, G. G., DE ANDRADE JR, R. “Dynamic and Static Measurements with the Basic Cryostat Unit of a Superconducting Magnetically Levitated Vehicle”, *The 22nd International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives*, 2014.
- [31] COSTA, F., OLIVEIRA, R., PINTO, F. “Automatic Liquid Nitrogen Supply Line of the Maglev-Cobra Vehicle”. In: *22nd International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives (MAGLEV)*, v. 1, 2014.
- [32] PINTO NETO, J. B., GOMES, L., CASTANHO, E., et al. “Um Sistema Redundante de Frenagem Segura para Trens de Levitação Magnética”. In: *XXXIV Simpósio Brasileiro de Telecomunicações e Processamento de Sinais - SBrT*, pp. 1018–1022, 2016.
- [33] CHABU, I. E., GOMES, D. R. *Relatório Técnico - FAPERJ PI 56.146*. R. Secundino Domingues, 787, Jardim Independência, São Paulo, SP, 2009.
- [34] GOMES, D. R., CHABU, I. E. “Magnetic Induction Modulation Analysis in the Linear Induction Motor Yoke”, 2014.

- [35] OLIVEIRA, R. A. H. *Sistema de Frenagem Regenerativa com Motor de Indução Linear do Veículo MagLev-Cobra*. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Agosto 2013.
- [36] MATTOS, L. S., OLIVEIRA, R. A. H., FERREIRA, A. C., et al. “Force and current characteristics of a linear induction motor used for the traction of a MagLev vehicle”. In: *2013 Brazilian Power Electronics Conference*, pp. 872–877. IEEE, 2013.
- [37] LUIZAR, A. E. L. *Operação Sincronizada dos Motores Lineares de Tração para um Veículo de Levitação Magnética*. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Dezembro 2010.
- [38] OBERRETL, K. “Einseitiger Linearmotor mit Käfig im Sekundärteil”, *Electrical Engineering (Archiv fur Elektrotechnik)*, v. 56, n. 6, pp. 305–319, 1974.
- [39] SOTELO, G., DIAS, D., OLIVEIRA, R., et al. “MagLev Cobra: test facilities and operational experiments”. In: *Journal of Physics: Conference Series*, v. 507, p. 032017. IOP Publishing, 2014.
- [40] HILL, R. J. “Teaching electrodynamic levitation theory”, *IEEE Transactions on Education*, v. 33, n. 4, pp. 346–354, 1990.
- [41] FILIPOVIĆ, Z. *Elektrische Bahnen: Grundlagen, Triebfahrzeuge, Stromversorgung*. Springer, 2004.
- [42] MARTINS, R. W. C. “Localização de subestações em sistemas de tração elétrica”, *Revista Politécnica*, v. 188, pp. 24–27, julho 1985.
- [43] HILL, R. J. “Electric Railway Traction Part 1: Electric Traction and DC traction drives”, *Power Engineering Journal*, pp. 47–56, february 1994.
- [44] REPULLO, R. A.; BENITES, P. A. “Motores de indução lineares: os efeitos das extremidades dos motores de indução lineares e suas formas de compensação”, *Engenharia - Revista do Instituto de Engenharia*, , n. 488, pp. 90–92, 1992.
- [45] ALOUCHE, P. L.; BENITES, P. A. “Aplicação da tecnologia do motor linear no transporte urbano”, *Revista dos Transportes Públicos - ANTP*, , n. 59, pp. 51–56, 1993.
- [46] KATANO, O. J.; CUNHA JR., H. “Motor linear de tração elétrica”, *Ferrovias*, , n. 149, pp. 3E–12E, 1993.

- [47] GIERAS, J. F. *Linear Induction Drives*. Oxford University Press, 1994.
- [48] LU, Q., LI, Y., YE, Y., et al. “Investigation of forces in linear induction motor under different slip frequency for low-speed maglev application”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 28, n. 1, pp. 145–153, 2013.
- [49] PARK, D. Y., SHIN, B. C., HAN, H. “Korea’s Urban Maglev Program”, *Proceedings of the IEEE*, v. 97, n. 11, pp. 1886–1891, 2009.
- [50] NAKAMURA, S., TAKEUCHI, Y., TAKAHASHI, M. “Experimental results of the single- sided linear induction motor”, *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 15, n. 6, pp. 1434–1436, Nov 1979. ISSN: 0018-9464. doi: 10.1109/TMAG.1979.1060436.
- [51] SCHULTZ, L., DE HAAS, O., VERGES, P., et al. “Superconductively levitated transport system-the SupraTrans project”, *IEEE transactions on applied superconductivity*, v. 15, n. 2, pp. 2301–2305, 2005.
- [52] KÜHN, L., DE HAAS, O., BERGER, D., et al. “SupraTrans 2 - Test drive facility for a superconductor-based MAGLEV Train”, *Elektrische Bahnen*, pp. 461–469, 8-9 2012.
- [53] DOMBROVSKY, V., KHUTORIETSKY, G. “Principles of design of ac electrical machines”, *Energia, St Petersburg*, 1974.
- [54] LEE, H.-W., KIM, K.-C., LEE, J. “Review of maglev train technologies”, *IEEE transactions on magnetics*, v. 42, n. 7, pp. 1917–1925, 2006.
- [55] GIBBS, W. “Theory and design of eddy current slip couplings”, *BEAMA J*, v. 10, pp. 123–128, 1946.
- [56] PANASIENKOV, M. “Electromagnetic calculations of devices with nonlinear distributed parameters”, *Energia*, 1971.
- [57] YEE, H. “Effects of finite length in solid-rotor induction machines”, *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of*, v. 118, n. 8, pp. 1025–1033, 1971.
- [58] CREPPE, R. C. *Uma contribuição à modelagem de Máquinas de Indução Lineares*. Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Setembro 1997.
- [59] LEITE, L. C. *Identificação do conjugado de uma máquina de indução setorial via redes neurais artificiais*. Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Julho 2003.

- [60] GIERAS, J. F. “Teaching Magnetic Levitation at Graduate Level”, *Transformation*, v. 3, pp. 1, 2011.
- [61] IEA. *Energy Technology Perspectives. Scenarios and Strategies to 2050*. Relatório técnico, IEA, 9 rue de la Fédération, 75739 Paris Cedex 15, France, 2008.
- [62] SAWADA, K. “Outlook of the superconducting Maglev”, *Proceedings of the IEEE*, v. 97, n. 11, pp. 1881–1885, 2009.
- [63] “ICNIRP - International Commission on Non-Ionizing Radiation Protection Guidelines for limiting exposure to electric fields induced by movement of the human body in a static magnetic field and by time-varying magnetic fields below 1 Hz”, *Health Physics*, v. 106, n. 3, pp. 418–425, 2014.
- [64] OHSAKI, H. “Japanese superconducting maglev-development and commercial service plan”. In: *Proceedings of Maglev*, 2014.
- [65] ONO, M., KOGA, S., OHTSUKI, H. “Japan’s superconducting Maglev train”, *IEEE Instrumentation & Measurement Magazine*, v. 5, n. 1, pp. 9–15, 2002.
- [66] CASSAT, A., JUFER, M. “MAGLEV projects technology aspects and choices”, *IEEE Transactions on applied superconductivity*, v. 12, n. 1, pp. 915–925, 2002.
- [67] SAKAMOTO, S., WATANABE, H., TAKIZAWA, T., et al. “Development of a MAGLEV superconducting magnet for the Yamanashi test line in Japan: vibration characteristics and analysis for design”, *IEEE transactions on applied superconductivity*, v. 7, n. 3, pp. 3791–3796, 1997.
- [68] TAKAHASHI, N., SUZUKI, M., AIBA, M. “Development of ground coil type of PLG for maglev”. In: *Proc. of the 21st International Conference on Magnetically Levitated Systems and Linear Drives*, 2011.
- [69] DAWSON, G., SEN, P., CLARKE, D., et al. “Linear synchronous motor feedback controls”, *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 12, n. 6, pp. 885–888, Nov 1976. ISSN: 0018-9464. doi: 10.1109/TMAG.1976.1059113.
- [70] SAKAMOTO, T., SHIROMIZU, T. “Propulsion control of superconducting linear synchronous motor vehicle”, *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 33, n. 5, pp. 3460–3462, 1997.

- [71] POWELL JR, J. R., DANBY, G. T. “Electromagnetic inductive suspension and stabilization system for a ground vehicle”. out. 7 1969. US Patent 3,470,828.
- [72] HE, J., COFFEY, H., ROTE, D. “Analysis of the combined maglev levitation, propulsion, and guidance system”, *IEEE transactions on magnetics*, v. 2, n. 31, pp. 981–987, 1995.
- [73] DAVEY, K. R. “Designing with null flux coils”, *IEEE transactions on magnetics*, v. 33, n. 5, pp. 4327–4334, 1997.
- [74] FUJINAWA, T. “Development of Superconducting Maglev Ground Coils”, *Journal of Physical Science and Application*, v. 4, n. 1, pp. 36, 2014.
- [75] YAN, L. “The linear motor powered transportation development and application in China”, *Proceedings of the IEEE*, v. 97, n. 11, pp. 1872–1880, 2009.
- [76] LIN, G. “Oral Presentation”, COPPE/UFRJ, January 2016.
- [77] NAKAMURA, S. “Development of high speed surface transport system (HSST)”, *IEEE Transactions on Magnetism*, v. 15, n. 6, pp. 1428–1433, 1979.
- [78] SUZUKI, S., KAWASHIMA, M., HOSODA, Y., et al. “HSST-03 system”, *IEEE Transactions on Magnetism*, v. 20, n. 5, pp. 1675–1677, 1984.
- [79] NOZAKI, Y., KOSEKI, T., MASADA, E. “Analysis of linear induction motors for HSST and linear metro using finite difference method”, *Proc. LDIA*, pp. 168–171, 2005.
- [80] NAGATA, K., TAKAHASHI, M., MIYASHITA, I. “Linear Motor Drive System for the Normal Conductivity Maglev Vehicle HSST-05”, *IEEJ Trans*, v. 110, pp. 23–31, 1990.
- [81] YOKOI, T., EBIHARA, D. “High-speed and high-thrust linear induction motor designed by using eigenvalue analysis method”, *IEEE transactions on magnetics*, v. 28, n. 5, pp. 3327–3329, 1992.
- [82] LARBALESTIER, D., GUREVICH, A., FELDMANN, D. M., et al. “High-Tc superconducting materials for electric power applications”, *Nature*, v. 414, n. 6861, pp. 368–377, 2001.

Apêndice A

Veículos de Levitação Magnética

Trens de Levitação Magnética (MagLev) começaram a ser estudados e desenvolvidos a partir da década de 1960. Comparado aos trens ferroviários, que operam desde 1814, os MagLev's utilizam uma tecnologia moderna em que os meios para construí-los e operá-los só atingiram o nível necessário após o advento da eletrônica de potência. As técnicas de acionamento de motores elétricos e a capacidade de chaveamento em alta frequência dos semicondutores de potência, permitiram que a tração e a levitação dos trens fossem implementadas adequadamente. Assim surgiu um modal de transporte de passageiros inovador com inúmeras aplicações comerciais e que apresenta as seguintes vantagens face aos veículos ferroviários convencionais: elevada capacidade de aceleração e desaceleração, elevada capacidade de superar aclives, menor peso e volume, manutenção mais simples e um custo de implantação $\approx 70\%$ menor do que os metrô subterrâneos.

Com o aumento populacional e a acelerada urbanização, 50% da população mundial hodierna habita em cidades e até 2050 esse percentual chegará a 70% [61]. Transportar este enorme ajuntamento de pessoas é um grande desafio devido a crescente preocupação com o custo de implantação, segurança e poluição sonora dos novos modais além da competição pelo espaço urbano. O setor de transporte pode ser considerado como um dos maiores responsáveis pela poluição das regiões urbanas e o Rio de Janeiro possui a segunda maior frota de veículos movidos a combustíveis fósseis do Brasil onde cerca de 90% de sua demanda de passageiros é atendida pelo modal rodoviário. Os ônibus convencionais são lentos, causadores de congestionamentos e grandes emissores de CO_2 . A falta de obras de infraestrutura aumenta os problemas de mobilidade com este tipo de modal. Uma alternativa ao problema de mobilidade são os MagLev's. Estes podem ser agrupados em duas principais categorias: veículos de baixa velocidade, utilizados para no transporte urbano (atingem ≤ 120 km/h), e de alta velocidade adequados para longas distâncias (≥ 400 km/h).

A seguir serão apresentados conceitos introdutórios de tração linear e levitação, e o estado da arte de alguns dos principais trens MagLev's desenvolvidos em diversas

partes do mundo, incluindo o MagLev-Cobra projetado e construído pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ/COPPE). A técnica de tração utilizada em cada projeto e a correlação entre a velocidade de operação e o tipo de motor utilizado serão apresentadas.

A.1 Conceitos Introdutórios: Tração e Levitação

O primário do ML pode ser construído na configuração de primário curto ou longo. Nos motores elétricos síncronos ou assíncronos, a parte que contém os enrolamentos de fase conectados a rede elétrica pode ser chamada de armadura. Primário é o nome dado à armadura no motor de indução linear (MIL), parte que recebe a corrente elétrica de energização. O secundário pode apresentar o formato curto ou longo sendo o nome dado ao componente do MIL na qual induz-se corrente elétrica. O motor síncrono linear (MSL) utiliza a seguinte nomenclatura: armadura (enrolamento de fase) e indutor, nome dado a parte que contém um gerador de campo magnético. A face elétrica/magnética do motor poderá ser única ou dupla. Motores com enrolamento primário único são denominados como face única, mas se possuem dois primários com seus respectivos enrolamentos são denominados como face dupla. Essa classificação deve ser utilizada considerando o circuito elétrico e magnético do motor.

As principais técnicas de levitação podem ser: eletromagnética (EML), eletrodinâmica (EDL) ou supercondutora (SML).

Levitação EDL: depende do movimento relativo entre o campo magnético e uma placa de material condutor. Esse movimento induz correntes, de acordo com a Lei de Faraday, que geram um campo magnético. A interação entre o campo magnético da fonte e o campo gerado pela indução promove a levitação (Lei de Lenz) que ocorre devido à força repulsiva.

Levitação EML: utiliza a força de atração entre eletroímãs e materiais ferromagnéticos.

Levitação SML: baseada na propriedade diamagnética dos materiais supercondutores. Nos supercondutores do tipo II o diamagnetismo é parcial, gerando forças repulsivas e atrativas.

MagLev's, devido a ausência de rodas e contato mecânico com trilhos, empregam motores elétricos lineares para realizarem sua tração. Os MIL e MSL são as melhores opções, especialmente após a disponibilidade dos conversores de eletrônica de potência. Mesmo assim, existem diferentes topologias que podem ser adotadas.

A.2 MagLev's de Alta Velocidade

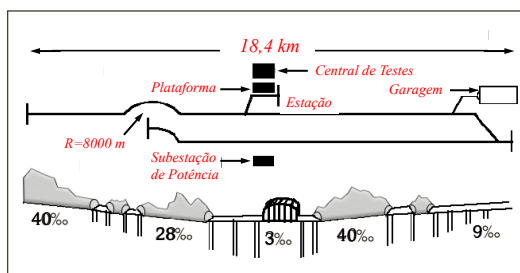
A.2.1 Yamanashi, Japão

A Japanese National Railways¹ (JNR), iniciou suas pesquisas com transporte MagLev de alta velocidade em 1962. Os veículos de levitação magnética já parecia, aos japoneses, a melhor opção quando comparado com os roda-trilhos convencionais. Além das altíssimas velocidades permitidas por veículos levitantes (*wheelless*) outras possibilidades de aplicação desta tecnologia são muito promissoras ao passo que a tecnologia roda-trilhos atingiu o ponto máximo de desenvolvimento e velocidade, restringida por imposições mecânicas a ≈ 400 km/h.

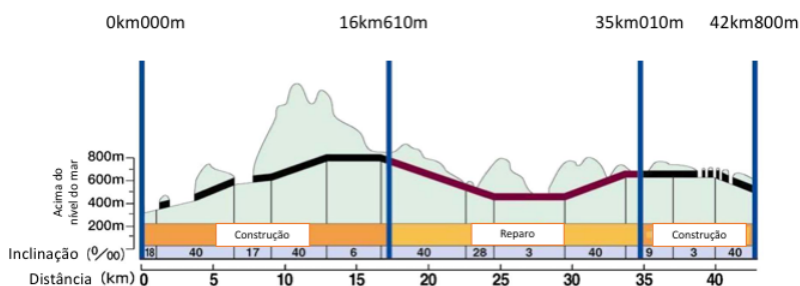
O desenvolvimento de veículos levitantes pela JNR começou efetivamente em 1970 e a primeira demonstração do ML100 aconteceu em 1972. Em 1977 o protótipo ML500 apresentado na Figura A.1(a), entrou em fase de testes e atingiu velocidade recorde de 517 km/h em 1979, na cidade de Miyazaki sudoeste japonês [62]. O ML500 percorria uma via de 7 km de extensão com estrutura em formato de “T”-invertido. Em 1981 com o veículo MLU001 começou a operar tripulado. As atividades na linha de testes de Miyazaki (LTMZ) encerraram em 1996, quase duas décadas após o início do projeto.



(a) ML500



(b) LTYM 1997



(c) LTYM 2013

Figura A.1: Linha de testes de Yamanashi (LTYM).

O encerramento das atividades de pesquisa e operação na LTMZ se deram por dois principais motivos:

¹Empresa pública de transporte ferroviário privatizada em 1 de Abril de 1987 tornando-se um conglomerado de sete companhias privadas denominadas Japanese Railway (JR).

1. JNR foi sucedida pelo Railway Technical Research Institute (RTRI);
2. limitações técnicas como a ausência de túneis, curvas e inclinações, impediam testes necessários para o desenvolvimento de um veículo que abrangesse condições de operação mais realistas.

Assim o RTRI e a JR Central² iniciaram, em Yamanashi, a construção de uma linha de testes.

A nova linha de testes em Yamanashi (LTYM), localizada a oeste do centro de Tóquio, foi inaugurada em 1997 com 18,4 km de extensão, curvas com raio de 8000 m e inclinação de 4%. A via possuía um trecho duplo, e o percurso em formato de “U”. A Figura A.1(b) ilustra a LTYM onde verifica-se que a maior parte do trecho são túneis ($\approx 87\%$) e o percurso mais longo em área aberta é de apenas 1,5 km.

Em abril de 1997 iniciaram os testes operacionais na LTYM que objetivavam a certificação da tecnologia desenvolvida e a consolidação da técnica implementada. Durante este período foram avaliados o sistema de rodas, sistema de levitação e o aumento de velocidade até atingirem 550 km/h no final de 1997 em uma viagem não tripulada. Avaliação de ruídos em baixa frequência, análise de vibração do solo, túneis de ondas de micro-pressão etc, tornam-se imprescindíveis em veículos de alta velocidade. Os níveis de campos magnéticos deviam ser mantidos baixos para atender as normas do ICNIRP [63] e sistemas de combate a incêndio e terremoto foram implementados.

Durante a etapa de testes foram considerados o desempenho e estabilidade do MLX01 além do controle de múltiplos veículos e seus cruzamentos pela subestação, posicionada na metade do percurso total. A estabilidade e segurança do sistema foram confirmadas em 1999 através dos primeiros testes com dois trens operando na via. O veículo percorria em média 70000 km por ano, o que indica ≈ 11 viagens teste diárias³. Também foram realizados testes sob condições anormais de operação e não houveram maiores intercorrências. Estudos de confiabilidade e durabilidade do sistema continuaram até 2005, completando um ciclo de 8 anos. A LTYM precisou fabricar novas bobinas para a armadura do motor e dois novos módulos para o MLX01, já que a durabilidade deles não foi suficiente para o ciclo total de testes, o que era previsto pelos pesquisadores, devido as reduções de custos iniciais do projeto. Um dos módulos refeitos era intermediário e o outro de extremidade.

Em setembro de 2011 os testes na seção de 18,4 km da LTYM terminaram, tendo percorrido a distância total de ≈ 874000 km durante 14,5 anos [64]. A LTYM foi

²JR Central junto com a JR Hokkaido, JR East, JR West, JR Shikoku, JR Kyushu e JR Freight formam a companhia JR.

³Esse número de viagens foi obtido considerando os 365 dias do ano: $(70000/18,4)/365$. Dados mostraram que em um único dia foram realizadas 89 viagens completas (ida e volta) percorrendo um total de 2876 km [62].

estendida em 2013 e atualmente possui 42,8 km de comprimento, conforme ilustrado na Figura A.1(c). Neste novo percurso os testes são feitos com os novos veículos da série L0, apresentado na Figura A.2(c). Em abril de 2015 o L0 impôs novo recorde de velocidade atingindo 603 km/h. A JR Central pretende operar entre Tóquio e Nagoya até 2027 e posteriormente, em 2045, entre Tóquio e Osaka.

A.2.1.1 Veículo

O MagLev modelo MLX01 possui duas configurações. Um conjunto de trens com 3 módulos e outro com 5 módulos. Nesse modelo, as extremidades possuem a forma de cunha e a forma alongada (cúspide), conforme Figuras A.2(a) e A.2(b) respectivamente. O modelo série L0 é um veículo composto por 7 módulos e sua extremidade possui o formato cúspide-estendido apresentado na Figura A.2(c). Os veículos são equipados com freios aerodinâmicos e freios de disco na roda de emergência.

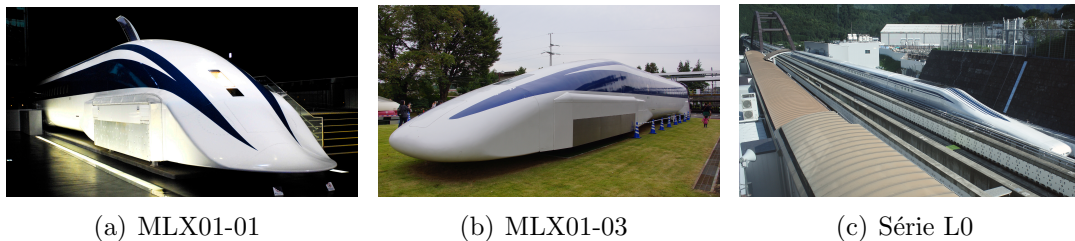


Figura A.2: Trens JR-MagLev da linha de Yamanashi.

A.2.1.2 Sistema de Potência

O sistema de potência, ilustrado na Figura A.3, possui subestações que recebem energia elétrica de duas linhas de transmissão em 154 kV e rebaixam, através de transformadores, para 66 kV. A partir deste ponto o sistema utiliza conversores, chopper's, inversores trifásicos e dispositivos de controle [65].

As subestações utilizam inversores PWM com tensão e frequência variáveis (VVVF), e são denominadas por: Estação Norte e Estação Sul. A linha Norte, energizada pela estação que recebe o mesmo nome, possui maior capacidade que a linha Sul conforme os dados da Tabela A.1. A diferença de potência entre os conversores do Grupo Norte e do Grupo Sul ocorre devido as diferentes velocidades máximas possíveis em cada uma das linhas.

O veículo da LTYM utiliza um motor síncrono linear (MSL) de armadura longa apresentado na subseção A.2.1.4. Diferentemente de outros sistemas de acionamento de máquinas (*drivers*), não conta com um *driver* embarcado já que uma estação fixa realiza o controle de velocidade do veículo.

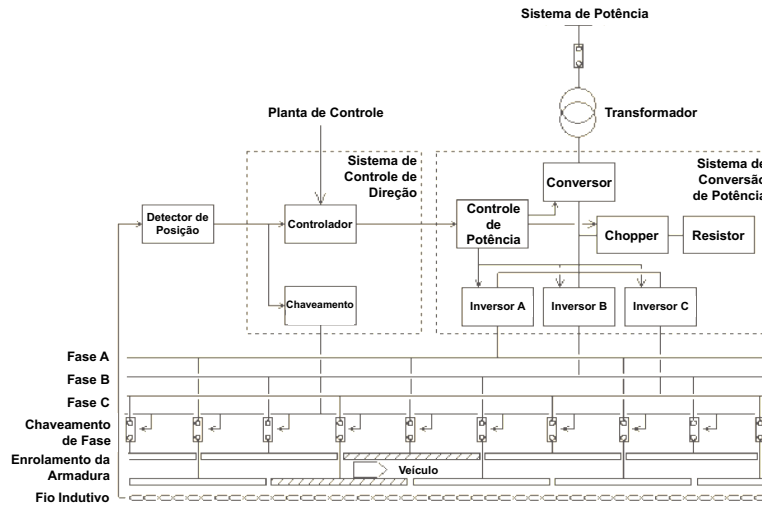


Figura A.3: Sistema de potência da LTYM.

Tabela A.1: Especificações dos conversores de potência

Descrição	Grupo Norte	Grupo Sul
Conversor		
Tipo	Tiristor - 24 pulsos	500 Hz PWM GTO
Capacidade	69 MW	33 MW
Frequência	50 Hz	50 Hz
Inversor PWM		
N. de Fases	3	3
Capacidade	38 MVA × 3 unidades	20 MVA × 3 unidades
Corrente Saída	0-960 A	0-1015 A
Tensão Saída	0-12,7 kV	0-6,35 kV
Frequência Saída	0-56,6 Hz	0-45,3 Hz

A conversão da potência recebida em corrente contínua isola o MSL, e um novo estágio de conversão transforma em corrente alternada com fase e amplitude correspondente a posição e aceleração do veículo. Energiza-se a armadura do MSL através de um sistema comutado que individualiza cada um dos setores, espacialmente defasados, conforme ilustrado com hachuras na Figura A.3. O controlador de comutação (*switchgear*) fornece energia às seções correspondentes a posição do veículo, determinando o início e término de chaveamento de cada inversor responsável por uma respectiva seção. O controle de posição e velocidade, feito através de um sistema indutivo com fios cruzados, permite uma operação ordenada e o controle de tráfego da LTYM. As fases e a amplitude da corrente são observadas pelo *drive* e enviadas para o sistema de potência que garante a operação.

A.2.1.3 Transferência de Energia

Uma fonte de alimentação embarcada fornece eletricidade para o sistema de refrigeração dos ímãs supercondutores, sistema de ar-condicionado, sistema de iluminação etc [64]. Em 1997, nos trens MLX01, uma turbina à gás passou a fornecer energia para o interior do veículo [54, 66].

A JR Central desenvolveu um sistema de coleta de energia por indução, usado no *Chuo Shinkansen*. O sistema, ilustrada na Figura A.4, possui como característica principal a capacidade de coletar alta potência em velocidades elevadas e com um grande entreferro [64].

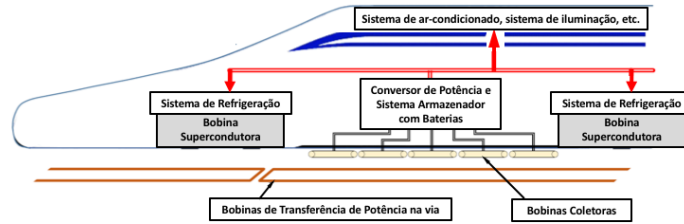


Figura A.4: Sistema indutivo de transferência de potência embarcado no veículo proposto para a *Chuo Shinkansen*.

A.2.1.4 Tração Linear

O veículo da LTYM utiliza, no sistema de tração, um motor linear síncrono trifásico, com núcleo de ar, passo polar de 1,35 m, frequência síncrona de 72 Hz, podendo atingir 700 km/h. Dados do motor estão apresentados na Tabela A.2.

Tabela A.2: Dados de Placa do MSL de Yamanshi.

Motor	Unid.	Valor
Tipo	—	Síncrono
Armadura	—	Longa
Excitatriz	—	Curta
Massa da Excitatriz	kg	1400
Pot. Aparente	MVA	38
N. de Fases	—	3
Frequência	Hz	56,6
Tensão de Fase (Pico)	V	12700
Corrente de Fase (Pico)	A	960
Passo Polar (τ)	mm	1350
Passo do Dente	mm	900
Entreferro	mm	130
Tolerância no Entreferro	mm	6

A armadura do motor está disposta ao longo de todo o percurso e constitui-se do enrolamento trifásico. Os ímãs supercondutores, embarcados no veículo, cor-

respondem às bobinas de campo e são denominados excitatrizes. Assim, o motor é caracterizado como um MSL de armadura longa e excitatriz curta, ilustrado na Figura A.5(a). A interação entre as forças magnéticas das bobinas de propulsão e das bobinas supercondutoras geram a tração do veículo.

A Figura A.5(b) apresenta a estrutura fundamental do imã supercondutor, o qual contém quatro bobinas supercondutoras de $NbTi$ (Nióbio-Titânio) em forma de pista de corrida em campo de atletismo ou *race-track*, que geram um campo magnético de quatro polos [67]. A bobina tem cerca de 1,0 m de comprimento e 0,5 m de altura, e a força magnetomotriz de 700-750 kA. Um trem MagLev de 16 vagões terá 34 imãs supercondutores e 136 bobinas supercondutoras no total [64]. A densidade de fluxo magnético da excitatriz apresenta valores elevados quando comparada à solução tradicional [47].

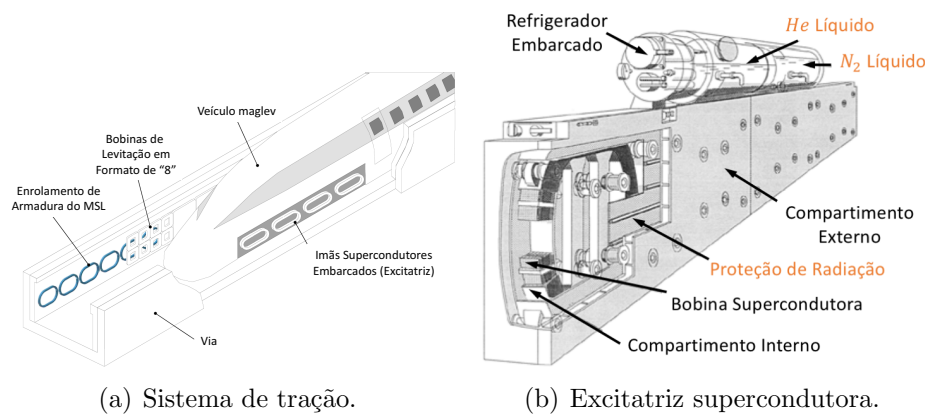


Figura A.5: Sistema de tração com excitatriz supercondutora da LTYM.

O compartimento interno feito de aço inoxidável, que recebe hélio líquido para resfriar as bobinas supercondutoras, possui revestimento de alumínio para reduzir perdas por correntes parasitas. A proteção contra radiação, também de aço inoxidável, pode ser construída de alumínio se o líquido refrigerante for o nitrogênio.

O compartimento externo, feito de uma liga de alumínio, limita a região onde aplica-se vácuo. O sistema criogênico utiliza um ciclo fechado de refrigeração que liquefaz o hélio evaporado e reduz acentuadamente a reposição de hélio (ou nitrogênio) e a intervenção para reabastecimento.

Os imãs supercondutores de $NbTi$ devem ser utilizados nas linhas comerciais futuras, entretanto imãs supercondutores de alta temperatura podem ser introduzidos no sistema [64]. Em 2005, entre novembro e dezembro, um imã supercondutor contendo quatro bobinas de $Bi2223$ (750 kA, 20 K) foi testado na LTYM em velocidades de 550 km/h. Imãs supercondutores de $REBCO$, para sistemas MagLev, foram desenvolvidos e o RTRI construiu diversos tipos de bobinas supercondutoras de $YBCO$, refrigeradas por *cryocooler*. De acordo com [64] um imã supercondutor

de alta temperatura crítica refrigerado por um *cryocooler* tem uma estrutura mais simples e maior confiabilidade. No entanto, para a sua aplicação comercial em um sistema de transporte em massa, a segurança operacional deverá ser extremamente elevada e em caso de falha o trem deve viajar para a estação mais próxima e parar com segurança.

Na década de 1980 a linha de teste de Miyazaki utilizava um sistema de propulsão/levitação denominado de *Normal Flux*, em que as bobinas de tração e levitação eram dispostas nas paredes e no solo da via, respectivamente, conforme apresentado na Figura A.6(a). Na década de 1990, ainda na linha de teste de Miyazaki, as bobinas de levitação foram colocadas nas paredes laterais da via, sobrepostas às bobinas de tração. A configuração das bobinas permaneceu a mesma quando a linha de teste de Miyazaki foi desativada. A Figura A.6(b) apresenta a configuração mencionada.

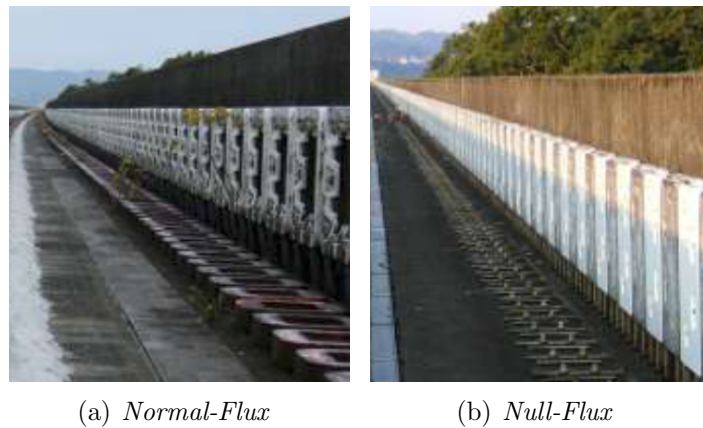


Figura A.6: Bobinas de levitação com topologia *Normal-Flux* e *Null-Flux*.

A ligação das bobinas de tração (armadura) passou a ser feita através de cabos, tipo *Null Flux*, ou seja, com o fluxo em cada lado possuindo diferentes direções. O guiamento do veículo foi obtido com a mesma técnica implementada nas bobinas de levitação (bobinas passivas) *Null Flux* [68]. Assim as paredes laterais da LTYM possuíam duas camadas de bobinas, já que as funções de tração, levitação e guiamento exigiam especificações diferentes.

Nesta configuração, ao longo de todo o percurso existem bobinas que executam diferentes funções. Para a tração são utilizadas bobinas ativas, que recebem injeção de corrente elétrica trifásica. As bobinas que compõe a excitatriz estão localizadas em ambos os módulos de extremidade do trem. As correntes na armadura são geradas através de um circuito de controle de corrente de modo a fluir em fase com a força contraeletromotriz induzida pelo campo magnético da excitatriz. A força normal do MSL que interfere com o sistema de guiamento pode ser suprimida [69, 70]. As excitatrizes estão dispostas de forma concentrada, e as bobinas da armadura, possuem um passo de bobina de 240° com duas camadas.

Através de chaveamento setorial, a medida que o veículo atravessa a área ilustrada na Figura A.7, os inversores associados a cada fase acionam o trecho necessário com controle de amplitude e fase das tensões, conforme mencionado anteriormente em A.2.1.2.

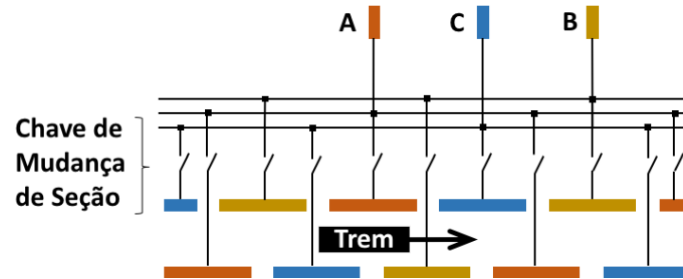
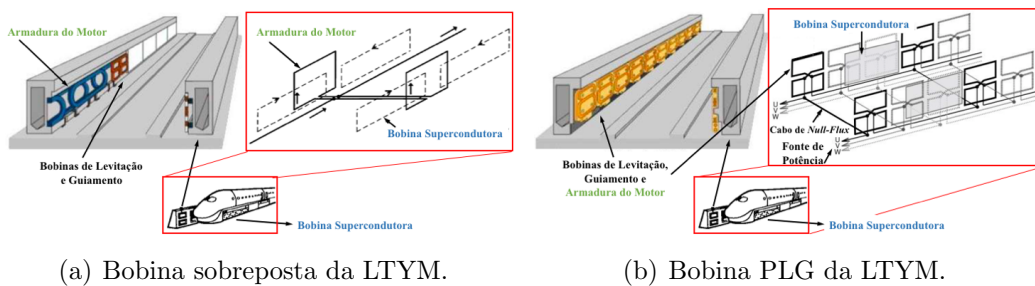


Figura A.7: Sistema de energização setorial.

O sistema de tração, hoje com bobinas *Null-Flux*-Sobrepostas (Figura A.8(a)), poderá ser aperfeiçoado e utilizar as bobinas *Null-Flux*-PLG (Figura A.8(b)), denominadas assim por permitir a combinação das funções de propulsão, levitação e guiamento. Esta configuração foi proposta na década de 1960 por [71].

Estudos da década de 1990 apresentam a análise e métodos de especificação e projeto deste tipo de enrolamento [72, 73]. Em 2011 as bobinas PLG receberam uma camada de proteção externa que pretendia suportar impactos de materiais particulados em alta velocidade [68]. Em 2014 foi apresentado uma nova geração de bobinas PLG que minimizam problemas com as conexões dos cabos de média tensão [74]. As forças são geradas pelas correntes elétricas que circulam nas bobinas tipo *Null-Flux*, em cada uma das paredes da via, mantendo o guiamento e a levitação, e quando energizadas produzem a propulsão do veículo.



(a) Bobina sobreposta da LTYM.

(b) Bobina PLG da LTYM.

Figura A.8: Bobinas de levitação com topologia sobreposta e PLG.

A propulsão pode ser obtida com a excitação das bobinas em um arranjo trifásico e com um fornecimento de potência em frequência variável. O passo entre as bobinas possui 0,45 m e o passo polar entre as bobinas supercondutoras (excitatrizes) 1,35 m, ou seja, cada excitatriz fica sob a ação de três fases distintas. A Figura A.9(a) ilustra esta condição.

A análise a seguir considera que cada conjunto de bobinas, formado por duas bobinas, conforme ilustrado na Figura A.9(b), podem ser consideradas como 4 motores operando em paralelo. Em cada *loop* ($l = 1,2,3,4$) as correntes circulantes são I_1 , I_2 , I_3 e I_4 . Estas são também as correntes circulantes nos motores porque pertencem a mesma fase, já que estão ligadas em série. A soma das quatro correntes resulta na corrente de fase I_f responsável pela propulsão. V_f é a tensão de fase aplicada. A força de propulsão será

$$F_p = \frac{P}{v} = \frac{3}{\sqrt{2}} \frac{n_m}{n_b} \cdot \frac{M_{s1} + M_{s2} + M_{s3} + M_{s4}}{L + M_{12} - M_{ab}} \frac{V_f I_{is}}{\sin \varphi} \quad (\text{A.1})$$

em que I_{is} representa a corrente da excitatriz supercondutora, M_{si} ($i = 1..4$) a indutância mútua de cada *loop* da bobina em função da posição em z (deslocamento lateral) e y (deslocamento vertical), n_m o número de polos acoplados com a excitatriz supercondutora e n_b o número total de polos em um bloco ocupado pelo veículo [72].

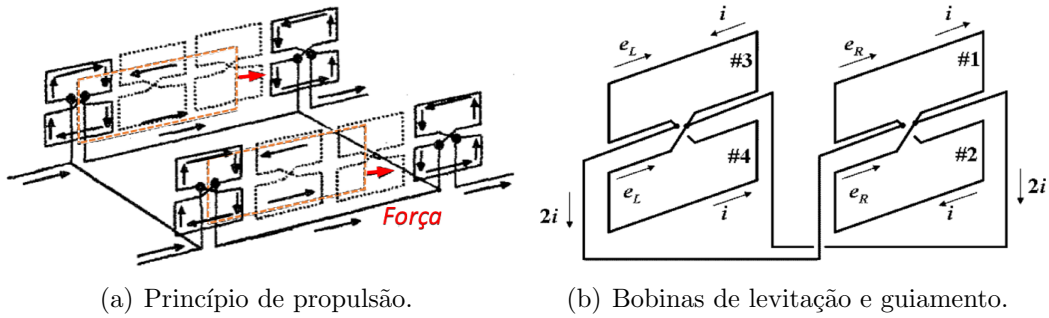


Figura A.9: Conjunto de bobinas de tração e levitação/guiamento.

A frenagem regenerativa/dinâmica constitui-se como o principal método para redução da velocidade, através da variação da frequência até a paralisação do veículo que ocorre quando $f = 0$ Hz. Durante esta variação da frequência o MSL opera como gerador. A energia gerada durante o processo de frenagem pode ser devolvida a rede elétrica ou armazenada, caracterizando uma frenagem regenerativa. A energia excedente também pode ser dissipada em banco de resistores (frenagem dinâmica) que apresenta-se como outra aplicação de técnica de frenagem utilizada frequentemente no veículo.

A.2.1.5 Levitação

O veículo utiliza a técnica de levitação eletrodinâmica (EDL) com bobinas diferentes para realizar a propulsão e a levitação-guiamento, conforme explicado anteriormente. Nesta configuração a bobina que faz parte do sistema de levitação e guiamento, caracterizada como passiva, também possui o formato *Null-Flux*, ilustrado na Figura A.9(b). A dinâmica de operação seria descrita da seguinte maneira:

Quando a excitatriz se movimenta em relação as bobinas, localizadas na via, um fluxo de corrente induzida percorre estas bobinas e geram um campo magnético. A força entre o campo magnético da excitatriz e o campo magnético gerado pelas bobinas faz o veículo, por repulsão, levitar. Esta técnica de levitação não apresenta estabilidade magnética.

O *gap* de levitação possui ≈ 100 mm e a operação torna-se apropriada para lugares sujeitos a tremores de terra. Esta característica permite uma acentuada variação de massa [54]. A levitação EDL necessita de uma determinada velocidade (≈ 120 - 130 km/h) para que as correntes induzidas sejam suficientes para a levitação do veículo. Assim parte da operação será realizada sobre rodas. A estrutura que compõe a excitatriz está apresentada na subseção A.2.1.4.

A força de levitação pode ser obtida através das correntes circulantes em cada um dos *loop's* das bobinas, das indutâncias mútuas em função do deslocamento lateral e vertical multiplicado por um fator constante dependente do números de polos acoplados à excitatriz supercondutora [72]. A força de levitação apresenta três componentes:

1. F_{LL} , resultado do movimento vertical;
2. F_{LP} , resultado da tensão aplicada;
3. F_{LG} , função da indutância mútua e suas derivadas.

A componente de força F_{LL} será independente do deslocamento lateral, F_{LP} depende da corrente de propulsão que flui através da fonte de potência e se apresenta como uma função do deslocamento vertical e F_{LG} deve-se ao deslocamento lateral do veículo. A força de levitação será dada por

$$F_L = 3n_m I_{is} \left(\Re \sum_1^4 I_i \frac{\partial M_{si}^*}{\partial z} \right) = F_{LL} + F_{LP} + F_{LG} \quad (\text{A.2})$$

Na excitatriz do MSL são induzidos grandes valores de correntes parasitas devido aos *ripples* (ondulação) de campo magnético gerados pelas bobinas. Entre dois polos da excitatriz (2,7 m) seria possível acomodar seis bobinas ($6 \times 0,45$ m = 2,7 m). A quinta componente espacial de *ripple* de campo magnético a partir da bobina produz as forças eletromagnéticas de maior intensidade. O problema com a quinta componente ocorre porque o passo entre as bobinas de levitação é de 0,45 m e o passo polar entre as bobinas supercondutoras de 1,35 m na LTYM, provocando cinco variações no valor de pico entre dois polos da excitatriz. Vibrações acentuadas também são induzidas através da força ($\mathbf{J} \times \mathbf{B}$) gerada por correntes parasitas do campo magnético supercondutor.

O aumento da carga térmica⁴ por excitatriz, durante a levitação, deve estar limitado a 3 W. O sistema criogênico impõe esta condição [67].

O fluxo direto dos supercondutores atravessa as bobinas e a conexão entre elas permite o veículo manter-se alinhado. O alinhamento, ou guiamento, se dá pela interação entre o fluxo das bobinas da direita com as da esquerda. O fluxo de corrente que resultaria quando a excitatriz supercondutora se movesse para perto da bobina da direita, através da conexão entre as bobinas, produziria uma força de restauração, centralizando a excitatriz. A Figura A.10(b) ilustra esta condição de operação. A força de guiamento pode ser determinada se considerado que esta depende de duas informações de posição diferentes do veículo [72]. Se y_0 for a distância a partir do centro da excitatriz supercondutora para o centro da bobina, pode-se definir $y_1 = y_0 + y$ e $y_2 = y_0 - y$, assim a força pode ser expressa por

$$F_G = 3n_m I_{is} \left(\Re I_1 \frac{\partial M_{s1}^*}{\partial y_1} + I_2 \frac{\partial M_{s2}^*}{\partial y_1} + I_3 \frac{\partial M_{s3}^*}{\partial y_2} + I_4 \frac{\partial M_{s4}^*}{\partial y_2} \right) = F_{GG} + F_{GP} + F_{GL} \quad (\text{A.3})$$

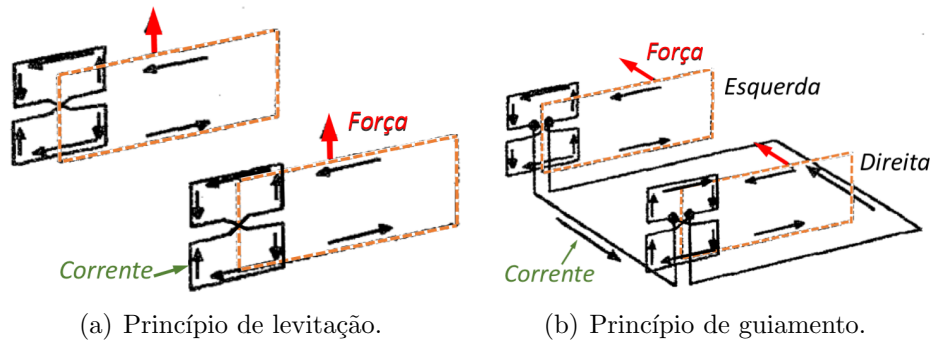


Figura A.10: Princípio de levitação e guiamento no veículo da LTYM.

A.2.2 Transrapid, China

O Transrapid, veículo de alta velocidade implantado na China apresentado na Figura A.11(a), começou a ser projetado em novembro de 1999 quando o *New and High Technology Development Department of the Ministry of Science and Technology* e o *Transrapid International, Inc.* assinaram uma cooperação para avaliar cuidadosamente a construção de uma linha de testes operacional [75]. No ano de 2001 foi assinado um “Contrato de Fornecimento e Serviço para Linha MagLev de Shanghai”, entre *Shanghai MagLev Transportation Development Co., Ltd., German*

⁴Geração de calor por unidade de tempo.

Consortium of Siemens AG., Thyssen Transrapid System GmbH e Transrapid International GmbH. A linha de demonstração de Shanghai (LTSH), ilustrada na Figura A.11(b), previa:

1. percurso com via dupla ligando Longyang Road Station até Pudong International Airport Station perfazendo 30 km,
2. velocidade de operação do veículo de 430 km/h com aceleração e desaceleração iguais a 1 m/s^2 ,
3. viagem com duração de 8 minutos em uma direção, transportando até 1500 passageiros.

O trabalho conjunto da China e da Alemanha, no qual a engenharia civil e mão-de-obra eram chinesas e os equipamentos alemães, permitiu que em 2004 o veículo Transrapid TR08 começasse sua operação comercial.

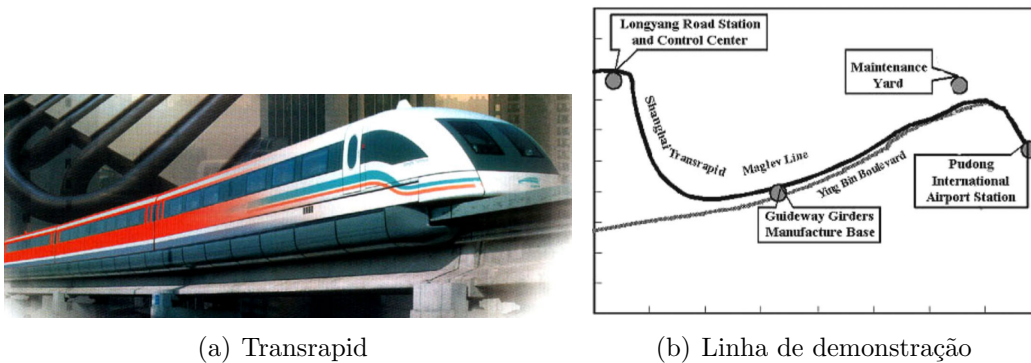


Figura A.11: Veículo Transrapid e a linha de demonstração de Shanghai.

A.2.2.1 Desenvolvimento Tecnológico

As vantagens obtidas com veículos de alta velocidade se adequam às características territoriais e populacionais da China já que se trata de um vasto território, elevada população e franco crescimento econômico. Um veículo de massa capaz de vencer grandes distâncias em pouco tempo incentivou o governo a investir neste modal de transporte.

A.2.2.2 Sistema de Potência

O sistema de potência do Transrapid, ilustrado na Figura A.12, consiste em uma fonte de potência, um transformador (alta/média), um retificador, um elo CC, um inversor, um elo AC e o motor síncrono linear. Na saída do inversor, um transformador aumenta a tensão. A partir da subestação até o motor, um barramento AC,

que vê a mesma frequência (0-215 Hz, para 400 km/h) que a estabelecida no motor, garante o fornecimento de energia ao longo da via. Uma divisão da armadura em setores, com interruptores, permite limitar o comprimento da seção energizada do motor, conforme o sistema utilizado pelo trem de Yamanashi ilustrado na Figura A.7. Os inversores estão presentes apenas na subestação.

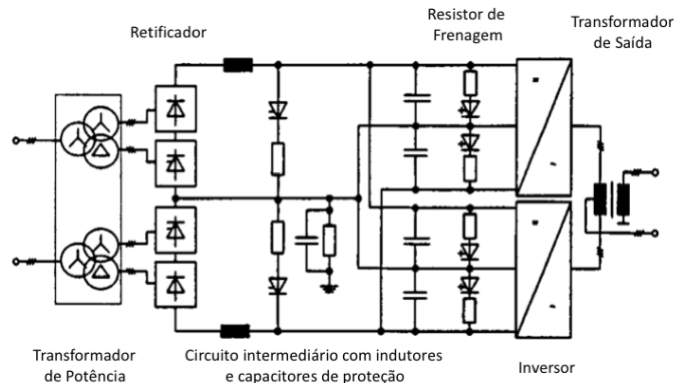


Figura A.12: Esquemático do sistema de potência do Transrapid.

A.2.2.3 Tração Linear

O Transrapid utiliza um MSL de armadura longa com núcleo de ferro e excitatriz curta fixada no veículo. A Figura A.13(a) ilustra partes importantes do sistema como o motor síncrono linear, o sistema de levitação e de guiamento lateral. O MSL integra três diferentes funções: propulsão, levitação e transferência de energia.

A propulsão, ou tração, se dá devido a interação entre o campo magnético longitudinal e o enrolamento trifásico acomodado nas ranhuras da armadura. Uma fonte pulsada de média tensão (20 kV) energiza o motor e o enrolamento da armadura acomodado em ranhuras em configuração-“U”, de modo a serem auto-suportadas conforme indicado na Figura A.13(b). O MSL utiliza um cabo de alumínio de 300 mm² e comprimento total de 1000 km na armadura trifásica. Dados do motor estão apresentados na Tabela A.3. Com um passo polar de 250 mm o MSL pode ser considerado um motor de passo polar curto. Esse comprimento permite diminuir a cabeça de bobina e o Transrapid terá uma velocidade síncrona de ≈ 550 km/h.

A.2.2.4 Transferência de Energia

Um gerador linear realiza a transferência de energia no Transrapid. Nos dentes da excitatriz está inserido o enrolamento do gerador, em ranhuras próprias, conforme ilustrado na Figura A.13(a). Durante o movimento do veículo este enrolamento acopla-se com um fluxo não constante produzido pela armadura. A frequência dos enrolamentos do gerador é seis vezes maior do que a frequência síncrona do motor.

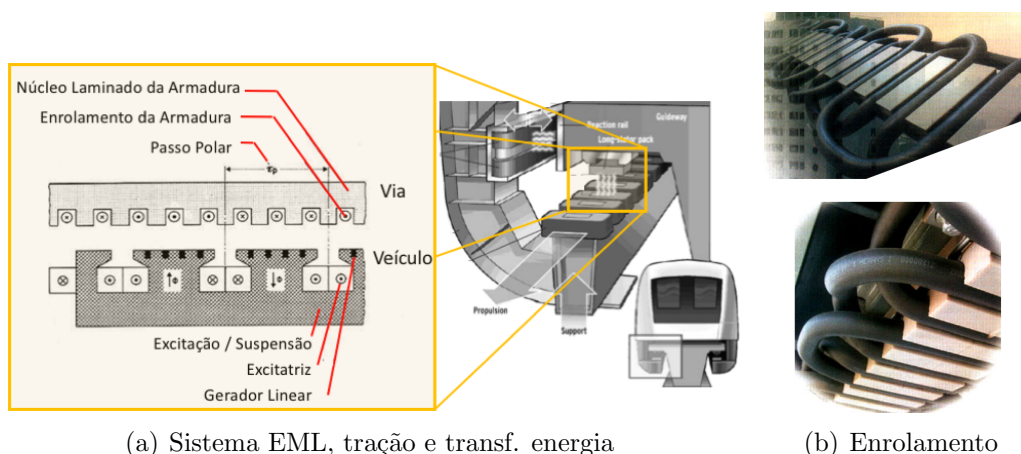


Figura A.13: Sistema de tração, levitação e de transf. de energia.

Tabela A.3: Dados do MSL do Transrapid.

Motor	Unid.	Valor
Tipo	—	Síncrono
Armadura	—	Longa
Excitatriz	—	Curta
Pot. Aparente	MVA	16
N. de Fases	—	3
Frequência	Hz	240
Tensão de Fase (Pico)	V	12000
Corrente de Fase (Pico)	A	1200
Ranhura/Polo/Fase	—	1
Passo Polar (τ)	mm	250
Passo do Dente	mm	90
Entreferro	mm	10
Tolerância no Entreferro	mm	2

A tensão induzida no gerador linear após ser retificada recarrega o sistema de armazenamento (baterias) com tensão de 440 V. Este recarregamento ocorre quando a velocidade do veículo atinge 150 km/h. Abaixo deste limiar de velocidade, coletores mecânicos são utilizados e levam energia suficiente apenas para levantar ou manter o processo de aceleração até atingir 150 km/h, ou de frenagem até 0 km/h.

Para um passo polar de 250 mm e um passo de dente de 90 mm, uma ranhura de 30 mm implica em um entreferro pequeno, de ≈ 10 mm. A variação da tensão induzida devido a irregularidade do entreferro pode causar problemas [54]. Em função da ausência de contatos mecânicos, este tipo de gerador torna-se altamente indicado para a operação em altas velocidades.

A.2.2.5 Levitação

A força de atração entre a armadura do motor linear e o material ferromagnético da excitatriz geram as forças de levitação, que caracteriza o Transrapid como um veículo de levitação eletromagnética (EML). Estas forças são distribuídas ao longo de todo o veículo. O controle precisa satisfazer: as forças de levitação e um alto fator de potência. A Figura A.13(a) ilustra o sistema de levitação.

A.3 MagLev's de Baixa Velocidade

A.3.1 Changsha, China

O projeto chinês de veículos de levitação magnética na cidade de Changsha conecta a estação de trem de alta velocidade de Changsha (HSR) ao aeroporto da cidade, através de um percurso com 18,55 km. As Figuras A.14(a) e A.14(b) apresentam, respectivamente, o veículo UMP-Changsha e o percurso conectando a estação do HSR e o aeroporto. A Tabela A.4 apresenta dados técnicos do veículo [76].

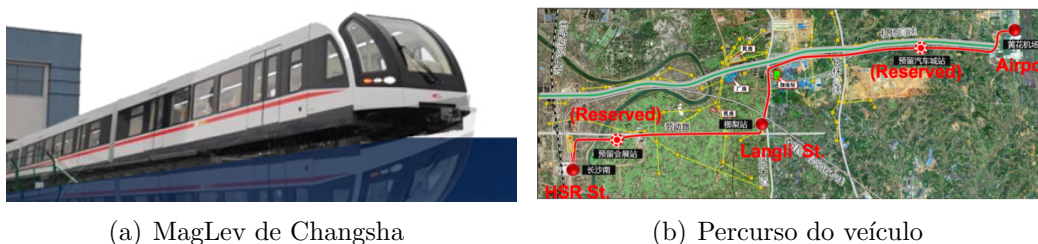


Figura A.14: MagLev urbano de Changsha e o percurso do veículo.

Tabela A.4: Parâmetros técnicos do UMP-Changsha.

Número de vias	2 linhas
Distância entre vias	4,4 m
Bitola	1,86 m
Velocidade máxima	100 km/h
Configuração dos vagões	3 seções
Dimensão do veículo	48,28 m × 2,8 m × 3,7 m (C×L×A)
Tensão CC	1500 V; com contato
Tipo de Controle	Automático
Tipo de operação	Automático
Headway	3 min

A operação comercial do UMP-Changsha foi iniciada em maio de 2016 e a previsão para os próximos 25 anos, dividida em três etapas, está apresentada na Tabela

A.5.

Tabela A.5: Projeção de operação.

Item	2019	2026	2041
Tráfego diário (passageiro)	34755	48956	75620
Tráfego horário-pico (passageiros/hora)	3431	4921	7601
Quilometragem (passageiros-km)	$59,74 \cdot 10^4$	$82,23 \cdot 10^4$	$125,54 \cdot 10^4$
Distância média viagem (km)	17,19	16,80	16,60
Densidade (passageiro-km/km)	$3,26 \cdot 10^4$	$4,48 \cdot 10^4$	$6,84 \cdot 10^4$
Tráfego horário-pico manhã (passageiros/hora-uma direção)	1888	2676	4106
Capacidade no horário-pico (passag./h-uma direção)	2149	3070	4912

Os parâmetros do MagLev UMP-Changsha e as características dinâmicas de operação estão apresentadas na Tabela A.6 [48].

Tabela A.6: Características do veículo e dinâmica de operação.

Veículo	
Largura do vagão	2800 mm
Comprimento do veículo	48280 mm
Comprimento dos vagões extremidade	15700 mm
Comprimento do vagão intermediário	15000 mm
Altura do veículo	3700 mm
Pé-direito do veículo	2100 mm
Número de portas em cada lado	2
Altura de levitação	8 ± 2 mm
Dinâmica	
Aceleração média (0-35 km/h)	≥ 1 m/s ²
Aceleração média (0-60 km/h)	$\geq 0,8$ m/s ²
Aceleração média (0-80 km/h)	$\geq 0,5$ m/s ²
Velocidade máxima	100 km/h
Frenagem normal	$\geq 1,1$ m/s ²
Frenagem emergência	$\geq 1,3$ m/s ²

A.3.1.1 Tração Linear

O UMP-Changsha utiliza um motor de indução linear de face-simples (*single-sided*) de primário curto e secundário longo. O MIL está ilustrado na Figura A.15.

Uma diferença importante deste MIL está na localização dos primários que, no UMP-Changsha, são dois e ficam dispostos nas laterais do veículo conforme apresentado na Figura A.16.

O secundário possui uma topologia *back-iron* com a camada condutora em alumínio e um formato de “F”, por isso denomina-se *F-rail*. O secundário apresenta dupla função já que utiliza-se o ferro para realizar a levitação eletromagnética (EML), conforme ilustrado na Figura A.16. A Tabela A.7 apresenta os dados do LIM do UMP-Changsha.

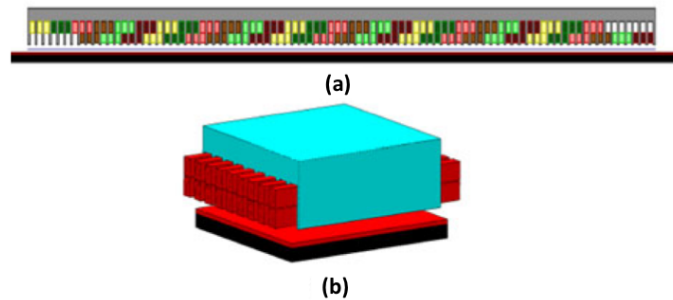


Figura A.15: LIM do UMP-Changsha. (a) Representação em 2D dos 9 polos do motor; (b) Representação em 3D de um único polo.

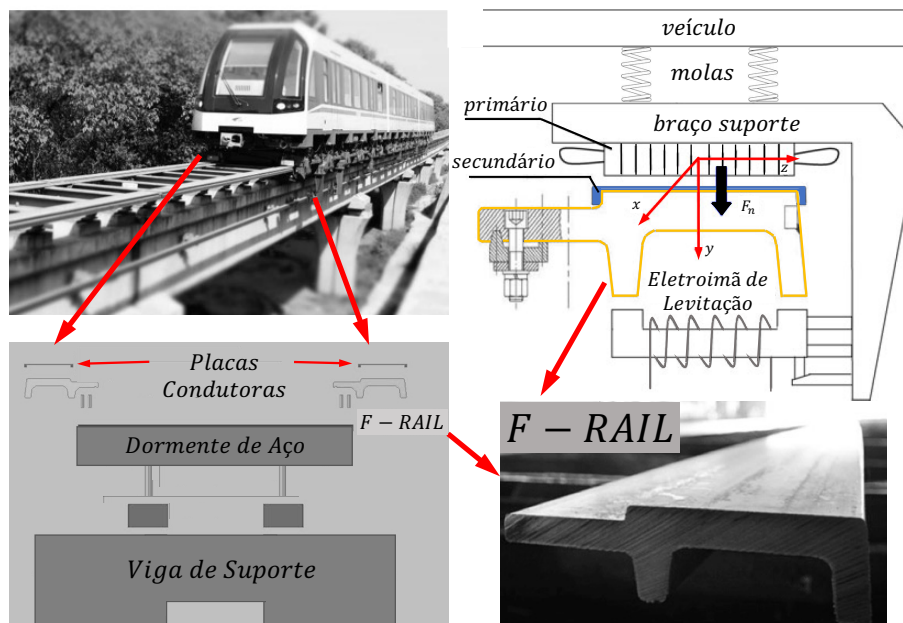


Figura A.16: Sistema de propulsão e levitação do UMP-Changsha.

A.3.2 BMT, China

O Beijing Mass Transit Railway é um veículo de levitação EML de baixa velocidade e entrará em operação no final de 2017. A via possui 10,2 km de comprimento e

Tabela A.7: Data-Sheet do LIM UMP-Changsha

Parâmetro	Valor
Tensão de linha	220 V
Corrente primária	300 A
Número de ranhuras/polo/fase	3
Número de fases	3
Número de polos	9
Fator de passo	7
Passo polar	0,2025 m
Entreferro	11 mm
Espessura da placa de alumínio secundária	4 mm
Espessura do back-iron	12 mm
Largura do núcleo primário	200 mm
Largura do secundário	220 mm
Comprimento da projeção da placa secundária	10 mm
Resistividade do alumínio em 20°C	$2,95 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$
Temperatura do secundário	40°C

os testes pretendem avaliar 10 trens entre as estações de Shimenyng e Pingguoyuan. Cada MagLev é composto por 6 módulos, velocidade máxima de 100 km/h, capacidade de transportar 1032 passageiros e com uma altura de levitação de 10 mm.

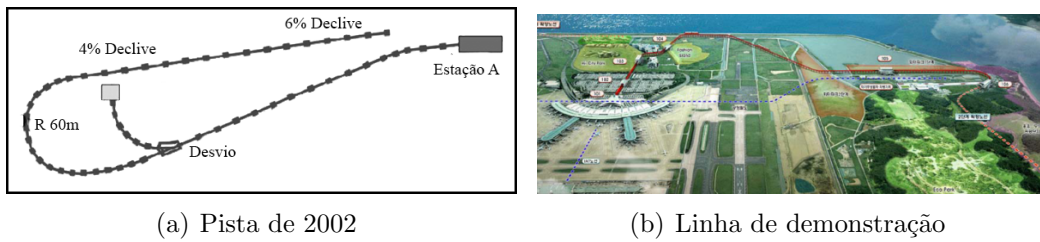
A.3.3 Ecobee, Coreia

O Instituto Coreano de Máquinas e Materiais (*KIMM - Korea Institute of Machinery and Materials*) com o apoio financeiro do Ministério da Ciência e Tecnologia do país, iniciou em 1989 o desenvolvimento de um projeto de veículo de levitação magnética de média e baixa velocidade [49]. Em 1997 uma pista de testes com 1,1 km de extensão foi construída no KIMM e em 2002 o percurso contava com 1,3 km, conforme ilustrado na Figura A.17(a).

O UTM-01 (Urban Transit MagLev) foi desenvolvido em 1998 com dois vagões conectados, conforme apresentado na Figura A.18(a). Em 2003 a Hyundai-Rotem desenvolveu o UTM-02, Figura A.18(b), com o suporte financeiro do Ministério do Comércio, Indústria e Energia. Em 2006 foi iniciado o Programa MagLev Urbano (*UMP - Urban MagLev Program*) através do Ministério de Terras, Transporte e Assuntos Marítimos que criou e financiou um centro para liderar o UMP, denominado CUMP (Centro para o Programa MagLev Urbano). Com um orçamento estimado em US\$ 450 milhões o UMP começou a operar regularmente em 2016.

Um consórcio entre o *Incheon International Airport Corp.* e a cidade de Incheon foi selecionado, no ano de 2007, para manter a linha MagLev de demonstração. Esta linha possui 6,1 km ligando o Centro de Transporte de Incheon Inter-

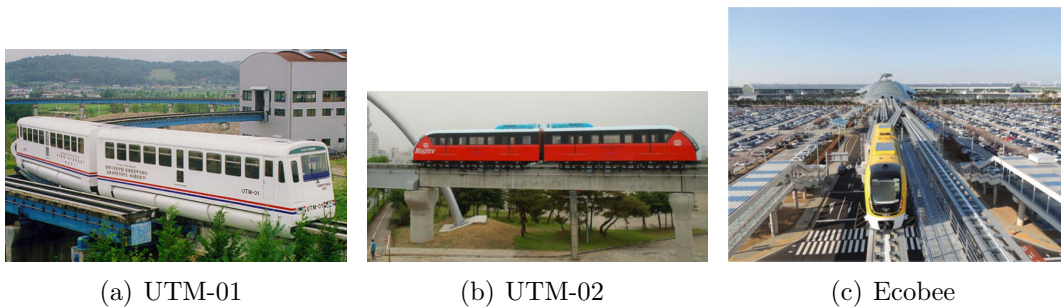
national Airport com a área de Yong U, percorrendo o total de seis estações, e está ilustrada na Figura A.17(b). A Tabela A.8 apresenta algumas especificidades do veículo UTM-Ecobee.



(a) Pista de 2002

(b) Linha de demonstração

Figura A.17: Pista de teste e de demonstração.



(a) UTM-01

(b) UTM-02

(c) Ecobee

Figura A.18: Veículos MagLev desenvolvidos no KIMM.

Tabela A.8: Especificação do Ecobee.

Configuração dos trens	2 vagões com acoplamento permanente (Mc1+Mc2)
Dimensões do veículo	12 m × 2,7 m × 3,45 m × (C×L×A)
Peso do veículo	Tara: 20000 kg/vagão; Carregado: 26500 kg/vagão
Capacidade de passageiros:	93 passageiros/veículo; 5 passageiros/m ² em pé (±70 kg/passageiro)
Número de chassis	4 por vagão
Sistema de propulsão	Motor de indução linear <i>single-sided</i> com <i>back-iron</i> + inversor VVVF
Sistema de levitação	Levitação eletromagnética com <i>gap</i> de 8 mm
Sistema de frenagem	Frenagem elétrica regenerativa e Frenagem mecânica
Fonte de potência	1500 VCC
Velocidade máxima projetada	110 km/h
Velocidade de operação	80 - 100 km/h
Aceleração máxima	4 km/h/s
Desaceleração máxima	4 km/h/s em serviço; 4,5 km/h/s em emergência

A.3.3.1 Tração linear

O programa coreano de veículos MagLev utiliza motores de indução lineares de primário curto com topologia de face-simples (*single-sided*). O secundário tipo *back-iron* utiliza folha condutora de alumínio suportada por uma camada de ferro.

A Figura A.19 ilustra o MIL utilizado no UTM-01 (*Urban Transit MagLev*), em corte frontal, e a proposta de um novo secundário para uso no UTM-Ecobee em que: w é a largura do *back-iron*, t_{ov} a profundidade e w_{ov} a projeção da barra lateral da lâmina condutora. O MIL, em corte transversal sem o enrolamento de fase, e o veículo Ecobee estão apresentados na Figura A.20. O sistema de propulsão possui um inversor com potência máxima de 47,2 kW e as seguintes características [49]:

1. Alto desempenho de aceleração/desaceleração (4 km/h/s, 4,5 km/h/s);
2. Algoritmo de controle de propulsão otimizado;

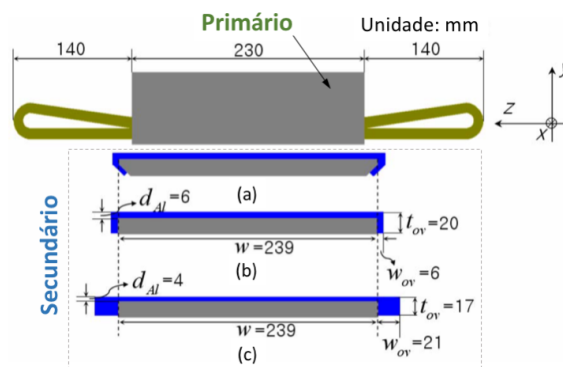


Figura A.19: figure
(a) Modelo convencional; (b) Equivalente; (c) Novo.

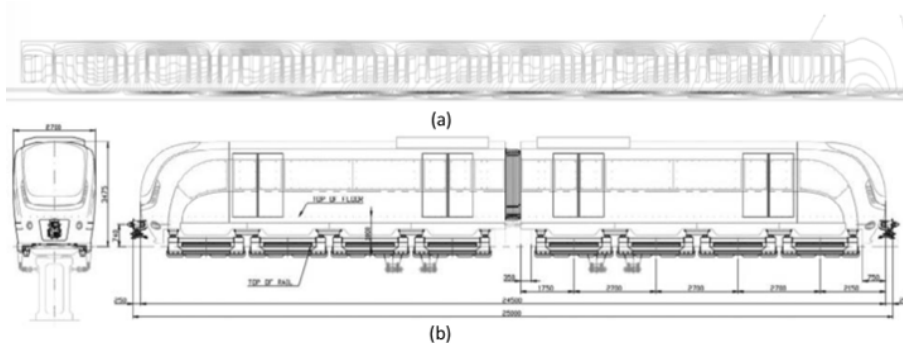


Figura A.20: figure
(a) MIL - Ecobee; (b) Veículo UTM-Ecobee.

A.3.3.2 Levitação

O Ecobee utiliza levitação eletromagnética (EML), tecnologia base para sistemas MagLev de baixa velocidade. O desempenho dos sistemas de levitação do UTM-01

Tabela A.9: Dados do MIL utilizado no UTM-Ecobee.

Tensão de linha na frequência base	367 V
Frequência base	33 Hz
Número de polos	8
Altura do pacote magnético do primário	230 mm
Ranhuras/polo/fase	3
Passo da ranhura	28 mm
Passo polar	252 mm
Fator de passo	7/9
Voltas em série/fase	120 voltas
Entreferro	12 mm
Área da seção transversal do condutor secundário	1674 mm ²

e UTM-02 foram melhoradas para operar com um *gap* de levitação de 8 mm, com variação máxima de ± 3 mm a 110 km/h, através das seguintes implementações:

1. controlador de levitação tolerante a falhas;
2. eletroímã de alto desempenho com baixa constante de tempo;
3. algoritmo de controle de levitação considerando a dinâmica das vias e perturbações externas;

A.3.4 HSST, Japão

HSST é um acrônimo para “*High Speed Surface Transport*” e o nome comercial do sistema de transporte com veículo de alta velocidade desenvolvido pela **Japan Air Lines Co., Ltd.** O projeto foi iniciado em 1974 e por um período de 5 anos foram realizados testes com o HSST-01 e o HSST-02 [77]. Em fevereiro de 1978 o HSST-01, Figura A.21(a), operava em uma linha de testes com 1,3 km e velocidade máxima de 307,8 km/h. O HSST-02, uma versão posterior do veículo, está apresentado na Figura A.21(b).

O HSST-03, apresentado na Figura A.22(a), foi desenvolvido por uma parceria entre a **Japan Air Lines** e a **Sumitomo Electric Industries**. Possui um comprimento total de 13,8 m, 47 assentos de passageiros e um peso bruto de 16 toneladas [78]. A via possuía 350 m de extensão. No HSST-03 a montagem incorpora quatro imãs para levitação e orientação lateral, um motor linear para propulsão e outros acessórios que unidos são chamados de “módulo”. Possui seis módulos que correspondem à vagões ferroviários convencionais, com sistemas de suspensão secundária por meio de molas pneumáticas e cilindros hidráulicos interpostos entre o corpo e os módulos.

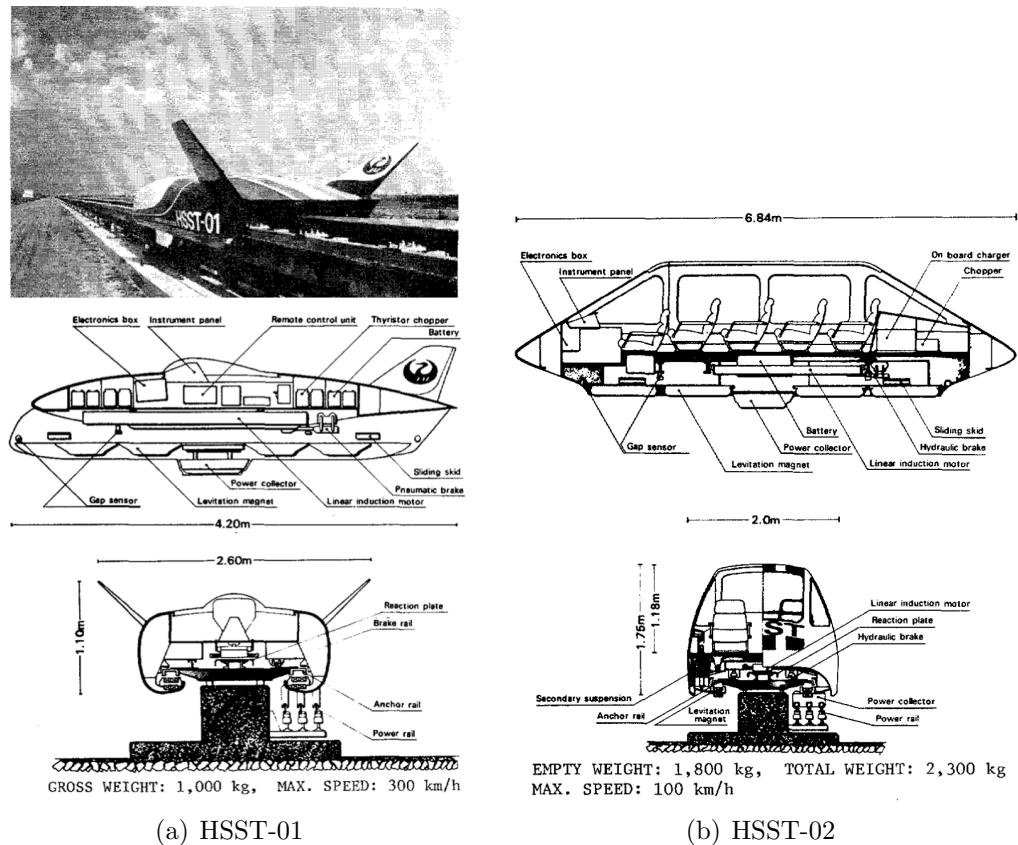


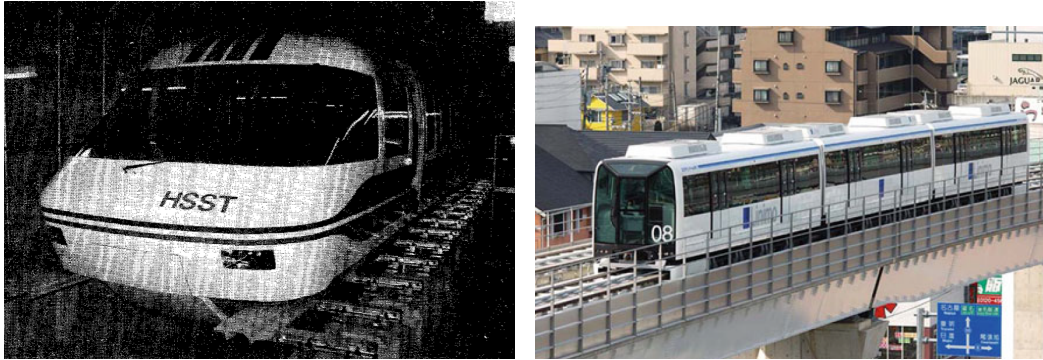
Figura A.21: Veículos HSST-01 e HSST-02.

O HSST-05 operou como um sistema de transporte público pela primeira vez em 1989, onde acontece a Yokohama Expo. Entretanto foi em 2005 que sua aplicação comercial em escala completa teve início com o sistema HSST-“Linimo” e pretendia ser um modal de transporte entre Nagoya e a Aichi Expo 2005.

Em operação o Linimo, apresentado na Figura A.22(b), transporta mais de 20000 passageiros por dia em Nagoya, Japão. A velocidade do veículo foi mantida em torno de 100 km/h o que caracteriza-o, apesar do nome do sistema, como um veículo de baixa velocidade. Aplicações futuras pretendem operá-lo com velocidade de 200 km/h, conectando as pessoas de maneira rápida à aeroportos [79].

A.3.4.1 Sistema de Potência

Para geração da energia utiliza-se um gerador síncrono que opera com frequência máxima de até 350 Hz, movido por dois motores à gasolina de 150 hp cada. Verificou-se que esse meio de geração, embora simplório, era adequado já que a rede elétrica convencional não está disponível na linha de teste de Higashi Ogishima.



(a) HSST-03

(b) Linimo

Figura A.22: Veículos HSST-03 e HSST-“Linimo”.

A.3.4.2 Transferência de Energia

No HSST-01 e no HSST-02 coletores levavam a corrente trifásica desde a fonte até a carga. Embora existam limitações mecânicas para o uso de barramento com coletores para velocidades acima de 150 km/h, os testes com as primeiras versões do HSST foram satisfatórios. A partir do HSST-03, com velocidades de operação nominal bem reduzidas, foi mantido o sistema com coletores, que são adequados para baixa velocidade.

A.3.4.3 Tração Linear

Um motor de indução linear de primário curto e secundário longo realizava a tração do HSST-01 e do HSST-02. São motores do tipo *single-sided* e em ambos os casos o primário está fixado na parte inferior do veículo, com capacidade de desenvolver uma força de propulsão máxima igual a 3400 N.

Esta topologia apresenta forças de atração com baixa velocidade de escorregamento, e forças de repulsão para velocidade de escorregamento elevadas. O controle do escorregamento pode reduzir a força de atração para valores desprezíveis. O acionamento do MIL utiliza variação de tensão e frequência (VVVF) com o objetivo de manter a velocidade de escorregamento em um valor ideal. Esse valor ideal pode ser determinado através da força de tração, fator de potência e eficiência versus as características de velocidade do veículo. Como não depende da frequência da fonte enquanto a resistência do secundário for mantida igual, a relação entre a corrente e a velocidade de escorregamento deverá ser adequada a espessura da placa condutora. A Figura A.23(a) apresenta um corte transversal do motor de indução utilizado no HSST-01.

O secundário, constituído por placas de reação, possui a topologia *back-iron* também conhecida como “*Copper/Aluminium Machine*” com placas de alumínio, servindo como condutor, e uma placa de ferro que fornece um caminho fechado, ou

retorno, para o fluxo magnético. Como a espessura da placa condutora de alumínio afeta o comportamento elétrico do motor e também produz impactos econômicos para a construção do secundário, foram realizados testes com três espessuras diferentes: 2 mm, 3 mm e 5 mm, e os resultados foram apresentados em trabalhos anteriores [50].

O MIL opera com entreferro entre de 12 e 13 mm, durante o período de levitação. A Tabela A.10, apresenta os dados do MIL utilizado no HSST-01 [50].

Tabela A.10: Dados do MIL utilizado no HSST-01.

<i>Motor de indução linear de primário curto e single-sided</i>	
Montagem do primário	
Comprimento total	2141 mm
Largura total	525 mm
Altura total	109 mm
Peso total	148 kg
Altura do núcleo	250 mm
Enrolamento primário	
Conexão	Delta (Δ)
Passo polar	144 mm
Número de polos efetivos	14
Enrolamentos por fase	140 voltas
Resistência por fase	0,118 ohm em 20°C
Indutância por fase	0,85 mH
Montagem do secundário	
Espessura da folha de alumínio	5 mm, 3 mm, 2 mm
Espessura da placa de ferro	9 mm
Entreferro	
Comprimento do entreferro	12-13 mm

O HSST-03 utiliza seis MIL *single-sided* de primário curto, semelhantes aos utilizados nas versões anteriores do veículo. Os motores são excitados por inversores VVVF com controle de escorregamento constante, a fim de eliminar forças de atração indesejadas, conforme mencionado anteriormente [78]. A velocidade nominal do HSST-03 estava estabelecida em 30 km/h, atingindo picos de 55 km/h. O veículo utiliza frenagem elétrica nas regiões de maior velocidade para fornecer uma desaceleração de 0,075 G em operação normal e 0,2 G em caso emergencial. Freios mecânicos hidráulicos fixado nos módulos abraçam flanges ao longo da via. O MIL utilizado no HSST-05 sofreu modificações que melhoraram sua performance [80, 81]. Os dados do MIL do HSST-03 e HSST-05 estão apresentados na Tabela A.11.

A Figura A.23(b) ilustra o motor do HSST-“Linimo”, também denominado HSST-200, projetado para atingir velocidades superiores a 200 km/h [79]. É possível

notar as diferenças geométricas quando comparado com o MIL do HSST-01, Figura A.23(a).

Tabela A.11: Dados do LIM HSST-03 e HSST-05.

Veículo	HSST-03	HSST-05
Força	1860 N	2770 N
Força máxima	11160 N	-
Tensão (@50 Hz)	104 V (fase)	275 V
Corrente máxima	109 A (linha)	400 A
Entreferro	12 mm	12 mm
Frequência	0 - 70 Hz	200 Hz
Velocidade de escorregamento	5,6 m/s	-
Comprimento	2831 mm	2340 mm
Largura	490 mm	520 mm
Altura	70 mm	63 mm
Peso	155 kg	161 kg

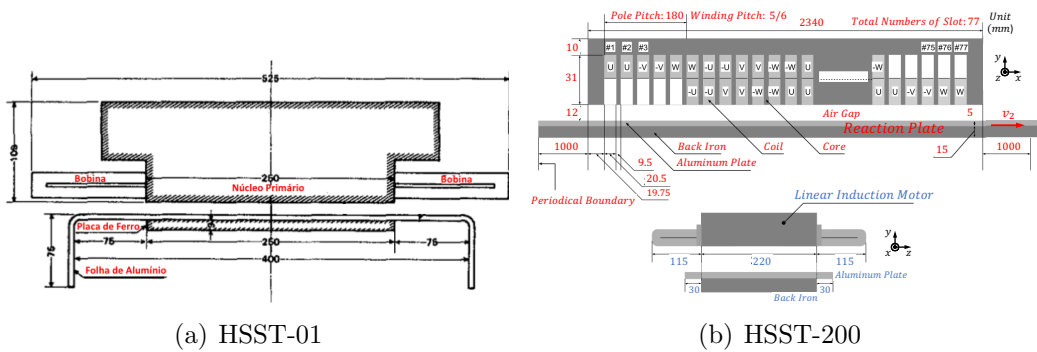


Figura A.23: MIL dos veículos HSST-01 e HSST-“Linimo”.

A.3.4.4 Levitação

No HSST-03 a levitação e o guiamento são fornecidos pela combinação da levitação eletromagnética e um sistema de guiamento por eletroímãs com núcleo de ferro em forma de “U” que se opõe a um trilho em forma de “U” invertido. O *gap* entre os imãs e o trilho pode ser mantido em um valor constante, controlando a corrente elétrica que flui através dos eletroímãs. O módulo tem 4 eletroímãs montados em dois pares [78].

Quando o sistema de levitação e de guiamento são desligados a carga do veículo repousa sobre “patins” que deslizam sobre o trilho, e o guiamento passa a ser realizado por rodízios complementares. Os eletroímãs são dispostos em pares, fixados em lados opostos do veículo e deslocados longitudinalmente - entre si - em 5 mm. São acionados por um controle em 2 kHz. A Tabela A.12 apresenta os dados dos eletroímãs do HSST-03.

Tabela A.12: Dados dos eletroimãs.

Eletroimãs	
Comprimento	940 mm
Altura	207 mm
Largura	220 mm
Peso	106 kg
Corrente	24,2 A
<i>Gap</i>	11 mm
Acionamento do Eletroimã	
Tensão de entrada	210 V
Frequência	2000 Hz
Corrente CC de saída	50 A
Corrente máxima de saída	140 A
Peso	16 kg

A.3.5 Chengdu, China

A *Southwest Jiaotong University* está desenvolvendo um veículo magLev que usa a técnica SML. A via possui 45 m de extensão em um ambiente fechado. Traciona-se o veículo por um MIL com primário curto. Considerando o nível de desenvolvimento tecnológico (TRL) proposto pela NASA, este veículo está no nível TRL-4.

A.3.6 SupraTrans II, Alemanha

O SupraTrans, veículo de levitação magnética supercondutora desenvolvido na Alemanha, foi apresentado pela primeira vez em setembro de 2004 [51]. O objetivo do grupo alemão formado por institutos de pesquisas (IFW-Dresden), universidades (Dresden University of Technology, Dresden University of Applied Sciences), empresas (ELBAS GmbH, Baumüller Kamenz GmbH, CIDEON Engineering GmbH) e a companhia de transportes de Dresden (DVB AG) um potencial usuário, era a operação de uma linha de testes para pesquisas e demonstrações, permitindo a avaliação deste tipo de sistema.

A.3.6.1 Transferência de Energia

A transferência de energia para o secundário bobinado do SupraTrans I (ST-I), primeira versão do projeto, era feita através de um sistema armazenador de energia com capacitores. Utilizava contatos mecânicos para o recarregamento do sistema que operava com tensão de 42 V, capacitância de 67 F e armazenando 59 KWs.

O SupraTrans II (ST-II), versão atual do projeto alemão, utiliza um sistema de fornecimento de energia elétrica sem contatos, ou seja, por indução eletromagnética denominado *Inductive Power Transfer* (IPT) projetado e fabricado pela Conductix-

Wampfler. Opera com uma tensão de entrada de até 440 Vac e pode fornecer 580 Vcc ou 440 Vac na saída. As Figuras A.24(a) e A.24(b) apresentam o sistema de transferência de energia instalado no ST-II.

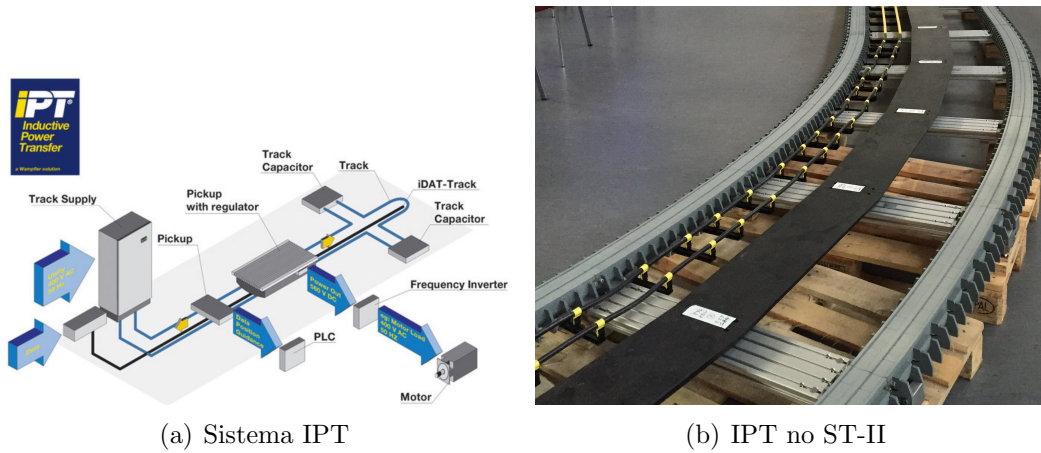


Figura A.24: Ilustração do sistema de transferência de energia por indução IPT/Conductix-Wampfler. Secundário do motor e IPT do ST-II / Fabricantes: Oswald Motoren e Conductix-Wampfler.

A.3.6.2 Tração Linear

O ST-I, Figura A.25, utilizava um motor de indução linear de primário longo. O primário e o secundário eram energizados através de uma corrente trifásica, onde 400 V@50 Hz eram aplicados ao primário. A aceleração máxima era de 0,5 m/s² e o passo polar do enrolamento do primário igual a 36 mm, de modo que o campo trafegante apresentava uma velocidade máxima de

$$v = 2\tau \cdot f_N = 3,6 \text{ m/s} = 12,96 \text{ km/h} \quad (\text{A.4})$$

A velocidade do ST-I será dada pela diferença de velocidade da onda trafegante do primário e do secundário, que poderia ser variada de acordo com a frequência da corrente trifásica do secundário. A direção da fase e a frequência podem acelerar, desacelerar ou parar o veículo. Sensores de efeito Hall, embarcados no veículo, forneciam a informação sobre a mudança de fase do campo magnético, para gerar as correspondentes correntes no secundário.

O primário do ST-I era do tipo *double-sided* espaçados de 20 mm. O secundário curto, embarcado no veículo, possuía 10 mm de espessura resultando em um entreferro $\delta = 2 \times 5 \text{ mm}$. As vantagens desta topologia de LIM são:

1. variação na carga transportada do veículo não altera o entreferro, assim não há variação da eficiência do motor;

- maior força de propulsão devido ao uso eficiente da energia magnética já que o campo magnético entre dois polos será maior que em motores *single-sided*, devido ao caminho fechado do fluxo magnético.

As desvantagens podem ser descritas pela necessidade de curvatura com raios elevados e maior dificuldade de implantar seccionamento de trechos de via.

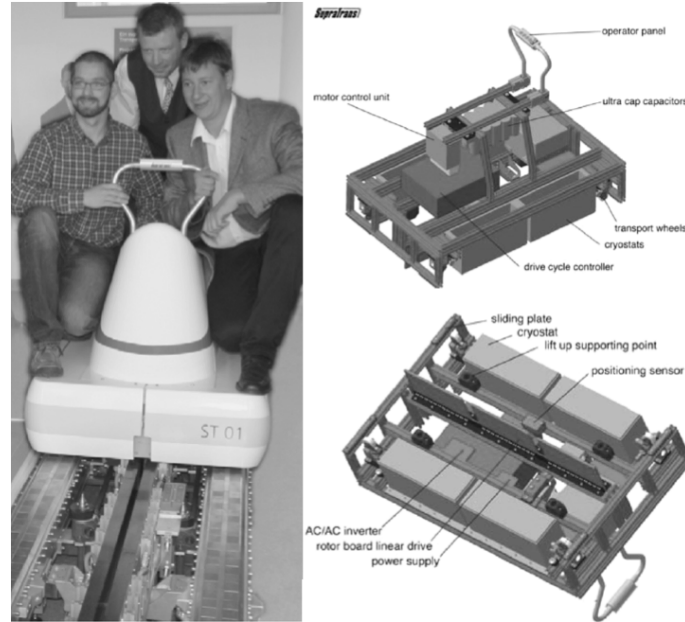


Figura A.25: Veículo ST-I e ilustração do veículo com sistema de propulsão com topologia “double-sided”.

O ST2, Figura A.26(a), utiliza um motor de indução linear de primário curto energizado por um inversor de frequência [52]. O primário do veículo está apresentado na Figura A.26(b). Este motor compartilha muitas características com o motor utilizado no veículo MagLev-Cobra, apresentado na seção 4.1, já que é um motor trifásico, com 57 bobinas constituindo 20 polos. Por outro lado o secundário destes motores apresentam uma diferença significativa, já que o ST-II utiliza uma topologia denominada “back iron”. Este arranjo concentra uma camada de material não-ferromagnético, neste caso o cobre, na parte superior do secundário e a parte inferior possui um núcleo de material ferromagnético. O secundário está fixado ao longo da via e o primário fixado no veículo, formando um sanduíche: primário, entreferro e secundário, conforme ilustrado na Figura A.26(c).

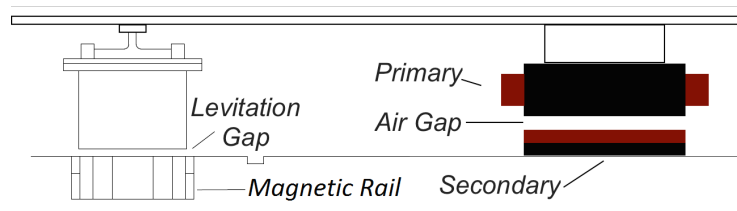
Resultados experimentais de força de tração em função da frequência para variados entreferros estão apresentados na Figura A.27. A força de repulsão será dada por

$$F_{yr} = \frac{B_{mx}}{B_{my}}(F_x + \Delta F_m) \quad (\text{A.5})$$



(a) SupraTrans II

(b) Primário do MIL



(c) Ilustração do LIM

Figura A.26: Veículo ST-II, primário e ilustração do MIL.

e de acordo com a teoria eletromagnética e de máquinas elétricas, pode ser incrementada por:

1. camada de material não-ferromagnético de alta condutividade (cobre apresenta-se melhor que alumínio);
2. secundário bobinado;
3. comprimento e a espessura da camada projetada para fora do material condutor do secundário deve ser mais largos que a parte de material ferromagnético;
4. valor elevado da componente tangencial (B_{mx}) da densidade de fluxo magnético no entreferro.

A.3.6.3 Levitação

O SupraTrans, em sua versão I e II, utiliza a técnica de levitação tipo SML, ou seja, magnética supercondutora (*Superconducting Magnetic Levitation*). O trilho magnético possui duas fileiras de ímãs permanentes de Nd-Fe-B e um núcleo de ferro servindo como um concentrador de fluxo, conforme ilustrado na Figura A.28.

O trilho apresenta um campo magnético superior a 1 T, a uma distância de 0,5 mm e 0,5 T a 10 mm, com um gradiente de campo elevado, perpendicular e homogêneo ao longo da direção do movimento. Este campo magnético deve ser suficientemente elevado a fim de garantir a penetração no material supercondutor

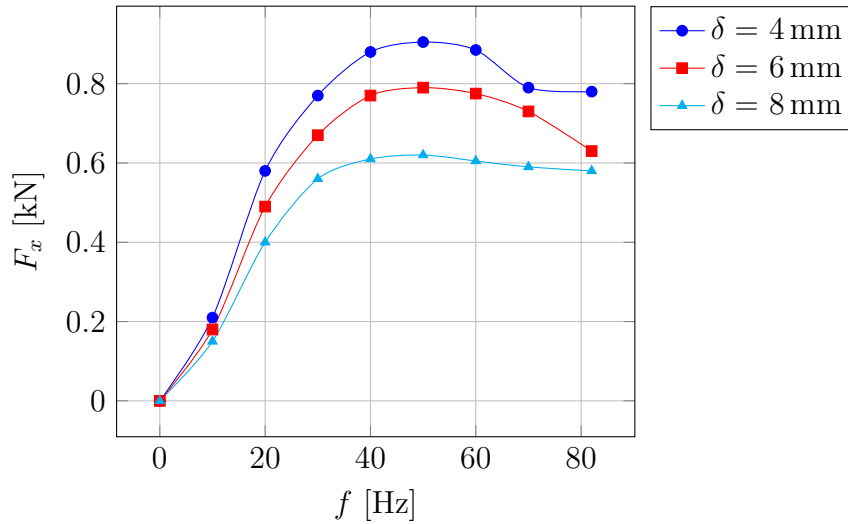


Figura A.27: F_x com primário bloqueado e $V/f=\text{const}$ ($V_{base} = 380V$).

Tabela A.13: Data-Sheet do MIL do SupraTrans II.

Parâmetros	SupraTrans II
Tensão	380 V - (Y)
Corrente	45 A
Frequência	50 Hz
Potência	7,2 hp
Número de polos	20
Passo polar, τ	57,5 mm
Entreferro	6 mm
Densidade ¹ F_x	$102,7 \times 10^3 \text{ N/m}^3$
Primário	SupraTrans II
Comprimento	1150 mm
Altura	35 mm
Largura do núcleo	140 mm
Largura do enrolamento	220 mm
Índice de proteção	IP -54
Peso	46 kg
Secundário	SupraTrans II
Comprimento	1190 mm
Altura	10 mm
Largura	250 mm
Peso	11,26 kg/m

¹Densidade de força (volume do primário: $c \times a \times l$ núcleo e enrolamento.)

fornecendo o *gap* de levitação desejado, mas sem afetar passageiros ou áreas externas a sua volta. Os supercondutores utilizados, de YBCO, possuem dimensões de 90 mm × 35 mm × 15 mm, de modo a fixar a largura da via em 90 mm.

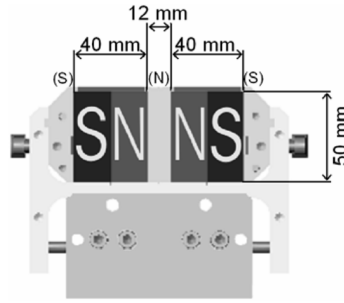


Figura A.28: Ímãs de Nd-Fe-B com magnetização oposta.

A.4 Uma Breve Discussão sobre MagLev's

Todos os veículos de levitação magnética de baixa velocidade utilizam motores de indução e os de alta velocidade motores síncronos. A polarização entre os sistemas de tração se dá, especialmente, por dois aspectos: técnico e econômico. Sob a perspectiva técnica os veículos de alta velocidade não podem utilizar contactores mecânicos (catenárias, escovas coletoras etc.) para levar energia até um motor que possua armadura curta. Portanto a parte móvel, embarcada no veículo, deverá possuir uma topologia de gaiola de esquilo ou de ímãs permanentes. A diferença no custo financeiro para construção de uma ou outra topologia é irrelevante, fazendo com que os veículos de alta velocidade utilizem MSL por possuírem maior eficiência que os MIL. A Tabela A.14 permite a comparação entre os veículos de alta velocidade JR-MagLev e Transrapid.

Tabela A.14: Comparação entre o JR-MagLev e o Transrapid

	JR-MagLev	Transrapid
<i>Topologia</i>	MSL armadura longa	MSL armadura longa
<i>Núcleo da armad.</i>	Ar	Ferro
<i>Enrol. da armad.</i>	Cobre	Alumínio
<i>Indutor</i>	Supercondutor	Convencional
<i>Entreferro</i>	130 mm	10 mm
<i>Velocidade máx.</i>	603 km/h	550 km/h

O uso de MIL em baixa velocidade se justifica pelo fator econômico. Existem muitas técnicas de energização por contato mecânico para baixa velocidade, portanto pode-se construir motores com armadura curta, ou seja, pouco uso de cobre nos enrolamentos de fase. Motor com primário curto implica em um secundário longo, podendo atingir centenas de quilômetros, sem enrolamentos de cobre ou ímãs permanentes. Por esse motivo o MIL de primário curto apresenta-se como uma opção economicamente melhor quando comparado ao MSL de mesma potência. A Tabela A.15 apresenta de forma condensada os principais dados dos sistemas de baixa velocidade.

Tabela A.15: Veículos MagLev's de baixa velocidade

	Changsha	BMT	Ecobee	HSST	Chengdu	ST	Cobra ¹
Enrolam.	<i>Al</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Cu</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Cu</i>
Prim.	curto	curto	curto	curto	curto	curto	curto
Sec. topol. ²	C	C	C	C	C	C	E
Sec. cond.	<i>Al</i>	-	<i>Al</i>	<i>Al</i>	-	<i>Cu</i>	<i>Al</i>
Levitação	EML	EML	EML	EML	SML	SML	SML
Nº. polos	9	-	8	13	-	20	6
<i>Gap</i> (mm)	11	10	12	12	-	6	8
Origem	CHN	CHN	KOR	JPN	CHN	GER	BRA

¹Apresentado no capítulo 4. ²C- secundário tipo camada; E- secundário tipo escada

A.5 Conclusão

Os veículos em operação comercial utilizam as técnicas de levitação EDL ou EML. Sistemas de transportes MagLev estão sendo estudados desde a década de 60, entretanto a técnica EDL foi aplicada em transporte de alta velocidade no final da década de 70, no Japão. A aplicação da técnica EML, em transporte de alta velocidade, remonta a década de 90 com os testes realizados na Alemanha. A possibilidade de implementação das técnicas EDL e EML ocorreu com o avanço da microeletrônica (invenção dos transistores em 1947) e do advento da eletrônica de potência (aparecimento dos tiristores em 1953). O uso dessa técnica de levitação ganhou força no final do século XX com o avanço da engenharia de materiais e o aparecimento de novos ímãs permanentes ($\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$) e novas cerâmicas supercondutoras de alta temperatura crítica ($\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$) [82]. SML é uma tecnologia nova e muito promissora. Ainda não há veículos SML em fase comercial. Os principais projetos de MagLev's urbanos estão em desenvolvimento no Brasil, China e Alemanha.