BRUNO MATTOS SOUZA DE SOUZA MELO

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UMA MÁQUINA ELÉTRICA
DE CORRENTE CONTÍNUA LEVANDO-SE EM
CONSIDERAÇÃO OS EFEITOS DE REAÇÃO DE ARMADURA

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

São Paulo
2006

BRUNO MATTOS SOUZA DE SOUZA MELO

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UMA MÁQUINA ELÉTRICA
DE CORRENTE CONTÍNUA LEVANDO-SE EM
CONSIDERAÇÃO OS EFEITOS DE REAÇÃO DE ARMADURA

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

Área de Concentração
Engenharia de Sistemas

Orientador:
Prof. Fuad Kassab Junior

São Paulo
2006

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

São Paulo, 19 de Dezembro de 2006

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Melo, Bruno Mattos Souza de Souza

Modelagem e simulação de uma máquina elétrica de corrente contínua levando-se em consideração os efeitos de reação de armadura / B. M. S. S. Melo – São Paulo, 2006.

149 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle.

1.Máquinas elétricas de corrente contínua 2.Modelagem matemática 3.Motores de corrente contínua I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle II.t.

À minha esposa, Jaqueline, a quem muitas vezes não pude dedicar o carinho e a atenção que merece.

À minha pequenina princesa, Maria Clara, que acaba de chegar para encher de alegria a minha vida.

com amor...

Agradecimentos

Aos meus pais, a quem devo a vida e o suporte para que aqui chegasse.

Aos meus irmãos e à minha família, que próximos ou distantes, sempre acreditaram e me incentivaram nesta jornada.

Aos professores Clovis Goldemberg e Fuad Kassab Júnior, sem os quais nada disso seria possível.

Aos demais professores do LAC, sempre dispostos a ajudar.

Aos amigos do CTMSP, sobretudo do RTI, pelo apoio, incentivo e compreensão.

A Deus.

Resumo

Acionamentos elétricos em corrente contínua ainda são largamente empregados em plantas industriais. Os modelos usualmente adotados para os motores envolvem diversas simplificações, desprezando os efeitos da reação de armadura. Neste trabalho, foi realizada uma pesquisa bibliográfica a fim de se encontrar modelos matemáticos que contemplassem os efeitos da reação de armadura em máquinas CC. Devido à escassez de material encontrado, optou-se por desenvolver um modelo próprio com base em dados obtidos experimentalmente em ensaios de laboratório. Tal modelo, o qual foi validado através da comparação com os dados experimentais, visa a contemplação dos principais efeitos da reação de armadura tanto no circuito de campo como também no circuito de armadura.

Abstract

DC motor drives are still extensively used in industrial plants. The motor models usually adopted involve several simplifications, neglecting armature reaction effects. In this work, an extensive bibliographical survey was carried on so that references of mathematical models that account for the armature reaction effects on DC machines could be found. The lack published material on the subject led us to undertake laboratory experiments on a DC machine in order to evaluate the effects of the armature current on the field circuit and on the armature circuit as well. Finally, a mathematical model was derived and validated by the comparison of simulated results with real data.

Sumário

Sumário	i
Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	x
Lista de Símbolos	xi
1 Introdução	1
1.1 Organização da Dissertação	2
2 Revisão Bibliográfica	4
2.1 Acionamentos elétricos CC: histórico e desenvolvimento	4
2.2 Acionamentos elétricos CC: situação atual e perspectivas	5
2.3 Modelos matemáticos de máquinas CC que contemplam os efeitos da reação de armadura	7
2.4 Modelos matemáticos de maior relevância para este trabalho . . .	10
3 Preliminares Teóricos	19
3.1 Introdução	19
3.2 Principais efeitos que influenciam o campo principal	19
3.3 A reação de armadura	20
4 Descrição do Aparato Experimental	24
4.1 Introdução	24
4.2 Aparato experimental e ensaios realizados	24
5 Desenvolvimento do Modelo	28

5.1	Introdução	28
5.2	Modelo para a representação dos efeitos de reação de armadura no circuito de campo	28
5.2.1	Concepção do modelo	28
5.2.2	Estimação dos parâmetros	32
5.2.3	Validação do modelo	32
5.2.4	Conclusão	33
5.3	Modelo para a representação dos efeitos de reação de armadura no circuito de armadura	36
5.3.1	Descrição dos modelos	36
5.3.2	Estimação dos parâmetros	37
5.3.3	O modelo adotado	39
5.3.4	Análise do modelo adotado	39
5.3.5	Conclusão	41
5.4	Modelo completo	48
5.5	Considerações finais	48
6	Conclusão	52
6.1	Objetivos alcançados	52
6.2	Contribuições	53
6.3	Conclusões	54
	Referências Bibliográficas	60
A	Validação: efeitos no circuito de campo	61
B	Validação: efeitos no circuito de armadura	84
C	Validação: modelo completo	107

Lista de Figuras

2.1	Curva de saturação de uma máquina CC, para o cálculo da reação de armadura	12
2.2	Diagrama de blocos do modelo proposto em [1].	12
2.3	Resposta ao degrau de $A(s)$	14
2.4	Diagrama de blocos do modelo proposto em [2].	15
2.5	Comparação entre os resultados obtidos com o modelo convencional (*), o modelo proposto (+) e os valores medidos (·) da corrente de armadura num ensaio em que foi introduzido um degrau de 25.8 V de tensão na armadura do motor selecionado. Figura reproduzida de [2].	17
2.6	Comparação entre os resultados obtidos com o modelo convencional (*), o modelo proposto (+) e os valores medidos (·) da corrente de campo num ensaio em que foi introduzido um degrau de 25.8 V de tensão na armadura do motor selecionado. Figura reproduzida de [2].	18
3.1	Esquema de uma Máquina C.C.	21
3.2	Distribuição do campo de reação de armadura, adaptado de [3].	22
3.3	Deslocamento do eixo neutro magnético provocado pela reação de armadura.	23
4.1	Foto da máquina CC utilizada	25

4.2	Arranjo experimental. (a) Foto da bancada. (b) Esquemático: nota-se a presença de três fontes CC ajustáveis. A primeira delas, V_c , está ligada ao circuito de campo. As outras duas, V_{A1} e V_{A2} , encontram-se ligadas ao circuito de armadura. Uma chave manual permite a aplicação de degraus de tensão na armadura.	26
5.1	Atraso nas oscilações de i_c em relação a i_a	29
5.2	Curvas de magnetização.	30
5.3	Diagrama do circuito de campo no qual a perturbação aparece sob a forma de uma tensão induzida.	30
5.4	Diagrama do circuito de campo no qual a perturbação aparece sob a forma de um fluxo adicional.	31
5.5	Validação do modelo. Em ambos os ensaios exibidos, os enrolamentos de interpolos não foram utilizados.	34
5.6	Validação do modelo. Em ambos os ensaios exibidos, os enrolamentos de interpolos foram utilizados.	35
5.7	Modelo de 6 parâmetros que contempla explicitamente os efeitos de reação de armadura correspondentes à saturação das sapatas polares e ao desvio do eixo neutro magnético.	37
5.8	Diagramas de blocos em Simulink dos modelos utilizados para a simulação dos efeitos de reação de armadura no fluxo principal da máquina.	38
5.9	Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.4.	42
5.10	Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.5.	43
5.11	Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8a com os parâmetros da Tabela 5.2].	44

5.12	Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.4.	45
5.13	Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.5.	46
5.14	Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8a com os parâmetros da Tabela 5.2].	47
5.15	Implementação do modelo completo no programa Simulink. . . .	49
5.16	Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	50
5.17	Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	51
A.1	Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	62
A.2	Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	63
A.3	Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	64
A.4	Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	65
A.5	Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	66
A.6	Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.	67
A.7	Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	68
A.8	Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.	69

A.9	Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	70
A.10	Ensaio 10: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 105V.	71
A.11	Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	72
A.12	Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 105V.	73
A.13	Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 180V.	74
A.14	Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 180V.	75
A.15	Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	76
A.16	Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 105V.	77
A.17	Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 180V.	78
A.18	Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	79
A.19	Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 180V.	80
A.20	Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	81
A.21	Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	82
A.22	Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 180V.	83
B.1	Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	85

B.2	Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	86
B.3	Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	87
B.4	Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	88
B.5	Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	89
B.6	Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.	90
B.7	Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	91
B.8	Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.	92
B.9	Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	93
B.10	Ensaio 10: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.	94
B.11	Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.	95
B.12	Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.	96
B.13	Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.	97
B.14	Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.	98
B.15	Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.	99
B.16	Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.	100

B.17	Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 180V.	101
B.18	Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	102
B.19	Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 180V.	103
B.20	Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	104
B.21	Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	105
B.22	Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 180V.	106
C.1	Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	108
C.2	Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	109
C.3	Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	110
C.4	Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	111
C.5	Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	112
C.6	Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 105V.	113
C.7	Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 165V.	114
C.8	Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2.	
	Tensão de campo 105V.	115
C.9	Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1.	
	Tensão de campo 165V.	116

C.10 Ensaio 10: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 105V.	117
C.11 Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 165V.	118
C.12 Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 105V.	119
C.13 Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 180V.	120
C.14 Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 180V.	121
C.15 Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 165V.	122
C.16 Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 105V.	123
C.17 Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 180V.	124
C.18 Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 165V.	125
C.19 Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 180V.	126
C.20 Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1.	
Tensão de campo 165V.	127
C.21 Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 165V.	128
C.22 Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2.	
Tensão de campo 180V.	129

Lista de Tabelas

2.1	Valor e volume do mercado mundial de acionamentos elétricos em 1993 [4]	6
2.2	Crescimento estimado do mercado mundial de acionamentos no período de 1993 a 2000 [4]	6
2.3	Nomenclatura adotada no modelo proposto em [2]	16
4.1	Resumo dos ensaios experimentais efetuados.	27
5.1	Parâmetros identificados	32
5.2	Parâmetros obtidos para o modelo da figura 5.8a.	38
5.3	Parâmetros da Tabela 5.2 convertidos ao modelo da figura 5.7. . .	39
5.4	Parâmetros do modelo da figura 5.8b (1 ^a forma).	39
5.5	Parâmetros do modelo da figura 5.8b (2 ^a forma).	39

Lista de Símbolos

e	tensão mocional induzida pelo campo principal [V].
i_a	corrente de armadura [A].
i_{a_n}	corrente nominal de armadura[A].
i_c	corrente de campo. [A]
i_{c_n}	corrente nominal de campo [A].
m_d	torque desenvolvido [N · m].
m_L	torque da carga (conjugado resistivo) [N · m].
n	rotação do rotor [rpm].
n_n	rotação nominal do rotor [rpm].
u_a	tensão aplicada na armadura [V].
v_a	tensão de armadura [V].
v_{a_n}	tensão nominal de armadura [V].

v_{ra}	tensão induzida pelo fluxo de reação de armadura no circuito de campo [V].
L_a	indutância própria de armadura [mH].
L_{a_n}	indutância própria nominal de armadura [mH].
L_c	indutância própria de campo [H].
L_{c_n}	indutância própria nominal de campo [H].
L_{la}	indutância de dispersão da armadura [mH].
L_{lc}	indutância de dispersão do campo [H].
L_{ma}	indutância de magnetização da armadura [mH].
L_{mc}	indutância de magnetização do campo [H].
M	indutância mútua entre o campo e a armadura [H].
N_a	número de espiras-equivalentes do enrolamento de armadura [adimensional].
N_c	número de espiras-equivalentes do enrolamento de campo [adimensional].
R_a	resistência de armadura [Ω].
R_{a_n}	resistência de armadura nominal [Ω].
R_c	resistência de campo [Ω].

R_{c_n}	resistência de campo nominal [Ω].
Φ	fluxo magnético principal [$V \cdot s$].
Φ_a	componente segundo o eixo em quadratura do fluxo magnético gerado pela armadura [$V \cdot s$].
Φ_c	fluxo magnético do campo [$V \cdot s$].
Φ_{ra}	componente segundo o eixo direto do fluxo magnético gerado pela armadura [$V \cdot s$].
ω	rotação do rotor [rad/s].
ω_n	rotação nominal do rotor [rad/s].

Capítulo 1

Introdução

A motivação inicial para o presente trabalho surgiu da necessidade de se modelar a planta de propulsão de uma nova classe de submarinos da Marinha do Brasil, visando o desenvolvimento de um simulador que permitisse, entre outras coisas, projetar as estratégias de controle da planta em questão, obtendo-se pré-ajustes apropriados dos controladores, através de simulação em computador.

No cerne do sistema de propulsão deste submarino existe um motor elétrico de corrente contínua. Para que este meio naval satisfaça os rigorosos requisitos operacionais necessários ao desempenho adequado de sua função, é de fundamental importância que tal sistema tenha um controle suficientemente rápido e preciso. De modo a alcançar esta meta, faz-se necessária uma análise detalhada que leve em consideração não somente as condições em regime mas também o comportamento do motor de corrente contínua em situações transitórias. A vasta maioria dos métodos adotados para a análise de sistemas de controle de motores a corrente contínua envolve simplificações diversas, sobretudo na modelagem da própria máquina elétrica [5]. Tais simplificações costumam desprezar os efeitos do campo de reação de armadura, os quais afetam diretamente o comportamento da máquina em condições dinâmicas.

Recentes avanços da eletrônica de potência estão possibilitando o emprego de máquinas CA, sobretudo os motores de indução, onde antes as máquinas CC reinavam soberanas. Isto porque tais avanços tornaram possível controlar diretamente o torque dos motores, conferindo aos acionamentos CA respostas dinâmicas que anteriormente constituíam características exclusivas dos sistemas que empregavam motores de corrente contínua. Além disso, máquinas de corrente contínua apresentam uma série de desvantagens em relação às suas contrapartes

CA: são construtivamente mais complexas, sofrem elevado desgaste, apresentam altos custos de manutenção, normalmente exigem ventilação forçada no interior de sua carcaça, possuem menor vida útil, geralmente apresentam menor eficiência em baixas rotações, etc. [6].

Por tudo o que foi apresentado no parágrafo anterior, máquinas elétricas de corrente contínua têm sido um campo pouco explorado nas últimas décadas e literatura recente dedicada a este tópico é algo já bastante escasso. No entanto, contrariando as previsões e crenças dominantes, acionamentos elétricos em corrente contínua ainda são largamente empregados em diversas aplicações industriais [7] tais como laminadores, bobinadeiras, rebobinadeiras, sistemas de tração elétrica e sistemas de propulsão de embarcações, o que evidencia ser senão injustificável, no mínimo precoce tal desinteresse.

O objetivo deste trabalho foi portanto, o de se derivar um modelo que pudesse ser empregado na análise de motores de corrente contínua sob condições dinâmicas. Para isso, foram efetuados diversos ensaios em laboratório de modo a se obter dados experimentais que foram então utilizados na obtenção do modelo e sua posterior validação. O alcance da meta estabelecida, além de atender às necessidades específicas que constituíram a motivação inicial deste trabalho, teve ainda a intenção de contribuir para se reduzir a lacuna de informações disponíveis sobre o assunto em pauta, que foi constatada quando da realização de pesquisa bibliográfica (capítulo 2), que em última análise, desencadeou a execução deste trabalho.

1.1 Organização da Dissertação

Além do presente capítulo, de caráter introdutório, a dissertação possui capítulos e anexos, que serão rapidamente apresentados nos parágrafos seguintes.

O capítulo 2 dedica-se a uma revisão bibliográfica que abrange a história e o desenvolvimento dos acionamentos CC, a situação atual e perspectivas do mercado de acionamentos CC e modelos matemáticos de máquinas CC que levam em consideração os efeitos da reação de armadura.

A seguir, no capítulo 3, aborda-se o tema da reação de armadura em motores elétricos de corrente contínua a fim de se estabelecer uma base teórica e introduzir a notação adotada no restante deste trabalho, de modo a permitir um melhor

acompanhamento do texto por parte do leitor.

O aparato experimental utilizado em laboratório é o tema central do capítulo 4, no qual apresentamos um diagrama esquemático da bancada de experimentos. Com base neste esquemático, faz-se uma descrição sucinta dos equipamentos e procedimentos adotados para a realização de ensaios.

No capítulo 5 procede-se o desenvolvimento dos modelos que contemplam os efeitos da reação de aradura tanto no circuito de campo como também no circuito de armadura. Também é realizada uma descrição do aparato experimental bem como dos ensaios realizados com o intuito de validar os modelos desenvolvidos. Tal validação se deu através da comparação de dados experimentais com valores simulados através da implementação dos modelos em Simulink [8].

O último capítulo apresenta a conclusão deste trabalho.

Finalmente, nos anexos A, B e C são apresentados, sob a forma de gráficos, uma comparação entre dados medidos e resultados simulados (respectivamente com os modelos apresentados nas seções 5.2, 5.3, 5.4), correspondentes a cada um dos ensaios realizados.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Acionamentos elétricos CC: histórico e desenvolvimento

O trabalho de Ward Leonard, apresentado em 1896, marcou o surgimento dos acionamentos elétricos de velocidade variável. A variação de velocidade a partir do controle de tensão da armadura através da utilização de um conversor CA-CC rotativo (conjunto moto-gerador), possibilitava enfim, um controle eficiente numa ampla faixa de velocidades [9, 10, 11].

Com o desenvolvimento dos retificadores a arco de mercúrio (a partir dos anos de 1930) e principalmente com o amadurecimento da tecnologia dos dispositivos eletrônicos semicondutores (notadamente a partir da década de 1960) e conseqüente surgimento dos conversores estáticos (pontes retificadoras controláveis ou não, baseadas respectivamente em diodos de silício e tiristores.), tornou-se viável a conversão direta de energia CA em CC [4, 10].

O tradicional conjunto moto-gerador passou então a ser gradativamente substituído por conversores estáticos, os quais além de preservarem a filosofia original de controle dos sistemas Ward-Leonard, ofereciam expressivas vantagens [12]:

redução do consumo de energia: a eficiência combinada do conjunto moto-gerador não era muito elevada. Com sua eliminação, o consumo de energia foi reduzido;

redução da manutenção: os conversores, ao substituírem o conjunto moto-gerador (componentes mecânicos, submetidos a altas rotações e que exigiam freqüente e onerosa manutenção), possibilitaram a diminuição dos custos e

necessidade de manutenção; e

redução de volume: reguladores estáticos de acionamentos CC são muitos mais compactos que o conjunto moto-gerador convencional e são inclusive menores que os reguladores estáticos destinados a acionamentos CA, pois estes necessitam ainda de outro estágio de conversão de energia (inversor).

2.2 Acionamentos elétricos CC: situação atual e perspectivas

A máquina de corrente contínua, apesar de ideal do ponto de vista de seu controle, possui, de um modo geral, uma baixa densidade de potência (razão potência/volume) e é cara quando comparada a uma máquina CA. Outro ponto negativo é a presença de comutadores e escovas, que além de exigir manutenção periódica, torna a máquina menos confiável e inadequada à operação em altas velocidades ou em ambientes explosivos. Como consequência, por mais de quarenta anos, o foco das pesquisas tem sido concentrado no desenvolvimento de acionamentos CA que representassem alternativas viáveis aos acionamentos CC, nas mais diversas aplicações [13]. Tal objetivo representava um desafio enorme pois para se conseguir desempenho comparável aos acionamentos CC com máquinas de excitação independente, os acionamentos CA necessitam de algoritmos de controle bastante complexos e que exigem cálculos sofisticados em tempo real. Por este motivo, somente em meados da década de 1970 é que surgiram acionamentos CA capazes de rivalizar, em desempenho, os acionamentos CC. Porém, apenas a partir da segunda metade da década de 1980, com a popularização dos microprocessadores e a disponibilidade de DSPs, é que os acionamentos CA tornaram-se economicamente viáveis [4, 14]. Com isso, acionamentos CA que empregam motores de indução (muito mais robustos e baratos que motores CC), tornaram-se a escolha preferida em aplicações que demandem acionamentos de velocidade variável [13, 4, 15].

Desde então, tornou-se praticamente unânime a previsão de que os acionamentos CC iriam cair em desuso. Especialistas prevêem que acionamentos CA tornar-se-ão dominantes e tenderão a se fortalecer nesta condição. Devido à sua robustez, a máquina de indução continuará sendo a preferida em aplicações industriais.

Também existem previsões de que acionamentos CC não desaparecerão num futuro próximo. Pelo contrário, espera-se que haverá ainda um crescimento de seu mercado.

A partir da tabela 2.1 pode-se concluir que os acionamentos CC detinham, em 1993, uma significativa fatia do mercado mundial tanto em volume quanto em valor. À época, as estimativas (tabela 2.2) indicavam um crescimento discreto na participação dos acionamentos CC no mercado mundial e isto, devido ao panorama já retratado na tabela 2.1, significava que na prática o mercado de acionamentos CC permaneceria sendo importante por muitos anos [11]. Análises de mercado mais recentes [16, 17] confirmam esta tendência num horizonte de pelo menos mais uma década.

Tabela 2.1: Valor e volume do mercado mundial de acionamentos elétricos em 1993 [4]

Tipo de acionamento	Volume %	Valor %
Acionamentos CC	27	20
Servoacionamentos	11	5
Motores de indução em malha aberta	50	19
Acionamentos de baixo custo	6	54
Outros	6	2

Tabela 2.2: Crescimento estimado do mercado mundial de acionamentos no período de 1993 a 2000 [4]

Tipo de acionamento	Volume %	Valor %
Acionamentos CC	5	10
Servoacionamentos	150	125
Motores de indução em malha aberta	100	100
Acionamentos de baixo custo	120	75
Outros	30	15

Outro fato que confirma serem os motores CC ainda relevantes é que nos últimos anos, a modernização de plantas que empregam acionamentos CC vêm se tornando um mercado bastante importante [18]. Vários são os motivos que tornam inevitáveis a modernização. Tais motivos vão desde a mera substituição dos tradicionais conjuntos moto-geradores por conversores estáticos [12] (por razões já mencionadas) até pressões motivadas pela [19]:

- imposição, por parte das autoridades reguladoras, de limites mais rígidos para Fatores de Potência;

- adoção de novas normas que regulam o conteúdo harmônico em sistemas elétricos de potência (IEEE 519 [20]); e
- necessidade de se fazer uso da energia elétrica de forma mais eficiente de modo a incrementar a competitividade.

Nestes casos, inúmeros são os fatores ([19, 21, 22]), basicamente de ordem econômica, a serem considerados quando da escolha entre manter-se os acionamentos CC, apenas atualizando-os [12, 19, 18], ou simplesmente abandoná-los e optar pela adoção de modernos acionamentos CA, como em [22]. Não raro, a primeira opção revela-se mais interessante.

O fato é que o motor CC ainda responde por grande parte do mercado de acionamentos de velocidade variável e ainda são despendidos esforços no sentido de se aperfeiçoar os acionamentos CC, objetivando a redução dos custos de operação/manutenção, a elevação de sua confiabilidade/robustez e a melhoria das estratégias de controle [7, 4, 19].

2.3 Modelos matemáticos de máquinas CC que contemplam os efeitos da reação de armadura

Tradicionalmente, a análise do comportamento dinâmico de sistemas de controle que empregam motores CC baseia-se num modelamento matemático que faz uso das seguintes hipóteses simplificadoras: a saturação magnética é desprezível; a f_{mm} da armadura não tem componente segundo o eixo direto; a comutação é um fenômeno linear; e os enrolamentos de interpolos não introduzem variações na corrente de armadura. Portanto, ao se modelar a máquina de corrente contínua, com o intuito de se analisá-la sob o aspecto de seu controle, normalmente faz-se uso de modelos lineares que não contemplam diversos fenômenos que influem no comportamento da máquina [23, 24, 25]. Mesmo em textos que abordam métodos de controle mais avançados [14, 26], persistem tais simplificações.

Tomadas em conjunto, tais hipóteses desconsideram os efeitos de reação de armadura e conseqüentemente, aspectos importantes relativos ao desempenho da máquina. Tais aspectos são particularmente significativos em algumas aplicações específicas como por exemplo: quando são exigidos transitórios de rápida aceleração; nos casos em que a tensão de linha é aplicada diretamente aos terminais de armadura do motor ou mesmo sua resistência de partida é muito baixa; em

situação de frenagem dinâmica; em situações em que é freqüente a partida e a inversão do sentido de rotação do motor; entre outras [27]. Nestas condições, a corrente de armadura poderá exceder em muito seu valor nominal.

O estudo da reação de armadura e seus respectivos efeitos não é algo recente. Pelo contrário, desde o século retrasado tal questão é conhecida e pesquisada. Isto pode ser comprovado em [28], onde fez-se um estudo qualitativo bastante detalhado. À época não dispunha-se de ferramentas matemáticas que permitissem uma abordagem quantitativa do assunto, nem tão pouco eram conhecidos meios pelos quais os efeitos indesejáveis da reação de armadura poderiam ser reduzidos (como por exemplo o uso de enrolamentos compensadores).

A partir da primeira metade do século passado, diversos estudos, como por exemplo [27, 29, 30, 31, 32, 33], foram realizados com o intuito de se obter expressões matemáticas capazes de descrever o comportamento dinâmico (corrente de armadura, torque, potência e velocidade) das máquinas CC em situações de partida, de rápida aceleração e de curto-circuito.

Uma das principais questões em pauta naqueles dias era a escassez de subsídios necessários para se especificar adequadamente dispositivos de proteção para as máquinas CC. Esta era também uma preocupação da marinha americana que, em meados do século 20, operava e construía navios, particularmente submarinos, que possuíam plantas CC relativamente grandes, para fins de propulsão elétrica [33]. Nestas plantas navais, uma especificação precisa que resultasse nos menores dispositivos de proteção possíveis, capazes de evitar sobreaquecimento nos condutores (sobrecarga) e atuar rapidamente na presença de correntes extremamente elevadas ou de curto-circuito (que geram excessivo faiscamento no comutador), era algo sobremaneira desejável. Perseguindo este objetivo, o estudo descrito em [33], comparou os resultados calculados com base na teoria disponível até então, particularmente a desenvolvida em [31, 30, 32], com resultados experimentais obtidos em ensaios em que se simulava condições de curto-circuito. Devido à diferença entre dados experimentais e valores calculados, concluiu-se que as técnicas de então deveriam ser aprimoradas de modo a permitirem uma análise satisfatória das características dinâmicas das máquinas CC.

As principais dificuldades em se contemplar todos e efeitos em curso durante os transitórios se davam devido às não linearidades envolvidas. Nas décadas seguintes, grande esforço foi dedicado à aplicação de conceitos da teoria de circuitos às máquinas elétricas, resultando daí a *Teoria Geral das Máquinas Elétricas*

[34, 3]. Aplicando-se esta teoria, recai-se num sistema de equações diferenciais o qual, para ser solucionado, necessita que sejam determinadas constantes associadas à máquina (na realidade, uma matriz de indutâncias) com base nas quais tais equações são expressadas. No entanto, os métodos então propostos [35, 36] para o cálculo das indutâncias consistiam em técnicas semi-empíricas, que decerto prejudicavam a qualidade dos modelos [37].

A partir de então, nas décadas subseqüentes, o crescente desinteresse pelos acionamentos CC [13, 4, 15] fez com que o volume da produção científica na área diminuísse consideravelmente [38]. Em virtude desta conjuntura, em situações em que o comportamento dinâmico de uma máquina CC deva ser modelado com maiores detalhes, a busca por informações é bastante penosa e, apesar de os efeitos dos fenômenos estudados no presente trabalho serem bem compreendidos [1], existe pouco material escrito dedicado à modelagem matemática dos mesmos. Por isso, muito poucas publicações realizadas nas duas décadas passadas foram encontradas. Nas linhas que seguem, as mesmas serão sucintamente mencionadas e posteriormente, ao final do capítulo, uma atenção especial é reservada ao material [1, 2] que teve maior relevância na consecução do presente trabalho.

Kovacs [1] desenvolve um diagrama de blocos no qual leva em conta o efeito da reação de armadura. Em sua análise, este efeito se propaga instantaneamente. Avitan [2] adota uma abordagem parecida, assumindo também que o efeito é instantâneo, mas apresenta alguns resultados experimentais nos quais demonstra a inadequação do modelo tradicional, sem reação de armadura.

Em [39], é feita uma análise de um motor CC com excitação série controlado via conversor estático CC-CC (*chopper*). É derivado um modelo matemático que leva em consideração diversas não linearidades: saturação magnética, reação de armadura e correntes de foucault. O produto final é um modelo linearizado, que exige a determinação de diversas indutâncias, e é validado através de dados experimentais obtidos *com o motor em regime*.

O trabalho descrito em [40, 41], apresenta um modelo computacional implementado em SPICE2 [42] e que leva em consideração os efeitos da saturação magnética, reação de armadura e correntes de foucault. Tal modelo destina-se à análise de motores CC com excitação série controlados via *chopper*. São apresentados quatro modelos que, partindo do modelo linear tradicional, chegam progressivamente a um modelo mais completo que contempla todos os fenômenos anteriormente mencionados. Alega-se que este último, baseado em [43], apresen-

taria um erro máximo da ordem de 5% entre dados simulados e experimentais. Os autores comparam simulações realizadas com base nos diferentes modelos apresentados e destacam suas diferenças, a partir das quais, apontam a inadequabilidade do modelo tradicional para a análise de características dinâmicas.

Um modelo de um motor CC de excitação composta, controlado via *chopper*, implementado em Simulink [8], é apresentado em [44, 45]. Assim como em [39, 40, 41], o objetivo é o de se calcular as correntes de *ripple*, que surgem devido à natureza pulsante da tensão aplicada à armadura, típica destes tipos de acionamentos. O modelo, que considera os efeitos da saturação magnética e da reação de armadura, necessita que sejam determinados um conjunto de indutâncias e também as curvas de saturação dos pólos principais e pólos de comutação (interpolos) da máquina. Os autores validaram o modelo proposto através de comparações entre valores simulados e dados experimentais obtidos da tensão e da corrente de armadura, chegando a resultados satisfatórios.

O estudo apresentado em [5, 46, 37], recorre à *Teoria Geral das Máquinas Elétricas* para formular um modelo simples que contempla os principais efeitos relacionados à reação de armadura: saturação magnética, comutação não linear, ação dos interpolos. O modelo necessita que sejam determinados a curva de saturação em vazio e alguns poucos coeficientes que representem frações das indutâncias que caracterizam a máquina num estado em que não se encontre magneticamente saturada. O modelo foi validado através da comparação de valores simulados com dados experimentais.

Assim como [1, 2], em [5, 46, 37, 44, 45] o efeito da reação de armadura sobre o enrolamento de campo é contemplado, porém assume-se que o mesmo seja afetado de forma imediata.

2.4 Modelos matemáticos de maior relevância para este trabalho

Esta seção dedica atenção especial às publicações mais relevantes para este trabalho. Tais publicações mereceram atenção especial por serem as mais recentes encontradas a abordarem a questão em pauta, numa configuração em que a máquina CC possui excitação independente, e de forma bastante clara .

Kovács [1], embora não apresente resultados experimentais, desenvolve um

modelo matemático claro a partir de considerações físicas elegantes e apresenta um diagrama de blocos do mesmo. O autor supõe que a reação de armadura provoca uma rotação no enrolamento de armadura, cujo deslocamento angular seria responsável pelo surgimento de um fluxo concatenado equivalente ao efeito líquido desmagnetizante que surge em consequência do fenômeno estudado, conforme descrito na seção 3.2. Tal fluxo concatenado é modelado a partir da equação (2.1)¹, em que considera-se um coeficiente ² de indutância mútua $M = L_{m_c}$, e um ângulo α de deslocamento do enrolamento de armadura (quando $\alpha = 0$ os enrolamentos de armadura e de campo encontram-se perpendiculares).

$$M \cos(90 - \alpha) = -a \cdot M \quad (2.1)$$

A partir da curva de magnetização da máquina CC, o método de integração de *Simpson* é utilizado (conforme mostrado na figura 2.1) e chega-se a uma expressão (2.2) que representa o fluxo concatenado equivalente à desmagnetização devido à saturação (provocada pela reação de armadura).

$$a \cdot M \cdot i_{ra} = \frac{2\Phi_0 - (\Phi_1 + \Phi_2)}{6} \quad (2.2)$$

Nesta equação, i_{ra} corresponde à corrente de reação de armadura³, Φ_0 corresponde ao fluxo gerado pela força magneto-motriz de excitação fmm_{c0} na ausência de reação de armadura, Φ_1 e Φ_2 correspondem, respectivamente, ao enfraquecimento e ao reforço do fluxo principal em metades complementares das sapatas polares devido à atuação do campo de reação de armadura (conforme descrito na subseção 3.3).

Portanto, segundo (2.2), o fator a pode ser determinado para qualquer nível de saturação, desde que se disponha da curva de magnetização, de i_{ra} e de fmm_{c0} . Para uma melhor compreensão, observe a figura 2.1.

¹Esta equação está expressa em PU, assumindo que a razão de espiras-equivalentes efetiva entre os enrolamentos de campo e de armadura seja 1 : 1 (ou referenciando todas as quantidades elétricas e magnéticas tendo por base o enrolamento de campo).

²O coeficiente de indutância mútua varia de acordo com o nível de saturação do *ferro*.

³Corresponde à corrente de armadura dividida pelo número de espiras-equivalentes do enrolamento de campo: $i_{ra} = \frac{i_a}{N_c}$. Está diretamente relacionado com $fmm_{ra} = N_a \cdot i_{ra}$.

Figura 2.1: Curva de saturação de uma máquina CC, para o cálculo da reação de armadura. Observe que ao invés de Φ , adota-se Ψ para designar o fluxo magnético. Figura reproduzida de [1].

Figura 2.2: Diagrama de blocos do modelo proposto em [1].

O diagrama de blocos do modelo proposto em [1] está mostrado na figura 2.2. Nele, ΔU_c (tensão de campo) e ΔT_m (conjugado mecânico) são considerados perturbações. A reação de armadura é levada em consideração, através de (2.3), nas expressões (2.4, 2.5 e 2.6). Tais expressões prevêm, respectivamente, a diminuição de R_a , L_a e de L_c .

$$A(s) = M \frac{(1 + s\sigma\tau_c)}{(1 + s\tau_c)} \quad , \text{ onde } \quad \sigma = \frac{L_{lc}}{L_c} \quad (2.3)$$

$$R_a(s) = R_{a_n} - a \cdot \omega_0 \cdot A(s) \quad (2.4)$$

$$L_a(s) = L_{a_n} - a \cdot A(s) \quad (2.5)$$

$$L_c(s) = L_{c_n} - a \cdot A(s) \quad (2.6)$$

Cabem ainda, alguns comentários em relação ao modelo da figura 2.2:

- o modelo não contempla totalmente os efeitos da reação de armadura no cálculo da variação da força contra-eletromotriz, uma vez que a mesma está sendo calculada da seguinte forma: $\Delta f_{cem} = \Delta \omega \cdot \Phi_0$;
- o modelo não contempla explicitamente os efeitos da reação de armadura no circuito de campo; e
- observando a expressão (2.3), percebe-se que a mesma é equivalente a $M \left(\sigma + \frac{(1-\sigma)}{(1+s\tau_c)} \right)$. Logo, quando ocorre reação de armadura (sempre que $a \neq 0$), parte de seus efeitos se farão notar de forma instantânea e a parte restante sofrerá um “atraso de 1ª ordem” cuja constante de tempo τ_c é determinada essencialmente pelo circuito de campo. A figura 2.3 ilustra a resposta ao degrau de $A(s)$. Note que a resposta vai de 0 a $M\sigma$ instantaneamente.

O modelo desenvolvido em [2] está apresentado na figura 2.4. É um modelo bastante completo, levando em consideração, de forma explícita, diversos fenômenos diretamente relacionados ou não com a reação de armadura. Dentre eles podemos citar:

- variação do fluxo principal da máquina como consequência do campo de reação de armadura;
- variação das resistências dos circuitos de campo e de armadura em função da temperatura;
- variação das indutâncias dos circuitos de campo e de armadura em função da reação de armadura;

Figura 2.3: Resposta ao degrau de $A(s)$

- variação das correntes de campo e de armadura em virtude da reação de armadura;
- variação da queda de tensão nos contatos coletor-escova;
- etc.

A tabela 2.3 apresenta a nomenclatura adotada na figura 2.4, para facilitar a compreensão do modelo.

Dentre as relações presentes no modelo, iremos destacar algumas, que têm relação direta com os efeitos de reação de armadura:

$$L_a \frac{di_a}{dt} = v_a - R_a i_a - e_g - v_{bc} \quad (2.7)$$

$$K_{Lf} L_f \frac{di_f}{dt} = v_f - R_f i_f - M \frac{di_a}{dt} \quad (2.8)$$

$$L_a = \frac{1}{(1 + K_{La1} i_f) (K_{La2} + K_{La3} f_a)} \quad (2.9)$$

$$L_f = \frac{1}{(1 + K_{Lf1} i_f) (K_{Lf2} + K_{Lf3} f_f)} \quad (2.10)$$

$$\Phi = \frac{K_{x1} i_f}{K_{x2} + i_f} \quad (2.11)$$

Figura 2.4: Diagrama de blocos do modelo proposto em [2].

A equação (2.7) modela o circuito de armadura. Nela, os efeitos de reação de armadura se fazem notar através de L_a , definido pela equação (2.9) e de $e_g = K_g \Phi w_m$.

O circuito de campo é modelado por (2.8). Desta vez, os efeitos da reação de armadura afetam L_f , definido pela equação (2.10), K_{L_f} (que é um coeficiente que depende da saturação magnética do *ferro*) e de M (que corresponde à indutância mútua entre os enrolamentos de campo e de armadura e que só está presente quando o fluxo magnético produzido pela corrente de armadura deixa de estar em quadratura em relação ao fluxo gerado pela corrente de campo).

As indutâncias de armadura e de campo são modeladas como funções não-lineares, equações (2.9) e (2.10), da corrente de campo e dos efeitos da frequência de operação na histerese apresentada pelo material ferromagnético da máquina.

Por fim, assim como em [1], este modelo prevê uma perturbação instantânea no fluxo magnético resultante da máquina em consequência de variações ocorridas na corrente de campo, como pode ser constatado a partir da equação (2.11).

Os autores validaram o modelo através da comparação entre ensaios de labo-

Tabela 2.3: Nomenclatura adotada no modelo proposto em [2]

Símbolo	Significado	Unidade
D	coef. de atrito viscoso	Wb/m ²
e_g	força contra-eletromotriz	V
f_a	freqüência de operação da armadura	Hz
f_c	freqüência de operação do campo	Hz
i_a	corrente de armadura	A
i_f	corrente de campo	A
J	momento de inércia (motor+carga)	kg · m ²
K_{i1}	coef. de conjugado de perdas no <i>ferro</i>	N · m
K_{i2}	coef. de conjugado de perdas no <i>ferro</i>	N · m
K_{Lf}	ganho da indutância do enrolamento de campo	-
K_{x1}	coef. de fluxo magnético	Wb
K_{x2}	coef. de fluxo magnético	A
K_g	constante de velocidade do motor	V · s/Wb
K_t	constante de torque do motor	N · m/WbA
K_y	coef. de torque relativo a perdas suplementares	N · m/A ² · rad/s
L_a	indutância do enrolamento de armadura	H
L_f	indutância do enrolamento de campo	H
M	coef. de indutância mútua	H
R_a	resistência do enrolamento de armadura	Ω
R_{bc}	resistência do contato de coletor-escova	Ω
R_f	resistência do enrolamento de campo	Ω
T_a	torque disponível	N · A
T_d	conjugado de perdas devido ao atrito viscoso	N · A
T_f	conjugado de perdas devido ao atrito estático	N · A
T_d	conjugado de perdas no <i>ferro</i>	N · A
T_d	torque desenvolvido	N · A
T_l	conjugado de carga	N · A
T_s	conjugado de perdas totais	N · A
$Temp_a$	temperatura do enrolamento de armadura	°C
$Temp_f$	temperatura do enrolamento de campo	°C
v_a	tensão aplicada à armadura	V
v_{bc}	queda de tensão no contato de coletor-escova	V
v_f	tensão aplicada ao campo	V
w_m	velocidade angular do motor	rad/s
Φ	fluxo magnético resultante	Wb
Ω	posição angular do eixo do motor	rad

ratório e simulações realizadas em computador. Como podemos ver (figura 2.5), o modelo obteve excelentes resultados na previsão da corrente de armadura. Com relação à corrente de campo (figura 2.6), foram obtidos resultados satisfatórios. Neste último caso, percebe-se um erro máximo entre valores simulados e medidos superior a 1.60 PU . Cabe ressaltar que as figuras 2.5 e 2.6 apresentam os resultados em valores absolutos e não em PU.

Figura 2.5: Comparação entre os resultados obtidos com o modelo convencional (*), o modelo proposto (+) e os valores medidos (·) da corrente de armadura num ensaio em que foi introduzido um degrau de 25.8 V de tensão na armadura do motor selecionado. Figura reproduzida de [2].

Figura 2.6: Comparação entre os resultados obtidos com o modelo convencional (*), o modelo proposto (+) e os valores medidos (·) da corrente de campo num ensaio em que foi introduzido um degrau de 25.8 V de tensão na armadura do motor selecionado. Figura reproduzida de [2].

Capítulo 3

Preliminares Teóricos

3.1 Introdução

Este capítulo se propõe a abordar o tema da reação de armadura em motores elétricos de corrente contínua a fim de estabelecer uma base teórica e introduzir a notação adotada de modo a permitir um melhor acompanhamento do texto por parte do leitor.

3.2 Principais efeitos que influenciam o campo principal

Os principais efeitos que influenciam o campo magnético principal de uma máquina de corrente contínua serão apresentados abaixo. Num motor de corrente contínua, bem como nas demais máquinas elétricas, a forma do campo magnético principal é um fator de suma importância, que afeta decisivamente seu comportamento e desempenho.

Os efeitos mais significativos [5], que atuam sobre o campo magnético principal, podem ser decompostos da seguinte forma [35, 3]:

1. O enrolamento de campo é o responsável pela presença do campo magnético principal, que gera o fluxo Φ_c (ver figura 3.1);
2. O campo de reação de armadura (ver seção 3.3) pode provocar um efeito líquido que desmagnetiza o campo principal. Tal fenômeno por vezes é denominado *efeito do campo cruzado* ou *magnetização transversal*;

3. As bobinas do enrolamento de armadura, localizadas sob os pólos de comutação (PC na figura 3.1), ocasionam o surgimento de uma indutância que se opõe à comutação de forma a retardá-la;
4. O campo de reação de armadura provoca o deslocamento do eixo neutro magnético, reforçando ainda mais o efeito 3;
5. A ação do enrolamento de interpolo¹, no sentido de se contrapor à indutância mencionada no item 3, atua de forma a reduzir o seu efeito ;
6. A presença de um enrolamento de compensação produz um efeito anti-desmagnetizante que se opõe ao efeito descrito no item 2; e.
7. Sobretudo em máquinas de pequeno porte, como a utilizada nos ensaios experimentais (ver seção 4.2), as dimensões dos pólos de comutação acabam sendo limitadas por aspectos construtivos e o enrolamento de interpolo termina por interagir com o “campo cruzado”, de forma semelhante ao enrolamento de compensação.

3.3 A reação de armadura

Idealmente, o fluxo gerado pela armadura (Φ_a na figura 3.1) está em quadratura em relação ao fluxo gerado pelo campo (Φ_c na figura 3.1), de modo que não existe qualquer interação entre ambos. No entanto, nem todo o fluxo gerado pela armadura está orientado segundo o eixo em quadratura. Existe uma componente orientada segundo o eixo direto, Φ_{ra} , distorcendo Φ_c . Isto ocorre porque cada condutor do enrolamento de armadura, situado sob os pólos, gera um pequeno campo magnético ao seu redor. A soma dos pequenos campos gerados por cada um desses condutores resulta num campo de reação de armadura, conforme ilustrado na figura 3.2.

Nota-se na figura 3.2 a atuação da força magneto-motriz de armadura, f_{mm} , enfraquecendo o campo numa das metades do pólo e reforçando-o na outra metade. Numa primeira análise, o efeito líquido sobre o campo principal seria nulo uma vez que os dois efeitos se cancelariam. No entanto, ocorre uma distorção no

¹Muitas vezes chamado apenas de interpolo, está localizado no pólo de comutação (PC na figura 3.1). Seu objetivo é o de se contrapor à indutância do enrolamento de armadura, que prejudica o processo de comutação e geralmente provoca faiscamento que abrevia a vida útil das escovas. Embora sua presença não seja regra, é bastante comum encontrá-lo.

Figura 3.1: Esquema de uma Máquina C.C.

campo principal que culmina no desvio do eixo neutro magnético. Este desvio provoca o desalinhamento entre o eixo neutro e o eixo de comutação, o qual deixa de estar em quadratura em relação ao eixo direto resultante (ver figura 3.3).

Considerando-se que este deslocamento atue no sentido em que favoreça a ocorrência de uma comutação retardada, seu efeito líquido é magnetizante/desmagnetizante quando se opera a máquina como um motor/gerador.

Um outro efeito provocado pela *fmm* de reação de armadura consiste em se conduzir o estator à saturação. Isto ocorre porque normalmente imprime-se ao enrolamento de campo uma corrente cuja intensidade já deixa o *ferro* numa condição próxima da saturação². Portanto, quando a corrente de armadura atinge níveis superiores ao seu valor nominal, a *fmm* de reação de armadura, na região em que a mesma reforça a *fmm* de campo, pode conduzir o estator para a região de saturação. Isto implica um efeito líquido desmagnetizante uma vez que na região em que a *fmm* de reação de armadura contraria a *fmm* de campo, o decréscimo

²Isto porque é desejável que o campo magnético principal seja o mais forte possível.

Figura 3.2: Distribuição do campo de reação de armadura, adaptado de [3].

do campo magnético passa a ser maior. Esta situação é bastante freqüente em condições dinâmicas durante as quais surgem transitórios de corrente em que sua intensidade chega a atingir valores muito superiores ao seu valor nominal.

De modo a minimizar a fmm de reação de armadura, pode-se lançar mão de enrolamentos compensadores, os quais são montados longitudinalmente ao longo da superfície das sapatas polares (EC na figura 3.1). Devido ao alto custo, normalmente estão presentes apenas em máquinas de grande porte ou em situações que justifiquem tal investimento.

Figura 3.3: Deslocamento do eixo neutro magnético provocado pela reação de armadura. As figuras (b), (d) e (f) foram retiradas de [28] e correspondem a um motor CC girando no sentido anti-horário. As figuras (a), (c) e (e) correspondem a um motor CC girando no sentido horário e, a título de simplificação, desconsideram o núcleo ferro-magnético do rotor. Em (a) e (b), exibe-se o campo magnético principal de uma máquina CC de dois pólos. O campo de reação de armadura de armadura está exibido em (c) (onde considera-se apenas uma espira condutora) e em (d). O campo magnético resultante da interação entre os campos exibidos é mostrado em (e) e (f), onde também está ilustrado o deslocamento provocado no eixo neutro magnético devido à esta interação.

Capítulo 4

Descrição do Aparato Experimental e Ensaaios

4.1 Introdução

Neste breve capítulo, apresentamos um diagrama esquemático do aparato experimental utilizado em laboratório. Com base neste esquemático, faz-se uma descrição sucinta dos equipamentos e procedimentos adotados para a realização de ensaios, os quais encontram-se resumidos numa tabela que é apresentada no fim deste capítulo.

4.2 Aparato experimental e ensaios realizados

Com o intuito de investigar os efeitos de reação de armadura, foram realizados diversos ensaios em laboratório. A máquina de corrente contínua utilizada (figura 4.1), que não possui enrolamentos compensadores, apresenta as seguintes características nominais: Potência: 2 kW , Rotação: 1800 rpm , Tensão de Campo: 220 V , Tensão de Armadura: 220 V , Corrente de Campo: 0.6 A e Corrente de Armadura: 9.1 A .

O arranjo experimental mostrado na figura 4.2 permite aplicar ao motor CC degraus na tensão de armadura. Contava-se ainda com um osciloscópio digital para a obtenção de curvas experimentais. O motor CC estava acoplado à uma máquina de indução (desenergizada) cuja única função era aumentar a inércia total do sistema.

Durante os ensaios, a tensão de campo foi variada desde 0.48 até 0.82 PU e,

Figura 4.1: Foto da máquina CC utilizada

para cada um destes valores, foram aplicados, na armadura, degraus de tensão de 0.14 a 0.23 PU . Além disso, cada ensaio foi repetido com e sem o uso de enrolamentos de interpolos e em ambos os sentidos de rotação.

A tabela 4.1 apresenta um resumo dos ensaios efetuados. Nela, Δu_a corresponde ao degrau de tensão aplicado à armadura e u_c corresponde à tensão aplicada ao campo.

Foram coletados, através de um osciloscópio digital, dados de corrente de armadura, corrente de campo, tensão de armadura e rotação. Posteriormente, tais dados foram convertidos para um formato que pudesse ser reconhecido e manipulado pelo Matlab [47].

(a)

(b)

Figura 4.2: Arranjo experimental. (a) Foto da bancada. (b) Esquemático: nota-se a presença de três fontes CC ajustáveis. A primeira delas, V_c , está ligada ao circuito de campo. As outras duas, V_{A1} e V_{A2} , encontram-se ligadas ao circuito de armadura. Uma chave manual permite a aplicação de degraus de tensão na armadura.

Tabela 4.1: Resumo dos ensaios experimentais efetuados.

ensaio	Δu_a	u_c	interpolos	sentido
1	100 V $\rightarrow$ 130 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	horário
2	100 V $\rightarrow$ 130 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	anti-horário
3	100 V $\rightarrow$ 130 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	horário
4	100 V $\rightarrow$ 130 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	anti-horário
5	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	horário
6	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	105 V $- 0.48 PU$	sim	horário
7	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	anti-horário
8	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	105 V $- 0.48 PU$	sim	anti-horário
9	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	horário
10	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	105 V $- 0.48 PU$	não	horário
11	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	anti-horário
12	130 V $\rightarrow$ 160 V $- 0.14 PU$	105 V $- 0.48 PU$	não	anti-horário
13	150 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.23 PU$	180 V $- 0.82 PU$	sim	horário
14	150 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.23 PU$	180 V $- 0.82 PU$	não	horário
15	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	horário
16	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	105 V $- 0.48 PU$	sim	horário
17	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	180 V $- 0.82 PU$	sim	horário
18	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	sim	anti-horário
19	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	180 V $- 0.82 PU$	sim	anti-horário
20	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	horário
21	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	165 V $- 0.75 PU$	não	anti-horário
22	170 V $\rightarrow$ 200 V $- 0.14 PU$	180 V $- 0.82 PU$	não	anti-horário

Capítulo 5

Desenvolvimento do Modelo

5.1 Introdução

Ao longo do presente capítulo, serão apresentados os modelos desenvolvidos e validados a partir dos ensaios experimentais descritos no capítulo anterior. Este capítulo está dividido em três seções, além desta breve introdução. A primeira delas, seção 5.2, dedica-se à apresentação do modelo desenvolvido para a análise dos efeitos da reação de armadura no circuito de campo. Este modelo resultou no trabalho publicado em [48]. A segunda seção, 5.3, apresenta o modelo desenvolvido para a análise dos efeitos da reação de armadura no próprio circuito de armadura. A última seção, 5.4, apresenta o modelo completo resultante da combinação dos modelos apresentados anteriormente.

5.2 Modelo para a representação dos efeitos de reação de armadura no circuito de campo

Esta seção apresenta um modelo cujo objetivo é o de se considerar os efeitos da reação de armadura no circuito de campo. Este modelo será então validado e comparado com o modelo tradicional, que despreza tais efeitos.

5.2.1 Concepção do modelo

Após a análise dos dados experimentais (seção 4.2), foi percebida a existência de transitórios na corrente de campo sempre que ocorriam alterações significativas na corrente de armadura. Ou seja, a hipótese adotada nos modelos tradicionais

de que o campo magnético principal não sofre influência da corrente de armadura é simplificadora.

Observando-se as curvas de corrente de armadura e de corrente de campo notou-se que existia um certo atraso da segunda em relação à primeira. Na figura 5.1, destacamos este atraso que, a grosso modo, pode ser visualizado através da distância entre os picos de i_c e i_a . Tal atraso do circuito de campo para perceber as variações provocadas pela corrente de armadura pode ser atribuído ao próprio material ferromagnético da máquina que atua de forma análoga ao de uma “gaiola amortecedora”, atenuando e atrasando o acoplamento entre os circuitos de campo e armadura. Este efeito não é contemplado em nenhum dos modelos citados na seção 2.3.

Figura 5.1: Atraso nas oscilações de i_c em relação a i_a , para um ensaio específico.

De posse das curvas de corrente de armadura (i_a) e de campo (i_c) e das curvas de magnetização obtidas experimentalmente (ver figura 5.2), modelou-se o circuito de campo conforme o diagrama apresentado na figura 5.3.

A influência do sentido de rotação na curva de magnetização pode ser explicada em função de um fluxo remanente do circuito ferromagnético do estator.

Figura 5.2: Curvas de magnetização.

Figura 5.3: Diagrama do circuito de campo no qual a perturbação aparece sob a forma de uma tensão induzida.

Nos diagramas das figuras 5.3 e 5.4, percebe-se a presença da “gaiola amortecedora”, a qual foi modelada segundo um sistema de 1ª ordem de ganho $K_{c\phi}$ ou $K_{c\phi}$ e constante de tempo τ_c , responsável pelo “atraso” observado entre i_a e i_c .

A perturbação provocada pela armadura no circuito de campo pode ser interpretada de duas formas:

- uma tensão induzida pelo fluxo de reação de armadura, v_{ra} , na forma indicada pela figura 5.3. Esta tensão só existe em condições transitórias e pode ser facilmente estimada através da diferença entre a tensão v_c aplicada ao campo (constante) e o produto $R_c \cdot i_c$.
- um fluxo adicional, na forma indicada pelo diagrama da figura 5.4, que seria a forma mais natural de interpretar o fenômeno.

Figura 5.4: Diagrama do circuito de campo no qual a perturbação aparece sob a forma de um fluxo adicional.

Por conveniência, foi adotada a primeira forma (figura 5.3). Neste modelo, a tensão v_{ra} é induzida no circuito de campo devido a oscilações no campo de reação de armadura e atua no sentido de se compensar as variações no fluxo magnético principal da máquina. Por exemplo, num ensaio realizado com a presença de interpolos, o pico transitório de corrente de armadura provoca uma desmagnetização momentânea no campo principal. Para compensar este efeito, deverá

ocorrer um aumento da corrente de campo e conseqüente acréscimo da fmm de campo. Este aumento foi verificado na prática e pode ser interpretado como tendo sido provocado pelo surgimento de uma tensão v_{ra} positiva.

5.2.2 Estimação dos parâmetros

Para determinar-se valores adequados de K_{cv} e τ_c separaram-se os registros experimentais, obtidos com e sem a presença de enrolamentos de interpolo, em duas famílias. Para cada registro, foi utilizado o “toolbox” de identificação de sistemas do Matlab [47] para se identificar os sistemas de 1ª ordem que melhor se adequavam ao par $[i_a, v_{ra}]$.

Para cada família de ensaios, os parâmetros K_{cv} e τ_c foram determinados a partir da média ponderada dos erros médios quadráticos entre os valores simulados com os sistemas identificados pelo Matlab e os respectivos valores medidos. Com isso, foram obtidos dois sistemas de 1ª ordem distintos (um para cada família - com e sem interpolos) cujos parâmetros constam da Tabela 5.1.

5.2.3 Validação do modelo

Foram obtidos aproximadamente duas dezenas de registros, sendo que metade destes com a presença dos interpolos. Constatou-se que a ausência de tais enrolamentos conferia à máquina um comportamento magnetizante (queda momentânea de i_c) durante os transitórios. Na presença dos interpolos, foi observado um comportamento oposto.

Os resultados obtidos com a simulação do modelo mostrado no diagrama da figura 5.3, correspondente a alguns dos ensaios realizados, estão mostrados nas figuras 5.5a, 5.5b, 5.6a e 5.6b. É importante notar que tais gráficos estão representados numa escala em valores por unidade (PU) e por isso revelam uma correspondência satisfatória entre as simulações e os ensaios. Convém lembrarmos que o erro máximo percebido entre valores simulados e medidos para a corrente

Tabela 5.1: Parâmetros identificados

K_{cv} (sem interpolos)	6.1627
τ_c (sem interpolos)	0.0315
K_{cv} (com interpolos)	1.4345
τ_c (com interpolos)	0.0277

de campo foi de apenas 0.03 PU . Valor melhor que o obtido em [2] que, conforme mencionado na seção 2.4, foi de 1.60 PU . Neste momento, seria interessante comparar as figuras 5.5a e 5.5b com a figura 2.6, apresentada na página 18.

Em todos os demais ensaios realizados (ver Anexo A), chegou-se a resultados semelhantes. Tais resultados validam os sistemas identificados utilizados para a representação da “gaiola amortecedora”.

5.2.4 Conclusão

Os resultados obtidos permitem concluir que as oscilações de i_c são de baixas amplitude e duração. Isto legitima o uso do modelo simplificado tradicionalmente adotado (no qual as referidas oscilações não existem), em detrimento de uma representação mais detalhada.

(a) Aplicação de um degrau da tensão de armadura de 100 V a 130 V. A tensão de campo foi mantida em +165 V (rotação no sentido horário).

(b) Aplicação de um degrau da tensão de armadura de 130 V a 160 V. A tensão de campo foi mantida em +165 V (rotação sentido horário).

Figura 5.5: Validação do modelo. Em ambos os ensaios exibidos, os enrolamentos de interpolos não foram utilizados.

(a) Aplicação de um degrau da tensão de armadura de 130 V a 160 V. A tensão de campo foi mantida em -165 V (rotação no sentido anti-horário). Os enrolamentos de interpolos foram utilizados.

(b) Aplicação de um degrau da tensão de armadura de 170 V a 200 V. A tensão de campo foi mantida em -105 V (rotação do motor sentido anti-horário). Os enrolamentos de interpolos foram utilizados.

Figura 5.6: Validação do modelo. Em ambos os ensaios exibidos, os enrolamentos de interpolos foram utilizados.

5.3 Modelo para a representação dos efeitos de reação de armadura no circuito de armadura

Visando o estudo dos efeitos da reação de armadura no próprio circuito de armadura, foram propostos modelos para reproduzir os efeitos observados no fluxo principal da máquina utilizada nos testes em laboratório (seção 4.2). Os modelos investigados possuem como entrada as variações de corrente de armadura e de campo e como saída a variação do fluxo principal da máquina. Os modelos utilizados serão descritos na subseção 5.3.1.

5.3.1 Descrição dos modelos

O modelo inicialmente concebido (figura 5.7) era constituído de três blocos de 1ª ordem a saber:

bloco A: representa a saturação do material ferromagnético que compõe as sapatas polares. Recebe como entrada a variação da corrente de armadura, Δi_a . Sua saída constitui uma parcela da variação total do fluxo da máquina, $\Delta \Phi$;

bloco B: representa o desvio do eixo neutro magnético. Recebe como entrada a variação da corrente de armadura, Δi_a . Sua saída constitui uma parcela da variação total do fluxo da máquina, $\Delta \Phi$; e

bloco C: representa a reação do campo através de uma “gaiola amortecedora”. Recebe como entrada a variação da corrente de campo, Δi_c . Sua saída constitui uma parcela da variação total do fluxo da máquina, $\Delta \Phi$.

A partir deste modelo, dois outros modelos foram derivados, os quais foram efetivamente utilizados nas simulações:

- o primeiro deles (figura 5.8a) difere do modelo da figura 5.7 apenas pelo fato de os blocos A e B terem sido rearranjados em dois blocos em série onde se explicitam os pólos, o zero e o ganho; e
- o segundo modelo (figura 5.8b) corresponde ao modelo da figura 5.7, assumindo-se que $\tau = \tau_a = \tau_b$ e fazendo $K = K_a + K_b$.

Figura 5.7: Modelo de 6 parâmetros que contempla explicitamente os efeitos de reação de armadura correspondentes à saturação das sapatas polares e ao desvio do eixo neutro magnético.

5.3.2 Estimação dos parâmetros

Após a definição dos modelos a serem utilizados, procedeu-se uma etapa de estimação de seus parâmetros de modo que melhor se adequassem aos dados experimentais. Para tal, os modelos foram implementados em Simulink® e posteriormente, foi utilizada a ferramenta *Simulink Parameter Estimation Toolbox* [49].

Portanto, para os 22 ensaios, foram identificados os parâmetros que melhor se ajustavam aos dados experimentais. Em seguida, separaram-se os parâmetros em dois conjuntos: o primeiro grupo correspondendo aos doze ensaios realizados com interpolos e o segundo, aos outros dez, realizados sem a presença dos mesmos. Por fim, cada grupo foi reduzido a um único vetor, através de uma média ponderada pela raiz quadrada do erro médio quadrático obtido para cada ensaio. Ou seja, nesta etapa, foi adotado exatamente o mesmo procedimento descrito na seção 5.2.

Para o modelo da figura 5.8a, os vetores obtidos correspondem aos da Tabela 5.2.

Ao serem convertidos ao modelo da figura 5.7, os parâmetros da Tabela 5.2, corresponderão aos da Tabela 5.3.

Para o modelo da figura 5.8b, os parâmetros foram calculados de duas formas:

(a) Modelo pólos-zeros-ganho

(b) Modelo simplificado

Figura 5.8: Diagramas de blocos em Simulink dos modelos utilizados para a simulação dos efeitos de reação de armadura no fluxo principal da máquina.

Tabela 5.2: Parâmetros obtidos para o modelo da figura 5.8a.

interpolos	K	z	τ_a	τ_b	K'_c	τ_c
sim	-6.6403e-5	-120.9310	6.7643e-4	2.0344e-4	-2.3664	0.0277
não	3.4328e-4	183.8969	0.0073	0.0065	0.2206	0.0315

- na primeira delas, a partir dos parâmetros da Tabela 5.3, fez-se $\tau = \frac{\tau_a + \tau_b}{2}$ e $K = K_a + K_b$. Para K'_c e τ_c mantiveram-se os valores constantes desta tabela. Os valores dos parâmetros correspondem, neste caso, aos da Tabela 5.4; e
- na segunda delas, realizou-se o procedimento de estimação dos parâmetros

Tabela 5.3: Parâmetros da Tabela 5.2 convertidos ao modelo da figura 5.7.

interpolos	K_a	τ_a	K_b	τ_b	K_c'	τ_c
sim	0.1519	6.7643e-4	-0.1438	2.0344e-4	-2.3664	0.0277
não	0.1419	0.0073	-0.0788	0.0065	0.2206	0.0315

especificamente para o modelo em questão, aproveitando-se os valores obtidos para τ_c na seção 5.2. Neste caso, os parâmetros corresponderiam aos da Tabela 5.5.

Tabela 5.4: Parâmetros do modelo da figura 5.8b (1ª forma).

interpolos	K_a	τ_a	K_c'	τ_c
sim	0.0083	4.3583e-4	-2.8242	0.0277
não	0.0525	0.0067	1.1004	0.0315

Tabela 5.5: Parâmetros do modelo da figura 5.8b (2ª forma).

interpolos	K_a	τ_a	K_c'	τ_c
sim	0.0096	1.4025e-5	-4.4857	0.0277
não	0.0346	3.2341e-5	1.6876	0.0315

5.3.3 O modelo adotado

O modelo da figura 5.7 foi adotado uma vez que, dentre os três modelos considerados, foi o que apresentou os melhores resultados ante os dados experimentais, para todos os ensaios realizados. Os conjuntos de figuras [5.9, 5.10 e 5.11] e [5.12, 5.13 e 5.14] ilustram a comparação de dados relativos a dois ensaios com os resultados simulados respectivamente com os modelos definidos pelos pares: [Figura 5.8b, Tabela 5.4], [Figura 5.8b, Tabela 5.5] e [Figura 5.7, Tabela 5.3]. Os resultados obtidos com o modelo adotado, correspondentes aos demais ensaios podem ser encontradas no Anexo B.

5.3.4 Análise do modelo adotado

Nesta seção, o modelo adotado será analisado em maiores detalhes. Isto será feito observando-se o modelo segundo o par [Figura 5.7, Tabela 5.3] ou, equivalente-

mente, pelo par [Figura 5.8a, Tabela 5.2].

Olhando-se para a Tabela 5.3, observa-se que o efeito produzido pelo bloco A é magnetizante (K_a é sempre positivo). Este bloco representa o desvio do eixo neutro magnético no sentido em que provoca um atraso no processo de comutação, implicando um efeito líquido magnetizante quando a máquina opera como um motor. Também podemos perceber, que o efeito gerado pelo bloco B é desmagnetizante (K_b é sempre negativo). Tal bloco representa o efeito da saturação do material ferromagnético das sapatas polares.

Na Tabela 5.3, nota-se ainda que a magnitude de K_b é maior na presença dos interpolos. Isto faz sentido, uma vez que o efeito líquido do retardo da comutação, quando a máquina CC é operada como um motor, é magnetizante. Portanto, para atenuar este efeito, os interpolos deverão atuar no sentido em que provoquem um efeito desmagnetizante. O parâmetro K_a deverá ser analisado em conjunto com K_b . Quando os interpolos são utilizados, K_a é, em valores absolutos, menos de 1.1 vezes maior que K_b . No caso em que os interpolos não estejam sendo utilizados, esta diferença aumenta para algo em torno de 1.8 vezes. Este resultado já era esperado. Isto porque, como o objetivo dos interpolos é justamente o de acelerar o processo de comutação, o desvio do eixo neutro magnético deverá ser proporcionalmente menos significativo na presença dos interpolos em relação à situação em que os mesmos não estejam presentes. Em outras palavras, a razão $\frac{K_a}{K_b}$ deverá ser menor quando se estiver utilizando os enrolamentos de interpolos.

Em termos absolutos, a dinâmica dos efeitos representados pelos blocos A e B é muito mais rápida na presença dos enrolamentos de interpolos. No caso de A, é aproximadamente 10 vezes mais rápida enquanto que B torna-se cerca de 30 vezes mais rápida. Isto comprova a eficácia da atuação dos enrolamentos de interpolos em se reduzir a duração dos transitórios.

Ainda analisando a Tabela 5.3 sob o prisma da dinâmica dos efeitos estudados, podemos concluir que a dinâmica do bloco A é cerca de 3.3 vezes mais lenta que a do bloco B, quando são utilizados os enrolamentos de interpolos. Quando os mesmos não são utilizados, A é apenas cerca de 1.1 vezes mais lento que B. Este resultado reflete o comportamento observado experimentalmente, uma vez que foi observado que sempre ocorre uma redução do campo magnético principal, seguida por uma magnetização. No entanto, na presença dos interpolos, tal redução é muito mais intensa, indicando que o bloco A atua de forma mais lenta e demora mais a contrapor os efeitos do bloco B. É como se num reserva-

tório de água tivéssemos uma bomba B (menos potente, porém mais rápida) que bombeasse água para fora do reservatório e outra bomba A (mais potente, de resposta lenta) que bombeasse água para o interior do mesmo. O que ocorre é que o nível d'água acaba caindo antes que a bomba A consiga recuperá-lo. Foi verificado experimentalmente que este efeito é muito mais intenso quando são empregados enrolamentos de interpolos. Mais ainda, conforme podemos observar na Tabela 5.2, este “efeito competitivo” entre os blocos A e B acaba resultando no aparecimento de um zero de fase não mínima (localizado no semi-plano direito).

Por fim, verifica-se que o bloco C ora representa um efeito desmagnetizante (quando os interpolos são utilizados) ora representa um efeito magnetizante (na ausência dos interpolos). Isto está de acordo com os resultados apresentados na seção anterior. Convém lembrarmos que K_c' representa o ganho da função de transferência que relaciona i_c a Φ , enquanto que K_{cv} , do modelo desenvolvido para o circuito de campo, é o ganho da função de transferência entre i_a e v_{ra} logo, embora o bloco C compartilhe a mesma constante de tempo com o referido modelo, o mesmo não vale para seu ganho.

5.3.5 Conclusão

Ao contrário do que foi constatado com relação ao circuito de campo, as oscilações de i_a são significativas e não devem ser desprezadas numa análise mais rigorosa de uma máquina CC sob condições dinâmicas. Um modelo mais detalhado, como o que foi proposto, deverá ser utilizado ao invés dos modelos tradicionais que desprezam os efeitos da reação de armadura.

Figura 5.9: Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.4.

Figura 5.10: Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.5.

Figura 5.11: Reprodução do ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8a com os parâmetros da Tabela 5.2].

Figura 5.12: Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.4.

Figura 5.13: Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8b com os parâmetros da Tabela 5.5.

Figura 5.14: Reprodução do ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V. Modelo da figura 5.8a com os parâmetros da Tabela 5.2].

5.4 Modelo completo

Por fim, considerou-se o modelo completo, que contempla ao mesmo tempo o circuito de campo e o circuito de armadura. O modelo completo constitui a união dos modelos desenvolvidos respectivamente nas seções 5.2 e 5.3.

O digrama de blocos do modelo completo, implementado em Simulink, é exibido na figura 5.15. Este modelo, por consistir meramente da união dos modelos desenvolvidos nas seções anteriores, não será aqui detalhado, sendo aqui incluído apenas a título de ilustração.

Reproduzimos aqui, a comparação entre simulações realizadas com o modelo completo e os dados experimentais colhidos em dois dos ensaios realizados (figuras 5.16 e 5.17). Pode-se perceber que no que diz respeito ao circuito de armadura, o modelo tradicional fornece bons resultados, sobretudo na presença de enrolamentos de interpolos. O mesmo já não acontece em relação ao campo, uma vez que em tal modelo, o mesmo é considerado constante. A mesma comparação, envolvendo todos os ensaios, pode ser encontrada no Anexo C.

5.5 Considerações finais

Cabe destacar que a proposta do conceito da “gaiola amortecedora”, a fim de explicar o atraso, constatado experimentalmente, na propagação dos efeitos da reação de armadura entre os circuitos de campo e de armadura, nos parece ser inédita. Isto porque tal questão não é abordada em nenhuma das referências pesquisadas e portanto, acreditamos que tal efeito ainda não tenha sido considerado até o momento.

(a) modelo completo.

(b) detalhamento de "campo".

(c) detalhamento de "armadura".

(d) detalhamento de "efeito_armadura".

Figura 5.15: Implementação do modelo completo no programa Simulink.

Figura 5.16: Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura 5.17: Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Capítulo 6

Conclusão

6.1 Objetivos alcançados

Os objetivos deste trabalho foram:

- estudar os efeitos da reação de armadura em máquinas elétricas de corrente contínua;
- realizar uma pesquisa bibliográfica a fim de se encontrar modelos matemáticos que contemplassem os efeitos da reação de armadura em máquinas CC;
- investigar ou desenvolver um modelo matemático capaz de simular satisfatoriamente o comportamento de uma máquina CC sob condições dinâmicas; e
- validar o modelo acima através da comparação de resultados obtidos em simulações com dados reais obtidos em ensaios de laboratório.

Ao longo deste trabalho, foi realizada uma extensa pesquisa bibliográfica. Isto pode ser comprovado não só pela leitura do capítulo a ela dedicado como também pelos cerca de cinquenta itens que constam das “Referências Bibliográficas”; e que lá estão, por terem sido efetivamente citadas ao longo desta dissertação. Foram estudados e compreendidos não só os conceitos básicos do funcionamento de máquinas CC, como também sua história, suas aplicações, perspectivas de mercado e utilização num futuro próximo. A questão da reação de armadura e seus efeitos, obviamente, também foram estudados. O capítulo 3 foi dedicado exclusivamente

para tratar o tema, a fim de assentar as bases teóricas e a nomenclatura que seria adotada ao longo deste trabalho.

Em conseqüência da escassez de material bibliográfico dedicado à descrição/desenvolvimento de modelos matemáticos que contemplassem os efeitos da reação de armadura, optou-se por desenvolver um modelo próprio com base em dados obtidos experimentalmente em ensaios de laboratório. Os ensaios e o aparato experimental utilizado foram descritos no capítulo 4. Os modelos foram apresentados no capítulo 5. Foram desenvolvidos dois modelos: um para a análise dos efeitos da reação de armadura no circuito de campo (o qual resultou em [48]) e outro que destinava-se ao mesmo propósito porém com relação ao circuito de armadura. Estes modelos foram analisados e validados individualmente (respectivamente nos Anexos A e B) e posteriormente reunidos num só (seção 5.4), o qual também foi validado através da comparação com dados experimentais (Anexo C).

6.2 Contribuições

Acreditamos que as contribuições que mais merecem destaque neste trabalho são:

- uma dedicação especial ao estudo dos efeitos da reação de armadura no circuito de campo, o que muitas vezes não era considerado de forma explícita nas referências encontradas;
- devido a escassez de trabalhos dedicados à modelagem dos efeitos da reação de armadura em máquinas CC, sobretudo nas décadas passadas mais recente, acreditamos ser o presente estudo uma valiosa contribuição nesta área específica; e
- a proposta do conceito da “gaiola amortecedora”, a fim de explicar o atraso, constatado experimentalmente, na propagação dos efeitos da reação de armadura entre os circuitos de campo e de armadura. Tal questão não é abordada em nenhuma das referências pesquisadas e portanto, acreditamos que tal efeito ainda não tenha sido considerado até o momento.

6.3 Conclusões

Os resultados obtidos permitem concluir que as oscilações de i_c são de baixas amplitude e duração. Isto legitima o uso do modelo simplificado tradicionalmente adotado (no qual as referidas oscilações não existem), em detrimento de uma representação mais detalhada.

Com relação ao circuito de armadura, devido ao fato de as oscilações de i_a serem significativas, as mesmas não devem ser desprezadas. Portanto, em condições dinâmicas, um modelo mais detalhado, que leve em consideração os efeitos da reação de armadura, como o que foi proposto, deverá ser utilizado.

Referências Bibliográficas

- [1] KOVACS, P. K. *Transient Phenomena in Electrical Machines (Studies in electrical and electronic engineering)*. Elsevier Science Ltd, 1984. Hardcover. ISBN 044499663X. Disponível em: <<http://www.amazon.fr/exec/obidos/ASIN/044499663X/citeulike04-21>>.
- [2] AVITAN, I.; SKORMIN, V. Mathematical modeling and computer simulation of a separately excited dc motor with independent armature/field control. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 37, n. 6, p. 483–489, 1990. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=103452>.
- [3] THALER, G. J.; WILCOX, M. L. *Electric Machines: Dynamics and Steady State*. New York, USA: John Wiley and Sons Inc, 1966.
- [4] VAS, P.; DRURY, W. Electrical machines and drives: present and future. In: *Electrotechnical Conference, 1996. MELECON '96., 8th Mediterranean*. [s.n.], 1996. v. 1, p. 67–74. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=550965>.
- [5] LOBOSCO, O. S. Modeling and simulation of dc motors in dynamic conditions. In: IEEE. *Electric Machines and Drives Conference Record*. Milwaukee, WI, USA, 1997.
- [6] TREVATHAN, V. L. (Ed.). *A Guide to the Automation Body of Knowledge*. 2nd. ed. 67 Alexander Drive, Research Triangle Park, NC 27709: ISA - The Instrumentation, Systems and Automation Society, 2006.
- [7] LIU, Z. Z.; LUO, F. L.; RASHID, M. H. Speed nonlinear control of dc motor drive with field weakening. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 39, n. 2, p. 417–423, March/April 2003.
- [8] THE MATHWORKS INC. *Simulink® - Simulation and Model-Based Design, version 6.1*. Natick, MA, USA, September 2004.

- [9] FALCONE, A. G. *Eletromecânica*. [S.l.]: Editora Edgard Blücher Ltda, 1985.
- [10] SEN, P.; NAMUDURI, C.; NANDAM, P. Evolution of control techniques for industrial drives. In: *Power Electronics, Drives and Energy Systems for Industrial Growth, 1996., Proceedings of the 1996 International Conference on*. [S.l.: s.n.], 1996. v. 2, p. 869–875.
- [11] HAMMONS, T. et al. 1998 icem review. *Power Engineering Review, IEEE*, v. 19, n. 2, p. 12–17, February 1999.
- [12] PAPEZ, J. *Replacing Motor-Generator Sets With Modern Static DC Drives*. Magnetek, Inc., 8966 Mason Avenue Chatsworth, CA 91311, USA, 2000.
- [13] SEN, P. C. Electric motor drives and control-past, present, and future. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 37, n. 6, p. 562–575, 1990. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=103462>.
- [14] LEONHARD, W. *Control of Electrical Drives (Electric Energy Systems and Engineering Series)*. Springer-Verlag, 1990. Hardcover. ISBN 0387136509. Disponível em: <<http://www.amazon.fr/exec/obidos/ASIN/0387136509/citeulike04-21>>.
- [15] SAWA, T.; KUME, T. Motor drive technology - history and visions for the future. In: *Power Electronics Specialists Conference, 2004. PESC 04. 2004 IEEE 35th Annual*. [s.n.], 2004. v. 1, p. 2–9. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=1355703>.
- [16] FROST & SULLIVAN CONSULTING COMPANY. *European Integral Horsepower Motor Markets*. 7550 IH 10 West, Suite 400, San Antonio, TX 78229-5616 USA, July 1999. Disponível em: <<http://motors.frost.com/>>.
- [17] FROST & SULLIVAN CONSULTING COMPANY. *World High Voltage Drives Markets*. 7550 IH 10 West, Suite 400, San Antonio, TX 78229-5616 USA, June 2006. Disponível em: <<http://motors.frost.com/>>.
- [18] SPRINT ELECTRIC LTD. *Changing Market for DC drives: DC Drives are increasingly being used in retrofits, as an example at a Steel Mill Shows*. ThomasNet.com, June 2006. Disponível em: <<http://news.thomasnet.com/companystory/488513>>.

- [19] BILGIN, H. F. et al. A unity-power-factor buck-type pwm rectifier for medium/high-power dc motor drive applications. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, v. 38, n. 5, p. 1412–1425, 2002. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=1035195>.
- [20] IEEE Std 519-1992: IEEE recommended practices and requirements for harmonic control in electrical power systems. April 1993. Disponível em: <<http://www.ieeexplore.ieee.org/xpl/standards.jsp>>.
- [21] BERTHIAUME, D. Justification for ac vs. dc drive systems. In: *Pulp and Paper Industry Technical Conference, 1991., Conference Record of 1991 Annual*. Montreal, Canada: [s.n.], 1991. p. 234–238. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=239643>.
- [22] CARR, C. K. From DC to AC: rotary lime kiln conversion. *Industry Applications Magazine, IEEE*, v. 9, n. 4, p. 13–21, 2003. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=1206912>.
- [23] OGATA, K. *Modern Control Engineering (4th Edition)*. Prentice Hall, 2001. Hardcover. ISBN 0130609072. Disponível em: <<http://www.amazon.fr/exec/obidos/ASIN/0130609072/citeulike04-21>>.
- [24] FITZGERALD, A. E.; Kingsley Jr., C.; UMANS, S. D. *Electric Machinery*. McGraw-Hill Science/Engineering/Math, 2002. Hardcover. ISBN 0073660094. Disponível em: <<http://www.amazon.fr/exec/obidos/ASIN/0073660094/citeulike04-21>>.
- [25] EGELAND, O.; GRAVDAHL, J. T. *Modeling and Simulation for Automatic Control*. 1st edition. ed. P.O. Box 4607, NO-7451, Trondheim, Norway: Marine Cybernetics AS, 2002.
- [26] BUXBAUM, A.; SCHIERAU, K.; STRAUGHEN, A. *Design of Control Systems for DC Drives*. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1990. (Electric Energy Systems and Engineering Series).
- [27] HANSEN, K. L. Analysis of starting characteristics of direct-current motors. In: AMERICAN INSTITUTE OF ELECTRICAL ENGINEERS, AIEE. *Fifth Midwinter Convention of the American Institute of Electrical Engineers*. [S.l.], 1917. p. 275–320.

- [28] THOMPSON, S. P. *Traité Théorique et Pratique des Machines Dynamo-Électriques*. Paris, FRA: Baudry et Cie, 1894.
- [29] LUDWIG, L. R. Effect of transient conditions on application of d-c compound motors. *AIEE Transactions*, v. 47, p. 599–606, February 1928.
- [30] FROST, G. E. The short-circuit characteristics of d-c generators. *Electrical Engineering, AIEE Transactions on*, v. 65, p. 394–4025, 1946.
- [31] LINVILLE, T. M. Current and torque of d-c machines on short circuit. *AIEE Transactions*, v. 65, p. 956–965, 1946.
- [32] LINVILLE, T. M.; Ward Jr., H. C. Solid short circuit of d-c motors and generators. *AIEE Transactions*, v. 68, p. 119–124, 1949.
- [33] MCCLINTON, A. T.; BRANCATO, E. L.; PANOFF, R. Transient characteristics of d-c motors and generators. *AIEE Transactions*, v. 68, p. 1100–1106, 1949.
- [34] ADKINS, B. *The General Theory of Electrical Machines*. London, UK: Chapman and Hall Ltd, 1962.
- [35] LANGSDORF, A. S. *Principles of Direct Current Machines*. 6th. ed. New York, USA: McGraw-Hill Book Company Inc, 1959. (International Student Edition).
- [36] CLAYTON, A. E.; HANCOCK, N. N. *The Performance and Design of Direct Current Machines*. 3rd. ed. London, UK: Sir Isaac Pitman and Sons Ltd, 1966.
- [37] LOBOSCO, O. S. Modeling and simulation of dc motors in dynamic conditions allowing for the armature reaction. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 14, n. 4, p. 1288–1293, December 1999.
- [38] RAHMAN, M. A. Modern electric motors in electronic world. In: IEEE. *Industrial Electronics, Control, and Instrumentation, 1993. Proceedings of the IECON '93., International Conference on*. 1993. v. 2, p. 644–648. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=339004>.
- [39] BASHER, E.; RAHMAN, M.; RAHMAN, M. A. Analysis of chopper controlled dc series motor. In: *Industry Applications Society Annual Meeting, 1989., Conference Record of the 1989 IEEE*. [s.n.], 1989. p. 188–194 vol.1. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=96651>.

- [40] LIANG, Y. C.; GOSBELL, V. J. Realistic computer model of dc machine for cada topology on spice2. In: *Power Electronics Specialists Conference, 1988. PESC '88 Record., 19th Annual IEEE*. Kyoto, Japan: [s.n.], 1988. v. 2, p. 765–771. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=18206>.
- [41] LIANG, Y. C.; GOSBELL, V. J. Dc machine models for spice2 simulation. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 5, n. 1, p. 16–20, January 1990. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=45995>.
- [42] NAGEL, L. W. *SPICE2: A computer program to simulate semiconductor circuits*. University of California, Electronic Research Lab., Berkeley, CA, May 1975.
- [43] BLASKO, V. A model of chopper-controlled dc series motor. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, IA-21, n. 1, p. 207–217, January/February 1985. Disponível em: <<http://www.csa.com/partners/viewrecord.php?requester=gs&collection=TRD&recid=0956297CI&recid=0956297EA&q=&uid=788431859&setcookie=yes>>.
- [44] ZHANG, J.; MATHEW, R.; OGHANNA, W. Analysis of two-dimension saturation for simulation in dc traction motors. In: *Power Electronics, Drives and Energy Systems for Industrial Growth, 1996., Proceedings of the 1996 International Conference on*. New Delhi, India: [s.n.], 1996. v. 1, p. 300–306. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=539556>.
- [45] ZHANG, J. et al. Simulator of dc traction motors including both main pole and interpole saturation. *Electric Power Applications, IEE Proceedings-*, v. 145, n. 4, p. 377–382, 1998. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=707050>.
- [46] LOBOSCO, O. S. Transient analysis of dc motor allowing for armature reaction. In: *Proc. of SPEEDAM'96*. Capri, Italy: [s.n.], 1996.
- [47] THE MATHWORKS INC. *Matlab® The Language of Technical Computing, version 7.01*. Natick, MA, USA, September 2004.
- [48] MELO, B. M. S. S.; KASSAB JR., F.; GOLDEMBERG, C. Estudo dos efeitos da reação de armadura no circuito de campo de máquinas de corrente contínua.

In: SBA. *Anais do XVI Congresso Brasileiro de Automática*. Salvador, BA, Brasil, 2006. p. 2249–2254.

- [49] THE MATHWORKS INC. *Simulink Parameter Estimation For Use with Simulink[®], version 1*. Natick, MA, USA, June 2004.

Anexo A

Validação do modelo: efeitos no circuito de campo

Neste anexo, são apresentados os resultados das simulações do modelo descrito na seção 5.2 frente aos dados experimentais coletados ao longo dos 22 ensaios realizados. Nos gráficos, a linha azul corresponde aos dados experimentais e a linha vermelha corresponde aos valores simulados com o modelo.

Figura A.1: Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.2: Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.3: Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.4: Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.5: Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.6: Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura A.7: Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.8: Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura A.9: Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.10: Ensaio 10: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura A.11: Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.12: Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura A.13: Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura A.14: Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura A.15: Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.16: Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura A.17: Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura A.18: Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.19: Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.

Figura A.20: Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura A.21: Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura A.22: Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.

Anexo B

Validação do modelo: efeitos no circuito de armadura

Neste anexo, são apresentados os resultados das simulações dos modelos descritos na seção 5.3 frente aos dados experimentais coletados ao longo dos 22 ensaios realizados. Nos gráficos, a linha cheia corresponde aos dados experimentais e a linha tracejada corresponde aos valores simulados com o modelo.

Figura B.1: Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.2: Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.3: Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.4: Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.5: Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.6: Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura B.7: Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.8: Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura B.9: Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.11: Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.12: Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura B.13: Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura B.14: Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura B.15: Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.16: Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura B.17: Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura B.18: Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.19: Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.

Figura B.20: Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura B.21: Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura B.22: Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.

Anexo C

Validação do modelo: efeitos no circuito de armadura e de campo

Neste anexo, são apresentados os resultados das simulações do modelo descrito na seção 5.4 frente aos dados experimentais coletados ao longo dos 22 ensaios realizados. Nos gráficos, a linha cheia corresponde aos dados experimentais, a linha tracejada azul corresponde à simulação do modelo completo que leva em consideração os efeitos da reação de armadura e linha tracejada vermelha corresponde aos valores simulados com o modelo tradicional.

Figura C.1: Ensaio 01: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.2: Ensaio 02: degrau de 100 a 130V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.3: Ensaio 03: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.4: Ensaio 04: degrau de 100 a 130V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.5: Ensaio 05: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.6: Ensaio 06: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura C.7: Ensaio 07: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.8: Ensaio 08: degrau de 130 a 160V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura C.9: Ensaio 09: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.10: Ensaio 10: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura C.11: Ensaio 11: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.12: Ensaio 12: degrau de 130 a 160V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 105V.

Figura C.13: Ensaio 13: degrau de 150 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura C.14: Ensaio 14: degrau de 150 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura C.15: Ensaio 15: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.16: Ensaio 16: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 105V.

Figura C.17: Ensaio 17: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 180V.

Figura C.18: Ensaio 18: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.19: Ensaio 19: degrau de 170 a 200V, com interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.

Figura C.20: Ensaio 20: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 1. Tensão de campo 165V.

Figura C.21: Ensaio 21: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 165V.

Figura C.22: Ensaio 22: degrau de 170 a 200V, sem interpolos, no sentido 2. Tensão de campo 180V.