

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA

**UMA MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA
CONSIDERANDO O EFEITO DA CURVATURA DA
SAPATA POLAR**

Aylton José Alves

UFU
Uberlândia - Minas Gerais
2011

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA

**UMA MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA
CONSIDERANDO O EFEITO DA CURVATURA DA
SAPATA POLAR**

Aylton José Alves

Tese de Doutorado apresentada por Aylton José alves à Universidade Federal de
Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em
Ciências, avaliado em 15/04/2011.

Professor, Luciano Martins Neto, Dr. (Orientador)

Professor, Alexandre Cardoso, Dr. (Coor. da Pós-graduação)

UFU
Uberlândia - Minas Gerais
2011

A474m Alves, Aylton José, 1963 -.

Uma modelagem da máquina síncrona considerando o efeito da curvatura da sapata polar [manuscrito]/ Aylton José Alves. – Uberlândia - Minas Gerais : UFU, 2011.

103 f. : ilp. ; ()

Orientador: Luciano Martins Neto.

Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Inclui bibliografia.

1.Máquinas elétricas síncronas - Teses. 2.Dínamos - Corrente alternada - Teses. 3.Modelos matemáticos - Teses. I. Martins Neto, Luciano. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. III. Título

CDU 621.313.32

Copyright © 2011 do MCT/INPE. Nenhuma parte desta publicação pode ser reproduzida, armazenada em um sistema de recuperação, ou transmitida sob qualquer forma ou por qualquer meio, eletrônico, mecânico, fotográfico, microfílmico, reprográfico ou outros, sem a permissão escrita da Editora, com exceção de qualquer material fornecido especificamente no propósito de ser entrado e executado num sistema computacional, para o uso exclusivo do leitor da obra.

Copyright © 2011 by MCT/INPE. No part of this publication may be reproduced, stored in a retrieval system, or transmitted in any form or by any means, electronic, mechanical, photocopying, microfilming, recording or otherwise, without written permission from the Publisher, with the exception of any material supplied specifically for the purpose of being entered and executed on a computer system, for exclusive use of the reader of the work.

*“Pela manhã semeie a tua semente, e à tarde não retires a tua mão,
pois não sabes qual prosperara, se esta, se aquela, ou se ambas
igualmente serão boas.”.*

ECLESIASTES 11:6

A meu Pai Joaquim e minha Mãe Lixentina, que me ensinaram o valor dos estudos. A minha querida esposa e amiga de todas as horas, Rosângela, e meus filhos Aurélio e Ricardo; dedico este trabalho.

AGRADECIMENTOS

A DEUS, pela existência.

À tia Ubaldina, que foi a minha mãe em Uberlândia nestes quatro últimos anos, que fez de mim um filho em sua casa, muito obrigado.

À minha família, em especial aos meus irmãos, Benildo, Altair, Edvaldo e Regis, por acreditar em mim e pelo incentivo.

À minha querida mãe, minha primeira professora na Escola Estadual Fazenda Degredo.

À minha querida esposa, Rosângela, minha inspiração, consolo e conforto nos momentos difíceis e nos demais.

Aos meus filhos, Aurélio e Ricardo, pela compreensão, apoio e estímulo.

Ao Cláudio e a Karina, por dividirem sua mãe comigo nestes quatro anos.

Ao professor Luciano Martins Neto, pelo apoio, confiança e orientação no desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor Bernardo Alvarenga, pelas grandes contribuições.

Aos colegas e amigos do Laboratório de máquinas e aterramentos elétricos, Wesley Pacheco, Marcel Wu, Luis, João Barbosa, pelas muitas contribuições.

Ao amigo, companheiro e irmão Pacheco, por todo apoio e amizade e incentivo e pelas inestimáveis contribuições.

À secretária da Pós-Graduação, Cinara, pelo carinho e competência no tratamento.

À colega Ângela do BioLab, pelo apoio.

Aos colegas do IFG por seu apoio.

À Universidade Federal de Uberlândia e aos seus professores pelo aprendizado.

Aos irmãos da igreja Assembléia de Deus na Vila Brasília pelas orações e amizade

RESUMO

Este trabalho desenvolve uma nova modelagem matemática para as máquinas síncronas de polos salientes (MSPS), baseada no sistema abc de referência. A modelagem considera os fatores de distribuição e de passo de bobina dos enrolamentos e desenvolve uma nova função para o entreferro variável, gerado pela curvatura da sapata polar. Como consequência o desenvolvimento da modelagem leva em consideração os componentes harmônicos espaciais de: força magneto motriz $FMM(\theta)_h$, densidade de fluxo eletromagnético $B(\theta)_h$ e da função de variação do entreferro $g(\theta)_h$.

É também proposto uma nova e simplificada metodologia a partir dos testes de rotor bloqueado, método volt-ampere, para a obtenção das constantes de projeto da máquina síncrona que possibilitam os cálculos dos parâmetros da modelagem, bem como a determinação das grandezas terminais. Também apresenta contribuições aos métodos tradicionais de obtenção de indutâncias experimentais, a partir dos testes de rotor bloqueado. Ainda desenvolve os procedimentos e faz a simulação das principais grandezas temporais nos terminais do gerador conectado à rede da concessionária: torque elétrico, velocidade, corrente e tensão.

A modelagem é convalidada através das confrontações teórico-experimental das indutâncias, e também dos resultados de correntes e tensões nos terminais do gerador conectado à rede da concessionária.

Palavras-chave:

modelagem matemática, gerador síncrono, polos salientes, simulação, método volt-ampere

SYNCHRONOUS MACHINE MODELING CONSIDERING THE SALIENCE OF THE POLES

ABSTRACT

This work develops a new mathematical model to the salient pole synchronous machines (SPSM), based on the *abc* reference system. The model considers the distribution and coil pitch factors of windings and develops a new function for the variable air gap, generated by the curvature of the polar mass. As a result, the development of the modeling takes into account the spatial harmonic components of: magneto motive force $MMF(\theta)_h$, electromagnetic flux density $B(\theta)_h$ and variation function of the air gap $g(\theta)_h$.

It is also proposed a new and simplified methodology using the locked rotor tests, volt-ampere method, to obtain the constants of the synchronous machine design, which allow the calculation of the modeling parameters and the terminals magnitudes determination. It presents also contributions to traditional methods of obtaining experimental inductances, using the locked rotor test. Yet it develops procedures and makes the simulation of the main temporal magnitudes at the generator terminals connected to the utility grid, electrical torque, speed, voltage and current.

The model is validated through the theoretical and experimental confrontation of inductances, and also of the voltages and currents at the generator terminals connected to the utility grid.

key words:

mathematical model, synchronous generator, salient pole, simulation, volt-ampere method

SUMÁRIO

Pág.

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE SÍMBOLOS

CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO	23
1.1 Considerações Iniciais	23
1.2 Motivação da Tese	24
1.3 Objetivo da Tese	25
1.4 Organização da Tese	25
 CAPÍTULO 2 MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS DA <i>MSPS</i>	 27
2.1 MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS DO ESTATOR	27
2.1.1 Distribuições Espaciais de <i>FMM</i> e Densidade de Fluxo Magnético Produzido Por Um Enrolamento	27
2.1.2 Modelagem do Entreferro	29
2.1.3 Distribuição Espacial da Densidade de Fluxo Magnético Para o Entreferro Proposto	32
2.1.4 Fluxo Concatenado Entre Fases	33
2.1.5 Cálculo das Indutâncias	35
2.2 MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS ESTATOR/ROTOR E DO ROTOR	36
2.2.1 Determinação da Densidade de Fluxo Magnético Devido aos Enrolamentos do Rotor	38
2.2.2 Fluxos Concatenados Mútuos Entre os Enrolamentos Genéricos do Estator e Rotor	38
2.2.3 Cálculo das Indutâncias Mútuas Estator/Rotor	40
2.2.4 Fluxo Concatenado Próprio dos Enrolamentos do Rotor	40

2.2.5	Cálculo da Indutância Própria do Rotor	42
2.3	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A NOVA MODELAGEM	42
CAPÍTULO 3 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL DA MODELAGEM PROPOSTA		
		43
3.1	EQUACIONAMENTO MATRICIAL	43
3.2	PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS PARA A SIMULAÇÃO	46
CAPÍTULO 4 ENSAIOS EXPERIMENTAIS		49
4.1	LEVANTAMENTO DAS INDUTÂNCIAS EXPERIMENTAIS	
		49
4.1.1	Detalhamento do Método Volt-Ampere	49
4.1.2	Modelagem Matemática Para a Obtenção das Indutâncias	50
4.1.3	Aplicação do Método Volt-Ampere aos Enrolamentos da Máquina Síncrona	53
4.2	OBTENÇÃO DAS CONSTANTES DA MÁQUINA	59
4.2.1	Metodologia	
		59
4.2.2	Modelagem Matemática Para a Obtenção das Constantes	60
4.3	ENSAIOS DO GERADOR SOB CARGA	65
4.4	RESULTADOS	66
4.4.1	Indutâncias Experimentais	66
4.4.2	Constantes da Máquina	69
4.4.3	Grandezas Terminais	69
4.5	MÉTODOS EXPERIMENTAIS - CONSIDERAÇÕES GERAIS	72
CAPÍTULO 5 SIMULAÇÕES		73
5.1	Indutâncias da Modelagem	73
5.1.1	Simulação das Grandezas Terminais	75
5.2	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A SIMULAÇÃO	80
CAPÍTULO 6 CONFRONTAÇÃO TEÓRICO-EXPERIMENTAL		81
6.1	Confrontação Entre as Indutâncias	81
6.2	Confrontação Entre as Correntes Terminais	82
6.3	Confrontação Teórico-Experimental - Considerações finais	86

CAPÍTULO 7 CONCLUSÃO e SUGESTÕES	87
7.1 CONCLUSÃO	87
7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	87
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	89
GLOSSÁRIO	95
CAPÍTULO 10ANEXO - Tabelas com Dados Experimentais de Fluxo e Correntes	97
ÍNDICE	103

LISTA DE FIGURAS

	<u>Pág.</u>
2.1 Distribuição das bobinas do enrolamento da fase 'j'	28
2.2 Detalhes do entreferro de uma máquina síncrona de polos salientes	30
2.3 Localização dos pontos g_{max} e g_{min}	31
2.4 Função do entreferro $g(\theta, \alpha)$	32
2.5 Detalhes da estrutura ferromagnética de uma <i>MSPS</i>	36
2.6 FMM de entreferro devido a excitação de campo (FMM_f)	37
3.1 Diagrama em blocos do programa principal para solução das equações da <i>MSPS</i>	47
3.2 Diagrama em blocos da sub-rotina para solução das equações da <i>MSPS</i> .	48
4.1 Estrutura para levantamento das indutâncias experimentais	50
4.2 Circuito Equivalente para uma Fase da <i>SPSM</i>	51
4.3 (a) corrente e fem resultantes em uma bobina	56
4.4 (a) componentes harmônicos de corrente (b) componentes harmônicos de fem	56
4.5 (a) fluxo concatenado próprio do enrolamento da fase a (b) componentes harmônicos do fluxo próprio da fase a	57
4.6 (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos das fases a e b (b) componentes harmônicos do fluxo mútuo entre as fases a e b	57
4.7 (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos das fases a e c (b) componentes harmônicos do fluxo mútuo dos entre as fases a e c	58
4.8 (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos da fase a e o campo f , (b) componentes harmônicos do fluxo mútuo entre os enrolamentos da fase a e o campo f	58
4.9 Esquema eletromagnético simplificado de uma máquina síncrona de quatro polos	59
4.10 corrente e fem na fase ' a '	61
4.11 (a) componente fundamental de corrente na fase ' a '; (b) componente fundamental de fem na fase ' a '	61
4.12 (a) fem no enrolamento de campo induzida pela fase ' a ' (b) componente fundamental de fem no enrolamento de campo, induzida pela fase ' a ' . .	62
4.13 Vista em corte da <i>MSPS</i> de quatro polos sob teste	65
4.14 Bancada de testes do gerador em conexão com o sistema elétrico	66

4.15	Indutâncias próprias dos enrolamentos do estator da <i>MSPS</i>	66
4.16	Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator <i>MSPS</i>	67
4.17	Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e de campo da <i>MSPS</i>	67
4.18	Teste 1: (a) Tensão e corrente de fase no ponto de acoplamento (b) Corrente de carga nos terminais do gerador (c) Corrente de excitação do gerador (d) Potência instantânea e ativa fornecida pelo gerador	70
4.19	Teste 2: (a) Tensão e corrente de fase no ponto de acoplamento (b) Corrente de carga nos terminais do gerador (c) Corrente de excitação do gerador (d) Potência instantânea e ativa fornecida pelo gerador	71
5.1	Indutâncias próprias do estator	73
5.2	Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator	74
5.3	Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e de campo	74
5.4	Condição 1: (a) Correntes do estator (b) Correntes do estator (c) Corrente de excitação (d) Corrente de excitação	77
5.5	Condição 1: (a) Torque elétrico (b) Torque elétrico (c) Velocidade (d) Torque de turbina	78
5.6	Condição 2: (a) Correntes do estator (b) Correntes do estator (c) Corrente de excitação (d) Corrente de excitação	79
5.7	Condição 2: (a) Torque elétrico (b) Torque elétrico (c) Velocidade (d) Torque de turbina	80
6.1	Indutância própria da fase <i>a</i> do estator, no modo experimental e modelagem	81
6.2	Indutância mútua entre as fases <i>a</i> e <i>b</i> do estator, no modo experimental e modelagem	82
6.3	Indutância mútua entre a fase <i>a</i> do estator e o enrolamento de campo <i>f</i> , no modo experimental e modelagem	82
6.4	Caso 1 ($Fp = \textit{indutivo}$): Corrente simulada e medida na fase 'a'	83
6.5	Caso 1 ($Fp = \textit{indutivo}$): Tensão e corrente simuladas na fase 'a'	83
6.6	Caso 1 ($Fp = \textit{indutivo}$): Tensão e corrente experimentais na fase 'a'	84
6.7	Caso 2 ($Fp = \textit{capacitivo}$): Corrente simulada e medida na fase 'a'	85
6.8	Caso 2 ($Fp = \textit{capacitivo}$): Tensão e corrente simuladas na fase 'a'	85
6.9	Caso 2 ($Fp = \textit{capacitivo}$): Tensão e corrente experimental na fase 'a'	86

LISTA DE TABELAS

	<u>Pág.</u>
2.1 Atribuição de valores para o cálculo das indutâncias do estator	36
2.2 Atribuição de valores para o cálculo das indutâncias mútuas estator/rotor	40
4.1 Dados construtivos da máquina síncrona utilizada	53
4.2 Indutâncias e constantes da máquina ensaiada	69
4.3 Componentes harmônicos e fundamental de tensão e corrente	70
4.4 Componentes harmônicos e fundamental de tensão e corrente	71
6.1 Componentes harmônicas e fundamental de tensão e corrente	84
6.2 Componentes harmônicas e fundamental de tensão e corrente	86
10.1 Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - Alimentação Fase 'a' .	97
10.2 Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - Alimentação Fase 'a'	98
10.3 Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - estator	99
10.4 Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - estator	100
10.5 Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - rotor/estator	101
10.6 Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - rotor/estator . .	102

LISTA DE SÍMBOLOS

a	– Fase a do estator
N_f	– Número de espiras do rotor
n_s	– Número de bobinas por fase do estator
n_j	– Número de bobinas da fase j
N_s	– Número de espiras em uma bobinas por fase do estator
α	– Ângulo espacial mecânico do rotor em relação ao eixo da fase a
R	– Grandeza dimensionalmente igual a resistência elétrica
V	– Tensão elétrica eficaz
I	– Corrente elétrica eficaz
i	– Corrente elétrica instantânea
v	– Tensão elétrica instantânea
e_i	– Força eletromotriz na bobina i
L	– Grandeza dimensional de indutância eletromagnética
Ω	– Grandeza dimensional para resistência elétrica
h	– Componente de ordem harmônica espacial de fem
k	– Componente de ordem harmônica espacial de entreferro
L_{ii}	– Indutância própria de um enrolamento
M_{ij}	– Indutância mútua entre dois enrolamento
FMM	– Força magneto motriz
B	– Densidade de fluxo magnético
K_{pj}	– Fator de passo da bobina j
K_{dj}	– Fator de enrolamento das bobinas j
K_w	– Fator de enrolamento
β_j	– Passo da bobina j
μ_0	– Permeabilidade magnética do ar
δ_θ	– Comprimento variável do entreferro
g_θ	– Função inversa do comprimento do entreferro variável
w	– Velocidade angular mecânica do eixo da máquina em rad/s
λ_{ij}	– Fluxo concatenado entre os enrolamentos i devido o efeito de corrente em j
λ_{ff}	– Fluxo concatenado próprio do enrolamento de campo
d	– Vetor que identifica o eixo direto do rotor
i_{ff}	– Corrente de excitação da máquina síncrona
K_f	– Constante com os parâmetros físicos da máquina entre estator e rotor
K_f	– Constante com os parâmetros físicos da máquina referentes ao enrolamento de campo
K_1	– Constante com os parâmetros físicos da máquina referentes ao enrolamento do estator
T_m	– Torque mecânico
T_e	– Torque elétrico
J	– Momento de inércia
T	– Período

FFT – Transformada Rápida de Fourier
 x_i – Ratância do enrolamento i
 H – Unidade de indutância eletromagnética Henry

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

Geradores síncronos são dispositivos de grande relevância para a operação de sistemas elétricos de potência. Conhecer as características de funcionamento e uma modelagem adequada é de fundamental importância para o estudo destas máquinas, bem como sua interação com o sistema elétrico no qual elas estão inseridas. Foram realizados intensos estudos nos anos 1920s e 1930s ([PARK; ROBERTSON, 1928](#); [WRIGHT, 1928](#); [SHEPHERD; KILBORNE, 1931](#); [PARK, 1929](#)). A teoria e "performance" de máquinas síncronas tem sido detalhada em vários livros de uso na engenharia, ([KRAUSE, 1986](#); [FITZGERALD et al., 2006](#); [KOSTENKO; L.PIOTROVSKI, 1977](#); [CONCORDIA, 1951](#); [ADKINS, 1964](#); [SLEMON, 1966](#)).

O conhecimento da forma e das amplitudes de variação das indutâncias quando o rotor se move é de fundamental importância para o projeto, análise e controle preciso destas máquinas. A determinação de parâmetros da máquina síncrona é normalmente efetuada através de ensaios dinâmicos da máquina desconectada do sistema elétrico, ([FITZGERALD et al., 2006](#); [GUIDE, 1996](#); [KRAUSE, 1986](#); [KOSTENKO; L.PIOTROVSKI, 1977](#)), entre eles, ensaios de curto-circuito trifásico, a vazio, de pequeno escorregamento, etc., e mais recentes trabalhos propõem medições com a máquina inserida no sistema "on – line" ([LIWEI et al., 2007](#)).

Modernamente, métodos experimentais para medição direta de indutâncias não saturadas em variáveis de fase, para a máquina síncrona de polos salientes (*MSPS*), sem enrolamentos amortecedores, tem sido realizados utilizando testes de rotor bloqueado, onde uma fase é alimentada em baixa corrente, e a medição realizada nas outras fases, utilizando a técnica de resposta em frequência ([COUTES; WATSON, 1981](#); [AHRABIAN; EL-SERAFI, 2001](#); [SELLSCHOPP; ARJONA, 2007](#)), ou por meio de alimentação de corrente contínua ([JONES, 1958](#); [ANDRADA et al., 2000](#); [MOURAD et al., 2009](#)), e ainda por meio de corrente alternada ([CHIBA et al., 1991](#)).

Trabalhos tem sidos propostos ([DAJAKU et al., 2008](#); [DAJAKU et al., 2007](#); [CHIBA et al., 1991](#); [ANDRADA et al., 2000](#); [CHEN et al., 2005](#)), com fins a estudar, com melhor precisão, as características construtivas e seus efeitos na composição das indutân-

cias dos enrolamentos da máquina síncronas de polos salientes. Alguns trabalhos investigam a influência de outros fenômenos magnéticos adicionais, a exemplo da saturação magnética (EL-SARAFI et al., 2008; LIANG et al., 2010; LYSHEVSKI et al., 1999; LIWEI et al., 2007). Recentes trabalhos propõem novas modelagens fundamentadas nos eixos de referência dq (KAR; EL-SARAFI, 2002; LYSHEVSKI et al., 1999; LEVI, 1999; KARRARI; MALIK, 2003), e abc (NETI et al., 2010; DAJAKU et al., 2007; GAO et al., 2005; MOHAMMED et al., 2006; ABDEL-HALIM; MANNING, 1990) que permitem analisar fenômenos por meios não tradicionais, como é o caso de se utilizar o conceito de indutância dinâmica saturada (ABDEL-HALIM; MANNING, 1990).

Em estudo de estabilidade de sistema é necessário encontrar o valor inicial em regime permanente das variáveis terminais da máquina síncrona. No caso do regime permanente não senoidal é preciso ter uma modelagem que seja capaz de reproduzir os harmônicos espaciais produzidos pelo gerador e os consequentes efeitos nas referidas grandezas (LADJAVARDI et al., 2006). O sistema de coordenadas abc , pode representar a forma da variação temporal das indutâncias do estator e do estator para o rotor, bem como os efeitos dos harmônicos espaciais. Esta forma de representação é amplamente usada em análise harmônica (ARRILLAGA et al., 1978).

Vários trabalhos dão ênfase as simulações digitais utilizando os recursos das linguagens de programas tradicionais, tais como: matlab/simulink, p-spice, etc., (MANNING et al., 1988; LYSHEVSKI et al., 1999; GARCIA-DOMINGUEZ; RUIZ-VEGA, 1999; GAO et al., 2005; PEKAREK et al., 1998; LIWEI et al., 2007) e a programação utilizando os métodos de análise por elementos finitos (CHANG, 1996; BELIE et al., 1998; MOHAMMED et al., 2006; POSTNIKOV et al., 1995; WANG, 2003)

1.2 Motivação da Tese

A despeito da vasta literatura apresentada, desenvolvendo conceitos e apresentando resultados de estudos clássicos e modernos em relação as máquinas síncronas, em vista do surgimento de cargas controladas pela eletrônica de potência, torna-se cada vez mais necessário analisar o comportamento dos geradores elétricos submetidos a tensões e correntes não senoidais, uma vez que eles alimentam uma composição de cargas lineares e não lineares, com tendência de aumento, cada vez maior, das cargas não lineares.

Ao analisar o gerador como um elemento a mais no sistema elétrico de potência, as suas modelagens tradicionais podem trazer bons resultados, mesmo para uma carga não linear. Porém, quando a pretensão é focar mais o gerador, enfatizando, por exemplo, as formas de onda temporais de tensão, corrente e até mesmo o conjugado, talvez ainda a dinâmica temporal do fluxo das potências ativa e reativa, e outros assuntos voltados para os efeitos não tradicionalmente estudados, se torna importante o desenvolvimento de modelagens que procurem representar melhor o próprio gerador.

1.3 Objetivo da Tese

O objetivo principal deste trabalho é o desenvolvimento de uma modelagem matemática para a máquina síncrona de polos salientes das grandezas terminais: tensão, corrente, conjugado e velocidade angular; no domínio do tempo.

Durante este desenvolvimento tem-se como contribuição ao estudo das *MSPS*:

- Desenvolvimento de uma nova modelagem matemática para as indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos do estator e do rotor, obtidas a partir de uma função que considera o entreferro variável gerado pela curvatura da sapata polar. Além disto, considera-se também os efeitos dos fatores de distribuição e de passo que caracterizam o enrolamento do estator, ou seja admite-se a distribuição não senoidal de *FMM* do estator;
- Apresentação de uma nova e simplificada metodologia, para obter as constantes da máquina síncrona, que surgiram no desenvolvimento da modelagem matemática proposta;
- Melhorias no tradicional método volt-ampere, em corrente alternada, para a obtenção experimental das indutâncias;
- Validação das modelagens desenvolvidas através da confrontação teórico-experimental.

1.4 Organização da Tese

No Capítulo 2 é desenvolvida a nova modelagem matemática para a obtenção das indutâncias da máquina síncrona.

O Capítulo 3 apresenta o equacionamento eletromecânico do conjunto máquina-primária/gerador/sistema elétrico, e o diagrama em blocos com os procedimentos computacionais desenvolvidos a partir da modelagem, simulando as principais grandezas elétricas e mecânicas do sistema.

No Capítulo 4 são desenvolvidos:

- Os procedimentos que aperfeiçoam a metodologia baseada na técnica de ensaios a rotor bloqueado, no qual as indutâncias experimentais da máquina síncrona, sem enrolamentos amortecedores, são calculadas com a aplicação do método volt-ampere por meio de alimentação *ca* (CHIBA et al., 1991). As indutâncias obtidas experimentalmente neste capítulo, serão utilizadas na confrontação teórico-experimental;
- Uma nova metodologia teórico-experimental para a obtenção das constantes inerentes à modelagem matemática das indutâncias, desenvolvida no Capítulo 2;
- Os procedimentos experimentais de ensaios em carga da máquina sob teste. Como resultado, são apresentados as correntes e tensões terminais para duas condições de carregamento e excitação, sob fatores de potência indutivo e capacitivo. Estes resultados serão utilizados na confrontação teórico-experimental das grandezas nos terminais do gerador.

No Capítulo 5 são apresentados resultados das simulações das grandezas terminais do gerador: correntes, tensões, conjugado eletromagnético, e velocidade angular mecânica do eixo da máquina.

No Capítulo 6 é realizada a confrontação entre as grandezas obtidas através das simulações da modelagem proposta, com as obtidas experimentalmente: indutâncias, tensões e correntes nos terminais do gerador. A condição de funcionamento do gerador é conectado com um sistema elétrico representado por um barramento infinito.

No Capítulo 7 encontram-se a conclusão e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS DA *MSPS*

Este capítulo tem por objetivo, o desenvolvimento da nova modelagem matemática para a obtenção das indutâncias da máquina síncrona. O equacionamento é inicialmente feito, admitindo-se uma configuração genérica para os enrolamentos trifásicos do estator, onde serão considerados os fatores de passo e de distribuição destes enrolamentos.

Uma nova modelagem do entreferro $g(\theta, \alpha)$, variável com a posição do rotor α , é desenvolvida e é apresentada uma função representativa deste, através das suas componentes em série de Fourier.

As distribuições de $FMM_j(\theta)$, densidade de fluxo magnético $B_j(\theta, \alpha)$ e de fluxo de entreferro $\lambda_{ij}(\theta, \alpha)$, para as fases genéricas i e j e em função da posição do rotor α , são apresentadas através das suas componentes harmônicas espaciais, e a partir destas grandezas, são apresentadas as expressões das indutâncias própria e mútuas do estator L_{ij} , para o sistema *abc*.

A partir da excitação de campo, as expressões da FMM_f , da densidade de fluxo magnético $B_f(\theta, \alpha)$ e de fluxo de entreferro $\lambda_{jf}(\theta, \alpha)$, para a fase genérica j devido a ação do enrolamento de campo f e em função da posição do rotor α , são apresentadas através das suas componentes harmônicas espaciais. Neste item é também discutida uma nova abordagem conceitual a respeito do passo das bobinas do rotor e é apresentada a constante, fator de passo das bobinas do rotor β_f . A partir das grandezas desenvolvidas neste item, são apresentadas as expressões das indutâncias mútuas entre as bobinas do rotor e do estator L_{jf} , para o sistema *abc*.

Seguindo os mesmos princípios desenvolvidos no item anterior, é desenvolvida a expressão da indutância própria do rotor L_{ff} .

2.1 MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS DO ESTATOR

2.1.1 Distribuições Espaciais de FMM e Densidade de Fluxo Magnético Produzido Por Um Enrolamento

Considerando o enrolamento do estator de uma máquina síncrona, designa-se por ' j ' um de seus enrolamentos quaisquer. Esta fase é composta de n_j bobinas distribuídas, com centro em uma posição θ_j , nas quais circula a corrente de fase i_j . Cada bobina possui N_j espiras e um passo igual a $\beta_j\pi$. As bobinas adjacentes são separadas por

θ_{Rj} . A Fig. 2.1 ilustra o enrolamento da fase j .

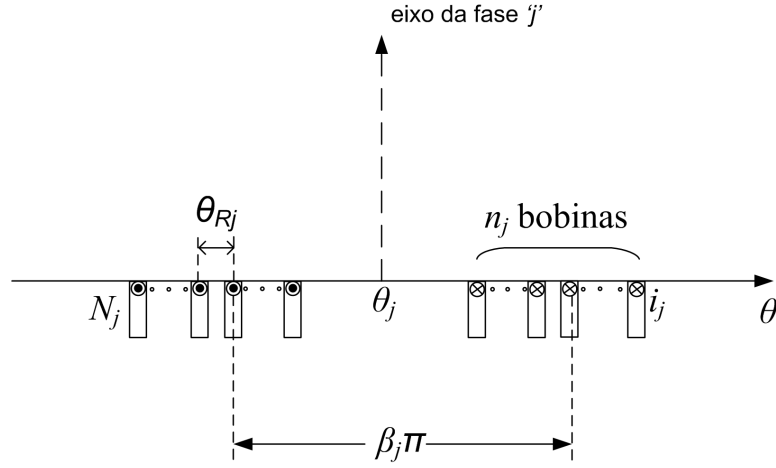


Figura 2.1 - Distribuição das bobinas do enrolamento da fase 'j'

De acordo com (ALVARENGA, 1993), superpondo as componentes harmônicas FMM_h das n_j bobinas, obtém-se a distribuição de FMM da fase j para a ordem harmônica h dado por(2.1).

$$FMM_j(\theta) = \frac{2}{\pi} n_j N_j i_j \sum_{h=impar}^{\infty} \frac{1}{h} K_{pjh} K_{djh} \cos(h(\theta - \theta_j)) \quad (2.1)$$

De (2.1), define-se os fatores de passo (2.2) e de distribuição (2.3).

$$K_{pjh} = \sin\left(h\beta_j \frac{\pi}{2}\right) \quad (2.2)$$

$$K_{djh} = \frac{\sin\left(hn_j \frac{\theta_{Rj}}{2}\right)}{n_j \sin\left(h \frac{\theta_{Rj}}{2}\right)} \quad (2.3)$$

onde:

$\beta_j \pi$ - é o passo angular da bobina j ;

θ_{Rj} - é o passo angular de ranhura do estator

A distribuição espacial da densidade de fluxo magnético $B_j(\theta)$ produzida pela distribuição de força magneto motriz de um conjunto de bobinas da fase j , $FMM_j(\theta)$, é obtida pela aplicação da lei de Ampere (2.4), desprezando a FMM necessária para estabelecer a densidade de fluxo magnético no ferro. A modelagem desenvolvida, quando aplicada a casos práticos, levará em conta as perdas no ferro, pois a determinação de parâmetros que irão surgir na própria modelagem será feita experimentalmente. Assim efeitos magnéticos no ferro serão automaticamente incorporados no valor dos parâmetros, resultando em uma modelagem mais precisa.

$$B_j(\theta) = \frac{\mu_0}{2} \cdot FMM_j(\theta) \frac{1}{\delta(\theta)} \quad (2.4)$$

Onde:

μ_0 - é a permeabilidade magnética do ar;

$\delta(\theta)$, - é o comprimento do entreferro em função de sua posição radial angular.

2.1.2 Modelagem do Entreferro

Quando se quer maior precisão, a função de variação do entreferro dada pela geometria do rotor é uma variável fundamental no equacionamento da máquina de polos salientes. A relutância de entreferro tem sido objeto de estudo e novas modelagens (GORDON; BARTON, 1994). Alguns autores propõem, como modelagem da espessura do entreferro com a posição do eixo do rotor, uma função baseada nos dados físicos do rotor da máquina (DEHKORDI et al., 2010), e há autores que propõem uma função senoidal aproximada, para representar essa variação (TRIEZENBERG, 1978).

Há trabalhos que utilizam para representar as variações de entreferro, uma função que possui uma co-relação entre a posição do eixo do rotor e o nível de fluxo de entreferro (MOREIRA; LIPO, 1992).

A Fig. 2.2 apresenta a estrutura mecânica do rotor de uma máquina síncrona de polos salientes, onde se vê detalhes do entreferro.

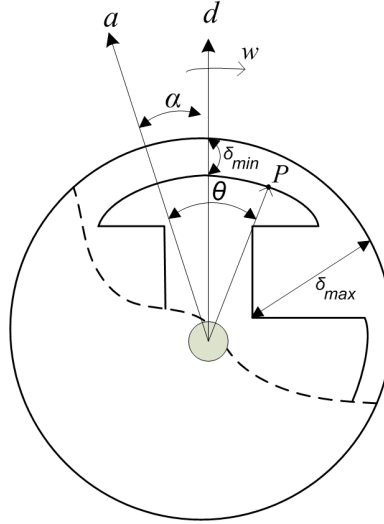


Figura 2.2 - Detalhes do entreferro de uma máquina síncrona de polos salientes

Observando a Fig. 2.2 tem-se:

θ - ângulo de varredura espacial de um ponto P sob a superfície do rotor, tendo como referência o eixo da fase a do estator;

α - ângulo que posiciona o eixo d do rotor para cada instante em relação ao eixo da fase a ;

δ_{max} - comprimento máximo do entreferro;

δ_{min} - comprimento mínimo do entreferro.

O objetivo em (2.4) é obter a função $B_j(\theta)$, que integrada ao longo de um enrolamento resulta em um fluxo concatenado, e conseqüentemente em uma indutância, própria ou mútua. Utilizar a função $\delta(\theta)$, significa obter $B_j(\theta)$, através da divisão de funções, caminho este complicado matematicamente. É mais simples obter uma função através da multiplicação de funções, portanto, é mais cômodo utilizar a função inversa de $\delta(\theta)$, expressa em (2.5).

$$g(\theta) = \frac{1}{\delta(\theta)} \quad (2.5)$$

Assim tem-se (2.6) e (2.7).

$$g_{min} = \frac{1}{\delta_{max}} = 0 \quad (2.6)$$

$$g_{max} = \frac{1}{\delta_{min}} \quad (2.7)$$

Representando o ângulo θ da Fig. 2.2 em um gráfico cartesiano, tem-se a Fig. 2.3, onde se encontram localizados os pontos de g_{max} e g_{min} .

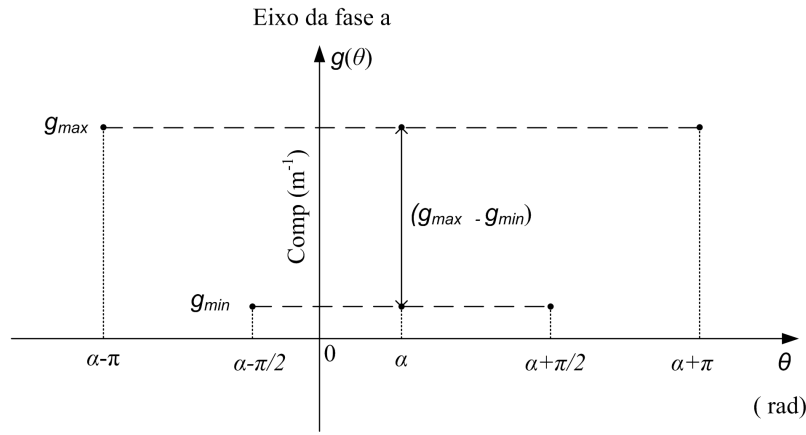


Figura 2.3 - Localização dos pontos g_{max} e g_{min}

A proposta deste trabalho é atribuir uma função 'módulo-cossenoidal' passando pelos pontos g_{max} e g_{min} , equação (2.8).

$$g(\theta, \alpha) = |(g_{max} - g_{min})\cos(\theta - \alpha)| + g_{min} \quad (2.8)$$

Na construção das máquinas síncronas de polos salientes tem-se δ_{max} sempre bem maior que δ_{min} e consequentemente g_{min} desprezível em relação a g_{max} , transformando (2.8) em (2.9).

$$g(\theta, \alpha) = |g_{max}\cos(\theta - \alpha)| \quad (2.9)$$

A Fig. 2.4 ilustra a função $g(\theta, \alpha)$, apresentada em (2.9).

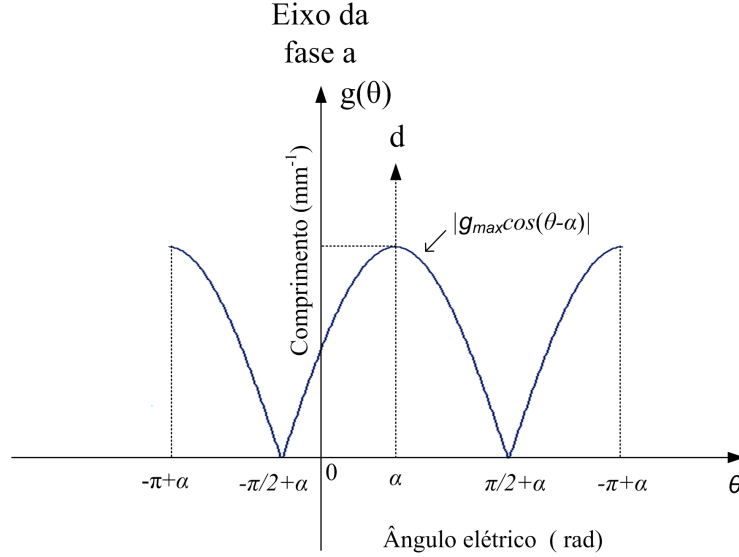


Figura 2.4 - Função do entreferro $g(\theta, \alpha)$

Decompondo (2.9) na série de Fourier e observando a Fig. 2.4 e tem-se (2.10).

$$g(\theta, \alpha) = \frac{2g_M}{\pi} + \frac{4g_M}{\pi} \sum_{k=2,4,6,\dots}^{\infty} (\pm) \frac{1}{k^2 - 1} \cos(k(\theta - \alpha)) \quad (2.10)$$

onde:

k - índice dos fatores harmônico de Fourier de ordem par;

$\pm$ - indica que a expressão somatório, começa com sinal positivo e inverte a cada novo termo;

$$g_M = g_{max}.$$

2.1.3 Distribuição Espacial da Densidade de Fluxo Magnético Para o Entreferro Proposto

Levando (2.1), (2.5) e (2.10), em (2.4) obtém-se a expressão da densidade de fluxo magnético $B_j(\theta, \alpha)$, de um enrolamento genérico j (2.11).

$$B_j(\theta, \alpha) = \frac{2}{\pi} \mu_0 g_M n_j N_j i_j \sum_{h=1,3,5,\dots}^{\infty} K_{pjh} K_{djh} \frac{1}{h} \cos(h(\theta - \theta_j)) + B_2 \quad (2.11)$$

Onde B_2 é dado por (2.12):

$$B_2 = \frac{4}{\pi} \mu_0 g_M n_j N_j i_j \left[\sum_{h=\text{impar}}^{\infty} K_{pjh} K_{djh} \sum_{k=\text{par}}^{\infty} \left[(\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{k^2 - 1} \cos(h(\theta - \theta_j)) \cos(k(\theta - \alpha)) \right] \right] \quad (2.12)$$

Os parâmetros da máquina sob teste, serão obtidos através de métodos experimentais, com isso, a *FMM* contempla a parte do circuito magnético do ferro e o entreferro passa a ser um equivalente.

2.1.4 Fluxo Concatenado Entre Fases

O fluxo concatenado produzido por uma fase ' j ' que enlaça uma fase ' i ', pode ser obtido, considerando inicialmente o fluxo concatenado produzido pela fase ' j ' que enlaça uma bobina ' b ' da fase ' i ', (2.13).

$$\lambda_{bj}(\theta, \alpha) = p \cdot N_i \int_{\theta_b - \beta_i \frac{\pi}{2}}^{\theta_b + \beta_i \frac{\pi}{2}} L \cdot R \cdot B_j(\alpha, \theta) d\theta \quad (2.13)$$

Onde:

p - número de polos da máquina;

$B_j(\theta, \alpha)$ - distribuição espacial da densidade de fluxo magnético dada por (2.11) e (2.12);

N_i - número de espiras da bobina de ordem ' b ' do enrolamento i ;

$\beta_i \pi$ - passo angular da bobina b do enrolamento i ;

L - comprimento do cilindro rotórico;

R - raio interno do estator;

θ_b - posição do eixo da bobina b .

Considerando que a fase i é também composta por uma distribuição de n_i bobinas, separadas por uma distância θ_{Ri} , passo de ranhura, e centradas em θ_i , pode-se obter o fluxo concatenado total na fase ' i ' devido a fase ' j ', $\lambda_{ij}(\theta, \alpha)$. Este fluxo é obtido

pela somatória dos fluxos individuais de cada bobina que compõe o enrolamento da fase ' i ', deste modo determina-se $\lambda_{ij}(\theta, \alpha)$ (2.14):

$$\lambda_{ij}(\theta, \alpha) = \sum_{b=1}^{n_i} \lambda_{bj}(\theta, \alpha) = p \cdot N_i \sum_{b=1}^{n_i} \left[\int_{\theta_{b'}}^{\theta_{b''}} L.R.B_j(\theta) d\theta \right] \quad (2.14)$$

Os limites de integração $\alpha_{b'}$ e $\alpha_{b''}$ para cada bobina de ordem b , é dado por (2.15) e (2.16), respectivamente:

$$\theta_{b'} = \theta_i - (n_i - 2b + 1) \cdot \frac{\theta_{Ri}}{2} - \beta_i \frac{\pi}{2} \quad (2.15)$$

e

$$\theta_{b''} = \theta_i - (n_i - 2b + 1) \cdot \frac{\theta_{Ri}}{2} + \beta_i \frac{\pi}{2} \quad (2.16)$$

Considerando a aplicação das expressões (2.11) e (2.12) em (2.14) e integrando essa equação, obtém-se (2.17). Considerando que os enrolamentos do estator são iguais e simétricos, os passos de bobinas $\beta_j = \beta_i = \beta_s$, onde $\beta_s \pi$ é o passo de enrolamento do estator. O número de bobinas por enrolamento de fase $n_j = n_i = n_s$, e $\theta_{Ri} = \theta_{Rj} = \theta_{RS}$ é o ângulo entre duas ranhuras adjacentes do estator.

$$\lambda_{ij}(\theta, \alpha) = K_1 i_j \left(\sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h^2} K_{Wih} K_{Wjh} \cos(h(\theta_i - \theta_j)) + \lambda_2 + \lambda_3 \right) \quad (2.17)$$

onde:

K_1 , (2.18), é uma constante que contém os principais parâmetros de projeto da máquina síncrona.

$$K_1 = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_j N_i n_s n_s L R g_M \quad (2.18)$$

$$\lambda_2 = \sum_{h=1,3..}^{\infty} K_{Wih} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} (\pm) K_{Wihk}^+ \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h + k)} \cos(h(\theta_i - \theta_j) + k(\theta_i - \alpha)) \quad (2.19)$$

$$\lambda_3 = \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} K_{Wih} \sum_{k=2,4,6..}^{\infty} (\pm) K_{Wihk}^- \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h - k)} \cos(h(\theta_i - \theta_j) - k(\theta_i - \alpha)) \quad (2.20)$$

Onde:

$\pm$ - indicam que a expressão somatório, começa com sinal positivo e inverte a cada novo termo;

Os coeficientes, K_{Wjh} e K_{Wih} , indicados em (2.21), são os fatores de enrolamento das fases;

Os coeficientes K_{Wihk}^+ e K_{Wihk}^- indicados em (2.22) e (2.23), são os fatores de enrolamento que combinam as ordens harmônicas espaciais de entreferro e de fase, somando-as e subtraindo-as, respectivamente.

$$K_{Wih} = K_{Wjh} = \sin\left(\beta_S h \frac{\pi}{2}\right) \cdot \frac{\sin\left(h n_s \frac{\theta_{RS}}{2}\right)}{n_S \sin\left(h \left(\frac{\theta_{RS}}{2}\right)\right)} \quad (2.21)$$

$$K_{Wihk}^+ = \sin\left(\beta_S (h + k) \frac{\pi}{2}\right) \cdot \frac{\sin\left(n_s (h + k) \frac{\theta_{RS}}{2}\right)}{n_S \sin\left((h + k) \frac{\theta_{RS}}{2}\right)} \quad (2.22)$$

$$K_{Wihk}^- = \sin\left(\beta_S (h - k) \frac{\pi}{2}\right) \cdot \frac{\sin\left(n_s (h - k) \frac{\theta_{RS}}{2}\right)}{n_S \sin\left((h - k) \frac{\theta_{RS}}{2}\right)} \quad (2.23)$$

2.1.5 Cálculo das Indutâncias

Através da expressão (2.24), calcula-se as indutâncias própria do estator e através da expressão (2.25), calcula-se as indutâncias mútuas do estator.

$$L_{ii}(\alpha, \theta) = \frac{\lambda_{ii}}{i_i} \quad (2.24)$$

$$M_{ij}(\alpha, \theta) = \frac{\lambda_{ij}}{i_j} \quad (2.25)$$

A Tab.(2.1), mostra como obter as indutâncias próprias e mútuas do estator com a utilização das expressões (2.24) e (2.25).

Tabela 2.1 - Atribuição de valores para o cálculo das indutâncias do estator

	i	j	θ_i [graus]	θ_j [graus]
L_{aa}	a	a	0	0
L_{bb}	b	b	120	120
L_{cc}	c	c	-120	-120
M_{ab}	a	b	0	120
M_{ac}	a	c	0	-120
M_{bc}	b	c	120	-120

2.2 MODELAGEM DAS INDUTÂNCIAS ESTATOR/ROTOR E DO ROTOR

A Fig. 2.5 mostra a estrutura ferromagnética de uma *MSPS* real, onde se vê, em evidência, detalhes dos enrolamentos da fase *a* e do rotor para um polo. Normalmente na teoria corrente, considera-se o passo das bobinas do rotor β_f igual ao passo do enrolamento do estator, o que visivelmente não é verdade, enquanto o enrolamento da fase se estende através de dez ranhuras o enrolamento do rotor alcança no máximo sete. Na modelagem desenvolvida neste trabalho, levaremos em conta esta realidade para a determinação do passo do enrolamento do rotor β_f .

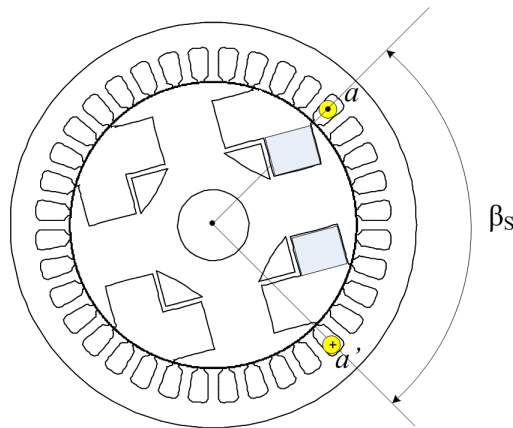


Figura 2.5 - Detalhes da estrutura ferromagnética de uma *MSPS*

A Fig. 2.6 mostra a forma gráfica da força magnetomotriz de entreferro produzida pela excitação de campo, $FMM_f(\theta)$. O raciocínio que se tem nas interações de fluxo entre os enrolamentos de campo e estator, não é diferente daquele utilizado para os fluxos entre os enrolamentos do estator, porém deve se levar em conta que, neste caso, a força magnetomotriz é produzida por uma única bobina por polo no rotor que se concatena com as bobinas dos enrolamentos do estator. No estator cada enrolamento é composto por um conjunto distribuído de n_s bobinas por polo/fase.

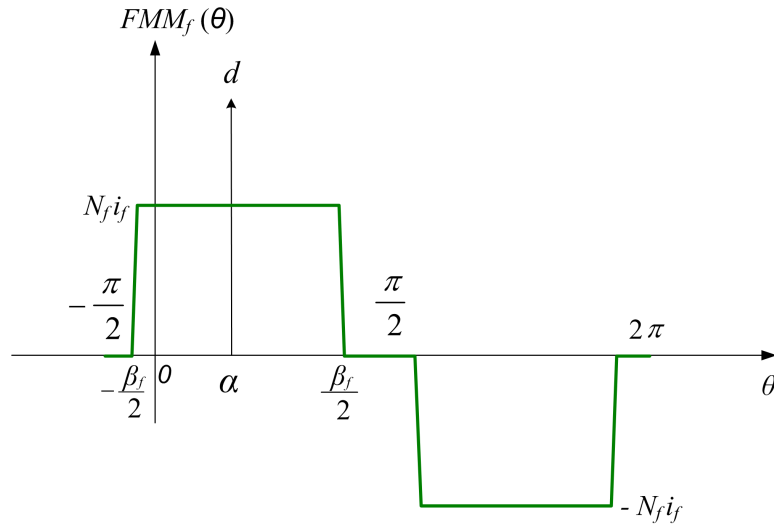


Figura 2.6 - FMM de entreferro devido a excitação de campo (FMM_f)

Utilizando-se da série de Fourier para representar a distribuição espacial de $FMM_f(\theta)$, da Fig. 2.6, obtém-se (2.26).

$$FMM_f(\theta) = \frac{2}{\pi} N_f i_f \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \cos(h(\theta - \alpha)) \quad (2.26)$$

onde:

i_f - a corrente de excitação de campo;

α - o ângulo entre o eixo direto do rotor e o eixo da fase a .

2.2.1 Determinação da Densidade de Fluxo Magnético Devido aos Enrolamentos do Rotor

A partir de (2.10) e (2.26), determina-se função de distribuição espacial da densidade de fluxo magnético no entreferro, $B_f(\theta, \alpha)$, (2.27), (2.28) e (2.29).

$$B_f(\theta, \alpha) = \frac{\mu_0}{2} . F M M_f(\theta) . g(\theta, \alpha) \quad (2.27)$$

$$B_f(\theta, \alpha) = \frac{2}{\pi} \mu_0 N_f i_f g_M \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h} \sin \left(h \beta_f \frac{\pi}{2} \right) \cos(h(\theta - \alpha)) + B2 \quad (2.28)$$

$$B2 = \frac{4}{\pi} \mu_0 N_f i_f g_M \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{k^2 - 1} \sin \left(h \beta_f \frac{\pi}{2} \right) \cos(h(\theta - \alpha)) \cos(k(\theta - \alpha)) \quad (2.29)$$

2.2.2 Fluxos Concatenados Mútuos Entre os Enrolamentos Genéricos do Estator e Rotor

Considerando o fluxo produzido por uma bobina de ordem b do enrolamento genérico j do estator, devido ao campo do rotor é dado por (2.30).

$$\lambda_{bf}(\theta, \alpha) = p . N_j \int_{\alpha_{b'}}^{\alpha_{b''}} L . R . B_f(\theta, \alpha) d\theta \quad (2.30)$$

Considerando que a fase j é também composta por uma distribuição de n_j bobinas, separadas por uma distância θ_{Rj} , passo de ranhura, e centradas em θ_j , e passo de bobina β_j , pode se obter o fluxo mútuo concatenado total na fase j devido ao campo do rotor, $\lambda_{jf}(\theta)$. Este fluxo é obtido pela somatória dos fluxos individuais de cada bobina do enrolamento da fase j , calculados segundo (2.30). Deste modo determina-se $\lambda_{jf}(\theta)$ (2.31):

$$\lambda_{jf}(\theta, \alpha) = \sum_{b=1}^{n_j} \lambda_{bf}(\theta) = p N_j L R \sum_{b=1}^{n_j} \left[\int_{\alpha_{b'}}^{\alpha_{b''}} B_f(\theta, \alpha) \cos(\theta - \alpha) d\theta \right] \quad (2.31)$$

Os limites de integração $\theta_{b'}$ e $\theta_{b''}$ para cada bobina da fase j de ordem b , é dado por (2.32) e (2.33), respectivamente:

$$\theta_{b'} = \theta_j - (n_j - 2b + 1) \frac{\theta_{Rj}}{2} - \beta_j \frac{\pi}{2} \quad (2.32)$$

$$\theta_{b''} = \theta_j - (n_j - 2b + 1) \frac{\theta_{Rj}}{2} + \beta_j \frac{\pi}{2} \quad (2.33)$$

Considerando a aplicação das expressões (2.28) e (2.29) em (2.31) e integrando esta equação, obtém-se (2.34).

$$\lambda_{jf}(\theta, \alpha) = K_f i_f \left(\sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h^2} K_{pfh} K_{Wjh} \cos(h(\alpha - \theta_j)) + \lambda_2 + \lambda_3 \right) \quad (2.34)$$

Nesta análise considera-se os enrolamentos do estator simétricos e iguais $N_j = N_i = N_s$ e $n_j = n_i = n_s$.

onde:

A constante K_f (2.35), é uma constante da *MSPS*.

$$K_f = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_f N_s n_s L R g_M \quad (2.35)$$

N_f - número de espiras por polo do rotor;

$$\lambda_2 = \sum_{h=1,3..}^{\infty} K_{pfh} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} (\pm) K_{Wjhk}^+ \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h + k)} \cos(h(\alpha - \theta_j) - k\theta_j + k\alpha) \quad (2.36)$$

$$\lambda_3 = \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} K_{pfh} \sum_{k=2,4,6..}^{\infty} (\pm) K_{Wjhk}^- \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h - k)} \cos(h(\alpha - \theta_j) + k\theta_j - k\alpha) \quad (2.37)$$

O coeficiente K_{pfh} (2.38), é o fator de passo da bobina do rotor. K_{Wjh} , está definido através da relação (2.21). Os coeficientes K_{Wjhk}^+ e K_{Wjhk}^- , estão definidos através das relações (2.22) e (2.23).

$$K_{pfh} = \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \quad (2.38)$$

2.2.3 Cálculo das Indutâncias Mútuas Estator/Rotor

Através da expressão (2.39), calcula se as indutâncias mútuas estator/rotor.

$$M_{jf}(\alpha, \theta) = \frac{\lambda_{jf}(\theta, \alpha)}{i_f} \quad (2.39)$$

A Tab. 2.2 mostra como obter as indutâncias mútuas entre o estator e o rotor a partir da expressão (2.39).

Tabela 2.2 - Atribuição de valores para o cálculo das indutâncias mútuas estator/rotor

	j	θ_j [graus]
M_{jf}	a	0
M_{jf}	b	120
M_{jf}	c	-120

2.2.4 Fluxo Concatenado Próprio dos Enrolamentos do Rotor

Considerando as expressões (2.28) e (2.29), fazendo $\alpha = 0$, pode-se determinar a expressão da densidade de fluxo magnético produzido pelo enrolamento do rotor, (2.40) e (2.41).

$$B_f(\theta) = \frac{2}{\pi} \mu_0 N_f i_f g_M \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \cos(h\theta) + B_2 \quad (2.40)$$

$$B_2 = \frac{4}{\pi} \mu_0 N_f i_f g_M \sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \cos(h\theta) \cos(k\theta) \quad (2.41)$$

A expressão do fluxo concatenado próprio do rotor pode ser obtida através de (2.42).

$$\lambda_{ff} = p N_f L R \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} B_f(\theta) d\theta \quad (2.42)$$

Aplicando as expressões (2.40) e (2.41) em (2.42), pode-se determinar as expressões do fluxo magnético produzido pelo enrolamento do rotor que se concatena em si mesmo, (2.43) e (2.44).

$$\lambda_{ff} = \frac{2}{\pi^2} \mu_0 N_f N_f L R i_f g_M \left[\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sum_{h=1,3..}^{\infty} \frac{1}{h} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \cos(h\theta) d\theta \right] + \lambda_2 \quad (2.43)$$

$$\lambda_2 = \frac{4}{\pi^2} \mu_0 N_f N_f L R i_f g_M \left[\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sum_{h=1,3..}^{\infty} \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \cos(h\theta) \cos(k\theta) d\theta \right] \quad (2.44)$$

Resolvendo as integrais em (2.43) e (2.44) obtém a expressão final do fluxo próprio do rotor (2.45)-(2.48).

$$\lambda_{ff} = K_{ff} i_f \left(\sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{h^2} \sin\left(h\beta_f \frac{\pi}{2}\right) \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \lambda_2 + \lambda_3 \right) \quad (2.45)$$

onde:

K_{ff} (2.46), é uma constante da máquina síncrona.

$$K_{ff} = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_f^2 L R g_M \quad (2.46)$$

$$\lambda_2 = \sum_{h=1,3,..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h + k)} \text{sen} \left(h\beta_f \frac{\pi}{2} \right) \text{sen} \left((h + k) \frac{\pi}{2} \right) \quad (2.47)$$

$$\lambda_3 = \sum_{h=1,3,5,..}^{\infty} \sum_{k=2,4,6,..}^{\infty} (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h - k)} \text{sen} \left(h\beta_f \frac{\pi}{2} \right) \text{sen} \left((h - k) \frac{\pi}{2} \right) \quad (2.48)$$

2.2.5 Cálculo da Indutância Própria do Rotor

Através da expressão (2.49), calcula-se a indutância própria do rotor.

$$L_{ff} = \frac{\lambda_{ff}}{i_f} \quad (2.49)$$

2.3 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A NOVA MODELAGEM

As expressões que representam os fluxos concatenados entre os enrolamentos e as indutâncias da *MSPS*, desenvolvidas neste capítulo, não apresentam uma forma compacta ou simplificada, são extensas na sua apresentação, porém simples no conteúdo, ou seja não apresenta uma formulação matemática complexa.

As constantes K_1 , K_f e K_{ff} , contendo os principais parâmetros físicos de projeto da máquina síncrona, relativas as grandezas do estator, mútuas entre estator e rotor e própria do rotor, respectivamente, são equivalentes entre si, a razão de uma constante, o que permite a sua obtenção a partir de um único teste da máquina.

O conceito adotado de fator de passo de bobinas do rotor β_f desenvolvido na modelagem, não gera, necessariamente, nenhum conflito de fundamentação teórica ou prática, já que se poderá admitir esta constante igual ao passo do estator. De igual modo para modelagem do entreferro, basta somar uma constante "*conveniente*" à função desenvolvida para que ela seja equivalente as modelagens de entreferro senoidais clássicas.

Ainda que os expedientes enumerados sejam viáveis, como "*ajustes*" na modelagem apresentada, acreditamos que não seja necessário, tendo em consideração os resultados da confrontação teórico-experimental, que serão apresentados.

CAPÍTULO 3

IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL DA MODELAGEM PROPOSTA

Para a implementação computacional da modelagem desenvolvida no Capítulo 2, considera-se um gerador síncrono de polos salientes conectado a um barramento trifásico, cujos valores instantâneos das tensões por fase são: v_a , v_b e v_c ; e sendo v_f , o valor da alimentação cc do enrolamento de campo.

Inicialmente é apresentado o sistema de equações na forma matricial, relacionando as tensões com as correntes das fases e do campo. Considerando conhecidas as tensões, o referido sistema possui quatro equações, onde três são relativas aos enrolamentos do estator e a quarta relativa ao enrolamento de campo. Nestas equações existem cinco incógnitas, a saber, quatro correntes e a posição ' α ' do rotor. Estas incógnitas podem ser observadas na modelagem matemática desenvolvida no Capítulo 2. Para que o número de equações seja igual ao número de incógnitas, completa-se o sistema com a equação que expressa a lei de '*Newton*'. Neste caso, para manter o sistema com equações diferenciais apenas de primeira ordem, se faz necessário introduzir, não apenas a equação da lei de Newton, mas também aquela que relaciona velocidade ' w ' com a posição ' α ', ambas do rotor.

Para encerrar o capítulo, são apresentados procedimentos que permitem a implementação computacional da modelagem, resultando na simulação digital do funcionamento do gerador.

3.1 EQUACIONAMENTO MATRICIAL

As equações de (3.1) a (3.13), representam matematicamente o sistema a ser analisado.

$$[V] = [R][I] + \frac{d}{dt}[\lambda] \quad (3.1)$$

Onde:

$$[\lambda] = [L][I] \quad (3.2)$$

$$V = \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \\ v_f \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

$$R = \begin{bmatrix} R_a & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_b & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_c & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_f \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

$$I = \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_f \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

$$L = \begin{bmatrix} L_{aa} & M_{ab} & M_{ac} & M_{af} \\ M_{ba} & L_{bb} & M_{bc} & M_{bf} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_{cc} & M_{cf} \\ M_{fa} & M_{fb} & M_{fc} & L_{ff} \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

Derivando $[\lambda]$ dado por (3.2), tem-se (3.7).

$$[V] = [R][I] + [L] \frac{d}{dt} [I] + [I] \frac{d}{dt} [L] \quad (3.7)$$

Da lei de Newton tem-se (3.8).

$$J \cdot \frac{dw}{dt} = T_m - T_e \quad (3.8)$$

Onde:

T_m - torque mecânico no eixo da máquina síncrona;

T_e - torque elétrico nos terminais da máquina síncrona;

J - momento de inércia do conjunto, máquina-primária/gerador;

A relação entre w e α é dada por (3.9).

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{p}{2}w \quad (3.9)$$

Onde p é o número de polos do gerador.

O termo $\frac{d}{dt}[L]$ de (3.7), pode ser desenvolvido como (3.10), utilizando (3.9).

$$\frac{d}{dt}[L] = \frac{d}{d\alpha}[L] \frac{d\alpha}{dt} = [DL_{ij}] \frac{p}{2}w \quad (3.10)$$

Onde $[DL_{ij}] = \frac{d}{d\alpha}[L]$, está expressa em (3.11).

$$DL_{ji} = \begin{bmatrix} \frac{d}{d\alpha}L_{aa} & \frac{d}{d\alpha}M_{ab} & \frac{d}{d\alpha}M_{ac} & \frac{d}{d\alpha}M_{af} \\ \frac{d}{d\alpha}M_{ba} & \frac{d}{d\alpha}L_{bb} & \frac{d}{d\alpha}M_{bc} & \frac{d}{d\alpha}M_{bf} \\ \frac{d}{d\alpha}M_{ca} & \frac{d}{d\alpha}M_{cb} & \frac{d}{d\alpha}L_{cc} & \frac{d}{d\alpha}M_{cf} \\ \frac{d}{d\alpha}M_{fa} & \frac{d}{d\alpha}M_{fb} & \frac{d}{d\alpha}M_{fc} & \frac{d}{d\alpha}L_{ff} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

O conjugado eletromagnético pode ser expresso como (3.12)

$$T_e = \frac{p}{4}[I]^t [DL_{ij}] [I] \quad (3.12)$$

Aplicando-se (3.10) em (3.7) e re-arranjando na forma apropriada para a integração numérica, tem-se (3.13).

$$\frac{d}{dt}[I] = [L^{-1}][V] - [L^{-1}]([R] + \frac{p}{2}w [DL_{ji}])[I] \quad (3.13)$$

Onde w é a velocidade mecânica no eixo do conjunto, máquina-primária/gerador.

Incluindo as equações, (3.8), (3.9) em (3.13), tem-se (3.14). A solução das equações diferenciais, representadas em (3.14), permite a solução no domínio do tempo das variáveis de estado, grandezas elétricas e mecânicas do gerador, e consequentemente a obtenção do conjugado eletromagnético e de outras grandezas que porventura haja interesse.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_f \\ w \\ \alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L^{-1}] & \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \\ v_f \\ T_m \\ 0 \end{bmatrix} \\ [\frac{1}{J}] \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} [L^{-1}] & \begin{bmatrix} [R] + \frac{p}{2}w [DL_{ji}] \\ \begin{bmatrix} T_1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \frac{p}{2} & 0 \end{bmatrix} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_f \\ w \\ \alpha \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

onde:

$$T_1 = \frac{p}{4J} [I]^t [DL_{ji}] \quad (3.15)$$

3.2 PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS PARA A SIMULAÇÃO

O programa computacional desenvolvido está resumido na Fig. 3.1, que apresenta os principais passos do programa principal e na Fig. 3.2 com o diagrama de blocos da sub-rotina que resolve a equação diferencial da modelagem proposta.

Considerando o propósito de fazer a confrontação teórico-experimental no Capítulo 6, em condições mais aproximadas possíveis, a tensão do barramento da concessionária no momento dos ensaios de carga, foram registradas através de um módulo de aquisição de dados, e através de técnica de processamento numérico de interpolação serão utilizadas na simulação da modelagem, daí a leitura e o uso que se faz dos vetores de tensões Va , Vb e Vc e do vetor de interpolação ' $posxyz$ '.

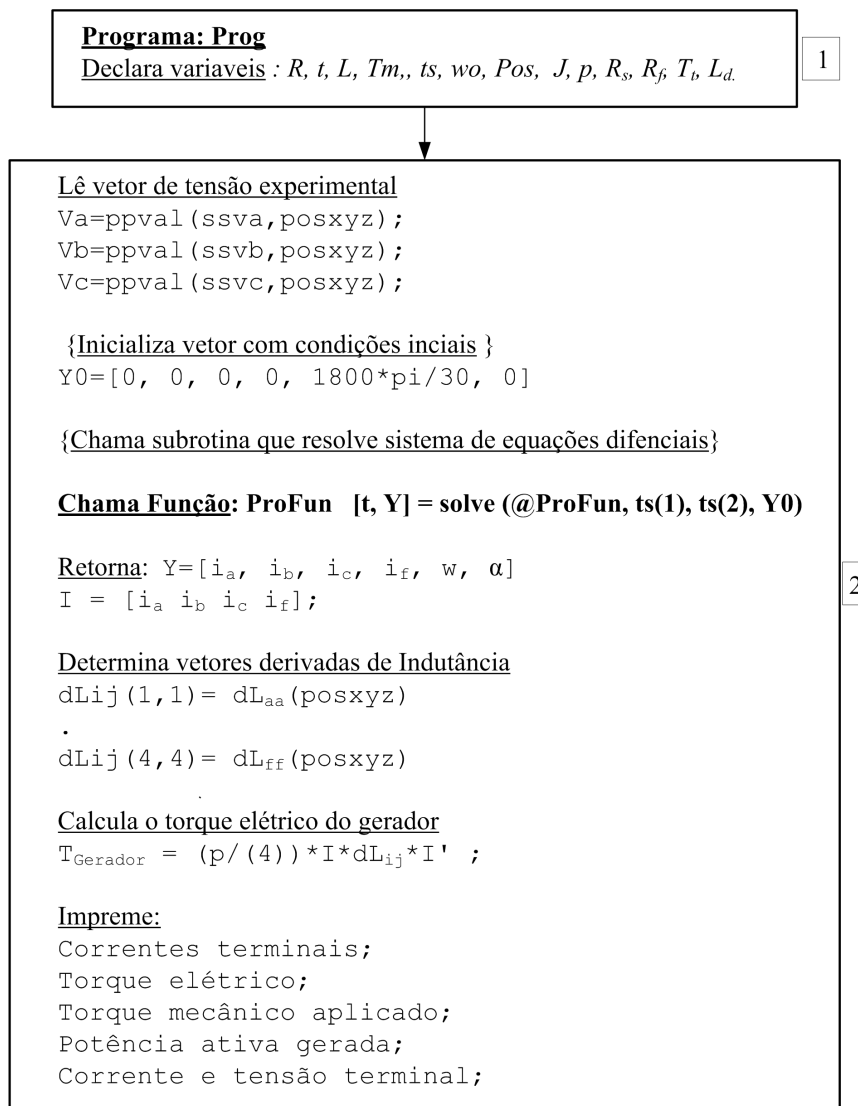


Figura 3.1 - Diagrama em blocos do programa principal para solução das equações da *MSPS*

Função yyh=ProFun(t,y)Variáveis globais: $R, t, L, T_m, w, ssva, ssvb, ssvc, \dots$ Lê: Posição(Pos) e Velocidade(w) do vetor Y;

Pos=y(6);

W=y(5);

Interpola vetores de tensões experimentais:

posxyz=real((wo*t-2*pi*fix(wo*t/2/pi)));

Va=ppval(ssva,posxyz);

Vb=ppval(ssvb,posxyz);

Vc=ppval(ssvc,posxyz);

Determina vetor de carga mecânica Torque de turbina T_t

se (t>0.35);

 $T_m = -T_t$;

senão

 $T_m = 0$;

fim

Determina vetor de tensões $V = [V_a; V_b; V_c; V_F]$;Determina vetores de Indutância $L_{ij}(1,1) = L_{aa}(\text{posxyz})$

.

 $L_{ij}(4,4) = L_{ff}(\text{posxyz})$ Determina vetores derivadas de Indutância $dL_{ij}(1,1) = dL_{aa}(\text{posxyz})$

.

 $dL_{ij}(4,4) = dL_{ff}(\text{posxyz})$ Soma a indutância de dispersão L_d em L $L = L_{ij} + L_d$;divide V/L $V = \text{inv}(L) * V$;Coloca Torque em V $V = [V; -T_m/J; 0]$;Inicializa a matriz M $M = \text{zeros}(6,6)$; $M1 = \text{inv}(L) * (R + (p/2) * w * dL_{ij})$; $T1 = -(p/(4 * J)) * y(1:4)' * dL_{ij}$; $M(1:4,1:4) = M1$; $M(5,1:4) = T1$; $M(6,5) = -p/2$; $yyh = V - M * y$;Figura 3.2 - Diagrama em blocos da sub-rotina para solução das equações da *MSPS*

CAPÍTULO 4

ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Pretende-se fazer uma validação da modelagem proposta através de confrontações teórico-experimental. A primeira confrontação será entre os resultados teóricos das indutâncias calculadas no Capítulo 2 com os resultados experimentais. A segunda confrontação será, entre os resultados teóricos obtidos na simulação digital, cujo programa está esboçado no Capítulo 3 e os resultados obtidos nos ensaios do gerador em carga.

Com o propósito de realizar as referidas confrontações, este capítulo tem como objetivo:

- obter as indutâncias experimentais. Para isso uma nova metodologia, desenvolvida neste trabalho, é apresentada;
- obter as constantes de projeto da máquina, K_1 , K_f e K_{ff} , definidas nas equações de indutâncias da modelagem, apresentadas no Capítulo 2. Uma metodologia de levantamento destes parâmetros, foi desenvolvida neste trabalho e também é apresentada neste capítulo;
- obter as tensões e correntes experimentais do gerador em carga, ligado ao sistema elétrico.

4.1 LEVANTAMENTO DAS INDUTÂNCIAS EXPERIMENTAIS

Será aplicado o método volt-ampere (ALVES et al., November 2010), para obtenção das indutâncias experimentais. A metodologia empregada, considera as perdas no ferro e utiliza a forma de onda da tensão de ensaio no levantamento das indutâncias experimentais.

4.1.1 Detalhamento do Método Volt-Ampere

Com o rotor em bloqueado, inicialmente em uma posição:

- Os enrolamentos de fase do estator são conectadas na configuração estrela e os terminais dos enrolamentos de campo devem estar acessíveis bem como os terminais de fase;

- Aplica-se uma tensão reduzida a uma das fases, de modo a evitar a saturação do circuito magnético;
- Mede-se: tensão e corrente na fase alimentada e a tensão nas demais fases e no rotor para a posição em questão;
- Muda-se a posição do rotor;
- Repete-se o processo completo para as outras duas fases do estator e para o rotor alimentado em CA .

A Fig. 4.1 ilustra a estrutura para o levantamento das indutâncias experimentais, na situação em que a fase a é energizada.

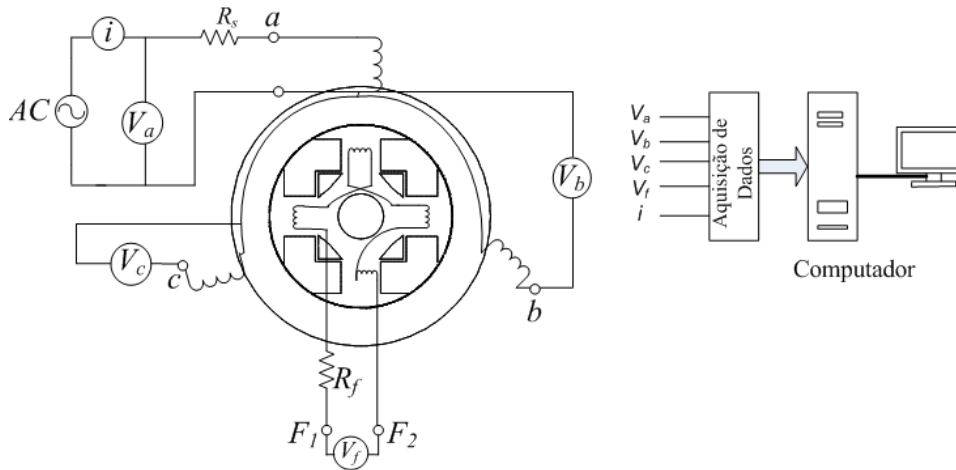


Figura 4.1 - Estrutura para levantamento das indutâncias experimentais

As resistências dos enrolamentos de cada fase da armadura e de campo, foram medidas a partir de uma ponte resistiva, definidas como R_s e R_f , respectivamente.

4.1.2 Modelagem Matemática Para a Obtenção das Indutâncias

Tendo como base o circuito da Fig. 4.2, que reproduz o caso típico de acoplamento eletromagnético de fluxo concatenado entre duas bobinas quaisquer, indutora λ_i e induzida λ_j nas máquinas elétricas em geral, define-se: $v_i(t)$ e $i_i(t)$ são os valores instantâneos de tensão e corrente aplicada ao enrolamento indutor, respectivamente, R_i é a resistência do enrolamento indutor, R_{c_i} e $i_{c_i}(t)$ são os valores de resistência

e de corrente, respectivamente, que modelam as perdas no núcleo, devido ao efeito da circulação da corrente no enrolamento i (SHINNAKA, 2003), respectivamente, $i'_i(t)$ é a corrente resultante na bobina indutora, $e_i(t)$ e $e_j(t)$ é a força eletromotriz instantânea resultante na bobina indutora e induzida, respectivamente. Os índices i e j correspondem as fases, a e b ou c do estator, ou ao enrolamento do rotor indicado por f .

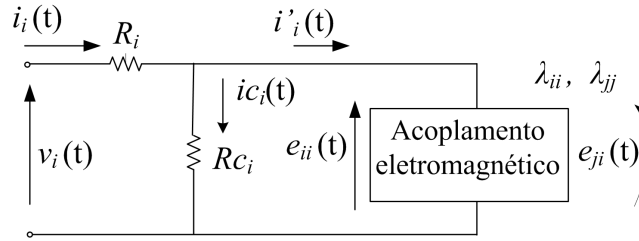


Figura 4.2 - Circuito Equivalente para uma Fase da SPSM

A força eletromotriz na bobina indutora de uma fase $e_i(t)$ é dada por (4.1), e de acordo com a lei de Faraday (4.2). Obtém-se o fluxo concatenado próprio na bobina indutora $\lambda_{ii}(t)$ em (4.3) e mútuo $\lambda_{ji}(t)$, entre a bobina indutora e induzida em (4.4).

$$e_{ii}(t) = v_i(t) - R_i i_i(t) \quad (4.1)$$

$$e(t) = \frac{d\lambda(t)}{dt} \quad (4.2)$$

$$\lambda_{ii}(t) = \int e_{ii}(t) dt + \lambda_{ii}(0) \quad (4.3)$$

$$\lambda_{ji}(t) = \int e_{ji}(t) dt + \lambda_{ji}(0) \quad (4.4)$$

Métodos tem sido propostos para determinar as perdas totais em máquinas síncronas, sem a necessidade de acoplar cargas mecânicas ao eixo da máquina (SOLTANI; SZABADOS, 2001). Para a máquina a vazio, e com o rotor bloqueado não há perdas mecânicas; as perdas totais P_i , são iguais à potência média de entrada (4.5). Os va-

lores eficazes da corrente de entrada I_i , (4.6) e os valores eficazes de fem na bobina indutora E_i , (4.7). As perdas no cobre, perdas por efeito Joule P_J , podem então ser calculadas através de (4.8). Fazendo a diferença entre as perdas totais (4.5) e as perdas no cobre (4.8), obtém-se as perdas no núcleo P_{C_i} , (4.9).

$$P_i = \frac{1}{T} \int_0^T v_i(t) i_i(t) dt \quad (4.5)$$

$$I_i = \left[\frac{1}{T} \int_0^T i_i^2(t) dt \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.6)$$

$$E_i = \left[\frac{1}{T} \int_0^T e_i^2(t) dt \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.7)$$

$$P_J = R_i I_i^2 \quad (4.8)$$

$$P_{C_i} = P_i - P_J \quad (4.9)$$

A partir de (4.10), obtém-se a resistência equivalente devido as perdas no núcleo, R_{C_i} . Combinando (4.10) e (4.2), obtém-se a corrente equivalente, devido as perdas no núcleo $i_{C_i}(t)$, (4.11). A corrente resultante na bobina indutora $i_i(t)$ é dada por (4.12).

$$R_{C_i} = \frac{E_i^2}{P_{C_i}} \quad (4.10)$$

$$i_{C_i}(t) = \frac{e_i(t)}{R_{C_i}} \quad (4.11)$$

$$i_i(t) = i_i(t) - i_{C_i}(t) \quad (4.12)$$

A partir das expressões (4.3) e (4.4) calcula-se os fluxos próprios dos enrolamen-

tos e mútuos entre enrolamentos, respectivamente, para a máquina síncrona, para isso utiliza-se de um método de integração numérica para integrar as forças eletromotrizes obtidas $e_{ii}(t)$ e $e_{ji}(t)$.

Neste trabalho utilizou-se do método de integração numérica Runge-Kutta de quarta ordem. A partir dos dados de fluxos obtidos através da integração numérica e das correntes resultante na bobina indutora $i_i(t)$ (4.12), aplicando-se a técnica da Transformada Rápida de Fourier (*FFT*), obteve-se as componentes harmônicas dos fluxos e das correntes. Da razão entre a componente fundamental do fluxo λ^1 , pela componente fundamental da corrente i_i^1 , obtêm-se as indutâncias próprias L_{ii} , e mútuas L_{ji} , nas bobinas indutora e induzida (4.13) e (4.14), respectivamente.

$$L_{ii} = \frac{\lambda_{ii}^1}{i_i^1} \quad (4.13)$$

$$L_{ji} = \frac{\lambda_{ji}^1}{i_i^1} \quad (4.14)$$

4.1.3 Aplicação do Método Volt-Ampere aos Enrolamentos da Máquina Síncrona

Os principais dados da máquina síncrona utilizada na análise contida neste trabalho, estão colocados na Tab. 4.1.

Tabela 4.1 - Dados construtivos da máquina síncrona utilizada

<i>Freq</i> (Hz)	Tensão (V)	Potência (kVA)	Correntes (A)	Excitação (A)	Fator de Potência	<i>n</i>^o de polos
60	220/127	5	13/22,7	11,9	0,8	4

A partir da aplicação do método Volt-Ampere, como descrito no item 4.1.2, aplicou-se o nível de tensão de alimentação de 50 V[*rms*]. Para permitir uma razoável precisão sem implicar em excessiva carga laboratorial e de cálculos, foi escolhido, para a variação da posição eixo da máquina, para cada série de medições, o ângulo equivalente a 5° mecânico, obtendo 72 medições para cada enrolamento alimentado.

Para armazenar as medições de tensões e correntes instantâneas, para cada posição determinada no eixo da máquina, utilizou-se de um módulo digital de aquisição de dados acoplado ao computador, que armazena 16000 pontos, para cada medida realizada pelo módulo por canal.

As Tab. 10.1 a Tab. 10.6, contém os resultados dos cálculos das componentes fundamentais de corrente e de fluxo de acordo com os procedimentos da metodologia. As tabelas enunciadas contém os dados para as posições do eixo de 0° até 180°, sabe-se que para as posições de 180° a 360° repetem-se os dados.

A partir dos dados das Tab. 10.1 e Tab. 10.2, calcula-se as indutâncias: própria da fase 'a' do estator $L_{aa}(Pos)$ (4.15), mútua entre as fases 'a' e 'b' do estator $L_{ba}(Pos)$ (4.16), mútua entre as fases 'a' e 'c' do estator $L_{ca}(Pos)$ (4.17), e mútua entre a fase 'a' do estator e o enrolamento de campo 'f' $L_{fa}(Pos)$, (4.18).

$$L_{aa}(Pos) = \frac{\lambda_{aa}^1}{i_a'^1} \quad (4.15)$$

$$L_{ba}(Pos) = \frac{\lambda_{ba}^1}{i_a'^1} \quad (4.16)$$

$$L_{ca}(Pos) = \frac{\lambda_{ca}^1}{i_a'^1} \quad (4.17)$$

$$L_{fa}(Pos) = \frac{\lambda_{fa}^1}{i_a'^1} \quad (4.18)$$

A partir dos dados das Tab. 10.3 e Tab. 10.4, calcula-se as indutâncias: própria da fase 'b' do estator, $L_{bb}(Pos)$ (4.19), própria da fase 'c' do estator $L_{cc}(Pos)$ (4.19) e mútua entre as fases 'b' e 'c' do estator $L_{cb}(Pos)$ (4.21).

$$L_{bb}(Pos) = \frac{\lambda_{bb}^1}{i_b'^1} \quad (4.19)$$

$$L_{cc}(Pos) = \frac{\lambda_{cc}^1}{i_c'^1} \quad (4.20)$$

$$L_{cb}(Pos) = \frac{\lambda_{bc}^1}{i_b'^1} \quad (4.21)$$

A partir dos dados das Tab. 10.5 e tab. 10.6, calcula-se as indutâncias: própria do enrolamento de campo f' , $L_{ff}(Pos)$ (4.22), mútua entre a fase b' e o enrolamento de campo $L_{bf}(Pos)$ (4.23) e mútua entre a fase c' e o enrolamento de campo $L_{cf}(Pos)$ (4.24).

$$L_{ff}(Pos) = \frac{\lambda_{ff}^1}{i_f'^1} \quad (4.22)$$

$$L_{bf}(Pos) = \frac{\lambda_{bf}^1}{i_b'^1} \quad (4.23)$$

$$L_{cf}(Pos) = \frac{\lambda_{cf}^1}{i_c'^1} \quad (4.24)$$

Considerando que, inicialmente o enrolamento da fase a da máquina foi energizada, as Fig. 4.3 a Fig. 4.8 exemplificam os procedimentos descritos no item 4.1.2, para a posição do eixo do rotor bloqueado, correspondente a $\alpha = 50^\circ$.

A Fig. 4.3 apresenta as curvas de corrente e de fem , instantâneas resultantes na bobina do enrolamento da fase a' , correspondentes as equações (4.2) e (4.12), respectivamente. A curva de corrente foi multiplicada por 8 para ajuste de escala.

A Fig. 4.4 (a), apresenta as componentes harmônicas da transformada de Fourier da corrente e a Fig. 4.4 (b) apresenta as componentes harmônicas da transformada de Fourier da fem na bobina da fase a .

A amplitude da componente fundamental da corrente na bobina Fig. 4.4 (a), é utilizada em (4.13) e (4.14), para o cálculo das indutâncias experimentais.

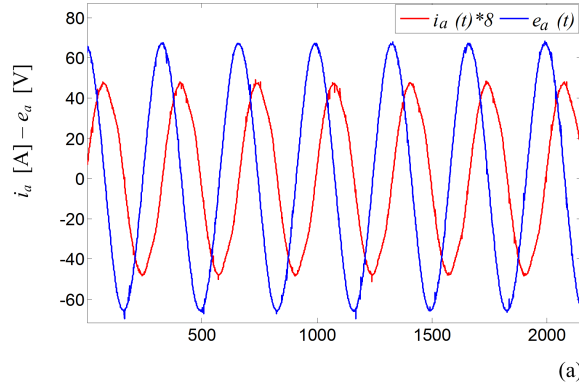


Figura 4.3 - (a) corrente e *fem* resultantes em uma bobina

Percebe-se que a corrente e a *fem* aplicadas aos enrolamentos, para o levantamento das indutâncias experimentais, não são precisamente senoidais, o que justifica os procedimentos adotados na metodologia, que leva em conta as distorções harmônicas da alimentação.

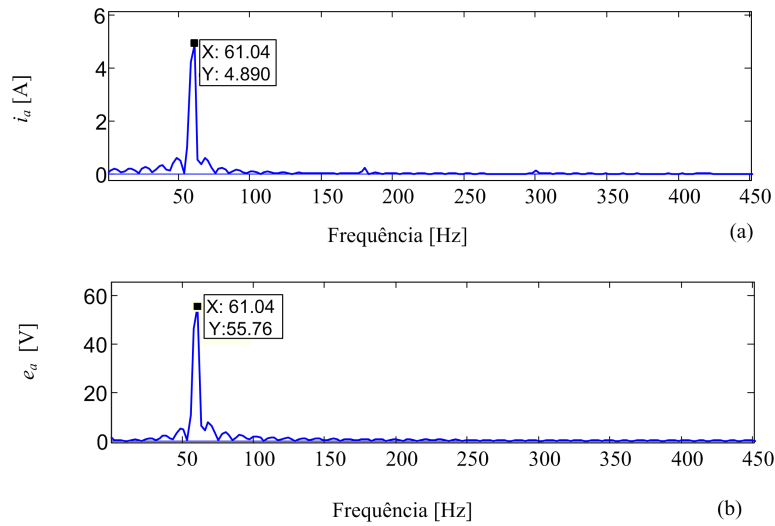


Figura 4.4 - (a) componentes harmônicos de corrente (b) componentes harmônicos de *fem*

A Fig. 4.5 (a), apresenta a curva de fluxo próprio da fase *a*, e a Fig. 4.5 (b) as suas correspondentes componentes harmônicas.

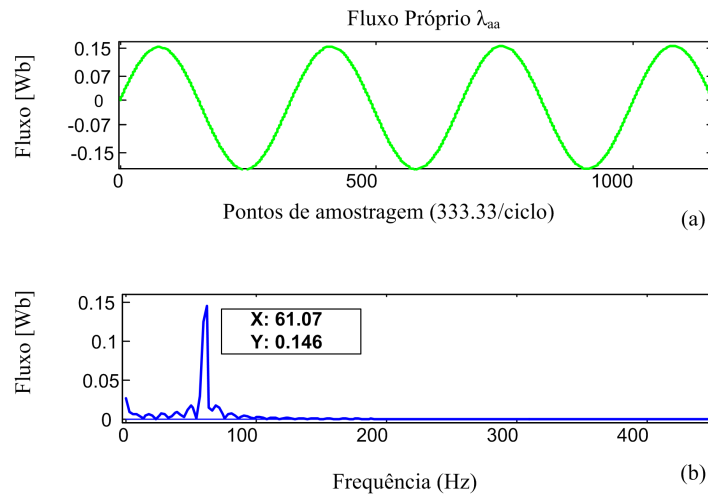


Figura 4.5 - (a) fluxo concatenado próprio do enrolamento da fase *a* (b) componentes harmônicas do fluxo próprio da fase *a*

A Fig. 4.6 (a), apresenta a curva de fluxo mútuo entre as fases *a* e *b* e a Fig. 4.6 (b), as suas correspondentes componentes harmônicas.

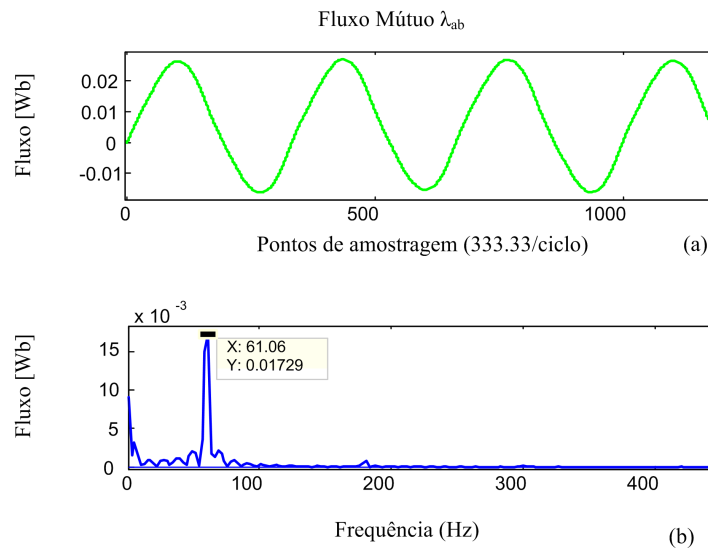


Figura 4.6 - (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos das fases *a* e *b* (b) componentes harmônicas do fluxo mútuo entre as fases *a* e *b*

A Fig. 4.7 (a), apresenta a curva de fluxo mútuo entre as fases *a* e *c* e a Fig. 4.7 (b),

as suas correspondentes componentes harmônicas.

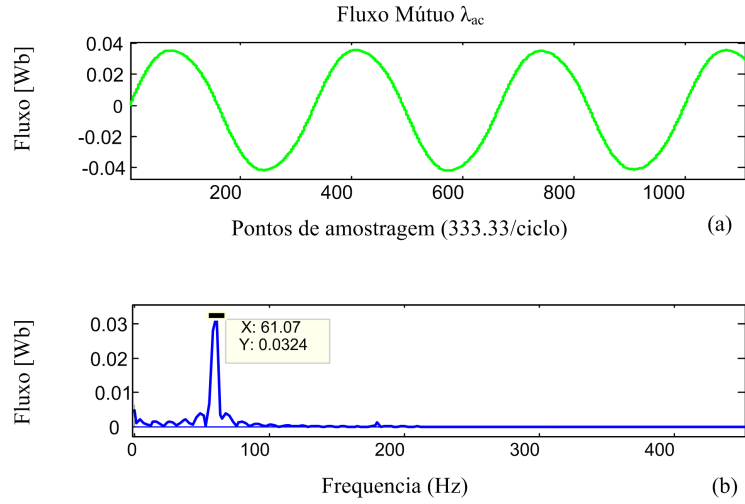


Figura 4.7 - (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos das fases *a* e *c* (b) componentes harmônicos do fluxo mútuo dos entre as fases *a* e *c*

A Fig. 4.8 (a), apresenta a curva de fluxo mútuo entre a fase *a* e o enrolamento de campo *f*, e a Fig. 4.8 (b), as suas correspondentes componentes harmônicas.

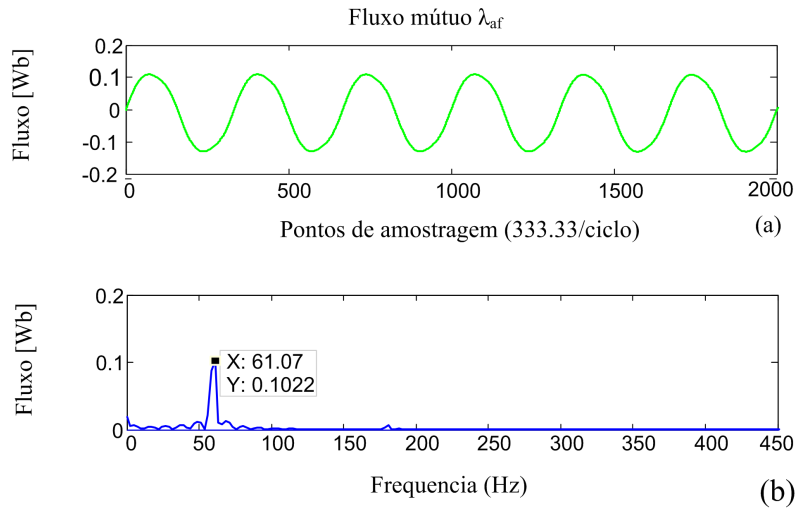


Figura 4.8 - (a) fluxo concatenado mútuo entre os enrolamentos da fase *a* e o campo *f*, (b) componentes harmônicos do fluxo mútuo entre os enrolamentos da fase *a* e o campo *f*

4.2 OBTENÇÃO DAS CONSTANTES DA MÁQUINA

No Capítulo 2 foi desenvolvida a modelagem das indutâncias da máquina síncrona de polos salientes e foram determinadas as constantes K_1 , K_f e K_{ff} , que contém os principais parâmetros físicos de projeto da máquina. Nesta secção serão apresentados a metodologia e os resultados da aplicação desta metodologia para a obtenção destas constantes.

A Fig. 4.9 representa o esquema eletromagnético simplificado de uma máquina síncrona de polos salientes de quatro polos. Por questão de simplificação somente os eixos de um enrolamento por polo da fase a do estator e o eixo direto de um polo do rotor são mostrados. A aplicação de uma fem em um dos enrolamentos produz nos outros enrolamento uma fem induzida, que é proporcional ao cosseno do ângulo α entre a posição dos eixos dos respectivos enrolamentos. A fem induzida é máxima quando os dois eixos estão alinhados.

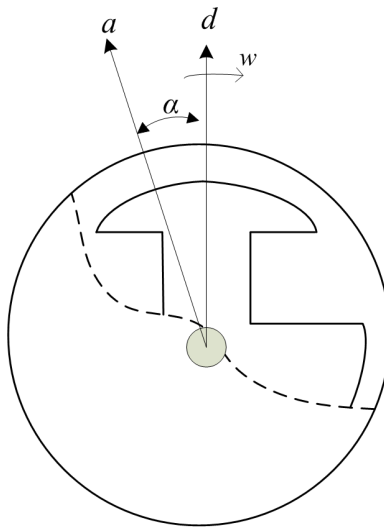


Figura 4.9 - Esquema eletromagnético simplificado de uma máquina síncrona de quatro polos

4.2.1 Metodologia

Este é um caso particular da aplicação do método volt-ampere (ALVES et al., November 2010).

Com o rotor na posição em que o seu eixo direto está alinhado com o eixo da

fase alimentada. Este alinhamento é estabelecido observando o máximo acoplamento magnético entre os dois circuitos, conseqüentemente a máxima relação de tensões:

- Os enrolamentos de fase do estator são conectadas na configuração estrela e os terminais dos enrolamentos de campo devem estar acessíveis bem como os terminais de fase;
- Aplica-se uma tensão reduzida a uma das fases, de modo a evitar a saturação do circuito magnético;
- Mede-se tensão e corrente na fase alimentada e a tensão no rotor para a posição em questão;

O estrutura montada para a obtenção das constantes da máquina é semelhante a que foi apresentada na Fig. 4.1

4.2.2 Modelagem Matemática Para a Obtenção das Constantes

Tendo como base o circuito da Fig. 4.2, na condição particular cujo interesse se resume ao acoplamento eletromagnético de fem , instantâneas aplicadas na fase ' a ' do estator e induzida no enrolamento de campo ' f '.

Para a condição apresentada, repetem-se os cálculos indicados pelas equações (4.1) a (4.12)

A Fig. 4.10 apresenta as curvas de fem e de corrente instantâneas resultantes aplicadas no enrolamento da fase ' a ', $e_a(t)$ e $i_a(t)$, respectivamente. A corrente i_a^1 foi multiplicada por 8 por questão de ajuste de escala.

Aplicando-se a técnica da Transformada Rápida de Fourier (FFT), na força eletromotriz $e_a(t)$ e na corrente $i_a(t)$, da fase ' a ', obtém-se as componentes em frequência das respectivas grandezas Fig. 4.11 (a,b).

A Fig. 4.12 (a), apresenta a curva de fem instantânea induzida no enrolamento de campo devido a excitação da fase ' a ' $e_{fa}(t)$.

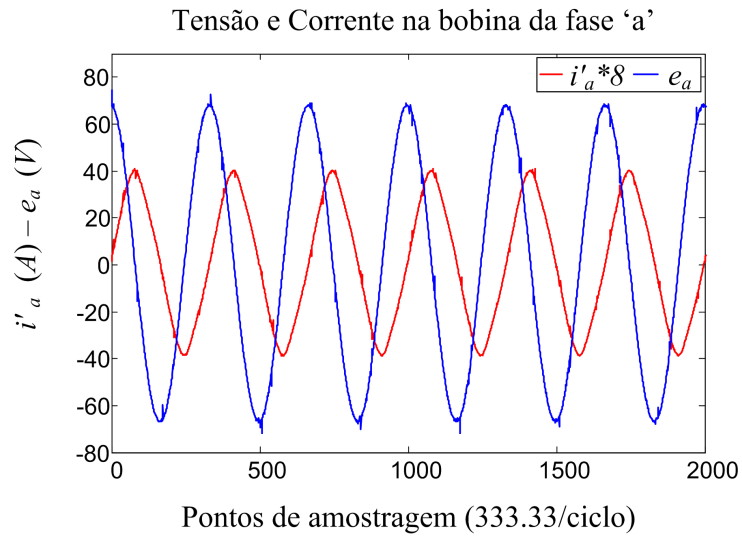


Figura 4.10 - corrente e fem na fase 'a'

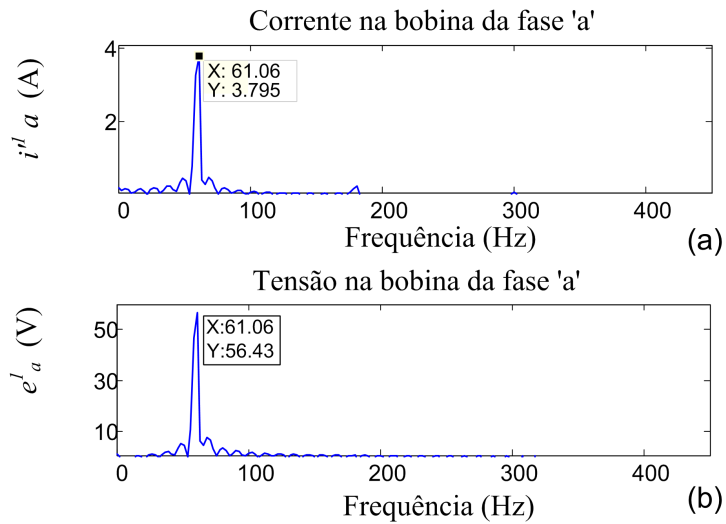


Figura 4.11 - (a) componente fundamental de corrente na fase 'a'; (b) componente fundamental de fem na fase 'a'

Aplicando-se a técnica da Transformada Rápida de Fourier (FFT), na força eletromotriz induzida no enrolamento de campo $e_{fa}(t)$, obtém-se as componentes em frequência desta grandeza, Fig. 4.12 (b).

Fazendo a razão entre a amplitude da componente fundamental de fem induzida no enrolamento de campo $e_{fa}^1(t)$, e a amplitude da componente fundamental de corrente

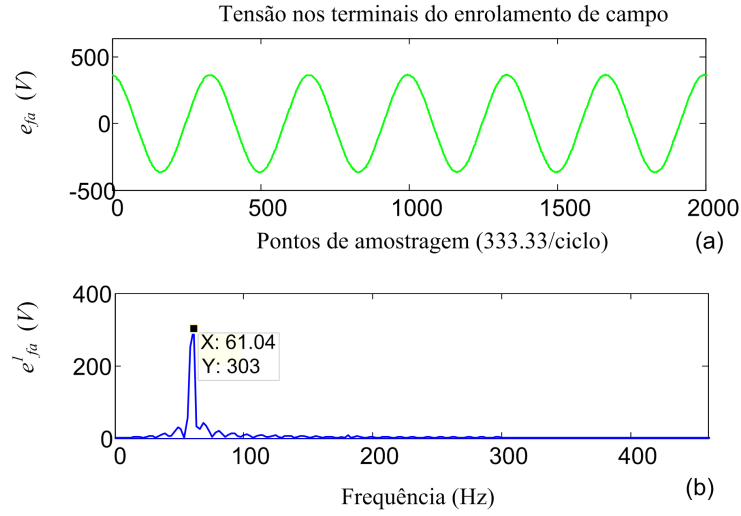


Figura 4.12 - (a) fem no enrolamento de campo induzida pela fase ' a ' (b) componente fundamental de fem no enrolamento de campo, induzida pela fase ' a '

i_a^1 , resultante na bobina da fase a , calcula-se a reatância mútua x_{fa} , entre a fase ' a ' e o campo (4.25).

$$x_{fa} = \frac{e_{fa}^1}{i_a^1} \quad (4.25)$$

Fazendo a razão entre a amplitude da componente fundamental de fem aplicada no enrolamento da fase a , $e_a^1(t)$, e a amplitude da componente fundamental de fem induzida no enrolamento de campo $e_{fa}^1(t)$, calcula-se a relação de transformação R_t , entre tensões fase/campo (4.26).

$$R_t = \frac{e_a^1}{e_{fa}^1} \quad (4.26)$$

A indutância mútua entre a fase ' a ' do estator e o enrolamento de campo L_{fa} é determinada em (4.27), e a indutância própria do enrolamento de campo em (4.28).

$$L_{fa} = \frac{x_{fa}}{w_e} \quad (4.27)$$

$$L_{ff} = \frac{L_{fa}}{R_t} \quad (4.28)$$

Onde:

w_e - velocidade angular do campo magnético, 377 radianos/segundo;

No item 2.1.4 determinou-se a constante K_1 , com os principais parâmetros físicos do estator (4.29).

$$K_1 = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_j N_i n_s n_s L R g_M \quad (4.29)$$

No item 2.2.2, determinou-se a constante K_f , com os principais parâmetros físicos entre estator e rotor (4.30).

$$K_f = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_f N_s n_s L R g_M \quad (4.30)$$

No item 2.2.4, determinou-se a constante K_{ff} , com os principais parâmetros físicos do rotor (4.31).

$$K_{ff} = \frac{4}{\pi^2} p \mu_0 N_f^2 L R g_M \quad (4.31)$$

Observe que de acordo com as equações: (4.29), (4.30) e (4.31), pode-se estabelecer as relações entre as constantes do estator e do rotor (4.32), baseado nas relações de espiras entre estes.

$$K_{ff} = K_f \frac{N_f}{N_s n_s} = K_1 \frac{N_f}{N_s n_s} \frac{N_f}{N_s n_s} \quad (4.32)$$

Onde:

$N_s n_s$ - número total de espiras de uma fase/polo do estator;

N_f - número total de espiras do enrolamento de campo/polo.

Tem-se que:

$$R_t = \frac{N_s n_s}{N_f} = \frac{e_a^1}{e_{af}^1} \quad (4.33)$$

Aplicando-se (4.33) em (4.32), tem-se relações equivalentes, baseadas nas relações de tensões entre fase e campo, (4.34).

$$K_{ff} = \frac{K_f}{R_t} = \frac{K_1}{(R_t)^2} \quad (4.34)$$

Nos itens 2.2.4 e 2.2.5, obteve-se a expressão da indutância própria do rotor (4.35), e re-arranjando obtém-se (4.36)-(4.39).

$$L_{ff} = K_{ff} \left(\sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \lambda_{1h} + \sum_{h=1,3..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} \lambda_{2hk} + \sum_{h=1,3..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} \lambda_{3hk} \right) \quad (4.35)$$

$$K_{ff} = \frac{L_{ff}}{\left(\sum_{h=1,3,5..}^{\infty} \lambda_{1h} + \sum_{h=1,3..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} \lambda_{2hk} + \sum_{h=1,3..}^{\infty} \sum_{k=2,4,..}^{\infty} \lambda_{3hk} \right)} \quad (4.36)$$

onde:

$$\lambda_{1h} = \frac{1}{h^2} \text{sen} \left(h \beta_f \frac{\pi}{2} \right) \text{sen} \left(h \frac{\pi}{2} \right) \quad (4.37)$$

$$\lambda_{2hk} = (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h + k)} \text{sen} \left(h \beta_f \frac{\pi}{2} \right) \text{sen} \left((h + k) \frac{\pi}{2} \right) \quad (4.38)$$

$$\lambda_{3hk} = (\pm) \frac{1}{h} \frac{1}{(k^2 - 1)} \frac{1}{(h - k)} \text{sen} \left(h \beta_f \frac{\pi}{2} \right) \text{sen} \left((h - k) \frac{\pi}{2} \right) \quad (4.39)$$

A partir do valor calculado da indutância própria do rotor em (4.28), utilizando procedimentos computacionais simples determina-se a constante K_{ff} em (4.36) e a partir desta constante, aplicada nas relações (4.34), obtém-se as constantes K_f e K_1 .

4.3 ENSAIOS DO GERADOR SOB CARGA

Os principais dados da máquina síncrona utilizada nas análises contidas neste trabalho, estão colocados na Tab. 4.1.

A Fig. 4.13 mostra uma vista em corte da *MSPS* de quatro polos, onde se vê detalhes da estrutura magnética do estator e do rotor. Não se percebe uma significativa variação na espessura do entreferro entre a sapata polar e o estator, o que reforça a saliência dos polos.

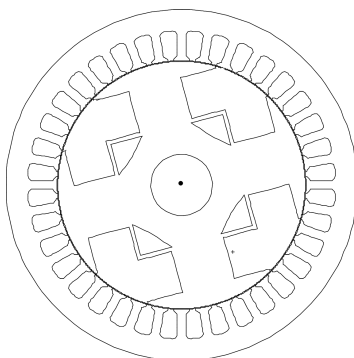


Figura 4.13 - Vista em corte da *MSPS* de quatro polos sob teste

A Fig. 4.14, mostra o diagrama com os principais componentes da bancada de testes, onde se observa: o conjugado mecânico T_m é produzido pelo acoplamento direto do gerador a um motor *CC*, de 3.7 *Kw*, que faz o papel de máquina primária. Um módulo de aquisição de dados foi conectado às três fases do estator e ao enrolamento de campo, para registro no computador dos sinais de tensão e corrente instantânea. Um osciloscópio digital foi conectado a uma das fases, para que se pudesse calcular o fluxo de potência ativa trocada entre o gerador e o sistema a cada situação de teste.

De acordo com as conexões mostradas na Fig. 4.14, o gerador foi colocado em paralelo com a rede do sistema elétrico da concessionária. A partir de intervenções convenientes no nível de potência elétrica fornecida pela máquina primária e também no nível de excitação do gerador síncrono, foram registrados um grande número de medições em variadas condições de carga e de fator de potência que compreenderam condições de operação em fator de potência: indutivo e capacitivo, em baixa, média e alta condição de carga do gerador.

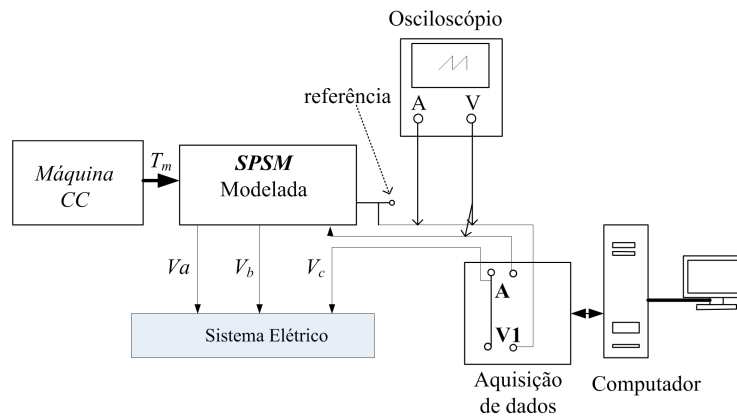


Figura 4.14 - Bancada de testes do gerador em conexão com o sistema elétrico

4.4 RESULTADOS

4.4.1 Indutâncias Experimentais

A Fig. 4.15, apresenta as curvas de indutâncias próprias das fases do estator.

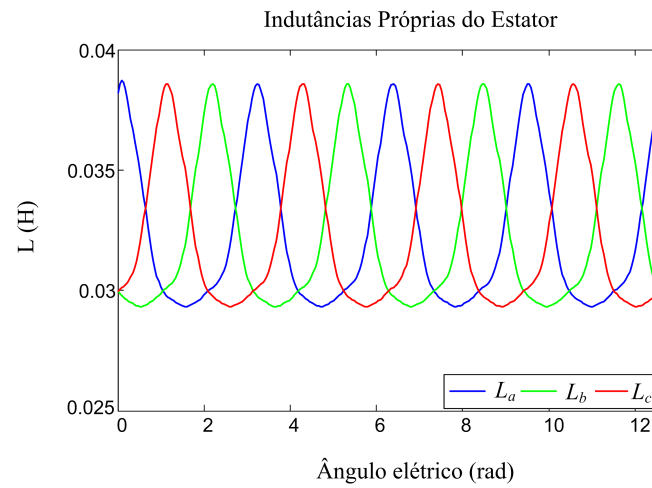


Figura 4.15 - Indutâncias próprias dos enrolamentos do estator da *MSPS*

A Fig. 4.16, apresenta as curvas indutâncias mútuas entre fases do estator.

A Fig. 4.17, apresenta as curvas indutâncias mútuas entre as fases do estator e o enrolamento de campo.

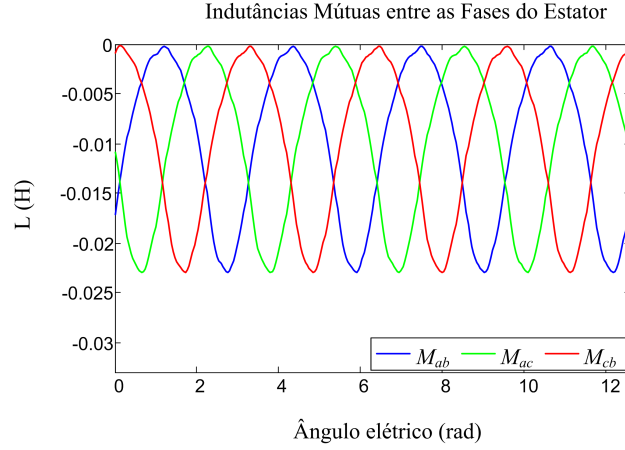


Figura 4.16 - Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator *MSPS*

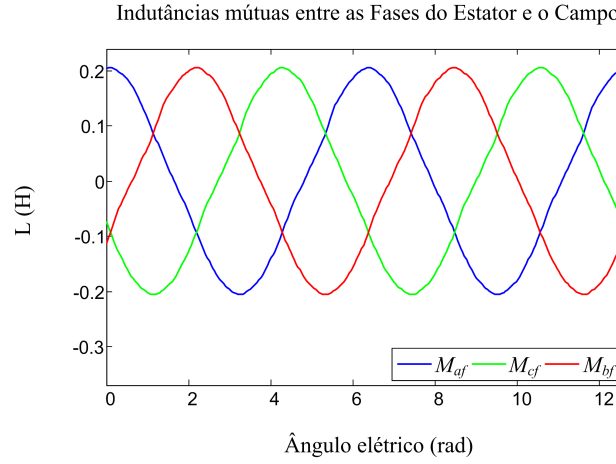


Figura 4.17 - Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e de campo da *MSPS*

Da Fig. 4.15, tomando-se como base a fase *a* do estator, obtém-se o valor máximo $L_{aamax}=38.37 \text{ mH}$, e mínimo $L_{aamin}=29.33 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitude média de variação (4.40).

$$L_{aa(amp)} = \frac{L_{aamax} - L_{aamin}}{2} = \frac{38.37 - 29.33}{2} = 4.76 \text{ mH} \quad (4.40)$$

Da Fig. 4.16, tomando-se como base as curvas de indutância mútua entre as fases *a* e *b* do estator, obtém-se o valor máximo $M_{abmax}=22.87 \text{ mH}$, e mínimo $M_{abmin}=0.1962 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitude média de variação (4.41).

$$M_{ab(amp)} = \frac{M_{abmax} - M_{abmin}}{2} = \frac{22.87 - 0.1962}{2} = 11.34mH \quad (4.41)$$

Calculando a razão entre os valores obtidos das amplitudes de variação das indutâncias, próprias e mútuas do estator encontra-se a relação (4.42).

$$\frac{L_{aa(amp)}}{M_{ab(amp)}} = \frac{4.76}{11.34} = 0.3986 \quad (4.42)$$

Da observação das curvas de indutâncias mostradas nas Fig. 4.15 e Fig. 4.16, indutâncias própria e mútuas experimental de fases do estator, respectivamente, e do resultado obtido em (4.42), percebe-se que estas indutâncias não possuem um comportamento senoidal. Se estas indutâncias fossem senoidais o resultado da relação apresentada em (4.42), seria igual a *um* (DAJAKU et al., 2007; CHIBA et al., 1991; FITZGERALD et al., 2006; ALVES et al., November 2010)

A relação $L_{aa(amp)}/M_{aa(amp)}=0.3986$, obtida em (4.42), está de acordo com o que foi obtido nos trabalhos (DAJAKU et al., 2007) e (CHIBA et al., 1991), onde foi utilizado uma metodologia diferente.

Da Fig. 4.17, tomando-se como base a curva de indutância entre o enrolamento da fase *a* e o enrolamento de campo *f*, obtém os valores: máximo $M_{afmax}=206.20 \text{ mH}$ e mínimo $M_{afmin}=205.80 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitude média de variação (4.43).

$$M_{af(amp)} = \frac{M_{afmax} - M_{afmin}}{2} = \frac{206.20 + 205.8}{2} = 206mH \quad (4.43)$$

No caso das curvas de indutância mútua entre os enrolamentos do estator e do campo, as formas de onda das indutâncias se mostraram aproximadamente senoidais.

Para as Fig. 4.15, Fig 4.16 e Fig. 4.17, no eixo das ordenadas tem-se as amplitudes das indutâncias em Henrys (*H*), e no eixo das abcissas tem-se o ângulo espacial elétrico em radianos (*rad*), para uma volta completa do eixo da máquina de quatro polos.

4.4.2 Contantes da Máquina

A Tab. 4.2, apresenta os resultados dos cálculos dos parâmetros contidos nas equações anteriores, que detalham a metodologia para a obtenção das constantes do estator e do rotor.

Tabela 4.2 - Indutâncias e constantes da máquina ensaiada

i_a^1 (A)	e_a^1 (V)	e_{fa}^1 (V)	L_{af} (Ω)	L_{ff} (mH)	K_{ff} $H(m.esp)^2$	K_f $H(m.esp)^2$	K_1 $H(m.esp)^2$
3,795	56,46	303	211,8	1137,0	0,929	0,173	0,0322

Onde:

H - Henrys;

m - metro;

esp - espiras.

4.4.3 Grandezas Terminais

A Fig. 4.18 e Fig 4.19, apresentam resultados selecionados dos ensaios de carga do gerador. As Figs. 4.18 (a) (b) (c) e Figs. 4.19 (a) (b) (c), foram obtidas através da medição direta nos terminais da *MSPS* através do módulo de aquisição de dados. Os resultados de potência ativa P_m apresentados nas Fig. 4.18 (d) e Fig. 4.19 (d), foram obtidos a partir da integração numérica dos dados de corrente e tensão terminal, apresentados nas Fig. 4.18 (a) e Fig. 4.19 (a).

Para estabelecer o fator de carregamento da máquina considerou-se a razão entre a potência ativa medida P_m , e a potência ativa nominal apresentada na Tab. 4.1.

Na Fig. 4.18, o fator de potência é indutivo, a excitação de campo média é aproximadamente a nominal. O fator de carregamento é de 71%.

As componentes fundamentais e harmônicas da corrente e tensão medidas nos terminais do gerador, apresentadas na Figs. 4.18 (a) (b) estão mostradas na Tab. 4.3.

Na Fig. 4.19, o fator de potência é capacitivo, a excitação de campo média é de aproximadamente 60%. O fator de carregamento é de 69%.

Tabela 4.3 - Componentes harmônicos e fundamental de tensão e corrente

	1 th	3 th	5 th	7 th	9 th	11 th	THD(%)
i_a	12,2	0,26	0,56	0,24	0	0,04	5,45
e_a	171,8	10,92	5,02	1,67	1.81	0	7,99

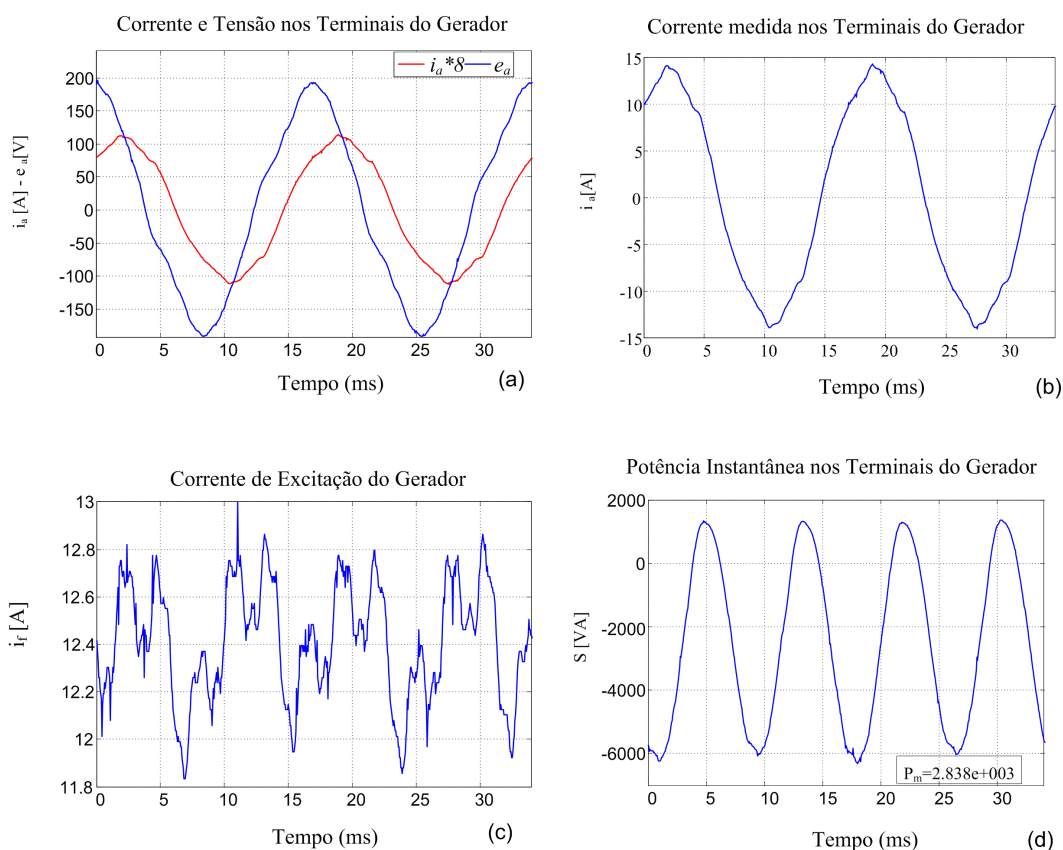


Figura 4.18 - Teste 1: (a) Tensão e corrente de fase no ponto de acoplamento (b) Corrente de carga nos terminais do gerador (c) Corrente de excitação do gerador (d) Potência instantânea e ativa fornecida pelo gerador

As componentes fundamentais e harmônicas da corrente e tensão medida nos terminais do gerador, apresentadas na Figs. 4.19 (a) (b), estão mostradas na Tab. 4.4.

Da análise das Fig. 4.18 (b) e Fig. 4.19 (b), pode-se perceber que para baixas excitação do campo as correntes terminais se mostram bastante distorcidas.

Da análise das Fig. 4.18 (c) e Fig. 4.19 (c), pode-se perceber uma oscilação nas correntes de excitação de cerca de 10% da corrente média aplicada. As referidas oscilações não podem ser atribuídas a problema de qualidade da fonte de excitação.

Tabela 4.4 - Componentes harmônicos e fundamental de tensão e corrente

	1 th	3 th	5 th	7 th	9 th	11 th	THD(%)
i_a	10,04	1,026	0,56	0,497	0	0,0	11,33
e_a	171,1	14,27	5,89	1,957	1,78	0	9,902

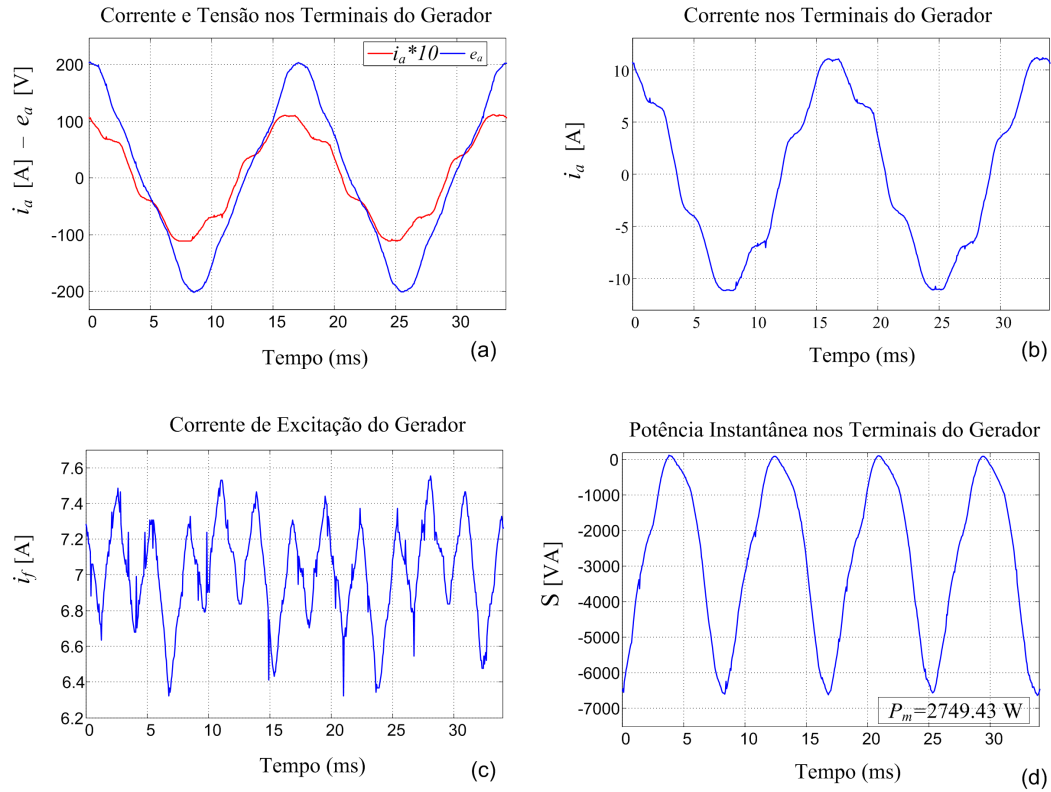


Figura 4.19 - Teste 2: (a) Tensão e corrente de fase no ponto de acoplamento (b) Corrente de carga nos terminais do gerador (c) Corrente de excitação do gerador (d) Potência instantânea e ativa fornecida pelo gerador

Foram tomadas providências no sentido de tentar eliminar estas oscilações, com a inserção de filtros nos terminais da fonte CC e nenhum resultado positivo foi observado. Entendemos que estas oscilações são resultados dos harmônicos espaciais produzidos pelo gerador, e que como consequência vão provocar oscilações no torque, como foi observado nas simulações apresentadas no capítulo 6, nas Fig. 5.4 (e) (f) e Fig. 5.6 (e) (f).

4.5 MÉTODOS EXPERIMENTAIS - CONSIDERAÇÕES GERAIS

A técnica apresentada de medição de indutâncias pode ser considerada simples de fácil execução e os resultados se mostraram satisfatórios, considerando os resultados de outros trabalhos na literatura.

Os procedimentos para a obtenção das constantes da máquina, detalhados neste capítulo, produzem real interesse tendo em vista que se forem medidos: a resistência, a tensão e a corrente aplicadas em uma fase do estator e a tensão induzida no enrolamento de campo, estando o rotor bloqueado, utilizando-se de cálculos e métodos matemáticos adequados, podem se determinar as constantes com os principais dados físicos da máquina síncrona, ou seja, K_{ff} , K_f e K_1 .

Os ensaios sob carga do gerador apresentaram detalhes importantes, em especial as distorções de corrente terminal e na corrente de excitação nas condições de carga apresentadas.

CAPÍTULO 5

SIMULAÇÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados da simulação da modelagem matemática da máquina síncrona, desenvolvida no Capítulo 2 e Capítulo 3.

São apresentados os resultados de simulações das indutâncias, bem como das principais grandezas instantâneas nos terminais da máquina síncrona, a saber: correntes de fase, torque elétrico, corrente de excitação; e outras grandezas mecânicas da máquina, tais como: torque mecânico e velocidade no eixo.

Os resultados mostrados neste capítulo foram proporcionados pela utilização do software MATLAB, para resolver as equações diferenciais resultantes da modelagem matemática proposta, de acordo com o que foi proposto no Capítulo 3.

5.1 Indutâncias da Modelagem

A Fig. 5.1, apresenta as indutâncias próprias das fases do estator.

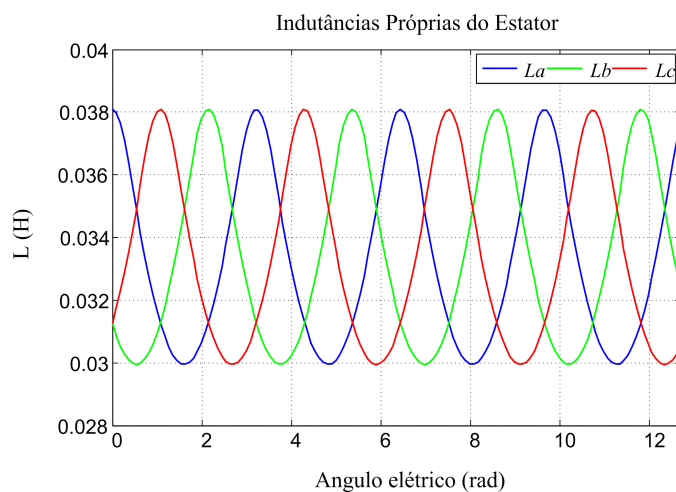


Figura 5.1 - Indutâncias próprias do estator

A Fig. 5.2, apresenta as indutâncias mútuas entre as fases do estator.

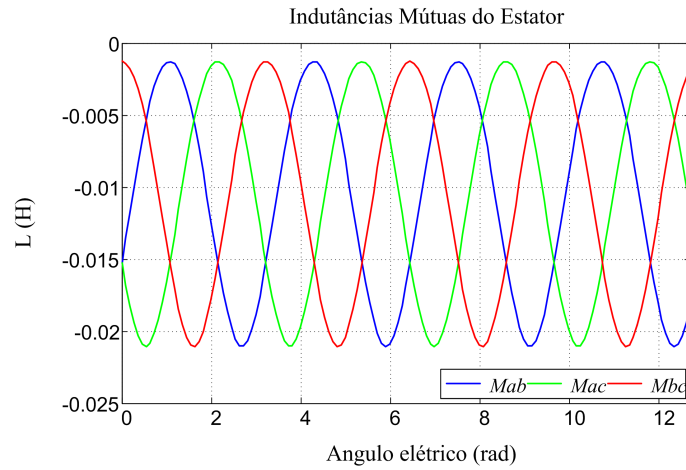


Figura 5.2 - Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator

A Fig. 5.3, apresenta as indutâncias mútuas entre as fases do estator e o enrolamento de campo.

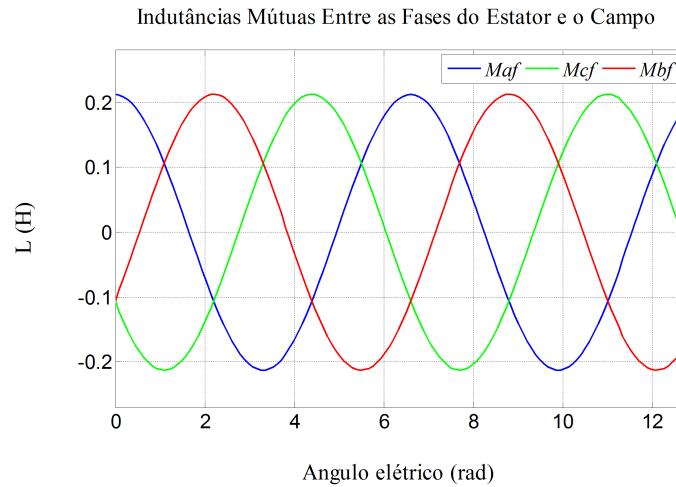


Figura 5.3 - Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e de campo

Da Fig. 5.1, tomando-se como base a fase a do estator, obtém-se o valor máximo $L_{aamax}=38.08 \text{ mH}$ e mínimo $L_{aamin}=29.95 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitude média de variação, $L_{aa(amp)}$ (5.1).

$$L_{aa(amp)} = \frac{L_{aamax} - L_{aamin}}{2} = \frac{38.08 - 29.92}{2} = 4.08mH \quad (5.1)$$

Da Fig. 5.2, tomando-se como base as fases a e b , obtém-se o valor máximo $M_{abmax}=21.06 \text{ mH}$ e mínimo $M_{abmin}=1.27 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitude média de variação, $M_{ab(amp)}$ (5.2).

$$M_{ab(amp)} = \frac{M_{abmax} - M_{abmin}}{2} = \frac{21.06 - 1.27}{2} = 9.89mH \quad (5.2)$$

Calculando a razão entre os valores obtidos das amplitudes de variação das indutâncias próprias e mútuas do estator, encontra-se a relação (5.3).

$$\frac{L_{aa(amp)}}{M_{ab(amp)}} = \frac{4.08}{9.89} = 0.4125 \quad (5.3)$$

Da Fig. 5.3, tomando-se como base o enrolamento da fase a e o enrolamento de campo f , obtém-se o valor máximo $M_{afmax}=212.50 \text{ mH}$ e mínimo $M_{afmin}=212.30 \text{ mH}$, e destes calcula-se a sua amplitudes média de variação (5.4).

$$M_{af(amp)} = \frac{M_{afmax} - M_{afmin}}{2} = \frac{212.50 + 212.30}{2} = 212.40mH \quad (5.4)$$

Para as Fig. 5.1, Fig. 5.2 e Fig. 5.3, no eixo das ordenadas tem-se as indutâncias em Henrys (H), no eixo das abcissas tem-se o ângulo espacial elétrico em radianos (rad), para uma volta completa do eixo da máquina de quatro polos.

5.1.1 Simulação das Grandezas Terminais

Foram selecionados para simulação duas condições de carga e de excitação.

Condição (1), Fig. 5.4 e Fig. 5.5:

- O fator de potência de carga do gerador é (indutivo)
- Torque de turbina $T_m = 18.5 \text{ [N.m]}$;
- Corrente de excitação média $i_f = 12,75 \text{ [A]}$;
- Potência Ativa medida nos terminais do gerador $P_m = 3480 \text{ [W]}$;

- Carregamento de 87% da carga nominal.

Condição (2), Fig. 5.6 e Fig. 5.7:

- O fator de potência de carga do gerador é (capacitivo)
- Torque de turbina $T_m = 15.5 [N.m]$;
- Corrente de excitação média $i_f = 7,75 [A]$;
- Potência Ativa medida nos terminais do gerador $P_m = 2920 [W]$;
- Carregamento de 73% da carga nominal.

A Fig. 5.4 (a) e Fig. 5.6 (a), apresentam a simulação das correntes trifásicas instantâneas nos terminais das fases do estator, nas condições de partida até o regime permanente.

A Fig. 5.4 (b) e Fig. 5.6 (b), apresentam as correntes trifásicas em regime permanente.

A Fig. 5.4 (c) e Fig. 5.6 (c), apresentam a simulação das correntes instantâneas de excitação do gerador, nas condições de partida até o regime permanente.

A Fig. 5.4 (d) e Fig. 5.6 (d), apresentam as correntes de excitação na condição de regime permanente. Nas duas condições simuladas verificam-se oscilações nas correntes de excitação com uma frequência de $360 [Hz]$, com amplitude de oscilação, em torno da excitação média, proporcionalmente maior quando a excitação se torna mais fraca, em torno de 41%, esse é o caso da condição (2) Fig. 5.6 (d), contra 19% da condição (1) Fig. 5.4 (d).

A Fig. 5.5 (a) e Fig. 5.7 (a), apresentam as curvas de torque elétrico nos terminais do gerador, nas condições de partida até o regime permanente.

Nas Fig. 5.5 (b) e Fig. 5.7 (b), verificam-se a oscilação do torque elétrico com uma frequência de $360 [Hz]$.

Observe que o torque elétrico, apresentado nas figuras, oscila em torno de um valor médio que é igual ao torque de turbina aplicado no gerador $T_m = 18.5 [N.m]$ (condição (1)), e $T_m = 15.5 [N.m]$ (condição (2)). A forma de onda de oscilação do torque segue razoavelmente a forma da oscilação da corrente de excitação.

Nas Fig. 5.5 (c) e Fig. 5.7 (c), tem-se os resultados da velocidade do eixo do gerador nas condições simuladas. Pode-se verificar nas condições de regime permanente uma

boa regulação de velocidade, em média 1800 [rpm], com picos de ± 1 [rpm]. Nas Fig. 5.5 (d) e Fig. 5.7 (d), tem-se os resultados do torque de turbina aplicados ao eixo do gerador $T_m = 18.5$ [N.m] (condição (1)), e $T_m = 15.5$ [N.m] (condição (2)).

O momento de inércia J do conjunto máquina primária mais gerador, não foi medido, foi admitido um valor aproximado, baseado em dados de catálogo de fabricantes de geradores elétricos, no presente caso, catálogos da WEG.

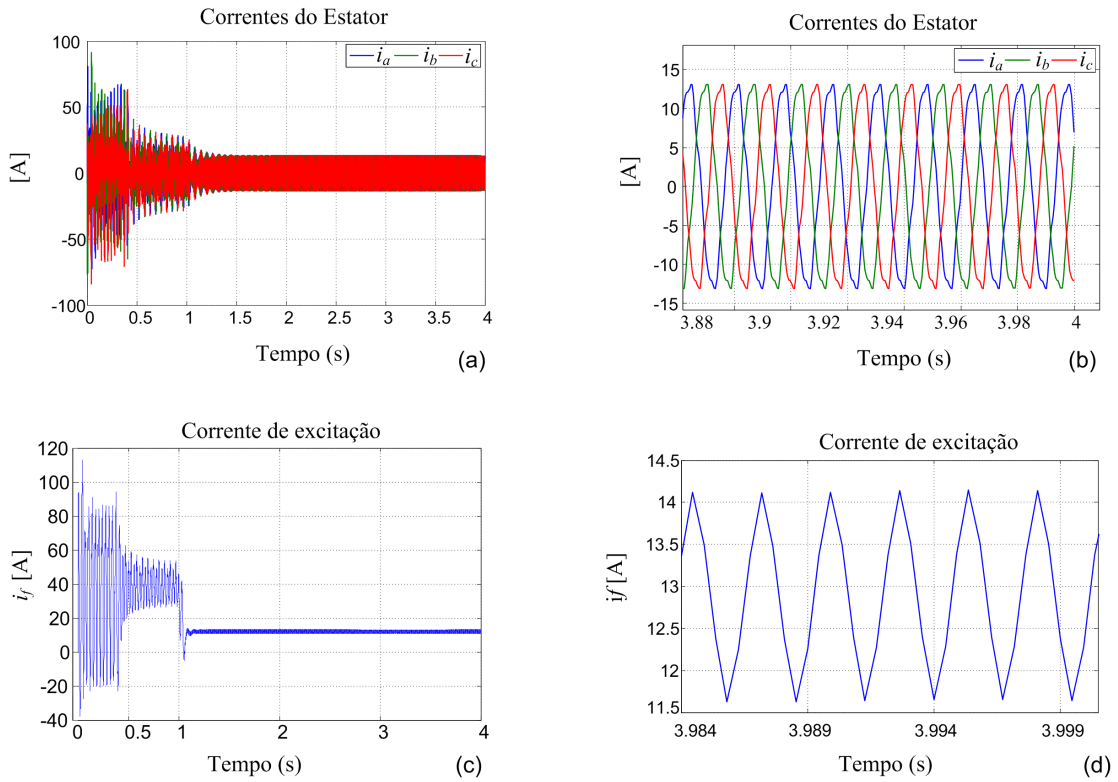


Figura 5.4 - Condição 1: (a) Correntes do estator (b) Correntes do estator (c) Corrente de excitação (d) Corrente de excitação

As Fig. 5.4 a Fig. 5.7, apresentam, em alguns casos, a saber: correntes do estator, correntes de excitação e torque elétrico, resultados complementares um ao lado do outro. As figuras da esquerda mostram as variações das grandezas durante todo o tempo de simulação, enquanto que as da direita mostram um pequeno intervalo de tempo durante a condição de regime permanente.

Vale ressaltar que a parte inicial das variações das grandezas nas figuras à esquerda,

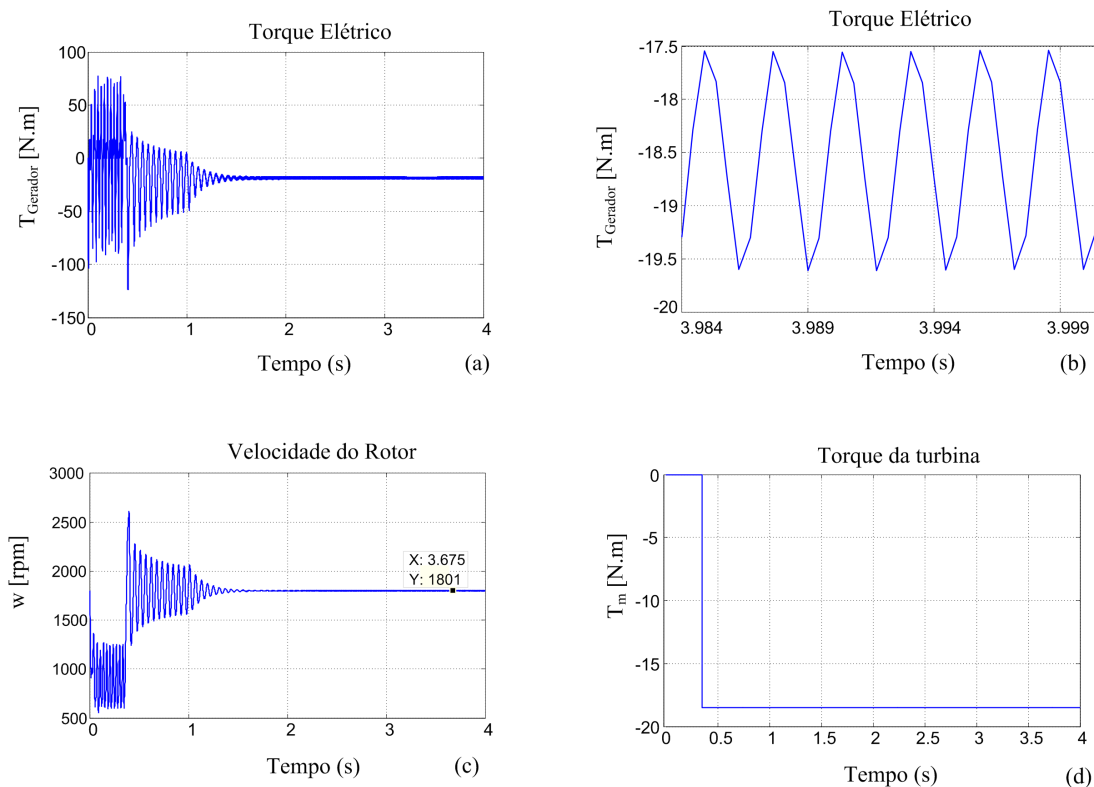


Figura 5.5 - Condição 1: (a) Torque elétrico (b) Torque elétrico (c) Velocidade (d) Torque de turbina

que vai de zero até atingir o regime permanente, embora aparentemente se mostre com um comportamento transitório fisicamente isto não é verdadeiro. Esta parte inicial é resultante de um artifício computacional, com o objetivo de fazer o gerador atingir o regime permanente em um tempo razoável de processamento, sem a necessidade de incorporar no programa os reguladores de tensão e velocidade. Como consequência o programa computacional fica mais simples, limitando-se apenas a integração numérica das equações diferenciais, resultando em tempos de processamento bem reduzidos.

O artifício utilizado se resumiu em utilizar valores iniciais iguais a zero para todas as variáveis de estado, menos a rotação do gerador a qual foi atribuída o valor de rotação síncrona. O valor do conjugado mecânico (Turbina) foi estabelecido em zero até o instante $t = 0.35$ [segundos], e depois constante nos valores indicados nas figuras.

Para acelerar o tempo em que o gerador atinge o regime permanente, foram provocadas variações no momento de inércia, na resistência e na tensão de excitação, estas últimas providências é que tornam a parte inicial dos gráficos sem sentido

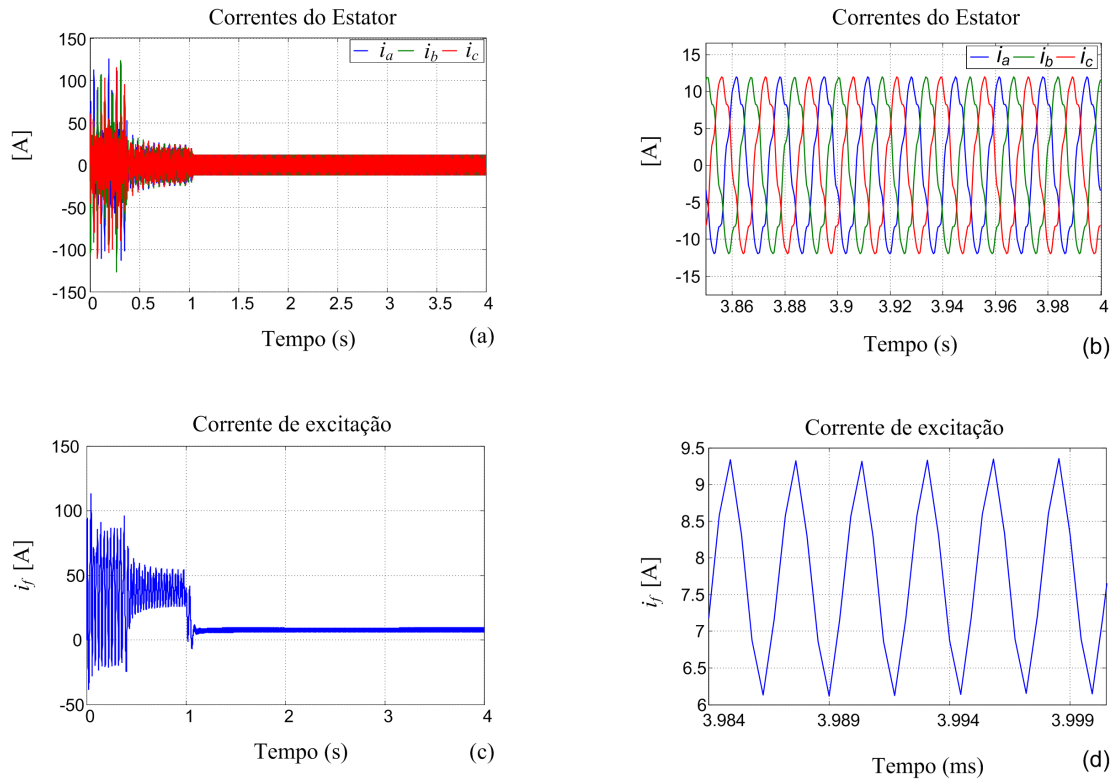


Figura 5.6 - Condição 2: (a) Correntes do estator (b) Correntes do estator (c) Corrente de excitação (d) Corrente de excitação

prático algum.

Inicialmente houve a intenção de não apresentar na redação da tese a referida parte inicial dos gráficos à esquerda, simplesmente pelo fato de não ter um significado físico e portanto prático. Porém, como artifício mostrou-se eficiente, pois diminuiu o tempo de simulação e simplificou o programa computacional, portanto é uma solução que poderá ser utilizada em outros trabalhos e por isso se torna útil o seu registro.

Resumidamente os artifícios utilizados na simulação da partida do gerador podem ser descritos como: inicialmente parte-se o gerador sem carga e com um nível de excitação relativamente alto, considerando as condições nominais; no tempo $t = 0.35$ [segundo] entra a carga, representado pelo torque de turbina T_m ; no tempo $t = 1$ [segundo] é ajustada a excitação aos níveis desejados.

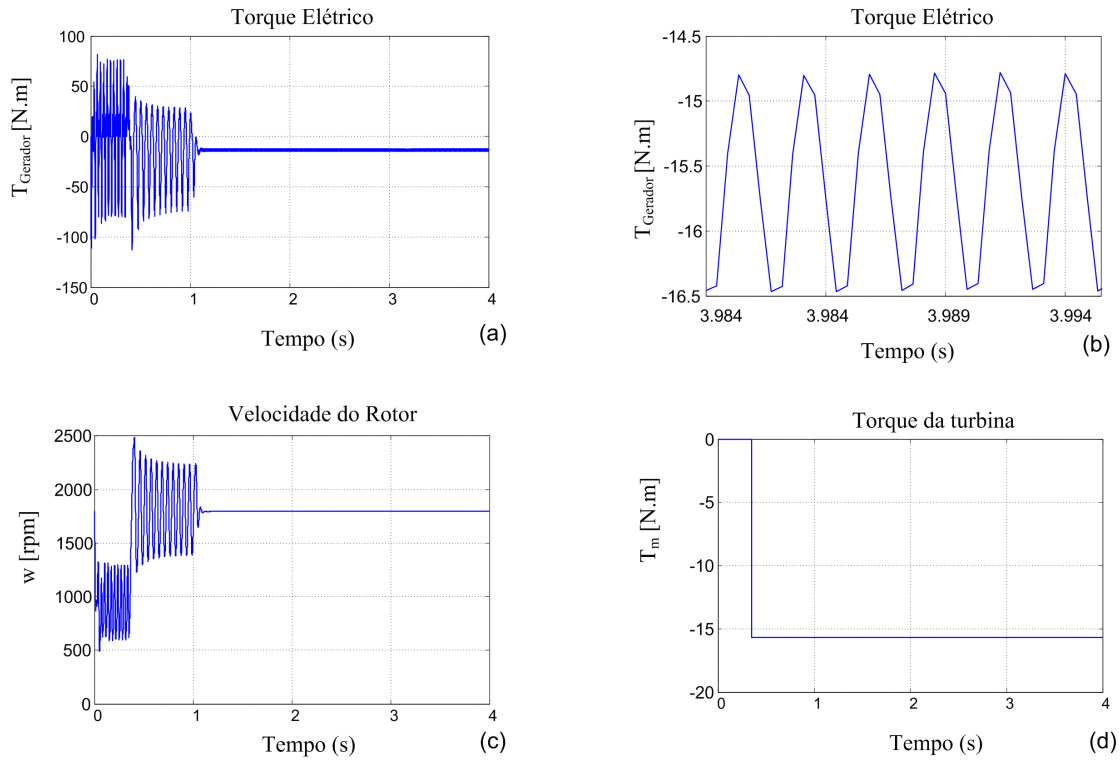


Figura 5.7 - Condição 2: (a) Torque elétrico (b) Torque elétrico (c) Velocidade (d) Torque de turbina

5.2 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A SIMULAÇÃO

Os resultados das simulações mostraram detalhes substanciais, sobre questões antigas e novas que não tem sido, total ou satisfatoriamente respondidas, a exemplo:

- Qual a real influência dos harmônicos espaciais nos parâmetros de indutância da máquina síncrona de polos salientes;
- Quais os efeitos dos harmônicos produzidos pelos enrolamentos e pelas saliências, no torque e na velocidade do eixo do gerador;
- Qual os efeitos destes harmônicos nas grandezas terminais: corrente, tensão, excitação, etc.

Não foi objetivo deste trabalho responder a todas estas questões, porém os resultados aqui apresentados, com certeza ajudará no processo do melhor entendimento destas e outras questões, relativas a principal máquina geradora no sistema elétrico de potência em todo o mundo.

CAPÍTULO 6

CONFRONTAÇÃO TEÓRICO-EXPERIMENTAL

Neste capítulo é realizada a validação da modelagem proposta, através da confrontação entre os resultados teóricos obtidos pela simulação da modelagem no Capítulo 5 e experimentais no Capítulo 4.

6.1 Confrontação Entre as Indutâncias

Na Fig. 6.1, são apresentadas as curvas de indutâncias próprias da fase a do estator: indutância experimental L_{aaE} , indutância teórica, obtida pela modelagem L_{aaM} .

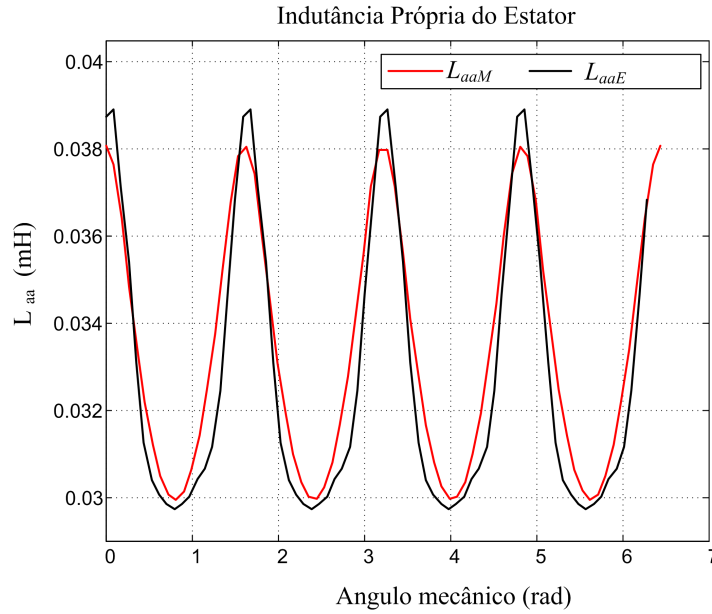


Figura 6.1 - Indutância própria da fase a do estator, no modo experimental e modelagem

Na Fig. 6.2, são apresentadas as curvas de indutâncias mútuas entre as fases a e b do estator: indutância experimental M_{abE} e indutância teórica M_{abM} .

Na Fig. 6.3, são apresentadas as curvas de indutâncias mútuas entre a fase a do estator e o enrolamento de campo f , teórica M_{afM} e experimental M_{afE} .

De uma forma geral observou-se uma boa aproximação entre os valores das indutâncias na confrontação teórico-experimental. Comparando as razões entre amplitudes

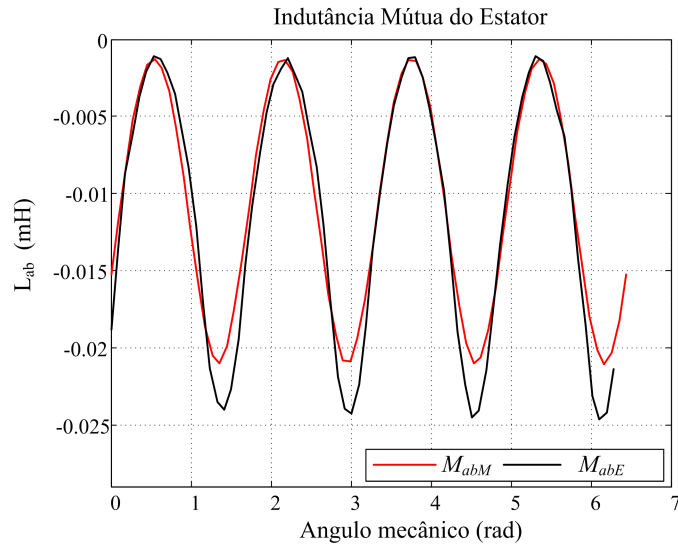


Figura 6.2 - Indutância mútua entre as fases a e b do estator, no modo experimental e modelagem

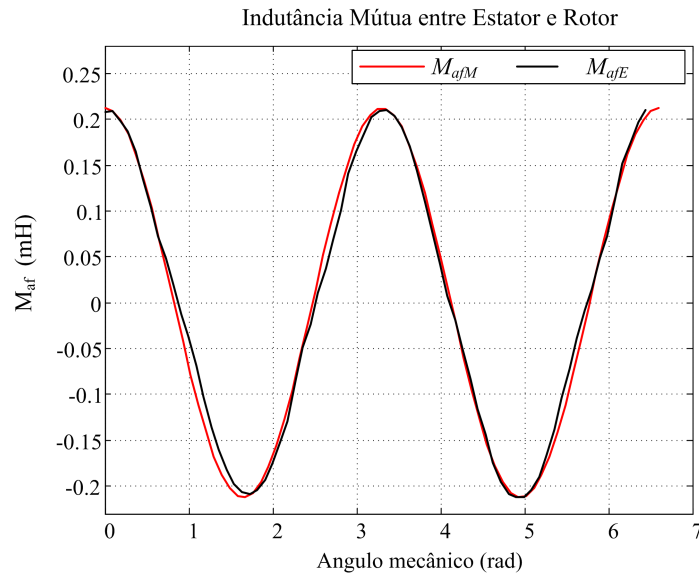


Figura 6.3 - Indutância mútua entre a fase a do estator e o enrolamento de campo f , no modo experimental e modelagem

destas indutâncias a divergência ficou menor que 5%.

6.2 Confrontação Entre as Correntes Terminais

Na Fig. 6.4, são apresentadas a corrente experimental medida nos terminais da fase a $i_{a(Experimental)}$, e a corrente obtida a partir da simulação da modelagem $i_{a(Modelagem)}$.

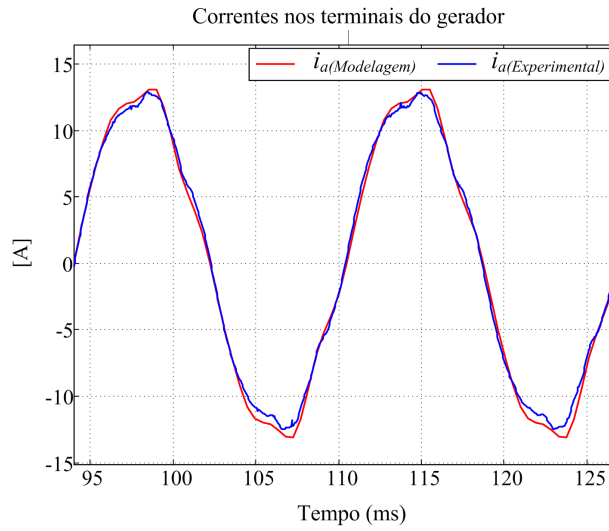


Figura 6.4 - Caso 1 ($Fp = indutivo$): Corrente simulada e medida na fase 'a'

Na Fig. 6.5, são apresentadas a corrente e a tensão nos terminais da fase a , obtidas pela simulação da modelagem, $i_{a(Modelagem)}$ e $V_{a(Modelagem)}$, respectivamente.

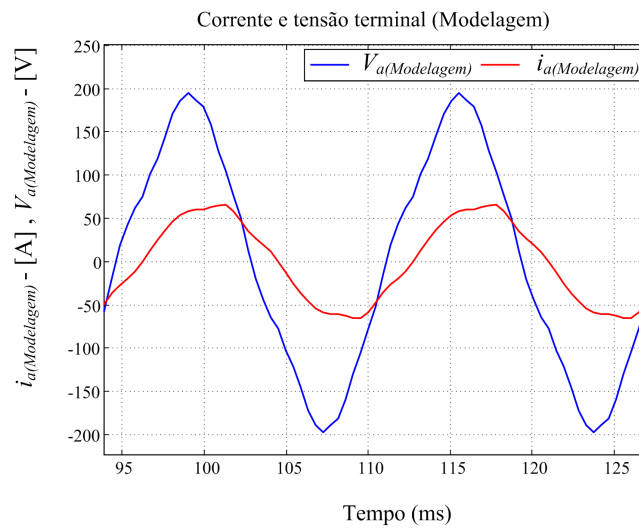


Figura 6.5 - Caso 1 ($Fp = indutivo$): Tensão e corrente simuladas na fase 'a'

Na Fig. 6.6, são apresentadas a corrente e a tensão, medidas nos terminais da fase a , $i_{a(Experimental)}$ e $V_{a(Experimental)}$, respectivamente.

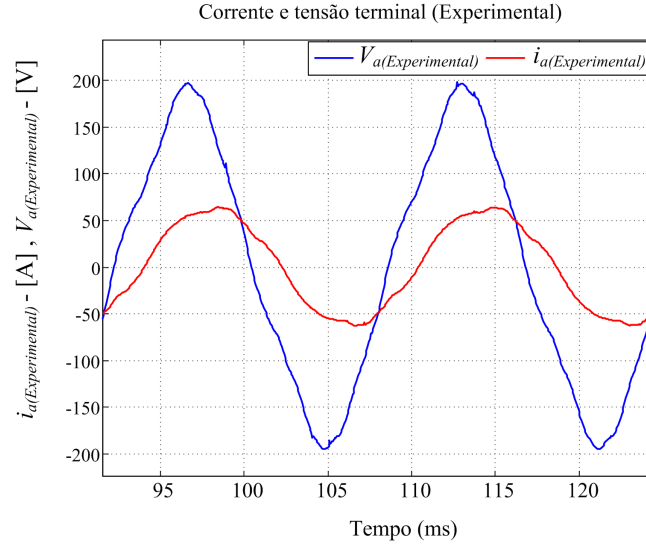


Figura 6.6 - Caso 1 ($Fp = indutivo$): Tensão e corrente experimentais na fase 'a'

A componente fundamental e componentes harmônicas das correntes e tensões medidas nos terminais do gerador, apresentadas nas Fig. 6.4, Fig. 6.5 e Fig. 6.6, e a taxa de distorção harmônica percentual THD , estão mostradas na Tab. 6.1.

Tabela 6.1 - Componentes harmônicas e fundamental de tensão e corrente

	1 th	3 th	5 th	7 th	9 th	11 th	$THD(\%)$
$i_a(Modelagem)$	12,21	0,286	0,673	0,5951	0	0,117	7,78
$i_a(Experimental)$	12,21	0,258	0,562	0,244	0	0,038	5,45
$V_a(Modelagem)$	171,1	10,92	5,89	1,957	1,78	0	7,01

Na Fig. 6.7, são apresentadas a corrente experimental nos terminais da fase a $i_a(Experimental)$, e a corrente obtida a partir da simulação da modelagem $i_a(Modelagem)$.

Na Fig. 6.8, são apresentadas a corrente e a tensão, simuladas nos terminais da fase a , $i_a(Modelagem)$ e $V_a(Modelagem)$, respectivamente.

Na Fig. 6.9, são apresentadas a corrente e a tensão, experimentais nos terminais da fase a , $i_a(Experimental)$ e $V_a(Experimental)$, respectivamente.

Por questão de melhor visualização as correntes nas: Fig. 6.5, Fig. 6.6, Fig. 6.8 e na

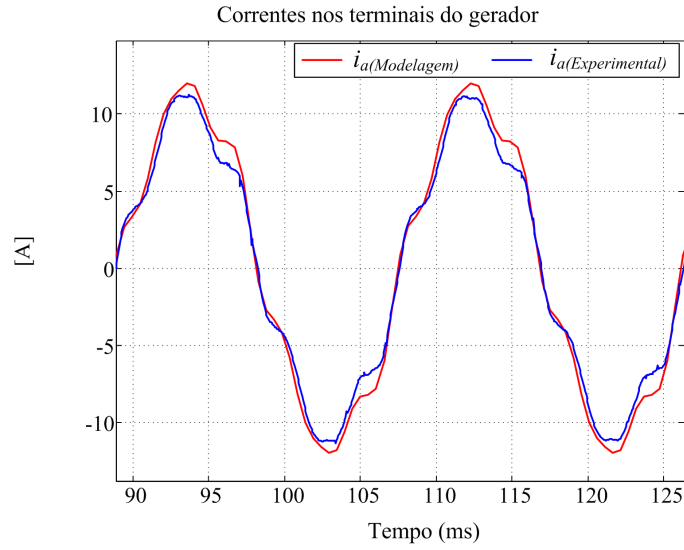


Figura 6.7 - Caso 2 ($Fp = \text{capacitivo}$): Corrente simulada e medida na fase 'a'

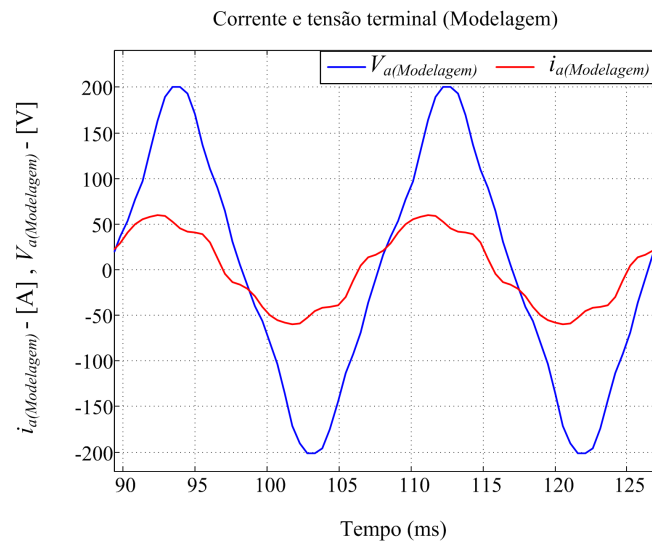


Figura 6.8 - Caso 2 ($Fp = \text{capacitivo}$): Tensão e corrente simuladas na fase 'a'

Fig. 6.9, foram multiplicadas por cinco.

A componente fundamental e componentes harmônicas da corrente e tensão, medidas nos terminais do gerador, apresentadas nas: Fig. 6.7, Fig. 6.8 e Fig. 6.9, e a taxa de distorção harmônica percentual THD , estão mostradas na Tab. 6.2.

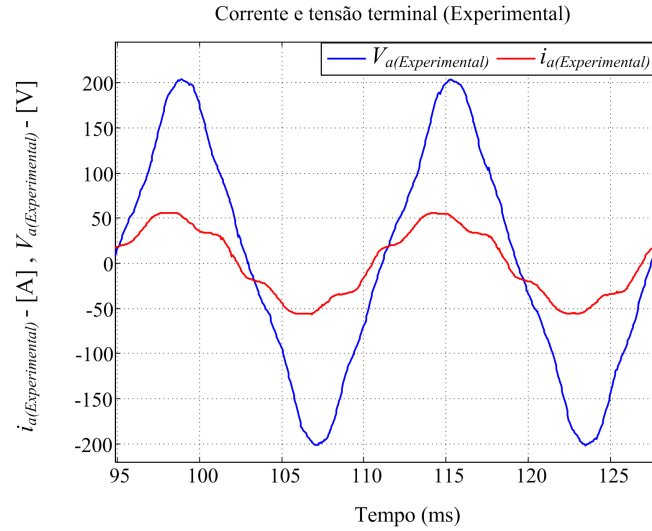


Figura 6.9 - Caso 2 ($F_p = \text{capacitivo}$): Tensão e corrente experimental na fase 'a'

Tabela 6.2 - Componentes harmônicas e fundamental de tensão e corrente

	1 th	3 th	5 th	7 th	9 th	11 th	THD(%)
$i_a(\text{Modelagem})$	10,02	0,242	0,86	0,994	0	0	9,13
$i_a(\text{Experimental})$	10,04	0	1,023	0,497	0	0	11,32
$V_a(\text{Modelagem})$	171,1	14,27	5,882	1,957	1,90	0	9,16

6.3 Confrontação Teórico-Experimental - Considerações finais

De uma forma geral a modelagem reproduziu de maneira efetiva o que se obteve nas medições experimentais, tanto para um fator de potência indutivo quanto para fator de potência capacitivo. Uma distorção maior se observa na corrente terminal quando a excitação é mais fraca, esse é o caso das Fig. 6.7 e Fig. 6.9, situação em que a corrente de excitação ficou em torno de 60% da nominal. A potência ativa desenvolvida, nos dois casos foi aproximadamente igual 69% para os resultados das Fig. 6.4 a Fig. 6.6, e 71% para os resultados das Fig. 6.7 a Fig. 6.9. O gerador utilizado para validar experimentalmente a modelagem, apresentou um considerável conteúdo harmônico espacial, contudo isso foi interessante para os objetivos deste trabalho, tendo em vista que as distorções observadas nas medições de indutâncias e das grandezas terminais se tornaram um detalhe a mais para o teste da modelagem desenvolvida.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÃO e SUGESTÕES

7.1 CONCLUSÃO

Considerando a confrontação teórico-experimental das indutâncias da máquina síncrona, entende-se que, os resultados experimentais confirmaram a boa precisão da modelagem.

Considerando a confrontação teórico-experimental das correntes e tensões terminais, para os dois fatores de potência e condições de carga diferentes apresentados, pode-se concluir que:

- Apesar da omissão da saturação magnética na modelagem da máquina síncrona apresentada, observa-se que, os resultados da simulação da modelagem proposta, mostraram uma boa aproximação em relação aos parâmetros e grandezas obtidos experimentalmente;
- A função proposta para a variação do entreferro se mostrou satisfatória.

7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Inclusão da saturação magnética na modelagem proposta;
- Utilizar a modelagem desenvolvida para estudar o efeito de cargas elétricas não lineares no gerador, por exemplo as perdas devido os harmônicos temporais dentro da MSPS;
- Utilizar a modelagem desenvolvida para estudar e quantificar as perdas devido os harmônicos temporais dentro da MSPS;
- Foram observadas oscilações nas correntes de excitação, na modelagem e nas medições realizadas na bancada de teste, com o gerador sob carga em

paralelo com a rede da concessionária, sugere estudar qual o efeito ou os efeitos destas oscilações nas demais grandezas terminais e em especial no torque da máquina;

- Também foram observadas oscilações na simulação do conjugado eletromagnético, não sendo confrontadas com medições. Sugere portanto, estudar melhor estas oscilações e suas influências no funcionamento das máquinas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-HALIM, M.; MANNING, C. **Direct phase modelling of synchronous generators**. [S.l.]: IET Journals, IEE Proceedings B, Electric Power Applications, V: 137, pp. 239 - 247, 1990. [24](#)

ADKINS, B. **General Theory of Electrical Machines**. [S.l.]: Chapman and Hall, 1964. [23](#)

AHRABIAN, G.; EL-SERAFI, A. **Identification of the synchronous machine parameters under magnetic saturated conditions using stand still frequency response test**. [S.l.]: IEEE - Transaction on Energy Conversion, vol. 1, pp. 545-550, Electrical and Computer Engineering , 2001. Canadian Conference, 2001. [23](#)

ALVARENGA, B. **Model For The Calculation of the Torque of an Induction Machine Including Effects of Windings and Magnetic Saturation**. Federal University of Uberlandia: Master's Thesis in Federal University of Uberlandia, 1993. [28](#)

ALVES, A.; WU, M.; NETO, L. M.; CALIXTO, W.; ALVARENGA, B. **Electrical Parameters Estimation of the Salient Pole Synchronous Machine in Phase Variables**. [S.l.]: IEEE conference proceedings, International Conference on Power Electronics and Intelligent Transportation System (PEITS), November 2010. [49](#), [59](#), [68](#)

ANDRADA, P.; MARTINEZ, E.; PERAT, J.; SÁNCHEZ, J.; TORRENT, M. **Experimental Determination of Magnetic Characteristics of Electrical Machines**. IEEE: IEEE, 2000. [23](#)

ARRILLAGA, J.; CAMPOS-BARROS, J.; AL-KASHALI, H. **Dynamic modeling of single generators connected to HVDC converters**. [S.l.]: IEEE Trans. Power Appar. Systems, vol. 4, pp. 1018-1029, 1978. [24](#)

BELIE, F.; MELKEBEEK, J.; BANDEVELDE, L.; BOEL, R.; GELDHOF, K.; VYNCKE, T. **A nonlinear model for synchronous machines to describe high-frequency signal based position estimators**. [S.l.]: IEEE Conferences, IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, 2005, pp. 696 - 703, 1998. [24](#)

CHANG, L. **An improved FE inductance calculation for electrical machines.** [S.l.]: IEEE Journals, IEEE Transactions on Magnetics, vol. 9, pp. 3237 - 3245, 1996. [24](#)

CHEN, Z.; BLAABJERG, F.; IOV, F. **A study of synchronous machine model implementations in Matlab/Simulink simulations for new and renewable energy systems.** [S.l.]: Electrical Machines and Systems, 2005. ICEMS 2005. Proceedings of the Eighth International Conference, vol. 3, pp. 1960 - 1965, 2005. [23](#)

CHIBA, A.; NAKAMURA, F.; FUKAO, T.; RAHMAN, M. A. **Inductances of cageless reluctance-synchronous machines having non sinusoidal space distributions.** IEEE: Transactions on Industry Applications, vol. 27, no 1, pp, 44-51, 1991. [23](#), [26](#), [68](#)

CONCORDIA, C. **Synchronous Machines.** [S.l.]: John Wiley e Sons, 1951. [23](#)

COUTES, M.; WATSON, W. **Synchronous machine models by standstill frequency response tests.** IEEE: Transactions Power App. Syst/Transactions Power App. Syst PAS-100, no 4, pp, 1480-1487, 1981. [23](#)

DAJAKU, G.; GERLING, D.; FUKAO, T. **The correct analytical expression for the phase inductance of salient pole machines.** IEEE: International Conference on Electrical Machines, 2007. [23](#), [24](#), [68](#)

_____. **Influence of the air-gap permeance harmonics on the performances of the salient pole synchronous PM machines.** [S.l.]: IEEE-International Conference on Electrical Machines, 2008. [23](#)

DEHKORDI, A.; NETI, P.; GOLE, A.; MAGUIRE, T. **Development and Validation of a Comprehensive Synchronous Machine Model for a Real-Time Environment.** IEEE: Transactions on Energy Conversion vol.25, no.1, pp.34-48, 2010. [29](#)

EL-SARAFI, A.; LIANG, X.; FARIED, S. **Factor effecting the accuracy of determining the saturated synchronous machines cross-magnetizing parameters by finite element method.** Power System Resp. Group, Univer. of Saskatchewan, Saskatoon, SK: IEEE, vol. 1, pp. 1-6, ICEM 2008 18th international conference on Vilamoura, 2008. [24](#)

FITZGERALD, A.; JR., C.; UMANS, S. **Maquinas Elébricas**. 6. ed. Porto Alegre: Bookman, 2006. [23](#), [68](#)

GAO, W.; MELIOPOULOS, A.; DOUGAL, E. S. an R. **A nonlinear model for studying synchronous machine dynamic behavior in phase coordinates**. [S.l.]: IEEE Conferences, 2005. ICIT 2005. IEEE International Conferenc, vol. 14, pp. 1092 - 1097, 2005. [24](#)

GARCIA-DOMINGUEZ, M.; RUIZ-VEGA, D. **An alternative synchronous machine model for Quasi-Steady-State simulations**. [S.l.]: IEEE Conferences, Power Symposium, 2008. NAPS '08. 40th North American, vol. 3, pp. 1 - 7, 1999. [24](#)

GORDON, C.; BARTON, T. **Reluctance distribution modelling of saturated salient pole synchronous machines**. [S.l.]: IEEE Journals, IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 9, pp. 323 - 329, 1994. [29](#)

GUIDE, I. **Test Procedures for Synchronous Machines Part II**. [S.l.]: IEEE Transaction, 1996. [23](#)

JONES, C. V. **An analysis of commutation for the unified-machine theory**. Proceedings. IEE: Proc. Inst. Elec. Eng., vol. 105, pt. C, pp. 476-488, 1958. [23](#)

KAR, N.; EL-SARAFI, A. **A new model for the saturated synchronous machines using the intermediate-axis saturation characteristics**. [S.l.]: IEEE, CCECE 2002 Canadian Conference, vol. 1, pp. 172-177, 2002. [24](#)

KARRARI, M.; MALIK, O. **Identification of physical parameters of a synchronous generator from on-line measurements**. [S.l.]: IEEE Conferences, Power Engineering Society General Meeting, vol.3, 2003. [24](#)

KOSTENKO, M.; L.PIOTROVSKI. **Electrical Machines**. 3. ed. [S.l.]: Central Books, 1977. [23](#)

KRAUSE, P. **Analisis of electric machinery**. International Editions: McGraw-Hill Book Company, 1986. [23](#)

LADJAVARDI, M.; MASOUM, M.; ISLAM, S. **Impact of Time and Space Harmonics on Synchronous Generator Load Angle**. [S.l.]: IEEE Conferences, Power Systems Conference and Exposition, IEEE PES, PSCE '06, pp. 1132 - 1138, 2006. [24](#)

- LEVI, E. **Saturation modelling in d-q axis models of salient pole synchronous machines.** [S.l.]: IEEE Journal, Transactions Energy Conversion, vol. 14, pp. 44 - 50, 1999. [24](#)
- LIANG, X.; EL-SARAFI, A.; FARIED, S. **Application of the finite-Element method for the determination of the parameters representaing the cros-magnetizing in saturated synchronous machines.** [S.l.]: IEEE Transation on Energy Conversion, vol. 25, pp. 70-79, 2010. [24](#)
- LIWEI, W.; JATSKEVICH, J.; OZONG, N.; DAVOUDI, A. **Identification of physical parameters of a synchronous generator from on-line measurements.** [S.l.]: IEEE Conferences, Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, CCECE 2007, Page(s): 256 - 259, 2007. [23](#), [24](#)
- LYSHEVSKI, S.; NAZAROV, A.; EL-ANTABLY, A.; YOKOMOTO, C.; SINHA, A.; RIZKALLA, M.; EL-SHARKAWY, M. **Design and optimization, steady-state and dynamic analysis of synchronous reluctance motors controlled by voltage-fed converters with nonlinear controllers.** [S.l.]: IEEE Conferences, Electric Machines and Drives, 1999. International Conference IEMD '99, vol. 3, pp. 782 - 784, 1999. [24](#)
- MANNING, C.; ABDEL, H.; MOHAMED, A. **A new dynamic inductance concept and its application to synchronous machine modelling.** [S.l.]: IET Journals, IEE Proceedings B, vol. 135, pp. 231-239, 1988. [24](#)
- MOHAMMED, O.; LIU, S.; LIU, Z. **FE-based physical phase variable models of electric machines and transformers for dynamic simulations.** [S.l.]: IEEE Conferences, Power Engineering Society General Meeting, 2006, pp. 1132 - 1138, 2006. [24](#)
- MOREIRA, J.; LIPO, T. **Modeling of saturated AC machines including air gap flux harmonic components.** [S.l.]: IEEE Journals, IEEE Transactions on Energy Conversion, V: 28, pp. 343 - 349, 1992. [29](#)
- MOURAD, H.; OMAR, T.; RACHID, I.; FADEL, M.; CAUX, S. **Analysis of synchronous machines with composite stator cores.** [S.l.]: IEEE Conferences, International Conference on Electrical and Electronics Engineering, ELECO 2009, pp. I-211 - I-215, 2009. [23](#)

NETI, A. B. D. and P.; GOLE, A. M.; MAGUIRE, T. L. **Development and validation of a comprehensive synchronous machine model for a real-time environment**. IEEE: Transactions on Energy Conversion vol. 25, no 1, pp. 44-51, 2010. [24](#)

PARK, R. H. **Two reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis - Part I**. [S.l.]: Trans. AIEE - vol. 48, pp. 493-730, 1929. [23](#)

PARK, R. H.; ROBERTSON, B. L. **The reactances of synchronous machines**. [S.l.]: Trans. AIEE, vol. 48, pp. 493-513, 1928. [23](#)

PEKAREK, S.; WASYNICZUK, O.; HEGNER, H. **An efficient and accurate model for the simulation and analysis of synchronous machine/converter systems**. [S.l.]: IEEE Journals, IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 13, pp. 42 - 48, 1998. [24](#)

POSTNIKOV, V.; HILL-COTTINGHAM, R.; EASTHAM, J. **Analysis of synchronous machines with composite stator cores**. [S.l.]: IET Conferences, Seventh International Conference on Electrical Machines and Drives, v: 137, pp. 296 - 300, 1995. [24](#)

SELLSCHOPP, F.; ARJONA, M. **Determination of synchronous machine parameters using standstill frequency response tests at different excitation levels**. IEEE International: vol. 2, pp. 1014-1019, IEMD'07 2007 Electric Machines and Drives Conference, 2007. [23](#)

SHEPHERD, R. V.; KILBORNE, C. E. **The quadrature synchronous reactance of salient-pole synchronous machines**. [S.l.]: Trans. AIEE - vol. 62, pp. 684-689, 1931. [23](#)

SHINNAKA, S. **A new separate-identification method of two stator equivalent core-loss resistances corresponding to hysteresis and eddy-current losses for parallel-type mathematical models of ac motors**. Proceedings. IEEE: Electrical Engineering in Japan, vol 143, No 4, 2003. [51](#)

SLEMON, G. **Magnetoelectric Devices**. [S.l.]: John Wiley e Sons, 1966. [23](#)

SOLTANI, J.; SZABADOS, B. **A novel method of measurement of synchronous machine losses using synthetic loading**. [S.l.]: IEEE Conferences, Proceedings of the Instrumentation and Measurement Technology Conference, 18th IMTC 2001, vol.3, pp. 1948 - 1953, 2001. [51](#)

TRIEZENBERG, D. **Electric Power Systems**. Perdue University: Perdue University, 1978. [29](#)

WANG, F. **A nonlinear saturation model for salient-pole synchronous machines in high performance drive applications**. [S.l.]: IEEE Conferences, 38th IAS Annual Meeting, Conference Record of the Industry Applications, vol.2 pp. 906 - 910, 2003. [24](#)

WRIGHT, S. W. **Determination of synchronous machines constants by test**. [S.l.]: Trans. AIEE, vol. 50, pp. 1331-1351, 1928. [23](#)

GLOSSÁRIO

dicionarizada - Incluído ou registrado em dicionário.

epstopdf - Comando em $\text{\LaTeX}$ que permite converter arquivos eps(encapsulated postscript) para pdf(portable document format).

entreferro - Espaço livre entre o estator e o rotor.

sub-rotina - Parte de um programa de computador.

MSPS - Máquina Síncrona de Polos Salientes.

Polos Salientes - Rotor com superfície não cilíndrica.

Sistema 'abc' - Sistema trifásico com referência nas fases.

CAPÍTULO 10

ANEXO - Tabelas com Dados Experimentais de Fluxo e Correntes

Tabela 10.1 - Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - Alimentação Fase 'a'

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Fluxo	Fluxo	Fluxo
α	i_a^1	λ_{aa}^1	λ_{ba}^1	λ_{ca}^1	λ_{fa}^1
5	3.799	0.1472	0.05148	0.07156	0.79
10	3.786	0.1473	0.07109	0.05135	0.7894
15	3.949	0.1466	0.09127	0.03446	0.7836
20	4.150	0.1469	0.1015	0.02553	0.7736
25	4.430	0.1466	0.1067	0.01657	0.7298
30	4.690	0.1466	0.1004	0.009872	0.6347
35	4.820	0.1465	0.08374	0.005424	0.5027
40	4.860	0.1461	0.06159	0.006295	0.3521
45	4.880	0.1457	0.04621	0.01056	0.2367
50	4.890	0.1454	0.0324	0.01724	0.1022
55	4.870	0.1453	0.02057	0.02879	-0.0598
60	4.830	0.1457	0.01456	0.03996	-0.1781
65	4.800	0.1462	0.009703	0.05826	-0.3307
70	4.780	0.1465	0.008663	0.08159	-0.493
75	4.700	0.1465	0.01216	0.1003	-0.6378
80	4.500	0.146	0.01795	0.1058	-0.7219
85	4.230	0.1466	0.02614	0.1016	-0.7685
90	3.990	0.147	0.03553	0.09069	-0.7861

Tabela 10.2 - Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - Alimentação Fase 'a'

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Fluxo	Fluxo	Fluxo
α	i_a^1	λ_{aa}^1	λ_{ba}^1	λ_{ca}^1	λ_{fa}^1
95	3.80	0.1472	0.06642	0.07398	-0.786
100	3.79	0.1473	0.08208	0.05502	-0.7874
105	3.95	0.1466	0.09663	0.04158	-0.7853
110	4.15	0.1469	0.1054	0.03008	-0.782
115	4.43	0.1466	0.1057	0.02026	-0.757
120	4.69	0.1466	0.09777	0.01319	-0.693
125	4.82	0.1465	0.07047	0.009148	-0.6078
130	4.86	0.1461	0.04602	0.005827	-0.412
135	4.88	0.1457	0.03363	0.0108	-0.2343
140	4.89	0.1454	0.02136	0.01662	-0.1132
145	4.87	0.1453	0.01491	0.0279	0.0499
150	4.83	0.1457	0.009925	0.0398	0.1786
155	4.80	0.1462	0.008395	0.05787	0.328
160	4.78	0.1465	0.01237	0.08038	0.4834
165	4.70	0.1465	0.01855	0.102	0.6561
170	4.50	0.146	0.02563	0.106	0.7327
175	4.23	0.1466	0.03809	0.1023	0.7683
180	3.99	0.147	0.05246	0.08723	0.7871

Tabela 10.3 - Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - estator

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo	Fluxo
α	i_b^1	λ_{bb}^1	i_c^1	λ_{cc}^1	λ_{bc}^1
5	4.8	0.1465	4.82	0.1462	0.009148
10	4.78	0.1461	4.86	0.1465	0.005827
15	4.7	0.1457	4.88	0.1465	0.0108
20	4.5	0.1454	4.89	0.146	0.01662
25	4.23	0.1453	4.87	0.1466	0.0279
30	3.99	0.1457	4.83	0.147	0.0398
35	3.799	0.1462	4.8	0.1472	0.05787
40	3.786	0.1465	4.78	0.1473	0.08038
45	3.949	0.1465	4.7	0.1466	0.102
50	4.15	0.146	4.5	0.1469	0.106
55	4.43	0.1466	4.23	0.1466	0.1023
60	4.69	0.147	3.99	0.1466	0.08723
65	4.82	0.1472	3.799	0.1465	0.06987
70	4.86	0.1473	3.786	0.1461	0.05099
75	4.88	0.1466	3.949	0.1457	0.03775
80	4.89	0.1469	4.15	0.1454	0.02762
85	4.87	0.1466	4.43	0.1453	0.01863
90	4.83	0.1466	4.69	0.1457	0.01144

Tabela 10.4 - Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - estator

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo	Fluxo
α	i_b^1	λ_{bb}^1	i_c^1	λ_{cc}^1	λ_{bc}^1
95	4.8	0.1465	4.82	0.147	0.005851
100	4.78	0.1461	4.86	0.1472	0.00565
105	4.7	0.1457	4.88	0.1473	0.0119
110	4.5	0.1454	4.89	0.1466	0.02152
115	4.23	0.1453	4.87	0.1469	0.03237
120	3.99	0.1457	4.83	0.1466	0.04638
125	3.799	0.1462	4.8	0.1466	0.06656
130	3.786	0.1465	4.78	0.1465	0.08877
135	3.949	0.1465	4.7	0.1461	0.1028
140	4.15	0.146	4.5	0.1457	0.1053
145	4.43	0.1466	4.23	0.1454	0.0966
150	4.69	0.147	3.99	0.1453	0.0812
155	4.82	0.1472	3.799	0.1457	0.0647
160	4.86	0.1473	3.786	0.1462	0.0498
165	4.88	0.1466	3.949	0.1465	0.0361
170	4.89	0.1469	4.15	0.1462	0.0258
175	4.87	0.1466	4.43	0.1465	0.01648
180	4.83	0.1466	4.69	0.1465	0.0099

Tabela 10.5 - Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - rotor/estator

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo
α	i_f^1	λ_{ff}^1	i_b^1	λ_{bf}^1	i_c^1	λ_{cf}^1
5	0.6741	0.8461	4.8	-0.3897	4.82	-0.6078
10	0.674	0.8457	4.78	-0.5441	4.86	-0.412
15	0.669	0.8453	4.7	-0.6607	4.88	-0.2343
20	0.667	0.8453	4.5	-0.7499	4.89	-0.1132
25	0.663	0.8452	4.23	-0.7843	4.87	0.0499
30	0.658	0.8452	3.99	-0.7868	4.83	0.1786
35	0.657	0.8451	3.799	-0.7851	4.8	0.328
40	0.651	0.845	3.786	-0.7872	4.78	0.4834
45	0.65	0.842	3.949	-0.7853	4.7	0.6561
50	0.652	0.845	4.15	-0.7725	4.5	0.7327
55	0.651	0.844	4.43	-0.7236	4.23	0.7683
60	0.651	0.845	4.69	-0.633	3.99	0.7871
65	0.651	0.844	4.82	-0.4859	3.799	0.7859
70	0.655	0.844	4.86	-0.3386	3.786	0.7864
75	0.662	0.844	4.88	-0.1832	3.949	0.7841
80	0.666	0.845	4.89	-0.03614	4.15	0.7749
85	0.672	0.844	4.87	0.07023	4.43	0.7357
90	0.675	0.84	4.83	0.2282	4.69	0.6596

Tabela 10.6 - Cont-Componentes Fundamentais de Corrente e Fluxo - rotor/estator

<i>Pos</i>	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo	Corrente	Fluxo
α	$i_f'^1$	λ_{ff}^1	$i_b'^1$	λ_{bf}^1	$i_c'^1$	λ_{cf}^1
95	0.675	0.843	4.8	0.3347	4.82	0.5178
100	0.676	0.845	4.78	0.5252	4.86	0.3727
105	0.676	0.844	4.7	0.6818	4.88	0.1978
110	0.673	0.844	4.5	0.744	4.89	0.0366
115	0.665	0.845	4.23	0.7844	4.87	-0.0897
120	0.665	0.845	3.99	0.7892	4.83	-0.3897
125	0.659	0.844	3.799	0.79	4.8	-0.5441
130	0.656	0.845	3.786	0.7894	4.78	-0.6607
135	0.652	0.844	3.949	0.7836	4.7	-0.7499
140	0.654	0.845	4.15	0.7736	4.5	-0.7843
145	0.65	0.844	4.43	0.7298	4.23	-0.7868
150	0.65	0.844	4.69	0.6347	3.99	-0.7851
155	0.652	0.843	4.82	0.5027	3.799	-0.7872
160	0.656	0.844	4.86	0.3521	3.786	-0.7853
165	0.661	0.845	4.88	0.2367	3.949	-0.7725
170	0.663	0.845	4.89	0.1022	4.15	-0.7236
175	0.668	0.845	4.87	-0.0598	4.43	-0.633
180	0.669	0.844	4.83	-0.1781	4.69	-0.4859

ÍNDICE

cargas não lineares, [24](#)

conjugado, [25](#)

entreferro, [37](#)

interpolação, [46](#)

magnetomotriz, [37](#)

perdas joule, [52](#)

perdas no núcleo, [52](#)

perdas totais, [51](#)

posxyz, [46](#)

referência abc, [24](#)

Volt-Ampere, [53](#)

volt-ampere, [26](#)