UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO–USP
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA E DE COMPUTAÇÃO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Wagner Eduardo Vanço

**Análise das perturbações causadas pela
poluição harmônica e por desequilíbrio
de tensão em geradores síncronos de
polos salientes isolados**

Wagner Eduardo Vanço

**Análise das perturbações causadas pela poluição
harmônica e por desequilíbrio de tensão em
geradores síncronos de polos salientes isolados**

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia de São Carlos como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Ciências.

Trata-se da versão corrigida da tese. A versão original se encontra disponível na EESC/USP que aloja o Programa de Pós-Graduação de Engenharia Elétrica.

Orientador: Dr. José Roberto Boffino de Almeida Monteiro

Universidade de São Paulo–USP
Escola de Engenharia de São Carlos
Departamento de Engenharia Elétrica e de Computação
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

São Carlos
2020

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da
EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

V223a	<p>Vanço, Wagner Eduardo</p> <p>Análise das perturbações causadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes isolados / Wagner Eduardo Vanço; orientador José Roberto Boffino de Almeida Monteiro. São Carlos, 2020.</p> <p>Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Área de Concentração em Sistemas Dinâmicos -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2020.</p> <p>1. Cargas desbalanceadas. 2. Cargas não lineares. 3. Poluição harmônica. 4. Segunda harmônica. 5. Sexto harmônico. 6. Torque eletromagnético. 7. Torque oscilante. I. Título.</p>
-------	--

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **WAGNER EDUARDO VANÇO.**

Título da tese: "Análise das perturbações causadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes isolados".

Data da defesa: 11/11/2020

Comissão Julgadora:

Resultado

Prof. Dr. **José Roberto Boffino de Almeida Monteiro**
(Orientador)

(Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP)

APROVADO

Prof. Dr. **Fernando Beto Silva**

(Universidade Federal de Ouro Preto/UFOP)

APROVADO

Prof. Dr. **Luciano Coutinho Gomes**

(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

APROVADO

Prof. Dr. **Geraldo Caixeta Guimarães**

(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

APROVADO

Prof. Dr. **Carlos Matheus Rodrigues de Oliveira**

(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

APROVADO

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica:

Prof. Titular **Ivan Nunes da Silva**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**

Dedico este trabalho aos meus pais, Roseli e Sergio, e minha irmã Vanessa.

Agradecimentos

Agradeço à Deus pela existência.

Ao prof. Dr. José Roberto Boffino de Almeida Monteiro pela dedicação, orientação e paciência ao longo deste doutorado.

Ao prof. Dr. Manoel Luis de Aguiar pela sugestão de estimações das grandezas elétricas do gerador síncrono utilizado.

Aos Amigos e Colegas do Laboratório de Pesquisa da Universidade de São Paulo (Carlos Matheus, Edson Geraldi, Thales Almeida, Maiara Oliveira, Flávio Alegretti, Alan Gregori, Matheus Moro, Stefan Thiago, Suetake, Paulo Guazzelli, Murilo Bento, Willian Pereira, Marcelo Santana, Marley Tavares, Tatiane Fernandes, Celton Ribeiro, Thiago Santelo e Anna Giuglia) por muito de suas contribuições, companheirismo e amizade.

Aos Amigos da Universidade Federal de Uberlândia (Fernando Bento, Fabiana Pereira, Bruna Sousa, Rubens Assunção, Cinara Fagundes, Vinicius Lemes, Arthur Costa, Thales Oliveira, Daniel Tobias, Victor Rubim, Roni Gonçalves e Cesar Augusto) por muito de suas contribuições, companheirismo e amizade.

Aos amigos de caminhada (José Mario Menescal e Eudinei de Oliveira), muito obrigado por estarem presentes nos bons e difíceis momentos.

À Família Vanço e Hillebrand, aos familiares dos quais estevem comigo em todos os momentos, apoiando-me nos momentos bons e difíceis dos últimos 4 anos.

À Marisa Helena R. Vicente Fortulan e Daniel Rogério Manjini pela presteza na realização dos serviços junto à secretaria da pós-graduação.

E por fim ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro.

*Pedi, e dar-se-vos-á;
buscai, e encontrareis;
batei, e abrir-se-vos-á.
Porque, aquele que pede, recebe;
e, o que busca, encontra;
e, ao que bate, abrir-se-lhe-á.*

Mateus 7:7,8

Resumo

Vanço, Wagner Eduardo. **Análise das perturbações causadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes isolados.** 258 p. Tese de doutorado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2020.

Este trabalho apresenta as análises das oscilações causadas pela poluição harmônica provocadas por cargas não lineares e por desequilíbrio de tensão provocado pelas cargas desequilibradas em geradores síncronos de polos salientes que operam isoladamente em regime permanente.

As oscilações analisadas são causadas pela poluição harmônica em geradores síncronos de polos salientes isolados, as quais são decorrentes do uso de um retificador trifásico e por lâmpadas fluorescentes compactas. O primeiro caso é baseado no fato que retificadores de 6 pulsos ser usualmente aplicados em geradores síncronos que operam ilhados nas operações industriais em determinadas cargas de corrente contínua (CC) e conversores de frequência. E o segundo caso, com cargas típicas de sistemas de iluminação, tais como as lâmpadas fluorescentes compactas que são empregadas nos geradores síncronos isolados.

São analisadas as oscilações ocorridas no gerador síncrono em regime desequilibrado, com o grau de desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%. Esses valores são aceitáveis de acordo com os regulamentos e normas internacionais no fornecimento de energia nas redes elétricas de distribuição. Partindo dos valores de desequilíbrio de tensão recomendado por tais normas, o mesmo grau de desequilíbrio de tensão tolerado é usado neste trabalho para o gerador síncrono de polos salientes ilhado.

Os impactos provocados por desequilíbrio de tensão são ocasionados pela falta de simetria entre as fases na distribuição de cargas do gerador síncrono de polos salientes isolado. Isso provoca consequentemente o desequilíbrio de tensão, cujos valores considerados correspondem à análise das perturbações do terceiro e quarto casos.

Em relação aos efeitos simultâneos provocados pela poluição harmônica e por desequilí-

brio de tensão, aplica-se o desequilíbrio nas fases do gerador síncrono utilizando lâmpadas fluorescentes compactas. Desse modo, o quinto e o sexto estudos de casos são analisados para o regime permanente não senoidal desequilibrado com um grau de desequilíbrio próximo de 3% e 2%, respectivamente.

As contribuições estão fundamentadas nos estudos de casos analisados e nos respectivos impactos que as oscilações por harmônicos e desequilíbrio ocasionam no gerador síncrono de polos salientes isolado. As perturbações ou distúrbios oscilatórios, decorrentes dos harmônicos de sexta ordem e seus múltiplos pela poluição harmônica e o harmônico de segunda ordem decorrente ao desequilíbrio de tensão, podem ter ou têm o potencial para causar danos eletromecânicos ao gerador síncrono de polos salientes.

Palavras-chave: Cargas desbalanceadas. Cargas não lineares. Efeitos. Impactos. Oscilação. Perdas elétricas. Polos salientes. Poluição harmônica. Qualidade de energia. Segunda harmônica. Sexto harmônico. Torque eletromagnético. Torque oscilante.

Abstract

Vanço, Wagner Eduardo. **Analysis of disturbances caused by harmonic pollution and unbalance voltage in isolated salient pole synchronous generators.** 258 p. Ph.D. Thesis – São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, 2020.

This study presents the analysis of oscillations caused by harmonic pollution caused by non-linear loads and by voltage unbalanced caused by unbalanced loads in salient pole synchronous generators that operate isolated under steady state.

The analyzed oscillations are caused by harmonic pollution in isolated salient pole synchronous generators, which are due to the use of a three-phase rectifier and compact fluorescent lamps. The first case is based on the fact that 6-pulse rectifiers are usually applied to synchronous generators that operate islanded in industrial operations under certain direct current (DC) loads and frequency converters. And the second case, with loads typical of illumination systems, such as compact fluorescent lamps that are used in isolated synchronous generators.

The oscillations that occur in the synchronous generator in an unbalanced regime are analyzed, with the degree of voltage unbalanced close to 3% and 2%. These values are acceptable in accordance with international regulations and standards in the supply of energy in the electrical distribution networks. Starting from the values of voltage unbalanced recommended by such standards, the same degree of voltage unbalanced tolerated is used in this work for islanded salient pole synchronous generator.

The impacts caused by voltage unbalanced are caused by the absence of symmetry between the phases in the load distribution of the isolated salient pole synchronous generators. This consequently cause to voltage unbalance, whose values considered correspond to the analysis of disturbances in the third and fourth cases.

Regarding the simultaneous effects caused by harmonic pollution and voltage unbalance, the imbalance in the phases of the synchronous generator is applied using compact fluorescent lamps. Thus, the fifth and sixth cases are analyzed for the unbalanced perma-

nent non-sinusoidal regime with a degree of unbalanced close to 3% and 2%, respectively.

The contributions are based on the case studies analyzed and on the respective impacts that oscillations by harmonics and unbalanced cause on the isolated salient pole synchronous generators. The perturbation or oscillatory disturbances, resulting from the sixth order harmonics and their multiples due to harmonic pollution and the second order harmonic resulting from voltage unbalanced, can have or have the potential to cause electromechanical damage to the salient pole synchronous generator.

Keywords: Unbalanced loads. Non-linear loads. Effects. Impacts. Oscillation. Electrical losses. Salient pole. Harmonic pollution. Power quality. Second harmonic. Sixth harmonic. Electromagnetic torque. Oscillatory torque.

Lista de ilustrações

Figura 1	Esquema representativo de eixos magnéticos e dos enrolamentos da máquina síncrona de polos salientes ligados em estrela. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).	52
Figura 2	Transformação de circuitos estacionários representados por relações trigonométricas	59
Figura 3	Circuito equivalente $qd0s$ de uma máquina síncrona de polos salientes com o eixo referencial no rotor. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).	76
Figura 4	Máquina síncrona de polos salientes com correntes definidas como positivas para fora dos enrolamentos da fase do estator - ação geradora. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).	77
Figura 5	Circuito equivalente $qd0s$ de um gerador síncrono de polos salientes com o eixo referencial no rotor. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).	78
Figura 6	Componentes de força magnetomotriz harmônica.	85
Figura 7	Representação gráfica do fasor da superposição de torque eletromagnético devido às componentes harmônicas. Fonte: Adaptado de (FUCHS; MASOUM, 2008).	87
Figura 8	Distribuição e interação da fmm devido às componentes de sequência positiva e negativa.	92
Figura 9	A razão K é relacionada pela perda média e a perda máxima com base no par harmônico. Fonte: Extraído e adaptado de (ROSS; BATCHELOR, 1943; DAS, 2017).	93
Figura 10	Componentes de fmm s harmônicas e de sequência negativa	95
Figura 11	Oscilações ocasionadas devido à iteração das fmm s dos harmônicos temporais e componente de sequência negativa.	96

Figura 12	Banca didática para ensaios experimentais em um gerador síncrono de polos salientes isolado. Sendo composta por: (1) - GPS de 5 kVA; (2) - Máquina de corrente contínua em ligação de campo independente para desempenhar papel de força primária; (3) Pontes retificadoras para alimentação CC no campo e armadura da máquina CC; (4) - Regulador Automático de Tensão - <i>Automatic Voltage Regulator</i> (AVR) ou então um (5) - Retificador trifásico alimentando o enrolamento de campo do gerador síncrono com filtragem e (6) - Osciloscópios.	98
Figura 13	Cargas não lineares. a) Retificador trifásico; b) Lâmpadas fluorescentes compactas.	99
Figura 14	Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado alimentando uma ponte retificadora trifásica.	99
Figura 15	Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	100
Figura 16	Tensões de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico. . . .	102
Figura 17	Tensões de linha experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico. . . .	104
Figura 18	Correntes de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico. . . .	105
Figura 19	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	108
Figura 20	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	108
Figura 21	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	109
Figura 22	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	109
Figura 23	Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	110
Figura 24	Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	110
Figura 25	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	111
Figura 26	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	111
Figura 27	Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	112

Figura 28	Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	112
Figura 29	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	112
Figura 30	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	113
Figura 31	Variações no ângulo de carga devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	113
Figura 32	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	113
Figura 33	Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	114
Figura 34	Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	114
Figura 35	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	114
Figura 36	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	115
Figura 37	Oscilação na corrente de campo devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	115
Figura 38	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	116
Figura 39	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	116
Figura 40	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	117
Figura 41	Tensões de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.	119
Figura 42	Tensões de linha experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.	121
Figura 43	Correntes experimentais e simuladas de fase distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.	122

Figura 44	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	125
Figura 45	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	125
Figura 46	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. .	126
Figura 47	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	126
Figura 48	Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	127
Figura 49	Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	127
Figura 50	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	128
Figura 51	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	128
Figura 52	Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	129
Figura 53	Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	129
Figura 54	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	129
Figura 55	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	130
Figura 56	Variações no ângulo de carga devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	130
Figura 57	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	131
Figura 58	Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	131
Figura 59	Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	132
Figura 60	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	132

Figura 61	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	133
Figura 62	Oscilação na corrente de campo devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	133
Figura 63	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	134
Figura 64	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	134
Figura 65	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	134
Figura 66	Carga linear. a) Lâmpadas incandescentes; b) Operação do gerador síncrono com desequilíbrio.	138
Figura 67	Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão.	138
Figura 68	Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	141
Figura 69	Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	143
Figura 70	Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	144
Figura 71	Desequilíbrio de tensão experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 3%.	146
Figura 72	Desequilíbrio de corrente experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 3%.	146
Figura 73	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	148
Figura 74	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	149
Figura 75	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	149
Figura 76	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	150
Figura 77	Oscilação da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	150
Figura 78	Oscilação da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	151

Figura 79	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 151
Figura 80	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 151
Figura 81	Oscilação da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 152
Figura 82	Oscilação da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 152
Figura 83	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 152
Figura 84	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 153
Figura 85	Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 153
Figura 86	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 153
Figura 87	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimção segundo (KRAUSE et al., 2013). 154
Figura 88	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimção segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019). 154
Figura 89	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimção segundo (KRAUSE et al., 2013). 154
Figura 90	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimção segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019). 155
Figura 91	Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 155
Figura 92	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 156
Figura 93	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 156
Figura 94	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. 156
Figura 95	Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. 159

Figura 96	Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. .	161
Figura 97	Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. .	162
Figura 98	Desequilíbrio de tensão experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 2%.163	
Figura 99	Desequilíbrio de corrente experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 2%.164	
Figura 100	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	165
Figura 101	Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	165
Figura 102	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. .	165
Figura 103	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	166
Figura 104	Oscilação da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	166
Figura 105	Oscilação da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	167
Figura 106	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.167	
Figura 107	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	168
Figura 108	Oscilação da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	168
Figura 109	Oscilação da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	168
Figura 110	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	169
Figura 111	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	169
Figura 112	Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	170
Figura 113	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	170
Figura 114	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimção segundo (KRAUSE et al., 2013).170	

Figura 115	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	171
Figura 116	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	171
Figura 117	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	172
Figura 118	Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	172
Figura 119	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	173
Figura 120	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	173
Figura 121	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	173
Figura 122	Carga não linear distribuídas entre as fases resultando desequilíbrio de tensão no GSPS.	176
Figura 123	Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão.	176
Figura 124	Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	179
Figura 125	Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	181
Figura 126	Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	182
Figura 127	Desequilíbrio de tensão em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,96%.	184
Figura 128	Desequilíbrio de corrente em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,96%.	184

Figura 129	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	186
Figura 130	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	186
Figura 131	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	187
Figura 132	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	187
Figura 133	Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	188
Figura 134	Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	188
Figura 135	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	189
Figura 136	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	189
Figura 137	Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	189
Figura 138	Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	190
Figura 139	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	190
Figura 140	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	190
Figura 141	Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	191
Figura 142	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	191

Figura 143	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	191
Figura 144	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	192
Figura 145	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013). . .	192
Figura 146	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019). . .	193
Figura 147	Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	193
Figura 148	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. . .	194
Figura 149	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	194
Figura 150	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	195
Figura 151	Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	197
Figura 152	Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	199
Figura 153	Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	200
Figura 154	Desequilíbrio de tensão em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,11%.	201
Figura 155	Desequilíbrio de corrente em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,11%.	202

Figura 156	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	203
Figura 157	Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	204
Figura 158	Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	204
Figura 159	Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	205
Figura 160	Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. . .	205
Figura 161	Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	205
Figura 162	Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	206
Figura 163	Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	206
Figura 164	Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	206
Figura 165	Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	207
Figura 166	Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	207
Figura 167	Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	208
Figura 168	Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	208
Figura 169	Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	208

Figura 170	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).	209
Figura 171	Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).	209
Figura 172	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013). . .	210
Figura 173	Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019). . .	210
Figura 174	Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	211
Figura 175	Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	211
Figura 176	Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	211
Figura 177	Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	212
Figura 178	Máquina síncrona de polos salientes de 5 kVA acoplada a um motor de corrente contínua	240
Figura 179	Características do ensaio de circuito aberto do gerador síncrono de 5 kVA.	243
Figura 180	Características do ensaio de curto-circuito do gerador síncrono de 5 kVA.	243
Figura 181	Tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.	245
Figura 182	Zoom da tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.	245
Figura 183	Forma de onda da tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.	246
Figura 184	Oscilografia de tensões e correntes para determinação da reatância de <i>Potier</i> e dispersão.	246
Figura 185	Corrente de campo relacionada à corrente de armadura do gerador síncrono suprimindo motores de indução em vazio.	247
Figura 186	Determinação do triângulo de <i>Potier</i> para o gerador síncrono de 5 kVA.	248
Figura 187	Decaimento da velocidade do grupo motor-gerador.	251

Figura 188	Decaimento da velocidade do conjunto motor-gerador	252
Figura 189	Bancada experimental e obtenção das leituras de tensões e correntes de fase.	258

Lista de tabelas

Tabela 1	Condições de desequilíbrio para máquinas síncronas.	92
Tabela 2	Dados e os parâmetros elétricos e mecânicos do gerador síncrono. . . .	100
Tabela 3	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. . .	101
Tabela 4	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	103
Tabela 5	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. . .	103
Tabela 6	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	103
Tabela 7	Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. . .	106
Tabela 8	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	106
Tabela 9	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - retificador trifásico.	117
Tabela 10	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	118
Tabela 11	Valor eficaz e distorção total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.	120
Tabela 12	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	120
Tabela 13	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de linha, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	120

Tabela 14	Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	123
Tabela 15	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.	123
Tabela 16	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - LFCs.	135
Tabela 17	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	140
Tabela 18	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	142
Tabela 19	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	142
Tabela 20	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	142
Tabela 21	Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	145
Tabela 22	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.	145
Tabela 23	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - desequilíbrio de tensão de 3,19%.	157
Tabela 24	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	158
Tabela 25	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	160
Tabela 26	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	160
Tabela 27	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	160
Tabela 28	Decomposições das formas de ondas de correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	163
Tabela 29	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.	163

Tabela 30	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - desequilíbrio de tensão de 2,12%.	174
Tabela 31	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	178
Tabela 32	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	180
Tabela 33	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	180
Tabela 34	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	180
Tabela 35	Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	183
Tabela 36	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.	183
Tabela 37	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - poluição harmônica e desequilíbrio de tensão de 2,96%.	195
Tabela 38	Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	196
Tabela 39	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	198
Tabela 40	Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	198
Tabela 41	Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de linha, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	198
Tabela 42	Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	201

Tabela 43	Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	201
Tabela 44	Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.	212
Tabela 45	Valores eficazes de tensão terminal de fase e corrente de campo obtidos no ensaio de circuito aberto.	241
Tabela 46	Valores eficazes de corrente terminal de fase e corrente de campo obtidos no ensaio de curto-circuito.	242
Tabela 47	Valores eficazes do gerador síncrono do ensaio de fator de potência relativamente baixo.	247
Tabela 48	Valores estimados das reatâncias e tempos transitórios e subtransitórios.	248
Tabela 49	Valores adotados para as reatâncias e tempos transitórios e subtransitórios.	249
Tabela 50	Resistência e indutância dos enrolamentos de armadura e campo.	249
Tabela 51	Valores obtidos experimentalmente do motor de corrente contínua.	250
Tabela 52	Valores obtidos experimentalmente para ensaio de retardamento.	251
Tabela 53	Parâmetros do gerador síncrono de 5 kVA.	253

Lista de siglas

ANEEL Agência Nacional de Energia Elétrica

AVR *Automatic Voltage Regulator*

CC Corrente Contínua

CUF *Current Unbalance Factor*

DC *Direct Current*

THD Distorção Harmônica Total

FFT Fast Fourier Transform

GPS Gerador Síncrono de Polos Salientes

GSV Gerador Síncrono Virtual

IEEE *Institute of Electrical and Electronic Engineers*

IEC *International Electrotechnical Commission*

LACEP Laboratório de Controle e Eletrônica de Potência da Escola de Engenharia de São Carlos

LFCs Lâmpadas Fluorescentes Compactas

LED *Light Emitting Diode*

LVUR *Line Voltage Unbalance Rate*

NEMA *National Electrical Manufacturers Association*

PVUR *Phase Voltage Unbalance Rate*

RF *Ripple Factor*

SI Sistema Internacional de Unidades

TSF *Trajectory Sensitivity Functions*

TSM *Trajectory Sensitivity Method*

USP Universidade de São Paulo

VUF *Voltage Unbalance Factor*

Sumário

1	Introdução	39
1.1	Revisão bibliográfica	41
1.2	Motivação	47
1.3	Objetivos	48
1.4	Organização do texto	49
2	Modelagem Matemática	51
2.1	Variáveis de tensão na máquina síncrona	51
2.2	Equação de torque eletromagnético nas variáveis da máquina	56
2.3	Variáveis de tensão do estator para eixo referencial arbitrário	57
2.3.1	Equações de transformação: mudança de variáveis	57
2.3.2	Transformação de variáveis estacionárias da máquina síncrona para o eixo referencial arbitrário	59
2.4	Equações de tensões no eixo referencial do rotor	62
2.5	Equação de torque eletromagnético no eixo referencial do rotor	68
2.6	Valores em pu das equações elétricas e mecânicas da máquina síncrona . .	69
2.6.1	Valores em pu do torque eletromagnético	69
2.6.2	Valores em pu de parâmetros da máquina síncrona	70
2.7	Reatâncias e constantes de tempo para regime transitório e subtransitório	73
2.8	Operação da máquina síncrona de polos salientes como gerador	75
3	Conceitos, Definições e Efeitos das Perturbações	79
3.1	Distorção harmônica	79
3.1.1	Distorções harmônicas em sistemas elétricos	79
3.1.2	Distorções harmônicas em máquinas síncronas	81
3.2	Desequilíbrio	87
3.2.1	Desequilíbrio em sistemas elétricos	87
3.2.2	Desequilíbrio em máquinas síncronas	90

3.3	Distorção harmônica e desequilíbrio	92
3.3.1	Regime permanente desequilibrado não senoidal em máquinas síncronas	92
4	Análise das perturbações provocadas pela poluição harmônica	97
4.1	Bancada didática e diagrama elétrico	97
4.2	Gerador síncrono de polos salientes isolado alimentando um retificador trifásico	101
4.2.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	101
4.2.2	Discussões e resultados das oscilações	107
4.3	Gerador síncrono de polos salientes isolado suprimindo lâmpadas fluorescentes compactas	118
4.3.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	118
4.3.2	Discussões e resultados das oscilações	124
5	Análise das perturbações provocadas por desequilíbrio de tensão	137
5.1	Bancada didática e diagrama elétrico	137
5.2	Gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão de 3% . . .	140
5.2.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	140
5.2.2	Discussões e resultados das oscilações	147
5.3	Gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão de 2% . .	158
5.3.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	158
5.3.2	Discussões e resultados das oscilações	164
6	Análise das perturbações provocadas pela poluição harmônica e desequilíbrio de tensão	175
6.1	Bancada didática e diagrama elétrico	176
6.2	Gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 3%	178
6.2.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	178
6.2.2	Discussões e resultados das oscilações	185
6.3	Gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2%	196
6.3.1	Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas	196
6.3.2	Discussões e resultados das oscilações	203
7	Discussões e comparativo das perturbações	213
7.1	Discussões e comparativo das perturbações relacionadas à poluição harmônica	213
7.2	Discussões e comparativo das perturbações relacionadas ao desequilíbrio de tensão	215

7.3	Discussões e comparativo das oscilações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão	216
8	Conclusões	219
	Referências	223
	Apêndices	237
APÊNDICE A	Determinação experimental dos parâmetros do gerador síncrono	239
A.1	Características e ensaios de circuito aberto e de curto-circuito	239
A.2	Ensaio de baixo escorregamento	244
A.3	Ensaio para determinação da reatância de <i>Potier</i> e dispersão	245
A.4	Estimativa das reatâncias e tempos transitório e subtransitórios	248
A.5	Resistências e indutâncias da máquina síncrona	249
A.6	Cálculo de inércia do conjunto motor-gerador	250
A.7	Parâmetros elétricos e mecânicos	252
APÊNDICE B	Estimação das variáveis elétricas do gerador síncrono	255
B.1	Estimação experimental de tensão, corrente e potência	255
B.2	Estimação do ângulo de carga e torque eletromagnético	256
B.3	Leituras experimentais e osciloscópios utilizados	257

Introdução

A energia elétrica consumida por estabelecimentos comerciais, indústrias e consumidores individuais é predominantemente produzida pela geração síncrona. Isso se deve ao fato de que essa forma de geração pode ser facilmente colocada em operação paralela com um sistema de energia elétrica. O cenário nos países industrializados é do uso de geradores síncronos, todos conectados por linhas de transmissão, fornecendo eletricidade para cargas distribuídas em várias áreas, que se espalham por milhares de quilômetros quadrados. Segundo Fitzgerald, Kingsley e Umans (2006), essas máquinas também são capazes de operar isoladamente, alimentando cargas para áreas de difícil acesso, onde altos custos tornam impraticável a implementação de uma linha de transmissão de energia. Essas máquinas também podem ser vistas como unidades de geração de eletricidade emergenciais para indústrias, hospitais, shoppings, entre outros.

A crise energética brasileira que ocorreu em 2015, agravada pela prolongada estiagem e intrinsecamente ligada aos baixos níveis dos reservatórios das hidrelétricas, colocou o sistema energético do país em estado de alerta máximo. Consequentemente o país instituiu o racionamento de energia, além das elevadas tarifas impostas às contas de energia (SILVA; NETO; SEIFERT, 2016). A solução encontrada, a priori, em termos financeiros e técnicos, foi o uso da geração síncrona acionada por um motor primário de combustão à óleo diesel, como fonte de energia. Os geradores síncronos por possuírem um enrolamento de campo, onde é feito o controle da corrente de excitação, podem manter a tensão nominal terminal. Logo podem ser utilizados em grupos geradores à diesel em sistemas de geração de emergência, ou seja, em operação isolada. São utilizados preferencialmente em picos de demanda para indústria e estabelecimentos comerciais, visando aumentar a confiabilidade e o fornecimento, reduzindo também os custos do preço na fatura de energia em virtude do maior preço do kWh no horário de ponta (BEST et al., 2007; FARAH; WHALEY; SAMAN, 2016).

De acordo com dados da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), houve expansão na geração síncrona isolada devido à preocupação dos clientes residenciais com o cenário crítico testemunhado em 2015, cuja possibilidade de apagões foi considerada (EPE,

2016). Portanto, grupos de motores à diesel começaram a ganhar cada vez mais espaço e aceitação em complexos residenciais, casas e condomínios, com a intenção de suprir ou alimentar toda a demanda em casos de perda de fornecimento da rede elétrica (KNIGHT, 2001).

Diante desse cenário, surge a preocupação com base no estudo de geradores síncronos operando isoladamente. Pois na maioria dos casos, as cargas são consideradas não-lineares e desequilibradas, principalmente quando se trata de cargas em residências, estabelecimentos industriais e comerciais. Cargas como ares-condicionados, lâmpadas fluorescentes compactas e LEDs, computadores, cargas bifásicas e monofásicas, entre outras.

Quanto à poluição harmônica, o crescimento das cargas não lineares se intensificou na demanda, devido às inúmeras aplicações que a eletrônica de potência oferece. A comutação encontrada em dispositivos eletrônicos é responsável pela geração de harmônicos, o que provoca distorções de corrente e, conseqüentemente, de tensão em um sistema elétrico específico. Geradores síncronos de polos salientes que operam isoladamente tendem a possuir maiores danos causados pela presença de componentes harmônicos na corrente. Isso ocorre devido à sua natureza de circuito único, assim o único caminho para os componentes harmônicos da corrente circular é entre o gerador e sua carga, que é diferente de um gerador conectado em um barramento infinito, onde os componentes harmônicos da corrente são capazes de circular em outros caminhos elétricos do sistema elétrico de potência. As perturbações provocadas pela poluição harmônica são causadas por harmônicos de sexta ordem (6ω) e seus múltiplos (MARTINEZ; ROSA, 2001; ALVES, 2011; WANG et al., 2012).

O estudo das perturbações é baseado na finalidade do uso do gerador síncrono de polos salientes para suprir um sistema isolado com poluição harmônica e desequilíbrio de tensão em um sistema que pode ser utilizado em total operação ou temporária. Isso pode acontecer durante o horário de ponta em indústrias ou estabelecimentos comerciais, bem como quando um gerador ilhado é acionado em uma situação emergencial quando ocorre a perda da rede elétrica de distribuição.

Quanto ao desequilíbrio de tensão, os geradores síncronos de polos salientes alimentam em grande parte, cargas mal distribuídas entre as fases do gerador. Ao lidar com geradores síncronos menores, não há proteção fornecida para seu desligamento quando atingem um nível específico de desbalanceamento. É por esta razão que surge a preocupação de um estudo sobre os efeitos e distúrbios causados nos geradores síncronos de polos salientes que alimentam cargas desbalanceadas em operação isolada, essas perturbações são causadas por harmônicos de segunda ordem (2ω).

Em relação aos geradores síncronos de polos salientes que alimentam cargas não lineares e desequilibradas, encontram-se maiores efeitos das oscilações nas variáveis elétricas do gerador, visto que a interação dos componentes harmônicos com a componente fundamental de sequência negativa, resultará em perturbações 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$. Desse

modo geradores síncronos de polos salientes que operam em regime permanente desequilibrado não senoidal, tendem a apresentarem oscilações em suas variáveis elétricas $dq0$ mais significativas.

1.1 Revisão bibliográfica

No que se refere aos estudos dos efeitos de componentes harmônicos em geradores síncronos, destacam-se os seguintes trabalhos científicos:

Em Jadric, Borojevic e Jadric (1997) é apresentado o estudo de perturbações transitórias, em que analisa-se na forma de onda de tensão e corrente de um gerador síncrono isolado alimentando uma carga não linear. Sendo que o gerador síncrono utilizado possui uma excitatriz alimentada por uma ponte retificadora ligada ao próprio terminal da máquina.

Em Nhut-Quang e Arrillaga (2001), é descrito o modelo de um gerador síncrono, que inclui a impedância dos componentes harmônicos no arranjo de impedância do circuito equivalente da máquina. Os efeitos da saliência e da saturação magnética também são levados em conta. Este modelo é validado por meio de simulações computacionais no domínio do tempo.

Em Ladjavardi, Masoum e Islam (2006), um modelo do gerador síncrono no domínio *abc* considera os harmônicos espaciais, a transformação de Park é aplicada ao fluxo do estator fundamental, com o objetivo de calcular a tensão fundamental gerada e o ângulo de carga. Este estudo também considera os impactos causados pelos harmônicos espaciais (natureza construtiva da máquina síncrona) e temporais (causados por cargas não lineares) no ângulo de carga, e também detectando a presença de uma corrente 6 vezes a corrente fundamental no campo gerador síncrono. Porém, o trabalho deste autor não contempla o estudo das oscilações de torque eletromagnético no gerador síncrono quando opera em regime permanente não senoidal.

Posteriormente Ladjavardi, Masoum e Islam (2008), realizam uma investigação dos impactos dos harmônicos temporais e espaciais na indutância e no ângulo de carga do gerador síncrono. Um modelo não-linear de gerador síncrono de polos salientes modelado na referência *abc*. Detalha-se que o componente fundamental do fluxo do estator contém termos adicionais devido à interação entre os componentes harmônicos temporais e espaciais. A transformação de *Park* também é aplicada neste trabalho para encontrar o fluxo de estator fundamental modificado, e assim calcular o ângulo de carga. Adicionalmente ao trabalho anterior em Ladjavardi, Masoum e Islam (2006), os autores mostram que nos enrolamentos amortecedores possuem efeitos consideráveis induzidos em regime não senoidal.

Em outro estudo descrito em Tu et al. (2006), harmônicos causados por uma falha interna no gerador síncrono são contemplados, o modelo também considera harmônicos

espaciais causados pela distribuição dos enrolamentos da máquina. No entanto, este estudo não considera os efeitos causados por harmônicos temporais no gerador síncrono em regime permanente.

Outro aspecto relevante é abordado em Samra e Islam (1995), que apresenta o efeito harmônico sobre a regulação de tensão nos geradores síncronos em regime não senoidal, analisando diferentes níveis de distorções harmônicas oriundas da carga não linear.

Um estudo próximo ao apresentado neste trabalho é descrito em Oliveira et al. (2006a), onde o comportamento das variáveis elétricas e mecânicas do gerador síncrono são investigadas, o qual alimenta um retificador não controlado de 6 pulsos. No entanto, o artigo limita-se à comparação de formas de ondas distorcidas e cita uma corrente induzida de sexto harmônico no enrolamento do rotor do gerador síncrono. Além disso, não inclui uma investigação e quantificação das oscilações de torque eletromagnético e demais variáveis elétricas em $dq\theta$ que serão investigadas neste trabalho.

Em Wang et al. (2012) é apresentada a análise do torque eletromagnético pulsante provenientes dos harmônicos na corrente, também é mostrado que estas oscilações provocam vibrações nas máquinas síncronas e é inferida uma equação para identificar essas oscilações. Entretanto, este trabalho não menciona o sexto harmônico e seus múltiplos e nem quantifica-os.

Outro estudo que fornece aproximações às aqui apresentadas é proposto em Fan e Liao (2012), onde é apresentado que a componente de sétima e quinta ordem produzem uma tensão induzida de sexto harmônico nos enrolamentos do rotor. Porém, não é realizado um estudo da identificação e quantificação de torque oscilante proveniente do sexto harmônico.

Um estudo de ressonância mecânica com o sexto harmônico e seus múltiplos é apresentando em Martinez e Rosa (2001). Contudo, considera uma distorção de corrente relativamente baixa, quando comparado com o quadro atual de distorção harmônica em geradores síncronos isolados. Um análise mecânica é realizada em relação ao torque eletromagnético pulsante, entretanto os autores limitam a presença do sexto harmônico e seus múltiplos, não mencionando a influência em outras variáveis elétricas, tais como a tensão e corrente induzida nos enrolamentos do rotor.

As influências construtivas de grandes geradores síncronos de polos salientes é mostrada por Grabner (2006). O gerador é submetido à operação sem carga e então é analisado a qualidade de energia gerada vinculados aos harmônicos gerados pelas características construtivas da máquina síncrona de polos salientes, essas influências são encontradas com o auxílio de métodos analíticos e numéricos.

De acordo com Boonseng, Boonseng e Kularbphettong (2019), a pulsação do torque eletromagnético deduzida pela teoria da potência instantânea pode descrever o motivo das vibrações de eixo nos geradores síncronos de baixa classe de potência quando submetidos aos componentes harmônicos. Neste trabalho os autores também avaliam a aplicabilidade dos métodos de filtragem de corrente. No entanto, cabe destacar que nenhuma análise de

oscilações de torque eletromagnético é enfatizada.

Apresentado por Katagi, Matsuki e Okada (1996), um estudo experimental sobre redução do efeito de indução de componentes harmônicos nos enrolamentos amortecedores. Foi utilizado um gerador de 6 kVA especialmente projetado e conectado ao barramento infinito, visando investigar as características dos enrolamentos amortecedores em regime não senoidal. O método proposto é realizado para medir tensões e correntes induzidas entre as barras dos enrolamentos amortecedores e a densidade de fluxo no entreferro. Neste trabalho o estudo é voltado na construção de um protótipo que visa atenuar a indução de componentes harmônicos de corrente, quando o gerador está conectado à rede elétrica poluída.

Similarmente e proposto por Abu-Jalala et al. (2018), são realizadas modificações no estator em um gerador comercial de 75 kVA e utiliza-se o filtro ativo, visando melhorar a qualidade de energia gerada de saída relacionado aos harmônicos e o desequilíbrio de carga. Neste artigo os autores analisam apenas a qualidade de tensão e corrente gerada, sendo não encontrados estudos sobre as oscilações e/ou atenuação nas variáveis elétricas do gerador síncrono projetado.

Em relação a artigos que tratam da poluição harmônica gerada por lâmpadas compactas encontram-se (UYAISOM, 2011; VERDERBER; MORSE; ALLING, 1993; VERDERBER; MORSE; ALLING, 1991; ERNESTO et al., 2014; NASCIMENTO et al., 2010; ARSENEAU; OUELLETTE, 1993; CLERICE et al., 2016; MOLINA; SAINZ, 2015; SILVA et al., 2016; MALAGON-CARVAJAL et al., 2016). Alguns métodos para atenuação ou redução da distorção harmônica causadas por lâmpadas fluorescentes compactas são apresentados em (COSTA; PRADO, 2005; NASSIF; WILSON, 2009; MOULAHOUIM; HOUASSINE; KABACHE, 2013; NASSIF; ACHARYA, 2008; COLLIN et al., 2014). Não foram encontrados na vasta bibliografia algum trabalho que tratasse da análise da poluição harmônica provocadas por lâmpadas fluorescentes compactas em geradores síncronos de polos salientes ilhados.

Em relação ao desequilíbrio de qualquer natureza, destaca-se a contribuição dos seguintes trabalhos científicos:

Existem estudos sobre estabilidade e comportamento dinâmico de geradores síncronos conectados à rede elétrica desequilibrada (ZAMBRANO; MAKRAM; HARLEY, 1988; RAMOS et al., 2012; MAKRAM; ZAMBRANO; HARLEY, 1988b; SALIM; RAMOS; BRETAS, 2010; SALIM; RAMOS, 2011; NASR-AZADANI et al., 2014; HARLEY; MAKRAM; DURAN, 1987; BHARGAVA, 1983; BRANDWAJN; MEYER; DOMMEL, 1979; ELIZONDO; TUFFNER; SCHNEIDER, 2016; SUGIARTO et al., 2013; MAKRAM; ZAMBRANO; HARLEY, 1988a). As análises dinâmicas e transitórias são apresentadas conforme uma série de eventualidades impostas, tais como pequenas perturbações, chaveamento de cargas desequilibradas no sistema, análise de faltas e curto-circuito no sistema elétrico, dentre outros. Vale ressaltar que essas análises ficam restritas a geradores conectados ao barramento infinito, o que difere dos efeitos provocados pelas cargas desequilibradas em geradores síncronos ilhados. As oscilações são analisadas

devido às perturbações enunciadas, não engloba as oscilações de 2ω em regime permanente no torque eletromagnético e nem outras variáveis elétricas do modelo $qd0$.

Em Ching e Adkins (1954a), Ching e Adkins (1954b) é apresentado uma teoria matemática para solução do estudo transitório de geradores síncronos sob condições desbalanceadas. Nestas duas publicações não são abordadas as oscilações 2ω em regime permanente, nem as quantifica quando há um certo grau de desequilíbrio de tensão, as análises são direcionadas para estudo transitório das perturbações provocadas por curto-circuito em condição de operação desequilibrada.

Várias publicações (ZHANG; MA; SONG, 2013; DOBREAN et al., 2016; CALLEECHARAN; AIDANPÄÄ, 2011; WALLIN; BLADH; LUNDIN, 2013; FROSINI; PENNACCHI, 2006; KELLER et al., 2007; WANG et al., 2008; WALLIN; RANLOF; LUNDIN, 2011; DIRANI et al., 2014; PETRINIC; TVORIC; CAR, 2014; PERERS; LUNDIN; LEIJON, 2007; PENNACCHI; FROSINI, 2005; ZARKO et al., 2012; ZARKO et al., 2010; WU et al., 2011; PENNACCHI, 2008; GUSTAVSSON; AIDANPÄÄ, 2006; WALLIN; LUNDIN, 2013), tratam do estudo da atração magnética desbalanceada em geradores síncronos, este efeito em máquinas rotativas ocorre devido à não uniformidade e espessura do entreferro, entre o rotor e o estator. Métodos analíticos e numéricos são desenvolvidos para medir a intensidade da deflexão do eixo do rotor e o estresse eletromagnético e mecânico que ocorrem devido ao fluxo magnético desbalanceado.

Dentre as publicações do estudo da atração magnética desbalanceada, encontra-se em (PERERS; LUNDIN; LEIJON, 2007; PENNACCHI; FROSINI, 2005; ZARKO et al., 2012; ZARKO et al., 2010; WU et al., 2011; PENNACCHI, 2008; GUSTAVSSON; AIDANPÄÄ, 2006) a menção do harmônico de segunda ordem (2ω), provocando vibrações devido as assimetrias entre os fluxos gerados. Em comparação com o tema aqui proposto, não se considera em nenhum aspecto os efeitos de cargas desbalanceadas no gerador síncrono, e sobretudo em operação isolada, trata-se nestes artigos do desequilíbrio magnético causado pela natureza construtiva do gerador síncrono. As perturbações causadas pelo harmônico 2ω produzido pelos aspectos construtivos do gerador são consideradas pequenas diante das perturbações oscilatórias provocadas no gerador síncrono por cargas desequilibradas.

Considerando estudos relacionados de oscilações por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos, e que um Gerador Síncrono Virtual (GSV) representa virtualmente um gerador síncrono físico, encontra-se em Dahal e Salehfar (2016) um método para a alocação ótima de geradores distribuídos em uma rede de distribuição desequilibrada. Uma estratégia em estrutura de controle por cascata proposta utilizando o GSV para redução da oscilação de potência em uma rede desequilibrada é realizado por (CHEN et al., 2015). Apresentado por Zheng et al. (2018), um controle abrangente para redução das oscilações do GSV mediante o desequilíbrio de tensão, a proposta é validada teoricamente e experimentalmente.

Outro método de controle utilizando o gerador síncrono virtual é a operação paralela com um GSV em uma microgrid desequilibrada, apresentado por Liu et al. (2016). Sendo

que nessa arquitetura o controle efetua um melhoramento no desvio da velocidade do rotor do gerador síncrono virtual, e durante uma transição de carga, elimina a componente de sequência negativa da corrente de saída do gerador. Um estudo que avalia a influência dos geradores síncronos na rede de transmissão com um desequilíbrio significativo é discutido em Sarnet e Kilter (2012). Nenhum dos trabalhos referentes ao GSV citados englobam as análises das oscilações conforme apresentado neste trabalho.

Em Munoz-Aguilar et al. (2011), Muñoz-Aguilar et al. (2014), tratam de um *sensor-less* para um esquema de controle de modo deslizante para uma máquina síncrona de rotor bobinado, que atua como um gerador isolado conectado a uma carga desequilibrada, o controle proposto regula a amplitude da tensão de sequência positiva do estator, independentemente do desequilíbrio da carga. Um método para atenuação da sequência negativa é proposto neste tipo de gerador enunciado, embora não foi encontrado um método similar para geradores síncronos de polos salientes isolados no presente levantamento bibliográfico. Esses artigos também não citam as oscilações 2ω que poderiam ser provocadas pelas cargas desequilibradas em um gerador síncrono de rotor bobinado.

O estudo do gerador síncrono sob um regime não senoidal e desequilibrado é apresentado em Oliveira et al. (2006a), porém, nenhuma menção é feita sobre as oscilações de torque eletromagnético causadas por cargas desequilibradas. Além de não contemplar a identificação e quantificação das oscilações nas variáveis elétricas no domínio $qd0$, que se tornam oscilantes devido ao desequilíbrio de tensão.

Em Youssef (2002), uma nova técnica de proteção de sequência negativa para geradores síncronos é empregada baseando-se no conceito da transformada *wavelet*. Outra técnica de proteção para atenuação do desequilíbrio em geradores síncronos é apresentado em Dukić e Zindović (2015), onde um novo algoritmo para o cálculo da corrente de sequência negativa é proposto baseando-se na metodologia *M-robust*.

Dois métodos propostos por Geraldi, Fernandes e Ramos (2016), Geraldi, Fernandes e Ramos (2015) denominados *Trajectory Sensitivity Functions* (TSF) e *Trajectory Sensitivity Method* (TSM) são usados para estimar os parâmetros do gerador síncrono conectado à rede elétrica e isoladamente, sob condição de desequilíbrio. Um estudo dos efeitos e comportamento da proteção em geradores síncronos conectado à rede de distribuição desequilibrada é apresentado em Mourinho et al. (2014). Um outro artigo por Graham, Brown e Winchester (1975) aborda o desenvolvimento de um novo relé para proteção de corrente de sequência negativa em geradores de grande e médio porte conectados ao barramento infinito.

Estudos de análise e desempenho de uma máquina síncrona em condição de desequilíbrio de tensão e corrente no enrolamento de armadura são apresentados em Rhudy, Snively e White (1988), Subba-rao e Langman (1970), em que citam-se os efeitos provocados pela corrente de sequência negativa na máquina síncrona. No entanto, nenhuma análise computacional ou experimental é apresentada, de modo que não identifica e nem

quantifica as oscilações 2ω nas grandezas elétricas.

Em Maljković, Žarko e Stipetić (2013), é realizado um estudo em que se baseia no dimensionamento do enrolamento amortecedor e qual a melhor ligação do enrolamento de armadura do gerador síncrono em situação de alimentação de uma carga assimétrica no teste de elevação de temperatura de transformadores trifásicos e monofásicos realizados pelo método de curto-circuito. Utiliza-se o método de elementos infinitos para investigar como o enrolamento amortecedor deve ser dimensionado para suportar valores mais altos de corrente induzida (2ω), quando o gerador é usado para realizar ensaios em um transformador monofásico (sob carga em duas fases), ou seja em uma situação de desequilíbrio incomum.

Em comparação do trabalho aqui abordado com o assunto apresentado no artigo Maljković, Žarko e Stipetić (2013), existe uma diferença na assimetria da carga, uma vez que, neste trabalho nenhuma fase fica aberta, e o desequilíbrio trata-se de cargas distribuídas assimetricamente nas três fases. Além de não contemplar a identificação e quantificação das oscilações de 2ω no torque eletromagnético e nas variáveis elétricas do domínio $qd0$. O trabalho fica restrito ao dimensionamento do enrolamento amortecedor para se utilizar um gerador síncrono nos ensaios em transformadores monofásicos, como uma fase aberta, gerando uma corrente de sequência negativa significativa que circula nos enrolamentos do gerador.

Uma simulação de um regulador automático de tensão baseado em lógica *Fuzzy* para melhoria do desequilíbrio de tensão em um gerador síncrono devido a cargas desequilibradas é apresentado em Darabi, Soleamani e Hassannia (2008), onde não se detalha as oscilações 2ω e nem quantifica-as.

É desenvolvido em Liu (2011), um algoritmo de sobrecarga, onde usa-se uma técnica de sobrecarga de matriz com as relações das componentes harmônicas a partir do modelo $qd0$, mostra-se a eficácia deste algoritmo de sobrecarga com simulações envolvendo curto-circuito desequilibrado e operação do gerador síncrono isolado operando com cargas desequilibradas. É mostrado um torque oscilante devido aos tipos de curto-circuitos provocados no gerador síncrono e pela carga desbalanceada. No entanto, não é citado a respeito das oscilações de torque eletromagnético em dupla frequência, nem quantifica essa oscilação, o foco do estudo está no desenvolvimento e solução do algoritmo de sobrecarga proposto. Também não é apresentado as oscilações em outras variáveis elétricas, como por exemplo, na corrente de campo e no ângulo de carga.

Uma análise das perdas relacionadas ao desequilíbrio de cargas em geradores síncronos isolados é tratado por Debruyne et al. (2017), neste trabalho os autores utilizam a ferramenta de modelagem de elementos finitos para encontrar as perdas no gerador síncrono quando opera em desequilíbrio. Destacam-se as perdas comparadas ao regime equilibrado, tais como perdas por efeito Joule, histerese e de excitação.

Estudos que tratam das perdas provocadas por cargas desbalanceadas em um tur-

bogerador é apresentado por Library (1978), Williamson e Urquhart (1976), Williamson (1976). Outros trabalhos teóricos abordando o tema de desequilíbrio em geradores síncronos encontram-se (HARRISON, 1951; WILSON; GARDNER, 1955; HARDMAN, 1956). Nenhum estudo específico das oscilações de dupla frequência é encontrado, conforme apresentado neste trabalho.

1.2 Motivação

Diante dos trabalhos existentes na presente bibliografia, nota-se que não há um estudo concreto sobre as oscilações quando geradores síncronos de polos salientes são submetidos à cargas não lineares e desequilibradas em operação isolada, e poucos estudos quando conectados ao sistema elétrico. Este fato motivou o estudo a respeito das perturbações que ocorrem em geradores síncronos de polos salientes mediante cargas não lineares e desequilibradas. Em vários estudos científicos existe um direcionamento sobre a natureza do torque eletromagnético pulsante quando o gerador síncrono de polos salientes opera seja ilhado ou conectado à uma rede elétrica. Em ambos casos não se mostrava o quanto essas perturbações oscilavam, o que dificultava a compreensão em relação à magnitude dessas oscilações, até então não quantificada diante à poluição harmônica e o desequilíbrio de tensão.

Diante desta percepção, quando um GSPS é conectado a um sistema elétrico, a influência da distorção harmônica e do desequilíbrio de tensão são impostos ao gerador conforme componentes harmônicos presente na rede elétrica. Neste caso, as concessionárias de energia monitoram os índices de qualidade de energia conforme as recomendações de normas e regulamentações nacionais, o que leva os geradores síncronos de polos salientes que operam no sistema elétrico estarem submetidos à um grau menor de distorção harmônica e desequilíbrio de tensão, e conseqüentemente, as perturbações serão menores.

Quando um GSPS opera ilhado, os níveis de distorção harmônica e desequilíbrio de tensão não são efetivamente monitorados, sobretudo quando trata-se de um sistema isolado de pequeno porte, que muitas vezes não possui proteção para a corrente de sequência negativa provocado pela assimetria de cargas. Nesta situação, as perturbações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos isolados são mais intensas.

Outro fator importante na geração isolada, destaca-se que o nível de curto-circuito nos terminais dos geradores síncronos de polos salientes é bastante inferior quando comparado à um barramento de um sistema elétrico de potência. Logo, é notório que a susceptibilidade dos geradores síncronos ilhados frente aos geradores síncronos conectados à rede elétrica será maior para os componentes harmônicos presentes na corrente gerada e também de corrente de sequência negativa.

Destaca-se também na bibliografia, vários trabalhos a respeito dos efeitos do desequi-

líbrio de tensão em motores de indução. Para proteger os motores de indução submetidos à um determinado grau de desequilíbrio de tensão, adota-se um fator de depreciativo - *derating*, em função do aumento de temperatura provocado pelo grau de desequilíbrio de tensão com o propósito de prolongar a vida útil do motor de indução (DONOLO et al., 2020; KURT; BALCI; ALEEM, 2017; FERREIRA; BAOMING; ALMEIDA, 2016; QUISPE et al., 2013; APSLEY, 2010; PILLAY; HOFMANN; MANYAGE, 2002; LEE, 1999). Entretanto, não é difundido na literatura quais as medidas a serem tomadas em relação aos efeitos do desequilíbrio de tensão nos geradores síncronos de polos salientes. Assim, a motivação surge na análise das perturbações provocadas por cargas desequilibradas, sobretudo em geradores síncronos de pequeno porte que operam isoladamente e não possuem proteção adequada. As cargas nesses geradores são distribuídas muitas vezes de forma desigual e não existe preocupação com o grau de desequilíbrio provocados pela assimetria na distribuição de potência nas fases.

Conforme exposto, enfatiza-se estudar e analisar os impactos provocados pelas perturbações nos geradores síncronos de polos salientes isolados devido a poluição harmônica e desequilíbrio de tensão. Artigos publicados pelo autor desta tese, mostram a importância da análise das oscilações provocadas pela poluição harmônica (VANÇO et al., 2017; VANÇO et al., 2020) e por desequilíbrio de tensão de 2% (VANCO; SILVA; MONTEIRO, 2019). Continuando a mesma linha de pesquisa, esta tese apresenta os resultados para um único gerador síncrono de polos salientes de 5 kVA. Neste contexto, são analisadas as oscilações provocadas por desequilíbrio de 3%, juntamente com as oscilações no regime não senoidal desequilibrado.

Para as análises presentes aqui dadas, também realizou-se medições da corrente de campo induzida no gerador, e as estimativas das oscilações das demais variáveis elétricas para mostrar que as perturbações experimentais são próximas das simuladas. Somente as correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores não foram possíveis de serem lidas experimentalmente, devido a localização desta estrutura no GSPS.

1.3 Objetivos

Em relação aos demais trabalhos citados anteriormente, este tem por objetivo geral realizar uma análise das oscilações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão no funcionamento de geradores síncronos de polos salientes que operam isolados. Destacam-se como objetivos específicos:

1. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido aos harmônicos temporais, originados de retificadores trifásicos;
2. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido aos harmônicos temporais, originados de lâmpadas fluorescentes compactas;

3. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido ao desequilíbrio de tensão de aproximadamente 3%, ocasionado por cargas desbalanceadas;
4. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido ao desequilíbrio de tensão de aproximadamente 2%, ocasionado por cargas desbalanceadas;
5. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido aos harmônicos temporais e desequilíbrio de tensão de aproximadamente 3%, ocasionado por cargas desbalanceadas formadas por lâmpadas fluorescentes compactas;
6. Identificação e quantificação das oscilações que surgem devido aos harmônicos temporais e desequilíbrio de tensão de aproximadamente 2%, ocasionado por cargas desbalanceadas formadas por lâmpadas fluorescentes compactas.

As variáveis elétricas passam a ter influência da componente de sexta ordem e seus múltiplos quando o gerador síncrono é submetido à poluição harmônica. Influência da componente de segunda ordem quando o gerador é submetido ao desequilíbrio de tensão, e das componentes de 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$ quando o gerador é submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão. Os efeitos são presenciados no torque eletromagnético, potência gerada, nas tensões no domínio $qd0$, nas correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores, na corrente de excitação, e no ângulo de potência da máquina. Assim, todas estas variáveis elétricas são analisadas computacionalmente através da decomposição em série de Fourier. Também tem-se como objetivos específicos apresentar comparações das oscilações mediante os 6 estudos de casos abordados.

1.4 Organização do texto

O trabalho apresentado é dividido em 8 Capítulos e 2 Apêndices. O presente capítulo apresenta a introdução, levantamento bibliográfico, motivação e os objetivos para realização do estudo das perturbações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos que operam isoladamente.

No Capítulo 2, é apresentada a modelagem matemática da máquina síncrona de polos salientes. Desse modo, é possível realizar simulações e estudos de casos do gerador síncrono de polos salientes sob efeitos da poluição harmônica e do desequilíbrio de tensão.

No Capítulo 3, são expostos os conceitos, definições e os efeitos das perturbações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em máquinas síncronas de polos salientes. As descrições básicas e cálculos nos parâmetros elétricos a respeito de harmônicos e desequilíbrio são oriundos da teoria de sistemas elétricos de potência e aplicados à máquina síncrona de polos salientes.

No Capítulo 4, são apresentadas as análises das oscilações para as condições estabelecidas para carga não linear. Neste sentido, realizou-se dois procedimentos experimentais

em um GSPS em uma bancada didática. Tais procedimentos, possuem como objetivos quantificar as oscilações semelhantes que ocorrem nos sistemas industriais e de iluminação.

No Capítulo 5, são apresentadas as análises das oscilações para as condições estabelecidas para carga desequilibrada. Realizou-se dois procedimentos experimentais em um GSPS em uma bancada didática. Tendo como objetivos quantificar as oscilações para desequilíbrio de tensão de 3% e 2%, conforme estabelecidos por normas e regulamentações internacionais.

No Capítulo 6, são apresentadas as análises das oscilações para as condições estabelecidas para carga não linear e desequilibrada. Os procedimentos experimentais realizados possuem como objetivos quantificar as oscilações para o regime permanente não senoidal desequilibrado. Com o grau de desequilíbrio de tensão permitido próximo de 3% e 2%.

No Capítulo 7, são apresentados os comparativos dos estudos de casos realizados neste trabalho. São detalhadas discussões e comparativos das perturbações relacionadas à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão no GSPS ilhado.

No Capítulo 8, são apresentadas as conclusões dos estudos das perturbações causadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão para o GSPS utilizado.

No Apêndice A, é apresentado a determinação experimental dos parâmetros elétricos e mecânicos do GSPS utilizado.

No Apêndice B, é apresentado a estimação das variáveis elétricas $dq0$ do GSPS de 5 kVA.

Modelagem Matemática

O comportamento eletromecânico dos geradores síncronos podem ser representados e assim estudados através das equações da máquina síncrona de polos salientes. Estas equações podem prever o desempenho de motores e geradores síncronos diante de diversas situações de operação, seja em regime permanente ou transitório, com as mais variadas cargas ou barramentos impostos às máquinas síncronas.

O rotor de uma máquina síncrona possui um enrolamento de campo, um ou mais enrolamentos amortecedores, e cada um destes enrolamentos, possuem diferentes características elétricas. Excetuando as indutâncias dos enrolamentos do rotor, as demais indutâncias da máquina síncrona de polos salientes são em função da posição do mesmo. Deste modo, os coeficientes das equações diferenciais de fluxo, tensão e corrente descrevem o seu respectivo comportamento eletromecânico.

Uma mudança de variáveis elétricas é utilizada para redução da complexidade das equações diferenciais que serão apresentadas. Assim, a transformação do domínio abc para o domínio $qd\theta$, é realizada. Esta transformação se refere às variáveis da máquina síncrona de polos salientes em relação a um eixo de referência que gira a uma velocidade angular arbitrária. Todas as transformações conhecidas são obtidas a partir dessa transformação simplesmente atribuindo a velocidade da rotação ao eixo de referência.

A modelagem matemática da máquina síncrona de polos salientes é simulada no domínio $qd\theta$, devido à redução de complexidade matemática. O equacionamento da máquina síncrona apresentado neste capítulo é extraído e adaptado de (KRAUSE et al., 2013).

2.1 Variáveis de tensão na máquina síncrona

Uma máquina síncrona de polos salientes, trifásica, com 2 pares de polos, e conectada em estrela, é mostrada na Figura 1. Os enrolamentos do estator são enrolados de forma distribuída, são idênticos, e deslocados de 120° , com respectivas N_s bobinas e resistências r_s . O rotor possui um enrolamento de campo e três enrolamentos amortecedores. O enrolamento de campo (enrolamento fd) possui equivalentes bobinas N_{fd} com resistência

r_{fd} . Um enrolamento amortecedor possui o mesmo eixo magnético que o enrolamento de campo. Este enrolamento é o enrolamento kd , possui N_{kd} bobinas com resistência r_{kd} . O eixo magnético do segundo e terceiro enrolamentos amortecedores, os enrolamentos $kq1$ e $kq2$, é deslocado 90° à frente do eixo magnético dos enrolamentos fd e kd . Os enrolamentos $kq1$ e $kq2$, possuem N_{kd1} e N_{kd2} bobinas cujas resistências são respectivamente r_{kq1} e r_{kq2} . Assume-se que todos os enrolamentos do rotor são distribuídos uniformemente.

Figura 1: Esquema representativo de eixos magnéticos e dos enrolamentos da máquina síncrona de polos salientes ligada em estrela. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).

Na Figura 1, os eixos magnéticos dos enrolamentos do estator são representados pelos eixos as , bs e cs . O eixo de quadratura (*eixo-q*) e o eixo direto (*eixo-d*) também são mostrados na Figura 1. O *eixo q* é o eixo magnético dos enrolamentos $kq1$ e $kq2$, enquanto o *eixo d* é o eixo magnético dos enrolamentos fd e kd . O uso dos *eixos q* e d já existia

antes do trabalho de (PARK, 1929). Na época Park usou a notação de f_q , f_d e f_0 em sua transformação. É provável que (PARK, 1929) escolheu esta notação de transformação no qual se referiu às variáveis do estator ao rotor são onde os *eixos* d e q estão localizados.

Os *eixos* q e d foram atribuídos para denotar os eixos magnéticos do rotor da máquina síncrona, onde eles possuem significados físicos estabelecidos e independentemente de qualquer transformação. Como a transformação para o referencial arbitrário é, em essência, uma generalização da transformação de Park, os subscritos q e d foram utilizados para uso na transformação de referência arbitrária por respeito ao trabalho de Park, que é a base da transformação $qd\theta$.

Embora os enrolamentos amortecedores sejam mostrados com possibilidade para aplicar uma tensão, eles na verdade são enrolamentos em curto-circuito que representam os caminhos para as correntes induzidas no rotor. O desempenho de quase todos os tipos de máquinas síncronas podem ser descritos adequadamente por meio de modificações simples das equações que descrevem o desempenho da máquina mostrada na Figura 1. Por exemplo, o comportamento dos geradores de turbina hidráulica de baixa velocidade, que são sempre máquinas de polos salientes (KRAUSE et al., 2013), é geralmente previsto de maneira suficiente por um enrolamento amortecedor equivalente no eixo q . Portanto, o desempenho desse tipo de máquina pode ser descrito a partir das equações derivadas da máquina síncrona mostrada na Figura 1, eliminando todos os termos envolvendo um dos enrolamentos amortecedores kq .

As equações de tensão do estator em função das variáveis da máquina podem ser expressas na forma de matriz (em negrito), conforme apresentado:

$$\mathbf{v}_{abcs} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abcs} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{abcs}}{dt} \quad (1)$$

$$\mathbf{v}_{qdr} = \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{qdr} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qdr}}{dt} \quad (2)$$

Onde,

$$(\mathbf{f}_{abcs})^T = \begin{bmatrix} f_{as} & f_{bs} & f_{cs} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$(\mathbf{f}_{qdr})^T = \begin{bmatrix} f_{kq1} & f_{kq2} & f_{fd} & f_{kd} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Nas equações anteriores, os subscritos s e r denotam variáveis associadas aos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente. Ambos $\mathbf{r}_s$ e $\mathbf{r}_r$ são matrizes diagonais:

$$\mathbf{r}_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$\mathbf{r}_r = \begin{bmatrix} r_{kq1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_{kq2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{fd} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{kd} \end{bmatrix} \quad (6)$$

As equações para os fluxos para a região magnética linear são:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}_{sr} \\ (\mathbf{L}_{sr})^T & \mathbf{L}_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}_{qdr} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Desconsiderando a dispersão mútua entre as bobinas do estator, as matrizes, $\mathbf{L}_s$, $\mathbf{L}_{sr}$ e $\mathbf{L}_r$ são dadas por (8), (9) e (10). Sendo que $\mathbf{L}_s$ representa a matriz das indutâncias próprias dos enrolamentos do estator; $\mathbf{L}_{sr}$ a matriz de indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e do rotor; e $\mathbf{L}_r$ a matriz das indutâncias dos enrolamentos do rotor.

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_A - L_B \cos 2\theta_r & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r - \frac{\pi}{3}\right) & \cdots \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r - \frac{\pi}{3}\right) & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cdots \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r + \frac{\pi}{3}\right) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) & \cdots \\ \cdots & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r + \frac{\pi}{3}\right) \\ \cdots & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) \\ \cdots & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\mathbf{L}_{sr} = \begin{bmatrix} L_{skq1} \cos \theta_r & L_{skq2} \cos \theta_r & L_{sfd} \sin \theta_r & \cdots \\ L_{skq1} \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{skq2} \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{sfd} \sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cdots \\ L_{skq1} \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{skq2} \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{sfd} \sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cdots \\ \cdots & L_{skd} \sin \theta_r \\ \cdots & L_{skd} \sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cdots & L_{skd} \sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lkq1} + L_{mkq1} & L_{kq1kq2} & 0 & 0 \\ L_{kq1kq2} & L_{lkq2} + L_{mkq2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{lfd} + L_{mfd} & L_{fdkd} \\ 0 & 0 & L_{fdkd} & L_{lkd} + L_{mkd} \end{bmatrix} \quad (10)$$

Em que, $L_A > L_B$ e L_B é zero para uma máquina de rotor de polos lisos. Os subscritos l e m representam as indutâncias de dispersão e magnetização, respectivamente. Também em (9) e (10), os subscritos $skq1$, $skq2$, sfd e skd denotam indutâncias mútuas entre enrolamentos do estator e do rotor.

As indutâncias de magnetização são definidas por:

$$L_{mq} = \frac{3}{2} (L_A - L_B) \quad (11)$$

$$L_{md} = \frac{3}{2} (L_A + L_B) \quad (12)$$

Pode-se mostrar que:

$$L_{skq1} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kq1}}{N_s}\right) L_{mq} \quad (13)$$

$$L_{skq2} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kq2}}{N_s}\right) L_{mq} \quad (14)$$

$$L_{sfd} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{fd}}{N_s}\right) L_{md} \quad (15)$$

$$L_{skd} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kd}}{N_s}\right) L_{md} \quad (16)$$

$$L_{mkq1} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kq1}}{N_s}\right)^2 L_{mq} \quad (17)$$

$$L_{mkq2} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kq2}}{N_s}\right)^2 L_{mq} \quad (18)$$

$$L_{mfd} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{fd}}{N_s}\right)^2 L_{md} \quad (19)$$

$$L_{mkd} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_{kd}}{N_s}\right)^2 L_{md} \quad (20)$$

$$L_{kq1kq2} = \left(\frac{N_{kq2}}{N_{kq1}}\right) L_{mkq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_{kq2}}\right) L_{mkq2} \quad (21)$$

$$L_{fdkd} = \left(\frac{N_{kd}}{N_{fd}}\right) L_{mfd} = \left(\frac{N_{fd}}{N_{kd}}\right) L_{mkd} \quad (22)$$

Referindo as variáveis dos enrolamentos do rotor para o enrolamento do estator têm-se as relações apresentadas:

$$i'_j = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_j}{N_s}\right) i_j \quad (23)$$

$$v'_j = \left(\frac{N_s}{N_j}\right) v_j \quad (24)$$

$$\lambda'_j = \left(\frac{N_s}{N_j}\right) \lambda_j \quad (25)$$

Em que j pode ser os enrolamentos $kq1$, $kq2$, fd e kd . Dessa forma, a matriz de fluxos pode ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda'_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}'_{sr} \\ \frac{2}{3} (\mathbf{L}'_{sr})^T & \mathbf{L}'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}'_{qdr} \end{bmatrix} \quad (26)$$

Onde $\mathbf{L}_s$ é definido por (8) e agora as matrizes $\mathbf{L}'_{sr}$ e $\mathbf{L}'_r$ são reescritas por:

$$\mathbf{L}'_{sr} = \begin{bmatrix} L_{mq} \cos \theta_r & L_{mq} \cos \theta_r & L_{md} \sin(\theta_r) & L_{md} \sin(\theta_r) \\ L_{mq} \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{mq} \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{md} \sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{md} \sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ L_{mq} \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{mq} \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{md} \sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{md} \sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\mathbf{L}'_r = \begin{bmatrix} L'_{lkq1} + L_{mq} & L_{mq} & 0 & 0 \\ L_{mq} & L'_{lkq2} + L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L'_{lfd} + L_{md} & L_{md} \\ 0 & 0 & L_{md} & L'_{lkd} + L_{md} \end{bmatrix} \quad (28)$$

As equações de tensão em termos das variáveis do rotor referidas ao estator são:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{abcs} \\ \mathbf{v}'_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{r}_s + \frac{d\mathbf{L}_s}{dt} & \frac{d\mathbf{L}'_{sr}}{dt} \\ \left(\frac{2}{3}\right) \frac{d(\mathbf{L}'_{sr})^T}{dt} & \mathbf{r}'_r + \frac{d\mathbf{L}'_r}{dt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}'_{qdr} \end{bmatrix} \quad (29)$$

Em (28) e (29), sendo novamente j índice referentes à $kq1$, $kq2$, fd ou kd . Têm-se:

$$r'_j = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{N_s}{N_j}\right)^2 r_j \quad (30)$$

$$L'_{lj} = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{N_s}{N_j}\right)^2 L_{lj} \quad (31)$$

2.2 Equação de torque eletromagnético nas variáveis da máquina

A equação da energia armazenada no campo magnético da máquina síncrona é dada como:

$$W_f = \frac{1}{2} (\mathbf{i}_{abcs})^T \mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs} + (\mathbf{i}_{abcs})^T \mathbf{L}'_{sr} \mathbf{i}'_{qdr} + \left(\frac{1}{2}\right) \left(\frac{3}{2}\right) (\mathbf{i}'_{qdr})^T \mathbf{L}'_r \mathbf{i}'_{qdr} \quad (32)$$

Como o sistema magnético da máquina é adotado como linear e considerando a posição mecânica do rotor dada por (33), o torque eletromagnético em função da posição do rotor pode ser expresso por (34).

$$\theta_r = \left(\frac{P}{2}\right) \theta_{rm} \quad (33)$$

$$T_e = \left(\frac{P}{2}\right) \left\{ \frac{1}{2} (\mathbf{i}_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} [\mathbf{L}_s] \mathbf{i}_{abcs} + (\mathbf{i}_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} [\mathbf{L}'_{sr}] \mathbf{i}'_{qdr} \right\} \quad (34)$$

Expandindo a equação (34), tem-se:

$$\begin{aligned} T_e = \left(\frac{p}{2}\right) \left\{ \frac{(L_{md}-L_{mq})}{3} \left[\left(i_{as}^2 - \frac{1}{2} i_{bs}^2 - \frac{1}{2} i_{cs}^2 - i_{as} i_{bs} - i_{as} i_{cs} + 2 i_{bs} i_{cs} \right) \sin 2\theta_r \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\sqrt{3}}{2} (i_{bs}^2 - i_{cs}^2 - 2 i_{as} i_{bs} + 2 i_{as} i_{cs}) \cos 2\theta_r \right] \right. \\ \left. + L_{mq} (i'_{kq1} + i'_{kq2}) \left[\left(i_{as} - \frac{1}{2} i_{bs} - \frac{1}{2} i_{cs} \right) \sin \theta_r - \frac{\sqrt{3}}{2} (i_{bs} - i_{cs}) \cos \theta_r \right] \right. \\ \left. - L_{md} (i'_{fd} + i'_{kd}) \left[\left(i_{as} - \frac{1}{2} i_{bs} - \frac{1}{2} i_{cs} \right) \cos \theta_r + \frac{\sqrt{3}}{2} (i_{bs} - i_{cs}) \sin \theta_r \right] \right\} \quad (35) \end{aligned}$$

A expressão acima para o torque é positiva para a ação motora. O torque eletromagnético e a velocidade do rotor estão relacionados por:

$$T_e = J \left(\frac{P}{2}\right) \frac{d}{dt} \omega_r + T_L \quad (36)$$

Onde, J é a inércia expressa por $(kg.m^2)$ ou em $(Joule.s^2)$; P é o número de par de polos; T_L é o torque de carga que é positivo para uma carga no eixo da máquina síncrona expresso em $(N.m)$; e ω_r é a velocidade angular do rotor em (rad/s) .

2.3 Variáveis de tensão do estator para eixo referencial arbitrário

As equações de tensão dos enrolamentos do estator de uma máquina síncrona podem ser expressas no referencial arbitrário, conforme (KRAUSE et al., 1979).

2.3.1 Equações de transformação: mudança de variáveis

Uma mudança de variáveis que formula uma transformação das variáveis trifásicas dos elementos do circuito estacionário para o referencial arbitrário pode ser expressa como:

$$\mathbf{f}_{qd0s} = \mathbf{K} \mathbf{f}_{abcs} \quad (37)$$

Onde,

$$(\mathbf{f}_{qd0s})^T = \begin{bmatrix} f_{qs} & f_{ds} & f_{0s} \end{bmatrix} \quad (38)$$

$$(\mathbf{f}_{abcs})^T = \begin{bmatrix} f_{as} & f_{bs} & f_{cs} \end{bmatrix} \quad (39)$$

$$\mathbf{K}_s = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \sin \theta & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (40)$$

Sendo que a posição angular e a velocidade do referencial arbitrário estão relacionadas como:

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega \quad (41)$$

A transformação inversa é mostrada:

$$\mathbf{K}_s^{-1} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 1 \\ \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \\ \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \end{bmatrix} \quad (42)$$

Nas equações acima, f pode representar tanto tensão, corrente e fluxo. O sobrescrito T denota a transposição de uma matriz. O subscrito s indica as variáveis, parâmetros e transformação associados aos circuitos estacionários. O deslocamento angular θ deve ser contínuo. Entretanto, a velocidade angular associada à mudança de variáveis é indeterminada.

O quadro de referência pode girar a qualquer velocidade angular constante ou variável, ou pode permanecer estacionário. A conotação de arbitrária decorre do fato de que a velocidade angular da transformação não é especificada e pode ser selecionada arbitrariamente para agilizar a solução das equações do sistema ou para satisfazer as restrições de um determinado sistema.

A mudança de variáveis pode ser aplicada às variáveis de qualquer forma de onda e sequência de tempo. No entanto, para um sistema elétrico trifásico, a transformação dada acima é particularmente apropriada para a sequência abc .

Embora a transformação para o referencial arbitrário seja uma mudança de variáveis e não necessite de conotação física, muitas vezes é conveniente visualizar as equações de transformação como relações trigonométricas entre variáveis, como mostrado na Figura 2.

Em particular, as equações de transformação podem ser consideradas como se as variáveis f_{qs} e f_{ds} estejam "direcionadas" ao longo de caminhos ortogonais entre si e girando a uma velocidade angular ω . Onde f_{as} , f_{bs} e f_{cs} podem ser considerados como variáveis "direcionadas" ao longo de caminhos estacionários, cada um deslocado por 120° .

É importante notar que as variáveis f_{0s} não estão associadas ao referencial arbitrário. Em vez disso, as variáveis zero estão relacionadas aritmeticamente às variáveis abc , independentes de ω e θ .

Figura 2: Transformação de circuitos estacionários representados por relações trigonométricas

2.3.2 Transformação de variáveis estacionárias da máquina síncrona para o eixo referencial arbitrário

Para melhor explicação da transformação, trata-se dos elementos de circuito resistivos e indutivos da máquina síncrona separadamente.

Elementos resistivos

Para um circuito resistivo trifásico:

$$\mathbf{v}_{abcs} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abcs} \quad (43)$$

De (37):

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \mathbf{K}_s \mathbf{r}_s \mathbf{K}_s^{-1} \mathbf{i}_{qd0s} \quad (44)$$

É necessário especificar a matriz de resistência $\mathbf{r}_s$ antes de prosseguir. Todos os enrolamentos da fase do estator de uma máquina síncrona são projetados para ter a mesma resistência. Se os elementos não nulos da matriz diagonal $\mathbf{r}_s$ forem iguais, então:

$$\mathbf{K}_s \mathbf{r}_s \mathbf{K}_s^{-1} = \mathbf{r}_s \quad (45)$$

Assim, a matriz de resistência associada às variáveis de referência arbitrárias (f_{qs} , f_{ds} e f_{0s}) é igual à matriz de resistência associada às variáveis reais de cada fase do circuito.

Elementos indutivos

Para um circuito trifásico indutivo, tem-se:

$$\mathbf{v}_{abcs} = \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{abcs}}{dt} \quad (46)$$

Quando um sistema é magneticamente linear, costuma-se expressar os fluxos como um produto de matrizes de indutância e de corrente antes de realizar uma mudança de variáveis. No entanto, a transformação é válida para enlaçamentos de fluxos e uma quantidade extensa de trabalho que pode ser evitada transformando os fluxos diretamente. Isto é especialmente verdadeiro na análise de máquinas CA, onde a matriz de indutância é uma função da posição do rotor. Assim, em termos das variáveis para o referencial arbitrário, a equação (37) torna-se:

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \mathbf{K}_s \left[\frac{d \left((\mathbf{K}_s)^{-1} \boldsymbol{\lambda}_{qd0s} \right)}{dt} \right] \quad (47)$$

No qual pode ser escrito por:

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \mathbf{K}_s \left[\frac{d \left((\mathbf{K}_s)^{-1} \right)}{dt} \right] \boldsymbol{\lambda}_{qd0s} + \mathbf{K}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} \frac{d(\boldsymbol{\lambda}_{qd0s})}{dt} \quad (48)$$

Sendo que,

$$\frac{d \left((\mathbf{K}_s)^{-1} \right)}{dt} = \omega \begin{bmatrix} -\sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \\ -\sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \end{bmatrix} \quad (49)$$

$$\mathbf{K}_s \left[\frac{d \left((\mathbf{K}_s)^{-1} \right)}{dt} \right] = \omega \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (50)$$

Com uso de identidades trigonométricas, a equação (50) é expressa como:

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \omega \boldsymbol{\lambda}_{qds} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qd0s}}{dt} \quad (51)$$

Onde,

$$(\boldsymbol{\lambda}_{dqs})^T = [\lambda_{ds} \quad -\lambda_{qs} \quad 0] \quad (52)$$

A equação (48) em sua forma expandida, resulta:

$$v_{qs} = \omega \lambda_{ds} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} \quad (53)$$

$$v_{ds} = -\omega \lambda_{qs} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} \quad (54)$$

$$v_{0s} = \frac{d\lambda_{0s}}{dt} \quad (55)$$

O primeiro termo no lado direito da equação (53) ou (54) é referido como uma "tensão de velocidade", cuja velocidade é a velocidade angular do referencial arbitrário. É claro que os termos de tensão de velocidade são zero, se ω é zero, o que obviamente acontece pelo fato do referencial ser estacionário. Claramente, as equações de tensão para o circuito indutivo trifásico se tornam conhecidas com a taxa de tempo de mudança fluxo, se o referencial estiver fixo onde o circuito existe fisicamente. Além disso a equação (46) é válida para qualquer circuito elétrico. Desse modo, (53)-(55) são válidas independentemente se o sistema é magneticamente linear ou não-linear e independe da matriz de indutância, se o sistema for magneticamente linear.

Para um sistema linear, os fluxos podem ser expressos:

$$\lambda_{abcs} = \mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs} \quad (56)$$

Consequentemente, os fluxos no referencial arbitrário podem ser escritas como:

$$\lambda_{qd0s} = \mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} \mathbf{i}_{qd0s} \quad (57)$$

Assim como no circuito resistivo, é necessário especificar a matriz de indutância antes de prosseguir com a avaliação da equação (57). No entanto, uma vez que a matriz de indutância é especificada, o procedimento para expressar qualquer circuito indutivo trifásico no referencial arbitrário é uma única avaliação de (57), assim basta substituir o resultado de λ_{qs} , λ_{ds} , λ_{0s} nas equações de tensões (53)-(55). Este procedimento é bem simples, com o mínimo de manipulações matriciais comparado com o trabalho envolvido se, para um sistema linear, a matriz de fluxos fosse em abc , ou seja, λ_{abcs} é substituído por $\mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs}$ antes de realizar a transformação, seria bastante complexo a solução em abc .

Se, por exemplo, $\mathbf{L}_s$ é uma matriz diagonal com todos os termos diferentes de zero iguais, então:

$$\mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} = \mathbf{L}_s \quad (58)$$

Diante do apresentado, as equações de tensões para os enrolamentos do estator podem ser escritas para o eixo referencial arbitrário como:

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{qd0s} + \omega \lambda_{qds} + \frac{d\lambda_{qd0s}}{dt} \quad (59)$$

Quanto aos enrolamentos do rotor de uma máquina síncrona, sabe-se que são assimétricos. Portanto, uma mudança de variáveis como no estator não oferece vantagem na análise dos circuitos do rotor. Como as variáveis do rotor não são transformadas, as equações de tensão do rotor são expressas apenas no referencial do rotor. Assim, a partir

de (2), mantendo as proporções de espiras, o subscrito r é usado para denotar o referencial do rotor. As equações de tensões do rotor são:

$$\mathbf{v}_{qdr}^r = \mathbf{r}_r' \mathbf{i}_{qdr}^r + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qdr}^r}{dt} \quad (60)$$

Para sistemas magnéticos lineares, as equações de fluxos podem ser expressas da equação (7) com a transformação das variáveis do estator para o referencial arbitrário incorporado, assim:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_{qd0s} \\ \boldsymbol{\lambda}_{qdr}^r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} & \mathbf{K}_s \mathbf{L}_{sr}' \\ \frac{2}{3} (\mathbf{L}_{sr}')^T (\mathbf{K}_s)^{-1} & \mathbf{L}_r' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{qd0s} \\ \mathbf{i}_{qdr}^r \end{bmatrix} \quad (61)$$

Pode ser mostrado que todos os termos da matriz de indutância da equação (61) são de natureza senoidais, exceto $\mathbf{L}_r'$. Resolvendo com identidades trigonométricas obtêm-se:

$$\mathbf{K}_s \mathbf{L}_{sr}' = \begin{bmatrix} L_{mq} \cos(\theta - \theta_r) & L_{mq} \cos(\theta - \theta_r) & -L_{md} \sin(\theta - \theta_r) & -L_{md} \sin(\theta - \theta_r) \\ L_{mq} \sin(\theta - \theta_r) & L_{mq} \sin(\theta - \theta_r) & L_{md} \cos(\theta - \theta_r) & L_{mq} \cos(\theta - \theta_r) \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (62)$$

Os termos senoidais da (62) são constantes, independente de ω e ω_r , se $\omega = \omega_r$. Similarmente $\mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1}$ e $\frac{2}{3} (\mathbf{L}_{sr}')^T (\mathbf{K}_s)^{-1}$ são constantes se $\omega = \omega_r$.

Portanto, as indutâncias que variam de posição são eliminadas das equações de tensões somente se o referencial estiver fixo no rotor. Logo, apenas o referencial do rotor é útil na análise de máquinas síncronas. Para essas aplicações, é necessário relacionar as variáveis arbitrárias de eixo referencial arbitrário com as variáveis no eixo referencial do rotor. Segundo (KRAUSE et al., 2013), a transformação é:

$$\mathbf{f}_{qd0s}^r = \mathbf{K}^r \mathbf{f}_{qd0s} \quad (63)$$

Em que,

$$\mathbf{K}^r = \begin{bmatrix} \cos(\theta - \theta_r) & -\sin(\theta - \theta_r) & 0 \\ \sin(\theta - \theta_r) & \cos(\theta - \theta_r) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (64)$$

Aqui deve-se lembrar novamente que o referencial arbitrário não possui um índice r elevado.

2.4 Equações de tensões no eixo referencial do rotor

R.H. Park foi o primeiro a incorporar uma mudança de variáveis na análise de máquinas síncronas (PARK, 1929). Ele transformou as variáveis do estator no referencial do rotor, o que elimina as indutâncias variáveis de posição nas equações de tensão. As equações de

Park são obtidas a partir de (65) e (66) através da definição da velocidade de referência igual à velocidade do rotor ($\omega = \omega_r$). Portanto,

$$\mathbf{v}_{qd0s}^r = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{qd0s}^r + \omega_r \boldsymbol{\lambda}_{qds}^r + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qd0s}^r}{dt} \quad (65)$$

$$\mathbf{v}_{qdr}^{'r} = \mathbf{r}_r' \mathbf{i}_{qdr}^{'r} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qdr}^{'r}}{dt} \quad (66)$$

Onde,

$$\left(\boldsymbol{\lambda}_{dqr}^r\right)^T = \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^r & -\lambda_{qs}^r & 0 \end{bmatrix} \quad (67)$$

Para um sistema magneticamente linear, os fluxos podem ser expressos no eixo referencial do rotor conforme a equação (61), fazendo $\theta = \theta_r$ e sendo $\mathbf{K}_s$ que se torna $\mathbf{K}_s^r$. Tem-se a matriz:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_{qd0s}^r \\ \boldsymbol{\lambda}_{qdr}^{'r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_s^r \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s^r)^{-1} & \mathbf{K}_s^r \mathbf{L}_{sr}' \\ \frac{2}{3} (\mathbf{L}_{sr}')^T (\mathbf{K}_s^r)^{-1} & \mathbf{L}_r' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{qd0s}^r \\ \mathbf{i}_{qdr}^{'r} \end{bmatrix} \quad (68)$$

Com o uso de identidades trigonométricas, obtêm-se:

$$\mathbf{K}_s^r \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s^r)^{-1} = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & L_{ls} + L_{md} & 0 \\ 0 & 0 & L_{ls} \end{bmatrix} \quad (69)$$

$$\mathbf{K}_s^r \mathbf{L}_{sr}' = \begin{bmatrix} L_{mq} & L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{md} & L_{md} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (70)$$

$$\frac{2}{3} (\mathbf{L}_{sr}')^T (\mathbf{K}_s^r)^{-1} = \begin{bmatrix} L_{mq} & 0 & 0 \\ L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & L_{md} & 0 \\ 0 & L_{md} & 0 \end{bmatrix} \quad (71)$$

Na forma expandida, as equações (65) e (66) podem ser escritas como:

$$v_{qs}^r = r_s i_{qs}^r + \omega_r \lambda_{ds}^r + \frac{d\lambda_{qs}^r}{dt} \quad (72)$$

$$v_{ds}^r = r_s i_{ds}^r - \omega_r \lambda_{qs}^r + \frac{d\lambda_{ds}^r}{dt} \quad (73)$$

$$v_{0s} = r_s i_{0s} + \frac{d\lambda_{0s}}{dt} \quad (74)$$

$$v_{kq1}^{'r} = r_{kq1}' i_{kq1}^{'r} + \frac{d\lambda_{kq1}^{'r}}{dt} \quad (75)$$

$$v_{kq2}'' = r_{kq2}' i_{kq2}'' + \frac{d\lambda_{kq2}''}{dt} \quad (76)$$

$$v_{fd}'' = r_{fd}' i_{fd}'' + \frac{d\lambda_{fd}''}{dt} \quad (77)$$

$$v_{kd}' = r_{kd}' i_{kd}'' + \frac{d\lambda_{kd}''}{dt} \quad (78)$$

Substituindo (69)-(71) em (68), obtêm-se as expressões para os fluxos. Em forma expandida, têm-se:

$$\lambda_{qs}^r = L_{ls} i_{qs}^r + L_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}'' + i_{kq2}'') \quad (79)$$

$$\lambda_{ds}^r = L_{ls} i_{ds}^r + L_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}'' + i_{kd}'') \quad (80)$$

$$\lambda_{0s} = L_{ls} i_{0s} \quad (81)$$

$$\lambda_{kq1}'' = L_{lkq1}' i_{kq1}'' + L_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}'' + i_{kq2}'') \quad (82)$$

$$\lambda_{kq2}'' = L_{lkq2}' i_{kq2}'' + L_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}'' + i_{kq2}'') \quad (83)$$

$$\lambda_{fd}'' = L_{lfd}' i_{fd}'' + L_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}'' + i_{kd}'') \quad (84)$$

$$\lambda_{kd}'' = L_{lkd}' i_{kd}'' + L_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}'' + i_{kd}'') \quad (85)$$

As equações de tensões e fluxos estabelecem os circuitos equivalentes mostrados na Figura 3. Em se tratando de máquinas polifásicas, muitas vezes é conveniente expressar as equações de tensões e fluxos em termos de sua reatâncias em vez de indutâncias. Assim, (72)-(78) são escritas como:

$$v_{qs}^r = r_s i_{qs}^r + \frac{\omega_r}{\omega_b} \psi_{ds}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{qs}^r}{dt} \quad (86)$$

$$v_{ds}^r = r_s i_{ds}^r - \frac{\omega_r}{\omega_b} \psi_{qs}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{ds}^r}{dt} \quad (87)$$

$$v_{0s} = r_s i_{0s} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{0s}}{dt} \quad (88)$$

$$v_{kq1}'' = r_{kq1}' i_{kq1}'' + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{kq1}''}{dt} \quad (89)$$

$$v_{kq2}^r = r_{kq2}' i_{kq2}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{kq2}^r}{dt} \quad (90)$$

$$v_{fd}^r = r_{fd}' i_{fd}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{fd}^r}{dt} \quad (91)$$

$$v_{kd}' = r_{kd}' i_{kd}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{kd}^r}{dt} \quad (92)$$

Onde, ω_b é a velocidade angular elétrica base usada para calcular as reatâncias indutivas. Os fluxos são:

$$\psi_{qs}^r = X_{ls} i_{qs}^r + X_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}^r + i_{kq2}^r) \quad (93)$$

$$\psi_{ds}^r = X_{ls} i_{ds}^r + X_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}^r + i_{kd}^r) \quad (94)$$

$$\psi_{0s} = X_{ls} i_{0s} \quad (95)$$

$$\psi_{kq1}^r = X_{lkq1}' i_{kq1}^r + X_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}^r + i_{kq2}^r) \quad (96)$$

$$\psi_{kq2}^r = X_{lkq2}' i_{kq2}^r + X_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}^r + i_{kq2}^r) \quad (97)$$

$$\psi_{fd}^r = X_{lfd}' i_{fd}^r + X_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}^r + i_{kd}^r) \quad (98)$$

$$\psi_{kd}^r = X_{lkd}' i_{kd}^r + X_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}^r + i_{kd}^r) \quad (99)$$

As equações de Park geralmente são escritas sem os sobrescritos r e os subscritos s , que denotam as variáveis elétricas referidas. Por motivo de continuidade das denotações já adotadas, é conveniente definir:

$$e_{xfd}^r = v_{fd}^r \frac{X_{md}}{r_{fd}'} \quad (100)$$

E para substituir essa relação na expressão de tensão de campo, a equação (100) em (77), torna-se:

$$e_{xfd}^r = \frac{X_{md}}{r_{fd}'} \left(r_{fd}' i_{fd}^r + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{fd}^r}{dt} \right) \quad (101)$$

Como mostrado nas equações anteriormente, as correntes e os fluxos estão relacionadas e ambos não são variáveis independentes ou de estado. Sendo necessário expressar as equações de tensões em termos de correntes ou fluxos (fluxos por segundo) para formular

funções em forma matricial e implementar na simulação computacional. Se selecionar as correntes como variáveis independentes, os fluxos (fluxos por segundo) são substituídos por correntes e as equações de tensões dadas por (86)-(92), com (101) em vez de (77). Considerando o operador p como símbolo que representa a derivada, tem-se a seguinte matriz de estado:

$$\begin{bmatrix} v_{qs}^r \\ v_{ds}^r \\ v_{0s} \\ v_{kq1}^{r'} \\ v_{kq2}^{r'} \\ e_{x fd}^{r'} \\ v_{kd}^{r'} \end{bmatrix} = [\mathbf{A}] \begin{bmatrix} i_{qs}^r \\ i_{ds}^r \\ i_{0s} \\ i_{kq1}^{r'} \\ i_{kq2}^{r'} \\ i_{fd}^{r'} \\ i_{kd}^{r'} \end{bmatrix} \quad (102)$$

Em que,

$$[\mathbf{A}] = \begin{bmatrix} r_s + \frac{p}{\omega_b} X_q & \frac{\omega_r}{\omega_b} X_d & 0 & \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & \frac{\omega_r}{\omega_b} X_{md} & \frac{\omega_r}{\omega_b} X_{md} \\ -\frac{\omega_r}{\omega_b} X_q & r_s + \frac{p}{\omega_b} X_d & 0 & -\frac{\omega_r}{\omega_b} X_{mq} & -\frac{\omega_r}{\omega_b} X_{mq} & \frac{p}{\omega_b} X_{md} & \frac{p}{\omega_b} X_{md} \\ 0 & 0 & r_s + \frac{p}{\omega_b} X_d & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & 0 & 0 & r'_{kq1} + \frac{p}{\omega_b} X'_{kq1} & \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & 0 & 0 \\ \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & 0 & 0 & \frac{p}{\omega_b} X_{mq} & r'_{kq2} + \frac{p}{\omega_b} X'_{kq2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{X_{md}}{r'_{fd}} \left(\frac{p}{\omega_b} X_{md} \right) & 0 & 0 & 0 & \frac{X_{md}}{r'_{fd}} \left(r'_{fd} + \frac{p}{\omega_b} X'_{fd} \right) \frac{X_{md}}{r'_{fd}} \left(\frac{p}{\omega_b} X_{md} \right) \\ 0 & \frac{p}{\omega_b} X_{md} & 0 & 0 & 0 & \frac{p}{\omega_b} X_{md} & r'_{kd} + \frac{p}{\omega_b} X'_{kd} \end{bmatrix} \quad (103)$$

Onde,

$$X_q = X_{ls} + X_{mq} \quad (104)$$

$$X_d = X_{ls} + X_{md} \quad (105)$$

$$X'_{kq1} = X'_{lkq1} + X_{mq} \quad (106)$$

$$X'_{kq2} = X'_{lkq2} + X_{mq} \quad (107)$$

$$X'_{fd} = X'_{lfd} + X_{md} \quad (108)$$

$$X'_{kd} = X'_{lkd} + X_{md} \quad (109)$$

As reatâncias apresentadas por X_q e X_d são respectivamente as reatâncias do eixo q e d . Os fluxos antes representados pelas equações (93) a (99), são representados agora pela matriz:

$$\begin{bmatrix} \psi_{qs}^r \\ \psi_{ds}^r \\ \psi_{0s} \\ \psi_{kq1}^{'r} \\ \psi_{kq2}^{'r} \\ \psi_{fd}^r \\ \psi_{kd}^{'r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_q & 0 & 0 & X_{mq} & X_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & X_d & 0 & 0 & 0 & X_{md} & X_{md} \\ 0 & 0 & X_{ls} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ X_{mq} & 0 & 0 & X'_{kq1} & X_{mq} & 0 & 0 \\ X_{mq} & 0 & 0 & X_{mq} & X'_{kq2} & 0 & 0 \\ 0 & X_{md} & 0 & 0 & 0 & X'_{fd} & X_{md} \\ 0 & X_{md} & 0 & 0 & 0 & X_{md} & X'_{kd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qs}^r \\ i_{ds}^r \\ i_{0s} \\ i_{kq1}^{'r} \\ i_{kq2}^{'r} \\ i_{fd}^r \\ i_{kd}^{'r} \end{bmatrix} \quad (110)$$

Se os fluxos ou fluxos por segundo forem selecionadas como variáveis independentes, é conveniente expressar primeiro (110) como:

$$\begin{bmatrix} \psi_{qs}^r \\ \psi_{kq1}^{'r} \\ \psi_{kq2}^{'r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_q & X_{mq} & X_{mq} \\ X_{mq} & X'_{kq1} & X_{mq} \\ X_{mq} & X_{mq} & X'_{kq2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qs}^r \\ i_{kq1}^{'r} \\ i_{kq2}^{'r} \end{bmatrix} \quad (111)$$

$$\begin{bmatrix} \psi_{ds}^r \\ \psi_{fd}^r \\ \psi_{kd}^{'r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_d & X_{md} & X_{md} \\ X_{md} & X'_{fd} & X_{md} \\ X_{md} & X_{md} & X'_{kd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds}^r \\ i_{fd}^r \\ i_{kd}^{'r} \end{bmatrix} \quad (112)$$

$$\psi_{0s} = X_{ls} i_{0s} \quad (113)$$

Resolvendo as equações anteriores para as correntes de campo, obtêm-se:

$$\begin{bmatrix} i_{qs}^r \\ i_{kq1}^{'r} \\ i_{kq2}^{'r} \end{bmatrix} = \frac{1}{D_q} \begin{bmatrix} X'_{kq1}X'_{kq2} - X_{mq}^2 & -X_{mq}X'_{kq2} + X_{mq}^2 & -X_{mq}X'_{kq1} + X_{mq}^2 \\ -X_{mq}X'_{kq2} + X_{mq}^2 & X_qX'_{kq2} - X_{mq}^2 & -X_qX_{mq} + X_{mq}^2 \\ -X_{mq}X'_{kq1} + X_{mq}^2 & -X_qX_{mq} + X_{mq}^2 & X_qX'_{kq1} - X_{mq}^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_{qs}^r \\ \psi_{kq1}^{'r} \\ \psi_{kq2}^{'r} \end{bmatrix} \quad (114)$$

$$\begin{bmatrix} i_{ds}^r \\ i_{fd}^r \\ i_{kd}^{'r} \end{bmatrix} = \frac{1}{D_d} \begin{bmatrix} X'_{fd}X'_{kd} - X_{md}^2 & -X_{md}X'_{kd} + X_{md}^2 & -X_{md}X'_{fd} + X_{md}^2 \\ -X_{md}X'_{kd} + X_{md}^2 & X_dX'_{kd} - X_{md}^2 & -X_dX_{md} + X_{md}^2 \\ -X_{md}X'_{fd} + X_{md}^2 & -X_dX_{md} + X_{md}^2 & X_dX'_{fd} - X_{md}^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_{ds}^r \\ \psi_{fd}^r \\ \psi_{kd}^{'r} \end{bmatrix} \quad (115)$$

$$i_{0s} = \frac{1}{X_{ls}} \psi_{0s} \quad (116)$$

Onde,

$$D_q = -X_{mq}^2 (X_q - 2X_{mq} + X'_{kq1} + X'_{kq2}) + X_qX'_{kq1}X'_{kq2} \quad (117)$$

$$D_d = -X_{md}^2 (X_d - 2X_{md} + X'_{fd} + X'_{kd}) + X_d X'_{fd} X'_{kd} \quad (118)$$

Substituindo as correntes representadas por (115)-(117), as correntes nas equações de tensões expressas de (86)-(90), (92) e (115), na matriz dada por (103). Tem-se a matriz:

$$\begin{bmatrix} v_{qs}^r \\ v_{ds}^r \\ v_{0s} \\ v_{kq1}^r \\ v_{kq2}^r \\ e'_{xf d} \\ v_{kd}^r \end{bmatrix} = [\mathbf{B}] \begin{bmatrix} \psi_{qs}^r \\ \psi_{ds}^r \\ \psi_{0s} \\ \psi_{kq1}^r \\ \psi_{kq2}^r \\ \psi_{fd}^r \\ \psi_{kd}^r \end{bmatrix} \quad (119)$$

$$[\mathbf{B}] = \begin{bmatrix} r_s a_{11} + \frac{p}{\omega_b} & \frac{\omega_r}{\omega_b} & 0 & -r_s a_{12} & -r_s a_{13} & 0 & 0 \\ -\frac{\omega_r}{\omega_b} & r_s b_{11} + \frac{p}{\omega_b} & 0 & 0 & 0 & -r_s b_{12} & -r_s b_{13} \\ 0 & 0 & \frac{r_s}{X_{ls}} + \frac{p}{\omega_b} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ r'_{kq1} a_{21} & 0 & 0 & r'_{kq1} a_{22} + \frac{p}{\omega_b} & r'_{q1} a_{23} & 0 & 0 \\ r'_{kq2} a_{31} & 0 & 0 & r'_{kq2} a_{32} & r'_{kq2} a_{33} + \frac{p}{\omega_b} & 0 & 0 \\ 0 & X_{md} b_{21} & 0 & 0 & 0 & X_{md} b_{22} + \frac{X_{md}}{r'_{fd}} + \frac{p}{\omega_b} & X_{md} b_{23} \\ 0 & r'_{kd} b_{31} & 0 & 0 & 0 & r'_{kd} b_{32} & r'_{kd} b_{33} + \frac{p}{\omega_b} \end{bmatrix} \quad (120)$$

Em (120), a_{ij} e b_{ij} são os elementos das matrizes 3x3 dadas em (114) e (115), respectivamente.

2.5 Equação de torque eletromagnético no eixo referencial do rotor

A expressão do torque eletromagnético positivo para a ação do motor em termos de variáveis no eixo de referência do rotor pode ser obtida substituindo a equação de transformação em (34). Consequentemente,

$$T_e = \left(\frac{P}{2} \right) \left[(\mathbf{K}_s^r)^{-1} \mathbf{i}_{qd0s}^r \right]^T \left\{ \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \theta_r} [\mathbf{L}_s] (\mathbf{K}_s^r)^{-1} \mathbf{i}_{qd0s}^r + \frac{\partial}{\partial \theta_r} [\mathbf{L}'_{sr}] \mathbf{i}_{qdr}^r \right\} \quad (121)$$

Realização operações matemáticas em (121), resulta:

$$T_e = \left(\frac{3}{2} \right) \left(\frac{P}{2} \right) \left[L_{md} (i_{ds}^r + i_{fd}^r + i_{kd}^r) i_{qs}^r - L_{mq} (i_{qs}^r + i_{kq1}^r + i_{kq2}^r) i_{ds}^r \right] \quad (122)$$

A equação (121) é equivalente a:

$$T_e = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{P}{2}\right) (\lambda_{ds}^r i_{qs}^r - \lambda_{qs}^r i_{ds}^r) \quad (123)$$

Em termos de fluxos por segundo, tem-se:

$$T_e = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{P}{2}\right) \left(\frac{1}{\omega_b}\right) (\psi_{ds}^r i_{qs}^r - \psi_{qs}^r i_{ds}^r) \quad (124)$$

2.6 Valores em pu das equações elétricas e mecânicas da máquina síncrona

As equações anteriormente dadas para a máquina síncrona podem ser escritas por unidade onde a tensão de base é geralmente o valor eficaz da tensão de fase nominal para as variáveis abc e o valor de pico para as variáveis $qd0$. No entanto, muitas vezes usa-se o mesmo valor base ao comparar as variáveis abc e $qd0$. Ao considerar a máquina operando isoladamente, a potência base é o valor nominal de Volt Ampère (VA). Ao considerar máquinas síncronas que operam em paralelo com o sistema de elétrico de potência, é escolhida uma base de potência do sistema elétrico (base do sistema) que geralmente é diferente da base de potência da máquina síncrona (base da máquina).

Uma vez estabelecidas qual a escolha de base, a corrente de base correspondente e a impedância de base podem então ser calculadas. Neste trabalho considera-se os valores base de placa da máquina síncrona, visto que o gerador síncrono opera isoladamente. As equações de Park escritas em termos de fluxos por segundo e reatâncias são facilmente unitizadas dividindo cada termo pelo pico da tensão de base (ou o valor de pico da impedância de base). As equações permanecem inalteradas com a unitização.

2.6.1 Valores em pu do torque eletromagnético

O torque base é dado pela potência base dividida pela velocidade síncrona do rotor. Portanto,

$$T_B = \frac{P_B}{\left(\frac{2}{P}\right) \omega_b} = \frac{\left(\frac{3}{2}\right) V_{B(qd0)} I_{B(qd0)}}{\left(\frac{2}{P}\right) \omega_b} \quad (125)$$

Onde, ω_b corresponde à frequência nominal ou base; P_B é a potência base, $V_{B(qd0)}$ é o valor máximo ou de pico da tensão de fase base e $I_{B(qd0)}$ é o valor máximo ou de pico da corrente de fase base. Dividindo a equação de torque eletromagnético em (121) pelo torque base, obtém-se o torque eletromagnético expresso por unidade:

$$T_e = \psi_{ds}^r i_{qs}^r - \psi_{qs}^r i_{ds}^r \quad (126)$$

A equação (36) que relaciona o torque eletromagnético e velocidade, agora é expresso em **pu** por:

$$T_e = 2H \frac{d}{dt} \left(\frac{\omega_r}{\omega_b} \right) + T_L \quad (127)$$

Se velocidade angular elétrica do rotor ω_r é igual a velocidade angular elétrica da tensão terminal ω_e . Ou em outras palavras se ω_e é constante, então (127) se torna:

$$T_e = \frac{2H}{\omega_b} \left(\frac{d^2}{dt^2} \delta \right) + T_L \quad (128)$$

Em que, δ é o ângulo do rotor ou ângulo de carga em radianos elétricos. A constante de inércia (H) é dada em segundos e está definida como:

$$H = \left(\frac{1}{2} \right) \left(\frac{2}{P} \right)^2 \frac{J\omega_b^2}{P_B} \quad (129)$$

Onde, J é a inércia do rotor em que pode ser somada com a inércia do eixo da carga primária em ($kg.m^2$).

2.6.2 Valores em pu de parâmetros da máquina síncrona

Segundo (KUNDUR, 1993), as equações das grandezas bases para o estator (subscrito s) para o calculo em **pu** são:

$$V_{s_b} = \frac{V_n \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \quad (130)$$

$$I_{s_b} = \frac{P_n \sqrt{2}}{V_n \sqrt{3}} \quad (131)$$

$$Z_{s_b} = \frac{V_{s_b}}{I_{s_b}} = \frac{V_n^2}{P_n} \quad (132)$$

$$\omega_b = 2\pi f_n \quad (133)$$

$$L_{s_b} = \frac{Z_{s_b}}{\omega_b} \quad (134)$$

Em que,

V_{s_b} - Tensão base nominal de pico de fase [V];

I_{s_b} - Corrente base nominal de pico de fase [A];

Z_{s_b} - Impedância base em módulo [Ω];

L_{s_b} - Indutância base [H];

P_n - Potência trifásica nominal [VA];

V_n - Tensão fase-fase em valor eficaz [V];

f_n - Frequência nominal [Hz].

Conforme dado os valores de base, os parâmetros a seguir são apresentados em **pu**:

$$r_{s_{pu}} = \frac{r_s}{Z_{s_b}} \quad (135)$$

$$L_{l_{pu}} = \frac{L_l}{L_{s_b}} \quad (136)$$

$$L_{mq_{pu}} = \frac{L_{mq}}{L_{s_b}} \quad (137)$$

$$L_{md_{pu}} = \frac{L_{md}}{L_{s_b}} \quad (138)$$

Em que,

$r_{s_{pu}}$ - Resistência de uma das fases do estator [pu];

$L_{l_{pu}}$ - Indutância de dispersão do estator em [pu];

$L_{mq_{pu}}$ - Indutância de magnetização do eixo de quadratura em [pu];

$L_{md_{pu}}$ - Indutância de magnetização do eixo direto em [pu];

r_s - Resistência do estator [Ω];

L_l - Indutância de dispersão do estator [H];

L_{md} - Indutância de magnetização do eixo direto [H];

L_{mq} - Indutância de magnetização do eixo quadratura [H].

Os valores de base e **pu** para o enrolamento de campo (subscrito f) são:

$$I_{f_b} = i_{f_n} L_{md_{pu}} \quad (139)$$

$$V_{f_b} = \frac{P_n}{I_{f_b}} \quad (140)$$

$$Z_{f_b} = \frac{V_{f_b}}{I_{f_b}} \quad (141)$$

$$L_{f_b} = \frac{Z_{f_b}}{\omega_b} \quad (142)$$

$$r_{f_{pu}} = \frac{r_f}{Z_{f_b}} \quad (143)$$

$$L_{lf_{d_{pu}}} = \frac{L_{lf_d}}{L_{f_b}} \quad (144)$$

Sendo,

$r_{f_{pu}}$ - Resistência de campo [pu];

$L_{lf_{pu}}$ - Indutância de dispersão do enrolamento de campo [pu];

I_{f_b} - Corrente de campo base [A];

V_{f_b} - Tensão de campo base [V];

Z_{f_b} - Impedância de campo base [Ω];

L_{f_b} - Indutância de campo base [H];

i_{fn} - Corrente de campo nominal para produzir tensão nominal a vazio [A];

r_f - Resistência de campo [Ω];

L_{lf_d} - Indutância de dispersão do enrolamento de campo [H].

De acordo com as equações (139)-(144), pode-se escrever a seguinte relação:

$$L_{sf_d} = \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{N_f}{N_s}\right) L_{md} = \frac{V_{s_b}}{i_{fn}\omega_b} \quad (145)$$

Para valores das variáveis do rotor referidas ao estator, as equações (23), (24), (30) e (31) podem ser também calculadas de maneira simplificada a partir de (145). Da última igualdade, após substituições pelas equações apresentadas anteriormente neste tópico e fazendo algumas manipulações algébricas, chega-se a relação:

$$\frac{N_s}{N_f} = \frac{2 I_{f_b}}{3 I_{s_b}} \quad (146)$$

Se a corrente de campo nominal i_{fn} é conhecida, a relação de transformação ($\frac{N_f}{N_s}$ é calculada usando a mesma equação da relação de transformação do estator/campo.

Na simulação computacional os parâmetros de entrada do rotor, são os parâmetros do rotor transformados para o estator. Segundo (KRAUSE et al., 2013), a tensão e a corrente de campo referidos ao estator (V'_f , I'_f) são obtidas a partir de V_{f_b} , logo:

$$V'_f = \left(\frac{N_s}{N_f}\right) V_{f_b} \quad (147)$$

$$I'_f = \left(\frac{N_f}{N_s}\right) I_{f_b} \quad (148)$$

Quando a resistência de campo r_f e as indutância de dispersão L_{lfd} (vistas do rotor) são conhecidas, os valores refletidos ao estator são:

$$r'_f = \frac{3}{2} r_f \left(\frac{N_s}{N_f} \right)^2 \quad (149)$$

$$L'_{lfd} = \frac{3}{2} L_{lfd} \left(\frac{N_s}{N_f} \right)^2 \quad (150)$$

Quando a corrente de campo nominal não é conhecida, e os valores de pu de resistência de campo e indutâncias de dispersão são conhecidos ($r_{f_{pu}}$, $L_{lfd_{pu}}$), os valores no Sistema Internacional de Unidades (SI) correspondentes refletidos ao estator, são calculados da seguinte forma:

$$r'_f = r_{f_{pu}} Z_{s_b} \quad (151)$$

$$L'_{lfd} = L_{lfd_{pu}} L_{s_b} \quad (152)$$

As mesmas conversões são usadas para as resistências e indutâncias dos enrolamentos amortecedores.

Para encontrar o valor da tensão de campo nominal, que é suficiente para excitar a máquina síncrona na tensão terminal a vazio, utiliza-se:

$$V_{fn} = r_f i_{fn} \quad (153)$$

Quando não possuir o valor específico da corrente de campo nominal, pode-se calcular a tensão e corrente de campo nominal referida do rotor para o estator:

$$V'_{fn} = \left(\frac{r_{f_{pu}}}{L_{md_{pu}}} \right) V_{s_b} = \left(\frac{r'_f}{L_{md_b} \omega_b} \right) V_{s_b} \quad (154)$$

$$I'_{fn} = \frac{I_{s_b}}{L_{md_{pu}}} = \frac{I_{s_b}}{I_{f_b}} \quad (155)$$

2.7 Reatâncias e constantes de tempo para regime transitório e subtransitório

As reatâncias transitórias de eixo direto e quadratura podem ser calculadas por:

$$X'_q = X_{ls} + \frac{X_{mq} X'_{lkq1}}{X'_{lkq1} + X_{mq}} \quad (156)$$

$$X'_d = X_{ls} + \frac{X_{md} X'_{lfd}}{X'_{lfd} + X_{md}} \quad (157)$$

Enquanto que as reatâncias subtransitórias de eixo em quadratura e direto são calculadas por:

$$X_q'' = X_{ls} + \frac{X_{mq}X'_{lkq1}X'_{lkq2}}{X_{mq}X'_{lkq1} + X_{mq}X'_{lkq2} + X'_{lkq1}X'_{lkq2}} \quad (158)$$

$$X_d'' = X_{ls} + \frac{X_{md}X'_{lfd}X'_{lkd}}{X_{md}X'_{lfd} + X_{md}X'_{lkd} + X'_{lfd}X'_{lkd}} \quad (159)$$

Cabe lembrar que essas reatâncias atuam sobre um período tempo curto, sendo substituídas pelas reatâncias de eixo em quadratura e direto assim que a máquina síncrona volta a operar em regime permanente.

As constantes de tempo, transitória e subtransitória de circuito aberto, são dadas por:

$$\tau'_{qo} = \frac{1}{\omega_b r'_{kq1}} (X'_{lkq1} + X_{mq}) \quad (160)$$

$$\tau'_{do} = \frac{1}{\omega_b r'_{fd}} (X'_{lfd} + X_{md}) \quad (161)$$

$$\tau''_{qo} = \frac{1}{\omega_b r'_{kq2}} \left(X'_{lkq2} + \frac{X_{mq}X'_{lkq1}}{X'_{lkq1} + X_{mq}} \right) \quad (162)$$

$$\tau''_{do} = \frac{1}{\omega_b r'_{kd}} \left(X'_{lkd} + \frac{X_{md}X'_{lfd}}{X'_{lfd} + X_{md}} \right) \quad (163)$$

São utilizadas nas simulações computacionais a constante de tempo transitória e subtransitória de curto-circuito, podendo ser obtidas por meio de ensaios experimentais em laboratório na máquina síncrona de polos salientes. Ou então, essas constantes também podem ser encontradas conforme (KRAUSE et al., 2013) propõe:

$$\tau'_q = \frac{1}{\omega_b r'_{kq1}} \left(X'_{lkq1} + \frac{X_{ls}X_{mq}}{X_{ls} + X_{mq}} \right) \quad (164)$$

$$\tau'_d = \frac{1}{\omega_b r'_{q1}} \left(X'_{lfd} + \frac{X_{ls}X_{md}}{X_{ls} + X_{md}} \right) \quad (165)$$

$$\tau''_q = \frac{1}{\omega_b r'_{kq2}} \left(X'_{lkq2} + \frac{X_{mq}X_{ls}X'_{lkq1}}{X_{mq}X_{ls} + X_{mq}X'_{lkq1} + X_{ls}X'_{lkq1}} \right) \quad (166)$$

$$\tau''_d = \frac{1}{\omega_b r'_{kd}} \left(X'_{lkd} + \frac{X_{md}X_{ls}X'_{lfd}}{X_{md}X_{ls} + X_{md}X'_{lfd} + X_{ls}X'_{lfd}} \right) \quad (167)$$

2.8 Operação da máquina síncrona de polos salientes como gerador

Para análise da máquina síncrona como gerador é convencionalizado as correntes do estator com sentido para fora da máquina, denotando ação geradora. Esta notação é usada predominantemente em análise de sistemas elétricos, e aqui será tratada da mesma forma. A Figura 4 representa as correntes saindo do estator como sentido positivo. Cabe aqui lembrar que no enrolamento de campo e amortecedores as correntes são tratadas como positivas dentro da máquina síncrona. Não é necessário alterar todo equacionamento até a matrizes finais. Na simulação computacional, basta nas equações de estado mudar o sinal das correntes do estator, ou mudar o sinal das variáveis de substituição i_{qs}^r , i_{ds}^r e i_{0s}^r , conforme ilustrado na Figura 5.

A equação de torque elétrico que relaciona a torque mecânico e a velocidade do rotor é:

$$T_e = -J \left(\frac{P}{2} \right) \frac{d}{dt} \omega_r + T_l \quad (168)$$

Em que, T_e é positivo para a ação geradora e T_l é o torque de entrada, que é positivo para uma entrada de torque ou seja para o eixo do gerador síncrono. A equação que relaciona o torque e velocidade expresso em pu é dada por:

$$T_e = -\frac{2H}{\omega_b} \frac{d}{dt} \left(\frac{\omega_r}{\omega_b} \right) + T_l \quad (169)$$

Se ω_e é constante, então:

$$T_e = -\frac{2H}{\omega_b} \left(\frac{d^2}{dt^2} \delta \right) + T_l \quad (170)$$

Vale lembrar que a princípio a modelagem é considerada convencionalmente como a corrente entrando pelo estator, ou seja, como ação motora. Conforme apresentado no decorrer do capítulo, o que distingue ação motora da ação geradora é o sentido da fase corrente no enrolamento do estator.

Computacionalmente para máquina síncrona de polos salientes, define-se o parâmetro de entrada de torque mecânico ou potência mecânica, como sendo positivo para gerador, e negativo para motor. Dessa forma, quando a máquina síncrona tiver que operar como gerador, as correntes $qd0s$ nas três primeiras linhas matriz de estado recebem sinal negativo provocando uma queda de tensão no enrolamento de armadura.

Figura 3: Circuito equivalente $qd0s$ de uma máquina síncrona de polos salientes com o eixo referencial no rotor. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).

Figura 4: Máquina síncrona de polos salientes com correntes definidas como positivas para fora dos enrolamentos da fase do estator - ação geradora. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).

Figura 5: Circuito equivalente $qd0s$ de um gerador síncrono de polos salientes com o eixo referencial no rotor. Fonte: Extraído de (KRAUSE et al., 2013).

Conceitos, Definições e Efeitos das Pertubações

Neste capítulo são apresentados os conceitos, definições e os efeitos das perturbações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de carga em máquinas síncronas de polos salientes. As descrições básicas e cálculos nos parâmetros elétricos à respeito de harmônicos e desequilíbrio são oriundos da teoria de sistemas elétricos de potência. Posteriormente é apresentado os efeitos que a poluição harmônica e o desequilíbrio de tensão ocasionam nas máquinas síncronas com rotor de polos salientes, em que se destacam as oscilações de torque eletromagnético e a queda de eficiência do equipamento.

3.1 Distorção harmônica

3.1.1 Distorções harmônicas em sistemas elétricos

Uma onda periódica pode ser representada pela soma de ondas senoidais de diferentes frequências múltiplas inteiras da frequência fundamental de determinado sistema elétrico de potência (FUCHS; MASOUM, 2008). As distorções harmônicas são determinadas pela soma de senoides (ou cossenoides), sendo caracterizada pela componente harmônica múltipla inteira da frequência fundamental (WAKILEH, 2003). Matematicamente, a tensão e corrente são descritas:

$$v = V_{dc} + \sum_{h=1}^{h_{máx}} v_h = V_{dc} + \sum_{h=1}^{h_{máx}} V_h \sin(2\pi h f t - \beta_h) \quad (171)$$

$$i = I_{dc} + \sum_{h=1}^{h_{máx}} I_h = I_{dc} + \sum_{h=1}^{h_{máx}} I_h \sin(2\pi h f t - \alpha_h) \quad (172)$$

Em que,

h - Ordem harmônica;

V_{dc}, I_{dc} - Componente contínua de tensão e corrente;

V_h, I_h - Tensão e corrente máxima ou de pico do componente harmônico de ordem h ;

f - Frequência fundamental do sistema elétrico;

β_h, α_h - Ângulo de fase da tensão e corrente para cada componente harmônico;

t - Tempo.

3.1.1.1 Potência média

A potência média para uma forma de onda não senoidal é escrita como:

$$P_h = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} I_h \sin(2\pi h f t - \alpha_h) \times V_h \sin(2\pi h f t - \beta_h) d(2\pi f t) \quad (173)$$

$$P_h = \frac{I_h}{\sqrt{2}} \frac{V_h}{\sqrt{2}} \cos(\alpha_h - \beta_h) = I_{h\,rms} V_{h\,rms} \cos(\phi_h) \quad (174)$$

A potência média agora está escrita como:

$$P_h = \sum_h^{h_{máx}} I_{h\,rms} V_{h\,rms} \cos(\phi_h) \quad (175)$$

Onde,

ϕ_h - Diferença de fase entre tensão e corrente do componente de ordem h ,
sendo $\phi_h = \alpha_h - \beta_h$.

Quando um sistema trifásico é equilibrado, não é preciso calcular o valor eficaz de tensão e corrente para cada fase, visto que as mesmas são iguais. O equacionamento de valor eficaz e fator de potência foi obtido baseando em (FUCHS; MASOUM, 2008) e (CHATTOPADHYAY; MITRA; SENGUPTA, 2011).

3.1.1.2 Valores eficazes e fator de potência

Os valores eficazes da tensão e da corrente incluem a componente fundamental (ordem igual a 1) e as componentes harmônicas (de ordem h) até a ordem igual a $h_{máx}$, conforme definidas por:

$$V_{rms} = \sqrt{\sum_{h=1}^{h_{máx}} \frac{V_h^2}{2}} \quad (176)$$

$$I_{rms} = \sqrt{\sum_{h=1}^{h_{máx}} \frac{I_h^2}{2}} \quad (177)$$

Em que,

V_h e I_h são os valores máximo ou de pico da n -ésima componente da tensão e da corrente, respectivamente.

O fator de potência com distorção harmônica é determinado por:

$$FP = \frac{\text{Potência Ativa}}{\text{Potência Aparente}} = \frac{\sum_h^{h_{\text{máx}}} V_{h \text{ rms}} I_{h \text{ rms}} \cos(\varphi_h)}{V_{\text{rms}} I_{\text{rms}}} \quad (178)$$

Ou então, pode ser calculado por:

$$FP = \frac{\cos(\varphi_1)}{\sqrt{1 + THD_i^2}} \quad (179)$$

3.1.1.3 Distorção harmônica total

É bastante usual mensurar o nível de distorção harmônica total (THD), mostrando o nível total da poluição harmônica em relação à componente fundamental. A distorção harmônica total de tensão e corrente são dadas respectivamente por:

$$THD_v(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{h_{\text{máx}}} V_h^2}}{V_1} \times 100 \quad (180)$$

$$THD_i(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{h_{\text{máx}}} I_h^2}}{I_1} \times 100 \quad (181)$$

A representação da forma de onda distorcida por uma série de senoides pode ser representada pela teoria convencional de análise de circuitos elétricos, tendo a necessidade de se analisar cada frequência em particular. A distorção harmônica da tensão é o resultado da corrente harmônica circulando através da impedância de um determinado circuito elétrico, para cada respectivo harmônico existe uma queda de tensão de mesma frequência. Conforme dito anteriormente, o valor CC não se faz necessário para cálculo da distorção total devido ao pequeno valor obtido nos resultados experimentais.

3.1.2 Distorções harmônicas em máquinas síncronas

As cargas não lineares são responsáveis pela geração de harmônicos, devido a natureza discreta relacionada ao chaveamento de semicondutores de potência encontrado em uma gama de equipamentos. A operação da máquina em regime permanente não senoidal influi diretamente no rendimento, no fator de potência, em aquecimento e instabilidades. Tais anomalias se refletirão no aumento das perdas elétricas (estresse térmico e dielétrico), e danos mecânicos, fatores que são desvantajosos se analisados do ponto de vista elétrico e econômico.

3.1.2.1 Perdas pelo efeito Joule

Perdas pelo efeito Joule ou RI^2 , são maiores devido à presença de harmônicos na corrente, sendo seu valor eficaz definido pela equação (177). Perdas no cobre do estator podem ser estimadas pelo acréscimo da perda por efeito Joule em relação ao regime senoidal. Assim,

$$P_{enr} = R_s I_{rms}^2 = R_s I_{1\ rms}^2 + R_s \sum_{h>1} I_{h\ rms}^2 \quad (182)$$

Devido ao acréscimo dos componentes harmônicos, as perdas também aumentam. Relacionando as perdas no cobre com o THD de corrente e levando em consideração a corrente não senoidal sem a componente contínua (FUCHS; MASOUM, 2008), obtém-se:

$$P_{enr} = R_s I_{1\ rms}^2 + THD_i^2 \times R_s I_{1\ rms}^2 = R_s I_{1\ rms}^2 (1 + THD_i^2) \quad (183)$$

Isso implica que as perdas nos enrolamentos da máquina síncrona em relação ao regime senoidal (ou componente fundamental) é acrescida proporcionalmente pela relação da distorção total de corrente ao quadrado.

Tal fato contribui para um aumento da temperatura nos enrolamentos da máquina, além do acréscimo do estresse dielétrico sobre os materiais isolantes, devido ao aumento no valor da tensão eficaz (CHATTOPADHYAY; MITRA; SENGUPTA, 2011). Destaca-se também, as perdas magnéticas no núcleo devido as componentes harmônicas provocarem um acréscimo nas perdas por histerese e nas perdas por efeito Foucault, sendo que essas perdas excedem às perdas por histerese (WAKILEH, 2003).

De acordo com (IEC 60034-1, 2004), que estabelece os valores de suportabilidade para a máquina síncrona. O valor do THD_i que obtém-se o valor da distorção harmônica total da corrente deve ser no máximo 5%:

$$THD_i(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{h_{máx}} I_h^2}}{I_1} \times 100 \leq 5\% \quad (184)$$

3.1.2.2 Oscilações de torque eletromagnético e demais variáveis elétricas

Os componentes harmônicos causam oscilações mecânicas no conjunto do eixo motor-gerador. Essas, são apresentadas na forma de torque eletromagnético oscilante, além da indução de tensões de ordem harmônica no rotor do gerador (no enrolamento de campo e nos enrolamentos amortecedores). Tais fenômenos são gerados pelas interações do campo magnético produzido pelo rotor com os de ordem mais altas harmônicas presentes no estator. Sendo que a circulação das correntes de quinto e sétimo harmônico resultam um torque eletromagnético pulsante de sexto harmônico na máquina síncrona. Como esses valores podem coincidir com a frequência natural do acoplamento (turbina + rotor), tal situação poderá ocasionar uma fadiga mecânica do material constituinte do eixo,

cujas consequências podem provocar danos acentuados ao gerador (WANG et al., 2012; MARTINEZ; ROSA, 2001).

Segundo Kundur (1993) quando um gerador síncrono alimenta uma carga linear equilibrada, a força magnetomotriz resultando é:

$$fmm_{Total} = fmm_{faseA} + fmm_{faseB} + fmm_{faseC} \quad (185)$$

Em que,

fmm_{Total} - Força magnetomotriz total, dada em Ampère-espira (Ae);

fmm_{faseA} , fmm_{faseB} , fmm_{faseC} - Forças magnetomotrizes das fases A, B e C, respectivamente.

No domínio do tempo, a força magnetomotriz gerada em cada fase é uma onda senoidal defasada de 120° uma da outra por ser um sistema trifásico equilibrado. Desse modo, as forças magnetomotrizes das fases A, B e C são:

$$fmm_{faseA} = KI_m [\cos(\theta) \cos(\omega t)] \quad (186)$$

$$fmm_{faseB} = KI_m \left[\cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \right] \quad (187)$$

$$fmm_{faseC} = KI_m \left[\cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \right] \quad (188)$$

onde:

K - Constante de projeto do enrolamento da máquina;

I_m - Valor máximo da componente fundamental da corrente do estator (A);

θ - Ângulo espacial com origem em uma das fases do estator (graus);

ω - Velocidade síncrona (rad/s).

Aplicando (186)-(188) em (185), obtém-se a força magnetomotriz total da máquina síncrona:

$$fmm_{Total} = \frac{3}{2} KI_m \cos(\theta - \omega t) \quad (189)$$

Desse modo, para um gerador síncrono que alimenta uma carga não linear, a soma das forças magnetomotrizes devido às correntes não senoidais que circulam em cada fase do estator da máquina, resultam em uma distribuição espacial de força magnetomotriz entre o estator e o rotor do gerador síncrono que é descrito por:

$$fmm_{hTotal} = fmm_{hfaseA} + fmm_{hfaseB} + fmm_{hfaseC} \quad (190)$$

A força magnetomotriz não senoidal na máquina síncrona provocada pela carga não linear no domínio do tempo será defasada em $h\omega t$. A força magnetomotriz harmônica das fases da máquina síncrona são:

$$fmm_{h_{faseA}} = KI_h [\cos(\theta) \cos[h(\omega t)]] \quad (191)$$

$$fmm_{h_{faseB}} = KI_h \left[\cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \cos\left[h\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right)\right] \right] \quad (192)$$

$$fmm_{h_{faseC}} = KI_h \left[\cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \cos\left[h\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right)\right] \right] \quad (193)$$

Novamente aqui, aplicando (191)-(193) em (190), obtém-se a força magnetomotriz total harmônica na máquina síncrona. Ao substituir os valores das componentes harmônicas de ordens ímpares, têm-se:

$$h = 1 \rightarrow fmm_{1_{Total}} = \frac{3}{2}KI_1 \cos(\theta - \omega t), \quad \text{sequência positiva (+)} \quad (194)$$

Para $h=1$ que é a componente fundamental determina-se o mesmo resultado apresentado em (189).

$$h = 3 \rightarrow fmm_{3_{Total}} = 0, \quad \text{sequência zero (0)} \quad (195)$$

$$h = 5 \rightarrow fmm_{5_{Total}} = \frac{3}{2}KI_5 \cos(\theta + 5\omega t), \quad \text{sequência negativa (-)} \quad (196)$$

$$h = 7 \rightarrow fmm_{7_{Total}} = \frac{3}{2}KI_7 \cos(\theta - 7\omega t), \quad \text{sequência positiva (+)} \quad (197)$$

Para as demais ordens harmônicas com a mudança do índice h , conclui-se:

$h = 9$, possui a mesma sequência de fase de $h = 3$;

$h = 11$, possui a mesma sequência de fase de $h = 5$;

$h = 13$, possui a mesma sequência de fase de $h = 1$, e assim sucessivamente.

Dessa forma, produzirão componentes múltiplas do sexto harmônico ($12\omega, 18\omega, 24\omega, \dots$) sucessivamente.

As equações descritas anteriormente (194)-(197), fornecem uma representação física da fmm (força magnetomotriz) rotacionando em velocidade angular constante (ω) com sequência positiva em relação ao estator da máquina síncrona, e as componentes harmônicas fornecem uma representação física da fmm_h (força magnetomotriz harmônica), rotacionando em velocidade angular constante do sexto múltiplo (6ω) da fmm . A Figura 6 ilustra este efeito.

Figura 6: Componentes de força magnetomotriz harmônica.

As correntes harmônicas de sétima ordem ao circularem nos enrolamentos do estator geram um campo magnético rotativo ou girante cuja velocidade é sete vezes o valor da velocidade síncrona. Sendo as correntes harmônicas de sétima ordem de sequência positiva produzirão um campo magnético que gira na mesma direção do campo magnético produzido pelo componente fundamental, resultando em um campo magnético que enlaça os enrolamentos do rotor com uma velocidade ($7\omega - \omega = 6\omega$). Isso implica em um campo magnético cuja velocidade é de sete vezes a velocidade síncrona, o que levará a indução de correntes de sexta ordem harmônica nos enrolamentos do rotor.

Analogamente, as correntes de quinta ordem harmônica ao circularem nos enrolamentos do estator geram um campo magnético rotativo de cinco vezes o valor da velocidade síncrona da máquina síncrona. Sendo que essas correntes harmônicas de sequência negativa produzirão um campo magnético que gira em sentido oposto ao campo magnético provocado pela rotação do rotor, resultando em um campo magnético que enlaça os enrolamentos do rotor com uma velocidade ($\omega - (-5\omega) = 6\omega$), resultando em uma corrente harmônica induzida nos enrolamentos do rotor também de sexta ordem (LADJAVARDI; MASOUM; ISLAM, 2006; OLIVEIRA et al., 2006b; WANG et al., 2012; MARTINEZ; ROSA, 2001).

Deduzindo de (BOLDEA, 2006; BOLDEA; TUTELEA, 2009) sobre o mesmo efeito que ocorre em desequilíbrio de cargas em uma máquina síncrona para cargas não lineares, conclui-se que as componentes harmônicas induzem uma corrente, semelhante ao funcionamento da componente fundamental na gaiola da máquina de indução, porém com

escorregamento igual a 6 e seus múltiplos. Matematicamente,

$$S_{h=5} = \frac{\omega - (-5\omega)}{\omega} = 6 \quad (198)$$

$$S_{h=7} = \frac{7\omega - \omega}{\omega} = 6 \quad (199)$$

Para componentes harmônicas de sequência negativa e positiva, calcula-se respectivamente:

$$S_h^- = \frac{\omega - (-h\omega)}{\omega} \quad (200)$$

$$S_h^+ = \frac{h\omega - \omega}{\omega} \quad (201)$$

Em relação a perturbações de torque eletromagnético, a Figura 7 mostra uma representação simplificada de como é gerado o torque eletromagnético para quinta e sétima ordem harmônica. Considerando que o torque eletromagnético gerado pela componente fundamental é contínuo, resulta:

$$T_{resultante} = T_{e1} + T_{e5} + T_{e7} = T_{ecc} + T_{e6\omega} \quad (202)$$

onde,

$T_{resultante}$ - Torque eletromagnético resultante (N.m);

T_{e1} - Torque eletromagnético devido à componente fundamental (N.m);

T_{e5} - Torque eletromagnético devido à componente quinta ordem (N.m);

T_{e7} - Torque eletromagnético devido à componente de sétima ordem (N.m);

T_{ecc} - Parcela de torque eletromagnético contínuo (N.m);

$T_{e6\omega}$ - Parcela de torque pulsante (N.m).

Como o torque pulsante originado pelas componentes harmônicas possui um módulo e uma fase, o torque eletromagnético pode ser escrito em forma de fasor. Em que, o sinal positivo e negativo é para componentes harmônicos de sequência negativa e positiva, respectivamente. Assim,

$$\dot{T}_{resultante} = \dot{T}_{ecc} + \frac{1}{2} \sum \left(\dot{T}_{e[1-(-h^-)]\omega} + \dot{T}_{e[1-(h^+)]\omega} \right) = \dot{T}_{ecc} + \frac{1}{2} \sum \dot{T}_e(h \pm 1)_\omega \quad (203)$$

Figura 7: Representação gráfica do fasor da superposição de torque eletromagnético devido às componentes harmônicas. Fonte: Adaptado de (FUCHS; MASOUM, 2008).

Analogamente, qualquer variável elétrica ($\dot{V}_{el}$) da máquina síncrona de polos salientes com referencial no rotor, pode ser expressa:

$$\dot{V}_{el_{resultante}} = \dot{V}_{el_{cc}} + \frac{1}{2} \sum \left(\dot{V}_{el[1-(-h^-)]\omega} + \dot{V}_{el[1-(h^+)\omega]} \right) = \dot{V}_{el_{cc}} + \frac{1}{2} \sum \dot{V}_{el}(h \pm 1)\omega \quad (204)$$

O fator de ondulação (do inglês *ripple factor* - RF) mostra o índice ou conteúdo de ondulação em uma determinada forma de onda (FUCHS; MASOUM, 2008). Sendo calculado para qualquer variável elétrica do gerador síncrono de polos salientes em $dq\theta$ por:

$$RF(\%) = \frac{\sqrt{\sum_{h=1}^{h_{max}} V_{el_{ac}}^2}}{V_{el_{cc}}} \times 100 \quad (205)$$

3.2 Desequilíbrio

3.2.1 Desequilíbrio em sistemas elétricos

O desequilíbrio de um sistema de potência é definido como sendo o desvio em magnitude da tensão ou corrente de qualquer uma ou duas das três fases do sistema trifásico. Quando as tensões de um sistema trifásico não são idênticas em magnitude e/ou as diferenças de fase entre elas não são exatamente 120 graus, o desequilíbrio de tensão então ocorre. Assim, o desequilíbrio em um sistema elétrico pode ser expresso como a variação percentual em correntes e tensões de linha ou fase sobre os valores de correntes e tensões em valores nominais (CHATTOPADHYAY; MITRA; SENGUPTA, 2011). O desequilíbrio de tensão e corrente são expressos por:

$$\left(\frac{V - v}{V} \right) \times 100\% \quad (206)$$

$$\left(\frac{I - i}{I} \right) \times 100\% \quad (207)$$

onde:

V - Tensão nominal;

v - Tensão real;

I - Corrente nominal;

i - Corrente real.

O desequilíbrio é geralmente apresentado como desequilíbrio de tensão pelos padrões das normas internacionais. O desequilíbrio de tensão também é conhecido como taxa de desequilíbrio de tensão de linha - *Line Voltage Unbalance Rate (LVUR)*. Segundo a *National Electrical Manufacturers Association (NEMA)* (NEMA MG 1, 2017), pode ser dado como:

$$LVUR = \frac{\Delta V_{linha}}{V_{méd_{linha}}} \times 100 \quad (208)$$

onde:

ΔV_{linha} - Máximo desvio das tensões de linha em relação ao valor médio;

$V_{méd_{linha}}$ - Média aritmética dos módulos das tensões trifásicas.

O IEEE utiliza-se de (209) para a definição de desequilíbrio de tensão (IEEE STD 112-2004, 2004), a única diferença entre a NEMA é a utilização das tensões de fase e não de linha. Aqui, novamente, a informação do ângulo de fase é perdido, uma vez que apenas os módulos das tensões são considerados. É conhecida também como taxa de desequilíbrio de tensão de fase - *Phase Voltage Unbalance Rate (PVUR)*. Calculado por:

$$PVUR = \frac{\Delta V_{fase}}{V_{méd_{fase}}} \times 100 \quad (209)$$

Onde,

ΔV_{fase} - Máximo desvio das tensões de fase em relação ao valor médio;

$V_{méd_{fase}}$ - Média aritmética dos módulos das tensões de fase.

Outro índice utilizado pelas normas europeias para indicar o grau de desequilíbrio (CHATTOPADHYAY; MITRA; SENGUPTA, 2011; LEE, 1999; MASWOOD et al., 1991; RE-EVE; KRISHNAYYA, 1968) é o fator de desequilíbrio de tensão - *Voltage Unbalance Factor (VUF)*, baseado na transformação de Fortescue. Sendo dado:

$$VUF = \frac{V_-}{V_+} \times 100 \quad (210)$$

Onde,

V_- - Módulo da tensão de sequência negativa;

V_+ - Módulo da tensão de sequência positiva.

Os valores V_- e V_+ podem ser encontrados pela teoria das componentes simétricas, conforme (BOLDEA, 2006):

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{A+} &= \frac{1}{3} (\dot{V}_A + a\dot{V}_B + a^2\dot{V}_C) \\ \dot{V}_{A-} &= \frac{1}{3} (\dot{V}_A + a^2\dot{V}_B + a\dot{V}_C) \\ \dot{V}_{A0} &= \frac{1}{3} (\dot{V}_A + \dot{V}_B + \dot{V}_C) \end{aligned} \right\} \quad (211)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{B+} &= a^2\dot{V}_{A+} \\ \dot{V}_{B-} &= a\dot{V}_{A-} \\ \dot{V}_{B0} &= \frac{1}{3} (\dot{V}_A + \dot{V}_B + \dot{V}_C) \end{aligned} \right\} \quad (212)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{C+} &= a\dot{V}_{A+} \\ \dot{V}_{C-} &= a^2\dot{V}_{A-} \\ \dot{V}_{C0} &= \frac{1}{3} (\dot{V}_A + \dot{V}_B + \dot{V}_C) \end{aligned} \right\} \quad (213)$$

Sendo, $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ e $a^2 = e^{-j\frac{2\pi}{3}}$ os fasores unitários.

De maneira similar, as correntes também podem ser decompostas. O desequilíbrio de corrente ou o fator de desequilíbrio de corrente - *Current Unbalance Factor* (CUF) é calculado por:

$$CUF = \frac{I_-}{I_+} \times 100 \quad (214)$$

O método CIGRÉ fornece o mesmo resultado do método das componentes simétricas (VUF), utilizando uma série de manipulações algébricas para expressar o desequilíbrio a partir dos módulos das tensões de linha (BEAULIEU et al., 2002), como mostra as equações:

$$\beta = \frac{V_{AB}^4 + V_{BC}^4 + V_{CA}^4}{(V_{AB}^2 + V_{BC}^2 + V_{CA}^2)^2} \quad (215)$$

$$UB = \sqrt{\frac{1 - \sqrt{3 - 6\beta}}{1 + \sqrt{3 - 6\beta}}} \times 100 \quad (216)$$

Em que,

V_{AB}, V_{BC}, V_{CA} - Valores eficazes das tensões trifásicas de linha;

UB - Desequilíbrio de tensão, dado em (%).

3.2.2 Desequilíbrio em máquinas síncronas

Geradores síncronos de polos salientes isolados, muitas vezes operam com cargas trifásicas desequilibradas devido às cargas típicas monofásicas e bifásicas que não estão uniformemente aplicadas em todas as três fases (MULJADI et al., 1999). As correntes do estator nas três fases possuem amplitudes diferentes, e fases diferentes com um valor de 120° . Para um gerador síncrono com cargas equilibradas isoladas, têm-se $I_1 = I_2 = I_3$ e $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3$ (BOLDEA, 2006).

$$\left. \begin{aligned} I_A(t) &= I_1 \cos(\omega_1 t - \gamma_1) \\ I_B(t) &= I_2 \cos(\omega_1 t - \frac{2\pi}{3} - \gamma_2) \\ I_C(t) &= I_3 \cos(\omega_1 t + \frac{2\pi}{3} - \gamma_3) \end{aligned} \right\} \quad (217)$$

Quando uma máquina síncrona trifásica opera com uma carga desequilibrada, as correntes de sequência positiva criarão no entreferro uma força magnetomotriz (fmm), que gira na velocidade síncrona. As componentes de sequência zero (componentes homopolares), devido ao seu deslocamento espacial de 120° elétricos entre os enrolamentos trifásicos do estator, que possuem o mesmo deslocamento angular no tempo, se cancelam ou anulam e não produzem uma resultante força magnetomotriz, portanto não há efeito na máquina síncrona. No entanto, as correntes de sequência de fase negativa produzirão no entreferro uma força magnetomotriz que se move na velocidade oposta do rotor, com uma velocidade angular de $(-\omega)$. Considerando a força magnetomotriz do componente fundamental entre o estator e o rotor, é possível descrever matematicamente este efeito:

$$\left. \begin{aligned} fmm &= \sum K I_1 \left[\begin{aligned} &\cos(\theta) \cos(\omega t) + \\ &\cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \cos[(\omega t - \frac{2\pi}{3})] + \\ &\cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \cos[(\omega t + \frac{2\pi}{3})] \end{aligned} \right] \\ fmm &= \frac{3}{2} K I_1 \cos(\theta - \omega t) \end{aligned} \right\} \quad (218)$$

Onde,

fmm - Força magnetomotriz total, dada em Ampère-espira (Ae);

K - Constante de projeto do enrolamento da máquina;

I_1 - Valor máximo do componente fundamental da corrente do estator (A);

θ - Ângulo espacial com origem em uma das fases do estator (graus);

ω - Velocidade síncrona (rad/s).

Realizando a decomposição da corrente fundamental através da teoria das componentes simétricas, obtêm-se:

$$fmm_+ = \frac{3}{2} K I_{1+} \cos(\theta - \omega t), \quad \text{sequência positiva (+)} \quad (219)$$

$$fmm_- = \frac{3}{2}KI_{1-} \cos(\theta + \omega t), \quad \text{sequência negativa } (-) \quad (220)$$

$$fmm_0 = 0, \quad \text{sequência zero } (0) \quad (221)$$

A velocidade angular da força magnetomotriz da sequência negativa é $(-\omega)$ como visto em (220). Dessa forma, a velocidade angular relativa à velocidade síncrona no rotor (ω) causará oscilações de (2ω) . O desequilíbrio das cargas do gerador síncrono ocasiona nos enrolamentos do rotor da máquina um efeito similar àqueles que ocorrem nas máquinas assíncronas, porém, com escorregamento igual a 2, como observado por (220). Isso seria equivalente igual à fonte de alimentação senoidal no enrolamentos de campo do gerador síncrono aceitando uma fonte alternativa com uma corrente induzida de dupla frequência, além dessa corrente ser induzida nos enrolamentos amortecedores. No entanto, esta afirmação não leva em consideração a diferença dos enrolamentos não simétricos no rotor e a não uniformidade do entreferro (BOLDEA, 2006; BOLDEA; TUTELEA, 2009).

$$S_- = \frac{-\omega - \omega}{-\omega} = 2 \quad (222)$$

Em outras palavras, a velocidade relativa entre a força magnetomotriz de sequência negativa e a força magnetomotriz de sequência positiva que gira na mesma velocidade angular do rotor criará um efeito no qual induzirá tensões e correntes de dupla frequência (2ω) . Estas são componentes de segunda ordem nos enrolamentos do rotor (enrolamento de campo e enrolamentos amortecedores), conforme apresentado na Figura 8.

Analogamente nos geradores síncronos submetidos aos componentes harmônicos, ao incluir o componente harmônico $h = 2$, qualquer variável elétrica $(\dot{V}_{el})$ da máquina síncrona de polos salientes com referencial no rotor. E, sujeita à componente negativa provocada pelo desequilíbrio, pode ser representada matematicamente por:

$$\dot{V}_{el} = \dot{V}_{el_{cc}} + \dot{V}_{el_{2\omega}} \quad (223)$$

Em uma situação de desequilíbrio, o aquecimento desigual do estator e as oscilações de torque eletromagnético podem se tornar significativas, causando também a redução da eficiência da máquina. Em um sistema não aterrado, o desequilíbrio causa deslocamento do ponto neutro o que dificulta a operação precisa de relés e disjuntores (CHATTOPADHYAY; MITRA; SENGUPTA, 2011).

As correntes de sequência de fase negativa causam sérios efeitos de sobreaquecimento nos enrolamentos do rotor. Portanto, é necessário limitar o valor admissível da corrente de sequência de fase negativa, decorrente de cargas desequilibradas em um gerador síncrono (MYATT, 1968). A Tabela 1 apresenta os valores máximos de corrente de sequência negativa para geradores síncronos de polos salientes, conforme estabelecido por (IEC 60034-1, 2004).

Figura 8: Distribuição e interação da fmm devido às componentes de sequência positiva e negativa.

Tabela 1: Condições de desequilíbrio para máquinas síncronas.

Item	Tipo de máquina síncrona	Valor Máximo de I_{1-}/I_N^* para operação contínua
	Máquina de polos salientes	
1	<i>Enrolamentos resfriados indiretamente</i>	
	Motor	0,1
	Gerador	0,08
	Compensadores síncronos	0,01
2	<i>Estator e / ou enrolamentos de campo com resfriamento direto (resfriamento interno)</i>	
	Motor	0,08
	Gerador	0,05
	Compensadores síncronos	0,08

* I_{1-}/I_N é a corrente de sequência negativa sobre o valor da corrente nominal da máquina.

3.3 Distorção harmônica e desequilíbrio

3.3.1 Regime permanente desequilibrado não senoidal em máquinas síncronas

Quando uma máquina síncrona é submetida à poluição harmônica e ao desequilíbrio de qualquer natureza, a interação desses efeitos simultâneos aumentará as perdas por efeito

Joule nos enrolamentos do estator e rotor. Segundo Das (2017), para um gerador síncrono de polos salientes que possuem enrolamentos amortecedores, o nível de permissibilidade da corrente de sequência negativa não deve ultrapassar 10%. E, a permissibilidade da corrente de sequência negativa (em %) pode ser calculada por:

$$I_{1-eq} = \left[\left(\frac{6f}{120} \right)^{1/2} (K_{5,7}) (I_5 + I_7)^2 + \left(\frac{12f}{120} \right)^{1/2} (K_{11,13}) (I_{11} + I_{13})^2 + \dots \right]^{1/2} \quad (224)$$

Onde,

$K_{5,7}, K_{11,13} \dots$ - Fatores de correção para converter a potência de perda máxima de superfície do rotor em potência de perda média, definido pela Figura 9;

f - Frequência fundamental;

$I_5, I_7, I_{11}, I_{13} \dots$ - Valor do componente harmônico da corrente do estator (pu).

Figura 9: A razão K é relacionada pela perda média e a perda máxima com base no par harmônico. Fonte: Extraído e adaptado de (ROSS; BATCHELOR, 1943; DAS, 2017).

Para regime permanente não senoidal, as equações que foram apresentadas anteriormente (194)-(197), descrevem a representação física da fmm (força magnetomotriz) rotacionando em velocidade angular constante (ω) com sequência positiva em relação ao estator da máquina síncrona. No regime permanente desequilibrado, a velocidade angular da força magnetomotriz da sequência negativa é $(-\omega)$ conforme mostrado por (220). Assim, para a interação dos componentes harmônicos de sequência positiva e negativa com a corrente de sequência negativa, têm-se as análises apresentadas nos próximos parágrafos.

As correntes harmônicas de sétima ordem ao circularem nos enrolamentos do estator, geram um campo magnético rotativo ou girante cuja velocidade é sete vezes o valor da velocidade síncrona. Como a corrente harmônica de sétima ordem é sequência positiva, está produzirá um campo magnético que gira na mesma direção do campo magnético produzido pelo componente fundamental de sequência positiva, e a interação com a corrente de sequência negativa produzirá um campo magnético que enlaça os enrolamentos do rotor com uma velocidade $(7\omega - (-\omega) = 8\omega)$. Desse modo, este campo magnético possui uma velocidade de oito vezes a velocidade síncrona, gerando uma corrente de oitava ordem induzida nos enrolamentos do rotor.

Analogamente, as correntes harmônicas de quinta ordem ao circular nos enrolamentos do estator geram um campo magnético rotativo de cinco vezes o valor da velocidade síncrona da máquina síncrona. Sendo que essas correntes harmônicas de sequência negativa produzirão um campo magnético que gira em sentido oposto ao campo magnético da componente fundamental de sequência positiva provocado pela rotação do rotor. Assim o campo magnético que enlaça os enrolamentos do rotor possui uma velocidade $(-\omega - (-5\omega) = 4\omega)$, produzindo uma corrente harmônica induzida nos enrolamentos do rotor de quarta ordem.

Como dito anteriormente, estas correntes induzidas no rotor na máquina síncrona de polos salientes quando submetida à poluição harmônica e o desequilíbrio, é equivalente ao que ocorre em uma máquina assíncrona de indução com um escorregamento inteiro diferente do fundamental. Deduzindo de (BOLDEA, 2006; BOLDEA; TUTTELEA, 2009), matematicamente:

$$S_{h=5}^- = \frac{-\omega - (-5\omega)}{-\omega} = -4 \quad (225)$$

$$S_{h=7}^- = \frac{7\omega - (-\omega)}{-\omega} = -8 \quad (226)$$

O sinal negativo implica que o campo magnético gerado pelos componentes harmônicos temporais com a componente fundamental da corrente de sequência negativa, possuem velocidades opostas ou contrárias à corrente de sequência negativa. Estes resultados apresentados por (225) e (226), significam que a ordem é inteira de 4 e 8 com o mesmo sentido da velocidade elétrica do componente fundamental de sequência positiva ou do sentido da velocidade do rotor.

Para qualquer componentes harmônicas de sequência negativa e positiva com interação do componente da corrente de sequência negativa, obtêm-se respectivamente:

$$S_{h-}^- = \frac{-\omega + h\omega}{-\omega} \quad (227)$$

$$S_{h+}^- = \frac{h\omega + \omega}{-\omega} \quad (228)$$

Desse modo, a velocidade relativa entre a força magnetomotriz de sequência negativa e a força magnetomotriz de componentes harmônicos de sequência negativa e positiva, criará um efeito no qual induzirá tensões e correntes nos enrolamentos do rotor com velocidade de 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$, com a sentido da velocidade igual do rotor. Estes efeitos relacionados à poluição harmônica e ao desequilíbrio na máquina síncrona de polos salientes são ilustrados nas Figuras 10 e 11.

Figura 10: Componentes de *fmm*s harmônicas e de sequência negativa

Qualquer variável elétrica ($\dot{V}_{el}$) da máquina síncrona de polos salientes que esteja no referencial do rotor pode ser representado por:

$$\dot{V}_{el_{resultante}} = \dot{V}_{el_{cc}} + \dot{V}_{el_{2\omega}} + \frac{1}{2} \sum \left(\dot{V}_{el[1-(-h^-)]\omega} + \dot{V}_{el[1-(h^+)\omega]} \right) + \sum \left(\dot{V}_{el[1-h^-]\omega} + \dot{V}_{el[1+h^+]\omega} \right) \quad (229)$$

$$\dot{V}_{el_{resultante}} = \dot{V}_{el_{cc}} + \dot{V}_{el_{2\omega}} + \sum \left[\frac{1}{2} \dot{V}_{el}(h \pm 1)_\omega + \dot{V}_{el}(h \mp 1)_\omega \right] \quad (230)$$

Sendo o sinal positivo e negativo para componentes harmônicos de sequência negativa e positiva, respectivamente. Para a parte da equação que representa a iteração de efeitos, o sinal contrário deve ser adotado.

Figura 11: Oscilações ocasionadas devido à iteração das *fmm*s dos harmônicos temporais e componente de sequência negativa.

Análise das perturbações provocadas pela poluição harmônica

Para análise das oscilações ou perturbações provocadas pela poluição harmônica em geradores síncronos de polos salientes que operam isolados, realizou-se dois procedimentos experimentais em um gerador síncrono de polos salientes em uma bancada didática localizada no LACEP - Laboratório de Controle e Eletrônica de Potência da Escola de Engenharia de São Carlos/USP. Desse modo, as simulações foram realizadas, paralelamente aos ensaios experimentais. O primeiro teste experimental trata-se do gerador síncrono alimentando um retificador trifásico, visto que é amplamente utilizado nas aplicações industriais. O segundo teste experimental refere-se ao gerador síncrono suprindo lâmpadas fluorescentes compactas que são típicas de cargas em sistemas de iluminação. Os dados e as variáveis necessárias para parâmetros de entrada na simulação computacional do gerador síncrono de 5 kVA utilizado nos testes experimentais em relação à poluição harmônica foram obtidos experimentalmente.

4.1 Bancada didática e diagrama elétrico

A Figura 12 mostra a bancada didática para testes experimentais e as cargas não lineares utilizadas são mostradas pela Figura 13. A bancada didática de testes experimentais utilizada e a simulação computacional apresentam os diagramas elétricos similares. O diagrama elétrico do gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica oriunda de uma ponte trifásica retificadora e de lâmpadas fluorescentes compactas são mostrados nas Figuras 14 e 15, respectivamente.

As análises realizadas neste capítulo resultam de dois testes experimentais no gerador síncrono isolado alimentando uma carga não linear. Inicialmente, as análises das formas de ondas de tensão e corrente são consideradas para o gerador síncrono empregando-se as equações descritas nas fases *abc*. Essas formas de ondas foram obtidas experimentalmente. Posteriormente, uma análise das oscilações é realizada por meio da simulação

Figura 12: Banca didática para ensaios experimentais em um gerador síncrono de polos salientes isolado. Sendo composta por: (1) - GSPS de 5 kVA; (2) - Máquina de corrente contínua em ligação de campo independente para desempenhar papel de força primária; (3) Pontes retificadoras para alimentação CC no campo e armadura da máquina CC; (4) - Regulador Automático de Tensão - *Automatic Voltage Regulator* (AVR) ou então um (5) - Retificador trifásico alimentando o enrolamento de campo do gerador síncrono com filtragem e (6) - Osciloscópios.

computacional e estimação das grandezas elétricas do gerador síncrono, utilizando o modelo dos eixos $dq0$. Os resultados dessas simulações permitem analisar as influências das oscilações nas variáveis elétricas do GSPS ilhado. A Tabela 2 contém os dados de placa e parâmetros elétricos e mecânicos do GSPS de 5 kVA, as determinações dos parâmetros encontram-se presente no Apêndice A.

(a)

(b)

Figura 13: Cargas não lineares. a) Retificador trifásico; b) Lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 14: Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado alimentando uma ponte retificadora trifásica.

Figura 15: Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Tabela 2: Dados e os parâmetros elétricos e mecânicos do gerador síncrono.

Parâmetro	Valor
Potência nominal	5 [kVA]
Tensão nominal	220 [V <i>rms</i>]
Corrente nominal	13,2 [A <i>rms</i>]
Frequência	60 [Hz]
Número de polos	4
Velocidade mecânica síncrona	1800 [rpm]
Fator de potência nominal	0,80
Momento de inércia	0,11916 [<i>kg.m</i> ²]
Constante de inércia	0,42338 [s]
Reatância de eixo direto, X_d	0,7526 pu
Reatância de eixo em quadratura, X_q	0,3402 pu
Reatância transitória de eixo direto, X'_d	0,1787 pu
Reatância subtransitória de eixo direto, X''_d	0,1354 pu
Reatância subtransitória de eixo em quadratura, X''_q	0,3207 pu
Constante de tempo transitória de curto-circuito de eixo direto, T'_d	2,5 [s]
Constante de tempo subtransitória de curto-circuito de eixo direto, T''_d	0,07 [s]
Constante de tempo subtransitória de curto-circuito de eixo em quadratura, T''_q	0,07 [s]
Reatância de dispersão, X_l	0,1279 pu
Resistência do estator, R_s	0,1357 pu

4.2 Gerador síncrono de polos salientes isolado alimentando um retificador trifásico

4.2.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

As formas de ondas geradas de tensão e corrente foram registradas em dois osciloscópios, conforme descrito no Apêndice B. As tensões e correntes simuladas foram ajustadas respectivamente pelo regulador de tensão e pela carga, considerando a média aproximada dos valores eficazes dos ciclos obtidos experimentalmente. E também, delimitando o índice de poluição simulado na tensão e corrente gerada a partir dos índices de poluição nas formas de ondas experimentais.

Estes sinais foram então processados para análise dos componentes harmônicos. As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono que supre uma ponte retificadora trifásica são apresentadas na Figura 16.

Utiliza-se a Transformada Rápida de Fourier (do inglês, *Fast Fourier Transform* - FFT) para decompor as ondas de tensões de fase distorcidas experimentais e simuladas (em valores de pico*). A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são mostradas na Tabela 3.

Tabela 3: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	180,74	178,93	178,08	178,94	178,9	178,88
3	5,69	0,02	5,84	0,05	5,67	0,01
5	16,51	20,98	16,42	21,0	15,52	21,03
7	3,92	4,3	3,73	4,32	3,85	4,33
9	0,1	0,03	0,09	0,02	1,08	0,01
11	7,94	8,48	8,19	8,48	7,98	8,5
13	2,83	3,41	3,15	3,42	2,48	3,39
15	0,55	0,03	0,35	0,03	0,71	0,01
17	3,25	3,22	3,83	3,22	3,8	3,23
19	2,33	1,6	2,14	1,59	1,89	1,56
21	0,07	0,03	0,17	0,03	0,94	0,0
23	2,13	2,99	2,21	2,99	2,15	3,01
25	1,11	1,39	0,86	1,4	0,84	1,37
27	0,39	0,03	0,19	0,03	0,86	0,0
29	1,74	2,08	2,11	2,08	2,02	2,1

A partir dos dados contidos na Tabela 3, bem como através do uso de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção total para as tensões de fase, esses valores estão

(a)

(b)

(c)

Figura 16: Tensões de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico.

apresentados na Tabela 4.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA para o gerador síncrono que alimenta uma ponte retificadora trifásica são apresentadas na

Tabela 4: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	128,6149 V	126,7609 V	127,2666 V	11,48%	11,77%	11,53%
Simulado	127,6446 V	127,6537 V	127,6147 V	13,66%	13,68%	13,70%

Figura 17, respectivamente.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e CA são mostradas respectivamente na Tabela 5.

Tabela 5: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Harmônico	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	309,5	309,91	309,06	309,86	312,24	309,85
3	1,12	0,04	1,44	0,06	0,59	0,06
5	28,68	36,35	27,95	36,4	27,51	36,4
7	6,41	7,45	7,15	7,51	6,85	7,47
9	0,28	0,07	1,0	0,03	0,51	0,06
11	14,17	14,68	14,5	14,71	13,69	14,73
13	4,42	5,91	4,67	5,9	5,11	5,85
15	0,11	0,06	0,99	0,03	0,54	0,06
17	6,47	5,55	6,98	5,59	5,83	5,61
19	4,01	2,77	2,9	2,72	3,53	2,73
21	0,32	0,06	0,86	0,03	0,34	0,06
23	3,82	5,16	4,16	5,21	3,89	5,22
25	1,54	2,43	0,84	2,4	2,04	2,36
27	0,33	0,06	0,98	0,03	0,41	0,06
29	3,54	3,58	3,86	3,62	3,11	3,64

Dos dados apresentados na Tabela 5, e pelo uso de (176) e (180), encontra-se o valor eficaz e a distorção total para as tensões de linha, esses valores estão mostrados na Tabela 6.

Tabela 6: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	220,1853 V	219,8616 V	222,0221 V	11,25%	11,31%	10,80%
Simulado	221,0829 V	221,0547 V	221,0474 V	13,66%	13,69%	13,69%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para o gerador síncrono que alimenta uma ponte retificadora trifásica são apresentadas na Figura 18.

(a)

(b)

(c)

Figura 17: Tensões de linha experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são apresentadas na Tabela 7.

Dos dados apresentados na Tabela 7, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor

(a)

(b)

(c)

Figura 18: Correntes de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta um retificador trifásico.

eficaz e a distorção total para as correntes de fase/linha, esses valores estão mostrados na Tabela 8.

Considerando a distorção total de corrente nas fases do gerador síncrono de polos

Tabela 7: Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	10,71	10,54	10,5	10,54	10,42	10,54
3	0,07	0,0	0,02	0,0	0,03	0,0
5	2,42	2,23	2,38	2,23	2,35	2,23
7	0,87	0,87	0,87	0,87	0,85	0,87
9	0,03	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
11	0,63	0,47	0,62	0,47	0,61	0,47
13	0,37	0,3	0,38	0,3	0,37	0,3
15	0,01	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
17	0,21	0,12	0,2	0,12	0,2	0,12
19	0,15	0,09	0,15	0,09	0,15	0,09
21	0,0	0,0	0,0	0,0	0,01	0,0
23	0,09	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08
25	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06
27	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
29	0,07	0,05	0,07	0,05	0,07	0,05

Tabela 8: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	7,8083 A	7,6576 A	7,5963 A	25,10%	25,31%	25,13%
Simulado	7,6539 A	7,6539 A	7,6539 A	23,40%	23,40%	23,40%

salientes, as perdas por efeito joule quando o gerador alimenta um retificador trifásico aumentam conforme (184). O acréscimo é de aproximadamente 6,3% e 5,54% nos enrolamentos do estator para análise experimental e simulada, respectivamente.

4.2.2 Discussões e resultados das oscilações

Os resultados experimentais e simulados se mostram próximos, os valores comparativos das ordens harmônicas provenientes da decomposição harmônica das ondas de fase e linha das tensões e correntes geradas são aproximados. O fato dos valores de algumas ordens harmônicas possuírem um maior erro na tensão gerada entre os resultados experimentais e simulados nas Tabelas 3 e 5, se deve a difícil precisão para modelar ou representar na simulação a carga não linear. Isso ocorre devido aos valores da resistência e indutância interna dos diodos, acrescidos também dos valores da resistência e capacitância *snubber*. Esses últimos dois parâmetros, são extremamente sensíveis quanto a característica não senoidal impostas ao gerador, na tensão essa característica é mais acentuada. Sendo assim, erros de tensão e corrente gerada na simulação ocorrem, mesmo que os valores destes parâmetros aproximem-se dos reais.

Lembrando também que as simulações baseiam-se em modelos ideais para gerador-carga, modelos mais específicos teriam que ser usados para reduzir os erros citados. Tais como um modelo que contemple os harmônicos produzidos pelos aspectos construtivos do gerador (saturação magnética e os harmônicos espaciais) e um modelo mais detalhado para a carga não linear.

Sabe-se que os harmônicos espaciais de sequência zero são responsáveis por contribuir em sua maior parte para o aumento da distorção total de tensão de fase e linha, conforme apresentado pelas Tabelas 3 e 5. Esses componentes harmônicos são oriundos das características construtivas do gerador síncrono de polos salientes, no qual é predominante nas tensões trifásicas geradas. Percebe-se que nas correntes trifásicas do gerador síncrono os efeitos dos componentes harmônicos de sequência zero são mínimos, conforme apresentados pela Tabela 7.

Os resultados teóricos-experimentais mostram que no regime não senoidal existe um aumento na corrente eficaz, bem como na tensão eficaz gerada em relação ao regime senoidal. Este aumento é devido ao nível de distorção ou seja quanto maior a poluição harmônica, maiores serão os valores efetivos eficazes. Valores acima da tensão nominal e corrente nominal podem respectivamente causar estresse dielétrico nos materiais isolantes e aumento da temperatura no GSPS.

Para identificar e quantificar o sexto harmônico e seus múltiplos induzidos pelas correntes harmônicas no enrolamento de campo, nos enrolamentos amortecedores do gerador síncrono (por meio da simulação computacional), no torque eletromagnético e ângulo de carga. Os quais passam a ser oscilante ou pulsante, utiliza-se a FFT nos sinais de cada variável elétrica tratada em relação ao seu respectivo valor contínuo (DC/CC) - fator de ondulação (RF). As oscilações de tensão, corrente e potência gerada de eixo em quadratura e direto também são apresentadas. Lembrando que as variáveis elétricas encontram-se em referencial síncrono, ou seja, os eixos ortogonais estão síncronos em fase com o ângulo do rotor.

Figura 19: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 20: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas (conforme explicado no Apêndice B), devido às distorções harmônicas provocadas por um retificador trifásico como carga, são apresentadas nas Figuras 19 e 20. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas respectivamente nas Figuras 21 e 22.

As oscilações da corrente de eixo em quadratura e direto, estimadas e simuladas, são apresentadas nas Figuras 23 e 24. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas respectivamente nas Figuras 25 e 26.

As oscilações da potência ativa e reativa gerada são mostradas pelas Figuras 27 e 28. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas respectivamente nas Figuras 29 e 30.

Apresentada na Figura 31 as oscilações do ângulo de carga do gerador síncrono devido à distorção harmônica. Enquanto seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 32.

As Figuras 33 e 34 mostram os comportamento do torque eletromagnético pulsante estimado e simulado, que ocorre devido à poluição harmônica. Enquanto que as Figuras

Figura 21: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 22: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

35 e 36 apresentam seu respectivos espectros harmônicos.

As oscilações na corrente de campo obtida experimentalmente e simulada são apresentadas na Figura 37. Enquanto seus respectivos espectros harmônicos são mostrados na Figura 38.

As correntes induzidas no enrolamento do amortecedor de eixo em quadratura e direito são mostradas na Figura 39 e seus respectivos espectros harmônicos são apresentados na Figura 40.

Analisando os resultados encontrados na simulação computacional é possível criar a Tabela 9, onde são apresentados os valores totais do fator de ondulação das variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta uma ponte retificadora trifásica. Assim, fica evidente que há a presença das perturbações ou oscilações de sexto

Figura 23: Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 24: Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

harmônico e seus múltiplos nas variáveis elétricas do gerador.

Destaca-se aqui que, devido à maior presença de harmônicos de quinta e sétima ordem na tensões e correntes geradas, conforme observado nas Tabelas 3-7, o componente harmônico de sexta ordem se torna mais expressivo que qualquer outro múltiplo.

Figura 25: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 26: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 27: Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 28: Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 29: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 30: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 31: Variações no ângulo de carga devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 32: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 33: Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 34: Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 35: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 36: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 37: Oscilação na corrente de campo devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 38: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 39: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Figura 40: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Tabela 9: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - retificador trifásico.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	0,9869 (pu)	10,79%	0,9832 (pu)	13,08%
v_{ds}^r	0,1521 (pu)	73,37%	0,1578 (pu)	91,18%
i_{qs}^r	0,54 (pu)	16,23%	0,5363 (pu)	14,18%
i_{ds}^r	0,1758 (pu)	104,04%	0,1866 (pu)	92,10%
P_a	0,5593 (pu)	18,41%	0,5542 (pu)	17,72%
Q_r	0,1051 (pu)	196,55%	0,1138 (pu)	189,79%
δ	8,839 (pu)	75,81%	9,191 (pu)	92,84%
T_e - 1° estimação	0,6012 (pu)	15,61%	0,5981 (pu)	13,88%
T_e - 2° estimação	0,6052 (pu)	16,01%	0,5981 (pu)	13,88%
i_{fd}^{ir}	1,191 (pu)	6,36%	1,193 (pu)	6,26%
i_{kq1}^{ir}	-	-	0,00811 (pu)*	-
i_{kd}^{ir}	-	-	0,0661 (pu)*	-

* é soma aproximada dos módulos dos componentes harmônicos induzidos.

4.3 Gerador síncrono de polos salientes isolado suprimindo lâmpadas fluorescentes compactas

4.3.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

Semelhante a análise anterior, as formas de ondas geradas de tensões e correntes foram registradas em 2 osciloscópios. As tensões e correntes simuladas foram ajustadas respectivamente pelo regulador de tensão e pela carga, considerando a média aproximada dos valores eficazes dos ciclos obtidos experimentalmente. E também, delimitando o índice de poluição simulado na tensão e corrente gerada a partir dos índices de poluição experimentais. Estes sinais foram computacionalmente processados para análise dos componentes harmônicos. A modelagem computacional é realizada conforme ilustrado pelo diagrama elétrico apresentado na Figura 15.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono que supre lâmpadas fluorescentes compactas (LFCs) são apresentadas na Figura 41.

Utiliza-se a Transformada Rápida de Fourier (do inglês, *Fast Fourier Transform* - FFT) para decompor as ondas de tensões de fase distorcidas experimentais e simuladas (em valores de pico*). A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são dadas na Tabela 10.

Tabela 10: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	185,07	183,5	182,78	183,53	184,19	183,52
3	6,33	0,03	6,5	0,01	5,78	0,03
5	9,8	11,93	10,26	11,91	10,33	11,92
7	7,53	5,78	6,86	5,79	7,45	5,8
9	0,61	0,0	0,43	0,01	0,23	0,01
11	5,09	6,16	5,02	6,14	5,52	6,15
13	2,74	2,89	2,4	2,89	2,46	2,9
15	0,73	0,0	0,19	0,01	0,3	0,01
17	3,41	3,78	3,5	3,77	3,64	3,77
19	2,16	2,82	2,26	2,83	2,21	2,83
21	0,62	0,01	0,32	0,02	0,11	0,01
23	2,01	2,24	2,38	2,23	2,41	2,23
25	2,18	2,34	2,04	2,35	1,69	2,36
27	0,46	0,01	0,41	0,01	0,15	0,01
29	1,1	1,46	1,41	1,45	1,6	1,45

(a)

(b)

(c)

Figura 41: Tensões de fase experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.

A partir dos dados contidos na Tabela 10, bem como através do uso de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de fase, esses valores estão apresentados na Tabela 11.

Tabela 11: Valor eficaz e distorção total das tensões de fase, gerador síncrono alimentando um retificador trifásico.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	128,6149 V	126,7609 V	127,2666 V	11,48%	11,77%	11,53%
Simulado	127,6446 V	127,6537 V	127,6147 V	13,66%	13,68%	13,70%

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA para o gerador síncrono que alimenta lâmpadas fluorescentes compactas são apresentadas na Figura 42.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e CA são mostradas na Tabela 12.

Tabela 12: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	317,88	317,86	318,34	317,89	319,93	317,83
3	1,87	0,03	1,63	0,02	0,64	0,05
5	17,51	20,64	17,98	20,63	17,16	20,65
7	12,41	10,03	12,38	10,04	13,05	10,02
9	0,42	0,01	0,37	0,02	0,7	0,03
11	8,47	10,65	9,24	10,64	9,34	10,67
13	4,59	5,0	4,01	5,01	4,58	5,0
15	0,79	0,0	0,5	0,02	0,71	0,02
17	5,82	6,53	6,44	6,52	6,0	6,54
19	3,98	4,89	3,64	4,9	3,83	4,88
21	0,87	0,0	0,42	0,02	0,52	0,02
23	3,43	3,87	4,37	3,86	3,93	3,88
25	3,78	4,07	3,12	4,08	3,37	4,06
27	0,77	0,0	0,55	0,02	0,44	0,02
29	1,9	2,51	2,74	2,51	2,49	2,52

Dos dados apresentados na Tabela 12, e pelo uso de (176) e (180), encontra-se o valor eficaz e a distorção total para as tensões de linha. Esses valores estão mostrados na Tabela 13.

Tabela 13: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de linha, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	225,4840 V	225,8461 V	226,9512 V	8,21%	8,36%	8,32%
Simulado	225,6151 V	225,6359 V	225,5948 V	9,15%	9,15%	9,16%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para

(a)

(b)

(c)

Figura 42: Tensões de linha experimentais e simuladas distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.

o gerador síncrono que alimenta lâmpadas fluorescentes compactas são apresentadas na Figura 43.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são

(a)

(b)

(c)

Figura 43: Correntes experimentais e simuladas de fase distorcidas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta lâmpadas fluorescentes compactas.

apresentadas na Tabela 14.

Dos dados apresentados na Tabela 14, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor

Tabela 14: Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	4,59	4,59	4,54	4,59	4,67	4,59
3	0,08	0,0	0,04	0,0	0,1	0,0
5	1,24	1,16	1,25	1,16	1,28	1,16
7	0,55	0,47	0,53	0,47	0,52	0,47
9	0,01	0,0	0,01	0,0	0,03	0,0
11	0,35	0,33	0,35	0,33	0,38	0,33
13	0,24	0,22	0,23	0,22	0,21	0,22
15	0,01	0,0	0,02	0,0	0,02	0,0
17	0,17	0,15	0,18	0,15	0,19	0,15
19	0,14	0,12	0,14	0,12	0,12	0,12
21	0,01	0,0	0,01	0,0	0,02	0,0
23	0,09	0,07	0,09	0,07	0,1	0,07
25	0,09	0,07	0,09	0,07	0,07	0,07
27	0,0	0,0	0,01	0,0	0,02	0,0
29	0,05	0,04	0,05	0,04	0,06	0,04

eficaz e a distorção total para as correntes de fase/linha, esses valores estão mostrados na Tabela 15.

Tabela 15: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	3,4031 A	3,3692 A	3,4631 A	31,59%	31,93%	31,74%
Simulado	3,3793 A	3,3793 A	3,3793 A	28,99%	28,98%	28,98%

Considerando a distorção total de corrente nas fases do gerador síncrono de polos salientes, as perdas por efeito joule quando o gerador alimenta lâmpadas fluorescentes compactas aumentam conforme (184). Sendo aproximadamente de 10,08% e 8,40% nos enrolamentos do estator para análise experimental e simulada, respectivamente. A diferença das perdas simuladas e experimentais é justificada pela dificuldade de modelar as lâmpadas fluorescentes compactas. De todo modo, os valores obtidos são considerados próximos.

4.3.2 Discussões e resultados das oscilações

Existem lâmpadas fluorescentes compactas com correção de fator de potência, cabe ressaltar que as LFCs utilizadas nos ensaios experimentais não possuem. Embora as LFCs estão em desuso, a entrada delas consiste em um retificador monofásico de onda completa, quando não tem correção de fator de potência. Esse circuito também é o estágio de entrada de muitas lâmpadas de LED, fontes de computador e ar condicionado inverter. Desde que esses não tenham correção de fator de potência. Dessa forma, a análise de oscilações aqui são válidas para quaisquer cargas com retificador monofásico de onda completa.

Assim como anteriormente, identifica-se e quantifica-se o sexto harmônico e seus múltiplos induzidos pelas correntes harmônicas nos enrolamentos do rotor do gerador síncrono de polos salientes. No torque eletromagnético, ângulo de carga e demais variáveis em $dq0$ que passam a ter perturbações. Com o uso da FFT nos sinais de cada variável elétrica obtêm-se as oscilações.

Os resultados experimentais e simulados apresentam valores aproximados, os valores comparativos das ordens harmônicas resultado da decomposição harmônica das ondas de fase e linha da tensões e correntes geradas são considerados aceitáveis. Os valores referentes das ordens harmônicas, possuem um maior erro na tensão gerada entre os resultados experimentais e simulados nas Tabelas 10 e 12, são ocorridas devido a dificuldade de modelar o circuito de diodos do circuito de entrada das LFCs. Ou seja, a resistência e indutância interna dos diodos, e também a resistência e capacitância *snubber*. Neste trabalho, considerou-se apenas as não linearidades provenientes do circuito de entrada alternada das lâmpadas fluorescentes compactas utilizadas nos procedimentos experimentais.

Como já mencionado, as simulações computacionais baseiam-se em modelos ideais tanto para o GSPS, como para a carga. Modelos mais complexos teriam que ser usados para reduzir os erros citados, tais como um modelo que contemple os harmônicos produzidos pelos aspectos construtivos do gerador (saturação magnética e os harmônicos espaciais) e um modelo mais detalhado para a carga não linear (LFCs).

Também, conforme nos resultados para o retificador trifásico, percebe-se que os harmônicos espaciais de sequência zero são responsáveis por contribuir em sua maior parte para o aumento da distorção total de tensão de fase, conforme mostrado pela Tabela 10. Esses componentes harmônicos são originados das características construtivas do GSPS, no qual é predominante nas tensões trifásicas geradas. Percebe-se que nas correntes trifásicas do gerador síncrono, os efeitos dos componentes harmônicos de sequência zero são reduzidos, conforme apresentados pela Tabela 14. Isso ocorre pois o neutro do gerador síncrono quando alimenta circuitos eletrônicos fica isolado eletricamente de sua carga, mesmo que conectado fisicamente. Como é o caso das lâmpadas fluorescentes compactas conectadas paralelamente em ligação estrela ao gerador síncrono.

Os resultados indicam que no regime não senoidal com LFCs existe um aumento na

corrente eficaz, bem como na tensão eficaz gerada em relação ao regime não senoidal do retificador trifásico, considerando o carregamento realizado. Isso intensifica o estresse dielétrico nos materiais isolantes e aumento da temperatura no gerador síncrono, indicando que cargas como LFCs provocará uma redução de vida útil maior que o retificador trifásico.

As oscilações de tensão de eixo em quadratura e direto, devido às distorções harmônicas provocadas por lâmpadas fluorescentes compactas, são apresentadas nas Figuras 44 e 45. O espectro harmônico para essas tensões são ilustrados respectivamente nas Figuras 46 e 47.

Figura 44: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 45: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Nas Figuras 48 e 49 são apresentadas as oscilações das correntes de eixo em quadratura e direto (estimadas e simuladas), respectivamente. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas nas Figuras 50 e 51, respectivamente.

Figura 46: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 47: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

As oscilações presentes na potência ativa e reativa gerada são apresentadas pelas Figuras 52 e 53. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas respectivamente nas Figuras 54 e 55.

Na Figura 56 são mostradas as oscilações do ângulo de carga do gerador síncrono experimental e simulado, devido as lâmpadas fluorescentes compactas. Enquanto que seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 57.

As Figuras 58 e 59 apresentam o comportamento do torque eletromagnético pulsante estimado e simulado, que ocorre devido à poluição harmônica. Enquanto que as Figuras 60 e 61 apresentam seus respectivos espectros harmônicos.

As oscilações na corrente de campo obtida experimentalmente e simulada são apresentadas na Figura 62. Enquanto seus respectivos espectros harmônicos são mostrados

Figura 48: Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 49: Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

na Figura 63.

As correntes induzidas no enrolamento do amortecedor de eixo em quadratura e direto são mostradas na Figura 64 e seus respectivos espectros harmônicos são apresentados pela Figura 65.

Analisando os resultados encontrados na simulação computacional é possível criar a Tabela 16, onde são apresentados os valores das variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes quando alimenta LFCs. Assim, fica evidente que há a presença das perturbações ou oscilações de sexto harmônico e seus múltiplos nas variáveis elétricas do gerador.

Destaca-se aqui que, devido à maior presença de harmônicos de quinta e sétima ordem na tensões e correntes geradas, conforme observado na Tabela 14, o componente harmônico de sexta ordem se torna mais expressivo que qualquer outro múltiplo.

Figura 50: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 51: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 52: Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 53: Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 54: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 55: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 56: Variações no ângulo de carga devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 57: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 58: Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 59: Torque eletromagnético pulsante devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 60: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 61: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 62: Oscilação na corrente de campo devido à poluição harmônica, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 63: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 64: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Figura 65: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono alimentando lâmpadas fluorescentes compactas.

Tabela 16: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - LFCs.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	1,021 (pu)	9,24%	1,018 (pu)	9,46%
v_{ds}^r	0,07943 (pu)	93,11%	0,08235 (pu)	109,43%
i_{qs}^r	0,2475 (pu)	27,15%	0,2468 (pu)	20,78%
i_{ds}^r	0,0118 (pu)	761,50%	0,01369 (pu)	638,57%
P_a	0,2542 (pu)	30,29%	0,2518 (pu)	23,43%
Q_r	0,004005 (pu)	2200,20%	0,00264 (pu)	3458,48%
δ	4,292 (pu)	78,67%	4,476 (pu)	95,54%
T_e - 1° estimação	0,261 (pu)	28,23%	0,2604 (pu)	21,75%
T_e - 2° estimação	0,2475 (pu)	29,40%	0,2604 (pu)	21,75%
$i_{fd}^{r'}$	1,059 (pu)	3,55%	1,06 (pu)	3,59%
$i_{kq1}^{r'}$	-	-	0,0056 (pu)*	-
$i_{kd}^{r'}$	-	-	0,0385 (pu)*	-

* é soma aproximada dos módulos dos componentes harmônicos induzidos.

Análise das perturbações provocadas por desequilíbrio de tensão

Para análise das oscilações ou perturbações provocadas por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes que operam isolados, realizou-se dois procedimentos experimentais no gerador síncrono de polos salientes na bancada didática localizada no LACEP - Laboratório de Controle e Eletrônica de Potência da Escola de Engenharia de São Carlos/USP. Desse modo, a partir dos resultados obtidos experimentalmente, ou seja, das leituras da tensão e corrente gerada, as simulações computacionais foram parametrizadas. E posteriormente, foram realizadas as análises computacionais e estimativas das oscilações nas variáveis elétricas do GSPS. O teste experimental realizado refere-se em um desequilíbrio de tensão de 3,19%, sendo que gerador síncrono de 5 kVA supre uma carga linear - lâmpadas incandescentes distribuídas entre as fases. Também é incluso neste capítulo a análise das perturbações provocadas no GSPS sob desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Devido a potência das lâmpadas incandescentes utilizadas e distribuídas nas fases não foi possível realizar as análises experimentais exatas dos valores de 3% e 2% que são apresentados por normas e regulamentos internacionais. No entanto, os valores obtidos experimentalmente oferecem uma boa relação das oscilações, visto que os valores empíricos possuem apenas um erro de aproximadamente 6% do desequilíbrio de tensão indicados por estes regulamentos para a rede de distribuição trifásica. E, que serão considerados neste trabalho como indicador de fator de desequilíbrio para geradores síncronos que operam isoladamente.

5.1 Bancada didática e diagrama elétrico

A Figura 12 ilustra a bancada didática utilizada nos procedimentos experimentais e as cargas desequilibradas utilizadas são mostradas pela Figura 66.

O diagrama elétrico para o teste experimental e simulação computacional do gerador

Figura 66: Carga linear. a) Lâmpadas incandescentes; b) Operação do gerador síncrono com desequilíbrio.

síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19% e 2,12% é apresentado na Figura 67.

Figura 67: Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão.

As análises realizadas neste estudo resultam dos procedimentos experimentais em um gerador síncrono de 5 kVA que alimenta cargas desbalanceadas, os dados da placa e os parâmetros deste gerador podem ser encontrados na Tabela 2. No teste experimental as leituras de tensão e corrente de fase são obtidas por meio do uso de dois osciloscópios, conforme apresentado no Apêndice A. A simulação computacional é então parametrizada a partir dos resultados de carga, ou seja, da corrente e tensão gerada de cada fase obtida nos testes experimentais.

A análise das oscilações causadas pelo desequilíbrio de tensão é realizada através das simulações computacionais e pela estimativa dada no Apêndice B. Os resultados dessas simulações permitem analisar e quantificar as influências das oscilações nas variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes utilizado.

De acordo com (BEAULIEU et al., 2002), em alguns países como o Brasil e a Alemanha, o índice de desequilíbrio de tensão permitido em um sistema elétrico é de 2%. Em (NRS 048-2:2003, 2003) o *VUF* é limitado a 2% para redes de distribuição. Nos casos em que existem conexões predominantemente monofásicas ou bifásicas, o valor de 3% de desequilíbrio de tensão pode ser aplicado. Em (KERSTING, 2012) mostra que, de acordo com a norma ANSI C84.1-1995, o valor do desequilíbrio de tensão não deve exceder 3%.

Conforme estabelecido pelas normas internacionais, as análises realizadas são consideradas para o desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%, uma vez que os geradores síncronos isolados, em grande parte, suprem cargas monofásicas ou bifásicas. O desequilíbrio de tensão aproximado de 2% e 3% pode ser considerado baixo, se comparado ao grau de desequilíbrio que ocorre em geradores síncronos isolados.

Nesses geradores, a proteção não é adequada, suficiente ou inexistente para a proteção contra os efeitos nocivos decorrentes do desequilíbrio de tensão ou corrente. Portanto, a partir desses graus de desequilíbrios escolhidos, os dois estudos aqui são fundamentados e quantificados, conforme apresentado subsequentemente.

Vale ressaltar que o desequilíbrio de carga provoca consequentemente o desequilíbrio de tensão. E pela referência dos índices das normas internacionais de desequilíbrio de tensão das redes elétricas de distribuição desequilibradas, foi considerado para condição do gerador operando isoladamente com proteção inadequada.

5.2 Gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão de 3%

5.2.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

O teste experimental e a simulação computacional realizado é representado pelo diagrama elétrico apresentado na Figura 67. Onde o GSPS é conectado por várias lâmpadas incandescentes nas fases, gerando um desequilíbrio de carga. Essa distribuição de carga nas fases resulta em um desequilíbrio de tensão próximo de 3,19%.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono que supre cargas desequilibradas são apresentadas na Figura 68.

Embora são utilizadas cargas lineares, realiza-se a Transformada Rápida de Fourier (do inglês, *Fast Fourier Transform* - FFT) para decompor os sinais obtidos, ou seja, as ondas de tensões de fase experimentais e simuladas (em valores de pico*). Sabe-se que geradores síncronos quando submetidos ao desequilíbrio de qualquer natureza, um componente harmônico de terceira ordem é gerado. Por causa disto, será quantificada a magnitude dessa ordem harmônica. Posteriormente, no tópico seguinte, será discutido essa característica do desequilíbrio no gerador síncrono de polos salientes.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são mostradas na Tabela 17.

Tabela 17: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	192,22	189,53	181,22	182,13	177,99	179,88
3	1,59	5,81	8,92	5,36	9,8	5,1
5	1,43	0,27	1,82	0,23	1,72	0,22
7	0,83	0,02	0,72	0,01	0,53	0,01
9	0,14	0,0	0,22	0,0	0,42	0,0
11	0,17	0,0	0,38	0,0	0,23	0,0
13	0,41	0,0	0,43	0,0	0,14	0,0
15	0,27	0,0	0,14	0,0	0,33	0,0
17	0,14	0,0	0,12	0,0	0,17	0,0
19	0,24	0,0	0,16	0,0	0,25	0,0
21	0,17	0,0	0,13	0,0	0,2	0,0
23	0,1	0,0	0,23	0,0	0,16	0,0
25	0,29	0,0	0,08	0,0	0,2	0,0
27	0,23	0,0	0,09	0,0	0,12	0,0
29	0,3	0,0	0,07	0,0	0,18	0,0

(a)

(b)

(c)

Figura 68: Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

A partir dos dados presentes na Tabela 17, bem como através do uso de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de fase, esses valores estão apresentados na Tabela 18.

Tabela 18: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	135,9309 V	128,3055 V	126,0561 V	1,45%	5,10%	5,69%
Simulado	134,0810 V	128,8412 V	127,2455 V	3,07%	2,94%	2,84%

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA para o gerador síncrono que alimenta cargas desequilibradas são apresentadas na Figura 69.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e CA são mostradas na Tabela 19.

Tabela 19: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	325,44	325,31	308,53	308,44	321,3	321,53
3	7,48	9,94	6,6	8,71	8,31	9,53
5	2,87	0,44	3,29	0,37	2,42	0,43
7	1,18	0,03	1,22	0,02	1,12	0,03
9	0,35	0,0	0,63	0,0	0,3	0,01
11	0,31	0,0	0,57	0,0	0,27	0,01
13	0,14	0,0	0,57	0,0	0,52	0,01
15	0,4	0,0	0,34	0,0	0,38	0,0
17	0,08	0,0	0,12	0,0	0,03	0,0
19	0,1	0,0	0,37	0,0	0,38	0,0
21	0,28	0,0	0,07	0,0	0,34	0,0
23	0,33	0,0	0,1	0,0	0,26	0,0
25	0,28	0,0	0,23	0,0	0,15	0,0
27	0,15	0,0	0,08	0,0	0,21	0,0
29	0,32	0,0	0,2	0,0	0,46	0,0

Dos valores apresentados na Tabela 19, e pelo uso de (176) e (180), encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de linha. Esses valores estão mostrados na Tabela 20.

Tabela 20: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	230,1929 V	218,2293 V	227,2785 V	2,57%	2,54%	2,82%
Simulado	230,1364 V	218,1871 V	227,45609 V	3,06%	2,83%	2,97%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para o gerador síncrono que supre cargas desequilibradas, resultando em um desequilíbrio de

(a)

(b)

(c)

Figura 69: Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

tensão de 3,19% são apresentadas na Figura 70.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são apresentadas na Tabela 21.

(a)

(b)

(c)

Figura 70: Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Dos dados apresentados Tabela 21, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as correntes de fase/linha, esses valores estão mostrados na Tabela 22.

Tabela 21: Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	7,61	7,61	11,27	11,27	8,81	8,81
3	0,22	0,23	0,25	0,33	0,16	0,25
5	0,06	0,01	0,13	0,01	0,11	0,01
7	0,06	0,0	0,05	0,0	0,01	0,0
9	0,0	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
11	0,02	0,0	0,03	0,0	0,01	0,0
13	0,02	0,0	0,02	0,0	0,01	0,0
15	0,0	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
17	0,01	0,0	0,0	0,0	0,01	0,0
19	0,01	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
21	0,0	0,0	0,01	0,0	0,0	0,0
23	0,0	0,0	0,01	0,0	0,0	0,0
25	0,01	0,0	0,0	0,0	0,01	0,0
27	0,01	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
29	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

Tabela 22: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	5,3837 A	7,9717 A	6,2311 A	3,15%	2,64%	2,29%
Simulado	5,3835 A	7,9725 A	6,2321 A	3,08%	2,92%	2,81%

Através da tensão teórico-experimental trifásica gerada, decompostas pelos componentes simétricos e aplicada à equação (210), obtém-se assim o VUF de 3,19%. O desequilíbrio de tensão também pode ser encontrado por meio de (215) e (216), aplicando os valores de tensão de linha V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} e para o desequilíbrio de corrente é aplicado (214). Assim, o desequilíbrio experimental e simulado de tensão e corrente são plotados nas Figuras 71 e 72, respectivamente.

Figura 71: Desequilíbrio de tensão experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 3%.

Figura 72: Desequilíbrio de corrente experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 3%.

5.2.2 Discussões e resultados das oscilações

O comparativo teórico-experimental para o gerador síncrono de polos salientes de 5 kVA submetido por um desequilíbrio de tensão de 3,19% é bem próximo, e se mostra aceitável. O desequilíbrio na simulação foi parametrizado pelo desequilíbrio de corrente, e por esse motivo, as correntes possuem um erro desprezível. No entanto, como o modelo do gerador síncrono é ideal e não leva em consideração fatores relacionados à saturação magnética e harmônicos espaciais, atrelados também ao projeto construtivo da máquina síncrona utilizada, a dificuldade de simular exatamente os valores das tensões experimentais é notada. Porém, o erro ainda é baixo, e o desequilíbrio de tensão simulado mostra-se próximo do obtido experimentalmente.

Nos resultados apresentados nas Tabelas 17 e 19, nota-se que o desequilíbrio de carga produz um componente harmônico de terceira ordem. As amplitudes geradas para tensões de fase ou de linha e corrente, obtidas no comparativo teórico-experimental, demonstram que possuem valores diferentes de uma fase para a outra.

Outro fator a ser apontado está na relação do harmônico espacial de terceira ordem gerado pelo gerador síncrono, isto implica que o terceiro harmônico presente nas leituras experimentais serão maiores para as tensões de fase. Pois além da influência do terceiro harmônico provocado pelo desequilíbrio, este soma-se com harmônico de terceira ordem de natureza construtiva da máquina síncrona (harmônicos não característicos). Na corrente gerada esta interação é responsável pela diferença encontrada no comparativo do terceiro harmônico obtido experimentalmente e simulado.

Na literatura existem trabalhos que apresentam essa característica do desequilíbrio em geradores síncrono de polos salientes, que se destacam: (ABDULLAH et al., 2012; ABDULLAH et al., 2011; ABDULLAH; BAHARUDIN; HAMID, 2014). Para análise das oscilações o terceiro componente harmônico não resulta em ondulações, visto que a força magnetomotriz de sequência zero, descrito por (195).

Outra característica ocasionada pelo desequilíbrio no GSPS são as correntes desequilibradas oriundas de fluxos desequilibrados, este por sua vez, tem a capacidade de gerar componentes harmônicas de 5° e 7° ordem, conforme apresentado pela Tabela 21. No entanto, para o desequilíbrio analisado, o componente harmônico de quinta ordem gerado é relativamente baixo, que com a interação da componente de sequência negativa produzirá oscilação de 4° ordem. Analiticamente apresentado por (225), a magnitude dessa oscilação nas variáveis elétricas do GSPS em $dq0$ é considerada pequena. E, pode ser desprezada na análise das oscilações pois a oscilação de quarta ordem é menor ou inferior que 1%.

A relação do fluxo desequilibrado gerando componentes harmônicas de 5° e 7° ordem em regime permanente desequilibrado é similar ao que acontece em um curto-circuito no GSPS, porém em uma escala muito menor. A constatação desse fenômeno pode ser encontrado em (DOHERTY; NICKLE, 1928).

Quanto ao harmônico de sétima ordem, o seu valor é muito pequeno à ponto de ter

iteração com a componente de sequência negativa e resultar em um harmônico de 8º ordem em referencial síncrono, conforme descrito por (226).

O desequilíbrio imposto no gerador síncrono provoca o aparecimento de um segundo componente harmônico nas variáveis elétricas do gerador síncrono. Isso se deve ao efeito da tensão e corrente da sequência negativa provocada pela carga desequilibrada. O desequilíbrio de tensão de 3,19% é escolhido de acordo com os níveis de tolerância anteriormente mencionados por recomendações internacionais. Assim, as oscilações nas variáveis elétricas do gerador síncrono de 5 kVA são discutidas a seguir.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas, provocadas por um desequilíbrio de tensão de 3,19% no gerador síncrono, são apresentadas nas Figuras 73 e 74. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas respectivamente nas Figuras 75 e 76. Devido à natureza construtiva do gerador síncrono de polos salientes utilizado e a estimação com uso da posição do rotor a partir da simulação computacional, a estimação da tensão de eixo direto foi prejudicada.

No entanto, é possível que apesar dos ruídos apresentados nesta variável, a estimação se mostrou razoável para o desequilíbrio de tensão de 3,19% se analisado a magnitude da componente de segunda ordem. Deve-se levar em consideração que esta variável possui um reduzido valor contínuo comparado à tensão de eixo em quadratura e por esse motivo as oscilações principais estão concentradas no eixo q , conforme esperado para uma máquina síncrona de polos salientes.

Figura 73: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

As oscilações da corrente de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas são mostradas nas Figuras 77 e 78. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas respectivamente nas Figuras 79 e 80.

As oscilações da potência ativa e reativa gerada são apresentadas nas Figuras 81 e 82. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas nas Figuras 83 e 84, respectivamente.

Figura 74: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 75: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

A Figura 85 mostra a oscilação do ângulo de carga estimado e simulado do gerador síncrono, devido o desequilíbrio de tensão de 3,19%. Enquanto seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 86. Ressalta-se que devido a estimação prejudicada da tensão de eixo direto, a estimação do ângulo de carga também será prejudicada, visto que o ângulo de potência do gerador síncrono de polos salientes é obtido de (253).

As Figuras 87 e 88 apresentam os comportamento do torque eletromagnético pulsante estimado e simulado, que ocorre devido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. As Figuras 89 e 90 apresentam seu respectivos espectros harmônicos.

A oscilação presente na corrente de campo devido a indução do componente de 2ω , obtida experimentalmente e simulada são apresentadas na Figura 91. Enquanto que seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 92.

As correntes induzidas no enrolamento do amortecedor de eixo em quadratura e direito

Figura 76: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 77: Oscilação da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

são apresentadas na Figura 93 e seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 94.

Conforme evidenciado há o surgimento do componente de segunda ordem nas variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes. Para identificar e quantificar os componentes da segunda ordem (2ω), foi utilizada a FFT. Isso permite a análise e quantificação dos valores das oscilações induzidas nos enrolamentos do rotor do gerador síncrono, que causam oscilações no torque eletromagnético e nas demais variáveis elétricas.

Analisando os resultados obtidos, é possível produzir a Tabela 23, onde são apresentados os valores para as variáveis elétricas do gerador síncrono, no que se refere à condição de desequilíbrio de tensão próximo a 3,19%. O gerador síncrono passa a ter a influência do componente de segunda ordem em todas as variáveis elétricas.

Figura 78: Oscilação da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 79: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 80: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 81: Oscilação da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 82: Oscilação da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 83: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 84: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 85: Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 86: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 87: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 88: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 89: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 90: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 91: Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 92: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 93: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Figura 94: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Tabela 23: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - desequilíbrio de tensão de 3,19%.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	1,012 (pu)	5,74%	1,012 (pu)	6,16%
v_{ds}^r	0,1521 (pu)	10,59%	0,1538 (pu)	6,12%
i_{qs}^r	0,4843 (pu)	23,33%	0,4831 (pu)	24,53%
i_{ds}^r	0,07716 (pu)	158,00%	0,07676 (pu)	165,71%
P_a	0,5 (pu)	22,88%	0,4986 (pu)	24,81%
Q_r	0,007558 (pu)	1700,30%	0,006649 (pu)	2035,65%
δ	8,563 (pu)	12,12%	8,675 (pu)	11,92%
T_e - 1° estimação	0,5351 (pu)	23,81%	0,5338 (pu)	25,12%
T_e - 2° estimação	0,5289 (pu)	24,92%	0,5338 (pu)	25,12%
i_{fd}^{rr}	1,134 (pu)	4,58%	1,136 (pu)	4,87%
i_{kq1}^{rr}	-	-	0,01091 (pu)*	-
i_{kd}^{rr}	-	-	0,03706 (pu)*	-

* valor do módulo do componente harmônico de dupla frequência induzido.

5.3 Gerador síncrono isolado submetido ao desequilíbrio de tensão de 2%

5.3.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

Conforme estipulado pelas normas internacionais, este tópico leva em consideração a análise das perturbações causadas em geradores síncronos de polos salientes por um grau de desequilíbrio aproximado de 2%.

O teste experimental e a simulação computacional é representado pelo diagrama elétrico ilustrado na Figura 67, em que a distribuição de carga (lâmpadas incandescentes) nas fases resulta em um desequilíbrio de tensão próximo de 2,12% no gerador síncrono de polos salientes. As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono submetido pro um desequilíbrio de 2,12% são mostradas na Figura 95.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são dadas na Tabela 24.

Tabela 24: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	190,04	187,44	184,25	183,32	177,13	180,74
3	1,91	3,78	8,54	3,63	9,35	3,46
5	1,54	0,11	1,86	0,1	2,06	0,1
7	0,75	0,01	0,87	0,01	0,81	0,0
9	0,27	0,01	0,24	0,0	0,54	0,0
11	0,18	0,01	0,05	0,0	0,29	0,0
13	0,34	0,0	0,39	0,0	0,13	0,0
15	0,05	0,0	0,2	0,0	0,22	0,0
17	0,27	0,0	0,39	0,0	0,11	0,0
19	0,2	0,0	0,08	0,0	0,25	0,0
21	0,19	0,0	0,19	0,0	0,07	0,0
23	0,08	0,0	0,33	0,0	0,2	0,0
25	0,2	0,0	0,07	0,0	0,1	0,0
27	0,1	0,0	0,08	0,0	0,07	0,0
29	0,04	0,0	0,1	0,0	0,23	0,0

Dos dados presentes na Tabela 24, bem como através do uso de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de fase, esses valores estão apresentados na Tabela 25.

(a)

(b)

(c)

Figura 95: Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA, para o gerador síncrono que opera em um desequilíbrio de 2,12%, são apresentadas na Figura 96.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e

Tabela 25: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	134,3916 V	130,4334 V	125,4352 V	1,58%	4,83%	5,49%
Simulado	132,5670 V	129,6522 V	127,8259 V	2,02%	1,98%	1,91%

CA são mostradas na Tabela 26.

Tabela 26: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	324,11	323,74	312,59	312,11	318,5	319,37
3	6,85	6,56	6,4	6,0	7,54	6,27
5	3,05	0,19	3,54	0,17	2,85	0,19
7	1,21	0,02	1,6	0,01	1,33	0,01
9	0,35	0,01	0,61	0,0	0,28	0,01
11	0,2	0,01	0,34	0,0	0,23	0,01
13	0,27	0,01	0,35	0,0	0,23	0,01
15	0,18	0,01	0,28	0,0	0,18	0,01
17	0,32	0,01	0,31	0,0	0,3	0,0
19	0,14	0,0	0,31	0,0	0,32	0,0
21	0,24	0,0	0,15	0,0	0,24	0,0
23	0,26	0,0	0,52	0,0	0,28	0,0
25	0,14	0,0	0,09	0,0	0,22	0,0
27	0,15	0,0	0,11	0,0	0,15	0,0
29	0,07	0,0	0,32	0,0	0,26	0,0

Dos valores apresentados na Tabela 26, e pelo uso de (176) e (180), encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de linha, esses valores estão mostrados na Tabela 27.

Tabela 27: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	229,2439 V	221,0993 V	225,2883 V	2,42%	2,48%	2,64%
Simulado	228,9657 V	220,7359 V	225,8722 V	2,03%	1,92%	1,97%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para o gerador síncrono operando em um desequilíbrio de tensão de 2,12% são apresentadas na Figura 97.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são apresentadas na Tabela 28.

(a)

(b)

(c)

Figura 96: Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Dos dados apresentados na Tabela 28, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as correntes de fase/linha, esses valores estão mostrados na Tabela 29.

(a)

(b)

(c)

Figura 97: Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Através da tensão teórico-experimental trifásica gerada, decompostas pelos componentes simétricos e aplicada à equação (210), obtém-se assim o VUF de 2,12%. O desequilíbrio de tensão também pode ser encontrado por meio de (215) e (216), aplicando os valores

Tabela 28: Decomposições das formas de ondas de correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	7,5	7,5	10,06	10,06	8,69	8,69
3	0,2	0,15	0,2	0,2	0,14	0,17
5	0,07	0,0	0,12	0,01	0,11	0,0
7	0,05	0,0	0,05	0,0	0,01	0,0
9	0,0	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
11	0,02	0,0	0,02	0,0	0,01	0,0
13	0,02	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
15	0,01	0,0	0,0	0,0	0,01	0,0
17	0,01	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
19	0,01	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
21	0,0	0,0	0,01	0,0	0,01	0,0
23	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
25	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
27	0,01	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
29	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

Tabela 29: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	5,3055 A	7,1155 A	6,1460 A	2,92%	2,44%	2,13%
Simulado	5,3043 A	7,1149 A	6,1459 A	2,03%	1,97%	1,91%

de tensão de linha V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} e para o desequilíbrio de corrente é aplicado (214). Assim, o desequilíbrio experimental e simulado de tensão e corrente são mostrados nas Figuras 98 e 99, respectivamente.

Figura 98: Desequilíbrio de tensão experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 2%.

Figura 99: Desequilíbrio de corrente experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão próximo de 2%.

5.3.2 Discussões e resultados das oscilações

O comparativo teórico-experimental do gerador síncrono de polos salientes submetido por um desequilíbrio de tensão de 2,12% se mostra próximo. Assim como na simulação para desequilíbrio de 3,19%, a simulação foi parametrizada pelo desequilíbrio de corrente, possuindo então um erro mínimo. Vale ressaltar que o modelo do gerador síncrono utilizado computacionalmente é ideal e não leva em consideração a saturação magnética e os harmônicos espaciais da máquina. Devido a este fato, encontra-se a dificuldade de simular os valores exatos das tensões experimentais. Entretanto, o erro apresentado ainda é considerado baixo, e o desequilíbrio de tensão simulado é próximo do obtido na prática.

Nota-se que nos resultados experimentais e simulados das tensões de fase e linha presentes nas Tabelas 24 e 26, o desequilíbrio de 2,12% produz um componente harmônico de terceira ordem menor que obtido pelo desequilíbrio de tensão de 3,19%. O que já é esperado, visto que o desequilíbrio de tensão é menor. Logicamente os efeitos oscilatórios provocados pelo harmônico de 4º ordem nas variáveis elétricas do GSPS será menor e também nesta análise pode ser desprezado.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas, provocadas por um desequilíbrio de tensão de 2,12% no gerador síncrono, são mostradas nas Figuras 100 e 101. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas respectivamente nas Figuras 102 e 103.

Assim como obtido anteriormente, devido a natureza construtiva do GSPS utilizado e a estimação com uso da posição do rotor a partir da simulação computacional, o resultado da estimação da tensão de eixo direto é prejudicado. Torna-se mais evidente no desequilíbrio de tensão de 2,12% que a estimação da tensão de eixo direto é comprometida justamente devido à componente fundamental (devido à natureza construtiva do gerador) e aos componentes harmônicos espaciais. Gerando dessa forma, uma componente fundamental e de sexta ordem em referencial síncrono.

Figura 100: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 101: Oscilação da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 102: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 103: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

As oscilações da corrente de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas são mostradas nas Figuras 104 e 105. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas respectivamente nas Figuras 106 e 107.

Figura 104: Oscilação da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

As oscilações da potência ativa e reativa gerada são apresentadas nas Figuras 108 e 109. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas nas Figuras 110 e 111, respectivamente.

A Figura 112 mostra a oscilação do ângulo de carga estimado e simulado do gerador síncrono, devido o desequilíbrio de tensão de 2,12%. Enquanto seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 113. Assim como no primeiro caso, a estimação do ângulo de carga é prejudicada, já que é calculado por (253).

As Figuras 114 e 115 apresentam os comportamento do torque eletromagnético oscilante estimado e simulado, que ocorre devido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. As

Figura 105: Oscilação da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 106: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figuras 116 e 117 apresentam seus respectivos espectros harmônicos.

A oscilação presente na corrente de campo, devido à indução do componente de 2ω , obtidas experimentalmente e simuladas são apresentadas na Figura 118. Enquanto que seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 119.

As correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto são apresentadas na Figura 120 e seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 121.

Assim como anteriormente, aplicando a FFT nos resultados obtidos, obtêm-se os valores do componente de segunda ordem presente nas variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes operando isoladamente submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Note que o gerador síncrono passa a ter a influência do componente de segunda ordem em todas as variáveis elétricas. Encontra-se na Tabela 30, os valores percentuais de oscilação

Figura 107: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 108: Oscilação da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 109: Oscilação da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 110: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 111: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

em relação ao componente contínuo e o valores induzidos nos enrolamentos amortecedores.

Figura 112: Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 113: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 114: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 115: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 116: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 117: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 118: Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 119: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 120: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Figura 121: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido ao desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Tabela 30: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - desequilíbrio de tensão de 2,12%.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	1,015 (pu)	4,54%	1,012 (pu)	4,10%
v_{ds}^r	0,1297 (pu)	8,93%	0,1487 (pu)	4,24%
i_{qs}^r	0,4622 (pu)	17,25%	0,4629 (pu)	16,98%
i_{ds}^r	0,06893 (pu)	129,80%	0,06945 (pu)	120,79%
P_a	0,4776 (pu)	17,31%	0,4781 (pu)	17,14%
Q_r	0,0108 (pu)	838,23%	0,002874 (pu)	3091,20%
δ	7,284 (pu)	8,37%	8,37 (pu)	8,14%
T_e - 1° estimacão	0,5059 (pu)	17,63%	0,5068 (pu)	17,37%
T_e - 2° estimacão	0,5037 (pu)	18,13%	0,5068 (pu)	17,37%
i_{fd}^{rr}	1,128 (pu)	3,33%	1,123 (pu)	3,25%
i_{kq1}^{rr}	-	-	0,007241 (pu)*	-
i_{kd}^{rr}	-	-	0,02445 (pu)*	-

* valor do módulo do componente harmônico de dupla frequência induzido.

Análise das perturbações provocadas pela poluição harmônica e desequilíbrio de tensão

Para estudo e análise das oscilações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes que operam isolados, realizou-se dois procedimentos experimentais no gerador síncrono de polos salientes na bancada didática localizada no LACEP - Laboratório de Controle e Eletrônica de Potência da Escola de Engenharia de São Carlos/USP. Partindo dos resultados obtidos nos ensaios experimentais das leituras da tensão e corrente gerada, as simulações computacionais foram parametrizadas e posteriormente, foram realizadas as análises e estimações das oscilações nas variáveis elétricas do GSPS.

O primeiro teste experimental realizado é relacionado por um desequilíbrio de tensão de 2,96% e pela distorção harmônica, em que gerador síncrono de 5 kVA supre cargas não lineares - LFCs, distribuídas desigualmente entre as fases. O segundo teste experimental é análogo, porém o GSPS opera em regime não senoidal com um desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Como a distorção de tensão altera o valor eficaz de tensão terminal no GSPS, quando realizou-se o procedimento experimental no valor de 2% de desequilíbrio tensão, utilizou-se um multímetro para leitura das tensões de linha. Sabe-se que a medida ou leitura eficaz da tensão de linha é pela frequência fundamental usando esse equipamento. Desse modo, o valor real obtido é calculado posteriormente considerando a distorção total na tensão de linha experimental e deve-se a esse motivo que o valor não é exatamente 2%. Quanto ao desequilíbrio de 3% não foi possível realizar desequilíbrio neste valor devido às lâmpadas fluorescentes compactas passarem a danificar nos procedimentos experimentais com a alta corrente de sequência negativa em seu circuito eletrônico.

6.1 Bancada didática e diagrama elétrico

A Figura 12 mostra a bancada didática para realização dos ensaios experimentais e as lâmpadas fluorescentes compactas são mostradas pela Figura 122. As LFCs são utilizadas para submeter o gerador síncrono de polos salientes à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão.

Figura 122: Carga não linear distribuídas entre as fases resultando desequilíbrio de tensão no GSPS.

O diagrama elétrico do gerador síncrono de polos salientes suprindo as lâmpadas fluorescentes compactas em desequilíbrio é apresentado na Figura 123.

Figura 123: Diagrama elétrico do gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão.

Assim como nos capítulos anteriores, as análises são realizadas por dois procedimentos experimentais em um GSPS de 5 kVA. Sendo neste capítulo, o gerador síncrono supre lâmpadas fluorescentes compactas distribuídas desigualmente entre as fases, impondo ao

gerador condição de poluição harmônica e também de desequilíbrio. Os dados da placa e os parâmetros deste gerador podem ser encontrados na Tabela 2. Nos ensaios experimentais as leituras de tensão e corrente de fase são obtidas com uso de 2 osciloscópios, conforme explicado no Apêndice A. A simulação computacional é então parametrizada a partir dos resultados da corrente e tensão gerada de cada fase obtida pelos ensaios experimentais.

As análises das oscilações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão é realizada nas simulações computacionais e pela estimativa apresentada no Apêndice B. Os resultados dessas simulações permitem analisar e quantificar as influências das oscilações ($6\omega \pm 2\omega$, $12\omega \pm 2\omega$, $18\omega \pm 2\omega$, ...) nas variáveis elétricas do GSPS.

Conforme já enunciado, em (BEAULIEU et al., 2002; NRS 048-2:2003, 2003) o índice de desequilíbrio de tensão tolerado em um sistema elétrico de distribuição é de 2%. E, segundo (KERSTING, 2012) as redes elétricas de distribuição em que possuem de ligações monofásicas ou bifásicas, o valor de 3% de desequilíbrio de tensão pode ser considerado aplicável. Como indicativo de índices de desequilíbrio de tensão estabelecido por normas internacionais, as análises aqui feitas em regime permanente não senoidal são tidas para o desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%, para condição do GSPS ilhado.

6.2 Gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 3%

6.2.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

O teste experimental e a simulação computacional do gerador síncrono de polos salientes em regime permanente não senoidal desequilibrado é representado pelo diagrama elétrico apresentado na Figura 123. Em que o GSPS é conectado por várias lâmpadas fluorescentes nas fases resultando em um desequilíbrio de carga e consequentemente de tensão. Essa distribuição de lâmpadas fluorescentes compactas nas fases sucede em um desequilíbrio de tensão próximo de 2,96%. Vale ressaltar que desequilíbrio acima deste valor provoca a danificação das lâmpadas fluorescentes, não sendo aconselhável para cargas dessa natureza (em geradores síncronos dedicados aos sistemas de iluminação) operar com desequilíbrio de tensão próximo de 3%.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono que supre cargas desequilibradas não lineares são apresentadas na Figura 124.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são dadas respectivamente na Tabela 31.

Tabela 31: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	190,51	187,62	183,26	183,95	176	177,16
3	6,23	10,51	13,24	18,94	21,98	19,34
5	6,87	6,37	5,9	5,95	12,11	12,3
7	1,75	4,94	5,77	5,31	3,97	2,46
9	1,12	2,84	3,65	4,64	3,27	4,59
11	3,23	1,03	2,01	2,64	4,42	3,59
13	2,5	3,13	0,73	0,6	1,95	3,36
15	2,25	3,3	1,93	1,23	2,94	3,27
17	0,48	1,74	1,39	1,38	1,81	2,09
19	1,9	0,77	0,93	1,69	1,93	2,38
21	1,95	1,74	0,13	0,93	1,95	1,85
23	1,04	1,99	0,63	0,32	1,17	2,01
25	0,7	1,11	1,02	0,7	1,45	1,45
27	1,06	0,17	0,95	1,21	1,05	1,24
29	0,98	0,71	0,06	1,17	1,2	1,2

Dos valores presentes na Tabela 31, bem como através do uso de (176) e (180),

(a)

(b)

(c)

Figura 124: Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de fase. Esses valores estão mostrados na Tabela 32.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA para o

Tabela 32: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	134,9396 V	130,1045 V	125,8591 V	5,97%	9,06%	15,21%
Simulado	133,0768 V	130,9567 V	126,4823 V	8,07%	11,80%	14,18%

gerador síncrono em regime permanente não senoidal e com desequilíbrio de 2,96% são apresentadas na Figura 125.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e CA são mostradas na Tabela 33. A partir dos valores obtidos na Tabela 33, e bem por meio de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de linha. Esses valores estão mostrados na Tabela 34.

Tabela 33: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	326,61	326,64	309,51	308,62	316,27	315,17
3	19,38	23,75	30,58	36,81	21,03	24,7
5	1,0	0,85	18	18,24	18,97	18,67
7	7,33	9,96	9,69	6,65	2,91	5,72
9	4,36	6,18	6,68	8,78	3,43	6,05
11	1,91	1,78	6,32	6,21	7,63	4,57
13	2,83	3,01	1,85	3,67	4,45	6,47
15	2,32	3,76	4,74	3,67	4,9	6,45
17	0,96	2,35	3,19	3,08	2,29	3,59
19	1,56	1,11	2,72	4,06	3,79	3,11
21	2,0	2,08	1,9	2,36	3,9	3,47
23	1,06	2,02	1,7	2,08	2,12	3,98
25	0,37	1,15	2,45	1,99	2,15	2,49
27	1,51	1,2	1,88	2,44	1,86	1,29
29	0,96	1,51	1,22	2,26	2,17	1,59

Tabela 34: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	231,4651 V	220,5618 V	224,7256 V	6,76%	12,61%	10,02%
Simulado	231,7783 V	220,4219 V	224,1933 V	8,49%	14,40%	11,22%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para o gerador síncrono que supre cargas não lineares e resultando em um desequilíbrio de tensão de 2,96% são ilustradas na Figura 126.

(a)

(b)

(c)

Figura 125: Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são mostradas na Tabela 35.

Dos dados apresentados na Tabela 35, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor

Figura 126: Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

eficaz e a distorção harmônica total para as correntes de fase/linha. Esses valores estão apresentados na Tabela 36.

Através da tensão de fase teórico-experimental trifásica gerada, decompostas pelas

Tabela 35: Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	1,23	1,23	4,2	4,2	3,21	3,21
3	1,0	1,04	2,0	1,9	2,25	2,25
5	0,73	0,76	0,47	0,31	1,19	1,03
7	0,37	0,45	0,2	0,16	0,48	0,4
9	0,21	0,21	0,16	0,18	0,37	0,38
11	0,24	0,16	0,06	0,07	0,29	0,23
13	0,18	0,18	0,01	0,04	0,19	0,18
15	0,16	0,14	0,04	0,02	0,19	0,15
17	0,09	0,09	0,04	0,02	0,12	0,11
19	0,09	0,06	0,03	0,04	0,11	0,09
21	0,09	0,06	0,01	0,02	0,08	0,07
23	0,05	0,05	0,01	0,01	0,06	0,06
25	0,04	0,03	0,02	0,01	0,06	0,04
27	0,03	0,02	0,02	0,02	0,04	0,03
29	0,03	0,02	0,01	0,02	0,04	0,03

Tabela 36: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	1,2985 A	3,3117 A	2,9453 A	111,66%	49,29%	82,88%
Simulado	1,3258 A	3,2721 A	2,9044 A	115,30%	46,34%	79,76%

componentes simétricas e aplicada à equação (210), obtém-se assim o VUF de 2,96%. O desequilíbrio de tensão também pode ser encontrado por meio de (215) e (216) e para o desequilíbrio de corrente é aplicado (214). As Figuras 127 e 128 mostram o desequilíbrio de tensão e corrente obtido experimentalmente e simulado.

Figura 127: Desequilíbrio de tensão em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 128: Desequilíbrio de corrente em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,96%.

6.2.2 Discussões e resultados das oscilações

Os resultados obtidos por meio dos resultados teóricos-experimentais se mostram próximos e com valores aceitáveis, quando o gerador síncrono de polos salientes de 5 kVA encontra-se em regime permanente não senoidal desequilibrado, em que o desequilíbrio é próximo de 2,96%. Assim como no capítulo anterior, o desequilíbrio na simulação computacional é parametrizado pelo desequilíbrio de corrente, apresentando dessa forma, um erro mínimo no desequilíbrio de corrente. Sendo que o modelo do gerador síncrono é ideal e não leva em consideração fatores vinculados à saturação magnética e harmônicos espaciais, é notável a dificuldade de simular exatamente os valores das tensões experimentais. Entretanto, o desequilíbrio de tensão simulado mostra-se próximo do encontrado experimentalmente.

Nos valores obtidos na decomposição da tensão e corrente gerada apresentados nas Tabelas 31 e 33, percebe-se que o desequilíbrio de carga produz um componente harmônico de terceira ordem, assim como obtido no gerador síncrono em regime permanente linear desequilibrado. E, que os valores obtidos nos resultados teóricos-experimentais das amplitudes das tensões e corrente geradas possuem valores distintos do harmônico de terceira ordem de um fase para a outra. Como harmônicos de sequência zero não apresentam oscilações no GSPS, o efeito negativo no gerador é relacionado unicamente às perdas ôhmicas nos enrolamentos de armadura.

Em conjuntura pelo fato do desequilíbrio no GSPS provocar o fluxo desequilibrado originando componente de 5° e 7° ordem. E atrelados com os harmônicos temporais ocasionados pelas lâmpadas fluorescentes compactas, os componentes harmônicos de 5° e 7° ordem, mostrados nas Tabelas 31, 33 e 35 irão produzir oscilações de 4° e 8° ordem, respectivamente. Cabe ressaltar que essas oscilações oriundas de natureza provocada pelo desequilíbrio no gerador são relativamente baixas, assim como mostrado no capítulo anterior. Dessa forma é possível afirmar que as oscilações presentes nas variáveis elétricas do GSPS em $dq0$ são oriundas em sua maior parte devido aos harmônicos produzidos pelas LFCs e pela tensão/corrente de sequência negativa.

Os harmônicos e o desequilíbrio impostos ao GSPS pelas lâmpadas fluorescentes compactas, como cargas distribuídas de forma não igualitária nas fases, resulta em oscilações de natureza 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$, conforme apresentado por (230). Essas oscilações podem ser quantificadas pela estimação das variáveis elétricas a partir da tensão e corrente gerada e também pela simulação computacional.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas, provocadas pela poluição harmônica e por um desequilíbrio de tensão de 2,96% no GSPS, são apresentadas nas Figuras 129 e 130. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas respectivamente nas Figuras 131 e 132. Nota-se que devido a pequena amplitude do valor da tensão de eixo direto, percebe-se que há a presença da componente fundamental no espectro harmônico estimado, que é inerente da natureza construtiva do

GSPS utilizado.

Figura 129: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 130: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

As oscilações da corrente de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas são mostradas nas Figuras 133 e 134. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas respectivamente nas Figuras 135 e 136.

As oscilações da potência ativa e reativa gerada são apresentadas nas Figuras 137 e 138. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas nas Figuras 139 e 140, respectivamente.

A Figura 141 mostra as oscilações do ângulo de carga estimado e simulado do gerador síncrono, devido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Enquanto seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 142. Percebe-se devido o ângulo de carga ser função da tensão de eixo direto, existe a presença da componente fundamental na estimação.

Figura 131: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 132: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

As Figuras 143 e 144 apresentam os comportamento do torque eletromagnético pulsante estimado e simulado, que ocorre devido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. As Figuras 145 e 146 apresentam seus respectivos espectros harmônicos.

As oscilações presente na corrente de campo devido a indução dos componentes de $6\omega \pm 2\omega$, obtida experimentalmente e simulada são mostradas na Figura 147. Enquanto que seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 148.

As correntes induzidas de natureza $6\omega \pm 2\omega$ nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direito são apresentadas na Figura 149 e seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 150.

Percebe-se que quando existe a interação da poluição harmônica e desequilíbrio de tensão no gerador síncrono de polos salientes, o surgimento do componente de quarta

Figura 133: Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 134: Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

e oitava ordem são mais expressivos devido os componentes harmônicos de quinta e sétima ordem serem maiores que os demais. Por meio dos espectros harmônicos obtidos, é produzido a Tabela 37, em que são apresentados os valores para as variáveis elétricas do gerador síncrono, relacionado à condição de poluição harmônica com o grau desequilíbrio de tensão próximo a 2,96%. O gerador síncrono passa a ter a influência dos componentes 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$ nas variáveis elétricas.

Figura 135: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 136: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 137: Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 138: Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 139: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 140: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 141: Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 142: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 143: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 144: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 145: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 146: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 147: Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 148: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 149: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Figura 150: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Tabela 37: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - poluição harmônica e desequilíbrio de tensão de 2,96%.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	1,019 (pu)	13,12%	1,017 (pu)	14,78%
v_{ds}^r	0,03996 (pu)	176,68%	0,04632 (pu)	183,95%
i_{qs}^r	0,1379 (pu)	144,97%	0,1369 (pu)	143,63%
i_{ds}^r	0,002473 (pu)	2752,15%	0,0008567 (pu)	8133,28%
P_a	0,1387 (pu)	146,91%	0,1367 (pu)	145,35%
Q_r	0,01034 (pu)	627,29%	0,008422 (pu)	811,55%
δ	2,248 (pu)	159,83%	2,619 (pu)	165,59%
T_e - 1° estimacão	0,1436 (pu)	145,88%	0,1427 (pu)	144,47%
T_e - 2° estimacão	0,1389 (pu)	146,99%	0,1427 (pu)	144,47%
i_{fd}^r	1,039 (pu)	2,85%	1,039 (pu)	2,92%
i_{kq1}^r	-	-	0,029 (pu)*	-
i_{kd}^r	-	-	0,056 (pu)*	-

* Valores dos módulos dos componentes harmônicos 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$ induzidos.

6.3 Gerador síncrono isolado submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2%

6.3.1 Comparativo teórico-experimental das tensões e correntes geradas

Nesta seção, a análise das oscilações é vinculado ao regime permanente não senoidal e desequilibrado, em que o desequilíbrio de tensão é próximo de 2%, conforme apresentado por internacionais citadas anteriormente. O teste experimental e a simulação computacional é representado pelo diagrama elétrico ilustrado na Figura 123. Em que a distribuição de carga não linear (lâmpadas fluorescentes compactas) nas fases resulta em um desequilíbrio de tensão próximo de 2,11% no gerador síncrono de polos salientes.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de fase AN, BN e CN obtidas para o gerador síncrono em regime não senoidal e por um desequilíbrio de tensão de 2,11% são mostradas na Figura 151.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das fases AN, BN e CN são dadas na Tabela 31.

Tabela 38: Decomposições das formas de ondas das tensões de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	182,33	181,8	187,09	185,91	177,6	179,2
3	12,83	10,99	7,14	13,79	10,89	5,32
5	6,49	7,98	7,4	7,32	12,11	14,33
7	8,65	7,13	7,04	5,61	6,68	5,19
9	0,62	1,81	3,4	4,31	3,62	3,85
11	3,51	4,33	1,17	0,73	4,17	4,59
13	2,31	1,96	2,08	2,22	0,49	0,49
15	0,96	2,56	2,48	2,52	2,22	2,75
17	2,34	2,61	0,7	1,11	1,91	2,01
19	1,52	1,38	1,83	1,73	0,9	1,31
21	1,53	2,59	1,35	1,1	1,65	2,06
23	1,49	1,28	1,29	1,58	1,3	1,12
25	1,44	1,36	1,32	1,0	0,88	1,24
27	1,64	2,12	0,5	0,5	1,55	1,66
29	0,97	0,55	1,24	1,27	0,65	0,73

A partir dos dados presentes na Tabela 38, bem como através do uso de (176) e (180), calcula-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de fase, esses valores estão apresentados na Tabela 39.

(a)

(b)

(c)

Figura 151: Tensões experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

As formas de ondas de tensões teórico-experimentais de linha AB, BC e CA, para o gerador síncrono que opera em regime permanente não senoidal e desequilibrado, com um desequilíbrio de tensão de 2,11%, são apresentadas na Figura 152.

Tabela 39: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Variável	$V_{an} \text{ rms}$	$V_{bn} \text{ rms}$	$V_{cn} \text{ rms}$	$THD_{v_{an}}$	$THD_{v_{bn}}$	$THD_{v_{cn}}$
Experim.	129,5430 V	132,6503 V	126,2928 V	10,04%	7,47%	10,83%
Simulado	129,1175 V	132,0585 V	127,3449 V	9,72%	9,69%	10,29%

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das tensões de linha AB, BC e CA são mostradas respectivamente na Tabela 40.

Tabela 40: Decomposições das formas de ondas das tensões de linha experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

	Linha AB		Linha BC		Linha CA	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	321,63	321,11	317,39	316,69	309,6	309,46
3	19,25	24,37	16,79	17,77	8,2	10,39
5	6,93	5,39	19,13	21,32	18,11	22,02
7	14,39	11,73	10,94	8,12	13,77	11,14
9	3,71	5,37	6,9	7,97	3,98	4,2
11	3,39	4,19	5,16	4,94	7,62	8,9
13	5,1	4,16	2,29	2,56	2,4	1,79
15	2,68	4,27	4,52	4,61	2,96	4,68
17	3,13	3,47	1,24	1,92	4,25	4,52
19	3,33	2,83	2,6	2,74	1,36	2,06
21	1,81	3,42	2,64	2,04	3,07	4,55
23	2,58	2,65	1,69	2,41	2,7	1,82
25	2,15	2,04	1,79	1,8	2,08	2,41
27	1,53	2,6	1,7	1,22	3,17	3,78
29	2,22	1,82	1,54	2,0	1,27	0,23

Dos valores apresentados na Tabela 40, e pelo uso de (176) e (180), encontra-se o valor eficaz e a distorção harmônica total para as tensões de linha, esses valores estão mostrados na Tabela 41.

Tabela 41: Valor eficaz e distorção harmônica total das tensões de linha, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Variável	$V_{ab} \text{ rms}$	$V_{bc} \text{ rms}$	$V_{ca} \text{ rms}$	$THD_{v_{ab}}$	$THD_{v_{bc}}$	$THD_{v_{ca}}$
Experim.	228,2243 V	225,4223 V	219,7476 V	8,52%	9,54%	8,97%
Simulado	228,0428 V	225,0271 V	219,8558 V	9,52%	10,07%	10,12%

As formas de ondas de correntes teórico-experimentais de fase/linha A, B e C para o gerador síncrono operando em regime não senoidal e desequilibrado (desequilíbrio de tensão de 2,11%) são apresentadas na Figura 153.

(a)

(b)

(c)

Figura 152: Tensões experimentais e simuladas de linha do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

A decomposição das ondas experimentais e simuladas das correntes de fase/linha são apresentadas na Tabela 42.

Dos dados apresentados na Tabela 42, e pelo uso de (177) e (181), encontra-se o valor

(a)

(b)

(c)

Figura 153: Correntes experimentais e simuladas de fase do gerador síncrono de polos salientes quando submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

eficaz e a distorção harmônica total para as correntes de fase/linha, esses valores estão mostrados na Tabela 43.

As Figuras 154 e 155 mostram o desequilíbrio de tensão e corrente experimental e

Tabela 42: Decomposições das formas de ondas das correntes de fase experimentais e simuladas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

	Fase AN		Fase BN		Fase CN	
Harmônico	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada	Experim.	Simulada
1	1,72	1,72	2,96	2,96	3,81	3,81
3	1,04	1,02	1,61	1,5	0,63	0,54
5	0,86	0,89	0,66	0,44	1,13	1,06
7	0,47	0,3	0,4	0,28	0,32	0,18
9	0,11	0,14	0,25	0,24	0,21	0,21
11	0,28	0,27	0,1	0,08	0,19	0,19
13	0,1	0,05	0,15	0,13	0,08	0,07
15	0,11	0,13	0,1	0,09	0,1	0,1
17	0,14	0,11	0,08	0,07	0,07	0,07
19	0,03	0,04	0,09	0,07	0,05	0,05
21	0,09	0,09	0,05	0,04	0,06	0,06
23	0,07	0,04	0,06	0,05	0,04	0,04
25	0,04	0,04	0,05	0,03	0,03	0,03
27	0,06	0,06	0,02	0,02	0,04	0,04
29	0,02	0,01	0,04	0,03	0,03	0,03

Tabela 43: Valor eficaz e distorção harmônica total das correntes de fase, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Variável	$I_a \text{ rms}$	$I_b \text{ rms}$	$I_c \text{ rms}$	THD_{i_a}	THD_{i_b}	THD_{i_c}
Experim.	1,6050 A	2,4575 A	2,8639 A	86,04%	61,42%	36,14%
Simulado	1,5845 A	2,3862 A	2,8350 A	83,62%	54,66%	32,73%

simulada para o regime não senoidal desequilibrado, com desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 154: Desequilíbrio de tensão em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 155: Desequilíbrio de corrente em regime não senoidal experimental e simulado do gerador síncrono de polos salientes, condição para desequilíbrio de tensão de 2,11%.

6.3.2 Discussões e resultados das oscilações

Os resultados obtidos experimentalmente e por simulação computacional se mostram próximos quando o gerador síncrono de polos salientes de 5 kVA utilizado opera em regime permanente não senoidal e desequilibrado, em que o desequilíbrio é próximo de 2,11%.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas, provocadas pela poluição harmônica e por um desequilíbrio de tensão de 2,11% no GSPS, são apresentadas nas Figuras 129 e 130, respectivamente. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas nas Figuras 131 e 132, respectivamente.

As oscilações de tensões de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas, provocadas por um desequilíbrio de tensão de 2,11% e pelos componentes harmônicos no GSPS, são apresentadas nas Figuras 156 e 157, respectivamente. Os espectros harmônicos para essas tensões são apresentadas nas Figuras 158 e 159, respectivamente. Assim como obtido na seção anterior, percebe que a tensão de eixo direto estimada possui a componente de primeira ordem devido à natureza construtiva do gerador.

Figura 156: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

As oscilações da corrente de eixo em quadratura e direto estimadas e simuladas são mostradas nas Figuras 160 e 161. Os espectros harmônicos para essas correntes são apresentadas respectivamente nas Figuras 162 e 163.

As oscilações da potência ativa e reativa gerada são apresentadas nas Figuras 164 e 165. Os espectros harmônicos para essas potências são apresentadas nas Figuras 166 e 167, respectivamente.

A Figura 168 mostra as oscilações do ângulo de carga estimado e simulado do gerador síncrono, devido à poluição harmônica e por um desequilíbrio de tensão de 2,11%. Enquanto que seus espectros harmônicos são mostrados na Figura 169.

As Figuras 170 e 171 apresentam os comportamento do torque eletromagnético oscilante estimado e simulado, que ocorre devido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. As Figuras 172 e 173 apresentam seu respectivos espectros harmônicos.

Figura 157: Oscilações da tensão estimada e simulada de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 158: Espectros harmônicos da tensão de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

As oscilações presente na corrente de campo devido a indução dos componentes harmônicos de ordem $6\omega \pm 2\omega$, obtida experimentalmente e simulada são apresentadas na Figura 174. Enquanto que seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 175.

As correntes induzidas no enrolamento do amortecedor de eixo em quadratura e direito são apresentadas na Figura 176 e seus respectivos espectros harmônicos são ilustrados na Figura 177.

A partir dos espectros das variáveis elétricas estimadas/experimentais e simuladas, obtêm-se os valores do componente de segunda ordem presente nas variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes operando isoladamente submetido à poluição harmônica e pelo desequilíbrio de tensão de 2,11%. Na Tabela 44 encontram-se os valores percentuais das oscilações em relação ao componente contínuo (CC/DC) das variáveis elétricas em $dq0$ e os valores induzidos nos enrolamentos amortecedores.

Figura 159: Espectros harmônicos da tensão de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 160: Oscilações da corrente de eixo em quadratura, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 161: Oscilações da corrente de eixo direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 162: Espectros harmônicos da corrente de eixo em quadratura em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 163: Espectros harmônicos da corrente de eixo direto em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 164: Oscilações da potência ativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 165: Oscilações da potência reativa de saída, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 166: Espectros harmônicos da potência ativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 167: Espectros harmônicos da potência reativa de saída em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 168: Variações no ângulo de carga, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 169: Espectros harmônicos do ângulo de carga em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 170: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 171: Torque eletromagnético pulsante, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 172: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (KRAUSE et al., 2013).

Figura 173: Espectros harmônicos do torque eletromagnético dado em porcentagem, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%. Estimação segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019).

Figura 174: Oscilação na corrente de campo, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 175: Espectros harmônicos da corrente de campo induzida, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 176: Correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura e direto, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Figura 177: Espectros harmônicos das correntes dos enrolamentos amortecedores induzidas, gerador síncrono submetido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Tabela 44: Análise das variáveis elétricas do gerador síncrono - poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão de 2,11%.

Variáveis elétricas	Estimação/experimental		Simulação	
	Valor CC	RF (%)	Valor CC	RF (%)
v_{qs}^r	1,015 (pu)	11,87%	1,014 (pu)	12,73%
v_{ds}^r	0,04433 (pu)	129,75%	0,04948 (pu)	135,60%
i_{qs}^r	0,1442 (pu)	97,73%	0,1446 (pu)	90,75%
i_{ds}^r	0,002454 (pu)	2516,62%	0,002181 (pu)	2840,92%
P_a	0,1455 (pu)	99,13%	0,1455 (pu)	91,43%
Q_r	0,001103 (pu)	5574,10%	0,003807 (pu)	1686,97%
δ	2,449 (pu)	117,59%	2,741 (pu)	120,61%
T_e - 1° estimacão	0,1476 (pu)	98,08%	0,1481 (pu)	91,09%
T_e - 2° estimacão	0,1431 (pu)	98,95%	0,1481 (pu)	91,09%
i_{fd}^{ir}	1,024 (pu)	2,71%	1,023 (pu)	2,64%
i_{kq1}^{ir}	-	-	0,0215 (pu)*	-
i_{kd}^{ir}	-	-	0,0519 (pu)*	-

* Valores dos módulos dos componentes harmônicos 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$ induzidos.

Discussões e comparativo das perturbações

Este capítulo é dividido em três seções, pelo motivo deste trabalho possuir 6 análises de oscilações do gerador síncrono de polos salientes em regime permanente não senoidal e/ou desequilibrado. A primeira seção trata das discussões relacionadas às perturbações provocadas pela poluição harmônica em geradores síncronos de polos salientes que são submetidos a cargas em aplicações industriais e sistemas de iluminação. Também é realizado nesta seção, o comparativo entre as oscilações provocadas pelo retificador trifásico e pelas lâmpadas fluoresces compactas presentes nas variáveis elétricas do GSPS ilhado.

A segunda seção está vinculada ao regime permanente desequilibrado, em que esta relacionado às discussões do GSPS operando isoladamente submetido ao desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%. E o comparativo das oscilações das variáveis elétricas do gerador também são apresentadas.

A terceira seção contempla o regime permanente não senoidal desequilibrado onde se encontram as discussões à respeito do comparativo das perturbações provenientes da poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão próximos dos valores de 3% e 2%. Também apresentam discussões e comparativos das oscilações relacionadas aos quatro primeiros estudos de casos analisados neste trabalho, mostrando quais oscilações são mais significativas e em que variáveis podem ser consideradas expressivas e danosas ao GSPS de 5 kVA.

7.1 Discussões e comparativo das perturbações relacionadas à poluição harmônica

Em regime permanente não senoidal existe a presença das oscilações de torque eletromagnético causadas por cargas não lineares, conforme indicadas nas Tabelas 9 e 16. Essas oscilações são preocupantes, pois aproxima-se do valor estimado de 16% em relação ao

valor contínuo de torque eletromagnético do GSPS quando alimenta um retificador trifásico com carga resistiva. E, para o GSPS que supre as lâmpadas fluorescentes compactas, as oscilações de torque eletromagnético ultrapassa o valor RF de 28%.

É notório que geradores síncronos que operam em sistemas de iluminação isoladamente são mais afetados por vibrações mecânicas provenientes do torque pulsante. Cabe ressaltar que o carregamento do gerador síncrono deve ser observado em relação às oscilações. Caso o gerador opere com carregamento menor em sistemas de iluminação, as ondulações de torque eletromagnético serão menos danosas ao gerador, que considerando o carregamento nominal de lâmpadas fluorescentes compactas. Visto que o torque eletromagnético irá possuir valor médio menor e as vibrações mecânicas serão consequentemente menores.

As perturbações no ângulo de carga ou de potência estimados provocam um RF acima 75% e 78% para o gerador síncrono de polos salientes alimentando o retificador trifásico e lâmpadas fluorescentes compactas, respectivamente. Segundo Ladjavardi, Masoum e Islam (2006), essas oscilações no ângulo de carga do gerador síncrono não devem ser ignoradas e merecem investigações relacionados à perda de estabilidade em regime transitório não senoidal, quando o gerador está conectado ao sistema elétrico de potência.

Quanto às correntes que são induzidas no enrolamento de campo e nos enrolamentos amortecedores, estas produzirão perdas superficiais por efeito Joule nos enrolamentos do rotor, provocando aumento de temperatura na estrutura rotórica. As oscilações provenientes das cargas não lineares na corrente de campo não possuem valores muito discrepantes, conforme pode ser visto nas Tabelas 9 e 16. Entretanto esses valores induzidos acrescentam perdas ôhmicas no enrolamento de campo. As correntes induzidas dependerão do carregamento do gerador síncrono em relação à carga não linear. Observa-se que quando a carga são lâmpadas fluorescentes compactas, a indução nos enrolamentos amortecedores serão maiores que comparadas ao retificador trifásico, mesmo em menor carregamento das LFCs. Isso é justificável pelo maior índice de poluição harmônica quando utilizam-se LFCs.

Em relação às tensões e correntes de eixo em quadratura e direto, percebe-se que são variáveis elétricas de transformação para obtenção das demais variáveis $dq0$. Desse modo, a única perspectiva é que as tensões e correntes de eixo qd passam a oscilar devido às cargas não lineares. Também é interpretado que essas variáveis de transformação possuem relação entre o valor médio e o RF resultante. Assim, para um valor médio menor, constata-se um maior RF e para um valor médio maior, constata-se um menor RF . É por essa característica que a tensão e corrente de eixo em quadratura possuem menor fator de ondulação se comparados ao valores de eixo direto.

A potência ativa do GSPS utilizado possui o RF maior na condição de cargas com lâmpadas fluorescentes compactas do que com o retificador trifásico, visto que a distorção de corrente é maior em dado carregamento obtido. Como a potência reativa é pequena para suprir os circuitos eletrônicos das cargas não lineares, resultará em uma influência

mínima ou inexistente ao gerador. No entanto, as oscilações na potência reativa são consideradas elevadas, porém não preocupantes devido o valor contínuo pequeno.

Quando o gerador síncrono supre um retificador trifásico, a distorção de corrente experimental é superior de 25%, o que provoca um acréscimo de 6,3% nas perdas por efeitos Joule. As perdas por efeitos Joule são mais significativas para lâmpadas fluorescentes compactas, pois a distorção harmônica de corrente é acima de 31,5%. O que provoca um acréscimo de aproximadamente 10% nas perdas por efeito Joule nos enrolamentos do estator, considerando a condição específica de carregamento realizada experimentalmente. De acordo a norma (IEC 60034-1, 2004), verifica-se que estes valores de THD_i para ambas cargas não lineares ultrapassam os valores estipulados, fato que altera o comportamento e compromete a vida útil da máquina.

7.2 Discussões e comparativo das perturbações relacionadas ao desequilíbrio de tensão

A maioria dos geradores síncronos de polos salientes de pequeno e médio porte podem possivelmente operar de forma isolada sem a devida proteção para corrente de sequência negativa. E por suas cargas serem distribuídas de forma inadequada entre as fases, o desequilíbrio de tensão acontece. Essa distribuição de cargas é organizada sem estudo prévio ou de maneira desequilibrada, o que pode implicar em um desequilíbrio de tensão elevado. Além disso, geradores síncronos isolados tendem a ser sujeitos por maior desequilíbrio do que os geradores síncronos que operam em um sistema de distribuição. Pois as concessionárias de energia podem realizar manobras de alocação de cargas nas fases do sistema de distribuição, com o objetivo de reduzir o desequilíbrio de tensão da rede elétrica, diferentemente de um gerador isolado, onde a distribuição de carga permanece restrita a um circuito isolado.

Em regime permanente desequilibrado ocorre oscilações de segunda ordem nas variáveis elétricas devido à corrente de sequência negativa. A magnitude das perturbações provocadas pelo desequilíbrio de tensão são próximas das referências de 3% e 2%. Assim, as oscilações nas variáveis elétricas do gerador síncrono de polos salientes isolado para os graus de desequilíbrio de tensão considerados, encontram-se nas Tabelas 23 e 30.

As oscilações de torque eletromagnético causadas por desequilíbrio de tensão são preocupantes nos geradores síncronos de polos salientes isolados, como pode ser visto. As oscilações de torque eletromagnético ultrapassam os valores de 25% e 17% em relação ao seu valor contínuo quando o GSPS é submetido a um desequilíbrio de tensão de 3% e 2%, respectivamente. Para esses casos considerados, verifica-se que o gerador passa operar com significativa oscilação de dupla frequência no torque eletromagnético resultante.

As oscilações no ângulo de potência provocam um RF de aproximadamente 12% e 8%, para o GSPS submetido ao desequilíbrio de tensão para as condições adotadas de

grau de desequilíbrio. Conforme apresentado na seção anterior, estudos de investigação em relação ao regime transitório diante desequilíbrio de tensão em geradores síncronos de polos salientes que operam na rede elétrica de distribuição são sugeridos.

O efeito do componente de segunda ordem induzido no rotor da máquina síncrona resulta em elevação de temperatura na estrutura rotórica. Percebe-se que as correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores são maiores para o desequilíbrio de tensão de 3% do que para 2%. Mesmo que a indução de correntes harmônicas no rotor sejam baixas para a condição de regime permanente desequilibrado, perdas por efeito Joule ocorrerão, porém com menor intensidade que no regime permanente não senoidal.

As tensões e correntes de eixo em quadratura e direto no regime permanente desequilibrado possuem oscilações, cuja natureza é o componente harmônico de segunda ordem. Nota-se que a tensão e corrente de eixo em quadratura possuem menor fator de ondulação comparado a tensão e corrente de eixo direto. O mesmo comportamento já citado na seção anterior também acontece para o desequilíbrio de tensão.

A oscilação de segunda ordem na potência ativa do GSPS possuem RF próximo de 23% e 17% para o desequilíbrio de tensão próximo 3% e 2%, respectivamente. A potência reativa é mínima ou considerada nula devido o uso de lâmpadas incandescentes, e suas oscilações podem ser desprezadas.

Para atenuar os efeitos provocados pela corrente de sequência negativa, os fabricantes de motores de indução sugerem adotar um fator de depreciação, afim de mitigar os efeitos do desequilíbrio de tensão em relação ao sobreaquecimento dos enrolamentos do estator e possível aumento da vida útil do motor. O mesmo pode ser aplicado aos geradores síncronos que operam isoladamente sob operação desequilibrada.

7.3 Discussões e comparativo das oscilações provocadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão

Quando o gerador síncrono de polos salientes opera em regime permanente não senoidal desequilibrado, as oscilações de torque eletromagnético causadas por cargas não lineares desequilibradas são de natureza 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$. O índice das oscilações totais podem ser vistas nas Tabelas 37 e 44. Essas oscilações são consideradas críticas se comparadas ao regime não senoidal e regime desequilibrado, possuindo valores de RF de torque eletromagnético estimados acima de 145% e 98% submetido ao regime não senoidal com desequilíbrio de tensão próximo de 2,96% e 2,11%, respectivamente. Vale ressaltar que o comparativo é válido para condição de carregamento considerado nos procedimentos experimentais realizados.

As oscilações de torque eletromagnético (fator de ondulação) em regime permanente

não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de tensão de 2,96% são maiores aproximadamente de 9 e 5 vezes comparado ao regime permanente não senoidal com retificador trifásico e lâmpadas fluorescentes compactas, respectivamente. Aferido com o regime permanente desequilibrado as oscilações de torque eletromagnético são de aproximadamente de 5,8 e 8,5 vezes superiores para o desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%, respectivamente.

Em relação às oscilações de torque eletromagnético em regime permanente não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de tensão próximo de 2%, essas são superiores aproximadamente 6 e 3,5 vezes no GSPS quando o regime é não senoidal com retificar trifásico e lâmpadas fluorescentes compactas, respectivamente. Comparado ao regime permanente desequilibrado, os valores das oscilações são maiores que de 3,9 e 5,7 vezes superiores para o desequilíbrio de tensão próximo de 3% e 2%, respectivamente.

Comparando as oscilações de torque eletromagnético com os seis estudos de casos observados, é de se esperar o aumento do fator de ondulação do torque eletromagnético quando ocorre poluição harmônica e desequilíbrio, ou seja, a interação dos efeitos simultâneos. Em se tratando de lâmpadas fluorescentes compactas para gerar o desequilíbrio, a condição de não linearidade dependerá do carregamento, e por esse fator, é interessante conhecer a natureza da carga não linear e o carregamento imposto ao GSPS isolado. Geradores submetidos simultaneamente à distorção harmônica e ao desequilíbrio de tensão possuem maiores oscilações de torque eletromagnético, e conseqüentemente, vibrações mecânicas mais acentuadas.

As oscilações no ângulo de potência devido à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão serão superiores relacionadas à análise singular do regime permanente não senoidal e ao regime permanente desequilibrado. No regime permanente não senoidal, as oscilações não passam de 78% em relação ao seu valor contínuo. Considerando o regime permanente não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de tensão de 2,96%, as oscilações são praticamente o dobro das observadas em regime permanente não senoidal. Já para o regime permanente não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de tensão próximo de 2,11%, a estimacão mostra o valor acima de 117%, o que significa ser maior em aproximadamente 150% comparado ao regime permanente não senoidal.

Comparando com o regime permanente desequilibrado, as oscilações no ângulo de carga são mínimas, indicando que geradores síncronos de polos salientes que operam isoladamente em regime permanente não senoidal desequilibrado serão susceptíveis à maiores perturbações. Assim como constado nas oscilações de torque eletromagnético, as oscilações no ângulo de potência podem tornar os geradores síncronos mais instáveis a qualquer eventualidade em regime transitório se sujeito à poluição harmônica e em conjuntura com o desequilíbrio de tensão, quando conectados à rede elétrica de distribuição.

Em se tratando das correntes induzidas no enrolamento de campo, percebe-se que para o desequilíbrio de tensão de 2,96% e 2,11% em regime permanente não senoidal, os

valores induzidos se mostram próximos. As correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores são levemente maiores para o regime permanente não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de tensão de 2,96%, comparado ao último estudo de caso analisado. Mesmo diante de carregamento baixo do GSPS quando supre lâmpadas fluorescentes compactas em desequilíbrio, observou-se que a indução das correntes harmônicas nos enrolamentos amortecedores são mais significativas quando o regime é não senoidal e desequilibrado.

Observa-se que as variáveis de transformação, ou seja, as tensões e correntes transformadas da referência abc para o eixo $dq0$, passam a ter influência dos componentes harmônicos de ordem 6ω e múltiplos $\pm 2\omega$. Não é apresentado um comparativo entre essas variáveis elétricas, em relação ao regime permanente não senoidal desequilibrado, por serem variáveis de transformação para obtenção das demais variáveis elétricas do GSPS.

A potência ativa de saída estimada do GSPS, utilizado em regime permanente não senoidal desequilibrado, possui RF superior a 146% e 99% para o desequilíbrio de tensão imposto de 2,96% e 2,11%, respectivamente. Como a potência reativa é pequena para suprir os circuitos eletrônicos das cargas não lineares, resulta em uma influência muito pequena para o gerador. Porém as oscilações na potência reativa de saída são consideradas altas e não relevantes devido ao baixo valor contínuo.

Assim como sugerido na seção anterior, se faz necessário adotar um fator de depreciação para reduzir os efeitos provocados pela corrente de sequência negativa no GSPS em regime permanente não senoidal desequilibrado. Com a finalidade de mitigar os efeitos do desequilíbrio de tensão acerca do sobreaquecimento dos enrolamentos do estator e possibilitando estender a vida útil do equipamento.

Conclusões

Geradores síncronos de polos salientes que operam isoladamente passam a ter influência de perturbações causadas pela poluição harmônica e por desequilíbrio de tensão (oriundo do desequilíbrio de carga). Estas perturbações, alteram significativamente o comportamento dos geradores síncronos em regime permanente. Neste contexto, as perturbações provenientes da poluição harmônica são de natureza de sexta ordem e seus múltiplos (6ω , 12ω , 18ω , ...). E, quanto as perturbações relacionadas ao desequilíbrio de tensão, sua natureza é de dupla ordem (2ω). As oscilações ocasionadas pelo efeito conjunto da poluição harmônica e desequilíbrio de tensão, possuem natureza de sexta ordem e seus múltiplos mais ou menos a dupla ordem ($6\omega \pm 2\omega$, $12\omega \pm 2\omega$, $18\omega \pm 2\omega$, ...). As oscilações podem ser estimadas ou simuladas a partir das tensões e correntes geradas, sendo possível quantificá-las, e, então realizar análises nas variáveis elétricas em $dq0$.

A poluição harmônica em geradores síncronos isolados é mais significativa, devido ao fato de possuir um nível limitado de curto-circuito que é menor, se comparado ao nível de curto-circuito nas barras dos sistemas elétricos de potência. Além disso, os componentes harmônicos da corrente circulam em apenas um único circuito, o que contribui para uma distorção harmônica elevada. Isso leva às consequências, como diminuição do rendimento, elevação na temperatura e uma alteração no comportamento elétrico da máquina síncrona. Portanto, essas oscilações tornam-se a causa da oscilação no conjugado mecânico, juntamente com ruídos e vibrações mecânicas. Percebe-se que geradores síncronos de polos salientes submetidos aos sistemas de iluminação possuem oscilação de torque eletromagnético maiores se comparado ao valor do retificador trifásico, típicos de cargas industriais.

Conforme apresentado, dada a presença do componente harmônico expressivo de quinta e sétima ordem, o torque eletromagnético desenvolvido pelo gerador síncrono passa a ser pulsante na predominância da frequência de 6ω do que qualquer outro múltiplo, provocando ruídos audíveis e vibrações indesejadas no rotor. Além disso, há o aparecimento de correntes induzidas nos enrolamentos do rotor (enrolamento de campo e amortecedores) originadas das variações na velocidade angular do rotor, resultando também em um

acréscimo de perdas nesta estrutura da máquina síncrona de polos salientes.

Assim, destaca-se que estas anomalias provocadas por componentes harmônicos (que são provenientes das cargas não lineares), estão correlacionadas com o aumento das perdas elétricas (estresse dielétrico e térmico) e possíveis danos mecânicos na estrutura do gerador síncrono de polos salientes, contribuindo para redução da vida útil do equipamento.

A partir dos resultados encontrados neste trabalho, tornou-se evidente que o desequilíbrio de tensão devido às cargas desequilibradas provocam uma série de mudanças no comportamento do GSPS. Para um VUF próximo de 3% e 2% observou-se que o desequilíbrio de corrente no GSPS I_{1-}/I_N atingiu valores de 17,26% e 11,42%, respectivamente. Estes valores ultrapassam os limites presentes na Tabela 1 e estabelecidos por (IEC 60034-1, 2004). Dessa forma é evidente que valores mais altos de desequilíbrio de tensão indicam um alto nível de desequilíbrio de corrente, causando danos ao gerador síncrono.

Do mesmo modo que as oscilações provocadas pela poluição harmônica, as oscilações de dupla frequência provocam oscilação no conjugado mecânico, juntamente com ruídos e vibrações mecânicas que com o atrito podem reduzir a vida útil dos mancais do gerador síncrono de polos salientes (WANG et al., 2012; MARTINEZ; ROSA, 2001).

Portanto, é possível identificar e quantificar as oscilações que aparecem nas variáveis elétricas de um gerador síncrono, suprindo cargas desbalanceadas. Trazendo a importância de que, ao lidar com geradores síncronos isolados, é essencial realizar um estudo da distribuição simétrica de cargas. Isso é realizado enquanto quantifica-se constantemente o grau de desequilíbrio de tensão e corrente ao qual um gerador pode ser submetido. A fim de evitar possíveis danos ao GSPS e as cargas que não operam adequadamente diante qualquer natureza de desequilíbrio. Tais cargas como motores, dispositivos de controle, dispositivos de potência, dentre outros. Visando de evitar redução ou danificação da vida útil desses equipamentos.

Ressalta-se que geradores síncronos de polos salientes submetidos simultaneamente à poluição harmônica e ao desequilíbrio de tensão estão mais susceptíveis as vibrações, aquecimentos nos mancais e ruídos audíveis que são provocados pelas oscilações de 6ω e seus múltiplos $\pm 2\omega$ no conjugado mecânico. As perturbações no ângulo de carga ou de potência são maiores quando o gerador síncrono de polos salientes alimenta cargas não lineares desequilibradas. Os efeitos provocados pela poluição harmônica e desequilíbrio de tensão passam a implicar mudanças críticas no comportamento das variáveis elétricas do GSPS isolado, do que no regime singular permanente não senoidal ou desequilibrado, levando à queda de rendimento e redução da vida útil mais acentuada.

Em relação à tolerância da corrente negativa em porcentagem limitada em 8% para geradores síncronos de polos salientes estipulado por (IEC 60034-1, 2004), em regime permanente não senoidal desequilibrado com desequilíbrio de 2,96% e 2,11% os valores de I_{1-}/I_N são de 13,99% e 9,47%, respectivamente. Assim, pelos resultados apresentados, é possível concluir que geradores síncronos que operam em sistemas de iluminação dese-

quilibrados ultrapassam os valores permitidos de grau de desequilíbrio de corrente mesmo com baixo carregamento. Como é desconhecida a curva K com os fatores de correção para os pares harmônicos das lâmpadas fluorescentes compactas não foi possível encontrar a permissibilidade da corrente negativa equivalente com os componentes harmônicos calculados por (224). No entanto os valores de I_{1-}/I_N apresentam indicativos de extrapolação do valor máximo de corrente negativa em operação contínua ou em regime permanente.

Referências

ABDULLAH, M. F. et al. The study of triplen harmonics currents produced by salient pole synchronous generator. In: **Proceedings of the 2011 International Conference on Electrical Engineering and Informatics**. IEEE, 2011. p. 1–5. ISBN 978-1-4577-0753-7. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6021569/>>.

_____. Characteristic of third harmonic from synchronous generator passing through transformer and rectifier. In: **2012 IEEE International Conference on Power and Energy (PECon)**. IEEE, 2012. p. 689–694. ISBN 978-1-4673-5019-8. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6450303/>>.

ABDULLAH, M. F. bin; BAHARUDIN, Z.; HAMID, N. H. bin. The Third Harmonic Model for Salient Pole Synchronous Generator Under Balanced Load. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 2014. v. 29, n. 2, p. 519–526, jun 2014. ISSN 0885-8969. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6750761/>>.

ABU-JALALA, A.-H. M. et al. Power Quality Improvement of Synchronous Generators Using an Active Power Filter. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 2018. v. 54, n. 5, p. 4080–4090, sep 2018. ISSN 0093-9994. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/8341736/>>.

ALTINO, L. M. **Máquinas Síncronas - Teoria e aplicações**. Recife: Universitária UFPE, 1984. 423 p.

ALVES, M. B. **Análise teórica e experimental do comportamento do gerador síncrono de polos salientes em regime permanente não senoidal**. 180 f p. Tese (Tese de Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2011. Disponível em: <<https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14341>>.

APSLEY, J. Derating of Multiphase Induction Machines Due to Supply Imbalance. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 2010. v. 46, n. 2, p. 798–805, 2010. ISSN 0093-9994. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5382530/>>.

ARSENEAU, R.; OUELLETTE, M. The effects of supply harmonics on the performance of compact fluorescent lamps. **IEEE Transactions on Power Delivery**, 1993. v. 8, n. 2, p. 473–479, apr 1993. ISSN 08858977. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/216848/>>.

BEAULIEU, G. et al. Power quality indices and objectives. Ongoing activities in CIGRE WG 36-07. In: **IEEE Power Engineering Society Summer Meeting**,. IEEE, 2002. v. 2, p. 789–794. ISBN 0-7803-7518-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1043433/>>.

BEST, R. J. et al. Synchronous Islanded Operation of a Diesel Generator. **IEEE Transactions on Power Systems**, 2007. v. 22, n. 4, p. 2170–2176, nov 2007. ISSN 0885-8950. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4349061/>>.

BHARGAVA, S. C. Negative-sequence currents, losses, and temperature rise in the rotor of a turbogenerator during transient unbalanced operation. **Electric Machines & Power Systems**, 1983. v. 8, n. 3, p. 155–168, may 1983. ISSN 0731-356X. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/07313568308955484>>.

BOLDEA, I. **Synchronous generators (The Electric Generators Handbook)**. 1ª edição. ed. Boca Raton, Flórida, EUA: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2006. 444 p p.

BOLDEA, I.; TUTELEA, L. **Electric Machines: Steady State, Transients, and Design with MATLAB®**. 1st. ed. [S.l.]: CRC Press Inc, 2009. 792 p. ISBN 978-1420055726.

BOONSENG, C.; BOONSENG, R.; KULARBPHEETONG, K. Harmonic Filter Design Using Actual Recorded Data to Prevent Resonance in the Synchronous Generator for Biomass Power Plants. In: **2019 22nd International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)**. IEEE, 2019. p. 1–5. ISBN 978-1-7281-3398-0. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/8921613/>>.

BRANDWAJN, V.; MEYER, W.; DOMMEL, H. Synchronous Machine Initialization For Unbalanced Network Conditions Within An Electromagnetic Transients Program. In: **IEEE Conference Proceedings Power Industry Computer Applications Conference, 1979. PICA-79**. IEEE, 1979. p. 38–41. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/720043/>>.

CALLEECHARAN, Y.; AIDANPÄÄ, J.-O. Stability analysis of an hydropower generator subjected to unbalanced magnetic pull. **IET Science, Measurement & Technology**, 2011. v. 5, n. 6, p. 231–243, nov 2011. ISSN 1751-8822. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/iet-smt.2011.0026>>.

CHATTOPADHYAY, S.; MITRA, M.; SENGUPTA, S. **Electric Power Quality**. Dordrecht: Springer Netherlands, 2011. (Power Systems). ISBN 978-94-007-0634-7. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/978-94-007-0635-4>>.

CHEN, L. et al. Control strategy for suppressing power oscillation of virtual synchronous generator under unbalanced grid voltage. In: **International Conference on Renewable Power Generation (RPG 2015)**. Institution of Engineering and Technology, 2015. p. 5.–5. ISBN 978-1-78561-040-0. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/conferences/10.1049/cp.2015.0313>>.

CHING, Y.; ADKINS, B. Transient theory of synchronous generators under unbalanced conditions. **Proceedings of the IEE - Part IV: Institution Monographs**, 1954. v. 101, n. 7, p. 166–182, aug 1954. ISSN 2054-0701. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/pi-4.1954.0020>>.

_____. Transient theory of synchronous generators under unbalanced conditions.

Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering, 1954. v. 101, n. 80, p. 207–210, apr 1954. ISSN 2054-0639. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/pi-2.1954.0042>>.

CLERICE, G. A. M. et al. Effects on Light Efficiency in Discharge and Solid-State Lighting Operation, Supplied by Non-Sinusoidal Voltage. **IEEE Latin America Transactions**, 2016. v. 14, n. 5, p. 2210–2216, may 2016. ISSN 1548-0992. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/7530415/>>.

COLLIN, A. J. et al. Cancellation of harmonics between groups of modern compact fluorescent lamps. In: **2014 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion**. IEEE, 2014. p. 1190–1194. ISBN 978-1-4799-4749-2. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6872006/>>.

COSTA, M. D.; PRADO, R. N. do. High Power Factor Self-Oscillating Electronic Ballast to Supply Four Fluorescent Lamps. **IEEE Latin America Transactions**, 2005. v. 3, n. 2, p. 165–171, apr 2005. ISSN 1548-0992. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1642408/>>.

DAHAL, S.; SALEHFAR, H. Impact of distributed generators in the power loss and voltage profile of three phase unbalanced distribution network. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, 2016. v. 77, p. 256–262, may 2016. ISSN 01420615. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142061515004585>>.

DARABI, A.; SOLEAMANI, S.; HASSANNIA, A. Fuzzy Based Digital Automatic Voltage Regulator of a Synchronous Generator with Unbalanced Loads. **American Journal of Engineering and Applied Sciences**, 2008. v. 1, n. 4, p. 280–286, apr 2008. ISSN 19417020. Disponível em: <<http://www.thescipub.com/abstract/?doi=ajeassp-2008.280.286>>.

DAS, J. **Harmonic Generation Effects Propagation and Control**. 1st. ed. Boca Raton, Flórida, EUA: CRC Press, 2017. 397 p. ISBN 9781351228305. Disponível em: <<https://www.taylorfrancis.com/books/9781498745475>>.

DEBRUYNE, C. et al. Modeling and validation of losses due to unbalanced loading of stand-alone generators. In: **2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)**. IEEE, 2017. p. 1–6. ISBN 978-1-5090-4281-4. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/8001864/>>.

DIRANI, H. C. et al. Study of the impact of eccentricity in large synchronous generator with finite elements. In: **2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)**. IEEE, 2014. p. 277–282. ISBN 978-1-4799-4389-0. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6960193/>>.

DOBREAN, C. et al. Centring in magnetic field of synchronous generators rotor using virtual instrumentation. In: **2016 International Conference on Information and Digital Technologies (IDT)**. IEEE, 2016. p. 64–70. ISBN 978-1-4673-8861-0. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7557151/>>.

DOHERTY, R. E.; NICKLE, C. A. Synchronous Machines - IV. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, 1928. v. 47, n. 2, p. 457–487, apr 1928. ISSN 0096-3860. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5055006/>>.

DONOLO, P. D. et al. Derating of Induction Motors Due to Power Quality Issues Considering the Motor Efficiency Class. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 2020. v. 56, n. 2, p. 961–969, mar 2020. ISSN 0093-9994. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/8957089/>>.

DUKIĆ, G.; ZINDOVIĆ, M. New M-robust algorithm for the calculation of the negative sequence current of a synchronous generator. **Electric Power Systems Research**, 2015. v. 121, p. 145–151, apr 2015. ISSN 03787796. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378779614004271>>.

ELIZONDO, M. A.; TUFFNER, F. K.; SCHNEIDER, K. P. Three-Phase Unbalanced Transient Dynamics and Powerflow for Modeling Distribution Systems With Synchronous Machines. **IEEE Transactions on Power Systems**, 2016. v. 31, n. 1, p. 105–115, jan 2016. ISSN 0885-8950. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7024951/>>.

EPE, G. **Empresa de Pesquisa Energética - Expansão da Geração**. 2016. Disponível em: <<http://www.epe.gov.br/>>.

ERNESTO, J. V. F. et al. Analysis and suggested solution of Power quality problems in Lighting Laboratory. **IEEE Latin America Transactions**, 2014. v. 12, n. 6, p. 1019–1026, sep 2014. ISSN 1548-0992. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6893995/>>.

FAN, W.; LIAO, Y. Impacts of flickers, harmonics and faults on synchronous generator operations. In: **Proceedings of the 2012 44th Southeastern Symposium on System Theory (SSST)**. IEEE, 2012. p. 220–225. ISBN 978-1-4577-1493-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6195136/>>.

FARAH, S.; WHALEY, D.; SAMAN, W. Control strategies of domestic electrical storage for reducing electricity peak demand and life cycle cost. **International Journal of Hydrogen Energy**, 2016. v. 41, n. 45, p. 20939–20949, dec 2016. ISSN 03603199. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0360319916309533>>.

FERREIRA, F. J. T. E.; BAOMING, G.; ALMEIDA, A. T. de. Reliability and Operation of High-Efficiency Induction Motors. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 2016. v. 52, n. 6, p. 4628–4637, nov 2016. ISSN 0093-9994. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7544532/>>.

FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C. J.; UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas com Introdução À Eletrônica de Potência**. 6.ª edição. ed. [S.l.]: Ed. LTC, 2006. 648 p.

FROSINI, L.; PENNACCHI, P. The effect of rotor eccentricity on the radial and tangential electromagnetic stresses in synchronous machines. In: **IECON 2006 - 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics**. IEEE, 2006. p. 1287–1292. ISBN 1-4244-0390-1. ISSN 1553-572X. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4153377/>>.

FUCHS, E. F.; MASOUM, M. A. **Power Quality in Power Systems and Electrical Machines**. Elsevier, 2008. 638 p. ISBN 978-0123695369. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780123695369500012>>.

GERALDI, E. L.; FERNANDES, T. C. C.; RAMOS, R. A. Estimation of synchronous generator model parameters operating under unbalanced three-phase conditions. In: **2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting**. IEEE, 2015. p. 1–5. ISBN 978-1-4673-8040-9. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7286271/>>.

_____. An approach to estimate parameters of a three-phase synchronous generator model. In: **2016 IEEE Power and Energy Society General Meeting (PESGM)**. IEEE, 2016. p. 1–5. ISBN 978-1-5090-4168-8. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7741688/>>.

GRABNER, C. Comparative study on the analytical and numerical calculation of no-load harmonics in large salient-pole synchronous machines. In: **International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion, 2006. SPEEDAM 2006**. IEEE, 2006. p. 390–395. ISBN 1-4244-0193-3. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1649804/>>.

GRAHAM, D.; BROWN, P.; WINCHESTER, R. Generator protection with a new static negative sequence relay. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, 1975. v. 94, n. 4, p. 1208–1213, jul 1975. ISSN 0018-9510. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1601558/>>.

GUSTAVSSON, R. K.; AIDANPÄÄ, J.-O. The influence of nonlinear magnetic pull on hydropower generator rotors. **Journal of Sound and Vibration**, 2006. v. 297, n. 3–5, p. 551–562, nov 2006. ISSN 0022460X. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022460X0600335X>>.

HARDMAN, T. F. The effect of machine impedances on the voltage unbalance of 3-phase synchronous generators. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part II: Applications and Industry**, 1956. v. 74, n. 6, p. 467–471, 1956. ISSN 0097-2185. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6367131/>>.

HARLEY, R. G.; MAKRAM, E. B.; DURAN, E. G. The effects of unbalanced networks on synchronous and asynchronous machine transient stability. **Electric Power Systems Research**, 1987. v. 13, n. 2, p. 119–127, oct 1987. ISSN 03787796. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0378779687900393>>.

HARRISON, D. Synchronous machines with unsymmetrical loading. **Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering**, 1951. v. 98, n. 63, p. 371–376, jun 1951. ISSN 2054-0639. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/pi-2.1951.0108>>.

IEC 60034-1. **IEC 60034-1: Rotating Electrical Machines - Part 1: Rating and Performance**, 11th ed. 2004. 146 p.

IEEE Std 1110-2019. **IEEE Guide for Synchronous Generator Modeling Practices and Parameter Verification with Applications in Power System Stability Analyses**. Revision o. New York, EUA: IEEE Power and Energy Society, 2019. 1–80 p. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/9020274>>.

IEEE STD 112-2004, I. S. **IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators**. [S.l.], 2004. 79 p. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/210975>>.

IEEE Std 115-2009. **IEEE Guide for Test Procedures for Synchronous Machines Part I- Acceptance and Performance Testing Part II- Test Procedures and Parameter Determination for Dynamic Analysis**. [S.l.], 2010. 219 p. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/5464495>>.

JADRIC, I.; BOROJEVIC, D.; JADRIC, M. A simplified model of a variable speed synchronous generator loaded with diode rectifier. In: **PESC97. Record 28th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference. Formerly Power Conditioning Specialists Conference 1970-71. Power Processing and Electronic Specialists Conference 1972**. IEEE, 1997. v. 1, p. 497–502. ISBN 0-7803-3840-5. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/616769/>>.

JORDÃO, R. G. **Máquinas Síncronas**. 2.ª ed. São Paulo/Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos - Editora S.A, 2013. 229 p.

KATAGI, T.; MATSUKI, J.; OKADA, T. Experimental study on harmonics reduction effects of damper windings in a synchronous generator. **Electrical Engineering in Japan**, 1996. v. 117, n. 5, p. 81–94, 1996. ISSN 04247760. Disponível em: <<http://doi.wiley.com/10.1002/eej.4391170508>>.

KELLER, S. et al. Large low-speed hydro-generators - unbalanced magnetic pulls and additional damper losses in eccentricity conditions. **IET Electric Power Applications**, 2007. v. 1, n. 5, p. 657, 2007. ISSN 17518660.

KERSTING, W. H. **Distribution System Modeling and Analysis**. Third. Boca Raton, Flórida, EUA: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2012. 455 p. ISBN 978-1439856222.

KNIGHT, U. G. **Power Systems in Emergencies: From Contingency Planning to Crisis Management**. 1 st. ed. London, UK: Wiley, 2001. 392 p. ISBN 978-0-471-49016-6.

KRAUSE, P. et al. The Theory of Neglecting Stator Transients. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, 1979. PAS-98, n. 1, p. 141–148, jan 1979. ISSN 0018-9510. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4113457/>>.

_____. **Analysis of electric machinery and drive systems**. 3.ª edição. ed. Hoboken, New Jersey, EUA: Institute of Electrical and Electronics Engineers, Wiley-IEEE Press, 2013. 632 p p.

KUNDUR, P. **Power System Stability and Control**. 1.ª edição. ed. Toronto, Ontario, Canadá: McGraw-Hill Education, 1993. 1176 p p.

KURT, M. S.; BALCI, M. E.; ALEEM, S. H. A. Algorithm for estimating derating of induction motors supplied with under/over unbalanced voltages using response surface methodology. **The Journal of Engineering**, 2017. v. 2017, n. 12, p. 627–633, dec 2017. ISSN 2051-3305. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/joe.2017.0025>>.

- LADJAVARDI, M.; MASOUM, M.; ISLAM, S. Impact of Time and Space Harmonics on Synchronous Generator Load Angle. In: **2006 IEEE PES Power Systems Conference and Exposition**. IEEE, 2006. p. 1132–1138. ISBN 1-4244-0177-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4075907/>>.
- LADJAVARDI, M.; MASOUM, M. A. S.; ISLAM, S. M. Operation of synchronous generator under the influence of time and space harmonics. **Australian Journal of Electrical and Electronics Engineering**, 2008. v. 4, n. 2, p. 179–189, jan 2008. ISSN 1448-837X. Disponível em: <<https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/1448837X-2008.11464184>>.
- LAIBLE, T. **Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb**. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1952. 128 p. ISBN 978-3-662-23939-1. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-26051-7>>.
- LEE, C.-Y. Effects of unbalanced voltage on the operation performance of a three-phase induction motor. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 1999. v. 14, n. 2, p. 202–208, jun 1999. ISSN 08858969. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/766984/>>.
- LIBRARY, I. D. Discussion on Measurement of rotor temperatures of a 500 MW turbine generator with unbalanced loading and Analysis of the losses in a turbine-generator rotor caused by unbalanced loading. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, 1978. v. 125, n. 11, p. 1259, 1978. ISSN 00203270. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/piee.1978.0267>>.
- LIU, J. et al. Parallel operation of a synchronous generator and a virtual synchronous generator under unbalanced loading condition in microgrids. In: **2016 IEEE 8th International Power Electronics and Motion Control Conference (IPEMC-ECCE Asia)**. IEEE, 2016. p. 3741–3748. ISBN 978-1-5090-1210-7. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7512894/>>.
- LIU, P. Overloading algorithm of synchronous generators under unbalanced steady state operation. In: **2011 International Conference on Electrical Machines and Systems**. IEEE, 2011. p. 1–6. ISBN 978-1-4577-1044-5. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6073768/>>.
- MAKRAM, E.; ZAMBRANO, V.; HARLEY, R. Stability of a synchronous machine due to multiple faults in unbalanced power systems. In: **[1988] Proceedings. The Twentieth Southeastern Symposium on System Theory**. IEEE Comput. Soc. Press, 1988. p. 226–230. ISBN 0-8186-0847-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/17049/>>.
- MAKRAM, E. B.; ZAMBRANO, V. O.; HARLEY, R. G. Synchronous generator stability due to multiple faults on unbalanced power systems. **Electric Power Systems Research**, 1988. v. 15, n. 1, p. 31–39, aug 1988. ISSN 03787796. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0378779688900375>>.
- MALAGON-CARVAJAL, G. et al. A comparison between Circuit-Based and Harmonic-Current-Source models for compact fluorescent lamps. In: **2016 17th International Conference on Harmonics and Quality of Power (ICHQP)**. IEEE, 2016. p. 379–385. ISBN 978-1-5090-3792-6. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7783401/>>.

- MALJKOVIĆ, Z.; ŽARKO, D.; STIPETIĆ, S. Unsymmetrical load of a three-phase synchronous generator. **Przegląd elektrotechniczny**, 2013. R. 89, n. nr 2b, p. 68–71, 2013. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/290592032_Unsymmetrical_load_of_a_three-phase_syn>.
- MARTINEZ, J. E.; ROSA, F. de la. Shaft torsional vibration due to non-linear loads in low capacity turbine units. In: **2001 Power Engineering Society Summer Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.01CH37262)**. IEEE, 2001. p. 1403–1408 vol.3. ISBN 0-7803-7173-9. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/970282/>>.
- MASWOOD, A. et al. Problems and solutions associated with the operation of phase-controlled rectifiers under unbalanced input voltage conditions. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 1991. v. 27, n. 4, p. 765–772, 1991. ISSN 00939994. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/85494/>>.
- MOLINA, J.; SAINZ, L. Compact Fluorescent Lamp Modeling for Large-Scale Harmonic Penetration Studies. **IEEE Transactions on Power Delivery**, 2015. v. 30, n. 3, p. 1523–1531, jun 2015. ISSN 0885-8977. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6930806/>>.
- MOULAHOU, S.; HOUASSINE, H.; KABACHE, N. Parallel active filter to eliminate harmonics generated by compact fluorescent lamps. In: **21st Mediterranean Conference on Control and Automation**. IEEE, 2013. p. 143–148. ISBN 978-1-4799-0997-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6608712/>>.
- MOURINHO, F. A. et al. Modeling and evaluation of the protection of distributed synchronous generators connected to unbalanced systems. In: **2014 IEEE PES General Meeting | Conference & Exposition**. IEEE, 2014. p. 1–5. ISBN 978-1-4799-6415-4. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6939838/>>.
- MULJADI, E. et al. Understanding the unbalanced-voltage problem in wind turbine generation. In: **Conference Record of the 1999 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Forth IAS Annual Meeting (Cat. No.99CH36370)**. IEEE, 1999. v. 2, p. 1359–1365. ISBN 0-7803-5589-X. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/801678/>>.
- MUNOZ-AGUILAR, R. et al. Sensor-less Sliding Mode Control of a stand-alone wound rotor synchronous generator with unbalanced load. In: **IECON 2011 - 37th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society**. IEEE, 2011. p. 3982–3987. ISBN 978-1-61284-972-0. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6119960/>>.
- MUÑOZ-AGUILAR, R.-S. et al. A sensor-less sliding mode control scheme for a stand-alone wound rotor synchronous generator under unbalanced load conditions. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, 2014. v. 60, p. 275–282, sep 2014. ISSN 01420615. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142061514001057>>.
- MYATT, L. J. **Symmetrical Components: The Commonwealth and International Library: Applied Electricity and Electronics Division**. 1 st. ed. Headington Hill Hall, Oxford 4 & 5 Fitzroy Square, London: Pergamon Press Ltd., 1968. 184 p. ISBN 9781483181202.

NASCIMENTO, C. F. do et al. Neural Network-Based Approach for Identification of the Harmonic Content of a Nonlinear Load in a Single-Phase System. **IEEE Latin America Transactions**, 2010. v. 8, n. 1, p. 65–73, mar 2010. ISSN 1548-0992. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5453948/>>.

NASR-AZADANI, E. et al. Stability Analysis of Unbalanced Distribution Systems With Synchronous Machine and DFIG Based Distributed Generators. **IEEE Transactions on Smart Grid**, 2014. v. 5, n. 5, p. 2326–2338, sep 2014. ISSN 1949-3053. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=6868275>>.

NASSIF, A.; ACHARYA, J. An investigation on the harmonic attenuation effect of modern compact fluorescent lamps. In: **2008 13th International Conference on Harmonics and Quality of Power**. IEEE, 2008. p. 1–6. ISBN 978-1-4244-1771-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4668759/>>.

NASSIF, A.; WILSON, X. Characterizing the Harmonic Attenuation Effect of Compact Fluorescent Lamps. **IEEE Transactions on Power Delivery**, 2009. v. 24, n. 3, p. 1748–1749, jul 2009. ISSN 0885-8977. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5071152/>>.

NEMA MG 1. **Motors and Generators**. 2017. 718 p. Disponível em: <<https://www.nema.org/Standards/Pages/Motors-and-Generators.aspx>>.

NHUT-QUANG, D.; ARRILLAGA, J. A salient-pole generator model for harmonic analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, 2001. v. 16, n. 4, p. 609–615, 2001. ISSN 08858950. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/962404/>>.

NRS 048-2:2003. **Electricity Supply - Quality of Supply - Part 2: Voltage Characteristics, Compatibility Levels, Limits, and Assessment Methods**. South Africa: Pretoria, 2003. 1–31 p.

OLIVEIRA, R. et al. Three-Phase Synchronous Generators Performance with Unbalanced and Non-Linear Loading - Analytical and Experimental Analysis. In: **2006 IEEE International Symposium on Industrial Electronics**. IEEE, 2006. p. 1744–1749. ISBN 1-4244-0497-5. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4078509/>>.

_____. Three-Phase Synchronous Generators Performance with Unbalanced and Non-Linear Loading - Analytical and Experimental Analysis. In: **2006 IEEE International Symposium on Industrial Electronics**. IEEE, 2006. p. 1744–1749. ISBN 1-4244-0497-5. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4078509/>>.

PARK, R. H. Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part I. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, 1929. v. 48, n. 3, p. 716–727, jul 1929. ISSN 0096-3860. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5055275/>>.

PENNACCHI, P. Computational model for calculating the dynamical behaviour of generators caused by unbalanced magnetic pull and experimental validation. **Journal of Sound and Vibration**, 2008. v. 312, n. 1-2, p. 332–353, apr 2008. ISSN 0022460X. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022460X07008802>>.

PENNACCHI, P.; FROSINI, L. Dynamical behaviour of a three-phase generator due to unbalanced magnetic pull. **IEE Proceedings - Electric Power Applications**, 2005. v. 152, n. 6, p. 1389, 2005. ISSN 13502352. Disponível em: <https://digital-library-theiet.org/content/journals/10.1049/ip-epa_-20050>.

PERERS, R.; LUNDIN, U.; LEIJON, M. Saturation Effects on Unbalanced Magnetic Pull in a Hydroelectric Generator With an Eccentric Rotor. **IEEE Transactions on Magnetism**, 2007. v. 43, n. 10, p. 3884–3890, oct 2007. ISSN 0018-9464. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4303208/>>.

PETRINIC, M.; TVORIC, S.; CAR, S. The effects of pole number and rotor wedge design on unbalanced magnetic pull of the synchronous generator. In: **2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)**. IEEE, 2014. p. 316–322. ISBN 978-1-4799-4389-0. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6960199/>>.

PILLAY, P.; HOFMANN, P.; MANYAGE, M. Derating of induction motors operating with a combination of unbalanced voltages and over or undervoltages. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 2002. v. 17, n. 4, p. 485–491, dec 2002. ISSN 0885-8969. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1159199/>>.

QUISPE, E. C. et al. Influence of the positive sequence voltage on the derating of three-phase induction motors under voltage unbalance. In: **2013 International Electric Machines & Drives Conference**. IEEE, 2013. p. 100–105. ISBN 978-1-4673-4974-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6556239/>>.

RAMOS, R. A. et al. Stability Analysis and Control of Synchronous Generators Operating in Distribution Systems under Unbalanced Load Conditions. **IFAC Proceedings Volumes**, 2012. v. 45, n. 21, p. 26–31, 2012. ISSN 14746670. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1474667016319395>>.

REEVE, J.; KRISHNAYYA, P. S. Unusual Current Harmonics Arising from High-Voltage DC Transmission. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, 1968. PAS-87, n. 3, p. 883–893, mar 1968. ISSN 0018-9510. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4073575/>>.

RHUDY, R.; SNIVELY, H.; WHITE, J. Performance of synchronous machines operating with unbalanced armature windings. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 1988. v. 3, n. 2, p. 391–397, jun 1988. ISSN 08858969. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4746/>>.

ROSS, M. D.; BATCHELOR, J. W. Operation of Nonsalient-Pole-Type Generators Supplying a Rectifier Load. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, 1943. v. 62, n. 11, p. 667–670, nov 1943. ISSN 0096-3860. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5058625/>>.

SALIM, R. H.; RAMOS, R. A. A framework for analyzing the small-signal dynamic performance of unbalanced power systems. In: **2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting**. IEEE, 2011. p. 1–8. ISBN 978-1-4577-1000-1. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/6039667/>>.

SALIM, R. H.; RAMOS, R. A.; BRETAS, N. G. Analysis of the small signal dynamic performance of synchronous generators under unbalanced operating conditions. In:

IEEE PES General Meeting. IEEE, 2010. p. 1–6. ISBN 978-1-4244-6549-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5589949/>>.

SAMRA, A.; ISLAM, K. Harmonic effects on synchronous generators voltage regulation. In: **Proceedings IEEE Southeastcon '95. Visualize the Future**. IEEE, 1995. p. 376–380. ISBN 0-7803-2642-3. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/513121/>>.

SARNET, T.; KILTER, J. Assessment of Synchronous Generator's Influence on Transmission Network with Significant Level of Voltage Unbalance. **Electronics and Electrical Engineering**, 2012. v. 18, n. 9, nov 2012. ISSN 2029-5731. Disponível em: <<http://www.eejournal.ktu.lt/index.php/elt/article/view/2796>>.

SILVA, R. C. da; NETO, I. d. M.; SEIFERT, S. S. Electricity supply security and the future role of renewable energy sources in Brazil. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 2016. v. 59, p. 328–341, jun 2016. ISSN 13640321. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1364032116000290>>.

SILVA, R. P. B. da et al. The Influence of Compact Fluorescent Lamps in Power Measurement and Billing. **IEEE Latin America Transactions**, 2016. v. 14, n. 4, p. 1822–1828, apr 2016. ISSN 1548-0992. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/7483521/>>.

SUBBA-RAO, V.; LANGMAN, R. Analysis of Synchronous Machines under Unbalanced Operation. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, 1970. PAS-89, n. 5, p. 698–706, may 1970. ISSN 0018-9510. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4074123/>>.

SUGIARTO et al. Teaching the large synchronous generator dynamic model under unbalanced steady-state operation. In: **2013 International Conference on Information Technology and Electrical Engineering (ICITEE)**. IEEE, 2013. p. 409–413. ISBN 978-1-4799-0425-9. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6676277/>>.

TU, X. et al. Modeling and experimental validation of internal faults in salient pole synchronous machines including space harmonics. **Mathematics and Computers in Simulation**, 2006. v. 71, n. 4-6, p. 425–439, jun 2006. ISSN 03784754. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378475406000450>>.

UYAISOM, C. Effect of Jumbo Compact Fluorescent Lamp on the Electrical Energy Saving and Harmonics Noise. **Procedia Engineering**, 2011. v. 8, p. 149–153, 2011. ISSN 18777058. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1877705811000415>>.

VANÇO, W. E. et al. Analysis of the oscillations caused by harmonic pollution in isolated synchronous generators. **Electric Power Systems Research**, 2017. v. 147, p. 280–287, jun 2017. ISSN 03787796. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378779617300949>>.

VANCO, W. E.; SILVA, F. B.; MONTEIRO, J. R. B. A. A Study of the Impacts Caused by Unbalanced Voltage (2%) in Isolated Synchronous Generators. **IEEE Access**, 2019. v. 7, p. 72956–72963, 2019. ISSN 2169-3536. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/8725501/>>.

VANÇO, W. E. et al. Effects of harmonic pollution on salient pole synchronous generators and on induction generators operating in parallel in isolated systems. **International Transactions on Electrical Energy Systems**, 2020. v. 30, n. 6, p. 1–27, jun 2020. ISSN 2050-7038. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/2050-7038.12359>>.

VERDERBER, R.; MORSE, O.; ALLING, W. Harmonics from compact fluorescent lamps. In: **Conference Record of the 1991 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting**. IEEE, 1991. p. 1853–1858. ISBN 0-7803-0453-5. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/178113/>>.

_____. Harmonics from compact fluorescent lamps. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 1993. v. 29, n. 3, p. 670–674, 1993. ISSN 00939994. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/222443/>>.

WAKILEH, G. J. **Harmonics in rotating machines**. [s.n.], 2003. 31–37 p. ISSN 03787796. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378779603000695>>.

WALLIN, M.; BLADH, J.; LUNDIN, U. Damper Winding Influence on Unbalanced Magnetic Pull in Salient Pole Generators With Rotor Eccentricity. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2013. v. 49, n. 9, p. 5158–5165, sep 2013. ISSN 0018-9464. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6507314/>>.

WALLIN, M.; LUNDIN, U. Dynamic Unbalanced Pull from Field Winding Turn Short Circuits in Hydropower Generators. **Electric Power Components and Systems**, 2013. v. 41, n. 16, p. 1672–1685, dec 2013. ISSN 1532-5008. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/15325008.2013.835360>>.

WALLIN, M.; RANLOF, M.; LUNDIN, U. Reduction of Unbalanced Magnetic Pull in Synchronous Machines due to Parallel Circuits. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2011. v. 47, n. 12, p. 4827–4833, dec 2011. ISSN 0018-9464. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5934415/>>.

WANG, J.-q. et al. Analysis of Operation of Synchronous Generator under the Distortion of Harmonic Current. In: **2012 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference**. IEEE, 2012. p. 1–4. ISBN 978-1-4577-0547-2. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6307699/>>.

WANG, L. et al. Finite-Element Analysis of Unbalanced Magnetic Pull in a Large Hydro-Generator Under Practical Operations. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2008. v. 44, n. 6, p. 1558–1561, jun 2008. ISSN 0018-9464. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4527022/>>.

WILLIAMSON, A. Measurement of rotor temperatures of a 500MW turbine generator with unbalanced loading. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, 1976. v. 123, n. 8, p. 795, 1976. ISSN 00203270. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/piee.1976.0173>>.

WILLIAMSON, A.; URQUHART, E. Analysis of the losses in a turbine-generator rotor caused by unbalanced loading. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, 1976. v. 123, n. 12, p. 1325–1332, 1976. ISSN 00203270. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/piee.1976.0265>>.

WILSON, B. J.; GARDNER, W. K. Calculations on voltage unbalance for 3-phase synchronous systems. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part II: Applications and Industry**, 1955. v. 73, n. 6, p. 426–437, 1955. ISSN 0097-2185. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6367094/>>.

WU, B. et al. Circular whirling and stability due to unbalanced magnetic pull and eccentric force. **Journal of Sound and Vibration**, 2011. v. 330, n. 21, p. 4949–4954, oct 2011. ISSN 0022460X. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022460X11004135>>.

YOUSSEF, O. A. A wavelet-based approach for protection of generators against unbalanced currents. **Electric Power Systems Research**, 2002. v. 63, n. 1, p. 73–80, aug 2002. ISSN 03787796. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S037877960200086X>>.

ZAMBRANO, V.; MAKRAM, E.; HARLEY, R. Stability of a synchronous machine due to an unsymmetrical fault in unbalanced power systems. In: [1988] **Proceedings. The Twentieth Southeastern Symposium on System Theory**. IEEE Comput. Soc. Press, 1988. p. 231–235. ISBN 0-8186-0847-1. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/17050/>>.

ZARKO, D. et al. Calculation of unbalanced magnetic pull in a salient-pole synchronous generator. In: **Proceedings of 14th International Power Electronics and Motion Control Conference EPE-PEMC 2010**. IEEE, 2010. p. T4–116–T4–122. ISBN 978-1-4244-7856-9. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5606602/>>.

_____. Calculation of Unbalanced Magnetic Pull in a Salient-Pole Synchronous Generator Using Finite-Element Method and Measured Shaft Orbit. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, 2012. v. 59, n. 6, p. 2536–2549, jun 2012. ISSN 0278-0046. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/5930361/>>.

ZHANG, L.; MA, Z.; SONG, B. Dynamic characteristics of a rub-impact rotor-bearing system for hydraulic generating set under unbalanced magnetic pull. **Archive of Applied Mechanics**, 2013. v. 83, n. 6, p. 817–830, jun 2013. ISSN 0939-1533. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1007/s00419-012-0719-0> <http://link.springer.com/10.1007/s00419-012-0719-0>>.

ZHENG, T. et al. Comprehensive control strategy of virtual synchronous generator under unbalanced voltage conditions. **IET Generation, Transmission & Distribution**, 2018. v. 12, n. 7, p. 1621–1630, apr 2018. ISSN 1751-8687. Disponível em: <<https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/iet-gtd.2017.0523>>.

Apêndices

Determinação experimental dos parâmetros do gerador síncrono

Para determinação experimental dos parâmetros do gerador síncrono de polos salientes de 5 KVA utilizado, apresentado na Figura 178, se faz necessário alguns ensaios para cálculo dos parâmetros elétricos e mecânicos da máquina síncrona. Dentre os ensaios experimentais, destaca-se o levantamento da característica de circuito aberto e de curto-circuito para determinação da reatância de eixo direto não saturada e saturada. O ensaio de baixo escorregamento é realizado para encontrar os valores da reatância de eixo em quadratura e direto, validando os valores obtidos com os ensaios de circuito aberto e curto-circuito para a reatância de eixo direto. Por meio do levantamento da reatância de *Potier* é possível encontrar a reatância de dispersão aproximada da máquina síncrona de polos salientes. A inércia do conjunto motor-gerador de bancada utilizado é encontrada também por meio de ensaio experimental.

A.1 Características e ensaios de circuito aberto e de curto-circuito

Conforme Altino (1984), a curva de circuito aberto é levantada juntamente com a curva de curto-circuito, as quais são função da corrente de campo ou de excitação da máquina síncrona. Para obter a característica dos ensaios de circuito aberto e curto-circuito, aciona-se a máquina síncrona de polos salientes na velocidade síncrona por um motor de corrente contínua acoplado. No ensaio de circuito aberto, a curva de saturação é levantada medindo-se os valores eficazes no enrolamento de armadura (V_{an}) em função da corrente de excitação (I_F), com os terminais em aberto ou desconectado de quaisquer cargas. Desse modo considera-se o levantamento da curva de circuito aberto geralmente de 0 a 140% da tensão nominal da máquina síncrona de polos salientes, obtendo-se a curva de saturação em vazio. A Tabela 45 apresenta os valores da tensão de fase em função da

Figura 178: Máquina síncrona de polos salientes de 5 kVA acoplada à um motor de corrente contínua

corrente de campo para o ensaio em circuito aberto.

A curva de saturação é levantada medindo-se os valores eficazes no enrolamento de armadura em função da corrente de excitação com os terminais em aberto ou desconectado de quaisquer cargas, obtendo-se a curva de saturação em vazio. A Tabela 45 apresenta os valores da tensão de fase em função da corrente de campo para o ensaio em circuito aberto.

A partir da curva de saturação da tensão de fase é estabelecido a linha de entreferro que se estende na região linear da curva de saturação. Geralmente a região linear da curva de saturação da máquina síncrona de polos salientes se localiza na parte inferior do levantamento da característica da curva em circuito aberto. Caso essa região não seja linear, a linha de entreferro é plotada como uma linha reta com a máxima inclinação a partir da origem das coordenadas e tangente à curva da saturação.

No ensaio de curto-circuito, aciona-se a máquina primária na velocidade síncrona, com os terminais de armadura curto-circuitados, faz-se a leitura da corrente de campo (I_F) e a corrente eficaz de armadura (I_{acc}) gerada. Em geral a curva de curto-circuito é levantada de 0 a 130% da corrente nominal eficaz de armadura. A Tabela 46 apresenta os valores da corrente de armadura em curto circuito em função da corrente de excitação do ensaio em curto-circuito.

Considerando o levantamento da curva de saturação no ensaio a vazio, define-se como região linear os pontos partindo da origem (0;0) até a tensão de 70,0309 V, na qual corresponde a corrente de campo de 0,79319 A. Dessa forma o segundo ponto da reta é

Tabela 45: Valores eficazes de tensão terminal de fase e corrente de campo obtidos no ensaio de circuito aberto.

Tensão V_{an} (V)	Corrente I_F (A)
5,35	0,0
8,68	0,056
11,36	0,09
13,94	0,129
17,54	0,183
22,67	0,244
28,2	0,305
34,34	0,383
41,0	0,446
50,68	0,565
56,31	0,622
64,43	0,729
70,8	0,802
74,51	0,856
80,82	0,94
87,49	1,038
91,44	1,092
97,56	1,176
104,45	1,329
109,48	1,443
115,21	1,562
122,64	1,763
128,13	1,912
133,11	2,1
139,96	2,354
145,18	2,593
151,2	2,934
157,74	3,412
163,65	3,975
169,3	4,665
173,95	5,38
178,17	6,19

(0,790319;70,0309). A equação da curva de entreferro portanto utilizando a equação da reta é $y = 88.290195 * x$, sendo y a tensão de entreferro em função da corrente de excitação x . A Figura 179, mostra a curva do ensaio de circuito aberto com a curva de entreferro.

Na curva de saturação obtém-se o valor próximo 127,0171 V, quando a corrente de excitação é bem próxima de 1,89 A. Este ponto é definido pela tensão nominal de fase do gerador síncrono em função da corrente de excitação que a gera.

No ensaio de curto-circuito aumentou-se até 130% da corrente nominal, no entanto na Tabela 46, mostra-se que não foi coletado o valor da corrente de excitação que gera

Tabela 46: Valores eficazes de corrente terminal de fase e corrente de campo obtidos no ensaio de curto-circuito.

Corrente I_{acc} (A)	Corrente I_F (A)
0,0	0,0
0,9	0,027
0,96	0,03
1,107	0,045
1,164	0,092
2,83	0,195
3,725	0,273
4,39	0,328
5,25	0,405
7,08	0,555
8,22	0,642
9,2	0,718
10,12	0,802
11,28	0,891
12,23	0,97
13,26	1,05
14,04	1,112
14,74	1,172
15,3	1,222
16,0	1,28
16,78	1,335
17,08	1,364

a tensão nominal refletida na curva de curto-circuito. Relação necessária para encontrar a reatância síncrona saturada e não saturada. Sabe-se que a corrente de armadura em curto-circuito é diretamente proporcional à corrente de campo, desde zero até um valor bem acima da corrente nominal (FITZGERALD; KINGSLEY; UMANS, 2006). A partir dos dados coletados da Tabela 46, é possível plotar a reta da curva de curto-circuito a partir da origem (0;0) e último valor coletado do ensaio de curto-circuito (1,364;17,08). Desse modo obtém-se a equação da reta $z = 12,52199 * x$, sendo z a corrente de armadura em curto-circuito em função da corrente de excitação x . É ilustrado na Figura 180, a curva do ensaio de curto-circuito.

Pela equação da reta do ensaio de curto-circuito é possível encontrar o valor aproximado da corrente de excitação de 1,89 A resulta em uma corrente de armadura de curto-circuito de 23,667 A.

Por meio dos ensaios de circuito aberto e curto-circuito, calcula-se a reatância síncrona de eixo direto não saturada (X_d) e saturada (X_{ds}). A reatância síncrona não saturada é calculada pela divisão da tensão de entreferro no qual a corrente de excitação gera a tensão nominal de fase do gerador síncrono na curva de saturação. Esta corrente de excitação é refletida na curva de curto-circuito, obtendo-se o valor da corrente de armadura em

Figura 179: Características do ensaio de circuito aberto do gerador síncrono de 5 kVA.

Figura 180: Características do ensaio de curto-circuito do gerador síncrono de 5 kVA.

curto-circuito (I_{acc}). Similarmente a reatância de eixo direto saturada é obtida pelo valor da tensão nominal pela corrente de armadura em curto-circuito pela mesma corrente de excitação. Desse modo, obtêm-se:

$$X_d = \frac{V_{entreferro}}{I_{acc I_F (tensão\ no\ min\ al)}} = \frac{166,8685}{23,667} = 7,0507 \quad [\Omega] \quad (231)$$

$$X_{ds} = \frac{V_{nominal\ fase}}{I_{acc I_F (tensão\ no\ min\ al)}} = \frac{127,0171}{23,667} = 5,3668 \quad [\Omega] \quad (232)$$

Sendo a tensão nominal do gerador síncrono de 5 kVA, tensão nominal de 220V, obtêm-se a reatância base da máquina:

$$X_{base} = \frac{V^2}{S_{base}} = \frac{220^2}{5000} = 9,68 \quad [\Omega] \quad (233)$$

O valor da reatância síncrona saturada pode ser encontrado e conferido dividindo a reatância base pela inverso da relação de curto-circuito. A relação de curto-circuito é dada pela razão entre a corrente de campo necessária para gerar tensão nominal em

vazio ($I_F = 1,89$ A) e a corrente de campo necessária para gerar corrente nominal em curto-circuito ($I_F = 1,05$ A). Assim,

$$RCC = \frac{1,89}{1,05} = 1,8 \text{ } [\Omega] \quad (234)$$

Sabendo que dividindo a reatância base pela relação de curto-circuito, confirma-se que o valor da reatância síncrona saturada está correta.

$$X_{ds} = \frac{X_{base}}{RCC} = \frac{9,68}{1,8} = 5,377 \text{ } [\Omega] \quad (235)$$

A.2 Ensaio de baixo escorregamento

Segundo Altino (1984) e IEEE Std 115-2009 (2010), o ensaio de baixo escorregamento é realizado aplicando-se uma tensão reduzida (para que a máquina síncrona não entre em sincronismo) entre 1% a 20% da tensão nominal da máquina síncrona em tensão trifásica alternada aos terminais do enrolamento de armadura.

Com o enrolamento de campo em aberto, o rotor é acionado por uma máquina primária com um escorregamento menor que 1%, de modo que as correntes amortecedoras induzidas nos enrolamentos amortecedores mediante o ensaio tenham uma influência desprezível. Como o enrolamento amortecedor é de difícil acesso, a oscilografia pode ser realizada no enrolamento de campo da máquina síncrona, e em caso de ensaios sequenciais o enrolamento de campo deve ser curto-circuito por meio de uma resistência de descarga, com a finalidade de provocar a desmagnetização. Caso a tensão residual antes do teste seja maior que 30% da tensão usada no ensaio propriamente dito, o rotor também deve ser desmagnetizado.

Logo, acionando a máquina síncrona em uma velocidade aproximada de 1784 rpm por meio do motor de corrente contínua, com uma tensão eficaz reduzida aproximada de 17 V no enrolamento de armadura, são obtidas as tensões e correntes induzidas no enrolamento de campo. A Figura 181 mostra a tensão e corrente oscilografada no ensaio de baixo escorregamento no enrolamento de campo.

Aplicando um "zoom", é possível observar a saliência dos polos em máximos e mínimos de tensão e corrente induzida no enrolamento de campo conforme mostrado na Figura 182.

Obtendo-se a oscilografia em um menor intervalo de tempo, é possível destacar que a tensão e corrente induzida é alternada. A Figura 183 mostra a tensão e corrente alternada no enrolamento de campo através do ensaio de baixo escorregamento.

A reatância de eixo direto pode ser obtida pela máxima tensão e a menor corrente obtida no ensaio de baixo escorregamento, enquanto para a reatância de eixo em quadratura o oposto é válido. Por meio de (236) e (237), obtém-se os valores de X_d e X_q .

$$X_d = \frac{V_{máx}}{I_{mín}} = \frac{40,8}{5,6} \cong 7,2857 \text{ } [\Omega] \quad (236)$$

Figura 181: Tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.

Figura 182: Zoom da tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.

$$X_q = \frac{V_{\min}}{I_{\max}} = \frac{22,4}{6,8} \cong 3,2941 \text{ } [\Omega] \quad (237)$$

Comparando o valor da reatância X_d obtida do ensaio de baixo escorregamento com a reatância de eixo direto calculada no ensaio característico de circuito aberto e curto-circuito, conclui-se que os valores são próximos. Mostrando que o ensaio de baixo escorregamento está correto.

A.3 Ensaio para determinação da reatância de *Potier* e dispersão

A determinação experimental da reatância de *Potier* é necessária para encontrar a reatância de dispersão da máquina síncrona, parâmetro de entrada essencial para simulações computacionais. A característica de saturação com carga de fator de potência puramente

Figura 183: Forma de onda da tensão e corrente induzida no enrolamento de campo obtida do ensaio de baixo escorregamento no gerador síncrono de 5 kVA.

indutivo é obtida em laboratório acionando o gerador síncrono com velocidade constante síncrona, e suprimindo uma carga com um fator de potência relativamente baixo, esta característica também é chamada de traçado da curva ΩV . A carga pode ser um motor síncrono em vazio sub-excitado ou então um motor de indução operando em vazio cuja característica de carga é simular com um fator de potência nulo (JORDÃO, 2013).

A curva característica ΩV é obtida encontrando em um ponto inicial Ω e ponto R , que são dados para uma tensão V e uma corrente I , em seus valores nominais do gerador síncrono. Os valores experimentais foram obtidos do gerador síncrono de polos salientes alimentando motores de indução operando à vazio. A Figura 184 mostra as leituras de tensão e corrente oscilografadas.

Figura 184: Oscilografia de tensões e correntes para determinação da reatância de *Potier* e dispersão.

Os valores eficazes obtidos da oscilografia ilustrada pela Figura 184 são apresentados na Tabela 47.

O ponto R é marcado no valor obtido da tensão de fase e a corrente de campo para

Tabela 47: Valores eficazes do gerador síncrono do ensaio de fator de potência relativamente baixo.

V_{linha} (V)	V_{fase} (V)	I_{campo} (A)	I_{fase} (A)
169,7056	98,9949	1,92	7,3539

corrente de linha/fase (visto que a ligação é em estrela), assim o ponto **R** possui coordenadas (1,92 A; 98,9949 V), com o valor da corrente de fase de 7,3539 A. Esse valor de corrente de fase é levado até a reta de curto-circuito e desse modo encontra-se uma corrente de excitação de 0,587 A, conforme mostrado na Figura 185.

Figura 185: Corrente de campo relacionada à corrente de armadura do gerador síncrono suprimindo motores de indução em vazio.

De posse da corrente de excitação e da corrente de fase, têm-se as coordenadas (0,587; 7,3539 A). A partir da corrente de excitação 0,587 A, marca-se o ponto inicial Ω (0,587;0).

Para verificar se o ponto na curva ΩV possui comprimento tal que $\overline{RS} = \overline{\Omega O}$, basta subtrair os pontos no eixo x na reta $y = 98,9949$ V. O comprimento $\overline{SR}$ é $1,92 - 1,333 = 0,587$. Definido o ponto **R** e **S**, é necessário obter uma reta paralela a reta de entreferro que passe pelo ponto **S**, para então encontrar o ponto **P**.

A equação da reta que passa pelo ponto S(1,333;98,9949), e é paralela a reta de entreferro $y = 88,290195 * x$, deve ser calculada. Então a equação $y_p = 88,290195 * x_p - 18,6959$ é encontrada (sendo p , o subscrito que significa paralelo). Definindo o ponto **P** sobre a curva de característica à vazio e a reta paralela ao ponto **S**, obtém-se a coordenada de **P**.

Pelo ponto **P**, trace uma reta perpendicular a $\overline{SR}$, obtendo-se o ponto **Q** (1,462; 98,9949). Assim o triângulo de Potier (**PQR**) está definido conforme ilustrado na Figura 186.

Para determinar os demais pontos da curva ΩV , basta deslocá-lo sem alterar as direções de seus lados, e manter o vértice **P** sobre a curva de característica do ensaio de circuito em aberto. Nesse deslocamento, seu vértice **R** descreverá a curva ΩV . A Fi-

Figura 186: Determinação do triângulo de *Potier* para o gerador síncrono de 5 kVA.

gura 186 apresenta o triângulo de *Potier*. Determina-se o comprimento do segmento **PQ** e tendo a corrente (I_{fase}) do ensaio do fator de potência relativamente baixo, obtém-se a reatância de *Potier*, que é dada por:

$$X_p = \frac{\overline{PQ}}{I_{fase}} = \frac{110,3844 - 98,9949}{7,3539} = 1,54877 \text{ } [\Omega] \quad (238)$$

Como o gerador utilizado no ensaio é de polos salientes, a reatância de dispersão pode chegar a uma diferença de até 20% menor da reatância de *Potier*, assim:

$$X_l \cong 0,8X_p \cong 1,239 \text{ } [\Omega] \quad (239)$$

A.4 Estimativa das reatâncias e tempos transitório e subtransitórios

O trabalho apresentado é do gerador síncrono de polos salientes operando em regime permanente, desse modo as reatâncias e tempos relacionados ao regime transitórios e subtransitórios serão estimados conforme (LAIBLE, 1952). A Tabela 48 mostra os valores considerados na estimativa a partir da reatância síncrona de eixo direto.

Tabela 48: Valores estimados das reatâncias e tempos transitórios e subtransitórios.

Variável	Faixa de valores
X'_d	$0,20 \dots 0,25 X_d$
X''_d	$0,12 \dots 0,20 X_d$
X''_q	$0,9 \dots 1,3 X''_d$
T'_d	0,5 a 3 (s)
T''_d	0,02 a 0,08 (s)
T''_q	0,02 a 0,08 (s)

Segundo (LAIBLE, 1952), a reatância de dispersão é dada por:

$$X_l = \frac{X_p - 0,63X'_d}{0,37} \quad (240)$$

Isolando X'_d , encontra-se o valor da reatância de eixo direto transitório de 1,7307 $[\Omega]$, dividindo pela reatância de eixo direto obtida no ensaio de baixo escorregamento, obtém-se a relação 0,2375, indicando que a estimativa atende aos requisitos estipulados para a reatância transitória de eixo direto proposto por (LAIBLE, 1952). Desse modo os demais valores serão adotados conforme estão apresentados na Tabela 49.

Tabela 49: Valores adotados para as reatâncias e tempos transitórios e subtransitórios.

Variável	Faixa de valores	Valor adotado
X'_d	0,2375 X_d	1,7307 Ω
X''_d	0,18 X_d	1,3114 Ω
X''_q	0,9 X''_d	1,1803 Ω
T'_d	0,5 a 3 (s)	2,5 s
T''_d	0,02 a 0,08 (s)	0,07 s
T''_q	0,02 a 0,08 (s)	0,07 s

A.5 Resistências e indutâncias da máquina síncrona

Os valores das resistências e indutâncias do gerador síncrono de polos salientes foram medidos experimentalmente. A Tabela 50 apresenta os valores empíricos da impedância do estator e o rotor do gerador.

Tabela 50: Resistência e indutância dos enrolamentos de armadura e campo.

Variável	Valor
L_{an}	6,085 mH
L_{bn}	3,341 mH
L_{cn}	3,059 mH
L_{fd}	515,7 mH
R_{an}	0,85 Ω
R_{bn}	1,23 Ω
R_{cn}	1,28 Ω
R_{fd}	20,11 Ω

Considerando a média das resistências do estator, obtém-se uma resistência de estator de 1,12. Como a resistência foi lida em temperatura ambiente, essa será ajustada para temperatura de 70 graus (temperatura de operação).

$$R_{70^\circ C} = R_{25^\circ C} \times \frac{(t_{70^\circ C} + 234,5)}{(t_{25^\circ C} + 234,5)} = 1,12 \times \frac{(70 + 234,5)}{(25 + 234,5)} = 1,3142 [\Omega] \quad (241)$$

A.6 Cálculo de inércia do conjunto motor-gerador

O cálculo de coeficiente de atrito é feito por meio do motor de corrente contínua em velocidade síncrona, a ligação do motor de corrente contínua foi em excitação independente. Logo a potência eletromagnética é calculada por:

$$P_{el} = E_a * I_a \quad (242)$$

Onde,

E_a - Tensão interna (V);

I_a - Corrente de armadura (A).

Dos dados obtidos experimentalmente, tem-se a Tabela 51. O valor da tensão interna é encontrada aplicando (243).

Tabela 51: Valores obtidos experimentalmente do motor de corrente contínua.

Parâmetro	Valor
V_t	156,7 V
I_a	3,275 A
R_a	0,3 Ω

$$E_a = V_t - R_a I_a = 156,7 - 0,3 * 3,275 = 155,7175 [V] \quad (243)$$

Como a máquina CC está operando como motor, o valor da potência eletromagnética é inferior à potência elétrica de entrada devido a potência dissipada na resistência de armadura. A velocidade do motor CC foi de 1808 rpm, o que equivale a 188,333 rad/s. O coeficiente de atrito é então calculado:

$$\sigma = \frac{E_a I_a}{w_s^2} = \frac{155,7175 * 3,275}{189,333^2} = 0,0142264 [N.m.s/rad] \quad (244)$$

Para calcular o momento de inércia, o método de retardamento é realizado, com a máquina primária do grupo motor-gerador, aciona-se em uma velocidade constante (1808 rpm), desliga-se a alimentação e registra-se da queda de velocidade no tempo. A Tabela 52 mostra os resultados experimentais do retardamento.

A velocidade a qual o motor CC decresce em 37% da velocidade inicial é 70,0533 rad/s, que corresponde ao tempo de 8,376 s, conforme mostrado pela Figura 187.

O conjugado útil é dado por:

$$C_{\text{útil}} = J \frac{d\omega}{dt} + \sigma \omega \quad (245)$$

Em que,

Tabela 52: Valores obtidos experimentalmente para ensaio de retardamento.

Tempo (s)	Velocidade (rpm)	Velocidade (rad/s)
0	1808	189,3333
0,592	1804	188,9144
1,033	1699	177,9188
1,813	1589	166,3996
1,944	1569	164,3052
2,713	1444	151,2153
3,524	1328	139,0678
4,396	1203	125,9778
5,283	1086	113,7256
6,124	971,2	101,7038
7,02	856,4	89,68199
7,825	744,2	77,93244
8,635	633,6	66,35043
9,631	524,7	54,94645
10,389	415,4	43,50058
11,262	310,1	32,47359
12,314	203,9	21,35235
13,113	94,5	9,896016
13,416	0,0	0,0

Figura 187: Decaimento da velocidade do grupo motor-gerador.

$C_{\text{útil}}$ - Conjugado útil em (N.m);

J - Momento de inércia do conjunto das massas rotativas em (kg.m^2);

ω - Velocidade angular em (rad/s);

σ - Coeficiente de atrito em (N.m.s/rad);

Tornando o conjugado útil igual a zero, encontra-se uma solução angular no tempo:

$$\omega = \omega_0 e^{-t/T_j} \quad (246)$$

Onde,

t - Tempo em (s);

T_j - Constante de tempo das massas girantes relacionado ao tempo de 37% da velocidade inicial em (s).

O valor de T_j , também pode ser determinado pela intercessão da tangente à curva apresentada por (246). Visto que a própria constante de tempo se altera devido o coeficiente de atrito aumentar com a queda de velocidade, decaindo desse modo a velocidade. A Figura 188 mostra a desaceleração do conjunto motor-gerador.

Figura 188: Decaimento da velocidade do conjunto motor-gerador

Percebe-se que o valor é próximo ao obtido pela Figura 187. O momento de inércia e a constante de inércia são calculados por (247) e (248), respectivamente.

$$J = \sigma * T_j = 0,0142264 * 8,376 = 0,11916 \text{ [Kg.m}^2\text{]} \quad (247)$$

$$H = \frac{\frac{1}{2} * J * \omega_s^2}{S_n} = \frac{\frac{1}{2} * 0,11916 * 188,4956^2}{5000} = 0,42338 \text{ [s]} \quad (248)$$

A.7 Parâmetros elétricos e mecânicos

A Tabela 53 apresenta os parâmetros elétricos e mecânicos do gerador de polos salientes de 5 kVA. Tomando a reatância base de 9,68 Ω , têm-se os valores em pu.

Tabela 53: Parâmetros do gerador síncrono de 5 kVA.

Ensaio e estimativas	Valores - SI	Valores - PU
Ensaio em circuito aberto e curto-circuito	$X_d = 7,0507$	$X_d = 0,7283781$
	$X_{ds} = 5,3668$	$X_{ds} = 0,554421$
Ensaio de baixo escorregamento	$X_d = 7,2857$	$X_d = 0,7526549$
	$X_q = 3,2941$	$X_q = 0,3402995$
Curva ΩV	$X_p = 1,54877$	$X_p = 0,1599969$
	$X_l = 1,239$	$X_l = 0,1279958$
Estimativa das reatância transitórias e subtransitórias	$X'_d = 1,7307$	$X'_d = 0,178791$
	$X''_d = 1,3114$	$X''_d = 0,135475$
	$X''_q = 1,1803$	$X''_q = 0,320733$
Estimativa dos tempos transitórios e subtransitórios	$T'_d = 2,5 \text{ s}$	
	$T''_d = 0,07 \text{ s}$	
	$T''_q = 0,07 \text{ s}$	
Resistência e reatância do estator	$R_{est} = 1,3142$	$R_{est} = 0,1357644$
	$X_{est} = 4,706845$	$X_{est} = 0,4862443$
Resistência e reatância do rotor	$R_r = 20,11$	$R_r = 2,07747933$
	$X_r = 194,4189$	$X_r = 20,0845971$
Determinação da inércia	$J = 0,11916 \text{ kg.m}^2$	
	$H = 0,42338 \text{ s}$	

Estimação das variáveis elétricas do gerador síncrono

As estimações das variáveis elétricas são realizadas neste trabalho com intuito de mostrar que as oscilações simuladas são próximas das obtidas experimentalmente, fornecendo pela decomposição espectral, a natureza dos componentes harmônicos presentes em referencial síncrono $dq\theta$. As oscilações são obtidas analisando o fator de ondulação das variáveis elétricas que estão em modelo referencial $dq\theta$.

A corrente induzida no enrolamento de campo é obtida pela oscilografia nos ensaios experimentais. Não foi possível estimar as correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores dq devido estar inacessível na estrutura do rotor para oscilografias. Desse modo, considera-se a magnitude das correntes induzidas nos enrolamentos amortecedores pelos resultados simulados.

B.1 Estimação experimental de tensão, corrente e potência

Para estimar as tensões e correntes em $dq\theta$, utiliza-se as leituras experimentais das tensões e correntes de fase em abc do . Segundo (KRAUSE et al., 2013), as tensões e correntes experimentais em $dq\theta$ podem ser calculadas por (249) e (250), respectivamente.

$$\begin{bmatrix} v_{qs}^r \\ v_{ds}^r \\ v_{0s}^r \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \sin \theta & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} \quad (249)$$

$$\begin{bmatrix} i_{qs}^r \\ i_{ds}^r \\ i_{0s}^r \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \sin \theta & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (250)$$

Sendo que a posição do rotor na estimação é utilizada a partir da simulação computacional, visto o gerador não possui um *encoder*.

Segundo (KUNDUR, 1993), a potência ativa e reativa de saída em pu do gerador síncrono de polos salientes são estimadas por:

$$P_a = v_{ds}^r i_{ds}^r + v_{qs}^r i_{qs}^r \quad (251)$$

$$Q_r = v_{qs}^r i_{ds}^r - v_{ds}^r i_{qs}^r \quad (252)$$

Como as amostragens dos osciloscópios utilizados são diferentes para tensão e corrente, utilizou-se interpolação para realizar as operações matemáticas descritas por (251) e (252).

B.2 Estimação do ângulo de carga e torque eletromagnético

Conforme (KUNDUR, 1993; IEEE Std 1110-2019, 2019), o ângulo de carga ou de potência é estimado pelas tensões experimentais dq , assim:

$$\delta = \arctan \left(\frac{v_{ds}^r}{v_{qs}^r} \right) \quad (253)$$

O torque eletromagnético será estimado em **pu** neste trabalho de duas maneiras. A primeira estimação é dado por (KRAUSE et al., 2013) e utilizando os fluxos dos enrolamentos do rotor para cálculo dos fluxos magnetizantes de eixo direto e quadratura. Dessa forma é possível determinar o fluxo dq sem precisar das oscilografias dos enrolamentos do rotor e usando as correntes experimentais dq . Os fluxos magnetizantes dq são determinados na simulação por:

$$\psi_{mq}^r = X_{aq} \left(\frac{\psi_{qs}^r}{X_{ls}} + \frac{\psi_{kq1}^r}{X'_{lkq1}} + \frac{\psi_{kq2}^r}{X'_{lkq2}} \right) \quad (254)$$

$$\psi_{md}^r = X_{ad} \left(\frac{\psi_{ds}^r}{X_{ls}} + \frac{\psi_{fd}^r}{X'_{lfd}} + \frac{\psi_{kd}^r}{X'_{lkd}} \right) \quad (255)$$

Em que,

$$X_{aq} = \left(\frac{1}{X_{mq}} + \frac{1}{X_{ls}} + \frac{1}{X'_{lkq1}} + \frac{1}{X'_{lkq2}} \right)^{-1} \quad (256)$$

$$X_{ad} = \left(\frac{1}{X_{md}} + \frac{1}{X_{ls}} + \frac{1}{X'_{lfd}} + \frac{1}{X'_{lkd}} \right)^{-1} \quad (257)$$

Os fluxos dq nesta estimação ficam em função das correntes experimentais dq , dessa forma é possível realizar a estimação com uma junção de variáveis experimentais e simuladas. O fluxo de eixo em quadratura e direto são encontrados por (258) e (259), respectivamente. E finalmente o torque eletromagnético é calculado por (127).

$$\psi_{qs}^r = \psi_{mq}^r + i_{qs}^r X_{ls} \quad (258)$$

$$\psi_{ds}^r = \psi_{md}^r + i_{ds}^r X_{ls} \quad (259)$$

A segunda maneira de estimar torque eletromagnético é segundo (IEEE Std 1110-2019, 2019). Os fluxos de eixo em quadratura e direto podem ser estimados conforme a seguir:

$$\psi_q = (L_a - L_{ab}) i_q \quad (260)$$

$$\psi_d = (L_a - L_{ab}) i_d + L_m i_{fd} \quad (261)$$

As equações (260) e (261) podem ser reescritas por:

$$\psi_q = L_q i_q \quad (262)$$

$$\psi_d = L_d i_d + L_{af} i_{fd} \quad (263)$$

Obtidos os fluxos de eixo em quadratura e direto, o torque é finalmente calculado por (264).

$$T_e = \frac{3}{2} \left(\frac{P}{2} \right) (\psi_d i_q - \psi_q i_d) \quad (264)$$

B.3 Leituras experimentais e osciloscópios utilizados

Para obtenção das leituras experimentais de tensões do gerador síncrono de polos salientes de 5 kVA, utilizou-se o osciloscópio da marca Tektronix, modelo TPS2024B com 4 canais isolados. Já para as leituras de correntes, o osciloscópio utilizado é também da Tektronix, modelo MDO3014 e canais não isolados.

O gerador síncrono foi ligado em estrela, e obtidas as tensões de fase experimental. As tensões de linha experimentais podem ser encontradas por:

$$V_{ab} = V_{an} - V_{bn} \quad (265)$$

$$V_{bc} = V_{bn} - V_{cn} \quad (266)$$

$$V_{ca} = V_{cn} - V_{an} \quad (267)$$

Como a ligação do gerador síncrono é em estrela, as correntes de fase são iguais das correntes de linha. A leitura da corrente de campo foi realizada no terminal positivo do retificador trifásico com filtragem.

Para sincronizar as leituras de tensões e correntes de fase utilizando dois osciloscópios diferentes, fez-se necessário realizar um gatilho (*trigger*) de tensão contínua de 15 V por uma fonte, conforme ilustrado à direita na Figura 189. Com uma chave manual *on/off*, o *trigger* foi realizado para que os sinais de tensões e correntes de fase fossem oscilografados no mesmo instante (quando o sinal de tensão de 15V fosse identificado em ambos osciloscópios pelo *trigger*).

Figura 189: Bancada experimental e obtenção das leituras de tensões e correntes de fase.

A amostragem experimental foi realizada em um intervalo de 10 ms em ambos osciloscópios. O osciloscópio Tektronix TPS2024B possui registro em 2500 pontos, com tempo de amostragem de $4e-5$. E o osciloscópio Tektronix MDO3014 com registro de 1 milhão de pontos, cujo tempo de amostragem é $1e-7$.

As tensões e correntes experimentais são colocadas em fase na simulação computacional com o ângulo de fase da tensão de fase AN. Embora utilizar a posição do rotor da simulação apresentará erro na estimação das variáveis $dq0$ dos resultados experimentais, as estimações ainda podem ser consideradas próximas e fornecem boa relações das oscilações presentes nas variáveis elétricas do GSPS de 5 kVA utilizado nos procedimentos experimentais.