



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA
DOUTORADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

PAULO HENRIQUE PEREIRA SILVA

**CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO DO COMPENSADOR SÍNCRONO BASEADO
EM MÁQUINA DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADA**

FORTALEZA

2018

PAULO HENRIQUE PEREIRA SILVA

CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO DO COMPENSADOR SÍNCRONO BASEADO EM
MÁQUINA DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADA

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Energias Renováveis e Sistemas Elétricos

Orientador: Prof. Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima

FORTALEZA

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

S582c Silva, Paulo Henrique Pereira.

Contribuições para o estudo do compensador síncrono baseado em máquina de indução duplamente alimentada / Paulo Henrique Pereira Silva. – 2019.

116 f. : il. color.

Tese (doutorado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Fortaleza, 2019.

Orientação: Prof. Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima.

1. Compensador síncrono. 2. DFIG. 3. Qualidade de energia. I. Título.

CDD 621.3

PAULO HENRIQUE PEREIRA SILVA

CONTRIBUIÇÃO PARA O ESTUDO DO COMPENSADOR SÍNCRONO BASEADO EM
MÁQUINA DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADA

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Energias Renováveis e Sistemas Elétricos.

Aprovada em: 26 de outubro de 2018

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima
Universidade Federal do Ceará (UFC)
(Orientador)

Prof. PhD. Fernando Luiz Marcelo Antunes
Universidade Federal do Ceará (UFC)
(Examinador Interno)

Prof. Dr. Joacillo Luz Dantas
Instituto Federal de Educação, Ciência e
Tecnologia do Ceará (IFCE)
(Examinador Externo)

Prof. Dr. Ricardo Silva Thé Pontes
Universidade Federal do Ceará (UFC)
(Examinador Interno)

Prof. Dr. Hermínio Miguel de Oliveira Filho
Universidade da Integração Internacional
da Lusofonia Afro-Brasileira (UNILAB)
(Examinador Externo)

Aos meus primeiros e mais próximos mestres, no qual tive a honra de nessa existência tê-los como pais: Vicente de Paulo, Maria Eulália e Francisca Iolanda. Dedico a conclusão de mais este ciclo da minha vida em gratidão aos seus ensinamentos e lucidez.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, agradeço À Inteligência Suprema, causa primeira de todas as coisas, por todas oportunidades de evolução concedidas.

Agradeço ao meu orientador, Professor Doutor Francisco Kleber de Araújo Lima, pela paciência e confiança depositada em um físico cumprindo seu doutorado em um ramo da Engenharia Elétrica. Sua franqueza, perfeccionismo e hombridade sem dúvida se destacam como suas maiores virtudes.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Elétrica e todos os professores que me ajudaram nessa jornada de grande aprendizado nesse ramo do conhecimento novo para mim e que me trouxe valiosos conhecimentos, aqui representados pelo Professor Doutor Fernando Luiz Marcelo Antunes, conterrâneo da cidade de Cascavel e de uma simplicidade que não permite que nos ofusquemos com seu brilho pessoal.

Agradeço à Fundação Cearense de Apoio ao Desenvolvimento Científico e Tecnológico (FUNCAP) pelo suporte financeiro prestado durante quatro anos deste doutorado, que foram fundamentais para que me dedicasse exclusivamente à pesquisa.

Agradeço aos meus pais, Vicente de Paulo da Silva, Maria Eulália Pereira Silva (*in memorian*) e Francisca Iolanda da Silva, responsáveis diretos pelo meu aperfeiçoamento intelectual e moral nesta existência.

Agradeço à minha amada e parceira de jornada, Germana Santos do Nascimento. Fiel apoio nas horas mais difíceis e melhor companhia nos momentos de diversão. Nos escolhemos para por em prática nossas missões e melhoramentos pessoais, buscando o compartilhamento equilibrado entre o *Ágape*, *Eros* e *Philos*.

Agradeço a todos meus familiares, desde os mais próximos, aqui representados pelos meus irmãos Alrineide, Paulo Júnior, Paulo Vinícius e Paulo Virgílio, até os mais distantes fisicamente. Todos contribuíram para meu equilíbrio emocional, requisito importante durante essa fase.

Agradeço aos meus parceiros de LAPIS, GPEC e demais laboratórios no qual compartilhei inúmeras alegrias, anseios, vitórias e aprendizados, aqui, representados em parte por Marlos, Alexandre, Danielle, Juliana, Marcos, Leonarda, Renato, Dickson, Ernande, Bruno, Juliano, Toin, Dalton, Francisco e com maior gratidão ainda pelas inúmeras ajudas, principalmente nessa reta final, Jean, Joacillo e Celso.

Agradeço aos meus amigos de longa data que reencontrei em outras universidades e

programas de pós-graduação da UFC, aqui representados em parte por Rodrigo Queiros, César Vinícius e Wellery Nunes.

Finalmente agradeço a todos os brasileiros, mesmo os que sem ter consciência, contribuíram financeiramente através do recolhimento de impostos, para que eu pudesse utilizar os recursos públicos e desenvolver essa pesquisa. A ciência é uma ferramenta magistral e compartilhar o conhecimento é o mínimo que posso fazer para retribuir tudo o que foi generosamente me passado.

“A humildade não está na pobreza, não está na indigência, na penúria, na necessidade, na nudez e nem na fome. A humildade está na pessoa que tendo o direito de reclamar, julgar, reprovare tomar qualquer atitude compreensível no brio pessoal, apenas abençoa.”

(Emmanuel)

RESUMO

O fornecimento de energia cumpre papel fundamental no mundo atual para o desenvolvimento das nações. O provimento adequado dessa energia cada vez mais ganha importância, tendo em vista a complexidade e sensibilidade dos equipamentos que se utilizam dela para funcionar adequadamente. Por outro lado, arranjos com máquinas de indução, como o Doubly Fed Induction Generator (DFIG), possuem potencial para utilização em compensação de reativos, que vai além de sua aplicação mais comum em geração eólicoelétrica, ajudando na melhora da qualidade da energia. Neste contexto, este trabalho apresenta contribuições para o estudo da utilização do DFIG como compensador síncrono. Quatro diferentes estratégias de controle são analisadas a fim de oferecer compensação de potência para os casos de redes com desequilíbrio de tensão. A modelagem matemática foi desenvolvida baseada no método de separação de seqüências e posteriormente validada através de simulações realizadas pelo *software* PSCAD/EMTDC e testes experimentais em laboratório. Os resultados mostraram que o controle desenvolvido reduziu as componentes oscilantes senoidais e cossenoidais presentes nas potências ativa e reativa, bem como mitigou as oscilações nas correntes do rotor e estator da máquina, provenientes de seqüência negativa. Dessa forma, o compensador proposto foi capaz de processar potência em um barramento que se encontrava em desequilíbrio de tensão. Este trabalho contém argumentos que apontam que o modelo proposto tem potencial para ser utilizado em favor da melhora da qualidade da energia elétrica.

Palavras-chave: Compensador síncrono. Máquina de indução duplamente alimentada. Tensão da rede desbalanceada.

ABSTRACT

The supply of energy plays a key role in today's world for the development of nations. Adequate provision of this energy is increasingly important, given the complexity and sensitivity of the equipment used to operate it properly. On the other hand, arrangements with induction machines, such as the Doubly Fed Induction Generator (DFIG), have potential for use in reactive compensation, which goes beyond its most common application in eolioelectric generation, helping to improve energy quality. In this context, this paper presents contributions to the study of the use of DFIG as a synchronous compensator. Four different control strategies are analyzed in order to provide power compensation for the cases of networks with voltage unbalance. The mathematical modeling was developed based on the sequence separation method and later validated through simulations carried out by PSCAD / EMTDC software and experimental tests in the laboratory. The results showed that the developed control reduced the oscillating sine and cosine components present in the active and reactive powers, as well as mitigated the oscillations in the rotor and stator currents of the machine, coming from negative sequence. In this way, the proposed compensator was able to process power in a bus that was in voltage unbalance. This paper contains arguments that point out that the proposed model has the potential to be used in favor of improving the quality of electric energy.

Keywords: Synchronous compensator. Doubly-fed induction generator. Unbalanced grid voltage.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1 – Matriz elétrica nacional por fonte em porcentagem, baseado nos dados colhidos no ano de 2017. | 22 |
| Figura 2 – Localização do escopo do trabalho dentro do tema compensação de reativos. | 27 |
| Figura 3 – Afundamento de tensão devido a um curto-circuito. | 37 |
| Figura 4 – Vetor de tensão trifásico ideal. | 39 |
| Figura 5 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento equilibrado trifásico. | 39 |
| Figura 6 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento monofásico. | 40 |
| Figura 7 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento bifásico. | 40 |
| Figura 8 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento bifásico neutro. | 40 |
| Figura 9 – Vetor de tensão e eixos do DDSRF. | 43 |
| Figura 10 – Sistema projetado para separação de sequências. | 46 |
| Figura 11 – <i>Decoupled double synchronous reference frame</i> (DDSRF). | 46 |
| Figura 12 – Diagrama esquemático do princípio de funcionamento do STATCOM. | 48 |
| Figura 13 – Regulação da tensão através do STATCOM. | 50 |
| Figura 14 – Componentes principais do UPFC. | 51 |
| Figura 15 – Princípio de funcionamento do UPLC. | 52 |
| Figura 16 – Quadrantes representando os quatro modos de operação do DFIM. | 56 |
| Figura 17 – Esquema de funcionamento do sistema evidenciando a participação da máquina de indução, conversor. | 58 |
| Figura 18 – Máquina de indução no referencial dq síncrono. | 61 |
| Figura 19 – Circuitos equivalentes nos eixos dq da máquina de indução operando como DFIG. | 65 |
| Figura 20 – Esquemático do conversor do lado da rede. | 66 |
| Figura 21 – Vetor tensão da rede elétrica. | 66 |
| Figura 22 – Diagrama de blocos para controle do conversor do lado da rede. | 69 |
| Figura 23 – Alinhamento entre o referencial dq e o vetor fluxo magnético do estator. | 70 |
| Figura 24 – Diagrama de blocos do controle para o conversor do lado da máquina. | 73 |
| Figura 25 – Controle alternativo proposto para o compensador síncrono. | 80 |
| Figura 26 – Arranjo do DFIG simulado. | 82 |
| Figura 27 – Arranjo para controle do CLM para sequência positiva. | 83 |
| Figura 28 – Esquema de acionamento dos objetivos propostos na Tabela 4. | 84 |

| | |
|--|-----|
| Figura 29 – Foto do aparato experimental utilizado. | 85 |
| Figura 30 – Recorte de tela mostrando parte da estrutura montada no <i>software</i> Control-Desk usada para estimação de parâmetros. | 88 |
| Figura 31 – Tensões da rede mediante desequilíbrio provocado por afundamento na fase <i>c</i> | 90 |
| Figura 32 – Comportamento da tensão da rede nos eixos <i>dq</i> mediante desequilíbrio provocado por afundamento na fase <i>c</i> | 90 |
| Figura 33 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo I em testes de simulação. | 91 |
| Figura 34 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo II em testes de simulação. | 91 |
| Figura 35 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo III em testes de simulação. | 92 |
| Figura 36 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo IV em testes de simulação. | 92 |
| Figura 37 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo I em testes de simulação. | 93 |
| Figura 38 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo II em testes de simulação. | 93 |
| Figura 39 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo III em testes de simulação. | 93 |
| Figura 40 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo IV em testes de simulação. | 94 |
| Figura 41 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo I. | 95 |
| Figura 42 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo I. | 95 |
| Figura 43 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo II. | 96 |
| Figura 44 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo II. | 96 |
| Figura 45 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo III. | 96 |
| Figura 46 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo III. | 97 |
| Figura 47 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo IV. | 97 |
| Figura 48 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo IV. | 97 |
| Figura 49 – Primeira tentativa de desequilíbrio da rede através de autotransformador de 13,5 kW. | 98 |
| Figura 50 – Tensão da rede elétrica mediante desequilíbrio originado por autotransformador de 30 kW. | 99 |
| Figura 51 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo I em testes experimentais. | 100 |
| Figura 52 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo II em testes experimentais. | 100 |

| | |
|---|-----|
| Figura 53 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo III em testes experimentais. | 101 |
| Figura 54 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo IV em testes experimentais. | 101 |
| Figura 55 – Comportamento das correntes do estator no instante de atuação do objetivo I em testes experimentais. | 102 |
| Figura 56 – Comportamento das correntes do estator no instante de atuação do objetivo II em testes experimentais. | 103 |
| Figura 57 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo III em testes experimentais. | 103 |
| Figura 58 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo IV em testes experimentais. | 104 |
| Figura 59 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo I. . . . | 105 |
| Figura 60 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo II. . . | 106 |
| Figura 61 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo III. . . | 106 |
| Figura 62 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo IV. . . | 107 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|---|-----|
| Tabela 1 – Causas e efeitos provocados por vários distúrbios da rede elétrica. | 35 |
| Tabela 2 – Denominação das variações de tensão de curta duração. | 36 |
| Tabela 3 – Quatro modos de operação do DFIM de acordo com a velocidade e potência | 57 |
| Tabela 4 – Correntes de referência do rotor. | 79 |
| Tabela 5 – Características do DFIG simulado. | 87 |
| Tabela 6 – Dados elétricos do DFIG. | 87 |
| Tabela 7 – Parâmetros da máquina referenciado ao Estator. | 87 |
| Tabela 8 – Taxa de distorção harmônica para a corrente do rotor durante a execução dos objetivos. | 101 |
| Tabela 9 – Taxa de distorção harmônica para a corrente do estator durante a execução dos objetivos. | 104 |
| Tabela 10 – Taxa de distorção harmônica para potências ativa e reativa durante a execução dos objetivos. | 107 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

| | |
|-----------|--|
| AMT | Afundamento Momentâneo de Tensão |
| ANEEL | Agência Nacional de Energia Elétrica |
| ATT | Afundamento Temporário de Tensão |
| CA | Corrente Alternada |
| CC | Corrente Contínua |
| CLM | Conversor do Lado da Máquina |
| CLR | Conversor do Lado da Rede |
| DDSRF | <i>Decoupled Double Synchronous Reference Frame</i> |
| DEE | Departamento de Engenharia Elétrica |
| DFIG | <i>Doubly-Fed Induction Generator</i> |
| DFIM | <i>Doubly Fed Induction Machine</i> |
| DPC | <i>Direct Power Control</i> |
| DSOGI-PLL | <i>Dual Second Order Generalized Integrator PLL</i> |
| DSRF | <i>Double Synchronous Reference Frame</i> |
| DTC | <i>Direct Torque Control</i> |
| ECU | <i>Electronic Control Unit</i> |
| EPE | Empresa de Pesquisa Energética |
| FACTS | <i>Flexible AC Transmission Systems</i> |
| GEE | Gases causadores do Efeito Estufa |
| GIDA | Gerador de Indução Duplamente Alimentado |
| GPEC | Grupo de Processamento de Energia e Controle |
| IMT | Interrupção Momentânea de Tensão |
| ITT | Interrupção Temporária de Tensão |
| LAPIS | Laboratório de Aplicações de Eletrônica de Potência & Integração a Sistemas de Energia |
| LPF | <i>Low Pass Filter</i> |
| LVRT | <i>Low-Voltage Ride Trough</i> |
| MIDA | Máquina de Indução Duplamente Alimentado |
| MIRB | Máquina de Indução de Rotor Bobinado |
| P+ R | Proporcional + Ressonante |
| PCC | Ponto de Conexão Comum |

| | |
|---------|--|
| PI | Proporcional-Integral |
| PLL | <i>Phase Loop Locked</i> |
| PRODIST | Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no sistema Elétrico Nacional |
| PWM | <i>Pulse Width Modulation</i> |
| R | Ressonante |
| rpm | Rotação Por Minuto |
| STATCOM | <i>Static Var Compensator</i> |
| SVC | <i>Static Var Control</i> |
| TDH | Taxa de Distorção Harmônica |
| THD | <i>Total Harmonic Distortion</i> |
| UFC | Universidade Federal do Ceará |
| UPFC | <i>Unified Power Flow Controller</i> |
| UPLC | <i>Universal Active Power Line Conditioner</i> |
| VOC | <i>Voltage-Oriented Control</i> |
| VTCD | Variação de Tensão de Curta Duração |

LISTA DE SÍMBOLOS

VARIÁVEIS

| | |
|---------------|--|
| V, v | Tensão |
| I, i | Corrente |
| ω | Frequência (da rede elétrica) ou (angular para funções senoidais e cossenoidais) |
| ϕ | Ângulo de fase |
| t | Tempo |
| T | Matriz de transformação ou Torque (para variáveis elétricas) |
| θ, μ | Deslocamento angular entre referenciais |
| δ | Diferença entre duas variáveis ou deslocamento angular entre referenciais |
| L | Indutância |
| n | Constante de multiplicação |
| s | Escorregamento |
| λ | Fluxo magnético |
| B | Atrito |
| J | Momento de inércia |
| P, p | Potência ativa |
| Q, q | Potência reativa |
| C | Capacitância |
| m | Índice de modulação |
| σ | Fator de dispersão |
| k | Constante de invariância em tensão ou potência para matriz de transformação |

SUBESCRITOS

| | |
|-------|--------------------------------|
| a | Fase/eixo a |
| b | Fase/eixo b |
| c | Fase/eixo c |
| abc | Referencial estacionário abc |

| | |
|---------------|---|
| α | Eixo estacionário α |
| β | Eixo estacionário β |
| $\alpha\beta$ | Referencial estacionário $\alpha\beta$ |
| d | Eixo síncrono d |
| q | Eixo síncrono q |
| dq | Referencial síncrono dq |
| ref | Sinal de referência |
| L | Indutância |
| S | Estator, velocidade síncrona |
| r | Rotor ou rede |
| R | Resistência |
| G, g | Rede elétrica |
| mec | Mecânica |
| e, em | Eletromagnético |
| m | Mecânico ou Magnetização (para variáveis elétricas) |
| dc | Tensão ou corrente contínua |
| ac | Tensão ou corrente alternada |
| C | Tensão ou corrente do conversor |
| s | Tensão ou corrente do sistema |
| l | Dispersão |

SOBRESCRITOS

| | |
|---------------|---|
| n, m | Componentes de sequência ou constantes (para funções senoidais e cosenoidais) |
| $+, +1$ | Sequência positiva |
| $-, -1$ | Sequência negativa |
| 0 | Sequência zero |
| \rightarrow | Vetor espacial |
| $'$ | Variável referida ao eixo estacionário dq |

| | |
|--------|------------------------|
| $*$ | Variável de referência |
| \sim | Termo oscilante |
| $-$ | Termo constante |
| s | Estator |
| r | Rotor |

SUMÁRIO

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | INTRODUÇÃO | 21 |
| 1.1 | Problemática | 21 |
| 1.2 | Motivação | 23 |
| 1.3 | Objetivos | 25 |
| 1.4 | Revisão bibliográfica | 26 |
| 1.5 | Trabalhos publicados | 31 |
| 1.6 | Organização do Texto | 31 |
| 2 | FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA | 33 |
| 2.1 | Qualidade de energia | 33 |
| 2.2 | Distúrbios da rede elétrica | 34 |
| 2.3 | Afundamento de tensão | 37 |
| 2.3.1 | <i>Afundamento equilibrado</i> | 38 |
| 2.3.2 | <i>Afundamento desequilibrado</i> | 39 |
| 2.4 | Separação de sequência positiva e negativa | 43 |
| 2.4.1 | <i>Separação de sequências no sistema referencial síncrono duplo (DDSRF)</i> | 44 |
| 2.4.1.1 | <i>Separação de sequências</i> | 44 |
| 2.5 | Equipamentos FACTS | 47 |
| 2.5.1 | <i>STATCOM</i> | 47 |
| 2.5.2 | <i>UPFC</i> | 50 |
| 2.5.3 | <i>UPLC</i> | 52 |
| 2.6 | Máquina de Indução de Rotor Bobinado | 53 |
| 2.7 | Gerador de Indução Duplamente Alimentado | 55 |
| 2.8 | Compensador síncrono rotativo | 56 |
| 2.9 | Conclusão do capítulo | 59 |
| 3 | MODELAGEM MATEMÁTICA | 60 |
| 3.1 | Estator | 60 |
| 3.2 | Rotor | 62 |
| 3.3 | Controle do conversor do lado da rede elétrica | 65 |
| 3.4 | Controle do conversor do lado da máquina | 69 |
| 3.4.1 | <i>Modelo clássico</i> | 69 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 3.4.2 | <i>Modelo proposto</i> | 74 |
| 3.4.2.1 | <i>Cálculo das correntes de referência</i> | 77 |
| 3.5 | Conclusão do capítulo | 80 |
| 4 | METODOLOGIA | 82 |
| 4.1 | Descrição do sistema simulado | 82 |
| 4.2 | Descrição do aparato experimental utilizado | 85 |
| 4.3 | Controle das Sequências Positivas e Negativas | 88 |
| 4.4 | Conclusão do capítulo | 89 |
| 5 | RESULTADOS DE SIMULAÇÕES E EXPERIMENTAIS | 90 |
| 5.1 | Resultados de simulação | 90 |
| 5.2 | Resultados experimentais | 98 |
| 5.3 | Conclusão do capítulo | 107 |
| 6 | CONCLUSÃO | 109 |
| 7 | TRABALHOS FUTUROS | 111 |
| | REFERÊNCIAS | 112 |

1 INTRODUÇÃO

Dada a grande importância da energia no mundo atual, bem como a qualidade em que ela chega aos consumidores, este primeiro capítulo está voltado para a análise da situação energética atual e futura do país. Ao longo do texto será evidenciada a relação existente entre matriz energética e qualidade de energia. A partir de uma cuidadosa pesquisa sobre modelos e equipamentos voltados para a melhoria da qualidade da energia elétrica, um novo método para compensação de potência é proposto, a fim de trazer luz a esse ramo específico do conhecimento.

Uma revisão bibliográfica também é feita, além das motivações que levaram a realização desse trabalho e objetivos traçados para o mesmo, bem como a metodologia empregada. Por fim, uma lista dos trabalhos aceitos e apresentados em congressos e revistas relacionados com o trabalho em questão.

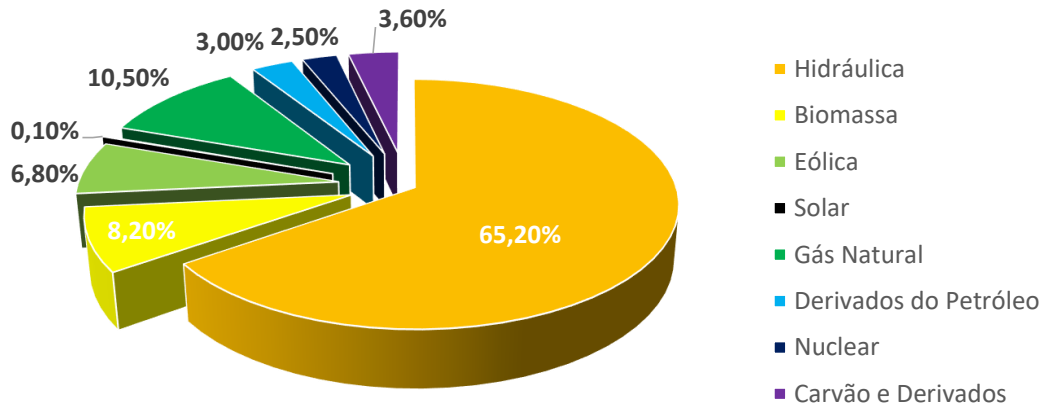
1.1 Problemática

A questão energética preocupa indistintamente a todos os países, desde os caracterizados pelo setor produtivo primário predominante, aos países industrializados. Um dos principais fatores que diferencia uns dos outros é a capacidade de investimento. Este é o diferencial que torna vulneráveis as economias em desenvolvimento que para crescer, necessitam de energia e para gerá-la necessitam de recursos financeiros (CHOW *et al.*, 2003). Para chegar ao consumidor final, a disponibilidade de eletricidade depende de um eficiente e harmonioso entrosamento entre fontes geradoras, sistema de transmissão e distribuidoras de energia. No mundo, a geração é proveniente principalmente das usinas térmicas convencionais, utilizando combustíveis fósseis. Porém, essa energia pode ser transformada também a partir da energia potencial presente nas águas represadas dos rios, na energia liberada na fissão dos núcleos atômicos, nas ligações quebradas entre moléculas, nas correntes de vento, na radiação solar, na agitação das marés, dentre outros (HINRICHS *et al.*, 2003).

O Brasil, com vastos recursos naturais, tem diversificado sua matriz energética ao longo dos anos, segundo Tolmasquim *et al.* (2007), baseados em estudos da Empresa de Pesquisa Energética (EPE). Em 1970, apenas duas fontes de energia, petróleo e lenha, respondiam por 78% do consumo. Ainda no mesmo estudo, os autores confirmam a tendência da participação das fontes renováveis na matriz energética, como pode ser visto na Figura 1.

As crises energéticas, nos últimos anos, fizeram aflorar diversos problemas a serem

Figura 1 – Matriz elétrica nacional por fonte em porcentagem, baseado nos dados colhidos no ano de 2017.



Fonte: ANEEL (2018).

enfrentados para o Brasil continuar crescendo. Baseado em pesquisas conduzidas pela EPE (2013), a projeção da demanda total de energia elétrica do país até 2022 é de mais de 800 TWh. Esse estudo aponta uma tendência de crescimento do consumo de eletricidade, de acordo com o aumento da capacidade de consumo da população brasileira nos últimos anos, e serve como parâmetro para o gerenciamento no investimento do setor elétrico, visando evitar transtornos no futuro energético do Brasil (TOLMASQUIM *et al.*, 2007; CARNEIRO; CERQUEIRA, 2016; LIMA; CARVALHO, 2016).

Para sustentar tal crescimento nos próximos anos, é necessária uma reestruturação no setor energético, atentando para a disponibilidade de recursos naturais.

As hidroelétricas de grande porte estão com seu potencial de exploração quase esgotado, e construções de novas usinas representam grandes impactos ambientais e sociais. As termelétricas convencionais por sua vez são grandes fontes de Gases causadores do Efeito Estufa (GEE) e geram energia cara em razão do preço do combustível. A energia nuclear, como meio alternativo, apesar de ser uma fonte segura e contínua esbarra no preconceito e encara grande resistência popular. As grandes controvérsias giram principalmente em torno do condicionamento dos rejeitos radioativos de alta intensidade e a possibilidade de acidentes nucleares de grandes proporções. O Brasil é um dos poucos países no mundo onde se encontram grandes reservas de urânio, tecnologia de enriquecimento consolidada e usinas nucleares operando com vários anos de experiência (ALVIM *et al.*, 2007; VICHI, 2009; ELETRONUCLEAR, 2011).

Diante desse contexto energético atual do país, e das projeções para os próximos anos, as energias renováveis se apresentam como fontes a serem bastante exploradas devido às suas características peculiares, principalmente eólica e solar, que se enquadram no perfil de grandes

agentes da geração distribuída, tendo como principais representantes a micro e minigeração. Um grande indício desse protagonismo da micro e minigeração é o forte aumento do número de instalações fotovoltaicas conectadas à rede, que de acordo com (PINHO, 2018), de 2012 à 2018 houve aumento de mais de 200% de conexões, sendo que a produção quando comparada ao consumo ainda está abaixo de 1%, denotando que esse mercado ainda será bastante explorado nos próximos anos.

Mesmo reconhecendo que essas fontes ainda cumprirão um papel de complemento da matriz energética, sempre orbitando ao redor do setor hídrico, esta tendência de expansão não pode ser ignorada e requer devida preparação do sistema elétrico nacional.

De uma maneira geral, o sistema elétrico brasileiro sempre foi considerado forte em um sentido de estabilidade, devido à predominância de usinas hidroelétricas no sistema de geração. Mas essa realidade de estabilidade vem mudando, à medida que a inserção de fontes de geração distribuída se torna cada vez mais comum, visando a diversificação da matriz energética e a redução de perdas elétricas no transporte de energia (SILVA, 2014).

Um dos fatores limitantes da geração distribuída é que ela propicia variações negativas na qualidade da energia elétrica devido ao aumento da impedância provocada na rede, tornando o sistema elétrico mais fraco, suscetível à variações de potência, por exemplo, como destaca Ramos (2009). A implementação de dispositivos que corrijam esses problemas, como os compensadores, possuem uma aplicação tímida, pois encaram entraves relacionados a investimento e operação, e comprometem a expansão do sistema de transmissão, fenômeno esse estudado desde a década de 70 (KLAS, 2013).

Dentro desse contexto, a proposta deste trabalho se apresenta como uma solução para alguns problemas de tensão na rede elétrica que certamente serão mais comuns devido a maior penetração na rede, das fontes renováveis distribuídas. Nesse âmbito, esta tese propõe o desenvolvimento de um compensador dinâmico de potência, que usa estratégia de controle, capaz de proporcionar melhorias para o sistema elétrico brasileiro no que diz respeito à qualidade de energia.

1.2 Motivação

Eram consideradas raras, em décadas passadas, as informações e reclamações dos consumidores sobre incidentes ou transtornos que afetavam o fornecimento de eletricidade pelas companhias elétricas. Isso se deve ao fato, segundo Bernardo (2013), de que até a década de

70, não existia grandes exigências sobre a qualidade do fornecimento de energia elétrica. Além disso, no geral, predominavam à época, equipamentos mais simples e robustos, por conseguinte, apresentando menor sensibilidade às variações que ocorriam no sistema elétrico (MEHL, 2013).

A qualidade da energia é um tema de grande relevância para todos os níveis de consumidores. Como destacam Reis e Moura (2015), usuários do serviço de eletricidade, nos setores industrial, comercial e residencial possuem cargas não lineares ou sensíveis às perturbações ocorridas no fornecimento de energia elétrica. Ou seja, estes equipamentos dependem de um alto nível de qualidade de energia livre de interrupções, o que originou a consciência para esse tema.

A principal motivação deste trabalho se encontra na possibilidade de melhora da qualidade do fornecimento da energia elétrica. Atualmente, as ocorrências que afetam a qualidade da energia são consideradas um problema para esses equipamentos sensíveis às variações de parâmetros da rede elétrica.

Nos sistemas de distribuição de energia elétrica encontram-se a maior causa dos desequilíbrios de tensão devido à distribuição irregular de cargas por fase, que varia constantemente ocasionada pela inserção e/ou retirada de cargas (ZANETTA JR, 2006; CESEÑA *et al.*, 2015).

Na transmissão, a causa mais importante de desequilíbrios está relacionada com a distribuição das fases ao longo de grandes trechos das linhas com irregularidades na sua transposição (ZANETTA JR, 2006; CESEÑA *et al.*, 2015).

As consequências da alimentação trifásica desequilibrada podem se manifestar principalmente como degradação da potência útil disponibilizada nos processos de conversão eletromecânica e operação inadequada de equipamentos e sistemas. Desequilíbrios acentuados podem comprometer drasticamente desempenho operacional de muitos equipamentos como motores, máquinas síncronas ou retificadores, diminuindo suas vidas úteis e até levando-os à destruição, dependendo do nível de desequilíbrio (BOLLEN, 2000).

Os desequilíbrios terão, portanto, reflexos imediatos nos custos operacionais dos equipamentos e sistemas elétricos podendo ocasionar grandes prejuízos financeiros relacionados com o aumento das perdas, interrupções de processos e queima de equipamentos (BOLLEN, 2000).

Particularmente, os motores elétricos, por serem sensíveis a componente de sequência negativa e utilizados em grande quantidade, são os primeiros a serem considerados. Devido às tensões de fase apresentarem desequilíbrios quando aplicadas aos terminais de um motor trifásico, resultam no aparecimento de correntes de sequência negativa adicionais circulando no

motor, aumentando as perdas no rotor devido ao aumento da temperatura (BOLDEA; NASAR, 2005).

Dentro desse contexto, o trabalho mantém o foco no desenvolvimento de um compensador síncrono diferenciado, utilizando como gerador uma máquina de indução de rotor bobinado no modo de dupla alimentação (ou seja, potência fluindo tanto pelo estator como pelo rotor), com o auxílio de dois conversores de potência na configuração *back-to-back*, caracterizando assim um Gerador de Indução Duplamente Alimentado (GIDA) ou mais conhecido pelo acrônimo na língua inglesa *Doubly-Fed Induction Generator* (DFIG). A intenção é a melhora da qualidade da energia, através do desenvolvimento de estratégias que sejam capazes de oferecer potência ativa, reativa ou corrente equilibradas para os casos em que o sistema experimente desequilíbrios de tensão e corrente.

Assim, tem-se como pergunta de partida: Será possível aproveitar as características do DFIG para apresentá-lo como uma alternativa de compensador síncrono? Seria possível controlar o compensador baseado em DFIG para atenuar problemas relacionados aos desequilíbrios do sistema elétrico?

A hipótese inicial é de que: Sim. É possível adaptar técnicas de controle normalmente empregadas no DFIG operando como gerador, para oferecer alternativas para controle de potência ativa e reativa, sem oscilações causadas por desequilíbrios de tensão e/ou corrente.

1.3 Objetivos

Alguns objetivos são apresentados a fim de orientar os rumos deste trabalho:

- Estudar o uso do DFIG como compensador síncrono;
- Aplicar técnicas de controle para controlar sequência negativa nos casos de desequilíbrio da rede;
- Desenvolver uma alternativa diferente para suporte de potência reativa ao sistema elétrico em situações de contingência;
- Testar a possibilidade de fornecimento de potência reativa livre de oscilação, mesmo para os casos de desequilíbrio de tensão;
- Testar a possibilidade de injetar corrente equilibrada na rede elétrica, mesmo quando esta se apresentar em desequilíbrio.

É necessário salientar que esta tese representa um estudo inicial, e por isso bastante específico, de um tema com grande complexidade. Dessa forma, o presente trabalho se limitou

a estudar a aplicação de uma técnica de controle para prover uma aplicação diferenciada a uma máquina tradicionalmente utilizada para fins de geração eólica, como o DFIG. Mais especificamente, estudou-se o controle de potências para o caso de desbalanço de tensão, sem que houvesse por enquanto uma preocupação imediata, para justificar a viabilidade financeira do possível produto ou qual seria a melhor situação em termos de potência para ser aplicado. Esta tese segue o padrão dos trabalhos acadêmicos que aspiram principalmente apontar tendências.

A compensação da tensão da rede também não foi abordada propositalmente, pois esse tema é bastante discorrido (e isso mostra a importância do tema) e já há muitos equipamentos voltados para esse fim. Em contra ponto, estudou-se a possibilidade de fornecer correntes equilibradas para a rede, mesmo para o caso quando há desbalanço de tensão.

1.4 Revisão bibliográfica

Os problemas relacionados a controle e estabilidade de tensão não são novidade no mundo da indústria da eletricidade, como ressalta Kundur *et al.* (1994). Por esse motivo, existem muitos trabalhos na literatura específica de diferentes épocas publicados com essa temática.

No Brasil, mais especificamente no contexto do aumento do uso das fontes de geração distribuída (principalmente eólica e solar) nos últimos anos, há uma notória preocupação com as regras impostas pelos códigos de rede relacionados com suportabilidade à afundamentos de tensão, na sigla em inglês *Low-Voltage Ride Trough* (LVRT). Essa preocupação se reflete na quantidade das publicações de artigos presentes na literatura, com as mais variadas propostas de métodos para adequação dos sistemas de geração a estes códigos.

Como explicado anteriormente, um dos fatores que propiciam o enfraquecimento da rede elétrica está relacionado ao aumento da impedância em determinados pontos, tornando portanto, o sistema vulnerável a desequilíbrios de toda sorte. A impedância, por sua vez, está relacionada com a incapacidade de o sistema controlar a potência reativa necessária.

Mesmo sobre o específico tema de compensação de reativos, existe grande quantidade de trabalhos publicados. A revisão bibliográfica se voltou apenas para a compensação dinâmica de tensão através do controle de reativos. A compensação estática (que compreende uso de banco de capacitores ou indutores) não foi abordada por não estar no escopo do trabalho, apesar de apresentar soluções inclusive para compensação de tensão desbalanceada, utilizando na maioria dos casos o *Static Var Compensator* (STATCOM).

A compensação dinâmica de tensão, por sua vez, apresenta uma gama de métodos

e, conseqüentemente, trabalhos publicados. Uma divisão pode ser feita a partir dos grandes representantes desse grupo: os *Flexible AC Transmission Systems* (FACTS) e compensadores síncronos. O foco da revisão bibliográfica está exatamente nos equipamentos que utilizam máquinas como armazenadores de energia, pois estes estão muito mais relacionados com o projeto proposto nesse trabalho. A Figura 2 resume o trajeto percorrido dentre os mais variados temas até chegar ao escopo do trabalho.

Figura 2 – Localização do escopo do trabalho dentro do tema compensação de reativos.



Fonte: Próprio autor.

O compensador síncrono proposto utiliza a energia cinética armazenada no rotor da máquina para ajudar a estabilizar a potência do sistema durante pequenas faltas ou rápidas flutuações de carga, fornecendo potência reativa e até mesmo potência ativa, se necessário, sem oscilação, nos casos de desequilíbrio entre as fases da tensão. O equilíbrio da corrente da rede também é investigado.

Como destaca Higgins *et al.* (1991), o acúmulo de energia cinética é o princípio básico de funcionamento dos volantes de inércia. Existem inúmeros trabalhos na literatura que aplicam esse princípio para a compensação de reativos.

Zhang *et al.* (2000) estuda um volante de inércia para fornecer qualidade e confiabilidade à rede. Para fornecer potência reativa ele utiliza em seu trabalho uma máquina do tipo gaiola de esquilo (que em determinados momentos funciona tanto como motor quanto gerador), além de dois conversores que chaveiam através de modulação *Pulse Width Modulation* (PWM).

Akagi *et al.* (2000) utiliza um gerador síncrono como compensador para analisar a

estabilização de um sistema através do controle não somente da potência reativa, mas a ativa também.

Weissbach *et al.* (1999) de forma semelhante utiliza um volante de inércia para restaurar afundamentos balanceados e momentâneos de tensão. Ele compara a eficiência de compensação entre a ligação em série e em paralelo. Para isso, em seu compensador, utiliza um motor síncrono.

Seguindo na mesma linha, o trabalho de Nishio *et al.* (1997) desenvolveu um volante de inércia excitado por um conversor, onde gera uma potência de 30 kVA para fornecer potência ativa e reativa ao sistema durante afundamentos de tensão.

Um pouco mais próximo da proposta desse trabalho, Molinas *et al.* (1998) investiga o uso do volante de inércia nos casos de transitórios de tensão. Para tanto, utiliza em sua pesquisa uma máquina de indução de rotor bobinado.

Kim *et al.* (2000) estuda métodos de compensação de correntes harmônicas devido a atividade de cargas não lineares no sistema. Ele faz um estudo comparativo do desempenho do compensador em um primeiro momento com um motor do tipo gaiola de esquilo e posteriormente com um motor de indução de rotor bobinado.

Na área de compensação de desequilíbrios de corrente, Barros (2000) apresentou modelos matemáticos aplicados na compensação de desequilíbrios de corrente, também conhecido como método de Steinmetz. Nesta metodologia de compensação é utilizado componentes simétricas no domínio da frequência com algumas condições. Sendo que os valores de correntes de compensação foram obtidos a partir de valores de susceptância de cada ramo do compensador.

O mesmo modelo de compensação mais tarde foi adaptado para o domínio do tempo para que pudesse ter uma compensação instantânea, ou seja, em tempo Akagi *et al.* (2007) propõe um método diferente para a compensação de desequilíbrio de correntes através da aplicação da teoria da potência instantânea mais conhecida como teoria *pq*. O trabalho de Akagi tem como objetivo promover o equilíbrio do sistema através da eliminação de potências indesejáveis que estejam presentes no sistema. Este método de compensação é válido tanto para regimes transitórios quanto regimes permanentes, da mesma forma também é válido para formas de ondas genéricas de tensões e correntes.

Em seu trabalho, Jouanne e Banerjee (2001) apresentam alguns tipos de cargas que comprometem a estabilidade do sistema. Nesta mesma linha de pensamento, os autores apresentam algumas definições, consequências, prejuízos e técnicas de diminuição aplicadas aos

desequilíbrios de correntes.

A utilização de máquinas assíncronas em um compensador também não é uma novidade na literatura. Existem inúmeros trabalhos com essa temática, porém cada um com sua particularidade. No artigo de Schafer e Simond (1998), por exemplo, utiliza-se o compensador em plantas de geração hidroelétrica.

De todos os compensadores que utilizam máquinas de indução com rotor bobinado, Uemura *et al.* (1997) comentam sobre a necessidade da grande quantidade de transferência de potência ativa devido ao padrão de consumo de energia que mostra clara tendência de aumento. Propõem nesse sentido um gerador baseado em volante de inércia (do termo em inglês *flywheel*), voltado para a estabilização do sistema de potência.

Por sua vez, Molinas *et al.* (1998) propõem a aplicação de um *flywheel* para estabilizar plantas de potência durante transientes, compensando a energia desbalanceada durante afundamentos.

Destacando a limitação dos compensadores estáticos convencionais como o *Static Var Control* (SVC), frente a compensação apenas da potência reativa, Akagi e Sato (1999) apresentam um compensador capaz de controlar não somente potência reativa, mas também ativa, baseado na energia armazenada em seu volante de inércia.

Mais próximo do tema deste trabalho, a literatura pesquisada apresenta os trabalhos de Akagi e Sato (2002), já operando a máquina de indução como DFIG. Os autores destacam que o armazenamento de energia cinética nas partes girantes do DFIG nessa configuração é capaz de disponibilizar potência ativa e reativa.

Finalmente, Souza (2003) em sua tese de mestrado explorou estudou o uso de uma máquina de indução como compensador síncrono de velocidade variável baseado em uma máquina de indução de rotor bobinado.

Neste ponto da revisão bibliográfica será apresentada uma comparação entre a estratégia de controle utilizada neste trabalho e outros métodos recentes encontrados na literatura que possuem objetivos semelhantes. Quando possível, algumas comparações entre os resultados também são feitas para destacar as vantagens e limitações deste controle com a corrente mais atual.

Como resultado do aumento constante do nível de penetração dos Sistemas de Conversão de Energia Eólica (SCEE), muitos trabalhos como esse tema buscam soluções que envolvam estabilidade, controlabilidade e qualidade de energia de máquinas elétricas, como

o DFIG. O trabalho apresentado por Upadhvay *et al.* (2018), por exemplo, controla o DFIG conectado à rede com um Restaurador de Tensão Dinâmica em Série (SDVR) sob cenários de queda de tensão. Os autores mostram que esta estratégia não só é eficiente e simples, como também tem resposta rápida e utiliza dispositivos de baixo custo para mitigar os efeitos de um afundamento de tensão trifásico. No entanto, a estratégia de controle deste trabalho não fornece soluções para a presença de sequência negativa no sistema.

Os autores em Verma *et al.* (2018) apresentam uma configuração que combina uma turbina eólica baseada em um DFIG e a operação de um transformador de estado sólido (SST), visando melhorar a qualidade da energia compensando a potência reativa, reduzindo harmônicos e conseqüentemente melhorando o fator de potência. Este é um trabalho interessante porque usa um controle de corrente de histerese sem usar PLL, eliminando também a necessidade de um STACOM nos SCEE para atender aos códigos de rede. Embora mostre excelente compensação de potência reativa nos resultados, esta proposta não oferece nenhuma estratégia para fornecer potência ativa como funções similares a um STATCOM.

O artigo de Nian e Pang (2018) propõe uma estratégia de controle para remodelação de impedância baseada na Resistência de Frequência Variável (RFV) e no filtro Chebyshev. O controle de amortecimento de Ressonância de Alta Frequência (RAF) e a supressão de corrente harmônica são executados simultaneamente, proporcionando uma melhoria da qualidade de energia para o DFIG conectado à rede. Os autores apresentaram excelentes resultados para redução de harmônicos. Estes resultados são superiores aos obtidos nos Objetivos I e II deste trabalho (simulação e experimental). No entanto, Nian e Pang (2018) não ofereceram outras soluções além desta para melhorar a qualidade da energia, como compensação de potência ativa e reativa, que são apresentadas neste artigo.

Destaca-se que não foi identificada, nesta pesquisa bibliográfica, nenhuma publicação que abordasse especificamente um estudo do DFIG nos moldes propostos por este trabalho. Nenhum dos materiais pesquisados na literatura se propõem a desenvolver um compensador voltado especificamente para o provimento de potências ativa e reativa livres de oscilação ou correntes, mesmo quando a rede apresenta desequilíbrios provenientes de afundamentos de tensão.

Essa tese pretende estudar e trazer luz para essa lacuna de conhecimento bem específica que existe nessa área da qualidade de energia. O intuito é basicamente investigar a viabilidade técnica de um compensador baseado em DFIG, abrindo caminho para análises

posteriores, como a de viabilidade financeira, para então futuramente gerar, se for o caso, um produto comercial.

1.5 Trabalhos publicados

Alguns dos resultados apresentados neste trabalho foram publicados em anais de congressos e em periódicos de revistas científicas.

SILVA, P.H.P; LIMA, F.K.A; FONSECA, JLM; BRANCO, C.G.C.; SCHMIDLIN JR, CR “A strategy to eliminate instantaneous active power oscillations and reduce high currents in the DFIG during asymmetric voltage sags”. **Energies**. 2018

SILVA, P.H.P; LIMA, F.K.A; BRANCO, C.G.C. “Variable Speed Synchronous Compensator based in wound rotor induction machine: feasibility study between topologies”, in **24th International Symposium on Industrial Electronics**. Rio de Janeiro. 2015.

1.6 Organização do Texto

O primeiro capítulo está organizado de forma a apresentar uma introdução geral, através da contextualização da problemática envolvida no tema do trabalho. Uma exposição da atual e futura situação energética do país é realizada pois o tema qualidade de energia está intrinsecamente ligado à geração de energia. Em seguida é apresentada a motivação da realização do trabalho bem como os objetivos traçados para serem executados nessa tese. Por fim, uma revisão bibliográfica do tema na literatura juntamente com os trabalhos provenientes desta pesquisa são apresentados para evidenciar em que ponto exatamente do ramo do conhecimento esta tese busca trazer luz.

No capítulo 2 é realizado todo o embasamento teórico necessário para a pesquisa. Intenciona-se também conduzir o leitor até o projeto proposto, embasando-o e preenchendo possíveis lacunas sobre os temas que orbitam o trabalho. Expõe-se a parte técnica de alguns pontos como: qualidade de energia e os distúrbios envolvidos; os equipamentos e técnicas tradicionalmente utilizados para a melhora da qualidade de energia como os FACTS e separação de sequência positiva e negativa; e para finalizar o funcionamento de algumas máquinas, como as de indução de rotor bobinado, o DFIG e o compensador síncrono tradicional.

No terceiro capítulo se encontra a modelagem matemática do projeto proposto. Está descrito o modelo não apenas do comportamento rotórico e estatórico da máquina, mas também a

descrição matemática do controle dos conversores do lado da rede e do lado da máquina (método clássico e por separação de sequências).

O capítulo 4 é dedicado a apresentação da metodologia adotada na construção do trabalho. É descrito os detalhes do aparato experimental utilizado e a técnica de separação de sequências usada para os casos de desequilíbrio da tensão.

O quinto capítulo revela os resultados provenientes de simulação e conseqüentemente as validações experimentais, bem como a análise de cada cenário proposto.

De posse dos resultados obtidos, o capítulo 6 traz conclusões importantes sobre esse trabalho, refletindo principalmente se os objetivos tratados inicialmente foram plenamente satisfeitos. Finalizando a tese, o capítulo 7 traz recomendações para trabalhos futuros baseados nos resultados deste estudo e que podem complementar esta pesquisa.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nas páginas seguintes será exibida a fundamentação teórica necessária para o entendimento das partes que compõem toda a estratégia envolvida no desenvolvimento do compensador síncrono. Uma análise dos atuais dispositivos, como os FACTS, empregados para a melhora da qualidade de energia, é feita visando um melhor entendimento da proposta deste trabalho.

No capítulo 2 é desenvolvido todo o embasamento teórico necessário para a pesquisa. Propõe-se também conduzir o leitor até o projeto proposto, embasando-o e preenchendo possíveis lacunas sobre os temas que orbitam o trabalho. Expõe-se a parte técnica de alguns pontos como: qualidade de energia e os distúrbios envolvidos; os equipamentos tradicionalmente utilizados para a melhora da qualidade de energia como os FACTS; e, para finalizar, o funcionamento de equipamentos, como máquina de indução de rotor bobinado, o DFIG e o compensador síncrono tradicional.

2.1 Qualidade de energia

A disponibilidade da energia elétrica representa um incremento na qualidade de vida das populações. Em um primeiro momento quando se implanta um sistema de distribuição de energia elétrica, a população local imediatamente passa a contar com inúmeros benefícios, tanto do ponto de vista de maior conforto doméstico como de melhores possibilidades de emprego, renda e produção.

À medida que os benefícios da energia elétrica passam a fazer parte do dia-a-dia das pessoas, naturalmente inicia-se um processo de discussão quanto à qualidade daquele produto. Em uma análise inicial, preocupa-se com a continuidade do serviço, já que se torna evidente que a interrupção do fornecimento implicaria em transtornos de toda ordem. Não tão evidente, no entanto, é a questão da qualidade da energia elétrica como um produto comercial, mesmo que não ocorram interrupções. Isso normalmente só é percebido de forma um pouco difusa, através de falhas de funcionamento em alguns equipamentos.

A questão da qualidade da energia elétrica aparece, portanto a partir do momento em que os consumidores constatarem interrupções no fornecimento, mas à medida que tais consumidores tornam-se mais sofisticados sob o ponto de vista tecnológico, outros fatores, como nível de harmônicas, por exemplo, começam a ser considerados (DECKMANN; POMILIO, 2010).

De acordo com Aldabó (2001), não há uma definição padrão para a qualidade na energia elétrica. Na visão do referido autor, conceito de qualidade na energia elétrica significa a busca por desenvolvimento de meios para erradicar ou minimizar problemas em dispositivos alimentados por fontes de energia. A disponibilidade, a instalação elétrica, a suscetibilidade dos equipamentos, o aterramento e as interferências são determinantes da qualidade. Ainda segundo o mesmo autor, os usuários também tem grande participação nos problemas da qualidade de energia elétrica, que resultam de seu uso.

Para Mehl (2013), alguns parâmetros devem ser considerados no estudo da qualidade de energia:

- Distorções harmônicas;
- Flutuações de tensão;
- Variações de tensão de curta duração;
- Desequilíbrio de sistemas trifásicos;
- Transitórios rápidos.

Através dos seus Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no sistema Elétrico Nacional (PRODIST), no módulo 8, onde se refere à qualidade de energia elétrica, a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) estabelece normas, parâmetros e procedimentos visando a manutenção da qualidade do produto energia elétrica bem como dos serviços envolvidos no seu fornecimento.

Para tanto, esse módulo estabelece a metodologia para apuração dos indicadores de continuidade e dos tempos de atendimento a ocorrências emergenciais, definindo padrões e responsabilidades. É recomendável que esses procedimentos sejam observados por consumidores, produtores, distribuidores, agentes importadores e exportadores de energia elétrica.

2.2 Distúrbios da rede elétrica

Diversos aspectos permitem a avaliação da qualidade do fornecimento de energia elétrica, entre eles pode-se citar a continuidade do fornecimento, nível de tensão, oscilações, desequilíbrios, distorções harmônicas e interferência em sistemas de comunicações.

Dentro dos distúrbios referentes às oscilações, existem os distúrbios tipo impulso, oscilações transitórias, variações no valor eficaz (de curta ou longa duração), desequilíbrio de tensão e distorções na forma de onda. Estes distúrbios representam desvios em regime da forma de onda, em relação à onda teórica puramente senoidal (FUCHS; MASOUM, 2011; LEÃO *et al.*,

2013).

Esses fenômenos podem alterar tensão, corrente e frequência, por exemplo, da rede de diferentes formas através de variações bruscas (aumento ou reduções exageradas), flutuações, desequilíbrios, distorções entre outros. Um foco maior será dado aos distúrbios relacionados à tensão e seus efeitos quando seu fornecimento é suprimido. A Tabela 1 resume vários tipos de distúrbios, suas causas e seus respectivos efeitos.

Tabela 1 – Causas e efeitos provocados por vários distúrbios da rede elétrica.

| Distúrbios | Causas | Efeitos |
|-------------------------------|---|---|
| Afundamento de tensão | Degrau de carga, curto-circuito | Perda de potência, falha de operação |
| Cintilação luminosa | Cargas variáveis | Incômodo visual, estresse |
| Colapso da tensão | Falta de suporte de reativos | Perda de sincronismo, desligamento |
| Descarga eletrostática | Sobretensões | Ruptura de isolantes, sobre-correntes |
| Desequilíbrio de tensões | Cargas desiguais, curto entre fases | Sobretensão, sobrecorrente, vibração em máquinas |
| Elevação da tensão | Redução da carga, excesso de reativos, curto desequilibrado | Estresse de dielétrico, sobrecarga. |
| Flutuação da tensão | Cargas variáveis, oscilação de potência | Cintilação, modulação de torque. |
| Harmônicas | Cargas não lineares, chaveamento, descontinuidades | Ressonância, perdas adicionais, ruído, aquecimento, interferência telefônica. |
| Impulso da tensão | Descarga eletrostática | Ruptura de dielétrico |
| Interferência eletromagnética | Mau contato, chaveamento em alta frequência | Aquecimento localizado, falha de sistemas digitais. |
| Interferência telefônica | Correntes harmônicas em linhas | Ruído telefônico |
| Inter harmônicas | Cargas não lineares variáveis | Modulação harmônica, interferências |
| Interrupção momentânea | Curto circuito momentâneo | Falha de equipamentos sensíveis |
| Interrupção temporária | Curto circuito momentâneo | Falha de equipamentos sensíveis |
| Interrupção permanente | Manutenção programada, falha imprevista | Parada de produção |
| Micro interrupção | Curto circuito momentâneo | Falha de equipamentos sensíveis |
| Modulação de amplitude | Carga cíclica, ressonância | Cintilação, oscilação de torque |
| Oscilação eletromecânica | Desbalanço entre geração e carga | Modulação da potência gerada, variação da frequência |
| Oscilação transitória | Manobra de disjuntor, curto circuito | Sobretensões, ressonâncias |
| Oscilação sub-transitória | Descontinuidade brusca em circuitos reativos | Surtos de tensão |
| Recorte de comutação | Curto circuito momentâneo devido a comutação de conversores eletrônicos | Estresse de dielétricos, modulação harmônica, poluição sonora |
| Ressonância sub-síncrona | Compensação capacitiva série de linha | Vibração mecânica entre turbina e gerador |
| Ruído | Descargas e arcos elétricos, mau contato | Interferências, falha de sistemas digitais |
| Sobretensão | Curto desequilibrado, entrada de capacitor, redução de carga | Ruptura de dielétricos, sobrecorrente, aumento de perdas, queima de aparelhos, redução da vida útil |
| Subtensão | Curto circuito, partida de motores, falta de suporte reativo | Sobrecorrente, falha na operação, desligamento |
| Surto de tensão | Descarga eletrostática, curto circuito | Ruptura de dielétrico, queima de equipamentos |

Fonte: Adaptada de Pomilio e Deckmann (2017).

Nesse trabalho, a atenção estará voltada para o efeito dos distúrbios de tensão nos

sistemas da rede elétrica, mais especificamente o fenômeno de subtensão, que se encontra na Tabela 1.

Já dentro do universo de anomalias que alteram a tensão da rede elétrica, a Variação de Tensão de Curta Duração (VTCD) se mostra como um dos problemas mais comuns, merecendo então destaque para seu estudo (BOLLEN, 2000).

Segundo ANEEL (2008), no módulo 8, que trata sobre qualidade de energia elétrica, a VTCD é um evento aleatório de tensão caracterizado por desvio significativo, por curto intervalo de tempo, do valor eficaz da tensão. Calcula-se o valor eficaz da tensão a partir da média quadrática dos valores instantâneos da tensão, em período mínimo de meio ciclo e máximo de um ciclo.

A amplitude da VTCD é definida pelo valor extremo do valor eficaz da tensão em relação à tensão nominal do sistema no ponto considerado, enquanto perdurar o evento.

A duração da VTCD é definida pelo intervalo de tempo decorrido entre o instante em que o valor eficaz da tensão em relação à tensão nominal do sistema no ponto considerado ultrapassa determinado limite e o instante em que essa variável volta a cruzar esse limite.

A partir da duração e amplitude, as VTCD são classificadas de acordo com o que se apresenta na Tabela 2.

Tabela 2 – Denominação das variações de tensão de curta duração.

| Denominação | Duração da variação | Amplitude da tensão (valor eficaz) em relação à tensão nominal |
|----------------------------------|--|--|
| Interrupção momentânea de tensão | Inferior ou igual a 3 (três) segundos | Inferior a 0,1 pu |
| Afundamento momentâneo de tensão | Superior ou igual a um ciclo e inferior ou igual a 3 (três) segundos | Superior ou igual a 0,1 e inferior a 0,9 pu |
| Elevação momentânea de tensão | Superior ou igual a um ciclo e inferior ou igual a 3 (três) segundos | Superior a 1,1 pu |
| Interrupção temporária de tensão | Superior a 3 (três) segundos e inferior ou igual a 1 (um) minuto | RInferior a 0,1 pu |
| Afundamento temporário de tensão | Superior a 3 (três) segundos e inferior ou igual a 1 (um) minuto | Superior ou igual a 0,1 e inferior a 0,9 pu |
| Elevação temporária de tensão | Superior a 3 (três) segundos e inferior ou igual a 1 (um) minuto | Superior a 1,1 pu |

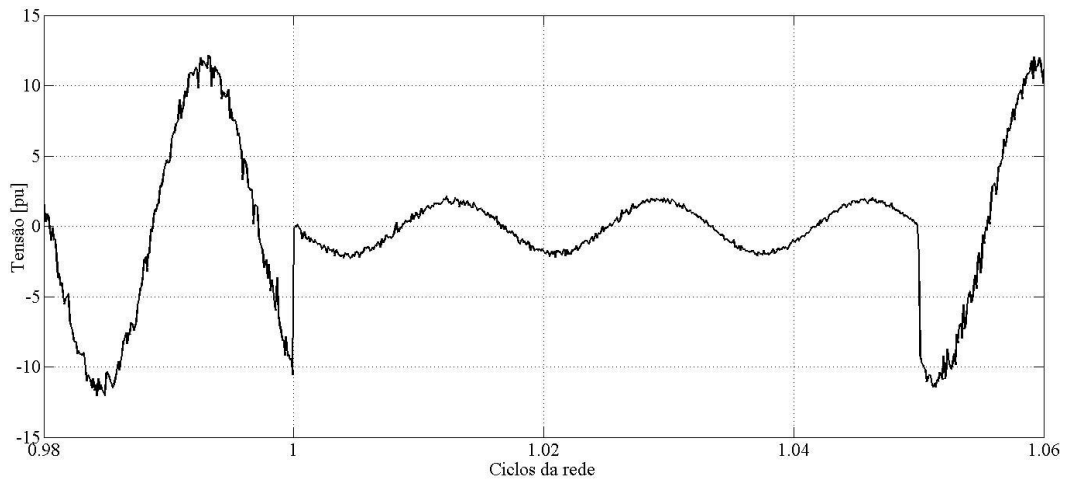
Fonte: Adaptada de ANEEL (2008).

Nesse trabalho a atenção estará voltada para os efeitos do Afundamento Momentâneo de Tensão (AMT), que está listado na Tabela 2.

2.3 Afundamento de tensão

De acordo com Bollen (2000), afundamentos de tensão ou *voltage sags*, são reduções de curta duração no valor rms na tensão. A Figura 3 mostra a simulação do comportamento de uma fase da tensão da rede durante um AMT. Nessa simulação a tensão cai para 16% do seu valor nominal com duração de aproximadamente 3 ciclos da rede, após esse período, a tensão é reestabelecida para o valor de pré-falta.

Figura 3 – Afundamento de tensão devido a um curto-circuito.



Fonte: Fonte: Próprio autor.

Segundo ANEEL (2008), em seus procedimentos de rede, um AMT é um evento em que o valor eficaz da tensão atinge a faixa entre 0,1 e 0,9 pu da tensão nominal. Somado a isso, sua duração deve ser maior ou igual a um ciclo (16,67 ms) e menor ou igual a 3 segundos.

De acordo com Bollen (2000), um AMT pode ser causado por curtos-circuitos, sobrecargas e pela partida de grandes motores. Eles são classificados como fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra ou trifásicos, dependendo de como as fases do sistema são afetadas. Esse é um fenômeno que frequentemente atinge as usinas eólicas, pois podem ser causados por faltas que ocorrem em pontos nas barras de transmissão a centenas de quilômetros do ponto de conexão da usina com a rede elétrica (MENDES, 2009).

Dependendo da sua origem, o perfil do AMT pode ser diferente, caracterizando-se por uma queda inicial brusca e uma recuperação mais suave. Também podem ocorrer saltos de fase, isto é, mudanças no ângulo de fase da tensão, durante o afundamento.

Existem outras anomalias relacionadas à queda de tensão parecida com o AMT, como é o caso da Interrupção Momentânea de Tensão (IMT) e Interrupção Temporária de Tensão (ITT). Estas apresentam maior grau de severidade em relação à variação de tensão (inferior a 0,1

pu) para determinados períodos.

Pode-se citar também o Afundamento Temporário de Tensão (ATT), que possui mesmo grau de severidade na variação de tensão do AMT, mas pode durar por um período maior de tempo, superior a três segundos e menor que um minuto.

2.3.1 Afundamento equilibrado

Teodorescu *et al.* (2011) afirmam que dos aspectos mais importantes a se considerar no controle de conversores de potência conectados a redes elétricas é a sincronização adequada com as tensões trifásicas da rede elétrica. Os mesmos autores enfatizam que a sincronização trifásica não se trata apenas de multiplicar por três o sistema de sincronização usado em aplicações monofásicas, já que as três fases de um sistema trifásico não funcionam de forma autônoma, mas de forma concatenada, mantendo relações particulares em termos de mudança de fase e sequenciamento de fases.

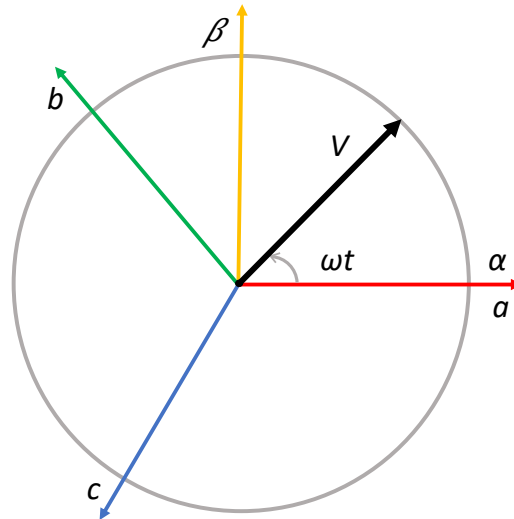
Concluem dessa forma que a tensão trifásica deve ser entendida como um vetor que consiste em três componentes de tensão, que fornece a capacidade de gerar e consumir energia em um sistema trifásico.

Ainda nesse contexto, os autores Teodorescu *et al.* (2011) reforçam que o módulo e a velocidade de rotação do vetor de tensão trifásico mantêm-se constante quando as formas de onda senoidais equilibradas estão presentes nas três fases do sistema - com igual amplitude, frequência e deslocamento de fase. Como mostrado na figura 4, sob tais condições operacionais ideais, o vetor de tensão descreve uma região circular em um plano cartesiano, geralmente conhecido como plano $\alpha\beta$.

A Figura 5 mostra o comportamento do vetor tensão frente um afundamento equilibrado das três fases com relação ao neutro.

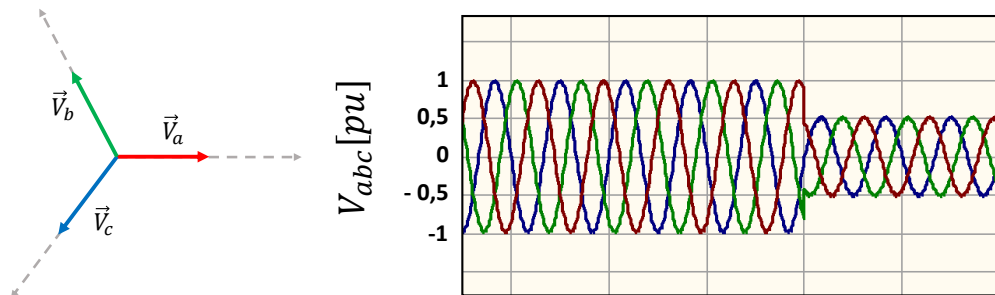
Em sistemas de potência, este vetor de tensão rotativo é principalmente fornecido por grandes geradores síncronos, e os equipamentos elétricos localizados nos níveis de transmissão, distribuição e utilização são projetados supondo que tal vetor de tensão tenha um módulo constante e uma velocidade de rotação positiva constante. Na prática, no entanto, existem múltiplas não-idealidades em sistemas de potência que originam perturbações no vetor de tensão trifásico, ocasionando afundamento de tensão nas três fases do sistema, como mostra a Figura 5 (TEODORESCU *et al.*, 2011).

Figura 4 – Vetor de tensão trifásico ideal.



Fonte: Próprio autor.

Figura 5 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento equilibrado trifásico.



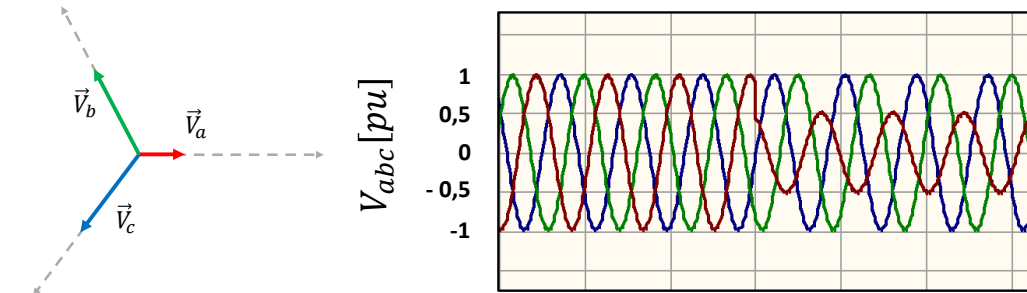
Fonte: Próprio autor.

2.3.2 Afundamento desequilibrado

As tensões trifásicas podem se tornar desequilibradas e distorcidas devido ao efeito de cargas não lineares e transientes da rede. De acordo com Bollen (2000), os afundamentos mais comuns são monofásicos ou bifásicos, ou seja, desequilibrados. Considerando que os afundamentos desequilibrados podem ser monofásicos ou bifásicos e esses mesmos afundamentos podem estar relacionados com o neutro ou com as fases entre si, surge uma variedade de possibilidades de afundamentos. As Figura 6 a 8 mostram o comportamento do vetor de tensão frente a algum dos tipos possíveis de afundamentos desbalanceados.

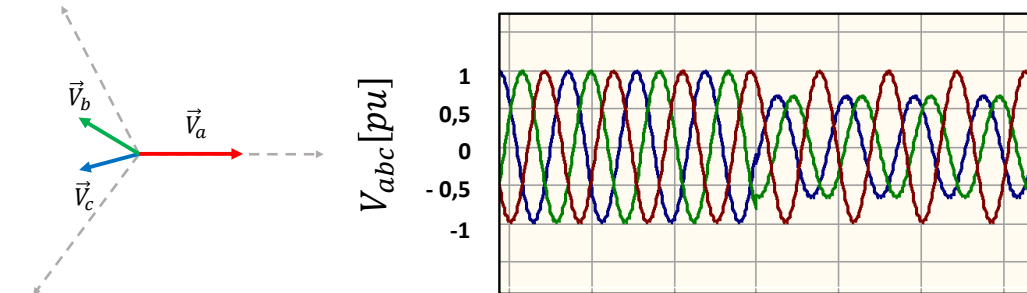
Idealmente, os conversores de energia seriam devidamente sincronizados com a rede sob tais condições adversas de operação para permanecerem ativamente conectados, suportando os serviços de rede (tensão/frequência) e mantendo a geração. De acordo com o Teorema de Fortescue, as tensões trifásicas defeituosas podem ser genericamente entendidas como uma soma de componentes harmônicos desequilibrados. Portanto, de um modo geral, o vetor de tensão

Figura 6 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento monofásico.



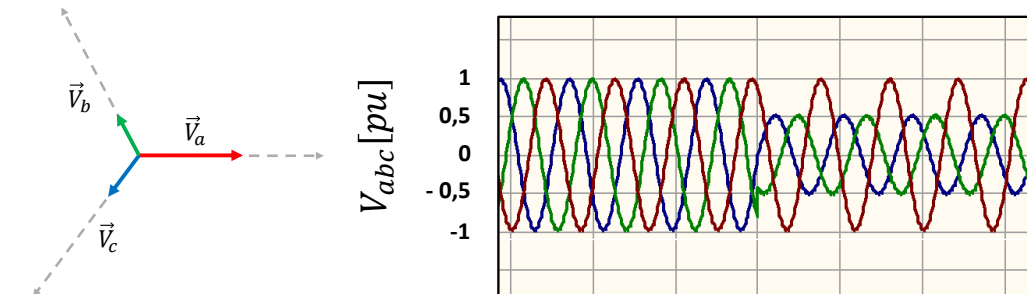
Fonte: Próprio autor.

Figura 7 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento bifásico.



Fonte: Próprio autor.

Figura 8 – Vetor de tensão trifásico frente afundamento bifásico neutro.



Fonte: Próprio autor.

trifásica pode ser escrito como:

$$\vec{v}_{abc} = \begin{bmatrix} \vec{v}_a \\ \vec{v}_b \\ \vec{v}_c \end{bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} (v_{abc}^{+n} + v_{abc}^{-n} + v_{abc}^{+0n}), \quad (2.1)$$

em que

$$\begin{aligned}
 v_{abc}^{+n} &= V^{+n} \begin{bmatrix} \cos(n\omega t + \phi^{+n}) \\ \cos(n\omega t - \frac{2\pi}{3} + \phi^{+n}) \\ \cos(n\omega t + \frac{2\pi}{3} + \phi^{+n}) \end{bmatrix}, \\
 v_{abc}^{-n} &= V^{-n} \begin{bmatrix} \cos(n\omega t + \phi^{-n}) \\ \cos(n\omega t - \frac{2\pi}{3} + \phi^{-n}) \\ \cos(n\omega t + \frac{2\pi}{3} + \phi^{-n}) \end{bmatrix}, \\
 v_{abc}^{+0n} &= V^{0n} \begin{bmatrix} \cos(n\omega t + \phi^{0n}) \\ \cos(n\omega t + \phi^{0n}) \\ \cos(n\omega t + \phi^{0n}) \end{bmatrix}.
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

Em (2.1) e (2.2), os sobrescritos $+n$, $-n$ e $0n$ representam respectivamente os componentes de sequência positivo, negativo e zero da n -ésima harmônica do vetor de tensão \vec{v} .

A detecção correta do componente de sequência positiva na frequência fundamental da tensão de rede trifásica pode ser considerada como a tarefa principal do sistema de sincronização de um conversor de energia trifásico conectado à rede.

De uma forma geral, um vetor de tensão de sequência positiva na frequência fundamental interagindo com um componente de ordem de sequência positiva ou negativa pode ser expressão por:

$$\vec{v}_{abc} = v_{abc}^{+1} + v_{abc}^n = V^{+1} \begin{bmatrix} \cos(\omega t) \\ \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} + V^n \begin{bmatrix} \cos(n\omega t) \\ \cos(n\omega t - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(n\omega t + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix}, \tag{2.3}$$

em que $n > 0$ significa uma componente de sequência positiva e $n < 0$ um de sequência negativa.

O vetor de tensão de (2.3) pode ser expresso no referencial cartesiano estacionário $\alpha\beta$ usando uma versão reduzida da transformação de Clarke, que resulta em

$$\vec{v}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} \vec{v}_\alpha \\ \vec{v}_\beta \end{bmatrix} = [T_{\alpha\beta}] \cdot \vec{v}_{abc} = \sqrt{\frac{3}{2}} V^{+1} \begin{bmatrix} \cos(\omega t) \\ \sin(\omega t) \end{bmatrix} + \sqrt{\frac{3}{2}} V^n \begin{bmatrix} \cos(n\omega t) \\ \sin(n\omega t) \end{bmatrix}, \tag{2.4}$$

em que

$$[T_{\alpha\beta}] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix}. \quad (2.5)$$

O mesmo vetor de tensão de (2.3) também pode ser expresso em um sistema de referência cartesiano girante dq usando a transformação Park.

$$\vec{v}_{dq} = \begin{bmatrix} \vec{v}_d \\ \vec{v}_q \end{bmatrix} = [T_{dq}] \cdot \vec{v}_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{3}{2}} V^{+1} \begin{bmatrix} \cos(\omega t - \theta') \\ \sin(\omega t - \theta') \end{bmatrix} + \sqrt{\frac{3}{2}} V^n \begin{bmatrix} \cos(n\omega t - \theta') \\ \sin(n\omega t - \theta') \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

em que

$$[T_{dq}] = \begin{bmatrix} \cos(\theta') & \sin(\theta') \\ -\sin(\theta') & \cos(\theta') \end{bmatrix}, \quad (2.7)$$

com θ' representando a posição angular do sistema de referência girante dq .

Assumindo que o referencial dq gira em sincronia com a sequência positiva do vetor de tensão, com o eixo d na mesma direção que o vetor de tensão de sequência positiva V^{+1} , ou seja, com $\theta' = \omega t$ a expressão de (2.6) dá origem a

$$v_{dq} = \sqrt{\frac{3}{2}} V^{+1} \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} + \sqrt{\frac{3}{2}} V^n \begin{bmatrix} \cos((n-1)\omega t) \\ \sin((n-1)\omega t) \end{bmatrix}. \quad (2.8)$$

A partir da equação (2.8), o módulo e a posição angular do vetor de tensão trifásico, $|\vec{v}|$ e θ , respectivamente, são dadas por

$$|\vec{v}| = \sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2} = \sqrt{\frac{3}{2} \left[(V^{+1})^2 + (V^n)^2 + 2V^{+1}V^n \cos((n-1)\omega t) \right]}. \quad (2.9)$$

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{v_\beta}{v_\alpha} \right) = \omega t + \tan^{-1} \left(\frac{v_q}{v_d} \right) = \omega t + \tan^{-1} \left[\frac{V^n \sin((n-1)\omega t)}{V^{+1} + V^n \cos((n-1)\omega t)} \right]. \quad (2.10)$$

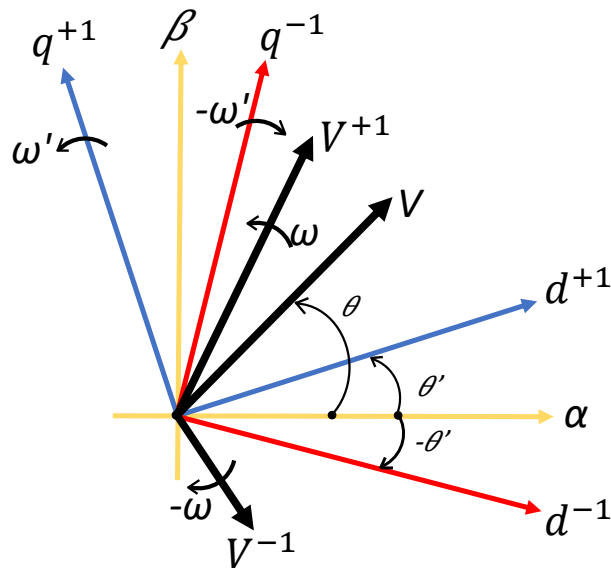
As equações (2.9) e (2.10) são evidências de que o vetor de tensão composto \vec{v} não possui módulo constante nem frequência girante. Além disso, estas equações mostram que tanto a amplitude quanto a posição angular da componente de sequência positiva não podem ser extraídas apenas filtrando o módulo detectado e o ângulo de fase do vetor de tensão composto \vec{v} , pois há um acoplamento entre as sequências.

2.4 Separação de sequência positiva e negativa

Essa seção apresenta uma introdução básica a respeito da separação de sequência positiva e negativa da tensão a partir da análise de eixos de referência que giram em velocidade síncrona. A metodologia de separação de sequências empregada, da língua inglesa *Decoupled Double Synchronous Reference Frame* (DDSRF) é bastante conhecida e permite desacoplar o efeito da componente de tensão de sequência negativa nos sinais dq detectados pelo referencial síncrono girando com velocidade angular positiva, e *vice-versa* (TEODORESCU *et al.*, 2011).

A Figura 9 mostra as componentes de sequência positiva e negativa do vetor de tensão junto com um sistema de referência síncrono duplo (do inglês, *Double Synchronous Reference Frame* (DSRF), consistindo de dois referenciais girantes: dq^{+1} , girando com a velocidade positiva ω' e cuja posição angular é θ' , e dq^{-1} , girando com a velocidade negativa $-\omega'$ e cuja posição angular é $-\theta'$.

Figura 9 – Vetor de tensão e eixos do DDSRF.



Fonte: Teodorescu *et al.* (2011).

Ao assumir que a posição angular do referencial positivo dq^{+1} corresponde à posição angular do vetor de tensão de sequência positiva v^{+1} , ou seja, se $\theta' = \omega t$, o vetor de tensão desbalanceado \vec{v} pode ser expresso no DSRF como:

$$\vec{v}_{dq^{+1}} = \begin{bmatrix} \vec{v}_{d^{+1}} \\ \vec{v}_{q^{+1}} \end{bmatrix} = [T_{dq^{+1}}] \cdot \vec{v}_{\alpha\beta} = V^{+1} \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} + V^{-1} \begin{bmatrix} \cos(-2\omega t) \\ \cos(-2\omega t) \end{bmatrix}, \quad (2.11)$$

$$\vec{v}_{dq^{-1}} = \begin{bmatrix} \vec{v}_{d^{-1}} \\ \vec{v}_{q^{-1}} \end{bmatrix} = [T_{dq^{-1}}] \cdot \vec{v}_{\alpha\beta} = V^{+1} \begin{bmatrix} \cos(2\omega t) \\ \cos(2\omega t) \end{bmatrix} + V^{-1} \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (2.12)$$

em que

$$[T_{dq^{+1}}] = [T_{dq^{-1}}]^T = \begin{bmatrix} \cos(\theta') & \sin(\theta') \\ -\sin(\theta') & \cos(\theta') \end{bmatrix}. \quad (2.13)$$

As expressões (2.11) e (2.12) evidenciam que os eixos dq^{+1} e dq^{-1} correspondem a amplitude do sinal senoidal, enquanto as oscilações em 2ω correspondem ao acoplamento entre eixos que aparece como consequência dos vetores de tensão girando em direções opostas. Portanto, ao invés de usar qualquer técnica de filtragem para atenuar as oscilações em 2ω , uma estratégia de separação de sequências positivas e negativas é apresentada na seção 3.4.2 para o controle do conversor do lado da máquina, a fim de anular o efeito de tais oscilações durante as situações de afundamento desbalanceado.

2.4.1 Separação de sequências no sistema referencial síncrono duplo (DDSRF)

2.4.1.1 Separação de sequências

Para generalizar a explicação do desacoplamento dos eixos aplicada ao DSRF, supõe-se que um vetor de tensão consistindo de dois componentes genéricos girando com frequências $n\omega$ e $m\omega$ respectivamente, onde n e m são números inteiros representando constantes que podem ser positivos ou negativos. Portanto, este vetor de tensão genérico é dado por:

$$\vec{v}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} \vec{v}_{\alpha} \\ \vec{v}_{\beta} \end{bmatrix} = v_{\alpha\beta}^n + v_{\alpha\beta}^m = V^n \begin{bmatrix} \cos(n\omega t + \phi^n) \\ \sin(n\omega t + \phi^n) \end{bmatrix} + V^m \begin{bmatrix} \cos(m\omega t + \phi^m) \\ \sin(m\omega t + \phi^m) \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

Adicionalmente, são considerados dois referenciais rotativos, dq^n e dq^m , cujas posições angulares são $n\theta'$ e $m\theta'$ respectivamente, em que θ' é o ângulo de fase detectado pelo PLL. Quando há uma sincronização perfeita por parte do PLL, ou seja, quando $\theta' = \omega t$, com ω representando a frequência fundamental da rede, o vetor de tensão mostrado em (2.14) pode ser

expresso nos eixos de referência dq^n e dq^m como segue:

$$\begin{aligned}
 v_{dq^n} &= \begin{bmatrix} v_{d^n} \\ v_{q^n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{v}_{d^n} \\ \bar{v}_{q^n} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{v}_{d^n} \\ \tilde{v}_{q^n} \end{bmatrix} = \\
 &= \underbrace{V^n \begin{bmatrix} \cos(\phi^n) \\ \sin(\phi^n) \end{bmatrix}}_{\text{Termo Constante}} + \underbrace{V^m \cos(\phi^m) \begin{bmatrix} \cos((n-m)\omega t) \\ -\sin((n-m)\omega t) \end{bmatrix} + V^m \sin(\phi^m) \begin{bmatrix} \sin((n-m)\omega t) \\ \cos((n-m)\omega t) \end{bmatrix}}_{\text{Termos Oscilantes}},
 \end{aligned} \tag{2.15}$$

$$\begin{aligned}
 v_{dq^m} &= \begin{bmatrix} v_{d^m} \\ v_{q^m} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{v}_{d^m} \\ \bar{v}_{q^m} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{v}_{d^m} \\ \tilde{v}_{q^m} \end{bmatrix} = \\
 &= \underbrace{V^m \begin{bmatrix} \cos(\phi^m) \\ \sin(\phi^m) \end{bmatrix}}_{\text{Termo Constante}} + \underbrace{V^n \cos(\phi^n) \begin{bmatrix} \cos((n-m)\omega t) \\ -\sin((n-m)\omega t) \end{bmatrix} + V^n \sin(\phi^n) \begin{bmatrix} -\sin((n-m)\omega t) \\ \cos((n-m)\omega t) \end{bmatrix}}_{\text{Termos Oscilantes}}.
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

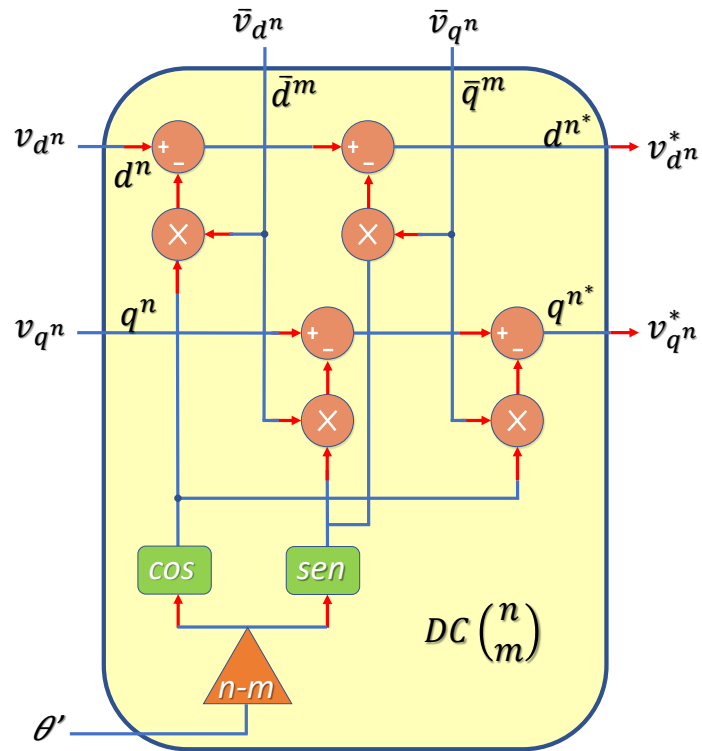
Como mostrado em (2.15) e (2.17), a amplitude dos termos contínuos nos eixos dq^n , dependem dos termos contínuos dos sinais nos eixos dq^m e *vice-versa*. Portanto, uma vez que os termos de acoplamento entre os dois sistemas de referência sejam identificados, uma célula de desacoplamento, como a apresentada por Teodorescu *et al.* (2011) e explicitada na Figura 10, pode ser projetada para cancelar as oscilações geradas pelo vetor de tensão \bar{v}^m nos dos eixos dq^n .

Para cancelar as oscilações no eixo dq^m , a mesma estrutura pode ser usada, trocando apenas os índices m e n . Na Figura 10, os termos contínuos nos eixos dq^m são representados como \bar{v}_{d^m} e \bar{v}_{q^m} .

A Figura 11, mostra um esquema de alimentação de referência cruzada, no sistema de separação de sequência, usado para estimar o valor desses termos contínuos nos sistemas de referência positivos e negativos. Nesta rede de desacoplamento, os termos contínuos estimados são nomeados como $\bar{v}_{d^m}^*$, $\bar{v}_{q^m}^*$, $\bar{v}_{d^n}^*$ e $\bar{v}_{q^n}^*$ e o bloco *Low Pass Filter* (LPF) representa um filtro passa-baixa:

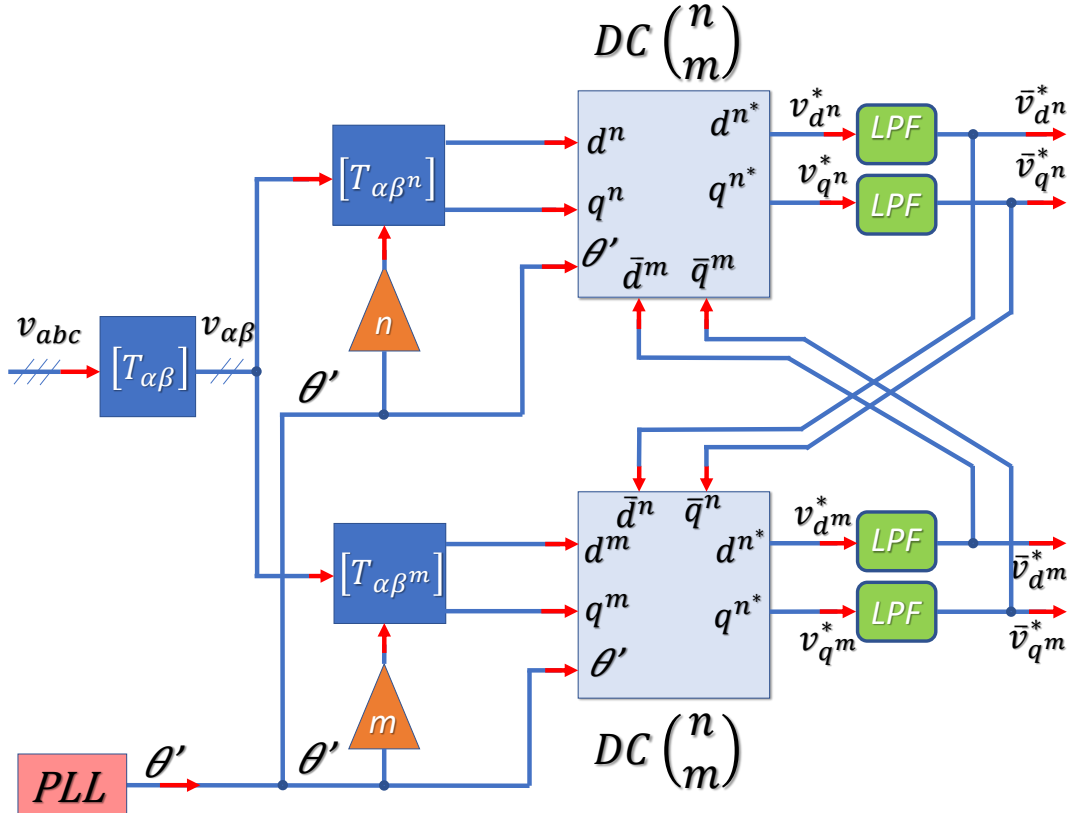
$$LPF(s) = \frac{\omega_f}{s + \omega_f}. \tag{2.17}$$

Figura 10 – Sistema projetado para separação de seqüências.



Fonte: Adaptado de Teodorescu *et al.* (2011).

Figura 11 – Decoupled double synchronous reference frame (DDSRF).



Fonte: Adaptado de Teodorescu *et al.* (2011).

O sistema de separação de seqüências apresentado permite a obtenção de sinais oscilantes em dq^m e dq^n . Ao definir $n = +1$ e $m = -1$, esse sistema separa os sinais de seqüência positiva e negativa de tensão ou corrente em sistemas trifásicos desbalanceados, o que a torna uma ferramenta útil para controladores síncronos durante falhas de rede desbalanceadas. Esse sistema também pode ser usado para desacoplar outros componentes de frequência/seqüência simplesmente configurando os valores apropriados para os coeficientes m e n (TEODORESCU *et al.*, 2011).

2.5 Equipamentos FACTS

Os equipamentos FACTS cumprem um papel importante e semelhante ao compensador síncrono na manutenção da qualidade de energia. Entender seu funcionamento é importante para compreender suas limitações em certas situações nas quais o compensador síncrono pode atuar complementando seu serviço ou até mesmo substituindo-os (WATANABE *et al.*, 1998).

De maneira geral a concepção de sistemas FACTS envolvem equipamentos de eletrônica de potência aplicados a sistemas de transmissão para controle e otimização, em tempo real, do fluxo de potência nas linhas de transmissão (AKAGI *et al.*, 2007; HINGORANI; GYUGYI, 2000).

Para Watanabe e Arede (1998), em uma linha de transmissão a potência ser calculada por:

$$P = \frac{V_1 V_2}{X_L} \sin \delta_{12}, \quad (2.18)$$

onde V_1 e V_2 são os módulos das tensões terminais, X_L é a impedância série e δ_{12} é a defasagem angular das tensões terminais.

Assim, um compensador pode ser classificado como dispositivo FACTS se ele for capaz de controlar, em tempo real, pelo menos um dos três principais parâmetros de 2.18, ou seja, tensão terminal, impedância da linha e/ou ângulo de potência (WATANABE; AREDES, 1998).

2.5.1 STATCOM

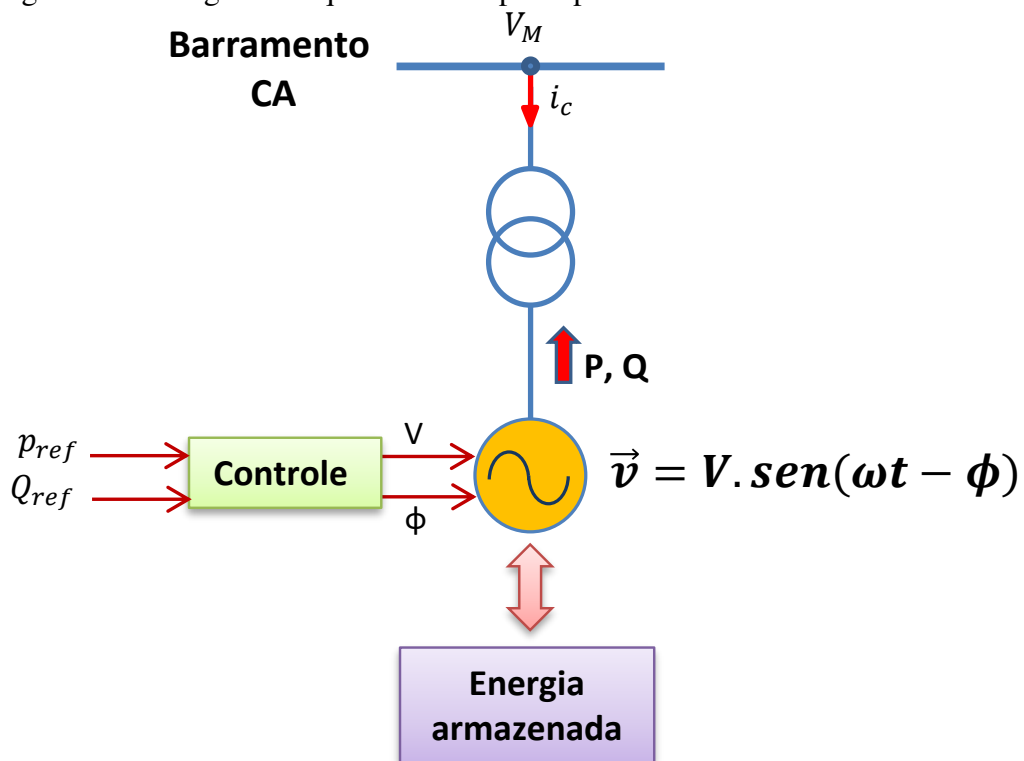
O compensador síncrono estático, referido como STATCOM, é o análogo da máquina síncrona ideal. A mesma é capaz de gerar tensões trifásicas senoidais e equilibradas, na frequência fundamental, e de módulo e ângulo de fase controlável. Essa máquina idealmente não tem inércia.

Sua resposta é praticamente instantânea e não altera significativamente a impedância equivalente do sistema de potência (HINGORANI; GYUGYI, 2000).

O STATCOM pode ser todo baseado na teoria de potência ativa e reativa instantânea e, dessa forma, controlar potência reativa (capacitiva ou indutiva), teoricamente, sem a necessidade do emprego de elementos armazenadores de energia (capacitores e reatores). Além disso, ele pode de forma dinâmica realizar trocas de energia com o sistema CA, se o mesmo for dotado de um dispositivo armazenador de energia (HINGORANI; GYUGYI, 2000; AKAGI *et al.*, 2007).

Um modelo funcional do STATCOM está mostrado na Figura 12. Os sinais de referência Q_{ref} e P_{ref} definem a amplitude V e o ângulo de fase ϕ da tensão gerada, que por sua vez, define a troca de potência ativa (real) e reativa (imaginária) entre o STATCOM e a barra CA do sistema de potência a qual ele está conectado. Não existirá fluxo de corrente para o STATCOM, se a tensão gerada $\vec{v} = V \cdot \text{sen}(\omega t - \phi)$ tiver o mesmo módulo (V) e ângulo de fase (ϕ) que da barra CA (V_M) do sistema.

Figura 12 – Diagrama esquemático do princípio de funcionamento do STATCOM.



Fonte: Adaptado de Watanabe e Aredes (1998).

Por outro lado, se as perdas forem desprezadas e considerando apenas uma indutância de dispersão no transformador de acoplamento, pode-se dizer que não há fluxo de potência ativa (real) para o STATCOM, se o ângulo de fase de ambas as tensões forem iguais (é o mesmo

que considerar $\delta_{12} = 0$ na equação (2.1). Se a amplitude V da tensão gerada for maior que da tensão do sistema ($|V_M|$), então, uma corrente capacitiva (em avanço) fluirá da barra CA para o STATCOM. Ou se a amplitude de V for menor que $|V_M|$, uma corrente indutiva (atrasada) fluirá da barra CA para o STATCOM (consumo de potência reativa).

De modo análogo, a potência ativa (real) que flui entre a fonte de tensão síncrona (STATCOM) e a barra CA do sistema pode ser controlada através da defasagem (ϕ) da tensão gerada pelo STATCOM. Isto é, se a tensão de saída do STATCOM é adiantada em relação à da barra CA (V_M), o STATCOM drenará energia do seu dispositivo armazenador de energia (fonte CC) e injetará esta potência no sistema CA. Um fluxo reverso de energia ocorrerá quando a tensão de saída do STATCOM estiver atrasada em relação à da barra CA.

Caso a troca dinâmica de energia com o sistema não seja necessária ($P_{ref} = 0$), o STATCOM torna-se uma fonte autossuficiente de potência reativa, de forma semelhante a um compensador síncrono ideal, e o dispositivo externo armazenador de energia fonte Corrente Contínua (CC) pode ser desconectado.

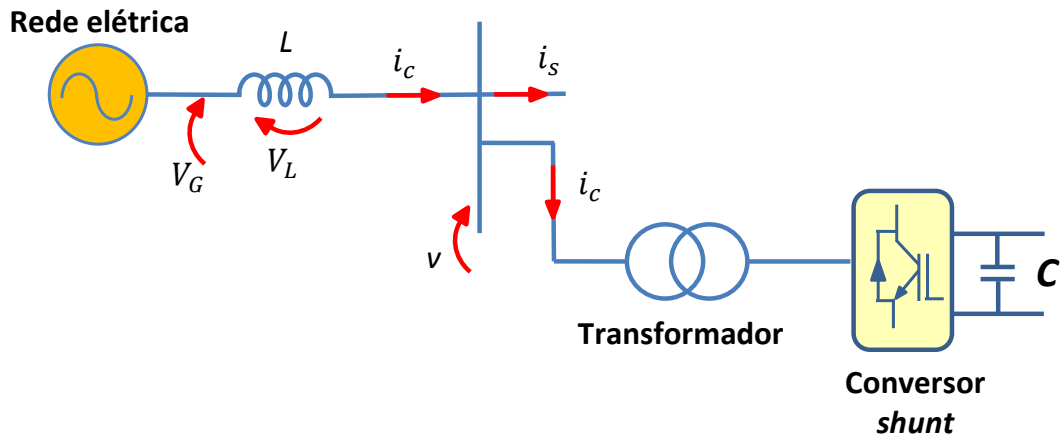
O STATCOM pode gerar corrente reativa fundamental adiantada (potência imaginária $q < 0$) ou atrasada (potência reativa $q > 0$) de 90° da componente fundamental de sequência positiva da tensão V da barra CA. Seu princípio de regulação da tensão por injeção de corrente reativa está ilustrado na Figura 13.

Neste caso, tem-se a corrente ortogonal à tensão e a potência ativa (real) é nula. Esta corrente fluiria pela impedância equivalente do sistema. Isto sugere uma regulação da tensão V por injeção de uma componente fundamental de sequência positiva da corrente (i) ortogonal à componente fundamental de tensão V . Desta forma, a queda de tensão sobre L dada por V_L estaria em fase ou em contrafase com a tensão V_G do sistema, causando, respectivamente, uma diminuição ou um incremento da tensão V .

Desta forma, variando a injeção de corrente reativa, o STATCOM controla indiretamente a amplitude da tensão da barra CA, como ilustra a Figura 13 e está resumido abaixo:

$$\begin{cases} i_c(q > 0) \rightarrow \text{redução da tensão } V \\ i_c(q < 0) \rightarrow \text{incremento da tensão } V \end{cases}$$

Figura 13 – Regulação da tensão através do STATCOM.



Fonte: Adaptado de Watanabe e Aredes (1998).

2.5.2 UPFC

O controlador de fluxo de potência unificado, conhecido pela sigla em inglês *Unified Power Flow Controller* (UPFC) é um compensador universal, capaz de controlar simultaneamente o fluxo de potência através de uma linha de transmissão e a tensão CA de um barramento (WATANABE *et al.*, 1998).

Este equipamento realiza funções de compensação, que oferece alternativas para o controle de sistemas de potência, até então difíceis de serem realizadas com o uso de equipamentos tradicionais (WATANABE *et al.*, 1998).

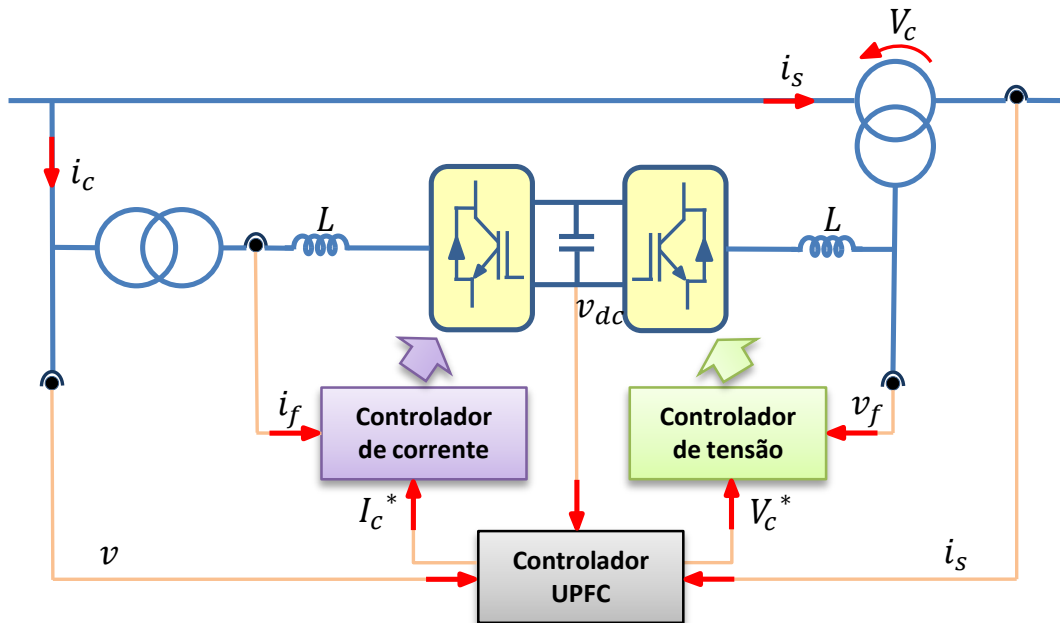
As partes principais que compõem o UPFC estão mostradas na Figura 14. O circuito de potência é constituído por dois conversores interligados por um elo CC, onde predomina um banco de capacitores, dando características de fonte de tensão ao elo CC.

Note, porém, que não existe propriamente uma fonte de suprimento de energia no elo CC, mas sim, elementos armazenadores de energia. Portanto, é preciso um balanço de fluxo de energia através dos conversores série e paralelo, de forma a manter devidamente carregado o capacitor CC e manter sua tensão regulada, em torno de seu valor nominal.

O cenário de aplicação desse FACTS seria numa dada área do sistema de potência onde existem problemas de regulação de tensão, além de desequilíbrios no carregamento das linhas de transmissão e consequente sobrecargas, devido ao paralelismo de linhas de diferentes impedâncias. Estes são problemas típicos, dificilmente solucionados com um único compensador tradicional (AKAGI *et al.*, 2007).

Além das funções de compensação na frequência fundamental citadas acima, o arranjo *back-to-back* dos conversores pode também compensar potências harmônicas, atuando

Figura 14 – Componentes principais do UPFC.



Fonte: Adaptado de Watanabe e Aredes (1998).

nas tensões e/ou nas correntes do sistema (WATANABE *et al.*, 1998).

Desta forma, o UPFC seria, então, um compensador universal, capaz de realizar compensação harmônica, desde frequências subsíncronas até alguns kHz.

Apesar de a potência reativa trifásica não gerar fluxo de energia no lado CC dos conversores de potência, a potência ativa gera (WATANABE *et al.*, 1998). Assim, a potência ativa que por ventura é drenada ou injetada no sistema de Corrente Alternada (CA), pelo conversor série, causa variações na tensão do banco de capacitores, que devem ser compensadas pelo conversor paralelo. Este conversor deve então, injetar ou drenar energia do elo CC para reagir às variações de tensão no elo CC. Isso equivale a dizer que a potência ativa média que o conversor série esteja eventualmente fornecendo à rede CA deve ser obtida desta, através do conversor paralelo.

Em termos gerais de balanço de energia, a potência ativa líquida que os dois conversores drenam do sistema CA equivale-se às perdas nos componentes do UPFC, incluindo seus transformadores.

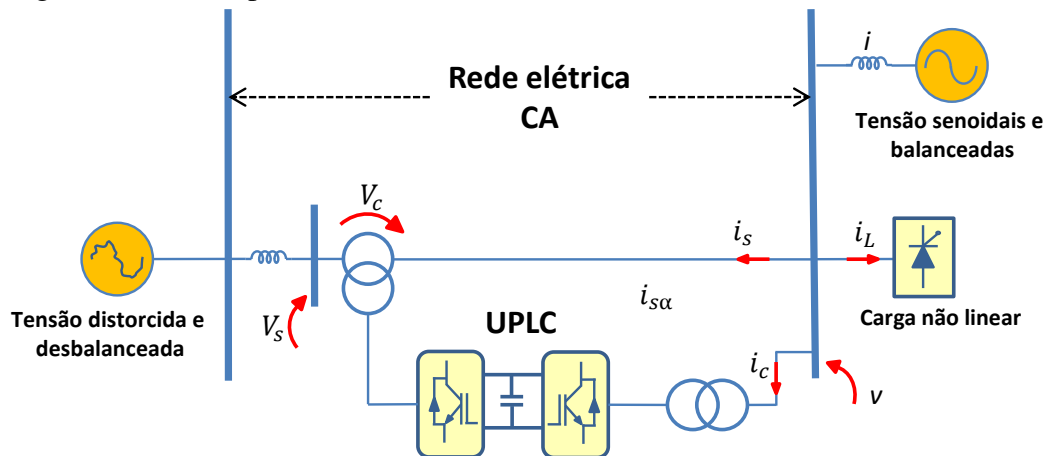
Além de funcionar como regulador da tensão CC, o conversor *shunt* do UPFC controla também o módulo da tensão CA da barra controlada. Para isso, o controle do conversor *shunt* deve fazer com que este injete uma componente variável de corrente reativa (corrente trifásica ortogonal à tensão), gerando uma potência reativa trifásica variável, a fim de regular a tensão da barra CA.

2.5.3 UPLC

Proposto por Aredes em 1996, o Compensador Universal, ou do inglês *Universal Active Power Line Conditioner* (UPLC) engloba todos os conceitos de compensação apresentados anteriormente em um único equipamento de eletrônica de potência. Ele realiza todas as funções de filtragem ativa série e paralelo combinadas, além das funções de compensação originalmente atribuídas ao UPFC (WATANABE; AREDES, 1998).

Um cenário típico para aplicação de um UPLC está mostrado na Figura 15. Assume-se que por um lado (esquerdo) tem-se um sistema CA com um alto grau de poluição harmônica e desequilíbrio, o que faz com que a tensão v_s do lado esquerdo do UPLC seja distorcida e desbalanceada, independentemente da grande carga não linear conectada na barra CA do lado direito do UPLC. Por outro lado, assume-se outro sistema CA com tensões senoidais e balanceadas (lado direito), porém suprindo uma grande carga desbalanceada e geradora de correntes harmônicas. O problema se resume, então, em evitar que a tensão desbalanceada e distorcida se propague, prejudicando o sistema do lado direito do UPLC e impedir que a corrente distorcida e desbalanceada da carga não-linear (i_L) circule pelos sistemas CA de ambos os lados do UPLC.

Figura 15 – Princípio de funcionamento do UPLC.



Fonte: adaptado de Watanabe e Aredes (1998).

Além das compensações harmônicas, o UPLC também realiza o controle do fluxo de potência através de seu conversor série e regula a tensão V através de seu conversor shunt. Portanto, o conversor shunt deve compensar a corrente i_L da carga não linear e controlar o valor eficaz da tensão V . O conversor série deve compensar os harmônicos e o desequilíbrio na tensão v_s e controlar a potência real e imaginária produzida por V e i_s .

2.6 Máquina de Indução de Rotor Bobinado

A base do compensador síncrono convencional é uma máquina síncrona. Um dos diferenciais deste trabalho se encontra no fato de desenvolver um compensador síncrono baseado em uma máquina de indução. Nesse contexto é de suma importância entender o princípio de funcionamento e as principais partes que compõem uma máquina de indução, mais especificamente a de rotor bobinado.

O rotor de uma máquina de indução polifásica pode ser de dois tipos: rotor gaiola de esquilo ou rotor bobinado. No primeiro, o enrolamento consiste em barras condutoras encaixadas em ranhuras no entreferro do rotor e curto-circuitadas em cada lado por anéis condutores.

O segundo tipo, objeto principal deste trabalho é construído na forma de um enrolamento polifásico semelhante ao estator tendo o mesmo número de polos. Os terminais do enrolamento do rotor são conectados a anéis deslizantes isolados montados sobre o eixo (UMANS, 2014).

Na máquina de indução, a corrente alternada é fornecida diretamente ao estator, ao passo que o rotor recebe a corrente por indução, como em um transformado, a partir do estator. O enrolamento de estator é do mesmo tipo de uma máquina síncrona.

Quando a excitação é feita por uma fonte polifásica equilibrada, um campo magnético é produzido no entreferro girando na velocidade síncrona. Essa velocidade é determinada pelo número de polos do estator e pela frequência f_e aplicada ao estator 2.20

Em uma máquina de indução operando como motor, o fluxo da armadura adianta-se em relação ao fluxo do rotor e produz um conjugado eletromecânico. Diferentemente de uma máquina síncrona, o rotor em si de uma máquina de indução não gira em sincronismo; há uma diferença de velocidade entre os dois chamada de escorregamento, que dá origem às correntes induzidas no rotor e, portanto, ao conjugado (UMANS, 2014).

Para uma máquina girando na velocidade constante de n vezes Rotação Por Minuto (rpm) no mesmo sentido que o campo girante do estator, e considerando n_s rpm a velocidade síncrona do campo do estator, a diferença entre a velocidade síncrona e a do rotor é referida como escorregamento do rotor. No caso de um motor, o escorregamento é $n_s - n$, medido em rotações por minuto (rpm). O escorregamento s é expresso mais usualmente como sendo uma fração da velocidade síncrona:

$$s = \frac{n_s - n}{n_s}. \quad (2.19)$$

O movimento relativo entre o fluxo do estator e os condutores do rotor induz tensões de frequência f_r , dada por:

$$f_r = sf_e. \quad (2.20)$$

Sendo chamada de frequência de escorregamento no rotor. Dessa forma, o comportamento elétrico de uma máquina de indução é similar ao de um transformador, mas apresentando a característica adicional da transformação de frequência produzida pelo movimento relativo entre os enrolamentos do estator e do rotor.

O fluxo girante do entreferro induz tensões com a frequência de escorregamento nos enrolamentos do rotor. As correntes do rotor são determinadas então pelas magnitudes das tensões induzidas e pela impedância apresentada pelo rotor na frequência de escorregamento. Na partida, o rotor está parado, o escorregamento é unitário e a frequência do rotor é igual à frequência do estator, resultando um conjugado de partida que faz com que o rotor tenda a girar no sentido de rotação do campo de girante do estator. Se esse conjugado for suficiente para superar o conjugado resistente imposto pela carga no eixo, então o motor atingirá a sua velocidade de operação. No entanto essa velocidade não pode se igualar à velocidade do campo girante, porque então os condutores do rotor estariam estacionários em relação ao campo do estator; nenhuma corrente seria induzida neles e, conseqüentemente, nenhum conjugado seria produzido (UMANS, 2014).

Com o rotor girando no mesmo sentido de rotação que o campo do estator, a frequência das correntes do rotor será sf_e e elas produzirão uma onda girante de fluxo que irá girar com sn_s rpm em relação ao rotor no sentido positivo. Entretanto, superposta a essa rotação, está a rotação mecânica do rotor a n rpm.

Assim, em relação ao estator, a velocidade da onda de fluxo produzida pelas correntes do rotor é a soma dessas duas velocidades sendo igual a:

$$sn_s + n = sn_s + n_s(1 - s). \quad (2.21)$$

De 2.21 é possível concluir que as correntes do rotor produzem uma onda de fluxo no entreferro que gira na velocidade síncrona e, portanto, em sincronismo com a onda produzida pelas correntes do estator. Como os campos do estator e do rotor giram sincronicamente cada um, eles estão estacionários entre si, produzindo um conjugado constante que assim mantém a rotação do rotor. Esse conjugado que existe em qualquer velocidade mecânica do rotor que seja diferente da velocidade síncrona, é chamado de conjugado assíncrono.

As máquinas de indução de rotor bobinado são relativamente incomuns, encontradas apenas em um número limitado de aplicações especializadas. Elas podem ser utilizadas para realizar conversão de frequência e a indústria utiliza essas máquinas também nos aerogeradores que compõe os parque eólicos. As máquinas de indução de rotor bobinado são relativamente incomuns, encontradas apenas em um número limitado de aplicações especializadas.

2.7 Gerador de Indução Duplamente Alimentado

O compensador síncrono desenvolvido neste trabalho encerra um tipo de máquina muito particular. Ainda na categoria das máquinas de indução, a ideia proposta se concentra na utilização de uma máquina com dupla alimentação. Ou seja, uma máquina operando com o auxílio de conversores estáticos de potência manipulando correntes tanto pelo lado do estator como pelo lado do rotor. Este é o motivo pelo qual é chamado de Máquina de Indução Duplamente Alimentado (MIDA), em inglês *Doubly Fed Induction Machine* (DFIM) (BOLDEA, 2005).

O estator da máquina é diretamente ligado à rede, podendo ou não existir um transformador de conexão. O rotor é conectado à rede através de dois conversores de potência ligados por um elo de corrente contínua (barramento CC) o qual permite um fluxo bidirecional de potência. O conversor é conectado ao rotor através de anéis deslizantes e escovas, permitindo um fluxo de potência nas duas direções. O circuito do rotor pode absorver ou injetar energia elétrica (BOLDEA, 2005).

Essa configuração com dupla alimentação permite o controle da máquina em uma determinada faixa de velocidade. Uma das grandes vantagens dessa topologia é o fato de que os conversores podem ser projetados apenas para uma fração da potência do gerador, geralmente até 30%, o que diminui além do custo do equipamento, outros inconvenientes como excesso de peso, volume e perdas (ABAD *et al.*, 2011).

Para isso, o conversor do rotor provê a excitação da máquina e controla a potência ativa gerada pelo consumo ou injeção de potência ativa no rotor (ABAD *et al.*, 2011).

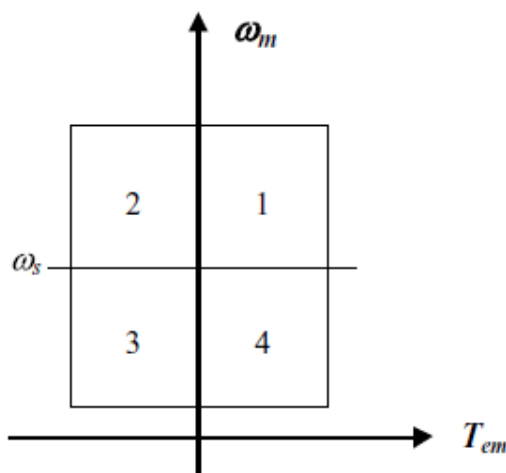
Dessa forma, existem três possíveis modos de operação para o DFIG de acordo com a velocidade do estator e do rotor da máquina, representado pelo escorregamento (s):

- Modo síncrono: quando a velocidade do estator é igual à velocidade do rotor, ou seja $s=0$;
- Modo supersíncrono: quando a velocidade do campo girante do estator encontra-se acima da velocidade síncrona e por tanto maior que a velocidade do rotor;
- Modo subsíncrono: quando a velocidade de campo do estator encontra-se abaixo da

velocidade síncrona e nesse caso menor que a velocidade do rotor. Esse foi o modo utilizado nessa pesquisa.

O DFIM pode operar sob diferentes condições, dependendo da potência, velocidade ou torque controlados (ABAD *et al.*, 2011). A Figura 16 apresenta um esquema simplificado de fluxo de potência através de quadrantes e ajuda na compreensão da Tabela 3 que por sua vez mostra quatro combinações diferentes de operação dessa máquina. Na Figura 16, ω_m representa a velocidade mecânica e T_{em} torque eletromagnético.

Figura 16 – Quadrantes representando os quatro modos de operação do DFIM.



Fonte: Adaptado de (ABAD *et al.*, 2011).

No caso específico deste trabalho, o DFIM opera em um primeiro momento como motor (modo 4 da Tabela 3), sendo alimentado pela rede e armazenando energia rotacional como um volante de inércia. No momento em que ocorre o distúrbio ele passa a operar então como um gerador (modo 3 da Tabela 3). A análise desse estudo se concentra a partir desse momento, por tanto será denominado em diante como *Doubly Fed Induction Generator* (DFIG).

2.8 Compensador síncrono rotativo

De uma maneira geral, os sistemas utilizados para minimizar os efeitos de quedas momentâneas de tensão estão baseados em dispositivos com armazenamento de energia.

A forma de energia armazenada pode ser classificada através de características como: densidade de energia; tempo de carga e descarga; desempenho; interface com a rede; custos e manutenção. Essas características ajudam a definir a forma de armazenamento apropriada para uma determinada aplicação. Unidades de armazenamento com períodos de descarga de

Tabela 3 – Quatro modos de operação do DFIM de acordo com a velocidade e potência

| Modo | | Velocidade | P_{mec} | P_s | P_r |
|------|-----------------------------|--|---------------------------------------|---|---|
| 1 | Motor ($T_{em} > 0$) | $s < 0$ ($\omega_m > \omega_s$) Supersincronismo | > 0 Saída de potência mecânica | > 0 Entrada de potência pelo estator | > 0 Entrada de potência pelo rotor |
| 2 | Gerador ($T_{em} < 0$) | $s < 0$ ($\omega_m > \omega_s$) Supersincronismo | < 0 Entrada de potência mecânica | < 0 Saída de potência pelo estator | < 0 Saída de potência pelo rotor |
| 3 | Gerador ($T_{em} < 0$) | $s > 0$ ($\omega_m < \omega_s$) Subsincronismo | < 0 Entrada de potência mecânica | < 0 Saída de potência pelo estator | > 0 Entrada de potência pelo rotor |
| 4 | Motor ($T_{em} > 0$) | $s > 0$ ($\omega_m < \omega_s$) Subsincronismo | > 0 Saída de potência mecânica | > 0 Entrada de potência pelo estator | < 0 Saída de potência pelo rotor |

Fonte: Adaptado de (ABAD *et al.*, 2011).

milissegundos a alguns minutos são úteis para melhorar a estabilidade, regulação de frequência e estabilização de tensão de um sistema elétrico (SOUZA, 2003).

Dentre os sistemas armazenadores de energia, além dos de fonte química e eletrostática, como capacitores e baterias, pode-se citar outros com armazenamento na forma de energia cinética, como os volantes de inércia, ou do inglês *flywheel*, onde se acumula energia nas partes girantes de máquinas elétricas (WILLIS, 2000; TER-GAZARIAN, 1994; SODANO *et al.*, 2005).

O compensador síncrono rotativo é um dispositivo que utiliza uma máquina assíncrona, no qual o eixo não está conectado a uma carga, portanto gira livremente. Seu propósito principal não é converter energia elétrica em mecânica ou vice-versa, mas prover um adequado fator de potência ou ajustar a tensão da rede. A energia cinética armazenada no rotor da máquina pode ajudar a estabilizar a potência do sistema durante pequenas faltas ou rápidas flutuações de carga fornecendo potência reativa e até mesmo potência ativa (AKAGI *et al.*, 2000; AKAGI; SATO, 1999; BOLUND *et al.*, 2007).

Diferentemente de um STATCOM, por exemplo, a quantidade de potência reativa gerada a partir de um compensador síncrono pode ser continuamente ajustada. A potência reativa dos capacitores diminui quando a tensão da rede diminui, enquanto o compensador síncrono pode aumentar a corrente reativa ao mesmo tempo em que a tensão da rede cai. Além disso, em

determinados níveis de potência, seriam exigidos grandes valores de capacitância, necessitando o uso de supercapacitores, como foi demonstrado experimentalmente na tese de Willis (2000).

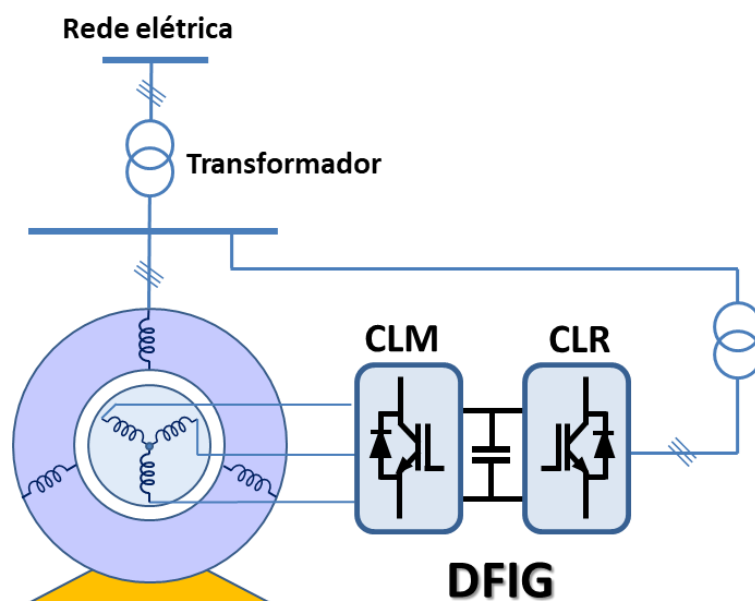
É usual conectar compensadores série para cancelar distúrbios na tensão entregue a uma carga. A tensão gerada pelo compensador, de forma atrasada ou adiantada, é injetada em uma linha entre o sistema e a carga. De forma dual, é usual conectar compensadores em derivação para cancelar distúrbios na corrente (WEISSBACH *et al.*, 1999; UEMURA *et al.*, 1997). Neste trabalho explorou-se apenas a conexão em derivação. Os estudos da conexão em série poderão ser contemplados como o seguimento deste trabalho.

Nos compensadores síncronos, a tensão de campo é controlada por um regulador de tensão fazendo com que a máquina síncrona forneça ou absorva potência reativa de acordo com o necessário para ajustar a tensão da rede ou prover determinado fator de potência. O aumento do campo de excitação resulta em um aumento na potência reativa do sistema.

Como já citado, a fase da corrente do estator da máquina varia com a excitação do campo. A corrente apresenta a partir dessa excitação elevadas respostas para altos ou baixos valores de excitação.

A operação acima exposta pode ser obtida com o uso de um conversor eletrônico de potência no rotor de uma máquina de indução, no qual o estator é conectado diretamente à rede, como mostrado na Figura 17.

Figura 17 – Esquema de funcionamento do sistema evidenciando a participação da máquina de indução, conversor.



Fonte: Adaptado de Souza (2003).

Longas linhas de transmissão, quando a vazio ou com carga reduzida, devido ao seu efeito capacitivo, aumentam a tensão no sentido da geração para o consumidor. Quando carregadas, devido ao efeito de mútua indução e do fator de potência tipicamente indutivo da carga, diminuem a tensão no sentido da geração para o consumidor (NISHIO *et al.*, 1997).

Os parques eólicos, que tipicamente possuem característica de baixa geração de reativos, necessitam do compensador síncrono próximo às unidades de geração para facilitar a transmissão até os centros consumidores.

Essas duas problemáticas citadas, sinalizam que um estudo mais aprofundado desta proposição seriam justificados.

2.9 Conclusão do capítulo

A partir do estudo realizado nesse capítulo, chega-se à conclusão que o tema qualidade de energia elétrica possui inúmeros ramos com subtemas de variados graus de complexidade, demonstrando sua importância no cenário energético moderno. As inúmeras tecnologias apresentadas, equipamentos desenvolvidos e artigos científicos disponíveis na literatura que envolvem soluções para problemas nessa temática, são indícios de importância. Porém, conclui-se também que há pontos que merecem ser estudados e que podem ser estudados para trazer aperfeiçoamentos e até mesmo inovação.

O compensador síncrono proposto neste trabalho se apresenta como uma ferramenta importante para preencher as lacunas relacionadas aos problemas de qualidade de energia que outros equipamentos não são capazes de cobrir.

3 MODELAGEM MATEMÁTICA

Este capítulo visa a elaboração de um modelo matemático para uma Máquina de Indução de Rotor Bobinado (MIRB), cujo estator está conectado à rede e o rotor é alimentado por um conversor eletrônico capaz de manter tensão e frequência constante no rotor, além de conectá-lo, também, à rede. Este modelo será utilizado para estudos de operação em regime permanente.

Essa abordagem faz uso da estratégia de controle orientado pelo campo (LEONHARD, 2001; BOLDEA; NASAR, 2005), para o conversor do lado do rotor, na qual o sistema de referência é orientado de acordo com o vetor fluxo do estator, como será constatado ao longo deste capítulo.

O modelo da máquina trifásica estudada ao longo deste capítulo obedece às seguintes considerações simplificadoras:

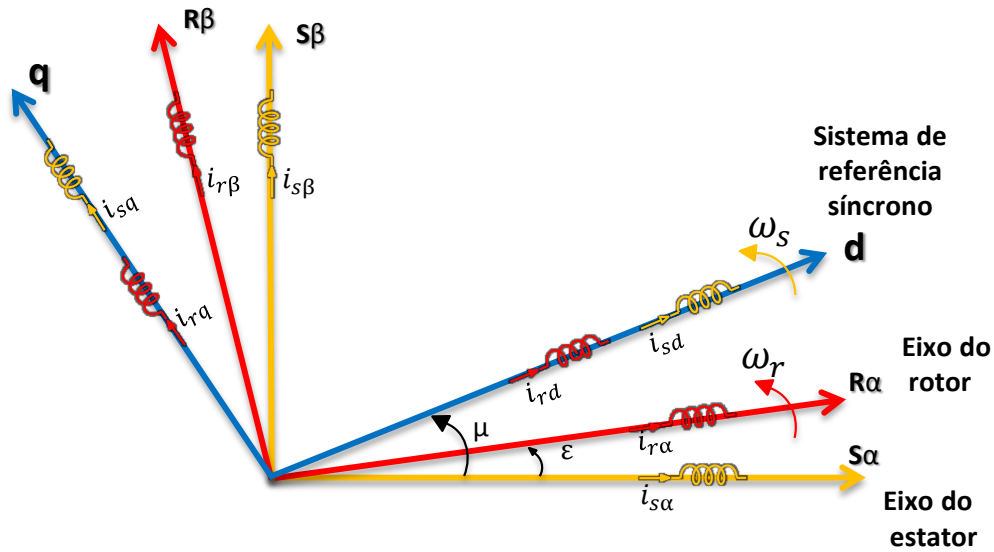
- Máquina simétrica trifásica composta por: três fases no estator idênticas de índices s_a , s_b , e s_c ; três fases no rotor idênticas de índices r_a , r_b e r_c .
- Ângulos elétricos entre bobinas de estator ou rotor igual a $2\pi/3$ radianos elétricos;
- Correntes “positivas” criam fluxos positivos no sentido do eixo.
- Convenção gerador.
- Distribuição senoidal do fluxo magnético.
- Entreferro constante: comprimento do circuito magnético servindo para o cálculo da indutância não varia, ou seja, máquina a pólos lisos.
- Máquina não saturada (coenergia (W') igual a energia (W)).

Na análise realizada, utilizou-se os sobrescritos s e r para representar as grandezas nos referenciais dq do estator e rotor, respectivamente. Por outro lado, para as grandezas no referencial síncrono, ou seja, no referencial de eixos ortogonais dq girantes com velocidade síncrona, não usou-se sobrescritos por uma questão de simplicidade.

3.1 Estator

A máquina será descrita pelo sistema de referência síncrono, como mostra a Figura 18. Este referencial é bastante atrativo, pois em coordenadas síncronas as tensões, correntes e os fluxos enlaçados da máquina transformam-se em quantidades CC (KRAUSE *et al.*, 2013; LEONHARD, 2001).

Figura 18 – Máquina de indução no referencial dq síncrono.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

Considere-se, então, a equação vetorial da tensão do estator nas coordenadas do estator, dada por:

$$\vec{v}_s^s = R_s \vec{i}_s^s + \frac{d\vec{\lambda}_s^s}{dt}. \quad (3.1)$$

Onde:

\vec{v}_s^s : vetor de tensão do estator nas coordenadas do estator;

R_s : resistência nos enrolamentos do estator;

\vec{i}_s^s : vetor corrente no estator nas coordenadas do estator;

$\vec{\lambda}_s^s$: fluxo magnético do estator nas coordenadas do estator.

Visando realizar a transformação de coordenadas da equação anterior do referencial do estator para o referencial síncrono, deve-se efetuar a rotação de todas as variáveis de (3.1) por $e^{-j\mu}$, onde μ representa o deslocamento angular entre os referenciais do estator e síncrono.

Dessa forma, tem-se:

$$\vec{v}_s^s e^{-j\mu} = R_s \vec{i}_s^s e^{-j\mu} + \frac{d\vec{\lambda}_s^s}{dt} e^{-j\mu}. \quad (3.2)$$

Levando em consideração que o segundo termo de (3.2) pode ser originado a partir da seguinte derivada:

$$\frac{d(\vec{\lambda}_s^s e^{-j\mu})}{dt} = \frac{d\vec{\lambda}_s^s}{dt} e^{-j\mu} - j\omega_s \vec{\lambda}_s^s e^{-j\mu}, \quad (3.3)$$

pode-se rearranjar a mesma equação em função do seguinte termo:

$$\frac{d\vec{\lambda}_s^s}{dt} e^{-j\mu} = \frac{d(\vec{\lambda}_s^s e^{-j\mu})}{dt} + j\omega_s \vec{\lambda}_s^s e^{-j\mu}. \quad (3.4)$$

A substituição de (3.4) em (3.2) resulta em:

$$\vec{v}_s = R_s \vec{i}_s + \frac{d\vec{\lambda}_s}{dt} + j\omega_s \vec{\lambda}_s. \quad (3.5)$$

O artifício matemático anterior foi utilizado para garantir que todos os termos da equação pudessem ser transformados para o referencial síncrono.

Finalizando, esta equação vetorial representa a tensão do estator que pode ser dividida em duas componentes:

$$v_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d\lambda_{sd}}{dt} - \omega_s \lambda_{sq}, \quad (3.6)$$

$$v_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d\lambda_{sq}}{dt} + \omega_s \lambda_{sd}. \quad (3.7)$$

Em que:

v_{sd} : amplitude da componente da tensão do estator no eixo direto;

v_{sq} : amplitude da componente da tensão do estator no eixo em quadratura;

i_{sd} : amplitude da componente da corrente do estator no eixo direto;

i_{sq} : amplitude da componente da corrente do estator no eixo em quadratura;

λ_{sd} : módulo da componente do fluxo magnético do estator no eixo direto;

λ_{sq} : módulo da componente do fluxo magnético do estator no eixo em quadratura.

Por sua vez, os fluxos magnéticos do estator nos eixos dq são os seguintes:

$$\lambda_{sd} = L_s i_{sd} + L_m i_{rd}; \quad (3.8)$$

$$\lambda_{sq} = L_s i_{sq} + L_m i_{rq}, \quad (3.9)$$

onde L_s é a indutância própria do estator, e L_m é a indutância mútua de magnetização do estator.

3.2 Rotor

O modelo desenvolvido para o rotor fará uso do controle vetorial orientado pelo campo FOC, uma técnica largamente utilizada em acionamento de máquinas elétricas (LEONHARD, 2001; BOLDEA; NASAR, 2005). Esta técnica de controle vetorial permite o controle desacoplado das potências ativa e reativa do estator.

A equação vetorial da tensão do rotor nas coordenadas do rotor é dada por:

$$\vec{v}_r^r = R_r \vec{i}_r^r + \frac{d\vec{\lambda}_r^r}{dt}, \quad (3.10)$$

onde:

\vec{v}_r^r : vetor de tensão do rotor nas coordenadas do rotor;

R_r : resistencia nos enrolamentos do rotor;

\vec{i}_r^r : vetor corrente no rotor nas coordenadas do rotor;

$\vec{\lambda}_r^r$: vetor fluxo magnético do rotor nas coordenadas do rotor.

O sobrescrito r é utilizado para nomear as grandezas que se encontram no referencial do rotor. Para as grandezas que serão escritas no referencial síncrono, ou seja, no referencial de eixos ortogonais dq girantes com velocidade síncrona, não serão usados sobrescritos.

De forma análoga ao que foi feito para o estator, realizou-se a rotação de todas as variáveis, através da multiplicação do fator $e^{(-j\theta)}$. Desta maneira, tem-se a transformação de coordenadas do referencial do rotor para o referencial síncrono. O ângulo θ representa o deslocamento angular entre os referenciais do rotor e síncrono. Por definição o escorregamento da máquina é a diferença entre o ângulo do fluxo do estator e a posição do eixo do rotor. Assim o ângulo θ é o deslocamento angular correspondente ao escorregamento da máquina. Segue que:

$$\vec{v}_r^r e^{-j\theta} = R_r \vec{i}_r^r e^{-j\theta} + \frac{d\vec{\lambda}_r^r}{dt} e^{-j\theta}. \quad (3.11)$$

Levando em consideração que o último termo de (3.11) pode ser originado a partir da seguinte derivada:

$$\frac{d(\vec{\lambda}_r^r e^{-j\theta})}{dt} = \frac{d\vec{\lambda}_r^r}{dt} e^{-j\theta} - j\omega_{sl} \vec{\lambda}_r^r e^{-j\theta}, \quad (3.12)$$

em que $\frac{d\theta_{sl}}{dt} = \omega_{sl} = \omega_s - \omega_r$. Pode-se rearranjar a mesma equação em função do seguinte termo:

$$\frac{d\vec{\lambda}_r^r}{dt} e^{-j\theta} = \frac{d(\vec{\lambda}_r^r e^{-j\theta})}{dt} + j\omega_{sl} \vec{\lambda}_r^r e^{-j\theta}. \quad (3.13)$$

A substituição de (3.13) em (3.11) resulta em:

$$\vec{v}_r = R_r \vec{i}_r + \frac{d\vec{\lambda}_r}{dt} + j\omega_{sl} \vec{\lambda}_r. \quad (3.14)$$

Finalmente, esta equação vetorial que representa a tensão do rotor, pode ser dividida em duas componentes nos eixos dq do referencial síncrono:

$$v_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d\lambda_{rd}}{dt} - \omega_{sl} \lambda_{rq}, \quad (3.15)$$

e

$$v_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d\lambda_{rq}}{dt} + \omega_{sl} \lambda_{rd}, \quad (3.16)$$

em que:

v_d : módulo da tensão no eixo direto;

v_q : módulo da tensão no eixo em quadratura;

i_d : módulo da corrente no eixo direto;

i_q : módulo da corrente no eixo em quadratura;

λ_{rd} : módulo da componente do fluxo magnético do rotor no eixo direto;

λ_{rq} : módulo da componente do fluxo magnético do rotor no eixo em quadratura.

Por sua vez, os fluxos magnéticos do rotor em coordenadas dq síncronas são os seguintes:

$$\lambda_{rd} = L_r i_{rd} + L_m i_{sd}, \quad (3.17)$$

e

$$\lambda_{rq} = L_r i_{rq} + L_m i_{sq}, \quad (3.18)$$

onde L_r é a indutância própria do rotor, e L_m é a indutância mútua de magnetização. O torque eletromagnético da máquina é dado por:

$$T_e = \frac{3}{2} p (\lambda_{sq} i_{sd} - \lambda_{sd} i_{sq}), \quad (3.19)$$

onde p é o número de pares de pólos da máquina. As equações apresentadas até o momento descrevem um modelo para a máquina de indução duplamente alimentada nos eixos dq , que podem ser representadas por dois circuitos equivalentes, um no eixo direto e outro no eixo em quadratura, conforme mostrado na Figura 19.

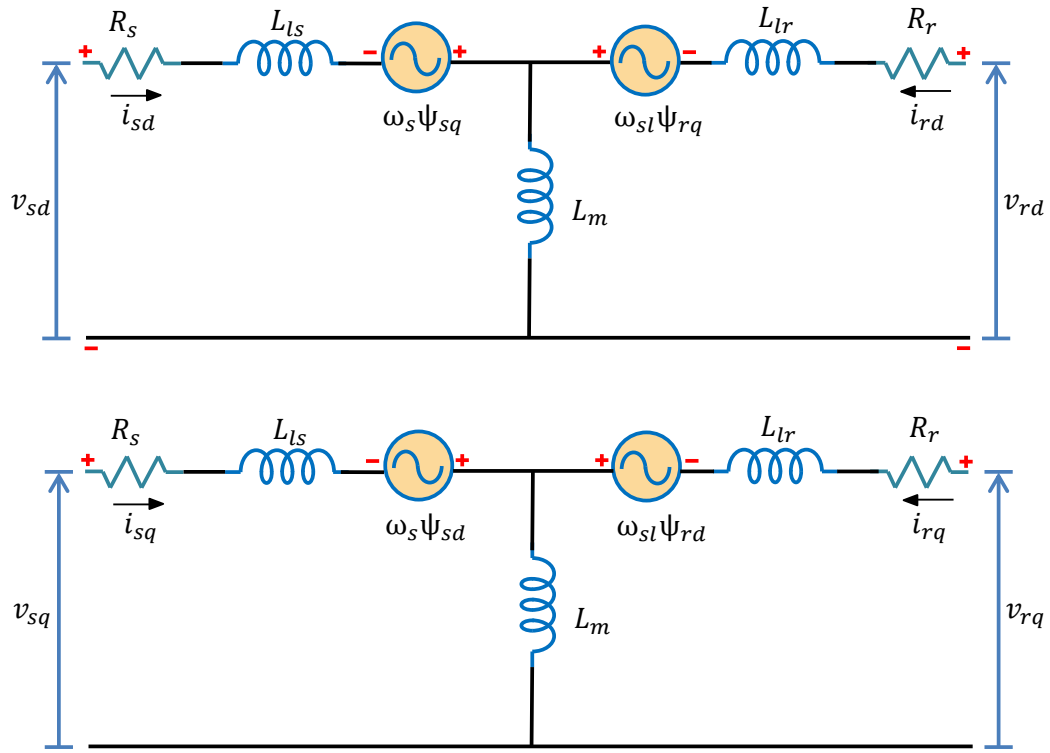
As indutâncias de dispersão que aparecem nos dois circuitos são dadas por:

$$L_{lr} = L_r - L_m \quad (3.20)$$

e

$$L_{ls} = L_s - L_m. \quad (3.21)$$

Figura 19 – Circuitos equivalentes nos eixos dq da máquina de indução operando como DFIG.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

A equação que representa a dinâmica mecânica do sistema, é dada por:

$$J \frac{d\omega_r}{dt} = T_m - T_e - B\omega_r, \quad (3.22)$$

onde J é o momento de inércia do conjunto turbina-máquina, ω_r é a velocidade angular do rotor, T_m é o torque mecânico, T_e é o torque eletromagnético, e B representa o atrito.

3.3 Controle do conversor do lado da rede elétrica

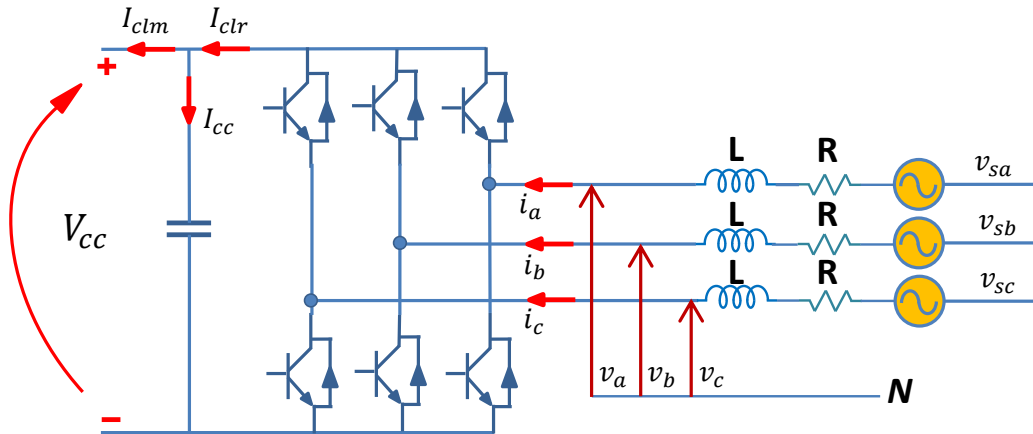
Uma análise simplificada da conexão do Conversor do Lado da Rede (CLR) com a rede elétrica pode ser elaborada a partir da Figura 20.

Uma vez que o controle do CLR faz uso do vetor tensão da rede elétrica (ou tensão no estator), este vetor será definido a seguir. Sejam as tensões:

$$v_{sa} = \sqrt{2}V \text{sen}(\omega_e t), \quad (3.23)$$

$$v_{sb} = \sqrt{2}V \text{sen}(\omega_e t - 2\pi/3), \quad (3.24)$$

Figura 20 – Esquemático do conversor do lado da rede.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

$$v_{sc} = \sqrt{2}V \sin(\omega_e t - 4\pi/3), \quad (3.25)$$

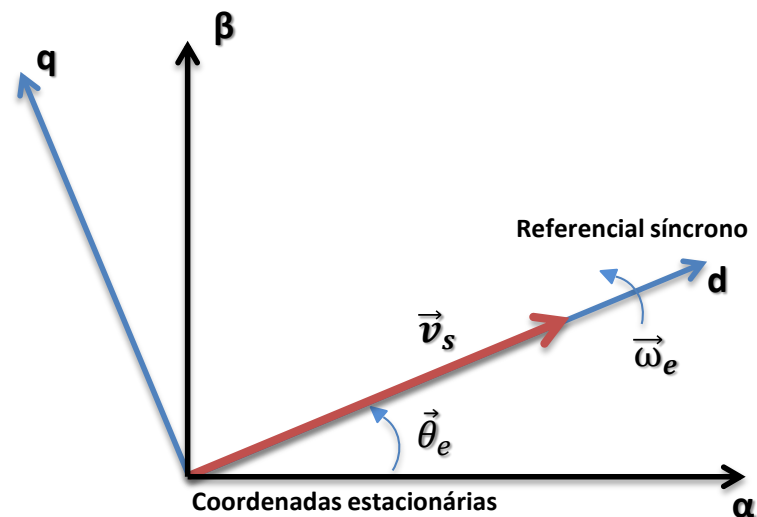
onde V representa o valor eficaz da tensão nas fases a, b e c; ω_e é a frequência angular da rede.

O vetor espacial instantâneo da tensão da rede elétrica gira com velocidade angular ω_e e é definido como:

$$\vec{v}_s = \frac{2}{3}(v_{sa} + v_{sb}e^{j\frac{2\pi}{3}} + v_{sc}e^{j\frac{4\pi}{3}}). \quad (3.26)$$

A modelagem usada no controle do conversor do lado da rede considera o diagrama vetorial orientado pelo vetor tensão da rede elétrica *Voltage-Oriented Control* (VOC), baseado em Leonhard (2001). Esse vetor gira com velocidade angular ω_e , de acordo com a Figura 21.

Figura 21 – Vetor tensão da rede elétrica.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

A técnica de controle vetorial baseada no vetor tensão da rede elétrica utilizada pelo conversor do lado da rede, no referencial síncrono dq , é tal que o eixo direto coincide com o vetor tensão definido em (3.26). Como consequência, têm-se:

$$v_{sd} = V_s \quad (3.27)$$

e

$$v_{sq} = 0, \quad (3.28)$$

onde V_s é o módulo do vetor tensão no estator, determinado a partir de v_{sa} , v_{sb} e v_{sc} . Caso V_s seja variável, é necessário que o PLL seja capaz de detectar as posições das componentes de sequência positiva e negativa da tensão da rede. Dessa maneira, é possível implementar um controle capaz de atuar tanto em sequência positiva, quanto em negativa.

Assim, baseados nessa escolha e de acordo com o circuito da Figura 20, pode-se escrever, em dq :

$$v_{sd} = Ri_d + L \frac{di_d}{dt} - \omega_e Li_q + v_d \quad (3.29)$$

e

$$v_{sq} = Ri_q + L \frac{di_q}{dt} + \omega_e Li_d + v_q, \quad (3.30)$$

onde v_d , v_q e i_d , i_q são, respectivamente, as componentes, no referencial síncrono dq , das tensões v_a , v_b e v_c , e das correntes i_a , i_b e i_c .

Desprezando-se os harmônicos devido ao chaveamento, as perdas na máquina e no conversor, e, ainda, devido a (3.28), a potência ativa no conversor do lado da rede pode ser escrita como:

$$P_r = V_{cc} i_{clr} = \frac{3}{2} v_{sd} i_d, \quad (3.31)$$

onde V_{cc} e i_{clr} são, respectivamente, a tensão no capacitor do elo CC, e a corrente contínua no barramento CC do lado do CLR.

Expressando v_{sd} em função do índice de modulação m e da tensão no capacitor V_{cc} , pode-se escrever:

$$v_{sd} = \frac{m}{2\sqrt{2}} V_{cc}. \quad (3.32)$$

Combinando-se (3.31) e (3.32), tem-se:

$$i_{clr} = \frac{3m}{4\sqrt{2}}i_d. \quad (3.33)$$

Para o elo CC, pode ser escrita a seguinte equação:

$$C \frac{dV_{cc}}{dt} = i_{clr} - i_{clm}. \quad (3.34)$$

Ou ainda:

$$C \frac{dV_{cc}}{dt} = \frac{3m}{4\sqrt{2}}i_d - i_{clm}, \quad (3.35)$$

onde C representa o valor da capacitância CC, e i_{clm} é a corrente no barramento CC do lado do Conversor do Lado da Máquina (CLM).

A equação (3.35) mostra que a tensão no elo CC pode ser controlada por meio do controle de i_d .

A potência reativa no conversor do lado da rede é dada por:

$$q = \frac{3}{2}(v_{sd}i_q - v_{sq}i_d) = \frac{3}{2}v_{sd}i_q. \quad (3.36)$$

Consequentemente, a potência reativa q pode ser controlada através de i_q .

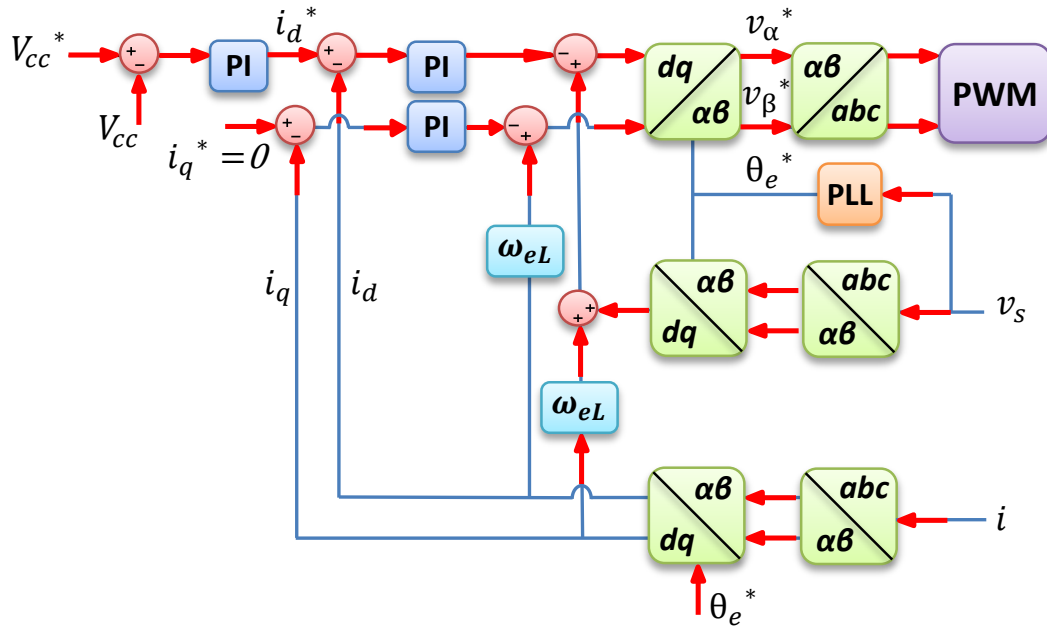
Assim, o esquema de controle deve utilizar laços de correntes para i_d e i_q , com a referência de corrente i_d^* derivada a partir do erro da tensão no elo CC através de um controlador Proporcional-Integral (PI). A Figura 22 representa um diagrama de blocos que visa o controle de um conversor conectado à rede.

A corrente de referência no eixo em quadratura i_q^* , por sua vez pode ser colocada como zero, caso se deseje que o CLR opere com fator de potência unitário. Também poderia ser um outro valor, utilizando-se de estratégias de controle para descobrir a melhor referência de corrente para ajudar o sistema em uma recuperação de um afundamento de tensão, por exemplo (LEONHARD, 2001).

Embora o conversor do lado da rede seja especificado para um percentual de no máximo 30% da potência nominal da máquina, o controle de reativo desse conversor pode ser usado para controlar a tensão no Ponto de Conexão Comum (PCC), até o limite de sua capacidade.

A capacidade de injeção de corrente reativa do conversor é bastante limitada, tendo em vista que esse conversor é projetado para uma fração da potência nominal do sistema. Por outro lado, o conversor do lado da máquina tem capacidade de controlar, em tese, toda a potência reativa do estator (LIMA, 2009).

Figura 22 – Diagrama de blocos para controle do conversor do lado da rede.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

3.4 Controle do conversor do lado da máquina

O CLM controla as potências ativa e reativa do estator da máquina, como foi dito anteriormente. Normalmente este controle é feito com a utilização do controle vetorial orientado pelo campo, como foi evidenciado por Lima (2009).

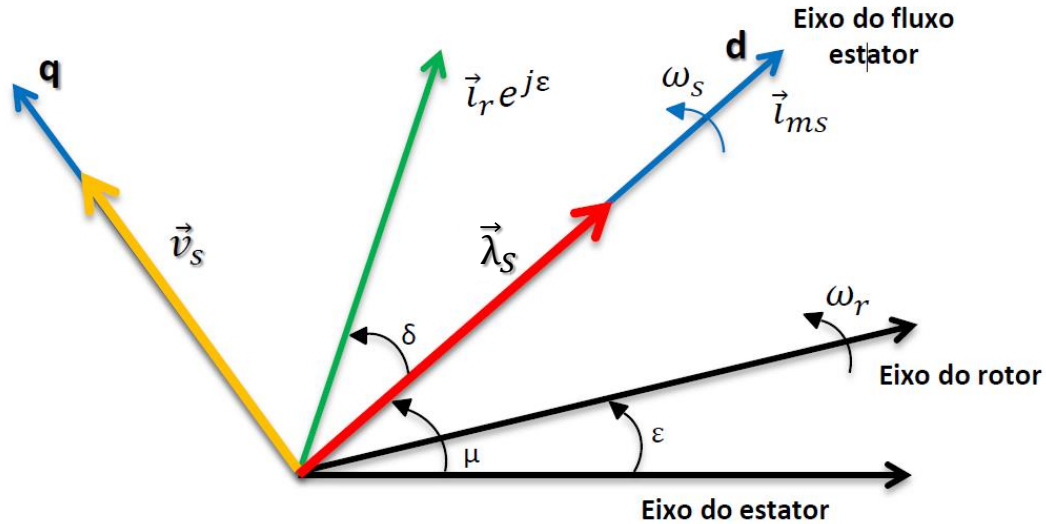
3.4.1 Modelo clássico

O controle vetorial em coordenadas dq síncrona emprega o referencial do vetor fluxo do estator. Ao serem alinhadas, as variáveis de controle passam a ser valores contínuos, sendo possível a sua regulação a partir de controladores PI e garantindo-se erros nulos em regime permanente.

A Figura 23 mostra um diagrama em forma de vetores do sistema de referência que foi levado em consideração nesta análise.

Nesta Figura, o eixo direto está alinhado ao vetor fluxo magnético do estator. A queda de tensão sobre a resistência do estator está sendo desconsiderada, pois na maioria dos casos, pode ser considerada desprezível ($R_S \cong 0$). Dessa forma, pode-se considerar para o caso de regime permanente, o vetor tensão do estator v_s praticamente adiantado em 90° , com uma pequena diferença, em relação ao vetor fluxo magnético do estator. O vetor corrente do rotor $i_r e^{j\epsilon}$ está referenciado às coordenadas dq do estator. Uma vantagem interessante desta consideração é

Figura 23 – Alinhamento entre o referencial dq e o vetor fluxo magnético do estator.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

a estimação da posição do fluxo do estator, que pode ser feita a partir do *Phase Loop Locked* (PLL) usado no conversor do lado da rede, para estimar a posição do vetor tensão da rede.

Sendo assim, ao posicionar os referenciais de acordo com a Figura 23 e levar em consideração as simplificações citadas anteriormente, pode-se afirmar que a componente em quadratura do vetor fluxo magnético do estator e a componente direta do vetor tensão são nulas. Como consequência, a expressão do torque eletromagnético fica reduzida para:

$$T_e = -\frac{3}{2}p\lambda_{sd}i_{sq}. \quad (3.37)$$

Lima (2009) mostra um modelo analítico simplificado que visa representar o comportamento do DFIG, aplicado em aerogeradores, tanto em regime permanente quanto em transitórios de tensão da rede e velocidade do vento.

A análise é realizada sobre as correntes no estator no referencial dq síncrono, e foi desenvolvida em um trabalho realizado por Lima e Watanabe (2007). O resultado das simplificações para o modelo de 5ª ordem é dado por:

$$I_{sd}(s) = \frac{\omega_s}{L_s(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)}V_{sq} - \frac{L_m}{L_s}I_{rd}, \quad (3.38)$$

$$I_{sq}(s) = \frac{(s + R_s/L_s)}{L_s(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)}V_{sq} - \frac{L_m}{L_s}I_{rq}. \quad (3.39)$$

As equações (3.38) e (3.39) mostram que, para variações da tensão do estator, as componentes dq das correntes do estator no referencial síncrono oscilam na frequência da rede elétrica, esta

oscilação é pouco amortecida devido ao baixíssimo valor da resistência estatórica R_s , pois, fornece um pequeno valor ao coeficiente de amortecimento do sistema.

Esse comportamento pode ser observado, durante um afundamento de tensão. No caso de afundamento balanceado, as correntes estatóricas em dq , oscilam com frequência ω_s . Contudo, se o afundamento na tensão do estator é desbalanceado, ou seja, com a presença de componentes de sequência negativa, existirá também oscilação na frequência $2\omega_s$, que aparece em v_{sd} e v_{sq} . Dessa forma, diante de afundamentos de tensão desbalanceados, as componentes da corrente do estator terão oscilações em ω_s e $2\omega_s$.

As equações (3.38) e (3.39) são mais genéricas e representam o comportamento inclusive transitório da máquina. Para a condição de regime permanente das componentes da tensão no estator, nas coordenadas dq , levando em consideração o alinhamento entre os eixos referido anteriormente e o efeito nulo da resistência do enrolamentos do estator (R_s), essas equações são reduzidas para:

$$I_{sd}(s) = \frac{1}{L_s \omega_s} V_{sq} - \frac{L_m}{L_s} I_{rd}, \quad (3.40)$$

$$I_{sq}(s) = -\frac{L_m}{L_s} I_{rq}. \quad (3.41)$$

Na expressão (3.40) existem duas parcelas. A primeira, para regime permanente da tensão da rede, está relacionada à corrente de magnetização da máquina, enquanto a segunda refere-se à dependência linear que existe entre as correntes do estator e do rotor, no eixo direto.

A equação (3.41) mostra a dependência linear entre as componentes das correntes do estator e rotor, no eixo em quadratura.

Ao considerar o modelo analítico simplificado proposto por Lima (2009), pode-se combinar (3.37) e (3.41). Dessa forma, a expressão para o torque eletromagnético pode ser reescrita como:

$$T_e = \frac{3}{2} p \frac{L_m}{L_s} \lambda_{sd} i_{rq}. \quad (3.42)$$

Isto significa que ao se considerar o fluxo magnético constante, o torque eletromagnético da máquina pode ser controlado através do controle da componente em quadratura da corrente do rotor. Dessa maneira, através do eixo em quadratura é possível controlar o torque eletromagnético da máquina ou a potência ativa do estator. Esta teoria origina o controle direto de torque ou *Direct*

Torque Control (DTC) e o controle direto de potência *Direct Power Control* (DPC) (BOLDEA, 2005).

Em máquinas equipadas com DFIG, o controle das potências ativa e reativa do estator é realizado, através do conversor do lado da máquina. A potência ativa do estator é definida por:

$$p_s = v_{sd}\dot{i}_{sd} + v_{sq}\dot{i}_{sq}. \quad (3.43)$$

Levando em consideração o alinhamento entre os eixos, discutidos anteriormente, e a consequente nulidade de v_{sd} , a expressão da potência ativa do estator pode ser reduzida à:

$$p_s = v_{sq}\dot{i}_{sq}. \quad (3.44)$$

Ao considerar as simplificações anteriores para a análise das potências e fazendo a substituição de (3.41) em (3.44), tem-se:

$$p_s = -\frac{L_m}{L_s}v_{sq}\dot{i}_{rq}. \quad (3.45)$$

Analisando (3.45), observa-se que por intermédio da componente em quadratura da corrente do rotor é possível, desde que a tensão da rede elétrica permaneça constante, controlar a potência ativa do estator.

O mesmo raciocínio pode ser empregado para o eixo direto, desta vez controlando-se a potência reativa do estator ou, de outra forma, visando a regulação da tensão no PCC.

A potência reativa do estator é definida por:

$$q_s = v_{sd}\dot{i}_{sq} - v_{sq}\dot{i}_{sd}. \quad (3.46)$$

Pelo que já foi discutido, a componente da tensão direta v_{sd} pode ser considerada nula. Assim, a expressão (3.46) pode ser reescrita como:

$$q_s = -v_{sq}\dot{i}_{sd}. \quad (3.47)$$

Assumindo que o módulo do fluxo do estator pode ser calculado de acordo com a seguinte expressão:

$$\lambda_{sd} = \frac{v_{sq}}{\omega_s}, \quad (3.48)$$

a equação (3.40), pode ser reescrita dessa forma:

$$i_{sd} = \frac{1}{L_s}\lambda_{sd} - \frac{L_m}{L_s}i_{rd}. \quad (3.49)$$

Substituindo (3.49) em (3.47), obtém-se a seguinte equação:

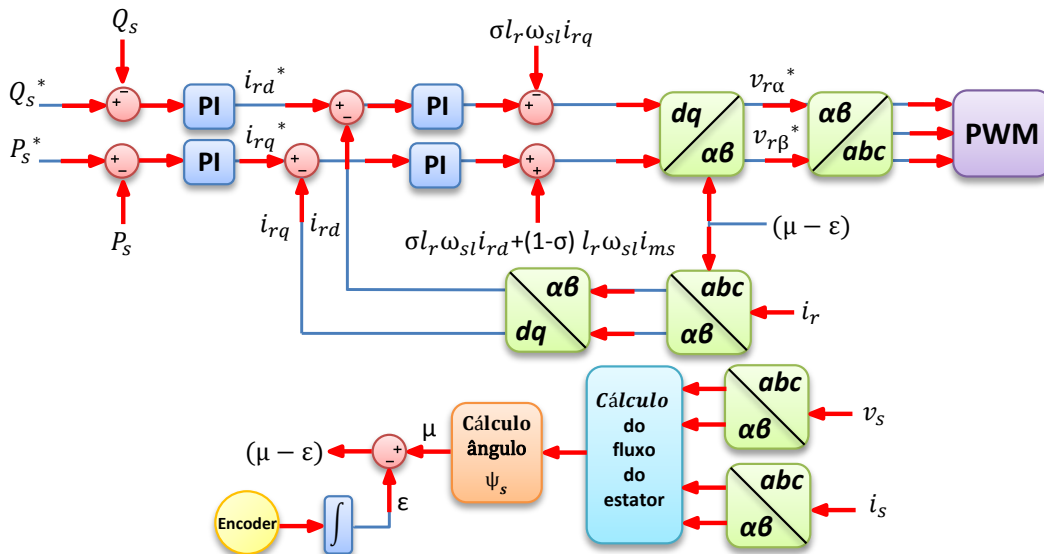
$$q_s = -\frac{v_{sq}^2}{\omega_s L_s} + \frac{L_m}{L_s} v_{sq} i_{rd}. \quad (3.50)$$

A primeira parcela de (3.50) representa, aproximadamente, a potência reativa de magnetização da máquina. Para o regime permanente da tensão do estator, esta parcela pode ser considerada constante.

Na segunda parcela observa-se que há possibilidade de controlar a potência reativa do estator, através do controle da componente direta da corrente do rotor. É interessante relembrar que caso a tensão do estator possua componente de sequência negativa, esse controle ainda pode ser realizado havendo, entretanto, oscilação na potência reativa.

O diagrama de blocos da Figura 24 foi apresentado por Lima (2009) e serviu de base para o controle do conversor do lado da máquina proposto neste trabalho, que levou em consideração também toda a modelagem matemática apresentada e discutida nos capítulos anteriores.

Figura 24 – Diagrama de blocos do controle para o conversor do lado da máquina.



Fonte: Adaptado de Lima (2009).

Esse controle inclui também o desacoplamento entre as malhas de corrente no DFIG, em que σ representa o fator de dispersão da máquina, dado pela Equação 3.51:

$$\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r}. \quad (3.51)$$

Sem esse desacoplamento prévio, a corrente do rotor no eixo d interfere na referência de tensão do rotor do eixo q e, por sua vez, a corrente do rotor no eixo q interfere na referência de tensão do eixo d .

3.4.2 Modelo proposto

O modelo proposto nessa seção se refere ao equacionamento do controle do conversor do lado máquina para os casos de desequilíbrios de tensão que o DFIG atuará como compensador síncrono. Este é proposto, exatamente porque a modelagem clássica para o controle do CLM, não oferece possibilidade de processar potências sem sofrer a influência das oscilações provenientes do aparecimento da sequência negativa no sistema. Dessa forma o equacionamento abaixo proposto contorna esse problema afim de garantir que a atuação do conversor seja mais ampla.

As variáveis elétricas nos referenciais estacionários abc e $\alpha\beta$ e referencial girante dq , serão representados da seguinte forma:

$$\vec{x}_{abc} = x_{abc}^{+1} + x_{abc}^{-1}, \quad (3.52)$$

$$\vec{x}_{\alpha\beta} = x_{\alpha\beta}^{+1} + x_{\alpha\beta}^{-1}, \quad (3.53)$$

$$\vec{x}_{dq} = x_{dq}^{+1} + x_{dq}^{-1}, \quad (3.54)$$

em que x representa qualquer variável em sequência positiva ou negativa, representadas respectivamente pelos sobrescritos "+" e "-".

As equações das tensões, fluxos do estator e rotor obtidas anteriormente, considerando apenas a sequência positiva, são reescritas neste momento de forma mais abrangente, considerando agora a sequências negativas também:

$$\begin{aligned} v_{sd}^{+1} &= R_s i_{sd}^{+1} + \frac{d\lambda_{sd}^{+1}}{dt} - \omega_s \lambda_{sq}^{+1} \\ v_{sq}^{+1} &= R_s i_{sq}^{+1} + \frac{d\lambda_{sq}^{+1}}{dt} + \omega_s \lambda_{sd}^{+1} \\ v_{rd}^{+1} &= R_r i_{rd}^{+1} + \frac{d\lambda_{rd}^{+1}}{dt} - \omega_r \lambda_{rq}^{+1} \\ v_{rq}^{+1} &= R_r i_{rq}^{+1} + \frac{d\lambda_{rq}^{+1}}{dt} + \omega_r \lambda_{rd}^{+1} \end{aligned}, \quad (3.55)$$

$$\begin{aligned} \lambda_{sd}^{+1} &= L_s i_{sd}^{+1} + L_m i_{rd}^{+1} \\ \lambda_{sq}^{+1} &= L_s i_{sq}^{+1} + L_m i_{rq}^{+1} \\ \lambda_{rd}^{+1} &= L_r i_{rd}^{+1} + L_m i_{sd}^{+1} \\ \lambda_{rq}^{+1} &= L_r i_{rq}^{+1} + L_m i_{sq}^{+1} \end{aligned}, \quad (3.56)$$

$$\begin{aligned}
v_{sd}^{-1} &= R_s i_{sd}^{-1} + \frac{d\lambda_{sd}^{-1}}{dt} + \omega_s \lambda_{sq}^{-1} \\
v_{sq}^{-1} &= R_s i_{sq}^{-1} + \frac{d\lambda_{sq}^{-1}}{dt} - \omega_s \lambda_{sd}^{-1} \\
v_{rd}^{-1} &= R_r i_{rd}^{-1} + \frac{d\lambda_{rd}^{-1}}{dt} + \omega_r \lambda_{rq}^{-1} \\
v_{rq}^{-1} &= R_r i_{rq}^{-1} + \frac{d\lambda_{rq}^{-1}}{dt} - \omega_r \lambda_{rd}^{-1}
\end{aligned} \tag{3.57}$$

$$\begin{aligned}
\lambda_{sd}^{-1} &= L_s i_{sd}^{-1} + L_m i_{rd}^{-1} \\
\lambda_{sq}^{-1} &= L_s i_{sq}^{-1} + L_m i_{rq}^{-1} \\
\lambda_{rd}^{-1} &= L_r i_{rd}^{-1} + L_m i_{sd}^{-1} \\
\lambda_{rq}^{-1} &= L_r i_{rq}^{-1} + L_m i_{sq}^{-1}
\end{aligned} \tag{3.58}$$

Finalmente, as frequências do rotor na coordenada dq para as sequências positivas e negativas ficam:

$$\begin{aligned}
\omega^{+1} &= \omega_s = \omega_r^{+1} + \omega_n \\
\omega^{-1} &= \omega_s = \omega_r^{-1} - \omega_n,
\end{aligned} \tag{3.59}$$

em que ω_n representa a frequência angular do rotor; e ω_r^{+1} e ω_r^{-1} são as frequências angulares das respectivas variáveis elétricas.

Levando em consideração que o sistema descrito de 3.55 a 3.58 é linear, é possível combinar estas Equações como foi realizado na Seção (3.4), ainda baseado no modelo proposto por Lima (2009), resultando em:

$$I_{sd(s)}^{+1} = \frac{(R_s + sL_s)V_{sd}^{+1} + \omega_s L_s V_{sq}^{+1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2} + \frac{-L_M(\omega_s^2 L_s + sR_s + s^2 L_s)I_{rd}^{+1} + R_s \omega_s L_M I_{rq}^{+1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2}, \tag{3.60}$$

$$I_{sq(s)}^{+1} = \frac{-\omega_s L_s V_{sd}^{+1} + (R_s + sL_s)V_{sq}^{+1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2} + \frac{-R_s \omega_s L_M I_{rd}^{+1} - L_M(\omega_s^2 L_s + sR_s + s^2 L_s)I_{rq}^{+1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2}, \tag{3.61}$$

$$I_{sd(s)}^{-1} = \frac{(R_s + sL_s)V_{sd}^{-1} - \omega_s L_s V_{sq}^{-1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2} + \frac{-L_M(\omega_s^2 L_s + sR_s + s^2 L_s)I_{rd}^{-1} + R_s \omega_s L_M I_{rq}^{-1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2}, \tag{3.62}$$

$$I_{sq(s)}^{-1} = \frac{\omega_s L_s V_{sd}^{-1} + (R_s + sL_s)V_{sq}^{-1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2} + \frac{R_s \omega_s L_M I_{rd}^{-1} - L_M(\omega_s^2 L_s + sR_s + s^2 L_s)I_{rq}^{-1}}{\omega_s^2 L_s^2 + R_s^2 + s2R_s L_s + s^2 L_s^2}, \tag{3.63}$$

As tensões e correntes estão em letras maiúsculas pois se encontram no domínio da frequência. Além disso s representa o operador de Laplace.

As Equações 3.60 a 3.63 são semelhantes as apresentadas por Lima (2009), com a diferença que neste caso são apresentadas também as equações equivalentes para as correntes do estator para a sequência negativa.

Como realizado na seção anterior, algumas hipóteses são consideradas para fins de simplificação, assim como foi proposto em Lima e Watanabe (2007):

- O vetor espacial da tensão do estator de sequência positiva está alinhado ao referencial q_1 (que é garantido pelo controle vetorial orientado pelo campo, visto em 3.4), logo V_{sd}^1 será desconsiderado;
- A resistência do estator é baixa, por tanto o termo no denominador R_s^2 será eliminado, pois seu valor é bem menor que $\omega_s^2 L_s^2$ sem o operador de Laplace s ;
- Despreza-se os termos cruzados das correntes do rotor, I_{rq}^{+1} em (3.60); I_{rd}^{+1} em (3.61); I_{rq}^{-1} em (3.62) e I_{rd}^{-1} em (3.63); dado o baixo valor de $R_s \omega_s L_M$;

Por fim considera-se, em regime permanente, a seguinte aproximação:

$$\frac{\omega_s^2 L_s + sR_s + s^2 L_s}{\omega_s^2 L_s + s2R_s + s^2 L_s} \approx 1 \quad (3.64)$$

A partir dessas considerações, obtêm-se:

$$I_{sd}^{+1} = \frac{\omega_s L_s V_{sq}^{+1}}{(\omega_s^2 L_s + s2R_s + s^2 L_s^2) L_s} - \frac{L_M I_{rd}^{+1}}{L_s}, \quad (3.65)$$

$$I_{sq}^{+1} = \frac{(R_s + sL_s) V_{sq}^{+1}}{(\omega_s^2 L_s + s2R_s + s^2 L_s^2) L_s} - \frac{L_M I_{rd}^{+1}}{L_s}, \quad (3.66)$$

$$I_{sd}^{-1} = \frac{(R_s + sL_s) V_{sd}^{-1} - \omega_s L_s V_{sq}^{-1}}{(\omega_s^2 L_s + s2R_s L_s + s^2 L_s^2) L_s} + \frac{L_M I_{rq}^{+1}}{L_s}, \quad (3.67)$$

$$I_{sq}^{-1} = \frac{\omega_s L_s V_{sd}^{-1} + (R_s + sL_s) V_{sq}^{-1}}{(\omega_s^2 L_s + s2R_s L_s + s^2 L_s^2) L_s} - \frac{L_M I_{rq}^{-1}}{L_s}. \quad (3.68)$$

Levando em consideração também que o estator do DFIG está conectado à rede elétrica, pode considerar que as tensões do estator e da rede são iguais, logo suas componentes também são iguais: $V_{sd}^{+1} = V_{gd}^{-1}$. Assim, pode-se usar em (3.65) a (3.68) as componentes em dq^{+1} e dq^{-1} das tensões tanto da rede elétrica quanto do estator.

Essas novas equações obtidas para as correntes do estator de sequência negativa se diferenciam das de sequência positiva pelo fato de apresentarem a componente de eixo direto da tensão do estator de sequência negativa (V_{sd}^{-1}). Isso acontece porque o sistema de controle vetorial orientado pelo campo do estator não garante que o vetor tensão do estator de sequência negativa esteja alinhado ao referencial q^{-1} , como acontece na sequência positiva.

3.4.2.1 Cálculo das correntes de referência

Através do desequilíbrio da rede elétrica, surgem componentes oscilantes nas potências ativa e reativa do estator, as quais apresentam frequência igual ao dobro da rede elétrica Rodríguez *et al.* (2007). As potências ativa e reativa associadas ao conversor do DFIG sob condições de desbalanço podem ser escritas como Akagi *et al.* (2007), Lima (2009):

$$P_s = P_{s0} + P_{sc2} \cos(2\omega_g t) + P_{ss2} \text{sen}(2\omega_g t), \quad (3.69)$$

$$Q_s = Q_{s0} + Q_{sc2} \cos(2\omega_g t) + P_{ss2} \text{sen}(2\omega_g t). \quad (3.70)$$

Em formato matricial e aplicando a nomenclatura empregada no texto, fica (XU; WANG, 2007; TEODORESCU *et al.*, 2011):

$$\begin{bmatrix} P_{s0} \\ Q_{s0} \\ P_{sc2} \\ P_{ss2} \\ Q_{sc2} \\ Q_{ss2} \end{bmatrix} = \frac{2}{3k^2} \begin{bmatrix} v_{gd}^{+1} & v_{gq}^{+1} & v_{gd}^{-1} & v_{gq}^{-1} \\ v_{gq}^{+1} & -v_{gd}^{+1} & v_{gq}^{-1} & -v_{gd}^{-1} \\ v_{gd}^{-1} & v_{gq}^{-1} & v_{gd}^{+1} & v_{gq}^{+1} \\ v_{gq}^{-1} & -v_{gd}^{-1} & -v_{gd}^{+1} & v_{gq}^{+1} \\ v_{gq}^{-1} & -v_{gd}^{-1} & v_{gq}^{+1} & -v_{gd}^{+1} \\ v_{gd}^{-1} & -v_{gq}^{-1} & v_{gd}^{+1} & v_{gq}^{+1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{gd}^{+1} \\ i_{gq}^{+1} \\ i_{gd}^{-1} \\ i_{gq}^{-1} \end{bmatrix}. \quad (3.71)$$

Nesse caso k deve ser substituído pelas constantes $2/3$ ou $\sqrt{2/3}$, para o caso de se utilizar a matriz de transformação com invariância em amplitude ou potência, respectivamente. Neste trabalho prezou-se pela invariância da potência nas transformadas.

No controle vetorial clássico, somente as componentes d^{+1} da corrente do rotor podem ser controladas e dessa forma só é possível o controle de duas das componentes de potência de (3.71), em geral as potências ativa e reativa médias (P_{s0} e Q_{s0}). Ao abrir a possibilidade de se controlar também as componentes d^{-1} da corrente do rotor, dois outros parâmetros podem ser controlados também. Essa técnica foi utilizada para o controle de aerogerador baseado em DFIG por Xu e Wang (2007) e posteriormente por Schmidlin Jr (2017), ao desenvolver um modelo simplificado de aerogerador baseado em DFIG contemplando as sequências positivas e negativas. Nestes dois trabalhos, os objetivos de aplicação deste controle eram bem diferentes dos levantados nesta tese, haja vista que os mesmos focaram em equipamentos para geração de energia. A partir de então, os seguintes objetivos são traçados para o uso do compensador no caso de um desequilíbrio de tensão:

1. **Corrente do rotor equilibrada** ($i_{rd}^{-1} = i_{rq}^{-1} = 0$). Isso significa que a sequência negativa das correntes de referência do rotor, tanto do eixo direto, como do eixo em quadratura, serão zeradas. Desta forma pretende-se equilibrar estas correntes com a presença apenas da sequência positiva;
2. **Corrente do estator equilibrada** ($i_{sd}^{-1} = i_{sq}^{-1} = 0$). Essa estratégia é idêntica a anterior, porém aplicada às correntes do estator.
3. **Potência ativa do estator equilibrada** ($P_{sc2} = P_{ss2} = 0$); A partir desta estratégia, tem-se o intuito de zerar as componentes senóides e cossenóides que compõe a potência ativa e que conferem desequilíbrio ao sistema.
4. **Potência reativa do estator equilibrada** ($Q_{sc2} = Q_{ss2} = 0$). Finalmente, no objetivo 4, há a aplicação do mesmo princípio do objetivo 3, com a diferença que será zerado as componentes senóides e cossenóides da potência reativa.

Os objetivos listados acima são propostos como possibilidades mutuamente exclusivas que o compensador pode assumir, dependendo da situação que o sistema exija dele. Dessa forma, para fins práticos, o primeiro objetivo possui finalidade apenas de proteção da própria máquina, enquanto os três restantes deverão ser escolhidos como possibilidades oferecidas dependendo da necessidade do sistema.

As Equações de (3.65) a (3.68) evidenciam que as correntes do estator nos referenciais d^{+1} e d^{-1} estão relacionadas com as correntes no rotor nestes mesmos referenciais. Dessa forma, as componentes da corrente do rotor podem ser utilizadas para controlar as componentes das correntes do estator e, conseqüentemente, as componentes das potências ativa e reativa,

conforme (3.71).

A Tabela 4 resume as Equações utilizadas para o cálculo da corrente de referência do rotor que surgiram a partir da combinação de (3.65) a (3.68) e (3.71), mediante as seguintes aproximações:

- Despreza-se v_{gd}^{+1} , pois o vetor espacial da tensão do estator de sequência positiva está alinhado ao referencial q^{+1} (devido o controle vetorial orientado pelo campo);
- Dado o baixo valor de R_s , têm-se as aproximações $\lambda_{sd}^{+1} \approx v_{sq}^{+1}/\omega_s$, $\lambda_{sd}^{+1} \approx 0$, $\lambda_{sd}^{-1} \approx -v_{sq}^{-1}/\omega_s$ e $\lambda_{sq}^{-1} \approx -v_{sd}^{-1}/\omega_s$.

Tabela 4 – Correntes de referência do rotor.

| Objetivo 1 | Objetivo 2 |
|---|--|
| $i_{rd}^{+1*} = \frac{+1v_{gq}^2 -1v_{gd}^2 -1v_{gq}^2 - Q_{s0}^* \omega_s L_s}{v_{gq}^{+1} \omega_s L_m}$ | $i_{rd}^{+1*} = \frac{v_{gq}^{+1}}{\omega_s L_m} - \frac{Q_{s0}^* + L_s}{v_{gq}^{+1} L_m}$ |
| $i_{rq}^{+1*} = \frac{-P_{s0}^* \omega_s L_s}{v_{gq}^{+1} L_m}$ | $i_{rq}^{+1*} = \frac{-P_{s0}^* + L_s}{v_{gq}^{+1} L_m}$ |
| $i_{rd}^{-1*} = 0$ | $i_{rd}^{-1*} = \frac{-v_{gq}^{-1}}{\omega_s L_m}$ |
| $i_{rq}^{-1*} = 0$ | $i_{rq}^{-1*} = \frac{v_{gd}^{-1}}{\omega_s L_m}$ |
| Objetivo 3 | Objetivo 4 |
| $i_{rd}^{+1*} = \frac{v_{gq}^{+1} (+1v_{gq}^2 +1v_{gd}^2 +1v_{gq}^2 - Q_{s0}^* \omega_s L_s)}{\omega_s L_m (+1v_{gq}^2 +1v_{gd}^2 +1v_{gq}^2)}$ | $i_{rd}^{+1*} = \frac{v_{gq}^{+1}}{L_m} \left(\frac{1}{\omega_s} - \frac{Q_{s0}^* L_s}{+1v_{gq}^2 -1v_{gd}^2 -1v_{gq}^2} \right)$ |
| $i_{rq}^{+1*} = \frac{-P_{s0}^* \omega_s L_s}{L_m (+1v_{gq}^2 -1v_{gd}^2 -1v_{gq}^2)}$ | $i_{rq}^{+1*} = \frac{-P_{s0}^* v_{gq}^{+1} L_s}{L_m (+1v_{gq}^2 +1v_{gd}^2 +1v_{gq}^2)}$ |
| $i_{rd}^{-1*} = \frac{v_{gq}^{-1} i_{rd}^{+1*} - v_{gq}^{-1} i_{rq}^{+1*}}{v_{gq}^{+1}} - \frac{2v_{gd}^{-1}}{\omega_s L_m}$ | $i_{rd}^{-1*} = \frac{-v_{gq}^{-1} i_{rd}^{+1*} + v_{gq}^{-1} i_{rq}^{+1*}}{v_{gq}^{+1}}$ |
| $i_{rq}^{-1*} = \frac{2v_{gd}^{-1}}{\omega_s L_m} - \frac{v_{gd}^{-1} i_{rd}^{+1*} + v_{gq}^{-1} i_{rq}^{+1*}}{v_{gq}^{+1}}$ | $i_{rq}^{-1*} = \frac{v_{gd}^{-1} i_{rd}^{+1*} + v_{gq}^{-1} i_{rq}^{+1*}}{v_{gq}^{+1}}$ |

Fonte: Adaptada de (SCHMIDLIN JR, 2017).

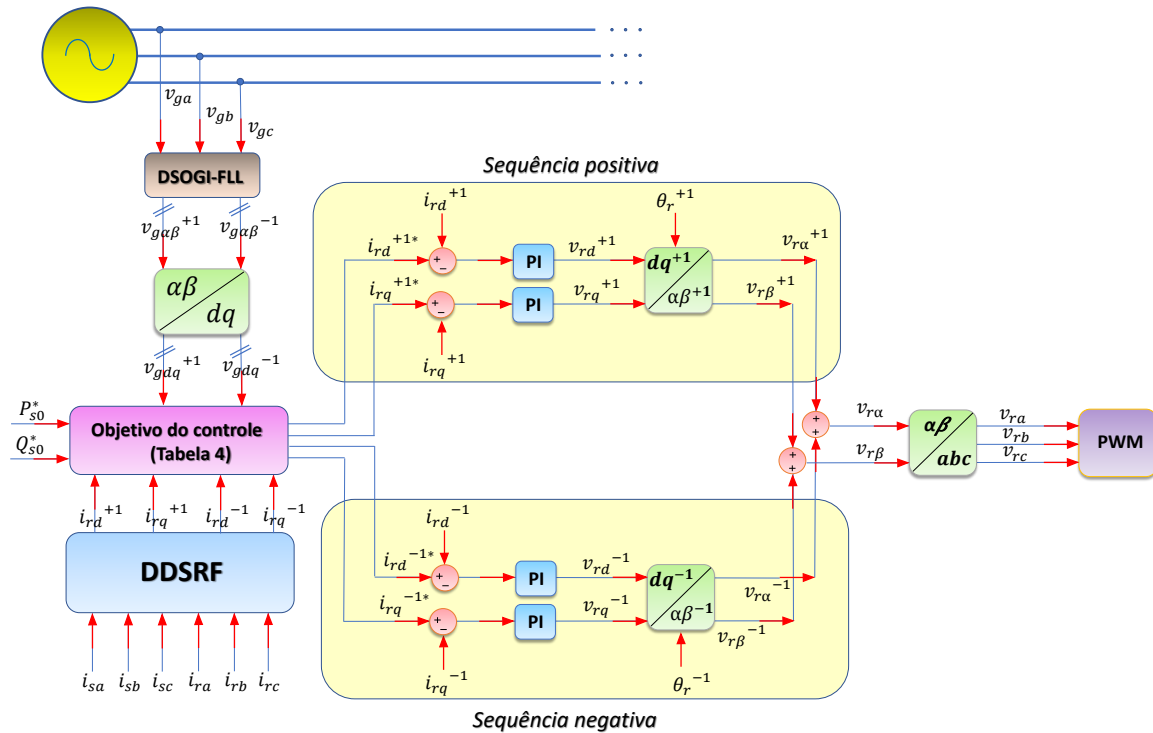
Nota: Excepcionalmente para as variáveis elevadas ao quadrado, os sobrescritos +1 e -1 foram colocados a esquerda para melhorar a visualização e evitar maiores confusões com estas representações.

É possível notar a partir das equações apresentadas pela na Tabela 4 que o cálculo das referências de correntes são efetuados mediante o processamento de um valor de potência ativa e reativa (P_{s0} e Q_{s0}), que pode ser injetando no sistema ou absorvendo. Estes valores no caso do controle devem ser selecionados previamente.

Claramente também para aplicação do cálculo, as tensões e correntes da rede e do estator deve ter sido separadas entre as sequências positivas e negativas. O controle proposto para o compensador pode ser resumido na Figura 25 mediante a modelagem apresentada neste

capítulo.

Figura 25 – Controle alternativo proposto para o compensador síncrono.



Fonte: Próprio autor.

As estruturas DDSRF cumprem papel vital no controle estudado, pois separam as seqüências das tensões e correntes do estator e rede e alimentam, juntamente com os valores de potência desejados as equações da Tabela 4, que por sua vez alimentam as referências dos controles separados em seqüência positiva negativa. No final há a soma dos valores de tensão do rotor ainda no referencial síncrono dq e posteriormente transformados em abc , para alimentar o bloco do PWM, que gerará os pulsos adequados para as chaves dos conversores.

3.5 Conclusão do capítulo

Através do equacionamento matemático desenvolvido neste capítulo, foi possível modelar o comportamento do rotor e o estator da máquina proposta, bem como dos conversores do lado da máquina e do lado da rede elétrica. Além disso, realizou-se um estudo do comportamento da máquina em regime permanente, bem como o cálculo da tensão, corrente e fluxo nominal no estator e no rotor da máquina.

Aplicou-se, no conversor do lado da rede, o controle orientado pela tensão. No caso do conversor do lado do rotor, usou-se o controle vetorial orientado pelo campo. Em ambos,

trabalhou-se com as coordenadas no referencial síncrono, devido à facilidade que esse método proporciona ao cálculo, ao transformar variáveis como correntes, tensões e fluxos enlaçados da máquina em quantidades CC.

Foi apresentada uma alternativa de controle ao CLM para os casos de desequilíbrio de tensão, que não atende as necessidades de controle devido as oscilações presentes no sistema provenientes do aparecimento de sequência negativa. A técnica de separação de sequências então foi empregada e dessa forma foi possível fazer o cálculo das correntes do rotor.

É importante ressaltar que o controle apresentado para CLM e CLR, apesar de se considerar a máquina como gerador evidenciado em (3.22), pode ser aplicado para o caso de a máquina operar como motor. Bastando, para isto, adequações nos sentidos das correntes de ambos os conversores.

Conclui-se que a fundamentação matemática apresentada é essencial para entender os princípios básicos de funcionamento do sistema, bem como para o projeto dos compensadores dos sistemas de controle de ambos os conversores, a saber: CLM e CLR.

4 METODOLOGIA

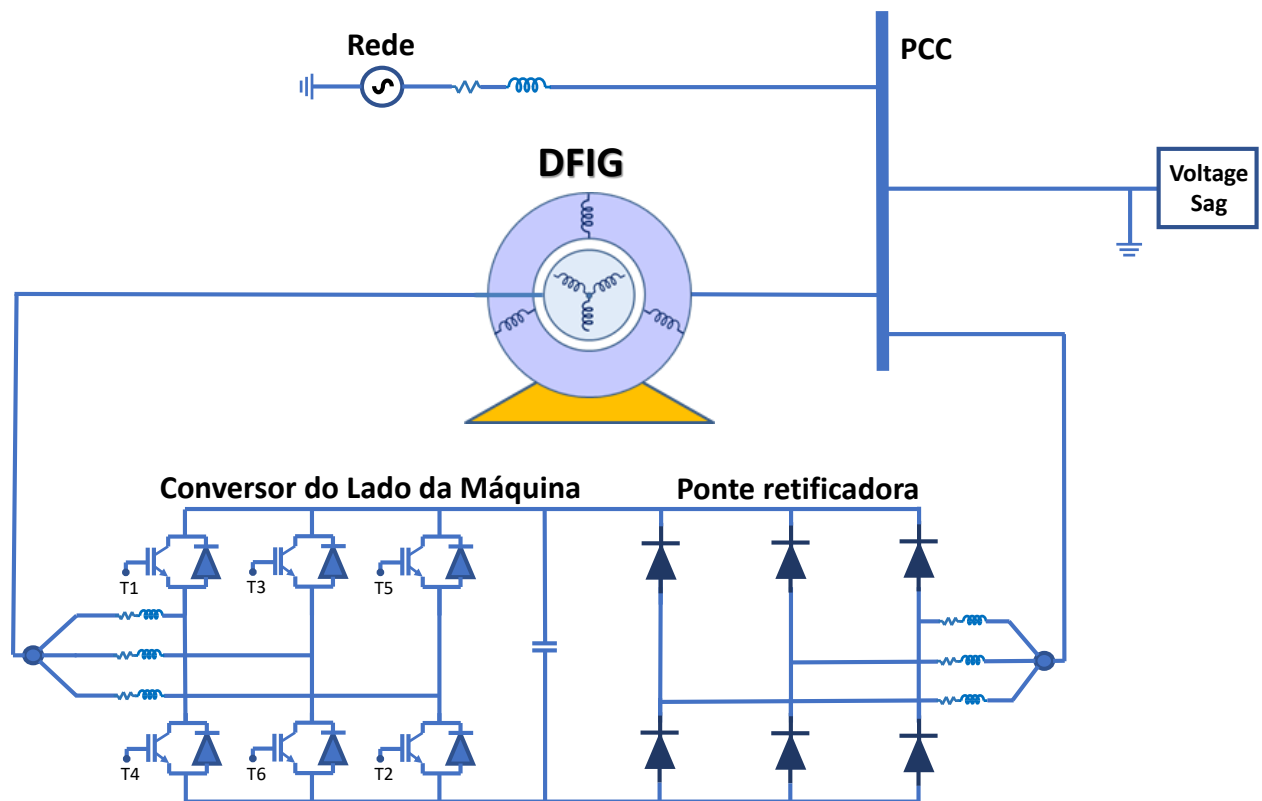
Esse capítulo tem como objetivo detalhar os materiais e procedimentos utilizados para a obtenção dos resultados de simulação e experimentais, de tal sorte que seja facilitada a reprodução destes mesmos experimentos por outros pesquisadores.

Na primeira seção 4.1, são descritos os detalhes da simulação utilizada, bem como os procedimentos adotados que facilitarão a compreensão do leitor ao analisar os resultados do próximo capítulo. Na seção posterior 4.2, o aparato experimental é mostrado e as diferenças naturais de procedimentos adotados com relação à simulação são destacados.

4.1 Descrição do sistema simulado

Para avaliar a aplicabilidade do modelo proposto e antes de experimentá-lo em bancada de testes, simulou-se no programa PSCAD/EMTDC um sistema baseado em DFIG, mostrado na Figura 26 seguindo as especificações de dos modelos propostos por (ABAD *et al.*, 2011), e destacados na Tabela 5.

Figura 26 – Arranjo do DFIG simulado.

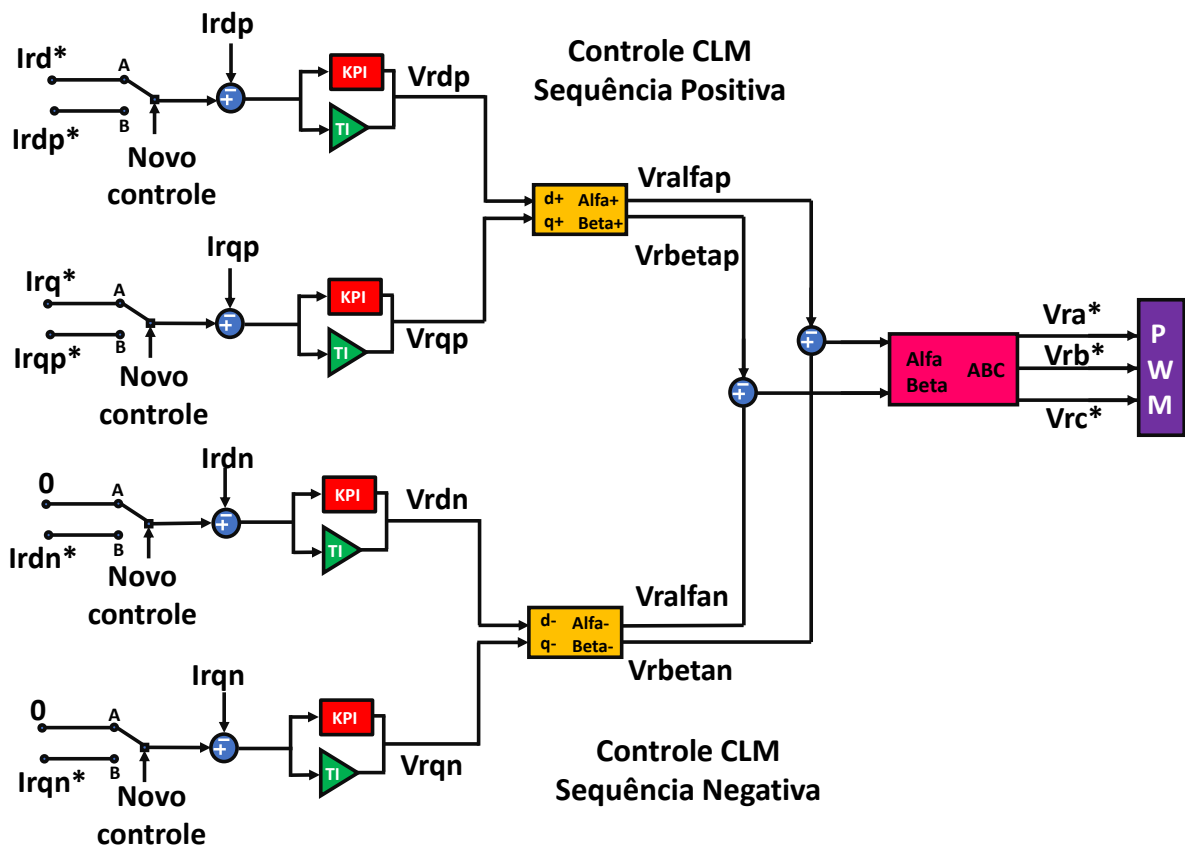


Fonte: Próprio autor.

Neste caso, optou-se por manter todos os parâmetros originais apresentados por (ABAD *et al.*, 2011), a fim de reproduzir o modelo com fidelidade e permitir a comparação com os resultados apresentados nesta referência. Neste caso manteve-se a frequência da rede em 50 Hz, ao invés de 60 Hz, como nos resultados experimentais. Apesar disso, verificou-se através de simulações posteriores que essa diferença de valores na frequência não altera os resultados analisados neste trabalho.

Os arranjos montados na simulação voltados para o controle do CLM separados em sequência positiva e negativa são representados pela Figura 27:

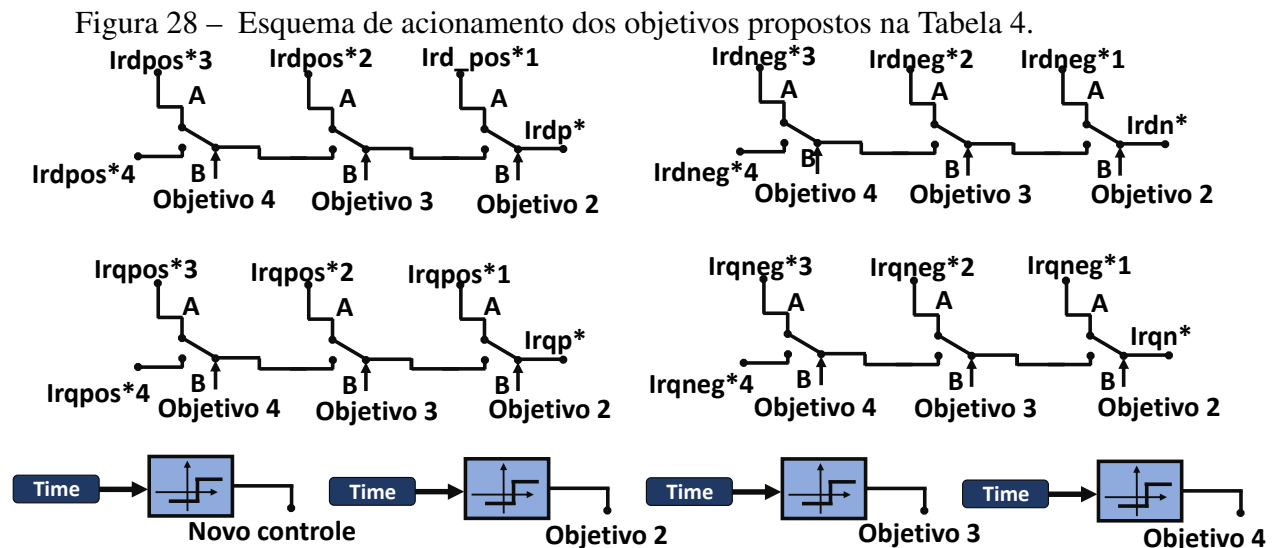
Figura 27 – Arranjo para controle do CLM para sequência positiva.



A simulação foi projetada inicialmente para funcionar com o controle clássico do DFIG, ou seja, considerando apenas as sequências positivas da tensão e corrente da rede. No instante 3s ocorre um afundamento de 30% na fase *c* da tensão da rede. Até o instante 4s ainda não há injeção de potências por meio do estator e a rotação do sistema equivale a um escorregamento de 0,22, mantida durante todos os objetivos apresentados na sequência. O desequilíbrio de tensão se estende propositalmente até o instante 4s, para que seja possível ser feita a análise do sistema neste momento crítico. É importante destacar que este tempo conferido

só é possível de ser feito nos resultados de simulação. Nos ensaios experimentais o controle deve ser mudado tão logo o detector de afundamento perceba que haja necessidade, sob pena de causa de danos ao equipamentos. Nesta tese, nos resultados experimentais, utilizou-se como detector de afundamento o modelo projetado por Dantas (2017).

Após esse período de um segundo, um sinal baseado no tempo é emitido para que o controle proposto entre em ação. Os objetivos são acionados em sequência, intercalados por um período de 1s, como mostra a Figura 28, de tal modo que o primeiro objetivo é acionado no instante 4s, o segundo objetivo no instante 5s, o terceiro no instante 6s e finalmente o quarto objetivo se inicia no instante 7s.



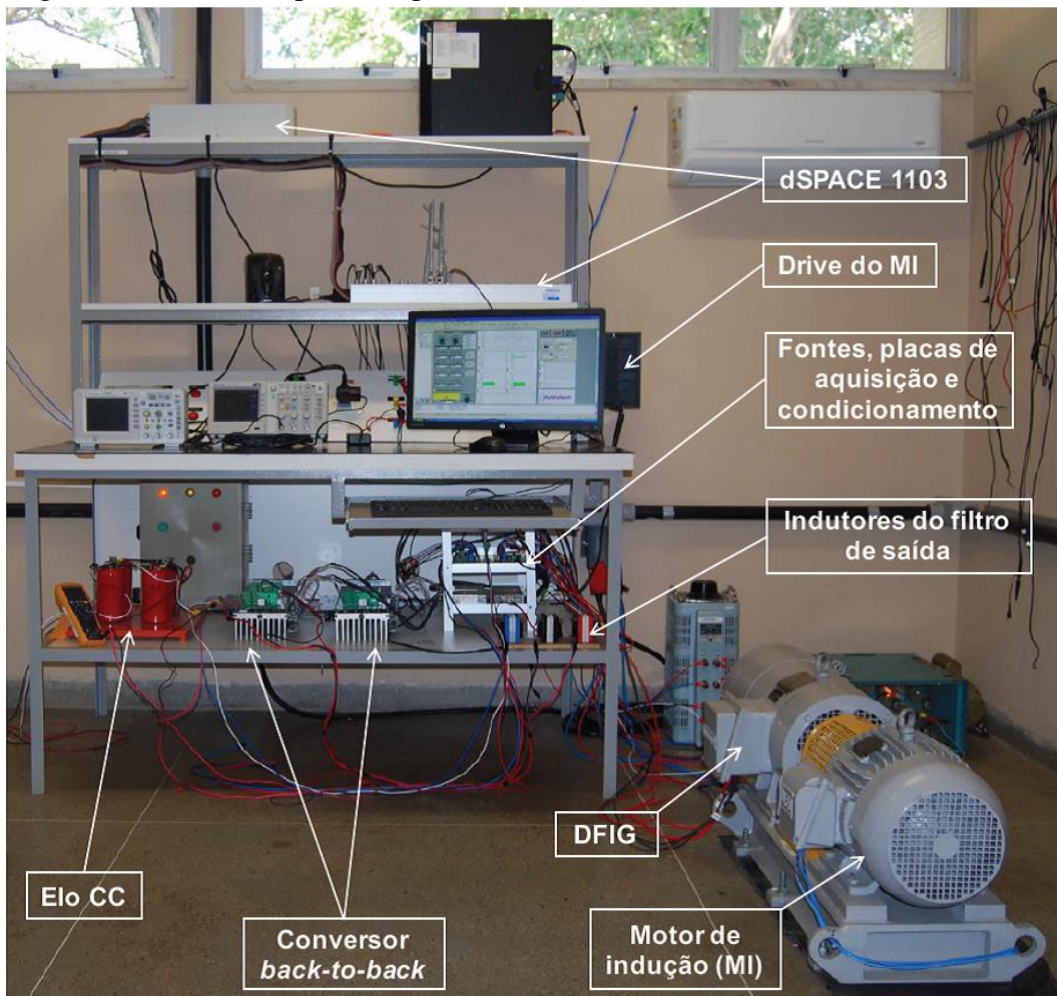
Fonte: Próprio autor.

De acordo com Bollen (2000), a grande maioria dos afundamentos de tensão são monofásicos (em média 75% dos casos). Os afundamentos trifásicos configuram o tipo mais raro de ocorrência (em média 5% dos casos), principalmente devido as características do sistema elétrico. Nesse contexto, este trabalho apresentou os resultados apenas para os afundamentos monofásicos, tendo em vista que o objetivo seria contornar as oscilações provocadas pelas sequências negativas no sistema, que podem ser provenientes do afundamento de uma ou duas fases da tensão. O comportamento do sistema frente a afundamento bifásico seria muito semelhante e os resultados apresentados para os dois casos seriam muito parecidos, o que não traria maiores contribuições para o estudo.

4.2 Descrição do aparato experimental utilizado

Os experimentos realizados para validar os modelos matemáticos e a simulação computacional foram conduzidos no Laboratório de Aplicações de Eletrônica de Potência & Integração a Sistemas de Energia (LAPIS), localizado no Departamento de Engenharia Elétrica (DEE) da Universidade Federal do Ceará (UFC). A Figura 29 descreve os principais equipamentos que compoem a bancada de testes.

Figura 29 – Foto do aparato experimental utilizado.



Fonte: LIMA; 2016.

É possível notar na Figura 29 que um motor de indução foi utilizado como máquina primária do sistema. Este auxílio de maneira alguma traz prejuízo a análise dos resultados que serão apresentados posteriormente, pois como já foi dito em momento anterior, o foco do trabalho se concentra na verificação da técnica de controle usada para uma aplicação alternativa para o DFIG. Por tanto, o estudo atual tem interesse apenas na análise do DFIM operando como gerador, durante o desequilíbrio de tensão da rede.

Os dados de placa e dos ensaios realizados pelo fabricante no DFIG são apresentados na Tabela 6. Neste trabalho foram usados os dados constantes na Tabela 7, e que foram retirados de Schmidlin Jr (2017). Dentre os ensaios realizados, destacam-se: Ensaio em CC, para a obtenção das resistências por fase do estator e rotor a partir de suas tensões; Ensaio com rotor bloqueado, para aquisição das indutâncias do estator, do rotor e relação de transformação; Ensaio a vazio, para obtenção das variáveis do ramo magnético, como indutância e reatância de magnetização, além do cálculo das perdas mecânicas.

Nos testes experimentais, todos os sinais medidos foram enviados à plataforma dSPACE 1103, sendo tratados no Simulink. Deste, alguns são enviados à *Electronic Control Unit* (ECU) desenvolvida no *software* ControlDesk (que acompanha o dSPACE), onde são visualizados e salvos. Desta última, também advêm os valores de referência das potências ativa P_{s0}^* e reativa Q_{s0}^* , além da seleção dos objetivos de controle, como pode ser visto na Figura 30.

Estes valores de referência são definidos de acordo com a intenção de injetar ou absorver potência ativa e reativa do sistema, da mesma maneira como ocorre no modelo clássico do DFIG. Como pode ser visto na Tabela 4, esses valores escolhidos de potência influenciam diretamente apenas no cálculo das correntes de referência do rotor de sequências positivas. Qualquer valor pode ser usado como referência de potência no controle, observando-se obviamente os limites impostos pela máquina e conversores. Desta forma, é aconselhável definir valores de referência que não sujeite a máquina a tensão superior à nominal, por exemplo. Neste trabalho, escolheu-se valores intermediários, que foram mantidos constantes para todos os cenários, com base na potência da máquina, tanto para o caso de simulação, como para o estudo experimental. Para simulação, definiu-se -100 kW para referência da potência ativa e 50 kvar para a referência da potência reativa. Para os ensaios experimentais, a potência da máquina era menor, portanto, os valores de -1 kW foram ajustados para referência da potência ativa e 0,5 kvar para referência da potência reativa.

Para desequilibrar a tensão da rede elétrica foi utilizado inicialmente um autotransformador trifásico variável de 13,5 kW, sendo que somente a fase *c* foi variada. Nessa situação verificou-se que a saturação deste equipamento resultou na distorção que se tornou visível na tensão da fase *c*, a partir do início da injeção de potências. A Taxa de Distorção Harmônica (TDH) em cada fase antes da injeção de potência eram de 2,01%, 2,1% e 4,67%. Após a atuação do autotransformador, estas se tornaram 1,93%, 2,05% e 17,85%. Dado à alta impedância do autotransformador, o processamento de potências também influencia no desequilíbrio de tensão.

Tabela 5 – Características do DFIG simulado.

| Descrição | Valor |
|------------------------------------|--------------|
| Potência Nominal | 250 kW |
| Frequência | 50 Hz |
| Tensão do Estator (rms) | 400 V |
| Corrente do Estator (rms) | 370 A |
| Ligação do Estator | Y |
| Resistência do Estator | 20 (mΩ) |
| Indutância de dispersão do Estator | 0,2 (mH) |
| Indutância de dispersão do Rotor | 0,2 (mH) |
| Indutância de magnetização | 4,2 (mH) |

Fonte: Adaptada de (SCHMIDLIN JR, 2017).

Tabela 6 – Dados elétricos do DFIG.

| Descrição | Valor |
|-----------------------------|--------------|
| Potência Mecânica | 10 CV |
| Frequência | 60 Hz |
| Tensão do Estator (linha) | 380 V |
| Corrente do Estator (linha) | 12,1 A |
| Ligação do Estator | Y |
| Rotação Subsíncrona | 1750 rpm |
| Rotação Supersíncrona | 1850 rpm |
| Tensão do Rotor (linha) | 436 V |
| Corrente do Rotor (linha) | 8,2 A |
| Ligação do Rotor | Y |

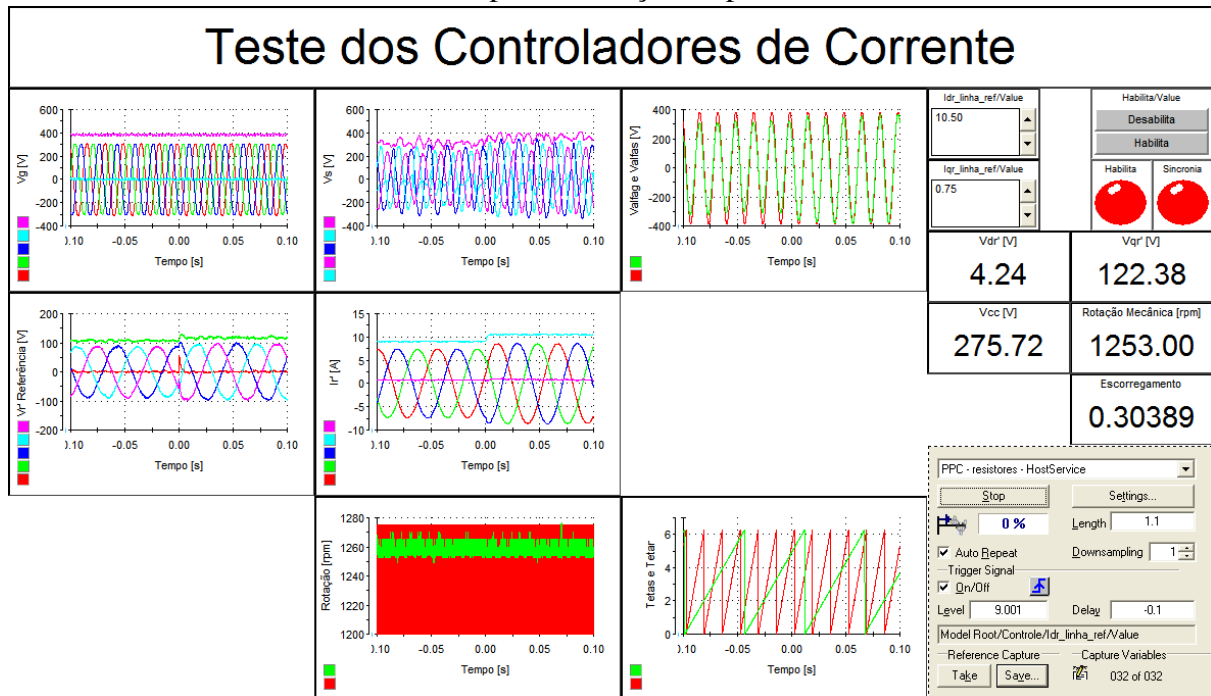
Fonte: Adaptada de (SCHMIDLIN JR, 2017).

Tabela 7 – Parâmetros da máquina referenciado ao Estator.

| Ensaio com Rotor em Aberto | | |
|---|----------------------|--------------------|
| Tensão de linha Aplicada no Estator (Y) 380 V | | |
| Tensão de linha Induzida no Rotor (Y) 431 V | | |
| Ensaio em CC | | |
| Resistência do Estator | Resistência do Rotor | Temperatura |
| 1,05 Ω | 1,45 Ω | 17 |
| Ensaio com Rotor Bloqueado | | |
| Tensão de Linha | Corrente de Linha | Potência Trifásica |
| 190 V | 24,75 A | 1900 W |
| Ensaio a Vazio | | |
| Tensão de Linha | Corrente de Linha | Potência Trifásica |
| 380 V | 4,95 A | 276 W |
| 300 V | 3,7 A | 230 W |
| 200 V | 2,46 A | 200 W |
| 100 V | 1,65 A | 182,5 W |

Fonte: Adaptada de (SCHMIDLIN JR, 2017).

Figura 30 – Recorte de tela mostrando parte da estrutura montada no *software* ControlDesk usada para estimação de parâmetros.



Fonte: (SCHMIDLIN JR, 2017).

Para contornar esse inconveniente, foi utilizado para desequilibrar a tensão da rede elétrica um autotransformador trifásico variável de 30 kW localizado em outro laboratório, o Grupo de Processamento de Energia e Controle (GPEC).

4.3 Controle das Sequências Positivas e Negativas

Para o controle das correntes do rotor de sequência positiva, esta tese faz uso do controle vetorial clássico detalhado na Seção 3.4.1. Entretanto, se somente este método tivesse sido utilizado, as componentes de sequência negativa teriam dado origem a termos oscilantes, conforme tratado na Seção 2.4.1, os quais não seriam controlados.

Há duas opções para lidar com essa situação:

1. Separar as correntes do rotor em suas componentes de sequência por algum método de separação (como o apresentado na Seção 2.4.1), para então utilizar outros PIs para o controle das componentes de sequência negativa;
2. Não efetuar tal separação, mas fazer uso de controladores PI em dq , cada um somado a controladores Proporcional + Ressonante (P+R) e/ou Ressonante (R), com o termo ressonante sintonizado na frequência de oscilação, como proposto por Hu e He (2009), Hu *et al.* (2009), Suh e Lipo (2006) e Teodorescu *et al.* (2011).

A separação das correntes do rotor em suas componentes de sequência positiva e negativa possui a vantagem de permitir a utilização de controladores PI também para o controle das componentes de sequência negativa. Porém, dado que estes métodos de separação utilizam filtros, transformações entre referenciais e outros cálculos matemáticos, ocorrem modificações no sistema a ser controlado que, em geral, levam à diminuição da margem de fase.

Por outro lado, a adição ao PI de um controlador P + R com o termo ressonante sintonizado na frequência de oscilação permite a manutenção da respectiva margem de fase além de não necessitar da inserção de outros elementos.

Como forma de minimizar a influência negativa causada pela inserção dos filtros anteriormente citados, pode-se fazer uso de malhas de desacoplamento do tipo DDSRF, como foi proposta por Rodríguez *et al.* (2007) e mostrado na Seção 2.4.1.

Neste trabalho, para a separação das tensões da rede elétrica em suas componentes de sequência positiva e negativa, fez-se uso do próprio *Dual Second Order Generalized Integrator PLL* (DSOGI-PLL), que é uma técnica bem descrita na literatura. Já para as tensões e correntes do estator, optou-se pela utilização do DDSRF que, como mostrado na Seção 2.4.1, faz uso dos ângulos das sequências positiva e negativa. Entretanto, como tratado anteriormente, esses ângulos são os mesmo para as variáveis do estator e da rede elétrica.

Vale salientar que a frequência de corte dos filtros presentes no DDSRF é determinada conforme tratado por Teodorescu *et al.* (2011). Assim, garante-se um razoável equilíbrio entre a resposta temporal do DDSRF e o amortecimento das oscilações que busca-se eliminar das componentes de sequência positiva e negativa.

Por fim, por uma questão de simplicidade, nos resultados de simulação a sintonia dos PIs foi realizada pelo método da magnitude ótima, bem descrita por Umland e Safiuddin (1990), um método clássico de otimização usado frequentemente em aplicações de acionamento e eletrônica de potência.

4.4 Conclusão do capítulo

Neste capítulo, apresentou-se maiores detalhes relacionados à metodologia empregada para realizar os estudos de simulação e testes experimentais. Foram apresentadas as tabelas com os parâmetros elétricos da máquina, bem como os arranjos desenvolvidos nos controles empregados.

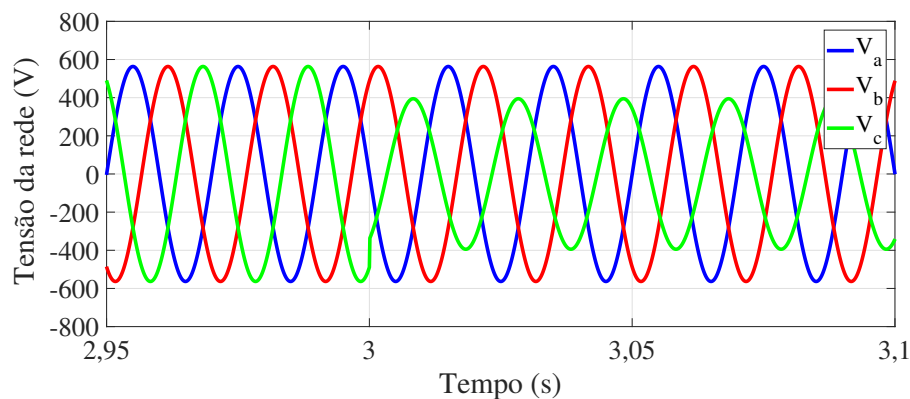
5 RESULTADOS DE SIMULAÇÕES E EXPERIMENTAIS

Esta seção apresentará os resultados provenientes da aplicação da técnica proposta. Por uma questão de simplicidade, este capítulo é dedicado único e exclusivamente à análise dos gráficos provenientes das simulações e atividades experimentais. A metodologia de como foram obtidos esses resultados se encontra no capítulo anterior.

5.1 Resultados de simulação

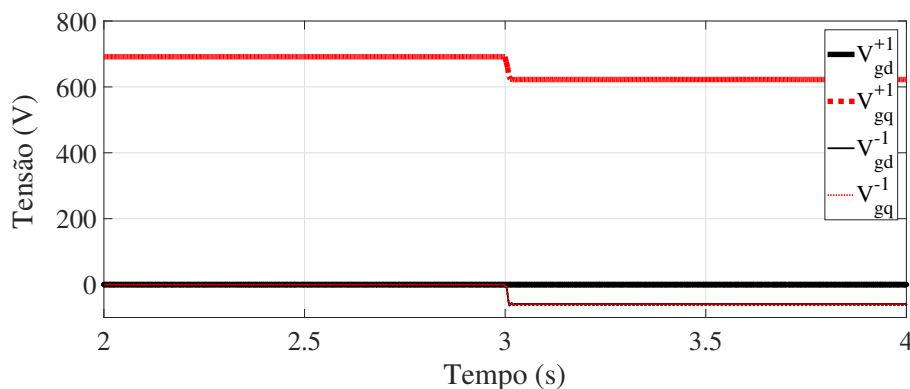
É possível observar na Figura 31 o desequilíbrio provocado entre as fases da tensão da rede, proveniente de um afundamento de 30% na fase *c*. A mesma situação pode ser observada também na Figura 32 através das coordenadas síncronas *dq*. É possível notar por esta figura que as componentes em quadratura (positiva e negativa) da tensão da rede estão sobrepostas.

Figura 31 – Tensões da rede mediante desequilíbrio provocado por afundamento na fase *c*.



Fonte: Próprio autor.

Figura 32 – Comportamento da tensão da rede nos eixos *dq* mediante desequilíbrio provocado por afundamento na fase *c*.

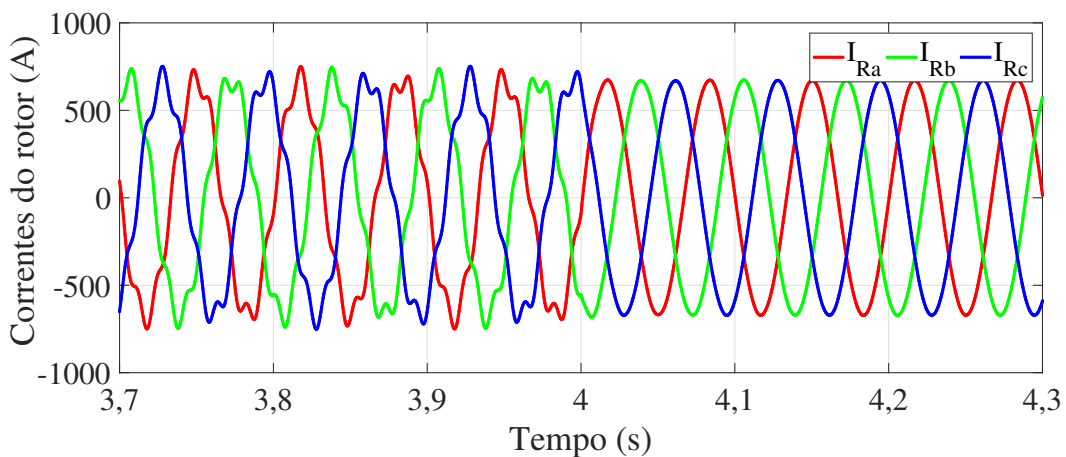


Fonte: Próprio autor.

No instante 4s, iniciou-se o processamento de potências, com $P_{s0}^* = -100$ kW e $Q_{s0}^* = 50$ kvar. As Figuras 41 e 42 mostram estas potências (P_s e Q_s) e suas três componentes no início desse processo, calculadas por meio de (3.71). As referências de corrente do rotor para cada um dos objetivos de controle tratados anteriormente são calculadas conforme a Tabela 4.

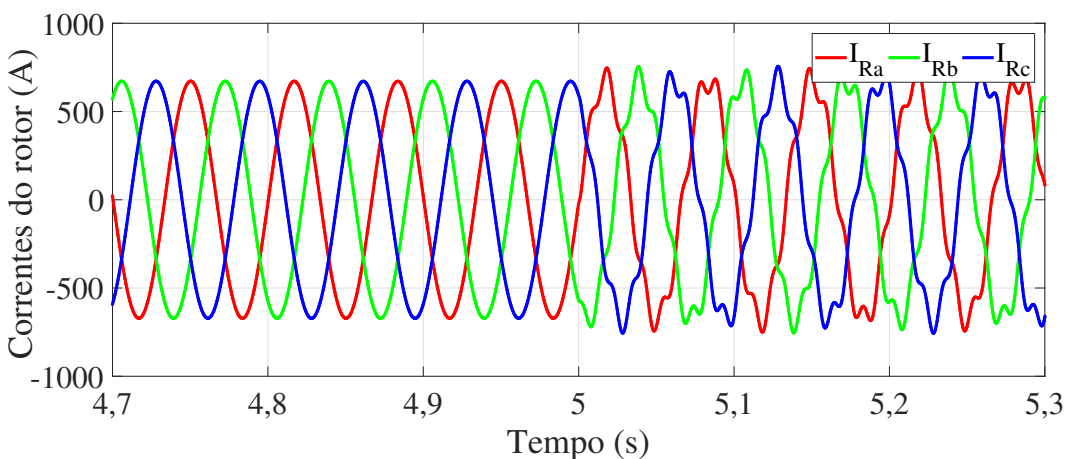
A fim de verificar o cumprimento do primeiro objetivo, as Figuras 33 a 36 mostram o comportamento desequilibrado e distorcido da corrente do rotor nos eixos abc desde o instante 4s até 8s. Apesar de cada objetivo de controle ter duração de 1s, as Figuras mostram 59 uma janela de atuação de meio segundo antes e depois da atuação do objetivo de controle em questão. Dessa forma é possível obter uma melhor visualização destas correntes nos transientes entre cada mudança de objetivo.

Figura 33 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo I em testes de simulação.



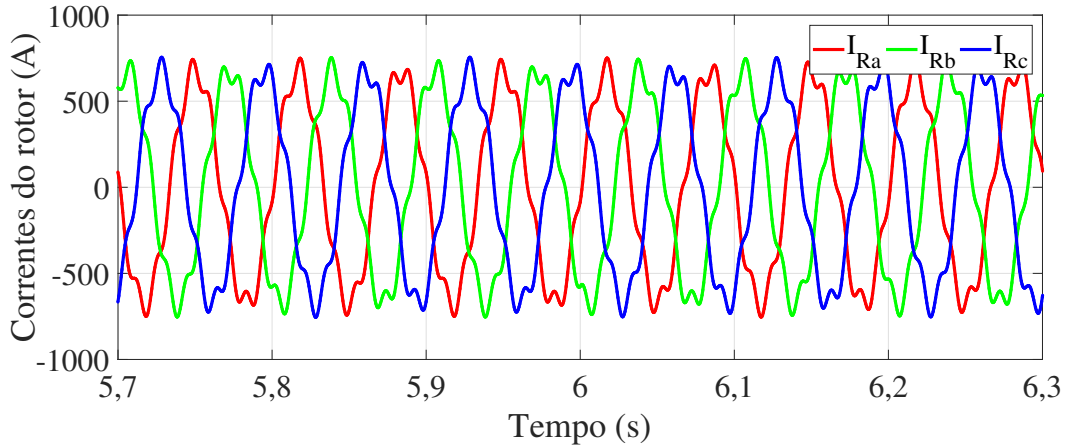
Fonte: Próprio autor.

Figura 34 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo II em testes de simulação.



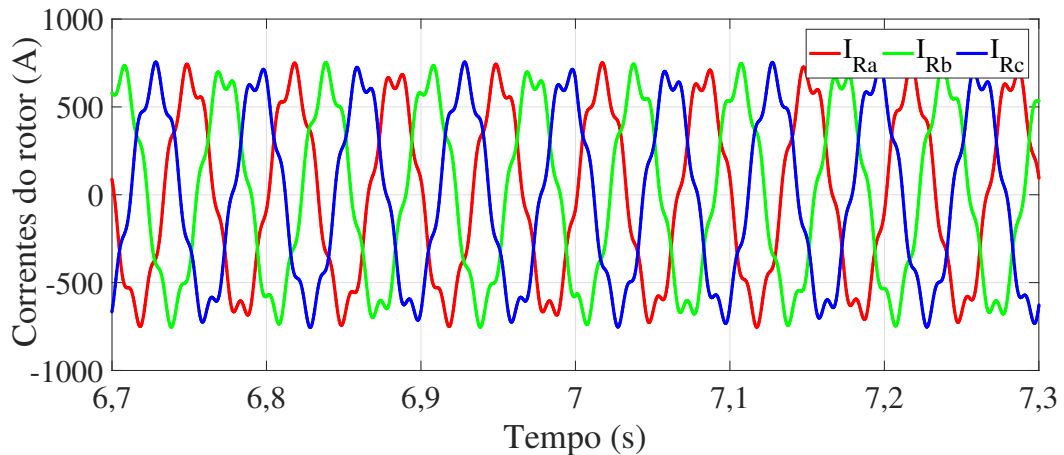
Fonte: Próprio autor.

Figura 35 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo III em testes de simulação.



Fonte: Próprio autor.

Figura 36 – Correntes do rotor no instante de atuação do objetivo IV em testes de simulação.



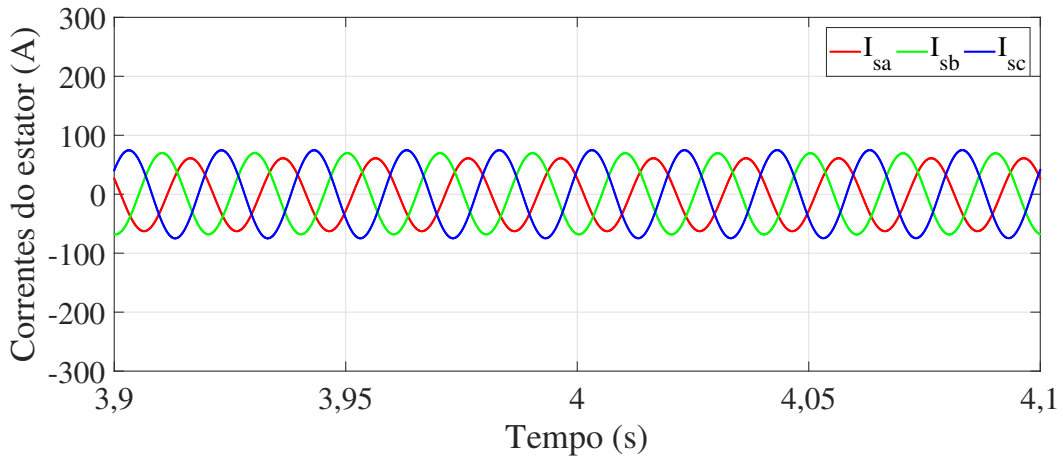
Fonte: Próprio autor.

Observa-se pela Figura 33 que o controle forneceu exatamente como previsto, provendo não somente equilíbrio para as correntes do rotor no momento de atuação do objetivo I, mas também reduzindo consideravelmente as distorções harmônicas, ao eliminar as componentes de sequência negativa.

Como mencionado anteriormente, para fins práticos, este objetivo possui a finalidade apenas de proteção da máquina, caso seja necessário. Não contribuiu exatamente para a melhora da qualidade da rede elétrica. Os objetivos seguintes, II, III e IV, não contribuíram para a mudança do valor das correntes do rotor, deixando-as inalteradas, como estavam antes da atuação do objetivo I.

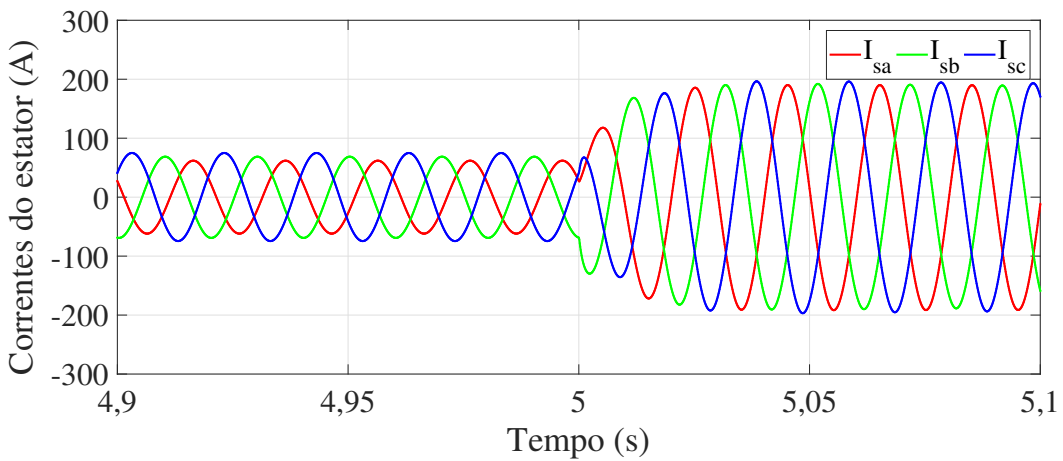
Nas Figuras 37 a 40 são mostradas as correntes do estator durante os objetivos de controle I, II, III e IV, respectivamente.

Figura 37 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo I em testes de simulação.



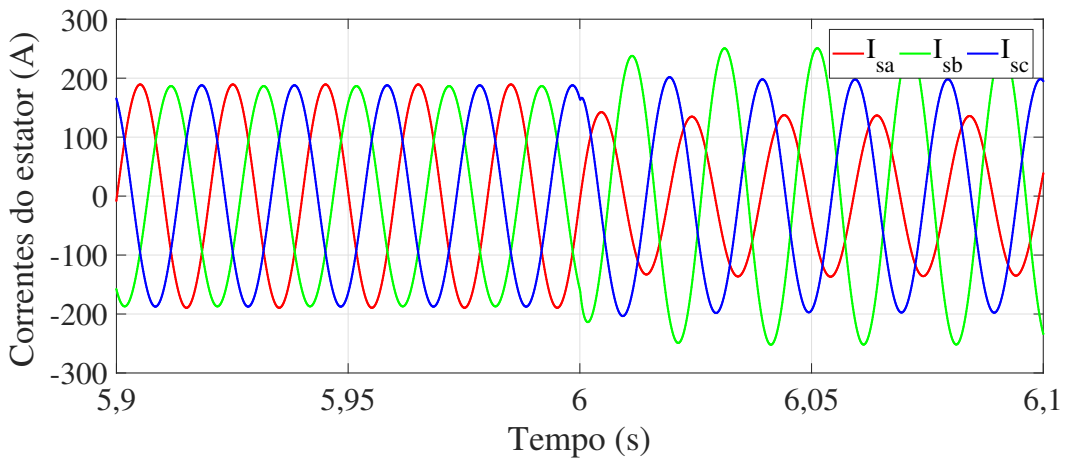
Fonte: Próprio autor.

Figura 38 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo II em testes de simulação.



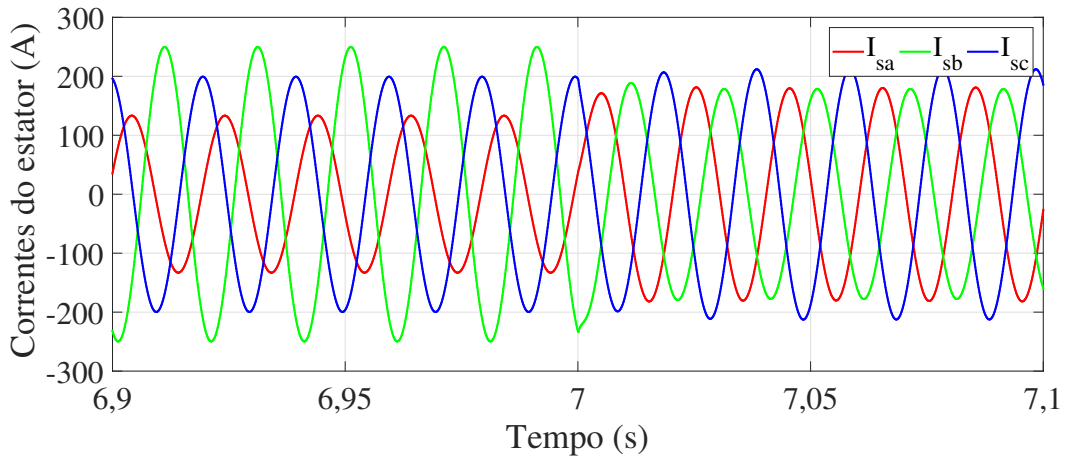
Fonte: Próprio autor.

Figura 39 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo III em testes de simulação.



Fonte: Próprio autor.

Figura 40 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo IV em testes de simulação.



Fonte: Próprio autor.

Estes resultados ratificam a teoria apresentada anteriormente na modelagem matemática frente ao cumprimento do objetivo II (Figura 38), que propõe equilíbrio das correntes da rede onde o compensador está conectado. Nesse caso, constatou-se que a estratégia provocou também um aumento da amplitude da corrente pois neste instante há a injeção de potência ativa. Para as correntes do estator, é possível perceber que o objetivo I (Figura 37) ao entrar no instante 4s, não provocou qualquer alteração nas correntes. Os objetivos III e IV (Figuras 39 e 40) atuaram respectivamente nos instantes 6s e 7s e mantiveram a amplitude da corrente no mesmo patamar que o objetivo II, porém sem compromisso com o equilíbrio das mesmas. As potências do sistema também foram analisadas para cada trecho da simulação para que seu comportamento pudesse ser avaliado com mais detalhes. Os gráficos mostram o comportamento das potências ativa e reativa separadas em suas componentes s , s_0 , $sc2$ e $ss2$. Os gráficos mostram de forma alternada o comportamento da potência ativa e reativa desde o objetivo I até o objetivo IV.

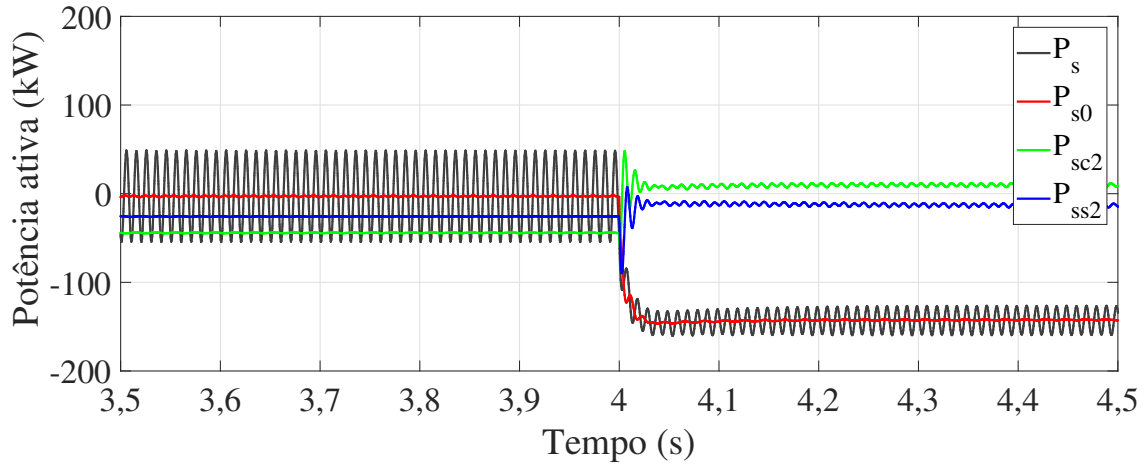
As Figuras 41 e 42 mostram o início da atuação dos objetivos e o processamento das potências de referência, que por sua vez seguem as referências como previsto. Neste momento já é possível perceber que há uma leve redução das oscilações referentes aos termos $sc2$ e $ss2$.

No instante de atuação do objetivo II (Figuras 43 e 44), aos 5s, os termos oscilantes, principalmente $sc2$ para a potência ativa e $ss2$ para a potência reativa favorecem o reaparecimento das oscilações.

Finalmente é possível perceber claramente que os objetivos de controle III (período de 6 s a 7 s) e IV (período de 7s a 8 s) atingem o resultado esperado, tendo em vista que as oscilações das potências ativa e reativa do estator respectivamente em cada figura, são reduzidas a zero. É necessário lembrar que todos os objetivos são mutuamente exclusivos, dessa forma,

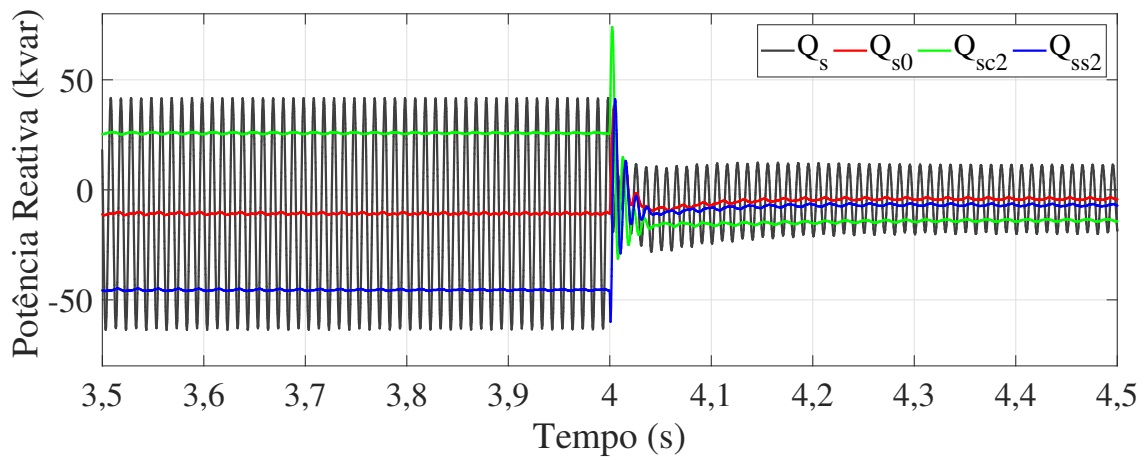
com o controle projetado, é possível fornecer potência ativa ou reativa livre de oscilações mesmo em um desequilíbrio de tensão.

Figura 41 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo I.



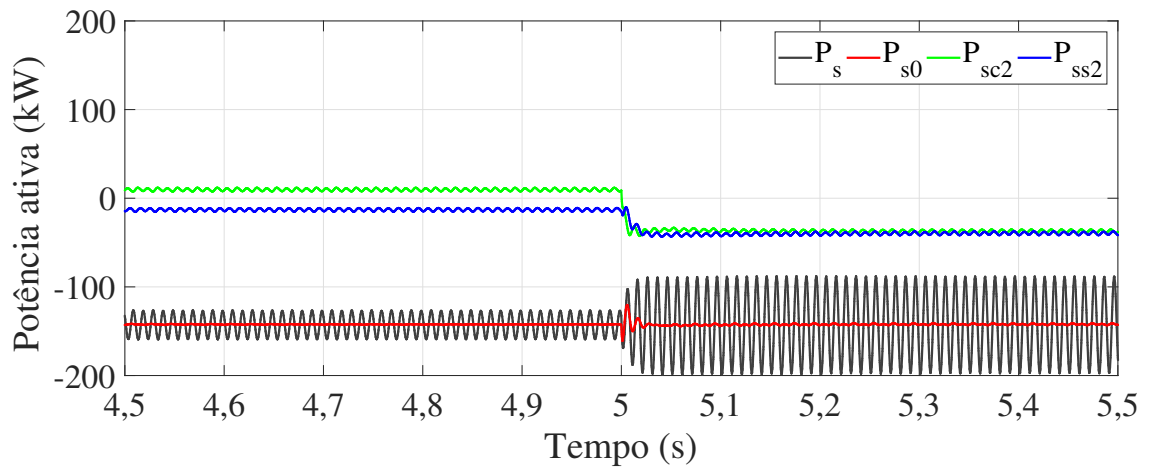
Fonte: Próprio autor.

Figura 42 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo I.



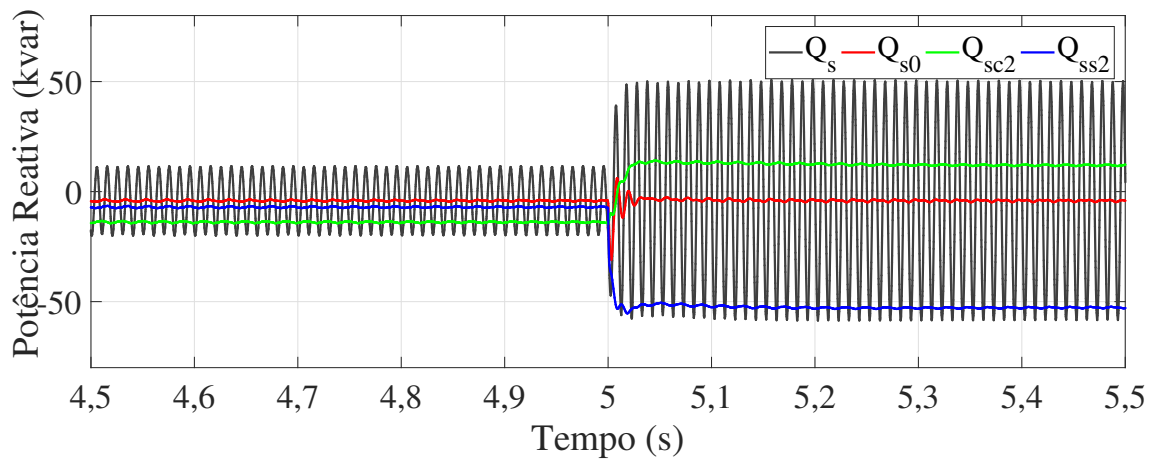
Fonte: Próprio autor.

Figura 43 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo II.



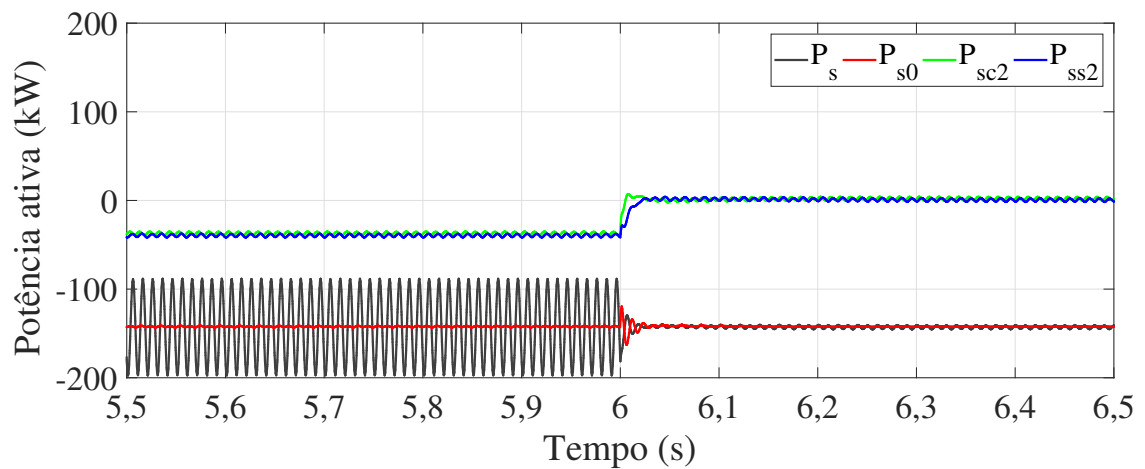
Fonte: Próprio autor.

Figura 44 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo II.



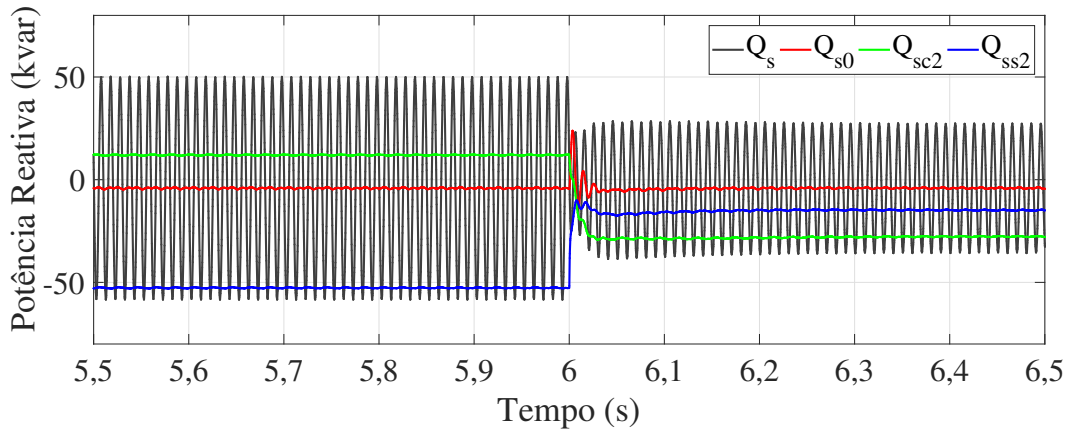
Fonte: Próprio autor.

Figura 45 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo III.



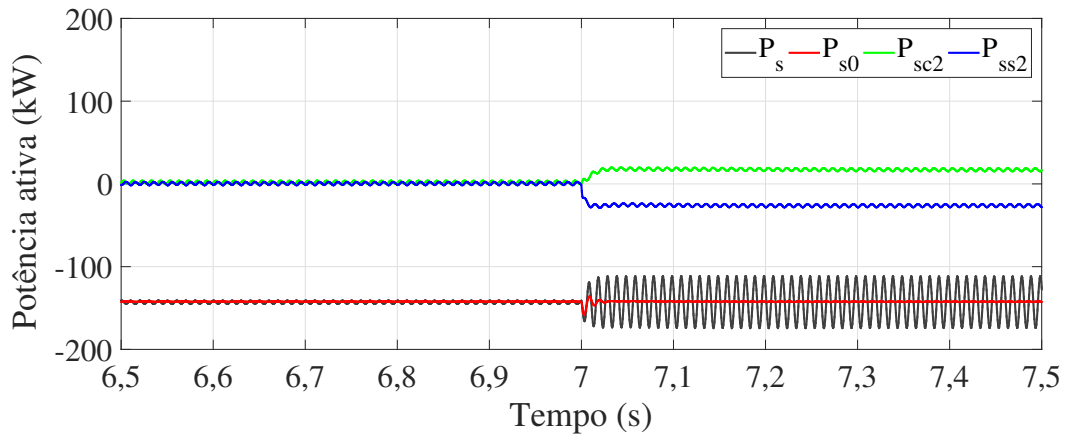
Fonte: Próprio autor.

Figura 46 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo III.



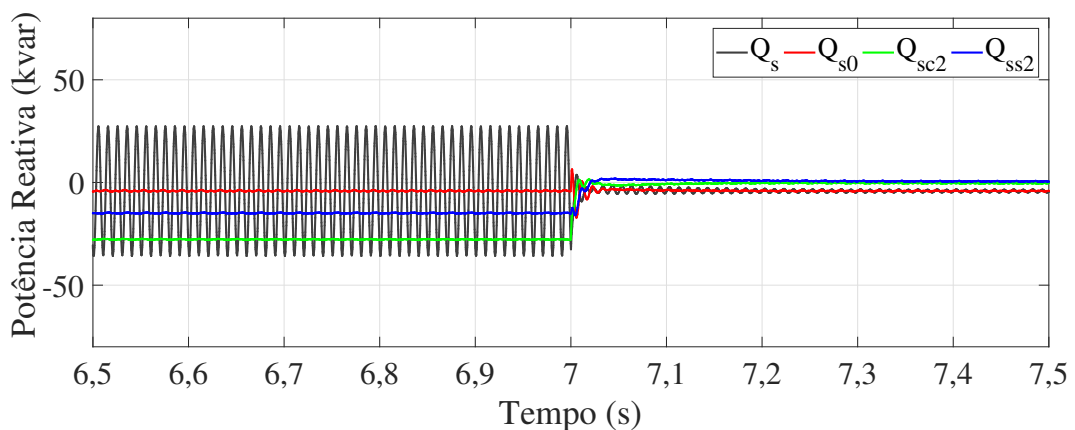
Fonte: Próprio autor.

Figura 47 – Potências ativas do estator no instante de atuação do objetivo IV.



Fonte: Próprio autor.

Figura 48 – Potências reativas do estator no instante de atuação do objetivo IV.



Fonte: Próprio autor.

Os resultados de simulação se mostraram coerentes com a teoria apresentada no Capítulo 3, apontando para uma possível validação. Naturalmente é necessário aplicar estas mesmas técnicas além do espaço de simulação no qual foram tratadas até o momento e testá-las

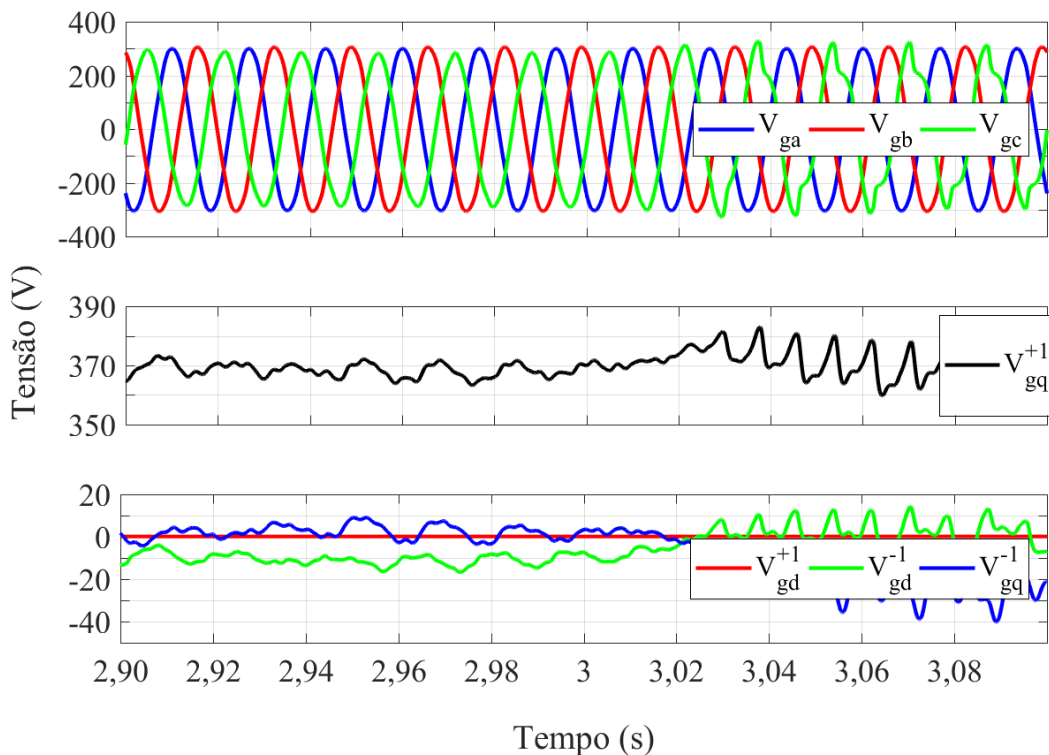
experimentalmente.

5.2 Resultados experimentais

A verificação experimental tratada nesta seção foi realizada no protótipo detalhado no Capítulo 4. O diagrama apresentado na Figura 25 também é válido para os testes em bancada.

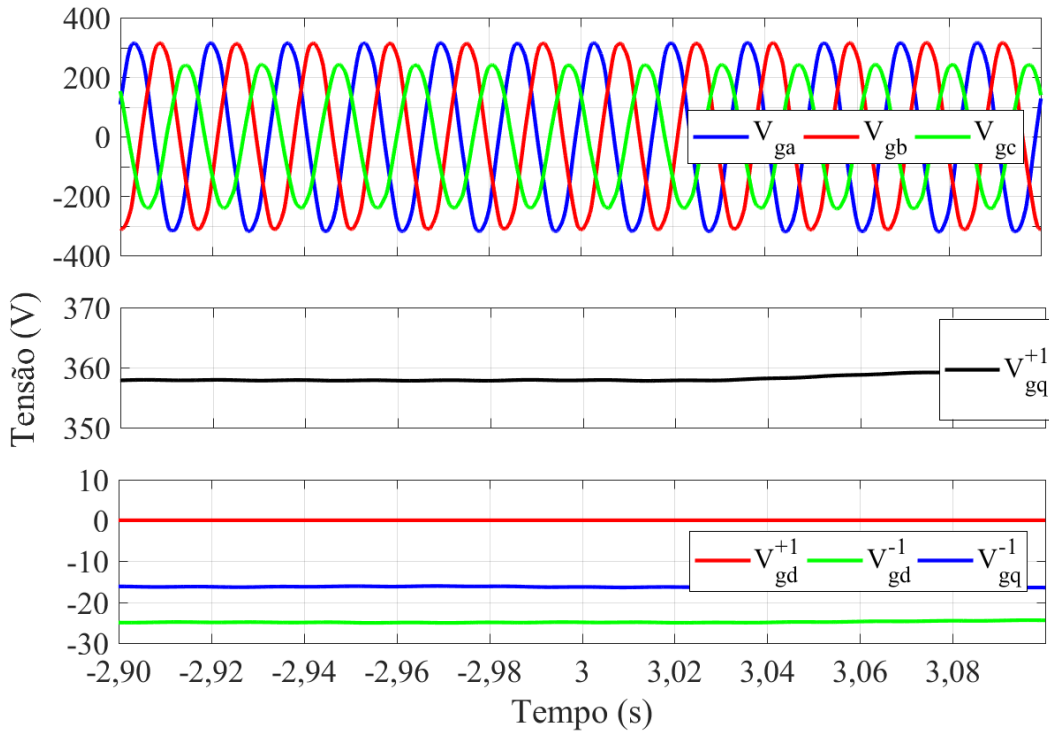
Seguindo a mesma sequência dos testes de simulação, é mostrada a tensão da rede mediante o desequilíbrio fornecido. Na Figura 49, o primeiro teste realizado com o autotransformador trifásico variável de 13,5 kW que provocou, como descrito anteriormente, apenas a distorção na tensão da fase *c* devido seu saturamento. Nesta mesma figura se encontra o comportamento da tensão separado por eixos *dq* e suas sequências positivas e negativas. Em seguida, a Figura 50 mostra as mesmas tensões agora apresentando o desequilíbrio necessário para os testes de validação em bancada. Como relatado anteriormente, esse afundamento na fase *c* só foi possível com emprego de outro autotransformador com potência de 30 kW. Nessa mesma Figura também é possível acompanhar o comportamento da tensão no eixo *dq* e separado pelas sequências positivas e negativas.

Figura 49 – Primeira tentativa de desequilíbrio da rede através de autotransformador de 13,5 kW.



Fonte: Próprio autor.

Figura 50 – Tensão da rede elétrica mediante desequilíbrio originado por autotransformador de 30 kW.



Fonte: Próprio autor.

As Figuras 51 a 54 mostram o comportamento das correntes do rotor nos resultados experimentais para os momentos de atuação de cada objetivo. Para o objetivo I, as correntes seguem o mesmo padrão da simulação e cumprem de forma razoável o objetivo proposto de controlar as correntes do rotor. Diferente das correntes do estator, ao atuar o objetivo I, não há um aumento das amplitudes das correntes, há porém uma pequena redução.

Esse fenômeno se deve ao fato de que as correntes do rotor além de serem responsáveis pela injeção de potência, também são responsáveis pela manutenção da sincronia. Dessa forma, antes da injeção de potência, só havia corrente para a sincronização, ou seja, corrente de eixo direto. Após o instante 4s, a corrente do eixo em quadratura atua, como é possível ver na Figura 51, reduzindo a corrente de eixo direto.

Outro detalhe, é que nesse caso específico, a potência reativa de referência é positiva e a potência ativa de referência é negativa, ou seja, há injeção de potência ativa e absorção de potência reativa, como pode se ver também no eixo dq da Figura 51. Se a potência reativa de referência também fosse negativa, a corrente de eixo direto também se elevaria.

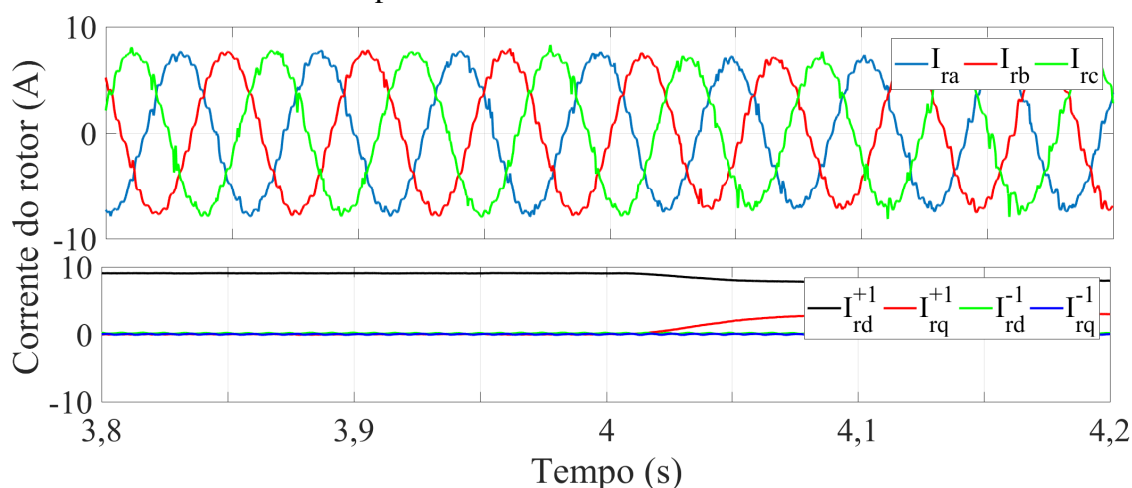
A escolha desses valores de referência se deu com a intenção de baixar a corrente para poder injetar mais potência ativa sem disparar a proteção.

As outras três Figuras mostram o comportamento da corrente do rotor para a atuação dos outros objetivos e o padrão é semelhante ao apresentado nas simulações.

A Tabela 8, mostra os valores de *Total Harmonic Distortion* (THD) para as correntes do rotor em cada um dos objetivos ensaiados.

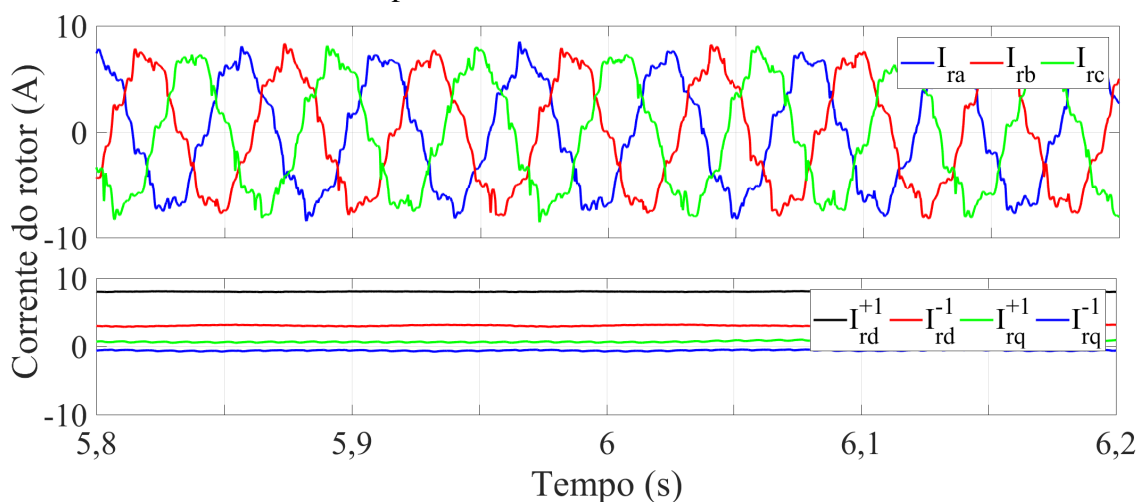
Apesar da estratégia desenvolvida nesta tese não ter compromisso com a redução de distorção harmônica, o objetivo I obteve êxito neste ponto, reduzindo o THD das correntes do rotor. A fase *c* possui maior distorção em todos os objetivos, pois esta mesma sofreu a redução de tensão.

Figura 51 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo I em testes experimentais.



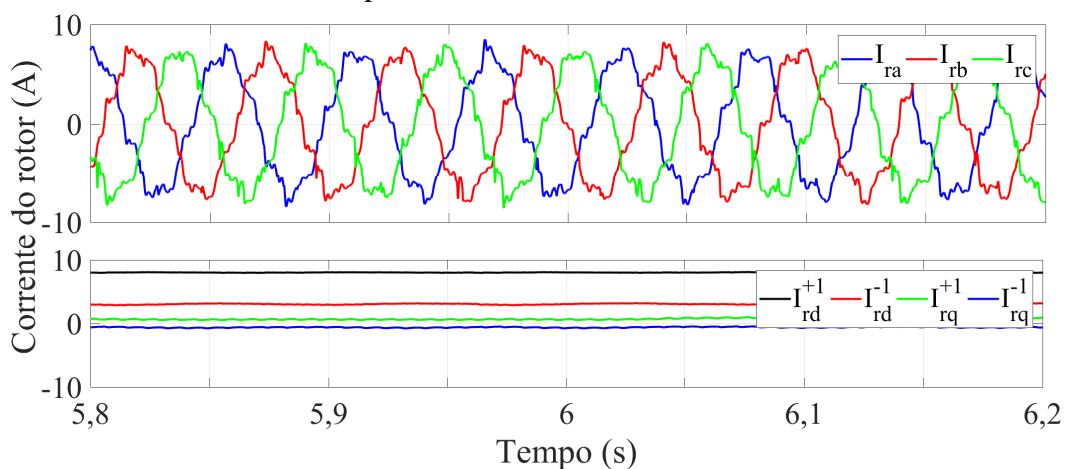
Fonte: Próprio autor.

Figura 52 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo II em testes experimentais.



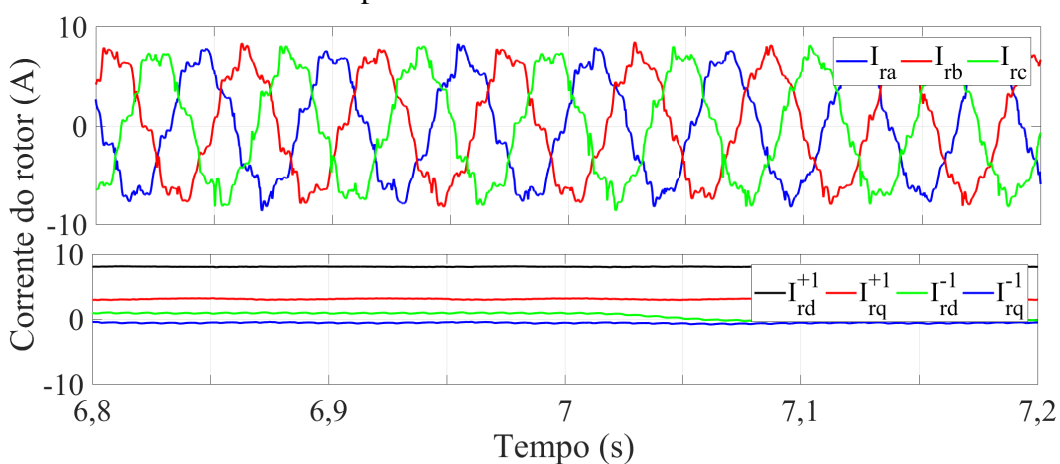
Fonte: Próprio autor.

Figura 53 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo III em testes experimentais.



Fonte: Próprio autor.

Figura 54 – Comportamento das correntes do rotor no instante de atuação do objetivo IV em testes experimentais.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 8 – Taxa de distorção harmônica para a corrente do rotor durante a execução dos objetivos.

| Variável | Objetivo | | | |
|-------------------|----------|----------|----------|----------|
| | I | II | III | IV |
| Corrente do rotor | a = 3,03 | a = 4,54 | a = 4,91 | a = 4,66 |
| | b = 3,06 | b = 3,58 | b = 4,74 | b = 3,71 |
| | c = 5,53 | c = 6,30 | c = 7,22 | c = 4,68 |

Fonte: Próprio autor.

As Figuras seguintes, 55 a 58, se referem ao comportamento das correntes do estator a partir da entrada e saída dos objetivos propostos tanto nas coordenadas abc como em dq com separação por sequências. As Figuras mostram claramente uma elevada distorção harmônica nas correntes do estator que se mantêm em regime durante todo o experimento. Em ensaios

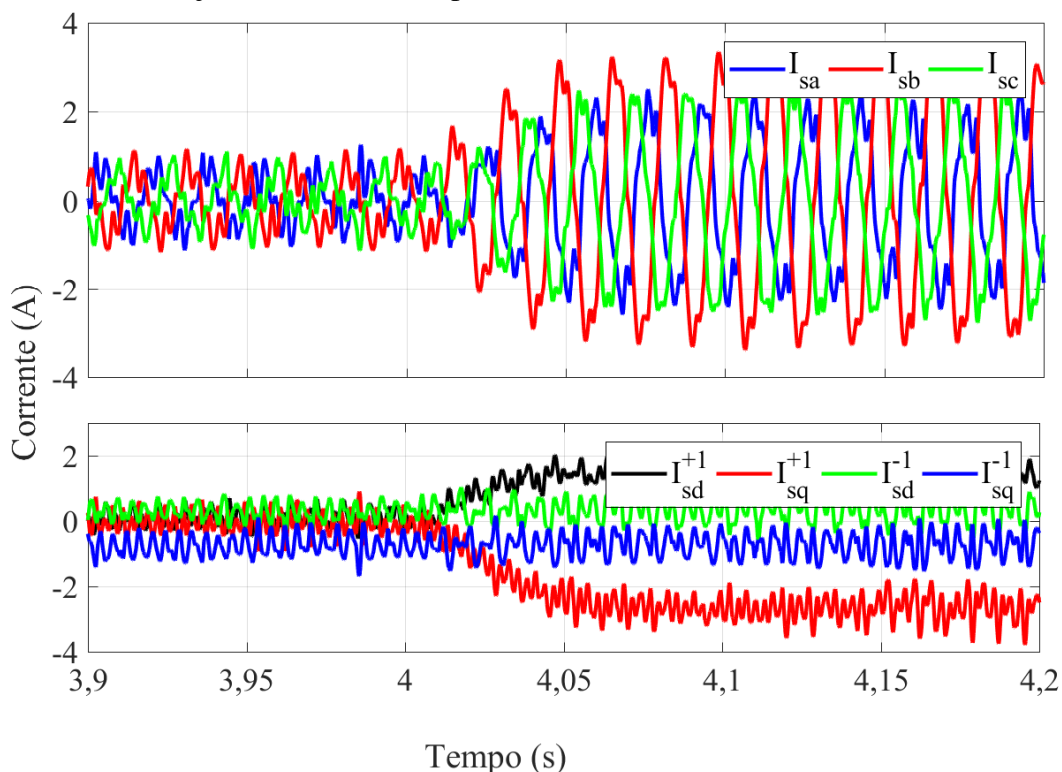
anteriores, esse comportamento já havia sido detectado e foi identificado que esta ocorrência se deve a problemas construtivos da própria máquina, como o desequilíbrio entre as fases do circuito do rotor.

Há neste caso a impossibilidade de acesso ao centro estrela do estator para ser possível a realização de medições mais precisas de tensões e correntes.

Confirmando o comportamento analisado nas simulações, a atuação do controle nos objetivos propostos tendem a elevar a amplitude das correntes do estator. Este é um efeito decorrente do cálculo projetado para as correntes do rotor, mostradas na Tabela 4. Porém apenas na entrada do objetivo II (Figura 56), no instante 5s, há uma perceptível melhora das correntes da rede no tocante ao equilíbrio das mesmas. Esse resultado ratifica a validação da proposta, realizada na subseção anterior, através das simulações. Seguindo a mesma tendência da simulação, as correntes do estator não foram afetadas pelas entradas dos objetivos III e IV, como pode ser visto nas figuras 57 e 58.

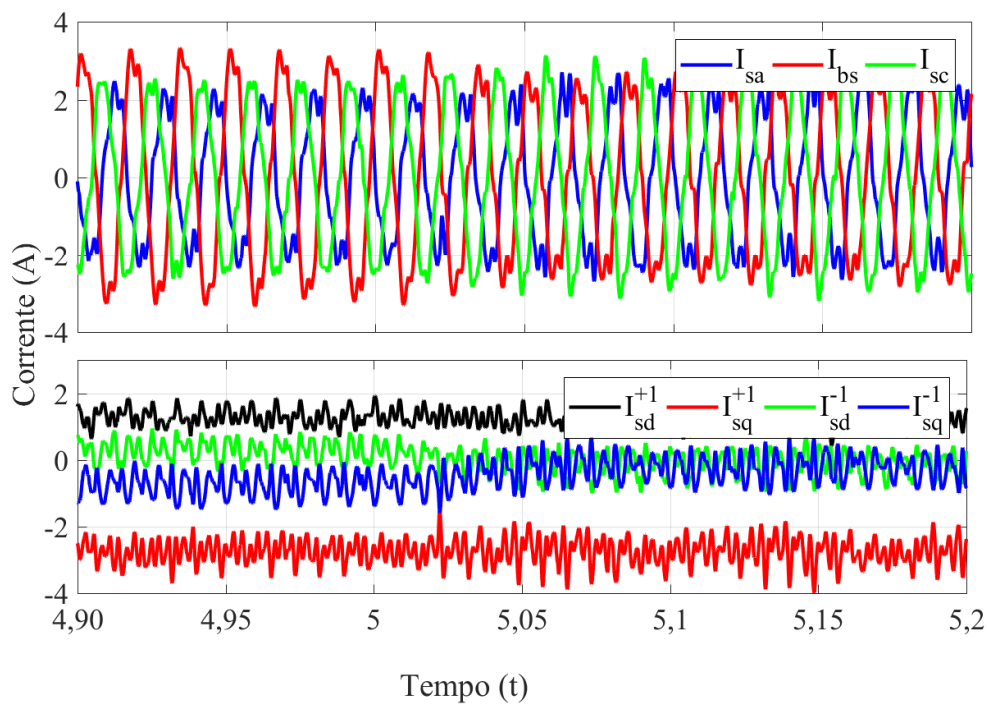
A Tabela 9 mostra os valores de THD para as correntes do estator no período de atuação dos quatro objetivos e quantifica em valores, a análise realizada anteriormente sobre a distorção

Figura 55 – Comportamento das correntes do estator no instante de atuação do objetivo I em testes experimentais.



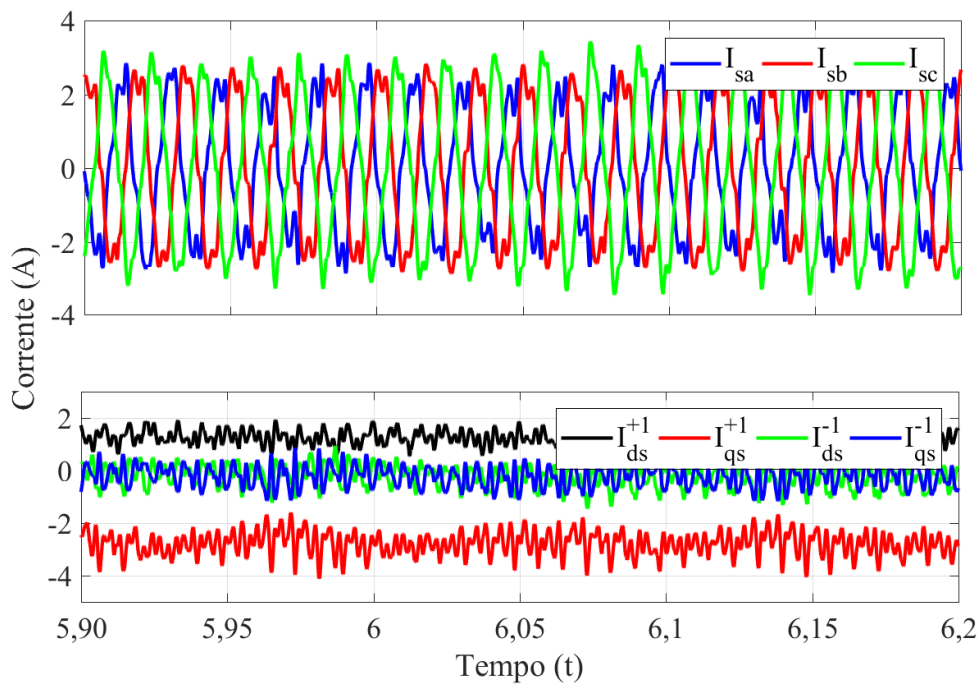
Fonte: Próprio autor.

Figura 56 – Comportamento das correntes do estator no instante de atuação do objetivo II em testes experimentais.



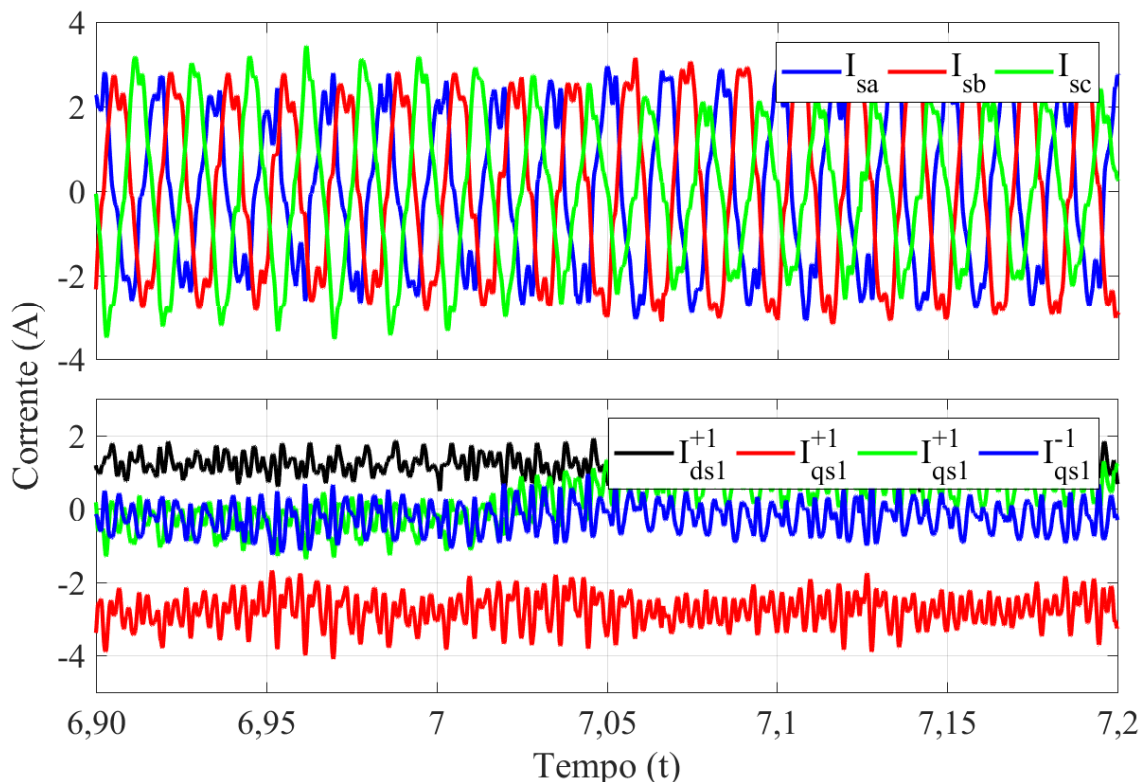
Fonte: Próprio autor.

Figura 57 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo III em testes experimentais.



Fonte: Próprio autor.

Figura 58 – Correntes do estator no instante de atuação do objetivo IV em testes experimentais.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 9 – Taxa de distorção harmônica para a corrente do estator durante a execução dos objetivos.

| Variável | Objetivo | | | |
|---------------------|----------|----------|----------|----------|
| | I | II | III | IV |
| Corrente do estator | a = 0,19 | a = 0,17 | a = 0,19 | a = 0,16 |
| | b = 0,11 | b = 0,13 | b = 0,14 | b = 0,12 |
| | c = 0,12 | c = 0,11 | c = 0,11 | c = 0,13 |

Fonte: Próprio autor.

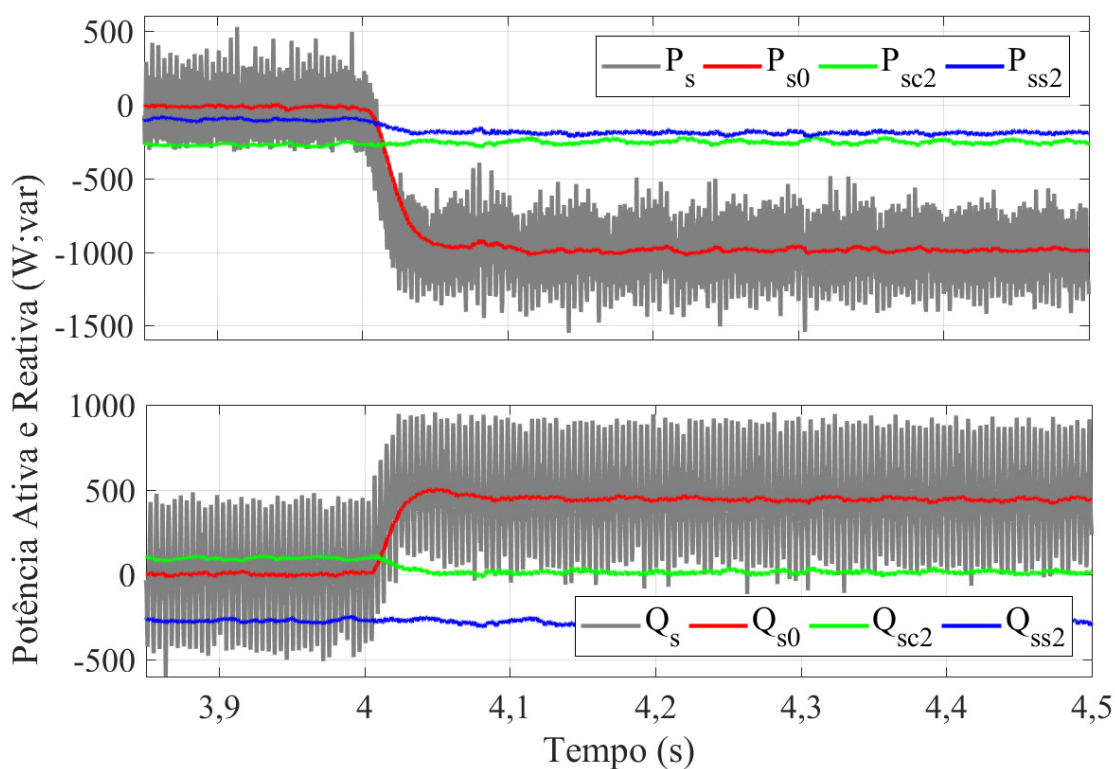
Analisando as potências, a Figura 59 mostra o início da injeção de potências ativa e reativa pelo estator com $P_{s0}^* = -1,0$ kW e $Q_{s0}^* = 0,5$ kvar, sendo que as componentes de P_s e Q_s são calculadas por meio de (3.71). Os gráficos referentes aos resultados experimentais das potências ativa e reativa, para cada objetivo em específico, foram unidos em uma figura única a fim de facilitar a visualização destas variáveis em cada instante de atuação dos objetivos. Nas Figuras são mostradas as potências ativa e reativa do estator nas mudanças dos objetivos de controle, sendo mantidas inalteradas as referências de potência ativa e reativa.

Como mostrado na Figura 60, as componentes oscilantes da potência ativa (P_{sc2} ;

P_{ss2} ; Q_{sc2} e Q_{ss2}) já são reduzidas quando da entrada do objetivo de controle II. Já na Figura 61 é mostrado que efetivamente há uma maior redução das oscilações na potência ativa, consequência da atuação do controle para o objetivo III, porém ainda mostrando oscilações residuais. No instante 7s (Figura 62, há a atuação do objetivo IV, fazendo com que, assim como ocorreu no objetivo III para a potência ativa, haja uma redução efetiva das oscilações, porém não eliminando-as completamente. O não cumprimento por completo destes dois últimos objetivos de controle se deve à não consideração da resistência do estator (R_s) na obtenção das equações da Tabela 4. Essa aproximação é válida para máquinas com maior potência da que foi utilizada na bancada de testes no laboratório.

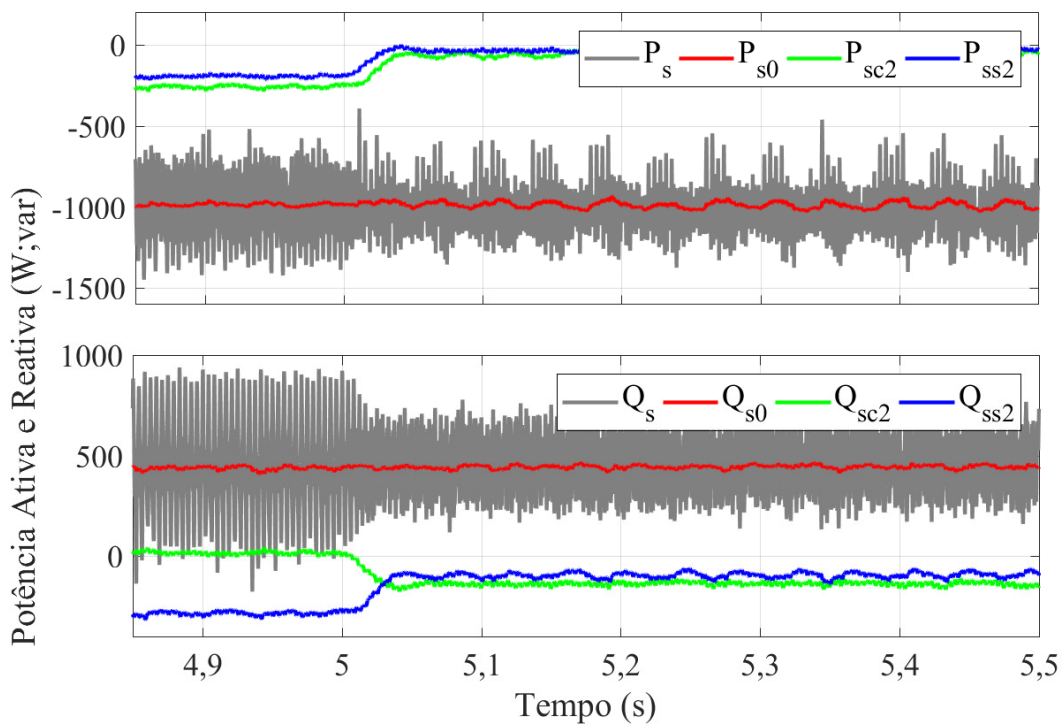
A Tabela 10 apresenta o THD das potências ativa e reativa durante a aplicação de todos os objetivos estudados.

Figura 59 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo I.



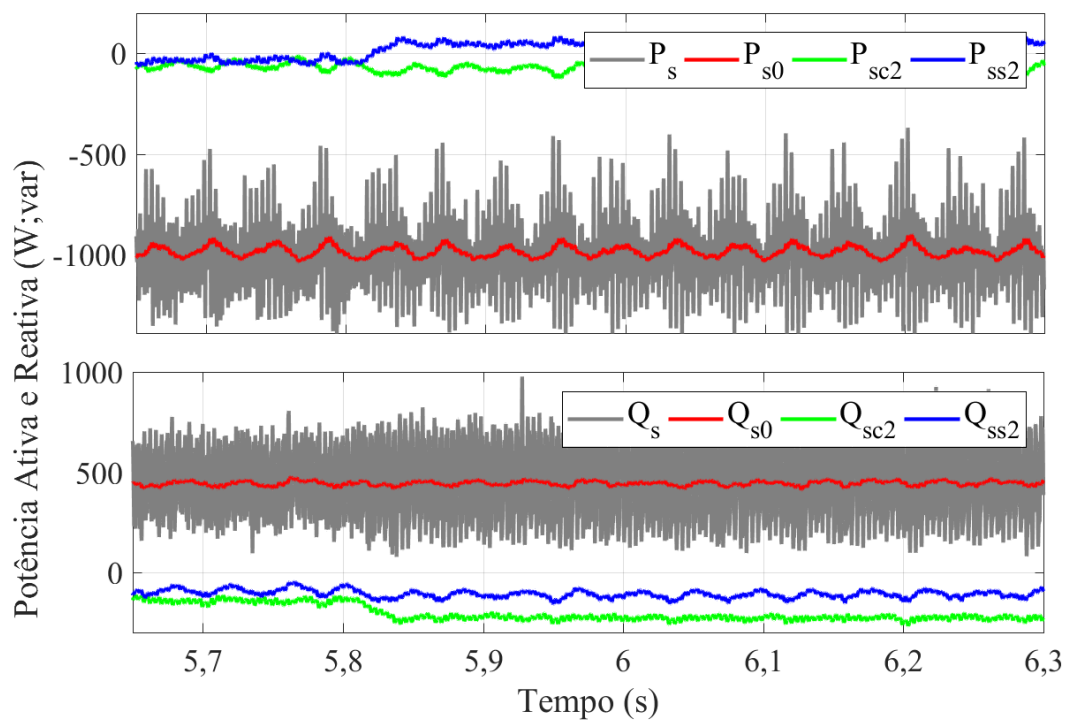
Fonte: Próprio autor.

Figura 60 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo II.



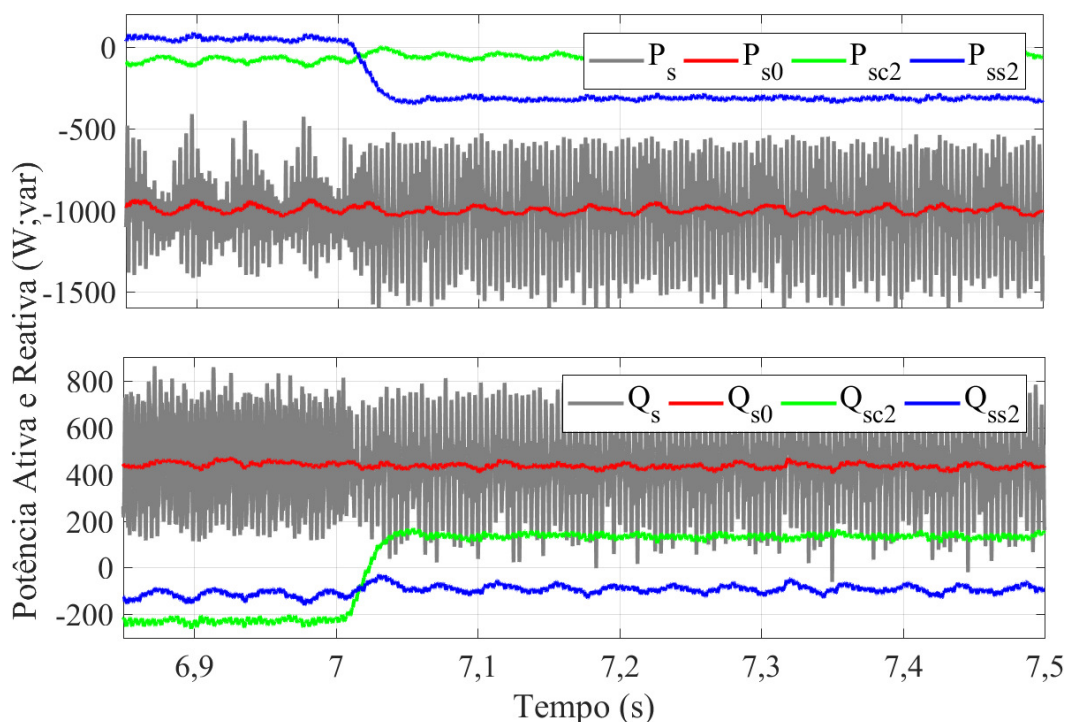
Fonte: Próprio autor.

Figura 61 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo III.



Fonte: Próprio autor.

Figura 62 – Potências ativas e reativas do estator no início da ativação do objetivo IV.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 10 – Taxa de distorção harmônica para potências ativa e reativa durante a execução dos objetivos.

| Variável | Objetivo | | | |
|------------------|----------|-------|-------|-------|
| | I | II | III | IV |
| Potência ativa | 14,54 | 9,42 | 9,43 | 13,59 |
| Potência reativa | 20,54 | 14,04 | 17,30 | 15,63 |

Fonte: Próprio autor.

5.3 Conclusão do capítulo

Neste capítulo, apresentou-se maiores detalhes relacionados à metodologia empregada para realizar os estudos de simulação e testes experimentais. Foram apresentadas as tabelas com os parâmetros elétricos da máquina, bem como os arranjos desenvolvidos nos controles empregados.

Além disso, esse capítulo apresentou todos os resultados de simulação e experimentais. Um desequilíbrio na tensão do barramento estudado, proveniente de um afundamento de 30% na fase c foi mostrado na Figura 31 e suas componentes em coordenadas dq na Figura 32.

Na sequência foi apresentado o comportamento das correntes do rotor mediante a

atuação dos objetivos I, II, III e IV, mostrados respectivamente nas Figuras 33, 34, 35 e 36. Notoriamente o controle proveu o equilíbrio dessas correntes.

Em seguida, as correntes do estator foram analisadas para os quatro objetivos nas Figuras 37, 38, 39 e 40. Mais uma vez o controle proporcionou equilíbrio às correntes.

Finalizando a parte simulacional, as Figuras 41, 43, 45, 47, 42, 44, 46, 48 evidenciaram a completa anulação dos termos oscilantes na potência ativa e reativa.

Para os resultados experimentais realizou-se um primeiro afundamento da fase *c* da tensão sem sucesso (Figura 49) e posteriormente um afundamento de 30% na fase *c* bem sucedido (Figura 50)

O comportamento das correntes do estator mediante a atuação dos objetivos estudados foram mostrados nas Figuras 55, 56, 57 e 58. Os resultados mostraram que houve redução das oscilações nas correntes apesar da presença de distorção harmônica no sistema, proveniente de problemas estruturais da máquina.

Finalmente, o desempenho das potências ativa e reativa foram examinados nos gráficos 59, 60, 61, 62. Houve redução das componentes oscilantes das potências nos objetivos III e IV abaixo do esperado, devendo-se principalmente à simplificação realizada na modelagem matemática, ao desconsiderar a resistência dos enrolamentos do estator. Essa consideração só pode ser válida para máquinas com elevada potência.

A tendência de aproximação dos resultados experimentais com relação aos resultados de simulação, levam a concluir que há coerência entre a teoria elaborada e validação através dos resultados obtidos.

6 CONCLUSÃO

Motivado principalmente pela melhora da qualidade da energia elétrica, este trabalho propôs um estudo para uma aplicação alternativa ao uso do DFIG. Os estudos conduzidos ao longo desta tese, permitiram uma análise de como a estratégia proposta pode adaptar a operação do DFIG para funcionar como um compensador síncrono. A hipótese inicial era que seria possível adaptar técnicas de controle, que normalmente são empregadas no DFIG operando como gerador em turbinas eólicas, e oferecer alternativas para o processamento de potência ativa e reativa livre de oscilações para a rede elétrica, especificamente em cenários onde a tensão da rede está desequilibrada.

Realizou-se então uma revisão bibliográfica a fim de obter informações sobre estudos que envolvessem esses temas. A partir de então identificou-se pontos que possuíam potencial para contribuição científica, como por exemplo, compensação de potência ativa e reativa para redes com desequilíbrio de tensão.

Buscou-se na literatura técnicas de controle que mais se adaptavam ao tratamento de sequências negativas. Após alguns testes, o método de separação de sequência com uso da estrutura DDSRF foi escolhido.

Esta separação de sequências permitiu que o controle que estava sendo desenvolvido pudesse operar fornecendo potência reativa ou até ativa, livre de oscilações em um sistema desequilibrado, e portanto, com presença de sequência negativa. Adicionalmente, ao aplicar a técnica, verificou-se que o compensador poderia oferecer também a possibilidade de equilíbrio das correntes do rotor, estator. Neste ponto então, vislumbrou-se a possibilidade de adaptar quatro opções de atuação, mutuamente exclusivas para o controle. O objetivo I tratou de fornecer correntes equilibradas para o rotor da máquina, fornecendo proteção à mesma em caso de necessidade. O objetivo II buscou equilíbrio das correntes do estator da máquina, que por estar ligado à rede, poderia injetar correntes equilibradas na rede. Os objetivos III e IV lidaram com a possibilidade de processar respectivamente potência ativa e reativa, sem componentes oscilantes senoidais e cossenoidais.

Após o desenvolvimento da modelagem matemática, o sistema foi simulado no *software* PSCAD/EMTDC, que constatou a validade das equações apresentadas. Ao realizar os testes de simulação, verificou-se que a técnica estudada atingiu os objetivos propostos para cada um dos cenários analisados. Com relação às correntes do rotor e do estator, houve redução total de desbalanço nos resultados dos objetivos I e II, vistas nas Figura 33 e 38 respectivamente. No

caso das potências ativa e reativa, os resultados para os objetivos III e IV mostraram redução total das componentes oscilantes sc_2 e ss_2 , que foram evidenciados nas Figuras 45 e 48. Neste ponto, os objetivos lançados no início do trabalho foram alcançados.

Para ratificar a validação por meio de ensaios experimentais, uma banca de testes foi montada confirmando a premissa de que os objetivos propostos são coerentes, funcionais e tecnicamente viáveis. De um modo geral, os resultados experimentais confirmaram a tendência mostrada nos resultados de simulação, guardando as devidas limitações que os testes práticos impõem. Mesmo apresentando oscilações inerentes aos equipamentos do sistema montado, o controle no objetivo II promoveu redução das componentes negativas do estator nos eixos direto e em quadratura (Figura 56), apesar de grande distorção da corrente do estator apresentada no sistema em função de problemas estruturais da máquina. Por sua vez, os resultados para o desempenho do controle nos objetivos III e IV apontaram para a mesma tendência observada na simulação (Figuras 61 e 62 respectivamente). Porém neste caso, reduziu-se as componentes oscilantes da potência ativa e reativa abaixo do esperado. Supõe-se que este desempenho se deve às considerações realizadas para máquinas de elevada potência, dentre elas por exemplo, a desconsideração da resistência dos enrolamentos do estator (R_s).

O trabalho proposto portanto, cumpriu seus objetivos iniciais, trazendo novas informações para o estudo dos compensadores síncronos atuando em situações pouco exploradas, como desequilíbrio de tensão, e minimização de oscilações de potências ativa e reativa. Aliado à utilização da máquina de indução duplamente alimentada, atualmente bastante utilizada na geração de energia a partir de aerogeradores. Conclui-se, portanto, que este trabalho traz interessantes contribuições para o estudo dos compensadores síncronos os quais conferem bastante relevância ao tema da qualidade de energia.

7 TRABALHOS FUTUROS

O tema qualidade de energia é bastante amplo, dessa forma, sugere-se o estudo de outros aspectos relacionados à falha no fornecimento de tensão da rede podem que podem ser melhor explorados. Afundamentos mais severos, como interrupção de tensão por exemplo, podem ajudar a encontrar o alcance de atuação desse modelo proposto.

Por outro lado, os resultados experimentais foram limitados pela potência da máquina utilizada em laboratório, bem como seus conversores, o que levou o aumento da influência da resistência dos enrolamentos do estator nos resultados experimentais. Também foi verificado, em testes anteriores, que o gerador apresenta problemas construtivos, provavelmente relacionados aos enrolamentos do estator. Estas duas limitações causaram, respectivamente, distorções inesperadas na corrente do estator e oscilações indesejáveis na potência ativa e reativa. Nesse contexto, recomenda-se a comparação de resultados com estudos com máquinas de potência nominal mais elevadas, a fim de reduzir a influência da resistência do estator nas correntes do estator.

Outro ponto importante a ser considerado em trabalhos futuros está no aperfeiçoamento da sintonia dos PI's, que poderão ser aplicadas técnicas de parametrização de controles para otimização da resposta do sistema.

REFERÊNCIAS

- ABAD, G.; LOPEZ, J.; RODRÍGUEZ, M.; MARROYO, L.; IWANSKI, G. **Doubly fed induction machine: modeling and control for wind energy generation**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2011. v. 85.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Procedimentos de Distribuição (PRODIST)**: Módulo 08. Brasil, 2008.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Banco de Informações de Geração (BIG)**. Brasil, 2018.
- AKAGI, H.; SATO, H. Power compensation effect of an adjustable-speed rotary condenser with a flywheel for a large capacity magnet power supply. In: **IEEE. Particle Accelerator Conference, 1999. Proceedings of the 1999**. [S.l.], 1999. v. 5, p. 3749–3751.
- AKAGI, H.; SATO, H. Control and performance of a doubly-fed induction machine intended for a flywheel energy storage system. **Power Electronics, IEEE Transactions on**, IEEE, v. 17, n. 1, p. 109–116, 2002.
- AKAGI, H.; TAKAHASHI, K.; KOBAYASHI, T.; SUGIHARA, H.; KAI, T. Analysis of an adjustable speed rotary condenser for power system stabilization. **Electrical Engineering in Japan**, John Wiley & Sons, Inc., v. 133, n. 1, p. 31–42, 2000.
- AKAGI, H.; WATANABE, E. H.; AREDES, M. **Instantaneous power theory and applications to power conditioning**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2007. v. 31. ISBN 978-0-470-10761-4.
- ALDABÓ, R. **Qualidade na energia elétrica**. [S.l.]: Artliber, 2001.
- ALVIM, C. F.; EIDELMAN, F.; MAFRA, O.; FERREIRA, O. C. *Energia nuclear em um cenário de trinta anos*. **Estudos avançados**, v. 21, n. 59, p. 197–220, 2007.
- BARROS, M. Compensação de desequilíbrios em redes elétricas. **Ilha Solteira-SP**, 2000.
- BERNARDO, N. Evolução da gestão da qualidade de serviço de energia elétrica no Brasil. Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2013.
- BOLDEA, I. **Variable speed generators**. [S.l.]: CRC press, 2005.
- BOLDEA, I.; NASAR, S. A. **Electric drives**. [S.l.]: CRC press, 2005.
- BOLLEN, M. H. **Understanding power quality problems**. [S.l.]: IEEE press New York, 2000. v. 3.
- BOLUND, B.; BERNHOFF, H.; LEIJON, M. Flywheel energy and power storage systems. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, Elsevier, v. 11, n. 2, p. 235–258, 2007.
- CARNEIRO, M. G.; CERQUEIRA, B. D. Participação da geração eólica em leilões de energia e sua contribuição em tempos de crise energética. **Revista Brasileira de Energias Renováveis**, v. 5, n. 1, 2016.
- CESEÑA, E. A. M.; GOOD, N.; MANCARELLA, P. Electrical network capacity support from demand side response: Techno-economic assessment of potential business cases for small commercial and residential end-users. **Energy Policy**, Elsevier, v. 82, p. 222–232, 2015.

CHOW, J.; KOPP, R. J.; PORTNEY, P. R. Energy resources and global development. **Science**, American Association for the Advancement of Science, v. 302, n. 5650, p. 1528–1531, 2003.

DANTAS, J. L. **Contribuições para o estudo do DFIG diante de afundamentos desbalanceados: detecção e LVRT**. Tese (Tese de Doutorado) — Universidade Federal do Ceará, 2017.

DECKMANN, S. M.; POMILIO, J. A. Avaliação da qualidade da energia elétrica. **available in <http://www.dsce.fee.unicamp.br/antenor/pdf/qualidade/b5.pdf>**, 2010.

ELETRONUCLEAR. **Panorama da energia nuclear no mundo**. Brasília, 2011. Disponível em: <<http://www.eletronuclear.gov.br>>. Acesso em: Setembro de 2015.

FUCHS, E.; MASOUM, M. A. **Power quality in power systems and electrical machines**. [S.l.]: Academic press, 2011. ISBN 978-0-12-369536-9.

HIGGINS, M.; PLANT, D.; RIES, D.; KIRK, J.; ANAND, D. Flywheel energy storage for electric utility load leveling. In: **Proceedings of the 26th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference**. [S.l.: s.n.], 1991. v. 1, n. 16, p. 209–214.

HINGORANI, N. G.; GYUGYI, L. **Understanding FACTS: concepts and technology of flexible AC transmission systems**. [S.l.]: Wiley-IEEE press, 2000.

HINRICHS, R. A.; KLEINBACH, M.; REIS, L. B. dos. **Energia e Meio Ambiente, Tradução da ed 3 americana**. [S.l.]: Thomson, 2003. ISBN 85-221-0337-2.

HU, J.; HE, Y. Modeling and enhanced control of dfig under unbalanced grid voltage conditions. **Electric Power Systems Research**, Elsevier, v. 79, n. 2, p. 273–281, 2009.

HU, J.; HE, Y.; XU, L.; WILLIAMS, B. W. Improved control of dfig systems during network unbalance using pi-r current regulators. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, IEEE, v. 56, n. 2, p. 439–451, 2009.

JOUANNE, A. V.; BANERJEE, B. Assessment of voltage unbalance. **IEEE transactions on power delivery**, IEEE, v. 16, n. 4, p. 782–790, 2001.

KIM, Y.-H.; LEE, K.-H.; CHO, Y.-H.; HONG, Y.-K. Comparison of harmonic compensation based on wound/squirrel-cage rotor type induction motors with flywheel. In: **IEEE. Power Electronics and Motion Control Conference, 2000. Proceedings. IPEMC 2000. The Third International**. [S.l.], 2000. v. 2, p. 531–536.

KLAS, J. Planejamento da expansão do sistema de transmissão com dispositivos facts e links cc empregando metodologia branch-and-bound adaptada. 2013.

KRAUSE, P. C.; WASYNCZUK, O.; SUDHOFF, S. D.; PEKAREK, S. **Analysis of electric machinery and drive systems**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2013. v. 75.

KUNDUR, P.; NEAL, J. B.; MARK, G. L. **Power System Stability and Control**. New York: McGraw-Hill, 1994.

LEONHARD, W. Control of a separately excited dc machine. **Control of Electrical Drives**, Springer, p. 77–96, 2001.

- LEÃO, R. P. S.; SAMPAIO, R. F.; ANTUNES, F. L. M. **Harmônicos em sistemas elétricos**. [S.l.]: Elsevier, 2013. ISBN 8535274391.
- LIMA, C. C.; CARVALHO, L. M. D. O. A produção de energia elétrica, a exaustão ambiental da fonte hídrica e a opção proveniente da base eólica renovável. **Revista Brasileira de Energias Renováveis**, v. 5, n. 1, 2016.
- LIMA, F.; WATANABE, E. Parallel connection of doubly-fed induction generator in wind generation. In: **Proc. 9th Power Electron. Brazilian Conf.** [S.l.: s.n.], 2007. v. 9, p. 631–639.
- LIMA, F. K. de A. **Aerogerador Baseado em Mquina de Induo Duplamente Alimentada - Suportabilidade para Afundamento de Tenso**. Tese (Tese de Doutorado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2009.
- MEHL, E. L. Qualidade da energia elétrica. **Curso de pósgraduação em engenharia elétrica, UFPR**, 2013.
- MENDES, V. F. **Avaliação do comportamento de um sistema de conversão de energia eólica utilizando gerador de indução duplamente excitado durante afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais, 2009.
- MOLINAS, M.; KOBUCHI, J.; TAKAHASHI, S.; SHIMADA, R. Flywheel effect in power plants with an induction frequency converter. In: **IEEE. Power Electronics Specialists Conference, 1998. PESC 98 Record. 29th Annual IEEE**. [S.l.], 1998. v. 1, p. 840–843.
- NIAN, H.; PANG, B. Stability and power quality enhancement strategy for dfig system connected to harmonic grid with parallel compensation. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, IEEE, 2018.
- NISHIO, T.; MINOGUTI, K.; UNO, S.; FUTAMI, M.; HOMBU, M.; ICHINOSE, M.; MAOKA, A. Continuous operation control during electric power network faults in an adjustable speed generation system with a flywheel excited by a dc link converter. In: **IEEE. Power Conversion Conference-Nagaoka 1997., Proceedings of the**. [S.l.], 1997. v. 1, p. 209–214.
- PINHO, I. J. T. **Inserção de Energia Solar no Sistema Interligado Brasileiro e Armazenamento de Energia Solar**. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo São Paulo, 2018.
- POMILIO, J. A.; DECKMANN, S. Avaliação da qualidade da energia elétrica. **SI]:[sn]**, 2017.
- RAMOS, A. C. L. Avaliação dos impactos da impedância de falta e da geração distribuída em estudos de afundamentos de tensão. Universidade Federal de Goiás, 2009.
- REIS, J. L.; MOURA, L. C. Alternativas tecnológicas para mitigação e interrupção momentânea de tensão em cargas sensíveis do sistema elétrico de potência. **Artigos da Centralmat**, 2015.
- RODRÍGUEZ, P.; POU, J.; BERGAS, J.; CANDELA, J. I.; BURGOS, R. P.; BOROYEVICH, D. Decoupled double synchronous reference frame pll for power converters control. **IEEE Transactions on Power Electronics**, IEEE, v. 22, n. 2, p. 584–592, 2007.
- SCHAFFER, D.; SIMOND, J.-J. Adjustable speed asynchronous machine in hydro power plants and its advantages for the electric grid stability. **CIGRE**, n. LME-CONF-2009-026, 1998.

- SCHMIDLIN JR, C. R. **Contribuições para o Estudo da Modelagem de Aerogeradores Baseados no Gerador de Indução Duplamente Alimentado**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Ceará, 2017.
- SILVA, C. V. M. Afundamentos de tensão na presença de geração distribuída. 2014.
- SODANO, H. A.; INMAN, D. J.; PARK, G. Generation and storage of electricity from power harvesting devices. **Journal of Intelligent material systems and structures**, Sage Publications Sage CA: Thousand Oaks, CA, v. 16, n. 1, p. 67–75, 2005.
- SOUZA, L. M. de. Compensador síncrono de velocidade variável. UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, 2003.
- SUH, Y.; LIPO, T. A. Control scheme in hybrid synchronous stationary frame for pwm ac/dc converter under generalized unbalanced operating conditions. **IEEE Transactions on Industry Applications**, IEEE, v. 42, n. 3, p. 825–835, 2006.
- TEODORESCU, R.; LISERRE, M.; RODRIGUEZ, P. **Grid converters for photovoltaic and wind power systems**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2011. v. 29.
- TER-GAZARIAN, A. **Energy storage for power systems**. [S.l.]: Iet, 1994.
- TOLMASQUIM, M. T.; GUERREIRO, A.; GORINI, R. Matriz energética brasileira: uma prospectiva. **Novos estudos-CEBRAP**, Cebrap, n. 79, p. 47–69, 2007.
- UEMURA, S.; NOMURA, S.; SHIMADA, R. Stabilization of electric power system using the variable speed flywheel generator. In: IEEE. **Power Conversion Conference-Nagaoka 1997., Proceedings of the**. [S.l.], 1997. v. 1, p. 215–218.
- UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas de Fitzgerald e Kingsley**. [S.l.]: McGraw-Hill, 2014.
- UMLAND, J. W.; SAFIUDDIN, M. Magnitude and symmetric optimum criterion for the design of linear control systems: what is it and how does it compare with the others? **IEEE Transactions on Industry Applications**, IEEE, v. 26, n. 3, p. 489–497, 1990.
- UPADHVAY, P.; SINGH, N.; YADAV, S.; GUPTA, S. Voltage quality compensation of dfig with series dvr (sdvr) under three phase fault. In: IEEE. **2018 2nd International Conference on Electronics, Materials Engineering & Nano-Technology (IEMENTech)**. [S.l.], 2018. p. 1–6.
- VERMA, N.; SINGH, N.; YADAV, S.; GUPTA, S. Reactive power compensation of solid state transformer for wecs. In: IEEE. **2018 2nd International Conference on Electronics, Materials Engineering & Nano-Technology (IEMENTech)**. [S.l.], 2018. p. 1–6.
- VICHI, F. M. Energia, meio ambiente e economia: o brasil no contexto mundial. **Quim. Nova**, v. 32, n. 3, p. 757–767, 2009.
- WATANABE, E. H.; AREDES, M. Teoria de potência ativa e reativa instantânea e aplicações-filtros ativos e facts. In: **Anais do XII Congresso Brasileiro de Automática-CBA, Uberlândia**. [S.l.: s.n.], 1998. v. 1, p. 81–122.
- WATANABE, E. H.; BARBOSA, P. G.; ALMEIDA, K. C.; TARANTO, G. N. Tecnologia facts-tutorial. **SBA Controle & Automação**, v. 9, n. 1, p. 39–55, 1998.

WEISSBACH, R.; KARADY, G.; FARMER, R. Dynamic voltage compensation on distribution feeders using flywheel energy storage. **Power Delivery, IEEE Transactions on**, IEEE, v. 14, n. 2, p. 465–471, 1999.

WILLIS, H. L. Energy storage opportunities related to distributed generation. In: IEEE. **Power Engineering Society Summer Meeting, 2000**. IEEE. [S.l.], 2000. v. 3, p. 1517–1518.

XU, L.; WANG, Y. Dynamic modeling and control of dfig-based wind turbines under unbalanced network conditions. **IEEE Transactions on Power Systems**, IEEE, v. 22, n. 1, p. 314–323, 2007.

ZANETTA JR, L. C. Z. **Fundamentos de sistemas elétricos de potência**. [S.l.]: Editora Livraria da Física, 2006.

ZHANG, J.; CHEN, Z.; CAI, L.; ZHAO, Y. Flywheel energy storage system design for distribution network. In: IEEE. **Power Engineering Society Winter Meeting, 2000**. IEEE. [S.l.], 2000. v. 4, p. 2619–2623.