

UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA  
CENTRO DE ENERGIAS ALTERNATIVAS E RENOVÁVEIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

## Dissertação de Mestrado

Sistemas de Conversão de Energia Eólica com  
Conexão à Rede Monofásica Utilizando  
Gerador de Indução Duplamente Alimentado

Emerson de Lacerda Soares

João Pessoa, Brasil

Julho de 2018

Emerson de Lacerda Soares

**SISTEMAS DE CONVERSÃO DE ENERGIA EÓLICA COM CONEXÃO  
À REDE MONOFÁSICA UTILIZANDO GERADOR DE INDUÇÃO  
DUPLAMENTE ALIMENTADO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica - PPGEE, da Universidade Federal da Paraíba - UFPB, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Nady Rocha

João Pessoa, Brasil

Julho de 2018

**Catálogo na publicação**  
**Seção de Catalogação e Classificação**

S676s Soares, Emerson de Lacerda.

Sistemas de Conversão de Energia Eólica com Conexão à Rede Monofásica Utilizando Gerador de Indução Duplamente Alimentado / Emerson de Lacerda Soares. - João Pessoa, 2018.  
132 f. : il.

Orientação: Nady Rocha.

Dissertação (Mestrado) - UFPB/CEAR/PPGEE.

1. Sistemas de Conversão de Energia Eólica. 2. Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG). 3. Rede Elétrica Monofásica. 4. Conversores com Número de Chaves Reduzido. I. Rocha, Nady. II. Título.

UFPB/BC



UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA  
CENTRO DE ENERGIAS ALTERNATIVAS E RENOVÁVEIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA



A Comissão Examinadora, abaixo assinada, aprova a Dissertação:

**SISTEMAS DE CONVERSÃO DE ENERGIA EÓLICA COM CONEXÃO  
À REDE MONOFÁSICA UTILIZANDO GERADOR DE INDUÇÃO  
DUPLAMENTE ALIMENTADO**

Elaborada por:

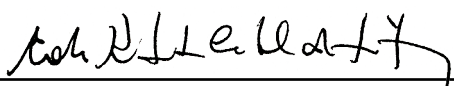
**EMERSON DE LACERDA SOARES**

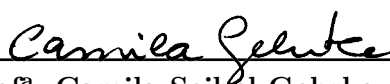
Como requisito parcial para obtenção para o grau de:

**MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

Trabalho aprovado. João Pessoa, Brasil, 19 de julho de 2018:

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Nady Rocha, Dr.  
Orientador

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Edison Roberto Cabral da Silva, Dr.  
Avaliador Interno

  
\_\_\_\_\_  
Prof.<sup>a</sup>. Camila Seibel Gehrke, Dr.  
Avaliador Externo

João Pessoa, Brasil

Julho de 2018

*Este trabalho é dedicado ao meu avô,  
Delfino Paulino de Lacerda (In Memoriam).*

## AGRADECIMENTOS

Os agradecimentos principais são direcionados à minha sempre presente e atenciosa família, em especial ao meu pai Genival Soares Paixão e à minha mãe Marlysabeth de Lacerda Soares. Eu não teria conseguido sem o apoio de vocês.

Ao meu orientador, o professor Nady Rocha, pela compreensão, boa vontade, dedicação e por estar sempre disposto a passar seus conhecimentos.

Aos professores Camila Seibel Gehrke e Edison Roberto Cabral da Silva, pelos importantes conselhos e por aceitarem tão prontamente o convite para participação na banca de avaliação desta dissertação.

Aos meus amigos, todos incalculavelmente importantes. Em especial, devo agradecer à Ítalo André Cavalcanti de Oliveira e Filipe Vieira Rocha pela ajuda com os resultados experimentais que compõem este trabalho. Devo agradecer também aos colegas de laboratório Hélio, Geovani, Hemerson, Marcos, Leonardo, Kamilla, Tatiana, Ronnan, Guilherme e ao técnico Fábio, por tornarem a rotina no laboratório uma atividade prazerosa.

À arquiteta e amada companheira Deborah Barbosa Ferreira, pela ajuda na revisão do texto que compõe este trabalho, além de toda paciência, dedicação e apoio.

Agradecimentos especiais são direcionados ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal da Paraíba (UFPB) e a todos os professores que compõem seu corpo docente, pela importante colaboração em minha formação como Mestre.

*“Transportai um punhado de terra todos os dias  
e fareis uma montanha.”  
(Confúcio)*

## RESUMO

O uso do Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG) na geração de energia eólica vem sendo consolidado devido, principalmente, à possibilidade de funcionamento com velocidade variável e controle de potência ativa e reativa fornecida pelo estator de modo desacoplado. Apesar disto, ainda existem poucas soluções de sistemas de conversão de energia eólica que conectam o DFIG à rede elétrica monofásica. Mesmo as soluções existentes na literatura, ou operam à velocidade variável, ou garantem tensões trifásicas balanceadas e com frequência constante nos terminais da máquina, de modo a alimentar cargas trifásicas sem a necessidade de um conversor adicional. Este trabalho apresenta três novas topologias de sistemas de conversão que servem de interface para a conexão do DFIG à rede elétrica monofásica. Os sistemas propostos utilizam conversores CA-CC-CA bidirecionais com diferentes número de braços que transformam a tensão da rede elétrica monofásica em tensões trifásicas equilibradas nos terminais do estator do gerador, além de um conversor trifásico conectado aos terminais do rotor que garante o controle de potência ativa e reativa do gerador. Além disso, foi desenvolvida uma técnica para estimar a posição do rotor sem uso de sensor de velocidade. São apresentados os modelos do gerador e dos conversores utilizados, bem como as estratégias de controle e modulação por largura de pulso (PWM). As comparações entre as topologias são realizadas em termos da tensão mínima de barramento CC e das perdas de potência nas chaves. São apresentados resultados de simulação em diversos cenários, com e sem ligação de cargas trifásicas ao sistema, além do estudo de perdas de potência nos conversores. Resultados experimentais também são apresentados e discutidos, de modo a verificar o funcionamento das topologias propostas.

**Palavras-chave:** Sistemas de Conversão de Energia Eólica. Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG). Rede Elétrica Monofásica. Conversores com Número de Chaves Reduzido.

## ABSTRACT

The use of the Doubly-Fed Induction Generator (DFIG) for wind power generation has been consolidated mainly due the possibility to run at variable speed and decoupled active and reactive stator power control. However, there are still few solutions for wind energy conversion systems connecting the DFIG to the single-phase grid. Even the existing solutions in literature either operate at variable speed, or guarantee balanced three-phase machine voltages with constant frequency in order to feed three-phase loads without an additional converter. This work presents three novel wind energy conversion systems topologies, in order to connect the DFIG to the single-phase grid. The proposed systems use bidirectional CA-CC-AC converters with different number of legs that transform the single-phase grid voltage into balanced three-phase voltages at the generator stator terminals, as well as a three-phase rotor-side converter that guarantees the generator active and reactive power control. In addition, a sensorless rotor position estimation technique was developed. Generator and converter models, pulse width modulation (PWM) and control strategies are presented. The comparisons between the topologies are performed in terms of minimum DC-link voltage and the power switches losses. Several scenarios are simulated, with and without connection of three-phase loads to the system, besides the converters power losses study. Experimental results are also presented and discussed, in order to verify the operation of the proposed topologies.

**Keywords:** Wind Energy Conversion Systems. Doubly-Fed Induction Generator (DFIG). Single-Phase Electrical Grid. Reduced-Switch-Count Converters.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

|                                                                                                                                                         |    |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 1 – Turbinas importantes na história da geração eólica. . . . .                                                                                  | 23 |
| Figura 2 – As primeiras usinas de energia eólica do Brasil. . . . .                                                                                     | 24 |
| Figura 3 – Evolução do tamanho das turbinas eólicas comerciais. . . . .                                                                                 | 25 |
| Figura 4 – Países com maior capacidade de geração de energia eólica total e instalada apenas em 2016 [GW]. . . . .                                      | 26 |
| Figura 5 – Estrutura de uma turbina eólica de eixo horizontal. . . . .                                                                                  | 27 |
| Figura 6 – Configuração típica de um WECS do tipo A, com velocidade fixa. . . .                                                                         | 28 |
| Figura 7 – Configuração típica de um WECS do tipo B, com velocidade semi-variável.                                                                      | 29 |
| Figura 8 – Configuração típica de um WECS do tipo C, com velocidade variável e conversor dimensionado para processar potências reduzidas. . . . .       | 29 |
| Figura 9 – Configuração típica de um WECS do tipo D, com velocidade variável e conversor dimensionado para processar a potência total do sistema. . . . | 30 |
| Figura 10 – Configuração típica de um WECS do tipo E, com velocidade variável ajustada através de um conversor mecânico. . . . .                        | 30 |
| Figura 11 – Sistema de conexão direta entre um SCIG e a rede monofásica. . . . .                                                                        | 31 |
| Figura 12 – Sistema de conexão entre geradores do tipo SCIG e PMSG e a rede monofásica. . . . .                                                         | 32 |
| Figura 13 – Topologia proposta por Rocha et al. (2017). . . . .                                                                                         | 34 |
| Figura 14 – Topologia proposta por Han et al. (2013). . . . .                                                                                           | 34 |
| Figura 15 – Sistema proposto para interface entre o DFIG e a rede monofásica. . .                                                                       | 35 |
| Figura 16 – Esquema das três topologias propostas . . . . .                                                                                             | 36 |
| Figura 17 – Disposição espacial das bobinas de uma máquina trifásica. . . . .                                                                           | 41 |
| Figura 18 – Representação do modelo elétrico de uma máquina trifásica. . . . .                                                                          | 41 |
| Figura 19 – Relação entre os sistemas de coordenadas 123 e $dq$ . . . . .                                                                               | 44 |
| Figura 20 – Circuito elétrico equivalente $dq$ da máquina trifásica. . . . .                                                                            | 46 |
| Figura 21 – Representação dos quatro quadrantes de operação do DFIG. . . . .                                                                            | 47 |
| Figura 22 – Malhas de controle das correntes do rotor. . . . .                                                                                          | 52 |
| Figura 23 – Malhas de controle das correntes do rotor com as funções de transferência do sistema. . . . .                                               | 53 |
| Figura 24 – Malhas de controle das potências no estator. . . . .                                                                                        | 54 |
| Figura 25 – Malhas de controle das potências no estator com as funções de transferência do sistema. . . . .                                             | 55 |
| Figura 26 – Representação completa das malhas de controle do sistema. . . . .                                                                           | 57 |
| Figura 27 – Diagrama de blocos para o estimador do fluxo no estator. . . . .                                                                            | 58 |
| Figura 28 – Diagrama vetorial instantâneo. . . . .                                                                                                      | 59 |
| Figura 29 – Diagrama de blocos para o estimador de posição do rotor. . . . .                                                                            | 60 |
| Figura 30 – Seno e cosseno estimado ( $\hat{\theta}_r$ ) e medido ( $\theta_r$ ) da posição do rotor. . . . .                                           | 61 |

|                                                                                                          |     |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 31 – Diagrama de blocos para o estimador de velocidade. . . . .                                   | 62  |
| Figura 32 – Velocidade medida ( $\omega_r$ ) e estimada ( $\hat{\omega}_r$ ) no gerador. . . . .         | 62  |
| Figura 33 – Diagrama da montagem experimental para verificação da estratégia de controle. . . . .        | 63  |
| Figura 34 – Resultados experimentais para verificação da estratégia de controle. . .                     | 65  |
| Figura 35 – Esquema completo da topologia 5B. . . . .                                                    | 68  |
| Figura 36 – Filtro LC conectado ao GSC. . . . .                                                          | 71  |
| Figura 37 – Estratégia de controle para a topologia 5B. . . . .                                          | 74  |
| Figura 38 – Diagrama para a PLL monofásica. . . . .                                                      | 76  |
| Figura 39 – Esquema completo da topologia 4B. . . . .                                                    | 77  |
| Figura 40 – Estratégia de controle para a topologia 4B. . . . .                                          | 79  |
| Figura 41 – Esquema completo da topologia 3B. . . . .                                                    | 80  |
| Figura 42 – Estratégia de controle para a topologia 3B. . . . .                                          | 81  |
| Figura 43 – Diagrama fasorial das correntes da rede e do gerador. . . . .                                | 82  |
| Figura 44 – Corrente no braço compartilhado nas topologias 4B e 3B. . . . .                              | 82  |
| Figura 45 – Tensão de barramento CC nas topologias 5B, 4B e 3B. . . . .                                  | 83  |
| Figura 46 – Diagrama geral das simulações em regime permanente. . . . .                                  | 86  |
| Figura 47 – Diagrama geral das simulações com inserção de carga. . . . .                                 | 88  |
| Figura 48 – Resultados de simulação para topologia 5B em regime permanente. . .                          | 90  |
| Figura 49 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 5B. . . .              | 92  |
| Figura 50 – Resposta da topologia 5B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.                 | 93  |
| Figura 51 – Resultados de simulação para topologia 4B em regime permanente. . .                          | 95  |
| Figura 52 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 4B. . . .              | 97  |
| Figura 53 – Resposta da topologia 4B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.                 | 98  |
| Figura 54 – Resultados de simulação para topologia 3B em regime permanente. . .                          | 100 |
| Figura 55 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 3B. . . .              | 102 |
| Figura 56 – Resposta da topologia 3B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.                 | 103 |
| Figura 57 – Perdas totais de potência nas topologias 5B, 4B e 3B. . . . .                                | 106 |
| Figura 58 – Diagrama da montagem experimental para a topologia 3B. . . . .                               | 107 |
| Figura 59 – Fotografia dos equipamentos utilizados para realização do experimento.                       | 109 |
| Figura 60 – Resultados experimentais para a topologia 3B sem carga em regime permanente. . . . .         | 112 |
| Figura 61 – Resultados experimentais para corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 3B. . . . . | 114 |
| Figura 62 – Resultados experimentais para a topologia 3B para inserção de carga trifásica. . . . .       | 115 |
| Figura 63 – Resultados experimentais para a topologia 3B com carga em regime permanente. . . . .         | 117 |

## LISTA DE TABELAS

|                                                                                                                                   |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Tabela 1 – Geração de energia elétrica no Brasil. . . . .                                                                         | 26  |
| Tabela 2 – Parâmetros de entrada para a simulação. . . . .                                                                        | 87  |
| Tabela 3 – Dados parametrizados do DFIG utilizado na simulação. . . . .                                                           | 87  |
| Tabela 4 – Parâmetros dos filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede<br>(Filtro G). . . . .                            | 87  |
| Tabela 5 – Parâmetros das cargas inseridas nas simulações. . . . .                                                                | 88  |
| Tabela 6 – Valores <i>rms</i> de corrente para cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B. .                                          | 104 |
| Tabela 7 – Perdas de potência para cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B . . .                                                   | 105 |
| Tabela 8 – Comparação entre as três topologias de conversores propostas. . . . .                                                  | 106 |
| Tabela 9 – Parâmetros utilizados para realização do experimento. . . . .                                                          | 108 |
| Tabela 10 – Dados parametrizados do DFIG utilizado no experimento. . . . .                                                        | 110 |
| Tabela 11 – Dados de catálogo e placa de identificação do motor de indução tipo<br>gaiola de esquilo. . . . .                     | 110 |
| Tabela 12 – Parâmetros dos filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede<br>(Filtro G) utilizados no experimento. . . . . | 110 |
| Tabela 13 – Perfil de carga utilizado no experimento. . . . .                                                                     | 111 |
| Tabela 14 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 3B.                                                  | 130 |
| Tabela 15 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 4B.                                                  | 131 |
| Tabela 16 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 5B.                                                  | 132 |

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

|       |                                                                                     |
|-------|-------------------------------------------------------------------------------------|
| ANEEL | Agência Nacional de Energia Elétrica                                                |
| BIG   | Banco de Informações da Geração                                                     |
| CA    | Corrente Alternada                                                                  |
| CC    | Corrente Contínua                                                                   |
| CGH   | Central Geradora Hidrelétrica                                                       |
| CGH   | Central Geradora Undi-Elétrica                                                      |
| DFIG  | Gerador de Indução de Rotor Bobinado<br>( <i>Doubly-Fed Induction Generator</i> )   |
| DPC   | Controle Direto de Potência<br>( <i>Direct Power Control</i> )                      |
| DTC   | Controle Direto do Conjugado<br>( <i>Direct Torque Control</i> )                    |
| EIA   | Agência Internacional de Energia<br>( <i>International Energy Agency</i> )          |
| EOL   | Central Geradora de Energia Eólica                                                  |
| EPE   | Empresa de Pesquisa Energética                                                      |
| FOC   | Controle Orientado ao Campo<br>( <i>Field Oriented Control</i> )                    |
| FTMA  | Função de Transferência de Malha Aberta                                             |
| FTMF  | Função de Transferência de Malha Fechada                                            |
| FPB   | Filtro Passa-Baixas                                                                 |
| GWEC  | Conselho Global de Energia Eólica<br>( <i>Global Wind Energy Council</i> )          |
| GSC   | Conversor do Lado da Rede<br>( <i>Grid Side Converter</i> )                         |
| IGBT  | Transistor Bipolar de Porta Isolada<br>( <i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i> ) |

|      |                                                                                        |
|------|----------------------------------------------------------------------------------------|
| MPPT | Rastreamento do Ponto de Máxima Potência<br>( <i>Maximum Power Point Tracking</i> )    |
| PDE  | Plano Decenal de Energia                                                               |
| PCH  | Pequena Central Hidrelétrica                                                           |
| PI   | Proporcional-Integral                                                                  |
| PI-R | Proporcional-Integral Ressonante                                                       |
| PLL  | Elo Travado em Fase<br>( <i>Phase-Locked Loop</i> )                                    |
| PMSG | Gerador Síncrono à Ímã Permanente<br>( <i>Permanent Magnet Synchronous Generator</i> ) |
| PWM  | Modulação por Largura de Pulso<br>( <i>Pulse-Width Modulation</i> )                    |
| RSC  | Conversor do Lado do Rotor<br>( <i>Rotor Side Converter</i> )                          |
| SCIG | Gerador de Indução Gaiola de Esquilo<br>( <i>Squirrel Cage Induction Generator</i> )   |
| SSC  | Conversor do Lado do Estator<br>( <i>Stator Side Converter</i> )                       |
| THD  | Taxa de Distorção Harmônica<br>( <i>Total Harmonic Distortion</i> )                    |
| WECS | Sistemas de Conversão de Energia Eólica<br>( <i>Wind Energy Conversion Systems</i> )   |
| WRIG | Gerador de Indução com Rotor Bobinado<br>( <i>Wound Rotor Induction Generator</i> )    |
| WRSG | Gerador Síncrono com Rotor Bobinado<br>( <i>Wound Rotor Synchronous Generator</i> )    |
| UFV  | Central Geradora Solar Fotovoltaica                                                    |
| UHE  | Usina Hidrelétrica de Energia                                                          |
| UTE  | Usina Termelétrica de Energia                                                          |
| UTN  | Usina Termonuclear de Energia                                                          |

## LISTA DE SÍMBOLOS

|                     |                                                                        |
|---------------------|------------------------------------------------------------------------|
| $*$                 | Denota valores de referência                                           |
| $\hat{\phantom{x}}$ | Denota valores estimados                                               |
| $C$                 | Capacitância do barramento CC                                          |
| $c_a$               | Capacitância do Filtro A                                               |
| $c_g$               | Capacitância do Filtro G                                               |
| $c_e$               | Conjugado elétrico                                                     |
| $c_m$               | Conjugado mecânico                                                     |
| $F_m$               | Coefficiente de atrito                                                 |
| $e_g$               | Tensão de entrada da rede monofásica                                   |
| $\mathbf{e}_r^g$    | Vetor força contra-eletromotriz                                        |
| $E$                 | Tensão do barramento CC                                                |
| $G_{ci}$            | Função de transferência do controlador da malha de corrente            |
| $G_{cp}$            | Função de transferência do controlador da malha de potência ativa      |
| $G_{cq}$            | Função de transferência do controlador da malha de potência reativa    |
| $G_{fI}$            | Função de transferência em malha fechada para malha de corrente        |
| $G_{fP}$            | Função de transferência em malha fechada para malha de potência ativa  |
| $G_{fQ}$            | Função de transferência em malha fechada para malha de reativa         |
| $G_i$               | Função de transferência das plantas de corrente do rotor               |
| $G_{oI}$            | Função de transferência em malha aberta para malha de corrente         |
| $G_{oP}$            | Função de transferência em malha aberta para malha de potência ativa   |
| $G_{oQ}$            | Função de transferência em malha aberta para malha de potência reativa |
| $G_p$               | Função de transferência da planta de potência ativa                    |
| $G_q$               | Função de transferência da planta de potência reativa                  |
| $G_v$               | Função de transferência da fonte de tensão                             |
| $i_g$               | Corrente de entrada da rede monofásica                                 |

|                                |                                                                          |
|--------------------------------|--------------------------------------------------------------------------|
| $\mathbf{i}_r^g$               | Vetor corrente $dq$ complexo no rotor no referencial genérico            |
| $\mathbf{i}_r^s$               | Vetor corrente $dq$ complexo no rotor no referencial síncrono            |
| $i_{r1}^r, i_{r2}^r, i_{r3}^r$ | Correntes 123 no rotor da máquina no referencial do rotor                |
| $\overline{i}_{r123}^r$        | Matriz corrente 123 do rotor da máquina no referencial do rotor          |
| $i_{rd}^g, i_{rq}^g$           | Correntes $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico               |
| $i_{rd}^s, i_{rq}^s$           | Correntes $dq$ no rotor da máquina no referencial síncrono               |
| $i_{rd}^v, i_{rq}^v$           | Correntes $dq$ no rotor da máquina no referencial da tensão no estator   |
| $\overline{i}_{rdq}^g$         | Matriz corrente $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico         |
| $\mathbf{i}_s^g$               | Vetor corrente $dq$ complexo no estator no referencial genérico          |
| $\mathbf{i}_s^s$               | Vetor corrente $dq$ complexo no estator no referencial síncrono          |
| $i_{s1}^s, i_{s2}^s, i_{s3}^s$ | Correntes 123 no estator da máquina no referencial do estator            |
| $\overline{i}_{s123}^s$        | Matriz corrente 123 do estator da máquina no referencial do estator      |
| $i_{sd}^g, i_{sq}^g$           | Correntes $dq$ no estator da máquina no referencial genérico             |
| $i_{sd}^s, i_{sq}^s$           | Correntes $dq$ no estator da máquina no referencial síncrono             |
| $i_{sd}^v, i_{sq}^v$           | Correntes $dq$ no estator da máquina no referencial da tensão no estator |
| $\overline{i}_{sdq}^g$         | Matriz corrente $dq$ no estator da máquina no referencial genérico       |
| $J_m$                          | Momento de inércia da máquina                                            |
| $K_{ii}$                       | Ganho integral do controlador da malha de corrente                       |
| $K_{pi}$                       | Ganho proporcional do controlador da malha de corrente                   |
| $K_{ipq}$                      | Ganho integral dos controladores das malhas de potência ativa e reativa  |
| $K_{ppq}$                      | Ganho proporcional dos controladores das malhas de potência              |
| $m_r$                          | Indutância mútua entre as bobinas do rotor                               |
| $m_{rs}$                       | Indutância mútua entre as bobinas do rotor e o estator                   |
| $m_s$                          | Indutância mútua entre as bobinas do estator                             |
| $m_{sr}$                       | Indutância mútua entre as bobinas do estator e o rotor                   |
| $l_a$                          | Indutância do Filtro A                                                   |

|                |                                                              |
|----------------|--------------------------------------------------------------|
| $l_s$          | Indutância própria estatórica                                |
| $l_{la}$       | Indutância da carga trifásica A                              |
| $l_{lb}$       | Indutância da carga trifásica B                              |
| $l_g$          | Indutância do Filtro G                                       |
| $l_r$          | Indutância própria rotórica                                  |
| $\bar{L}_{rr}$ | Matriz de indutância rotórica                                |
| $\bar{L}_{rs}$ | Matriz de indutância mútua entre o rotor e o estator         |
| $\bar{L}_{sr}$ | Matriz de indutância mútua entre o estator e o rotor         |
| $\bar{L}_{ss}$ | Matriz de indutância estatórica                              |
| $p$            | Número de polos da máquina                                   |
| $P_g$          | Potência ativa fornecida ou consumida pela rede monofásica   |
| $P_l$          | Potência ativa consumida pela carga experimental             |
| $P_{la}$       | Potência ativa consumida pela carga A                        |
| $P_{lb}$       | Potência ativa consumida pela carga B                        |
| $P_m$          | Potência mecânica de entrada do sistema                      |
| $P_r$          | Potência ativa fornecida nos terminais do rotor do gerador   |
| $\bar{P}_r^g$  | Matriz de transformação das variáveis do rotor               |
| $P_s$          | Potência ativa fornecida nos terminais do estator do gerador |
| $\bar{P}_s^g$  | Matriz de transformação das variáveis do estator             |
| $P_t$          | Potência ativa total gerada pela máquina                     |
| $r_a$          | Resistência do filtro A                                      |
| $r_{ca}$       | Resistência associada ao amortecimento do Filtro A           |
| $r_g$          | Resistência do filtro G                                      |
| $r_{la}$       | Resistência da carga trifásica A                             |
| $r_{lb}$       | Resistência da carga trifásica B                             |
| $r_r$          | Resistência própria rotórica                                 |

|                                |                                                                        |
|--------------------------------|------------------------------------------------------------------------|
| $r_{rs}$                       | Resistência estatórica-rotórica do gerador                             |
| $\overline{R}_r$               | Matriz de resistência rotórica                                         |
| $r_s$                          | Resistência própria estatórica                                         |
| $\overline{R}_s$               | Matriz de resistência estatórica                                       |
| $q_{g1}, q_{g2}$               | Estados das chaves dos braços $g1$ e $g2$ do GSC                       |
| $q_{r1}, q_{r2}, q_{r3}$       | Estados das chaves dos braços $r1$ , $r2$ e $r3$ do RSC                |
| $q_s$                          | Estado da chave do braço compartilhado entre o SSC e o GSC             |
| $q_{s1}, q_{s2}, q_{s3}$       | Estados das chaves dos braços $s1$ , $s2$ e $s3$ do SSC                |
| $Q_s$                          | Potência reativa fornecida nos terminais do estator do gerador         |
| $s$                            | Escorregamento da máquina                                              |
| $t$                            | Tempo                                                                  |
| $\mathbf{v}_r^g$               | Vetor tensão $dq$ complexo no rotor no referencial genérico            |
| $\mathbf{v}_r^s$               | Vetor tensão $dq$ complexo no rotor no referencial síncrono            |
| $v_{r1}^r, v_{r2}^r, v_{r3}^r$ | Tensões 123 no rotor da máquina no referencial do rotor                |
| $\overline{v}_{r123}^r$        | Matriz tensão 123 do rotor da máquina no referencial do rotor          |
| $v_{rd}^g, v_{rq}^g$           | Tensões $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico               |
| $v_{rd}^s, v_{rq}^s$           | Tensões $dq$ no rotor da máquina no referencial síncrono               |
| $v_{rd}^v, v_{rq}^v$           | Tensões $dq$ no rotor da máquina no referencial da tensão no estator   |
| $\overline{v}_{rdq}^g$         | Matriz tensão $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico         |
| $\mathbf{v}_s^g$               | Vetor tensão $dq$ complexo no estator no referencial genérico          |
| $\mathbf{v}_s^s$               | Vetor tensão $dq$ complexo no estator no referencial síncrono          |
| $v_{s1}^s, v_{s2}^s, v_{s3}^s$ | Tensões 123 no estator da máquina no referencial do estator            |
| $\overline{v}_{s123}^s$        | Matriz tensão 123 do estator da máquina no referencial do estator      |
| $v_{sd}^g, v_{sq}^g$           | Tensões $dq$ no estator da máquina no referencial genérico             |
| $v_{sd}^s, v_{sq}^s$           | Tensões $dq$ no estator da máquina no referencial síncrono             |
| $v_{sd}^v, v_{sq}^v$           | Tensões $dq$ no estator da máquina no referencial da tensão no estator |

|                                                  |                                                                    |
|--------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------|
| $\overline{v}_{sdq}^g$                           | Matriz tensão $dq$ no estator da máquina no referencial genérico   |
| $\overline{x}_{r123}^r$                          | Variável genérica 123 do rotor no referencial do rotor             |
| $\overline{x}_{rodq}^g$                          | Variável genérica $dq$ do rotor no referencial genérico            |
| $\overline{x}_{s123}^s$                          | Variável genérica 123 do estator no referencial do estator         |
| $\overline{x}_{sodq}^g$                          | Variável genérica $dq$ do estator no referencial genérico          |
| $\delta_g$                                       | Posição angular do referencial genérico                            |
| $\theta_g$                                       | Posição angular da tensão da rede monofásica                       |
| $\theta_r$                                       | Posição angular do eixo magnético do rotor                         |
| $\theta_s$                                       | Posição angular do vetor tensão do estator                         |
| $\lambda_r^g$                                    | Vetor fluxo $dq$ complexo no rotor no referencial genérico         |
| $\lambda_r^s$                                    | Vetor fluxo $dq$ complexo no rotor no referencial síncrono         |
| $\lambda_{r1}^r, \lambda_{r2}^r, \lambda_{r3}^r$ | Fluxos 123 no rotor da máquina no referencial do rotor             |
| $\overline{\lambda}_{r123}^r$                    | Matriz fluxo 123 do rotor da máquina no referencial do rotor       |
| $\lambda_{rd}^g, \lambda_{rq}^g$                 | Fluxos $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico            |
| $\overline{\lambda}_{rdq}^g$                     | Matriz fluxo $dq$ no rotor da máquina no referencial genérico      |
| $\lambda_s^g$                                    | Vetor fluxo $dq$ complexo no estator no referencial genérico       |
| $\lambda_s^s$                                    | Vetor fluxo $dq$ complexo no estator no referencial síncrono       |
| $\lambda_{s1}^s, \lambda_{s2}^s, \lambda_{s3}^s$ | Fluxos 123 no estator da máquina no referencial do estator         |
| $\overline{\lambda}_{s123}^s$                    | Matriz fluxo 123 do estator da máquina no referencial do estator   |
| $\lambda_{sd}^g, \lambda_{sq}^g$                 | Fluxos $dq$ no estator da máquina no referencial genérico          |
| $\overline{\lambda}_{sdq}^g$                     | Matriz fluxo $dq$ no estator da máquina no referencial genérico    |
| $\epsilon$                                       | ângulo de sincronia entre a tensão da rede monofásica e do estator |
| $\varepsilon_{I_{rd}^s}$                         | Erro entre a corrente $i_{rd}^s$ medida e de referência            |
| $\varepsilon_{I_{rq}^s}$                         | Erro entre a corrente $i_{rq}^s$ medida e de referência            |
| $\varepsilon_{P_s}$                              | Erro entre a potência ativa medida e de referência                 |
| $\varepsilon_{Q_s}$                              | Erro entre a potência reativa medida e de referência               |

|               |                                                   |
|---------------|---------------------------------------------------|
| $\mu$         | Fator de distribuição de roda livre               |
| $\xi$         | Coefficiente de amortecimento                     |
| $\sigma$      | Coefficiente de dispersão da máquina              |
| $\tau_s$      | Constante de tempo estatórica                     |
| $\omega$      | Frequência natural de oscilação do sistema        |
| $\omega_g$    | Velocidade angular genérica da transformação $dq$ |
| $\omega_r$    | Velocidade angular do rotor                       |
| $\omega_s$    | Velocidade síncrona da máquina                    |
| $\omega_{sr}$ | Velocidade das correntes rotóricas                |

## SUMÁRIO

|          |                                                                                         |           |
|----------|-----------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| <b>1</b> | <b>INTRODUÇÃO . . . . .</b>                                                             | <b>22</b> |
| 1.1      | CONTEXTUALIZAÇÃO . . . . .                                                              | 22        |
| 1.1.1    | Motivação e localização do tema . . . . .                                               | 22        |
| 1.1.2    | História da utilização da energia eólica . . . . .                                      | 23        |
| 1.1.3    | Cenário atual da geração de energia eólica . . . . .                                    | 25        |
| 1.2      | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA . . . . .                                                         | 27        |
| 1.2.1    | Conexão à rede elétrica trifásica . . . . .                                             | 27        |
| 1.2.2    | Conexão à rede elétrica monofásica . . . . .                                            | 31        |
| 1.3      | PROPÓSITO DO ESTUDO . . . . .                                                           | 35        |
| 1.4      | PUBLICAÇÕES . . . . .                                                                   | 37        |
| 1.5      | ESTRUTURA DO TRABALHO . . . . .                                                         | 38        |
| <br>     |                                                                                         |           |
| <b>I</b> | <b>MODELAGEM DO SISTEMA</b>                                                             |           |
| <br>     |                                                                                         |           |
| <b>2</b> | <b>MODELAGEM E CONTROLE DO GERADOR DE INDU-<br/>ÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO . . . . .</b> | <b>40</b> |
| 2.1      | INTRODUÇÃO . . . . .                                                                    | 40        |
| 2.2      | MODELO DA MÁQUINA TRIFÁSICA . . . . .                                                   | 40        |
| 2.2.1    | Convenções do modelo . . . . .                                                          | 40        |
| 2.2.2    | Modelo 123 da máquina trifásica . . . . .                                               | 41        |
| 2.2.3    | Modelo <i>odq</i> da máquina trifásica . . . . .                                        | 43        |
| 2.2.4    | Modelo complexo <i>dq</i> da máquina trifásica . . . . .                                | 45        |
| 2.2.5    | Modelo mecânico . . . . .                                                               | 45        |
| 2.3      | O GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO . . . . .                                    | 46        |
| 2.3.1    | Modos de operação do DFIG . . . . .                                                     | 46        |
| 2.3.2    | Modelo dinâmico do DFIG . . . . .                                                       | 48        |
| 2.4      | ESTRATÉGIA DE CONTROLE . . . . .                                                        | 50        |
| 2.4.1    | Malha interna de controle de corrente . . . . .                                         | 51        |
| 2.4.2    | Malha externa de controle de potência . . . . .                                         | 53        |
| 2.5      | DETECÇÃO DA POSIÇÃO DO ROTOR SEM USO DE SENSOR . . . . .                                | 57        |
| 2.5.1    | Observador do fluxo estatórico . . . . .                                                | 58        |
| 2.5.2    | Estimação da posição rotórica . . . . .                                                 | 59        |
| 2.5.3    | Estimação de velocidade . . . . .                                                       | 61        |
| 2.6      | RESULTADOS EXPERIMENTAIS . . . . .                                                      | 62        |
| 2.7      | CONCLUSÃO . . . . .                                                                     | 66        |

|              |                                                                                  |            |
|--------------|----------------------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>3</b>     | <b>PROPOSTAS DE CONVERSORES PARA LIGAÇÃO DO DFIG À REDE MONOFÁSICA . . . . .</b> | <b>67</b>  |
| 3.1          | INTRODUÇÃO . . . . .                                                             | 67         |
| 3.2          | TOPOLOGIA 5B . . . . .                                                           | 67         |
| <b>3.2.1</b> | <b>Modelo dos conversores e estratégia PWM . . . . .</b>                         | <b>67</b>  |
| 3.2.1.1      | Conversor do Lado da Rede (GSC) . . . . .                                        | 68         |
| 3.2.1.2      | Conversor do Lado do Estator (SSC) . . . . .                                     | 70         |
| 3.2.1.3      | Conversor do Lado do Rotor (RSC) . . . . .                                       | 72         |
| <b>3.2.2</b> | <b>Estratégia de controle . . . . .</b>                                          | <b>73</b>  |
| 3.2.2.1      | Phase-locked loop . . . . .                                                      | 76         |
| 3.3          | TOPOLOGIA 4B . . . . .                                                           | 76         |
| <b>3.3.1</b> | <b>Modelo dos conversores e estratégia PWM . . . . .</b>                         | <b>77</b>  |
| <b>3.3.2</b> | <b>Estratégia de controle . . . . .</b>                                          | <b>78</b>  |
| 3.4          | TOPOLOGIA 3B . . . . .                                                           | 79         |
| <b>3.4.1</b> | <b>Modelo dos conversores e estratégia PWM . . . . .</b>                         | <b>79</b>  |
| <b>3.4.2</b> | <b>Estratégia de controle . . . . .</b>                                          | <b>80</b>  |
| 3.5          | ANÁLISE EM REGIME PERMANENTE . . . . .                                           | 81         |
| <b>3.5.1</b> | <b>Níveis de corrente no braço compartilhado . . . . .</b>                       | <b>81</b>  |
| <b>3.5.2</b> | <b>Tensão do barramento CC . . . . .</b>                                         | <b>82</b>  |
| 3.6          | CONCLUSÃO . . . . .                                                              | 84         |
| <br>         |                                                                                  |            |
| <b>II</b>    | <b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>                                                    |            |
| <br>         |                                                                                  |            |
| <b>4</b>     | <b>RESULTADOS DE SIMULAÇÃO . . . . .</b>                                         | <b>86</b>  |
| 4.1          | INTRODUÇÃO . . . . .                                                             | 86         |
| 4.2          | CARACTERIZAÇÃO DAS SIMULAÇÕES . . . . .                                          | 86         |
| 4.3          | SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 5 BRAÇOS . . . . .                       | 89         |
| <b>4.3.1</b> | <b>Inserção dos perfis de carga . . . . .</b>                                    | <b>92</b>  |
| 4.4          | SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 4 BRAÇOS . . . . .                       | 94         |
| <b>4.4.1</b> | <b>Inserção dos perfis de carga . . . . .</b>                                    | <b>97</b>  |
| 4.5          | SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 3 BRAÇOS . . . . .                       | 99         |
| <b>4.5.1</b> | <b>Inserção dos perfis de carga . . . . .</b>                                    | <b>102</b> |
| 4.6          | ESTUDO DE PERDAS NOS CONVERSORES . . . . .                                       | 104        |
| 4.7          | CONCLUSÃO . . . . .                                                              | 106        |
| <br>         |                                                                                  |            |
| <b>5</b>     | <b>RESULTADOS EXPERIMENTAIS . . . . .</b>                                        | <b>107</b> |
| 5.1          | INTRODUÇÃO . . . . .                                                             | 107        |
| 5.2          | CARACTERIZAÇÃO DO EXPERIMENTO . . . . .                                          | 107        |
| 5.3          | EXPERIMENTO PARA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 3B . . . . .                         | 111        |

|       |                                                             |     |
|-------|-------------------------------------------------------------|-----|
| 5.3.1 | Inserção de carga no sistema . . . . .                      | 114 |
| 5.3.2 | Resultados em regime permanente com carga conectada . . . . | 116 |
| 5.4   | CONCLUSÃO . . . . .                                         | 119 |
| 6     | CONSIDERAÇÕES FINAIS . . . . .                              | 120 |
| 6.1   | PROPOSTAS PARA CONTINUIDADE DO ESTUDO . . . . .             | 121 |
|       | REFERÊNCIAS . . . . .                                       | 122 |

## APÊNDICES

|                                              |     |
|----------------------------------------------|-----|
| APÊNDICE A – TABELAS DE PERDAS NOS CONVERSO- |     |
| RES DE POTÊNCIA . . . . .                    | 130 |

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

### 1.1.1 Motivação e localização do tema

O desenvolvimento tecnológico da humanidade, principalmente a partir do final do século XIX, vem acompanhado pela evolução da capacidade de aproveitamento da energia disponível no meio ambiente. Até a década de 1970, o interesse exclusivo na alta capacidade de geração e redução de custos levaram a matriz energética mundial a ser constituída majoritariamente por grandes unidades geradoras, centralizadas e poluentes, baseadas na queima de combustíveis fósseis. A preocupação com a alteração do clima global fez temas como sustentabilidade e preservação do meio ambiente assumirem um papel muito importante neste cenário. As formas de energia renováveis surgem com uma filosofia alinhada às necessidades atuais, priorizando a diversificação e descentralização das unidades geradoras e os baixos impactos ambientais (ACKERMANN, 2005; ANAYA-LARA et al., 2009).

A geração descentralizada de energia é particularmente vantajosa para consumo em áreas rurais ou de baixa densidade populacional. De acordo com dados da *International Energy Agency* (EIA) de 2018, apesar de modestas melhorias nos últimos anos, cerca de 17 % da população mundial ainda não tem acesso à energia elétrica, enquanto cerca de 40 países não possuem rede nacional de distribuição de energia. De acordo com Bostan et al. (2012), o custo de estruturas para transmissão de energia é cerca de quatro vezes maior que o custo para a implementação de uma central geradora. Deste modo, é razoável supor que o investimento em centrais geradoras descentralizadas e a partir de fontes renováveis, como a geração eólica ou solar, pode trazer excelentes resultados.

O Brasil é um país com extensão territorial de proporções continentais, com grandes regiões de área rural, e que, na grande maioria, ainda são alimentadas através de redes de distribuição monofásicas. De acordo com o caderno de estudos sobre energias renováveis da Câmara dos Deputados, a produção de energia ainda é um dos setores que mais necessita de modernização no país. Apesar do modelo baseado em grandes plantas geradoras hidrelétricas tenha exercido sua função no passado, é necessário diversificar e descentralizar a geração de energia (BRASIL, 2012).

Neste primeiro capítulo serão apresentadas algumas informações de modo a contextualizar e dar base ao entendimento dos temas relacionados à geração de energia eólica. Além disso, será feita uma breve revisão bibliográfica, abordando as topologias tradicionais de conversores utilizados nos sistemas de conversão de energia eólica, com enfoque nas estruturas de conexão à rede monofásica. Ao final, serão descritos os objetivos deste estudo, apresentando as topologias propostas e evidenciando sua importância.

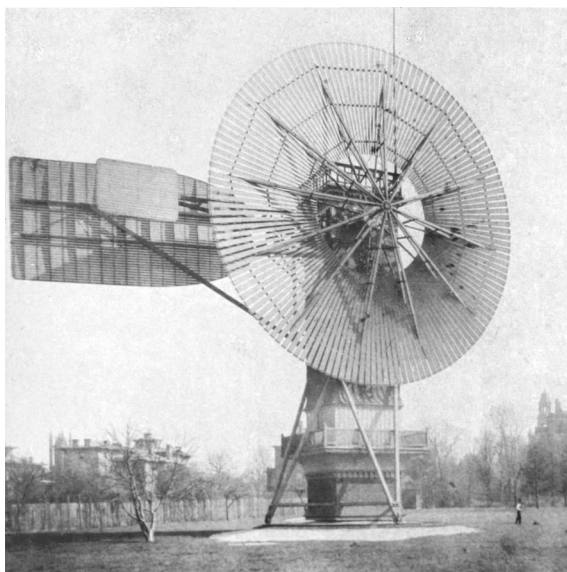
### 1.1.2 História da utilização da energia eólica

Os primeiros registros a respeito da utilização de cataventos de eixo vertical foram encontrados em documentos da Persia, Tibet e China, com cerca de 1000 d.C., onde eram usados para moer grãos. Partindo da Persia, essa tecnologia se espalhou pelos países do mediterrâneo, chegando à Europa na época das cruzadas. Na Europa, essa tecnologia foi constantemente aprimorada entre o século XIX e o século XX. Um dos grandes responsáveis pela transição dos moinhos de vento para a construção de turbinas eólicas foi o professor dinamarquês Poul LaCour. Ele contribuiu na condução dos avanços da teoria aerodinâmica, sendo um dos primeiros estudiosos a construir um túnel de vento, além de apresentar estudos que relacionavam a potência extraída do vento com o formato e número de pás das turbinas (GONZÁLEZ et al., 2009; BURTON et al., 2011; EL-SHARKAWI, 2016).

Ao final do século XIX, surgiram as primeiras iniciativas em usar o vento como fonte de geração de energia elétrica. Em 1888, o inventor americano Charles F. Brush construiu no quintal de sua mansão em Cleveland, Ohio, nos Estados Unidos, aquela que ficaria conhecida como a primeira turbina eólica conectada à rede elétrica. Sua estrutura, ilustrada na Figura 1(a), era constituída por uma turbina com 144 pás, com 17 m de diâmetro e 18 m de altura, fornecendo 12 kW de potência que abasteciam um sistema de iluminação com cerca de 350 lâmpadas incandescentes. Todo o sistema era operado automaticamente e funcionou durante 20 anos, até ter seu rotor removido em 1908 (RIGHTER, 1996; SHEPHERD, 1990).

Figura 1 – Turbinas importantes na história da geração eólica.

(a) Turbina construída por Charles Brush em sua mansão, fotografada entre 1888 e 1908.



Fonte: Green Energy Ohio (2003).

(b) Primeira turbina acima de 1 MW, construída por Smith-Putnam, fotografada em 1941.



Fonte: Wind Works (2016).

Durante a Segunda Guerra Mundial (1939-1945), o interesse na economia dos combustíveis fósseis impulsionou o desenvolvimento das tecnologias de geração eólica. Neste contexto, os Estados Unidos desenvolveram em 1941 o primeiro aerogerador com potência superior a 1 MW (CRESESB, 2008). O engenheiro americano Palmer C. Putnam atraiu o interesse da companhia S. Morgan Smith, resultando na construção da turbina conhecida como Smith-Putnam, ilustrada na Figura 1(b). Sua estrutura era impressionante para a época: um gerador síncrono de 1,25 MW; duas pás com 53,3 m de diâmetro e uma torre de 33,5 m. Além disso, contava com controle ativo da rotação das pás e direção da turbina, inovações tecnológicas na época (SHEPHERD, 1990).

No Brasil, o emprego da geração de energia eólica teve início tardiamente. As primeiras pesquisas para desenvolvimento da tecnologia nacional são datadas de 1976, nos laboratórios do Centro Técnico Aeroespacial (CTA), com o desenvolvimento de protótipos de aerogeradores de pequeno porte, entre 1 e 2 kW (DUTRA, 2001). Apenas em 1992 foi instalada no arquipélago de Fernando de Noronha, em Pernambuco, a primeira turbina de grande porte em operação comercial da América do Sul, ilustrada pela Figura 2(a). Sua estrutura contava com uma torre de 23 m de altura, um gerador assíncrono de 75 kW e pás de cerca de 17 m de diâmetro (ANEEL, 2002). Já o primeiro parque eólico brasileiro conectado ao sistema integrado de energia foi a central do Morro do Camelinho em Gouveia, Minas Gerais, ilustrada pela Figura 2(b). Instalada em 1994, esta central era constituída por quatro turbinas de 250 kW, com pás de 29 m de diâmetro e torres de 30 m de altura (ANEEL, 2002; CEMIG, 2013a).

Figura 2 – As primeiras usinas de energia eólica do Brasil.

(a) Primeira turbina eólica de grande porte do Brasil, localizada em Fernando de Noronha, Pernambuco, fotografada em 2000.



Fonte: ANEEL (2002).

(b) Central eólica do Morro do Camelinho localizada em Gouveia, Minas Gerais, fotografada em 2013.

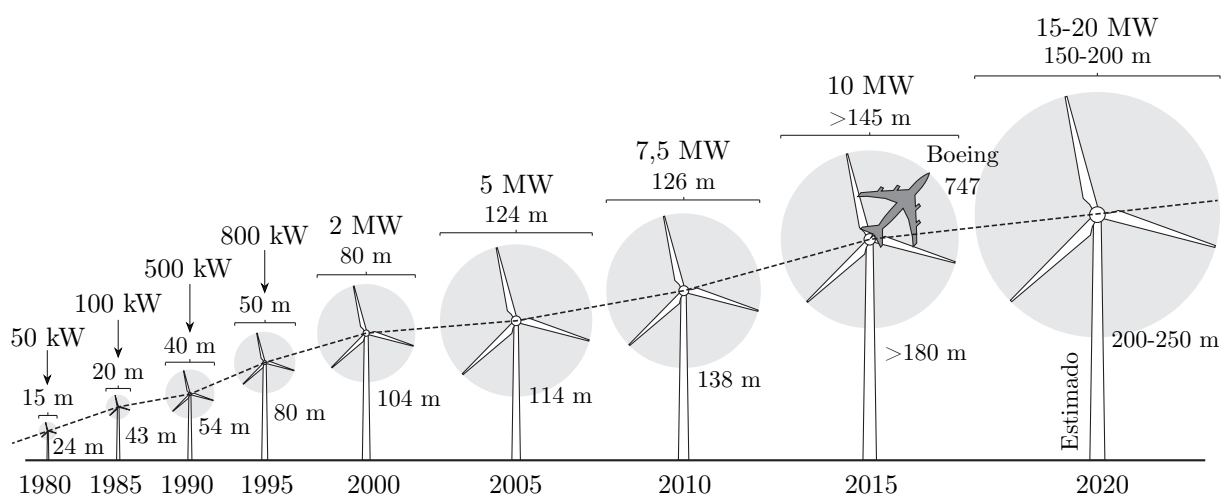


Fonte: CEMIG (2013b).

### 1.1.3 Cenário atual da geração de energia eólica

Hoje em dia, as turbinas eólicas são muito maiores e confiáveis do que àquelas usadas nas décadas de 70 e 80. De acordo com as propriedades aerodinâmicas, a potência de saída de uma turbina eólica é proporcional ao quadrado do diâmetro do rotor e ao cubo da velocidade do vento incidente. Comparados aos custos da instalação de grupos de pequenas turbinas, grandes turbinas podem aproveitar maiores quantidades de vento com menores custos de instalação e manutenção. Esses dois fatos impulsionaram o desenvolvimento das tecnologias dos geradores eólicos, aumentando exponencialmente seu tamanho, como ilustrado pela Figura 3 (YARAMASU et al., 2015; EL-SHARKAWI, 2016).

Figura 3 – Evolução do tamanho das turbinas eólicas comerciais.

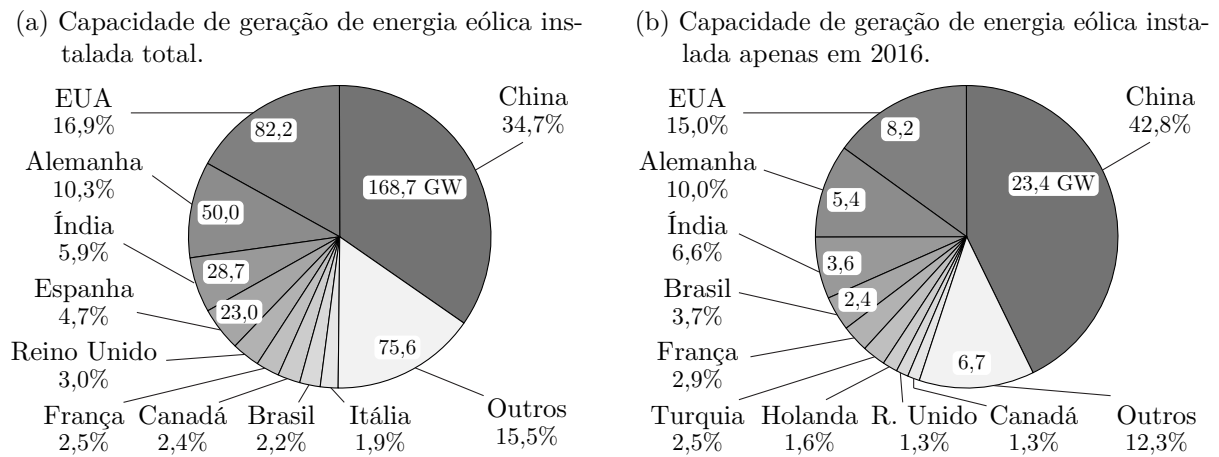


Fonte: adaptado de Yaramasu et al. (2015).

Conforme dados do Conselho Global de Energia Eólica (*Global Wind Energy Council* - GWEC, 2017), ilustrados pela Figura 4, o Brasil ocupa a oitava posição mundial com relação à capacidade de geração de energia eólica instalada total, com 10,7 GW instalados, 2,2% do total mundial. A relevância do Brasil nesse cenário fica ainda mais evidente quando observamos os dados das novas centrais geradoras instaladas. Apenas em 2016, foram instalados 2,0 GW de capacidade de geração por centrais eólicas no Brasil, 3,7% do total mundial, sendo o quinto país que mais investiu neste tipo de geração neste ano. Para 2026, o Plano Decenal de Energia (PDE) prevê que a capacidade instalada eólica brasileira chegue a 25,8 GW, com a região nordeste fornecendo 90% da capacidade eólica total (EPE, 2016).

Como é possível perceber, o Brasil vem aproveitando seu grande potencial de geração de energia eólica de maneira a tornar o país autosuficiente em energia elétrica, com base em fontes renováveis, de relativo baixo custo e com tecnologia nacional. Estes investimentos são motivados pelo fato de que o país possui um regime de ventos cerca de duas vezes maior que a média mundial, extensão de territórios e condições geográficas propícias à geração a partir desta fonte primária (ANEEL, 2008).

Figura 4 – Países com maior capacidade de geração de energia eólica total e instalada apenas em 2016 [GW].



Fonte: adaptado de GWEC (2017).

Com essa percepção, os incentivos às fontes renováveis e descentralizadas só vem aumentando no Brasil. Apesar da energia elétrica produzida ainda vir majoritariamente das grandes centrais hidrelétricas (60,36%), conforme dados da Tabela 1 retirados do Banco de Informações da Geração (BIG) da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL, 2018), a produção de energia a partir de fontes limpas, como a energia eólica (8,09%), fotovoltaicas (0,82%) e a partir de pequenas centrais hidroelétricas (3,17%), já ocupa mais de 12% da geração total do país. Isto ainda é pouco em comparação com outros países, mas já é um grande avanço para um país onde até duas décadas atrás cerca de 80% da geração era provida apenas por grandes usinas hidrelétricas (ANEEL, 2018; CLIMATESCOPE, 2017).

Tabela 1 – Geração de energia elétrica no Brasil.

| Tipo  | Quantidade | Potência Outorgada [kW] | Potência Fiscalizada [kW] | %     |
|-------|------------|-------------------------|---------------------------|-------|
| CGH   | 684        | 669.103                 | 671.339                   | 0,42  |
| CGU   | 1          | 50                      | 50                        | 0     |
| EOL   | 529        | 12.956.339              | 12.918.843                | 8,09  |
| PCH   | 428        | 5.106.839               | 5.070.073                 | 3,17  |
| UFV   | 2.230      | 1.306.505               | 1.306.505                 | 0,82  |
| UHE   | 220        | 101.897.047             | 96.405.579                | 60,36 |
| UTE   | 3.007      | 43.159.179              | 41.366.351                | 25,90 |
| UTN   | 2          | 1.990.000               | 1.990.000                 | 1,25  |
| Total | 7.101      | 167.085.062             | 159.728.740               | 100   |

Nota: A Potência Outorgada é igual a considerada no Ato de Outorga. Os valores de porcentagem são referentes à Potência Fiscalizada.

Nota: Centrais Geradoras Hidrelétricas (CGH); Central Geradora Undi-elétrica (CGU); Usinas de Energia Eólica (EOL); Pequenas Centrais Hidrelétricas (PCH); Central Geradora Solar Fotovoltaica (UFV); Usinas Hidrelétricas (UHE); Usinas Termelétricas (UTE); Usinas Termionucleares (UTN).

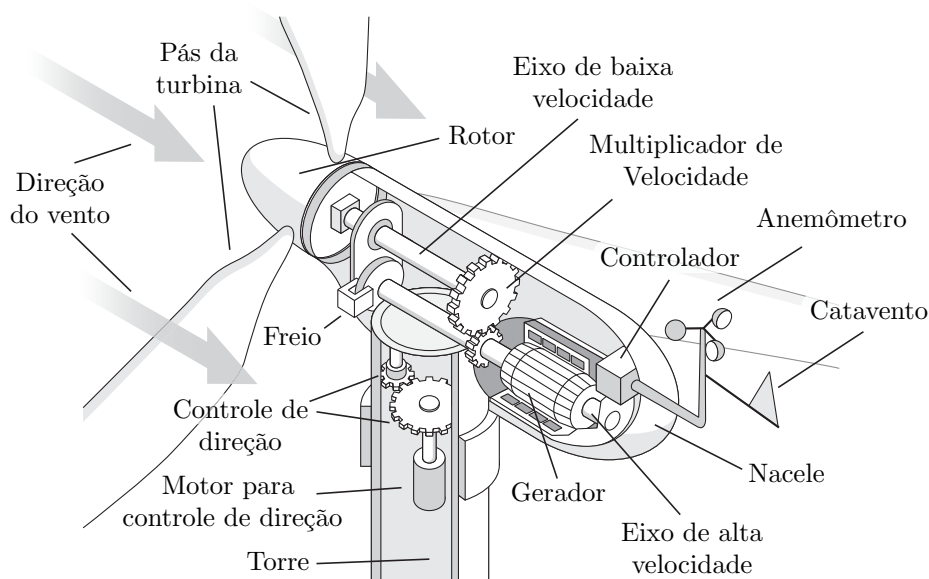
Fonte: ANEEL (2018).

## 1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Com o objetivo de facilitar o entendimento, os diagramas que ilustram os Sistemas de Conversão de Energia Eólica (*Wind Energy Conversion Systems - WECS*) desta seção são apresentados de forma simplificada. Por exemplo, as topologias dos conversores de potência são representadas na forma de blocos ilustrativos. Além disto, foram omitidos alguns elementos como os transformadores elevadores de tensão para ligação na rede elétrica; e os filtro do estator e do lado da rede. Para obter as formas mais completas dos conversores, consultar bibliografia indicada para cada topologia.

Os componentes básicos que compõem uma turbina de eixo horizontal podem ser vistos na Figura 5. Neste esquema é possível destacar: as pás e o eixo do rotor, responsáveis por capturar a energia do vento; a nacele, que é sustentada pela torre da turbina e abriga a maior parte dos componentes do sistema de geração; a caixa multiplicadora de velocidade, que ajusta a velocidade de rotação da turbina para velocidades compatíveis com a operação do gerador; o gerador, responsável pela conversão da energia mecânica em elétrica; e o conversor de potência, que faz o processamento da energia gerada.

Figura 5 – Estrutura de uma turbina eólica de eixo horizontal.



Fonte: adaptado de U.S. Department of Energy (2014).

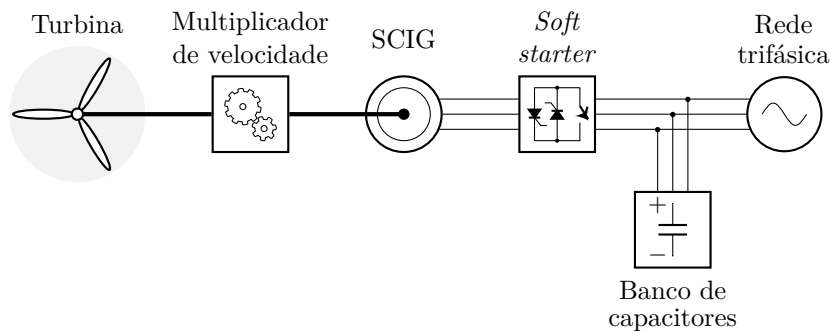
### 1.2.1 Conexão à rede elétrica trifásica

Os WECS têm como principais componentes o gerador e o conversor de energia. No setor comercial, são usadas diferentes topologias e combinações desses dois componentes, resultando em cinco configurações mais frequentes: tipo A, B, C, D e E, discutidas a seguir.

A configuração do tipo A está ilustrada pela Figura 6. Este tipo de configuração foi a primeira a ser adotada pela indústria, utilizando o Gerador de Indução Gaiola

de Esquilo (*Squirrel Cage Induction Generator* - SCIG) como gerador. Neste caso, não existem conversores de potência fazendo a interface com a rede elétrica trifásica, visto que o *soft starter* só age até o gerador atingir sua velocidade de funcionamento. A velocidade do gerador pode variar em torno de  $\pm 1\%$  da velocidade síncrona correspondente para diferentes velocidades do vento, recebendo a denominação de sistema com velocidade fixa. Esta configuração apresenta vantagens em termo de simplicidade, custos e confiabilidade. No entanto, normalmente é necessária a ligação de um banco de capacitores trifásicos para compensar a potência reativa consumida pelo SCIG da rede elétrica. Além disso, esta configuração apresenta desvantagens como: baixa eficiência na conversão de energia; mudanças na velocidade do vento são refletidas na potência entregue a rede; faltas na rede causam estresse nos componentes mecânicos da turbina. Este sistema foi popular no passado mas, apesar de ainda existirem muitas instalações antigas equipadas com esta configuração, vem sendo substituído por sistemas mais modernos (ALI, 2012; ACKERMANN, 2005; YARAMASU et al., 2015).

Figura 6 – Configuração típica de um WECS do tipo A, com velocidade fixa.

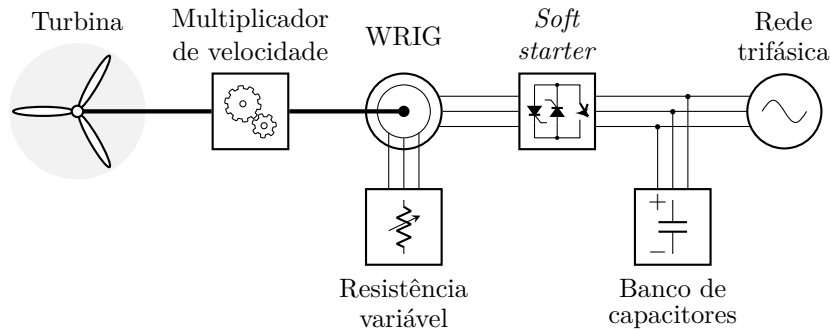


Fonte: adaptado de Ali (2012), Ackermann (2005), Yaramasu et al. (2015).

A configuração do tipo B está ilustrada pela Figura 7. Este tipo de configuração utilizava o Gerador de Indução com Rotor Bobinado (*Wound Rotor Induction Generator* - WRIG) como gerador, com velocidade de operação variando em torno de  $\pm 10\%$ , recebendo a denominação de sistema com velocidade semi-variável. Neste caso, a mudança na resistência do rotor da máquina afeta as características de conjugado/velocidade do gerador, permitindo pequenas variações de velocidade. A variação de velocidade permite melhor aproveitamento da potência fornecida pelo vento do que a configuração do tipo A, mas proporciona maiores perdas de energia na resistência do rotor, além de também ser necessário o uso da caixa multiplicadora de velocidade, do *soft starter* e do banco de capacitores para compensar a potência reativa do gerador. Assim como a configuração do tipo A, este sistema vem entrando em desuso (ALI, 2012; ACKERMANN, 2005; YARAMASU et al., 2015).

A configuração do tipo C está ilustrada pela Figura 8. Este tipo de configuração usa o Gerador de Indução Duplamente Alimentado (*Doubly-Fed Induction Generator* -

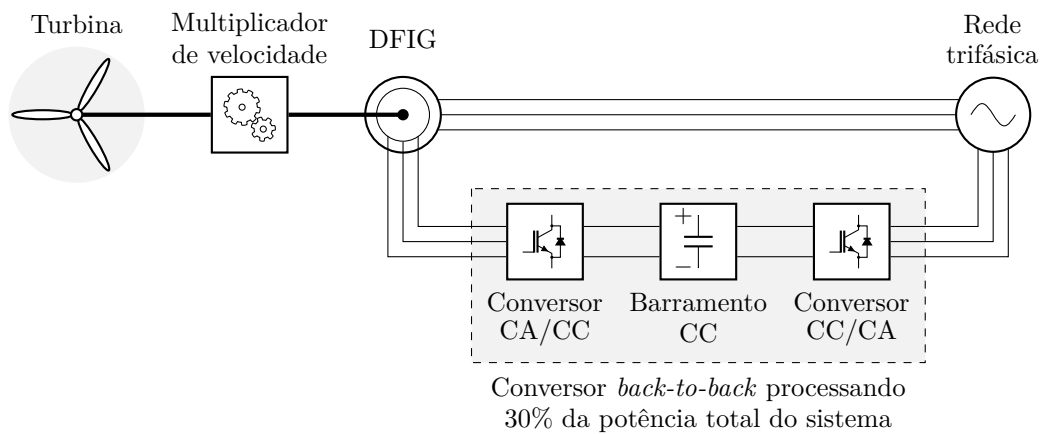
Figura 7 – Configuração típica de um WECS do tipo B, com velocidade semi-variável.



Fonte: adaptado de Ali (2012), Ackermann (2005), Yaramasu et al. (2015).

DFIG) como gerador, com os terminais do estator diretamente conectados à rede elétrica. O controle de velocidade e potência é feito através do conversor conectado aos terminais do rotor, dimensionado para processar até 30 % da potência total gerada pelo sistema. Este sistema oferece a possibilidade de variar a velocidade em até  $\pm 30\%$ , permitindo a implementação de técnicas de Rastreamento do Ponto de Máxima Potência (*Maximum Power Point Tracking* - MPPT). Apesar de também ser necessário o uso da caixa multiplicadora de velocidade, este sistema dispensa o *soft starter* e o banco de capacitores. Atualmente, esta é a configuração mais utilizada, dominando cerca de 50 % do mercado (ALI, 2012; ACKERMANN, 2005; YARAMASU et al., 2015; LISERRE; SAUTER; HUNG, 2010).

Figura 8 – Configuração típica de um WECS do tipo C, com velocidade variável e conversor dimensionado para processar potências reduzidas.

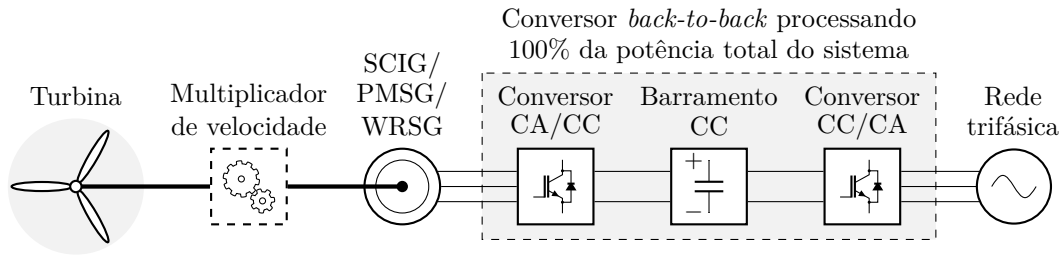


Fonte: adaptado de Ali (2012), Ackermann (2005), Yaramasu et al. (2015).

A configuração do tipo D está ilustrada pela Figura 9. Esta configuração utiliza o Gerador Síncrono à Ímã Permanente (*Permanent Magnet Synchronous Generator* - PMSG), o Gerador Síncrono com Rotor Bobinado (*Wound Rotor Synchronous Generator* - WRSG) ou o SCIG associados a um conversor que processa toda potência gerada, desacoplando seu funcionamento da rede elétrica, permitindo assim a variação de velocidade de 0 a 100 % da velocidade síncrona. Neste caso, o sistema dispensa o uso da caixa multiplicadora quando

equipado com PMSG ou WRSG construídos com um alto número de polos. Isto reduz a possibilidade de falhas mecânicas, mas eleva bastante o custo associado à aquisição deste tipo de máquinas. Estas características fazem este tipo de sistema ser mais vantajoso em instalações de parques eólicos dentro do mar, denominados de *offshore* (ALI, 2012; ACKERMANN, 2005; YARAMASU et al., 2015).

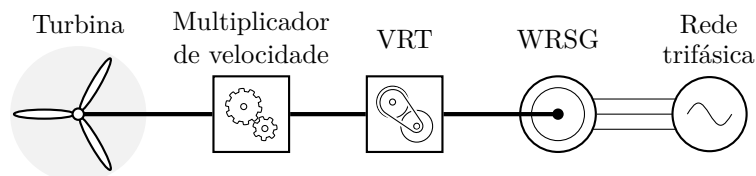
Figura 9 – Configuração típica de um WECS do tipo D, com velocidade variável e conversor dimensionado para processar a potência total do sistema.



Fonte: adaptado de Ali (2012), Ackermann (2005), Yaramasu et al. (2015).

A configuração do tipo E está ilustrada pela Figura 10. Esta configuração se baseia em um conceito já ultrapassado, onde a velocidade variável de operação é alcançada através de um conversor mecânico, ao invés de um conversor elétrico de potência. O conversor torque/velocidade (*Variable Ratio Transmission* - VRT), converte a velocidade variável da turbina eólica para uma velocidade constante. O gerador opera com velocidade fixa e é diretamente conectado à rede elétrica através de um circuito de sincronia. O espaço ocupado e os custos de instalação e manutenção do sistema são menores do que os associados à configuração tipo 4, já que nenhum conversor de potência é necessário. O gerador pode ser conectado diretamente à rede sem a necessidade de um transformador elevador de tensão, já que não há restrições impostas pelo conversor de potência. Apesar das vantagens deste tipo de configuração, ela é raramente usada para geração de energia eólica, devido ao conhecimento limitado e dos problemas relacionados ao conversor mecânico (CAMM et al., 2009; YARAMASU et al., 2015).

Figura 10 – Configuração típica de um WECS do tipo E, com velocidade variável ajustada através de um conversor mecânico.



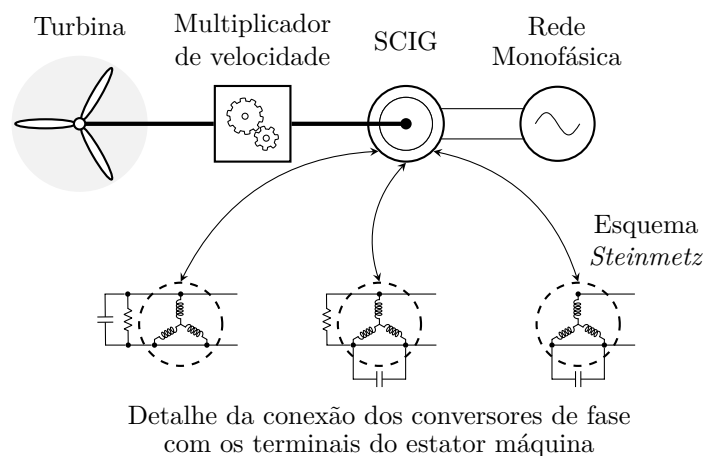
Fonte: adaptado de Camm et al. (2009), Yaramasu et al. (2015).

### 1.2.2 Conexão à rede elétrica monofásica

Apesar da geração e distribuição de energia serem tradicionalmente baseadas em sistemas trifásicos, em países com grande extensão territorial, à exemplo do Brasil e dos Estados Unidos, sistemas monofásicos são bastante utilizados. Isto se deve, principalmente, aos custos associados à implementação de um sistema trifásico serem maiores do que os associados à um sistema monofásico de transmissão de energia. Nesses casos, um motor monofásico poderia ser usado como gerador, desde que feitas algumas alterações nos enrolamentos, mas estes esquemas ficam limitados à potências de no máximo 2 kW. Por este motivo, motores trifásicos são geralmente utilizados, mesmo para geração conectada à rede monofásica (CHAN, 1998; CHAN; LAI, 2000).

Os primeiros estudos objetivando a conexão de geradores trifásicos à rede monofásica propunham que esta ligação fosse feita de forma direta, sem usar conversores de potência. É o caso dos trabalhos desenvolvidos por, como exemplo, Smith (1987) e Durham e Ramakumar (1987). Mais adiante, Chan (1998, 1999) e Chan e Lai (2000), apresentaram diversos estudos sobre esquemas de balanceamento de fase para um SCIG conectado diretamente à uma rede monofásica. Estes sistemas eram compostos por conversores de fase que utilizavam apenas elementos passivos, como resistores e capacitores, mas tinham sua atuação restringida à sistemas de geração com pequena variação de velocidade da turbina. Já no trabalho desenvolvido por Chan, Lai e Yan (2003), foi utilizada a análise por elementos finitos aplicada ao estudo de um SCIG conectado à rede monofásica. O sistema proposto utiliza o esquema *Steinmetz*, que emprega um conversor de fase capacitivo para o balanceamento de fase do gerador. Este tipo de conexão é conhecido por apresentar dificuldades quanto à estabilização de tensão e frequência e também apresenta limitações quanto à variação da velocidade (MACHADO; POMILIO; MARRA, 2001). Alguns dos sistemas discutidos são ilustrados pela Figura 11.

Figura 11 – Sistema de conexão direta entre um SCIG e a rede monofásica.

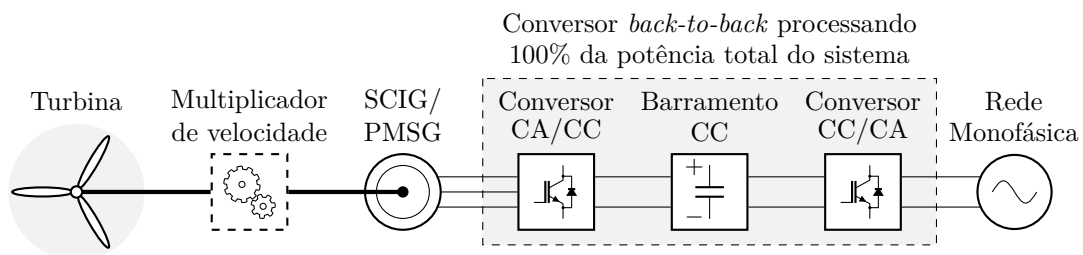


Fonte: adaptado de Chan e Lai (2000) e Chan, Lai e Yan (2003).

Com a evolução das tecnologias utilizadas na construção das chaves de potência, e dadas as limitações impostas pelas configurações que utilizam apenas elementos passivos, os estudos a respeito de sistemas de conversão para energia eólica passaram a se concentrar em configurações que utilizam conversores de potência. Para abastecimento através da rede monofásica, estas estruturas vêm associadas, majoritariamente, à sistemas de geração usando SCIG, devido principalmente ao seu custo reduzido. Outras linhas mais recentes de estudos propõem sistemas utilizando PMSG, WRIG ou DFIG. A seguir é feita uma revisão dos estudos utilizando estes três tipos de máquina para sistemas de geração de energia eólica conectados à rede monofásica.

O trabalho desenvolvido por Machado, Pomilio e Marra (2001), ilustrado pela Figura 12, apresenta um sistema de conversão de energia eólica utilizando um conversor CA-CC-CA monofásico-trifásico com conversores em ponte completa, que faz a interface entre um SCIG e a rede monofásica. Já em Santos et al. (2008), além de servir de interface para conexão do gerador de indução, esta configuração é utilizada para integrar um sistema de geração fotovoltaico ao barramento CC. Os trabalhos desenvolvidos por Jacobina, Junior e Correa (2005) e Jacobina et al. (2008) investigam diversos tipos de conversores com números de chaves reduzidos, utilizando conversores meia-ponte associados ora ao conversor do lado da rede, ora ao conversor do lado da máquina. Nestes tipos de configurações, é possível garantir tensões trifásicas balanceadas e com frequência constante nos terminais do gerador, além de garantir o controle do fluxo de potência do sistema, entretanto operam apenas com velocidade fixa.

Figura 12 – Sistema de conexão entre geradores do tipo SCIG e PMSG e a rede monofásica.



Fonte: adaptado de Machado, Pomilio e Marra (2001), Jacobina et al. (2008).

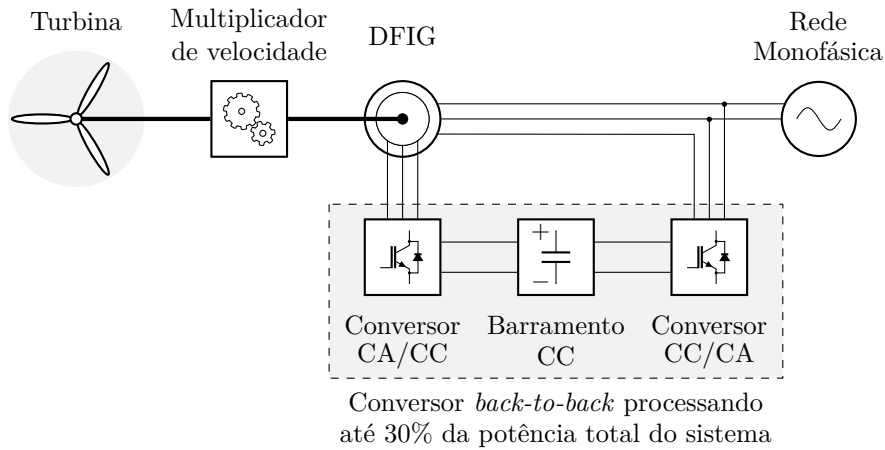
Nos trabalhos desenvolvidos por Dias et al. (2013), Yukhalang, Sawetsakulanond e Kinnares (2014) e Adapa e John (2016, 2017), foram utilizados conversores com número reduzidos de braços associados à um esquema *Steinmetz*. Já em Yukhalang, Sawetsakulanond e Kinnares (2015), foi utilizada esta mesma filosofia, mas com um capacitor eletrônico no lugar do capacitor passivo do esquema *Steinmetz* utilizado nas propostas anteriores. As configurações que associam elementos passivos à conversores de potência permitem uma pequena variação da velocidade da turbina, apresentam boa estabilização do barramento CC e baixos níveis de distorção da corrente fornecida à rede, mas não oferecem a possibilidade de conexão de uma carga trifásica.

Os estudos realizados por Rocha, Jacobina e Santos (2015) e Rocha et al. (2013, 2016) apresentam topologias utilizando conversores em paralelo associados ao conversor do lado da rede monofásica, servindo de interface para a ligação com o um SCIG. Estas estruturas vêm sendo empregadas em uma grande variedade de aplicações, como em retificadores, inversores e filtros ativos de potência, dada sua melhor distribuição de potência nas chaves do sistema, suas reduções nas perdas causadas por chaveamento e na distorção harmônica da corrente injetada na rede. Entretanto, a associação de conversores em paralelo provoca o aparecimento de correntes de circulação indesejadas entre os conversores e a rede elétrica.

Com relação ao PMSG, os trabalhos apresentados por Schiemenz e Stiebler (2001), Raju, Chatterjee e Fernandes (2003, 2004) e Shamsnia et al. (2011) utilizam estruturas similares àquelas apresentadas na Figura 12, com conversores em ponte completa compondo um sistema de conversão CA-CC-CA monofásico-trifásico. Já em Reis et al. (2008) e Oliveira Jr. et al. (2010), foram utilizados retificadores trifásicos semi-controlados como conversores do lado do gerador. Esta configuração reduz o número de chaves empregadas, mas resulta em correntes senoidais no gerador apenas em metade do ciclo da frequência de operação. Mlodzikowski et al. (2013) propuseram uma topologia que conecta o PMSG à rede monofásica através de um conversor multinível com grampeamento do ponto neutro (*Neutral Point Clamped* - NPC), oferecendo menores níveis de estresse às chaves diante de sobretensões ou distorções providas da rede elétrica. As configurações utilizando PMSG apresentam elevada eficiência e estruturas de controle simplificadas, além de operar em ampla faixa de variação de velocidade. Este tipo de gerador oferece a possibilidade de ser conectado diretamente à turbina, tornando opcional o uso da caixa multiplicadora de velocidade. Entretanto, o preço dos metais de terra rara (utilizados na fabricação de materiais magnéticos) vem oscilando nos últimos anos, elevando os custos de fabricação deste tipo de gerador (LEE; HAN; HA, 2014).

Os estudos utilizando o DFIG conectado à rede monofásica ainda são escassos, concentrando-se nos WECS conectados à rede trifásica. Este tipo de gerador apresenta desempenho similar ao SCIG mas, apesar do seu custo mais elevado, garante tensões trifásicas balanceadas com frequência constante mesmo operando com velocidade variável. Em Rocha et al. (2017) foi proposta uma topologia que conecta o DFIG diretamente à rede monofásica e utiliza um conversor CA-CC-CA do lado do rotor. O conversor proposto é dimensionado para processar apenas uma parte da potência total do sistema, visto que maneja apenas a potência gerada ou consumida pelo rotor, associada ao escorregamento, além de uma pequena fração da potência gerada no estator da máquina. O sistema permite operação com velocidade variável, o controle da tensão de barramento CC e garante alto fator de potência injetada na rede, mas não prevê a possibilidade de ligação de cargas trifásicas sem a necessidade de um conversor adicional. O sistema proposto é ilustrado pela Figura 13.

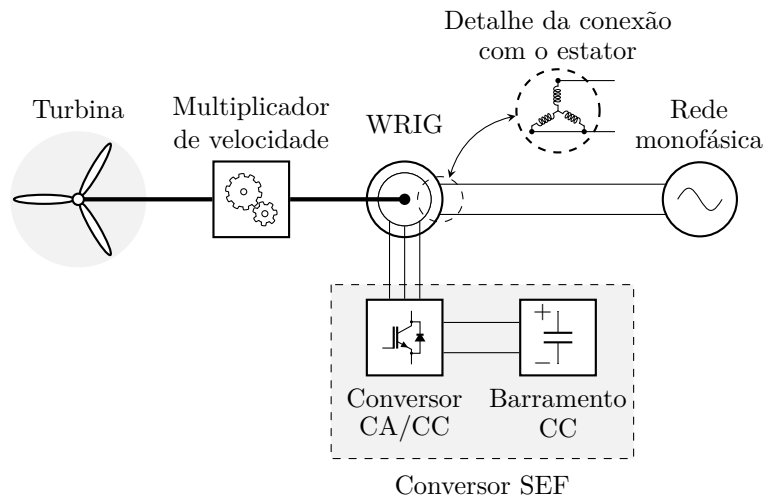
Figura 13 – Topologia proposta por Rocha et al. (2017).



Fonte: adaptado de Rocha et al. (2017).

Han et al. (2013) propuseram uma topologia, ilustrada pela Figura 14, que conecta a rede elétrica monofásica diretamente aos terminais do estator de um WRIG, emulando uma rede trifásica desbalanceada. Através de um inversor trifásico sem fonte de alimentação externa, conhecido como *Single External Feeding* (SEF), conectado aos terminais do rotor da máquina, é possível controlar parâmetros como o torque, a velocidade e o fator de potência gerada. Os trabalhos desenvolvidos por Han e Ha (2013, 2014) e o novo modelo de máquina proposta por Lee, Han e Ha (2014) utilizam esta mesma filosofia. Neste tipo de sistema, como a máquina trifásica é conectada diretamente à uma fonte de tensão monofásica, a potência e o fluxo estatórico têm naturezas pulsantes. Isto torna a modelagem do sistema complexa, sendo necessário controlar as sequências positivas e negativas das correntes do rotor. Essa topologia apresenta um número reduzido de conversores, dispensa filtro indutivo de entrada (elemento presente na maioria dos WECS) e opera à velocidade variável, mas também não prevê a possibilidade de ligação de cargas trifásicas.

Figura 14 – Topologia proposta por Han et al. (2013).

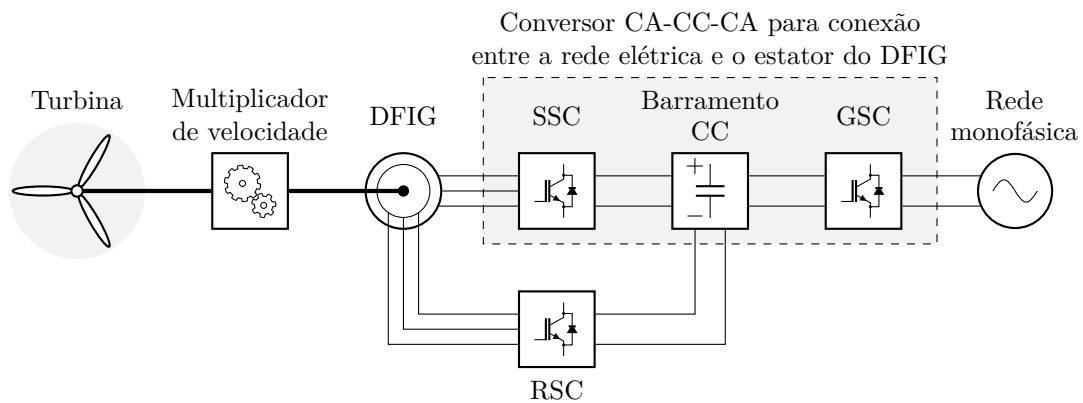


Fonte: adaptado de Han et al. (2013).

### 1.3 PROPÓSITO DO ESTUDO

Em geral, os sistemas de conversão de energia eólica com conexão à rede monofásica presentes na literatura, como visto nos parágrafos anteriores, apresentam limitações: ou garantem tensões trifásicas balanceadas e com frequência constante nos terminais da máquina, ou operam à velocidade variável. Neste trabalho, são propostas três novas topologias de conversores de potência que servem de interface entre a rede monofásica e o DFIG. As configurações propostas são formadas por: um conversor estático CA-CC-CA monofásico-trifásico que faz a conexão dos terminais do estator do gerador à rede monofásica; e um conversor trifásico conectado aos terminais do rotor do gerador que trata do controle de potência ativa e reativa fornecida nos terminais do estator da máquina e possibilita a operação do gerador com velocidade variável. A estrutura geral das topologias propostas pode ser vista na Figura 15.

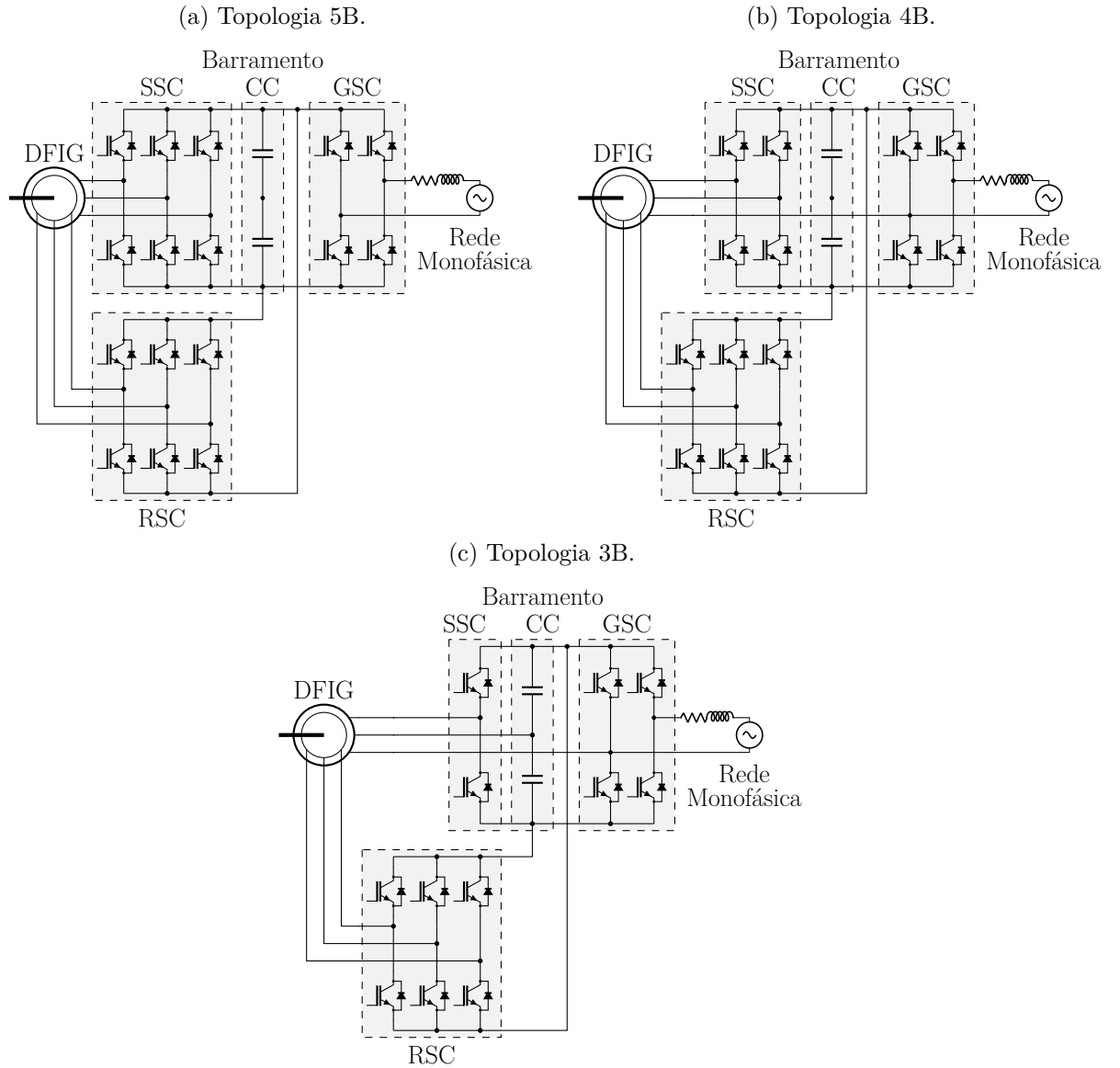
Figura 15 – Sistema proposto para interface entre o DFIG e a rede monofásica.



Fonte: elaborado pelo autor.

Cada uma das topologias propostas está ilustrada de forma simplificada na Figura 16. Elas são compostas por 3 conversores: o Conversor do Lado da Rede (*Grid Side Converter* - GSC), o Conversor do Lado do Estator (*Stator Side Converter* - SSC) e do conversor do Lado do Rotor (*Rotor Side Converter* - RSC). A primeira topologia proposta é denominada 5B, ilustrada pela Figura 16(a). Esta configuração conta com dois conversores em ponte completa independentes que compõem o conversor CA-CC-CA. As topologias 4B e 3B, ilustradas pelas Figuras 16(b) e 16(c), respectivamente, utilizam configurações com número de braços reduzidos apresentadas em Jacobina, Junior e Correa (2005) e Jacobina et al. (2008) para um sistema de geração aplicado à máquinas de indução, que serão aplicadas para implementação do conversor CA-CC-CA que interliga a rede monofásica e o DFIG neste trabalho. No artigo apresentado por Jacobina, Junior e Correa (2005), é discutida a configuração com 4 braços. Já no artigo apresentado por Jacobina et al. (2008) é discutida a configuração com 3 braços.

Figura 16 – Esquema das três topologias propostas



Fonte: elaborado pelo autor.

Apesar das topologias propostas possuírem notavelmente mais três braços que compõem o RSC, a escolha foi por preservar a nomenclatura presente na literatura para os conversores CA-CC-CA. Sendo assim, as topologias utilizando os conversores com 5, 4 e 3 braços, serão nomeadas neste trabalho como 5B (B como referência à braços), 4B e 3B, respectivamente.

Tendo em vista a execução do objetivo principal descrito, os seguintes objetivos complementares devem ser atendidos:

- Modelar o gerador e os conversores que compõem cada uma das topologias propostas, implementando estratégias PWM e de controle dos conversores;
- Efetuar o controle de potência ativa e reativa fornecida pelo gerador nos termi-

nais do estator;

- c) Implementar um método de estimação da posição do rotor sem a necessidade de utilização de sensores de velocidade que seja capaz de operar em uma ampla faixa de velocidades, incluindo as regiões próximas à velocidade síncrona;
- d) Garantir tensões trifásicas simétricas e com frequência constante nos terminais da estator do gerador, oferecendo a possibilidade de conectar cargas trifásicas;
- e) Obter correntes com baixas distorções e com elevado fator de potência na rede monofásica;
- f) Efetuar simulações e analisar os resultados obtidos para inserção de carga trifásicas lineares no sistema;
- g) Fazer o estudo das perdas de potência nos braços para cada uma das topologias propostas, comparando os resultados entre si;
- h) Fornecer resultados experimentais de modo a verificar o funcionamento das topologias propostas;

#### 1.4 PUBLICAÇÕES

O artigo intitulado *Single-phase to three-phase reduced-switch-count converters applied to wind energy conversion systems using doubly-fed induction generator*, foi apresentado e publicado nos anais da Conferência Brasileira de Eletrônica de Potência (*Brazilian Power Electronics Conference - COBEP*), realizada em Juiz de Fora, Minas Gerais, no período de 19 à 22 de novembro de 2017. Este artigo reúne alguns dos resultados parciais das topologias propostas, obtidos durante a pesquisa e execução deste trabalho. Sua referência completa pode ser conferida a seguir:

LEANDRO, G. C.; SOARES, E. L.; ROCHA, N. Single-phase to three-phase reduced-switch-count converters applied to wind energy conversion systems using doubly-fed induction generator. In: IEEE. *2017 Brazilian Power Electronics Conference (COBEP)*. Juiz de Fora, MG, 2017.

Já o artigo intitulado *Sensorless rotor position detection of doubly-fed induction generators for wind energy applications* foi submetido à Conferência Internacional sobre Aplicações Industriais (*International Conference on Industry Applications - INDUSCON*), que será realizada na cidade de São Paulo, entre os dias 11 e 14 de novembro de 2018. O trabalho aguardava resposta sobre aprovação no momento em que esta dissertação foi finalizada. Este artigo trata sobre o método de estimação da posição do rotor sem uso de sensor de velocidade, desenvolvido de forma a possibilitar a extração de resultados experimentais para esta dissertação.

## 1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este capítulo introdutório propôs dar uma visão geral sobre o tema que será debatido deste trabalho, bem com a apresentação da revisão bibliográfica realizada. Além disso, foram apresentadas as motivações, os objetivos e a contribuições deste estudo.

Contando com o capítulo introdutório, este trabalho está dividido em seis capítulos, separados em duas partes principais. A primeira parte apresenta a modelagem dos sistemas estudados, englobando os Capítulos 2 e 3. Já a segunda parte apresenta e discute os resultados de simulação e experimentais relativos aos sistemas estudados, englobando os Capítulos 4, 5 e 6.

No Capítulo 2, será apresentado o modelo do DFIG. Serão discutidas as transformadas de *Park*, que facilitam o estudo e controle deste tipo de máquina. Será desenvolvida a estratégia de controle de potência ativa e reativa fornecida nos terminais do estator do gerador. Por fim, será apresentada uma estratégia para a detecção da posição do rotor sem a necessidade de sensores de velocidade, com resultados experimentais ilustrando o funcionamento do sistema.

No Capítulo 3, serão apresentadas as topologias propostas para a ligação entre o DFIG e à rede monofásica. Serão discutidos os modelos dos conversores, bem como a estratégia PWM e de controle desenvolvida. Finalmente, será feita a análise em regime permanente das topologias que apresentam um braço compartilhado, observando como o ângulo de sincronia entre os conversores afeta os sistemas.

No Capítulo 4, serão apresentados os resultados de simulação para as três topologias propostas. Os resultados testam os sistemas diante de dois perfis de carga distintos, fazendo a máquina operar como motor numa situação e como gerador na outra. As três topologias propostas serão comparadas entre si em termos das perdas de potência nos braços dos conversores e da tensão mínima requerida pelo barramento CC.

No Capítulo 5, serão apresentados resultados experimentais para a topologia 3B. Os resultados demonstram o funcionamento do sistema em regime permanente e alimentando uma carga trifásica nos terminais do estator.

No Capítulo 6, serão feitas considerações finais sobre os resultados obtidos, além de uma recapitulação dos principais pontos abordados no trabalho. Por fim, serão sugeridas algumas propostas para continuidade da pesquisa.

## PARTE I

---

### MODELAGEM DO SISTEMA

## 2 MODELAGEM E CONTROLE DO GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO

### 2.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo será apresentado o modelo elétrico e mecânico, de forma genérica, para a máquina de indução trifásica, sendo posteriormente abordada de forma mais específica para o Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG). Em seguida, será apresentada uma mudança de coordenadas conhecida como Transformada de *Park*, que simplifica a análise do sistema. A partir desta representação, será desenvolvido um modelo de controle no referencial do campo girante, a fim de controlar a potência ativa e reativa fornecida pela máquina nos terminais do estator. Além do mais, será desenvolvida uma técnica para estimar a posição do rotor sem uso de sensores de velocidade. Por fim, serão apresentados resultados experimentais que validam o modelo de controle e o estimador de posição implementados.

### 2.2 MODELO DA MÁQUINA TRIFÁSICA

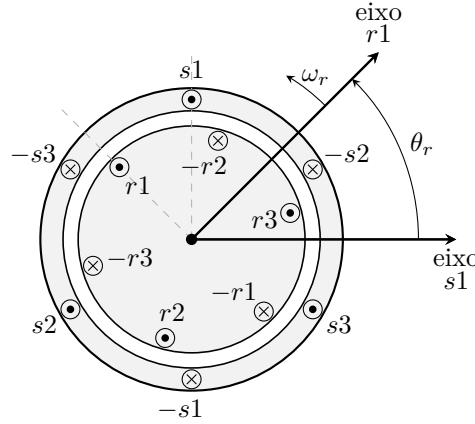
#### 2.2.1 Convenções do modelo

A modelagem de máquinas trifásicas é, de certa forma, bastante complexa. Para a aplicação em desenvolvimento neste trabalho, é suficiente assumir algumas simplificações no modelo da máquina (BARBI, 1985; JACOBINA, 2005; GIRI, 2013):

- a) tanto os enrolamentos do estator como do rotor são iguais e defasados entre si em  $120^\circ$ ;
- b) o entreferro da máquina é uniforme e constante;
- c) a distribuição da densidade de fluxo magnético no entreferro é feita de forma radial e senoidal;
- d) os circuitos magnéticos da máquina são considerados ideais, isto é, não ocorre saturação do núcleo eletromagnético;
- e) não são consideradas perdas magnéticas nem mecânicas.

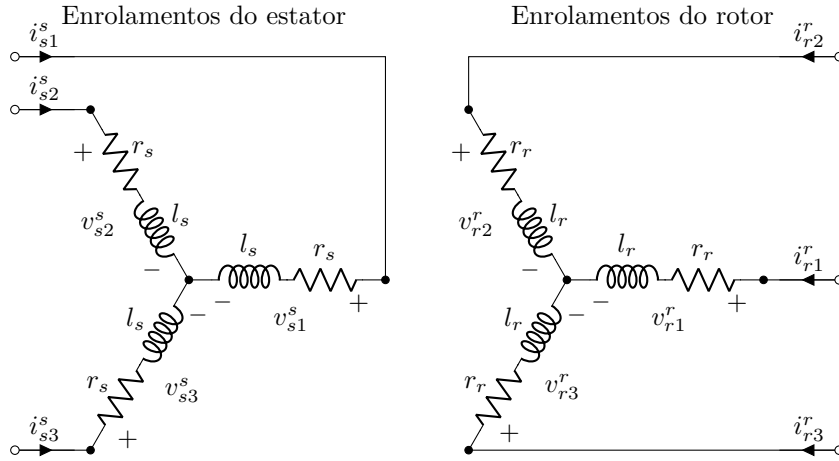
É possível assumir o modelo para a disposição espacial dos enrolamentos de uma máquina trifásica simétrica de dois polos conforme a Figura 17. Nesta representação, os enrolamentos do rotor da máquina giram em relação aos enrolamentos do estator com uma velocidade  $\omega_r$ , formando um ângulo  $\theta_r$  entre os eixos  $s1$  e  $r1$ . É possível assumir também o circuito elétrico equivalente da máquina trifásica conforme a Figura 18.

Figura 17 – Disposição espacial das bobinas de uma máquina trifásica.



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 18 – Representação do modelo elétrico de uma máquina trifásica.



Fonte: elaborado pelo autor.

### 2.2.2 Modelo 123 da máquina trifásica

As expressões das tensões sobre os enrolamentos do estator são definidas como a soma das tensões sobre a resistência e indutância estatórica. O mesmo pode ser formulado para as tensões rotóricas. Tem-se:

$$\bar{v}_{s123}^s = \bar{R}_s \bar{i}_{s123}^s + \frac{d\bar{\lambda}_{s123}^s}{dt} \quad (2.1)$$

$$\bar{v}_{r123}^s = \bar{R}_r \bar{i}_{r123}^s + \frac{d\bar{\lambda}_{r123}^s}{dt} \quad (2.2)$$

As expressões para os fluxos estatóricos e rotóricos podem ser definidas como:

$$\bar{\lambda}_{s123}^s = \bar{L}_{ss} \bar{i}_{s123}^s + \bar{L}_{sr} \bar{i}_{r123}^r \quad (2.3)$$

$$\bar{\lambda}_{r123}^r = \bar{L}_{rs} \bar{i}_{s123}^s + \bar{L}_{rr} \bar{i}_{r123}^r \quad (2.4)$$

Nas Equações (2.1) à (2.4), a seguinte notação é utilizada:

$$\bar{v}_{s123}^s = \begin{bmatrix} v_{s1}^s \\ v_{s2}^s \\ v_{s3}^s \end{bmatrix} \quad (2.5) \quad \bar{i}_{s123}^s = \begin{bmatrix} i_{s1}^s \\ i_{s2}^s \\ i_{s3}^s \end{bmatrix} \quad (2.7) \quad \bar{\lambda}_{s123}^s = \begin{bmatrix} \lambda_{s1}^s \\ \lambda_{s2}^s \\ \lambda_{s3}^s \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

$$\bar{v}_{r123}^r = \begin{bmatrix} v_{r1}^r \\ v_{r2}^r \\ v_{r3}^r \end{bmatrix} \quad (2.6) \quad \bar{i}_{r123}^r = \begin{bmatrix} i_{r1}^r \\ i_{r2}^r \\ i_{r3}^r \end{bmatrix} \quad (2.8) \quad \bar{\lambda}_{r123}^r = \begin{bmatrix} \lambda_{r1}^r \\ \lambda_{r2}^r \\ \lambda_{r3}^r \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

As grandezas trifásicas  $\bar{v}_{s123}^s$ ,  $\bar{i}_{s123}^s$ ,  $\bar{\lambda}_{s123}^s$ ,  $\bar{v}_{r123}^r$ ,  $\bar{i}_{r123}^r$  e  $\bar{\lambda}_{r123}^r$  representam as tensões, correntes e fluxos nos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente. Em relação marcações de  $s$  e  $r$ , quando posicionadas como subscrito, referem-se a qual enrolamento tal grandeza representa, já quando posicionadas como sobrescrito, representam o referencial utilizado. De forma similar, os índices 1, 2 e 3 estão se referindo à cada uma das fases da máquina.

Como consequência do modelo assumido possuir enrolamentos simétricos tanto no estator como no rotor é que as matrizes de resistência e indutância são, também, simétricas. Tem-se:

$$\bar{R}_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix} \quad (2.11) \quad \bar{L}_{ss} = \begin{bmatrix} l_s & m_s & m_s \\ m_s & l_s & m_s \\ m_s & m_s & l_s \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

$$\bar{R}_r = \begin{bmatrix} r_r & 0 & 0 \\ 0 & r_r & 0 \\ 0 & 0 & r_r \end{bmatrix} \quad (2.12) \quad \bar{L}_{rr} = \begin{bmatrix} l_r & m_r & m_r \\ m_r & l_r & m_r \\ m_r & m_r & l_r \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

Onde  $r_s$ ,  $r_r$ ,  $l_s$  e  $l_r$  são as resistências e indutâncias próprias estatóricas e rotóricas, respectivamente. As grandezas  $m_s$  e  $m_r$  representam as indutâncias mútuas entre duas bobinas do estator e do rotor, respectivamente. Também é possível definir, como consequência imediata das considerações feitas para o modelo, que as matrizes de indutância mútuas entre o estator e o rotor são funções senoidais do ângulo do rotor, onde  $m_{sr} \cos(\theta_r)$  e  $m_{rs} \cos(\theta_r)$  representam as indutâncias mútuas entre uma bobina do estator e do rotor. Tem-se:

$$\bar{L}_{sr} = m_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

$$\bar{L}_{rs} = m_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r + \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

A expressão do conjugado eletromagnético é definida por:

$$c_e = \bar{i}_{s123}^T \left[ \frac{d\bar{L}_{sr}}{d\theta_r} \right] \bar{i}_{r123} = \bar{i}_{r123}^T \left[ \frac{d\bar{L}_{rs}}{d\theta_r} \right] \bar{i}_{s123} \quad (2.17)$$

### 2.2.3 Modelo *odq* da máquina trifásica

O modelo 123 da máquina trifásica, mesmo após as simplificações assumidas na subseção 2.2.1, ainda é relativamente complexo. Esta complexidade se deve, principalmente, pela presença das matrizes de indutância mútua  $\bar{L}_{sr}$  e  $\bar{L}_{rs}$  descritas pelas Equações (2.15) e (2.16). Estas matrizes são funções da posição do rotor ( $\theta_r$ ), que varia com o tempo.

De modo a simplificar o sistema, é possível utilizar uma transformação de coordenadas conhecida como Transformada de *Park*. Esta é uma transformação linear que simplifica as equações da máquina (tensão, fluxo e corrente) reduzindo sua ordem e eliminando a dependência da posição do rotor (BARBI, 1985; GIRI, 2013). É possível definir as operações de transformação para o estator e para o rotor respectivamente:

$$\bar{x}_{s123}^s = \bar{P}_s^g \bar{x}_{sodq}^s \quad (2.18)$$

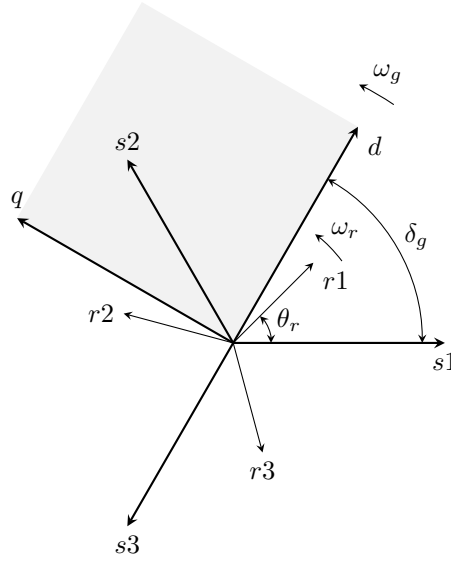
$$\bar{x}_{r123}^r = \bar{P}_r^g \bar{x}_{rodq}^r \quad (2.19)$$

As matrizes  $\bar{x}_{s123}^s$  e  $\bar{x}_{r123}^r$  podem representar quaisquer grandezas da máquina, tais como tensão, fluxo ou corrente. As matrizes de transformação das grandezas do estator e do rotor,  $\bar{P}_s^g$  e  $\bar{P}_r^g$ , são definidas por:

$$\bar{P}_s^g = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g) & -\sin(-\delta_g) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(-\delta_g - \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g - \frac{4\pi}{3}) & -\sin(-\delta_g - \frac{4\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

$$\bar{P}_r^g = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g - \theta_r) & -\sin(-\delta_g - \theta_r) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g - \theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(-\delta_g - \theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \cos(\delta_g - \theta_r - \frac{4\pi}{3}) & -\sin(-\delta_g - \theta_r - \frac{4\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

Onde  $\delta_g$  é o ângulo genérico do eixo  $d$  em relação ao eixo  $s_1$  e  $\theta_r$  é o ângulo entre o eixo do rotor (fase  $r_1$ ) e o eixo do estator (fase  $s_1$ ). A representação da atuação da Transformada de *Park* nas variáveis do sistema pode ser observada na Figura 19.

Figura 19 – Relação entre os sistemas de coordenadas 123 e  $dq$ .

Fonte: adaptado de Garcia-Sanz e Houpis (2012) e Giri (2013).

No modelo  $odq$  da máquina, as componentes  $d$  e  $q$  representam, respectivamente, as componentes de eixo direto e de eixo em quadratura da máquina. A componente  $o$ , chamada de homopolar, é totalmente desacoplada das variáveis  $dq$ , e pode ser desconsiderada desde que a máquina esteja operando de forma equilibrada.

Aplicando as transformações definidas pelas Equações (2.18) e (2.19) nas Equações (2.1) e (2.2), que definem as expressões das tensões da máquina, tem-se:

$$\bar{v}_{sdq}^g = r_s \bar{i}_{sdq}^g + \frac{d\bar{\lambda}_{sdq}^g}{dt} + \omega_g \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \bar{\lambda}_{sdq}^g \quad (2.22)$$

$$\bar{v}_{rdq}^g = r_r \bar{i}_{rdq}^g + \frac{d\bar{\lambda}_{rdq}^g}{dt} + (\omega_g - \omega_r) \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \bar{\lambda}_{rdq}^g \quad (2.23)$$

Aplicando as transformações definidas pelas Equações (2.18) e (2.19) nas Equações (2.3) e (2.4), que definem as expressões dos fluxos da máquina, tem-se:

$$\bar{\lambda}_{sdq}^g = l_s \bar{i}_{sdq}^g + l_m \bar{i}_{rdq}^g \quad (2.24)$$

$$\bar{\lambda}_{rdq}^g = l_r \bar{i}_{rdq}^g + l_m \bar{i}_{sdq}^g \quad (2.25)$$

Assumindo  $p$  como o número de polos da máquina e aplicando as transformações definidas pelas Equações (2.18) e (2.19) na Equação (2.17), que define a expressão para o conjugado eletromagnético, tem-se:

$$c_e = pl_m (i_{sq}^g i_{rd}^g - i_{sd}^g i_{rq}^g) \quad (2.26)$$

Onde:

$$\bar{v}_{sdq}^g = \begin{bmatrix} v_{sd}^g \\ v_{sq}^g \end{bmatrix} \quad (2.27) \quad \bar{i}_{sdq}^g = \begin{bmatrix} i_{sd}^g \\ i_{sq}^g \end{bmatrix} \quad (2.29) \quad \bar{\lambda}_{sdq}^g = \begin{bmatrix} \lambda_{sd}^g \\ \lambda_{sq}^g \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$$\bar{v}_{rdq}^g = \begin{bmatrix} v_{rd}^g \\ v_{rq}^g \end{bmatrix} \quad (2.28) \quad \bar{i}_{rdq}^g = \begin{bmatrix} i_{rd}^g \\ i_{rq}^g \end{bmatrix} \quad (2.30) \quad \bar{\lambda}_{rdq}^g = \begin{bmatrix} \lambda_{rd}^g \\ \lambda_{rq}^g \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

### 2.2.4 Modelo complexo $dq$ da máquina trifásica

Se as variáveis  $dq$  forem definidas como a parte real e a parte parte imaginária num plano trifásico, é possível reescrever as Equações (2.22) à (2.26) como (JACOBINA, 2005):

$$\mathbf{v}_s^g = r_s \mathbf{i}_s^g + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_s^g}{dt} + j\omega_g \boldsymbol{\lambda}_s^g \quad (2.33)$$

$$\mathbf{v}_r^g = r_r \mathbf{i}_r^g + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_r^g}{dt} + j(\omega_g - \omega_r) \boldsymbol{\lambda}_r^g \quad (2.34)$$

$$\boldsymbol{\lambda}_s^g = l_s \mathbf{i}_s^g + l_m \mathbf{i}_r^g \quad (2.35)$$

$$\boldsymbol{\lambda}_r^g = l_r \mathbf{i}_r^g + l_m \mathbf{i}_s^g \quad (2.36)$$

$$c_e = pl_m \text{Im}[\mathbf{i}_r^{g*} \mathbf{i}_s^g] = pl_m (i_{rd}^g i_{sq}^g - i_{sd}^g i_{rq}^g) \quad (2.37)$$

Onde:

$$\mathbf{v}_s^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(v_{sd}^g + jv_{sq}^g) \quad (2.38) \quad \mathbf{i}_s^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(i_{sd}^g + ji_{sq}^g) \quad (2.40) \quad \boldsymbol{\lambda}_s^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(\lambda_{sd}^g + j\lambda_{sq}^g) \quad (2.42)$$

$$\mathbf{v}_r^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(v_{rd}^g + jv_{rq}^g) \quad (2.39) \quad \mathbf{i}_r^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(i_{rd}^g + ji_{rq}^g) \quad (2.41) \quad \boldsymbol{\lambda}_r^g = \frac{1}{\sqrt{2}}(\lambda_{rd}^g + j\lambda_{rq}^g) \quad (2.43)$$

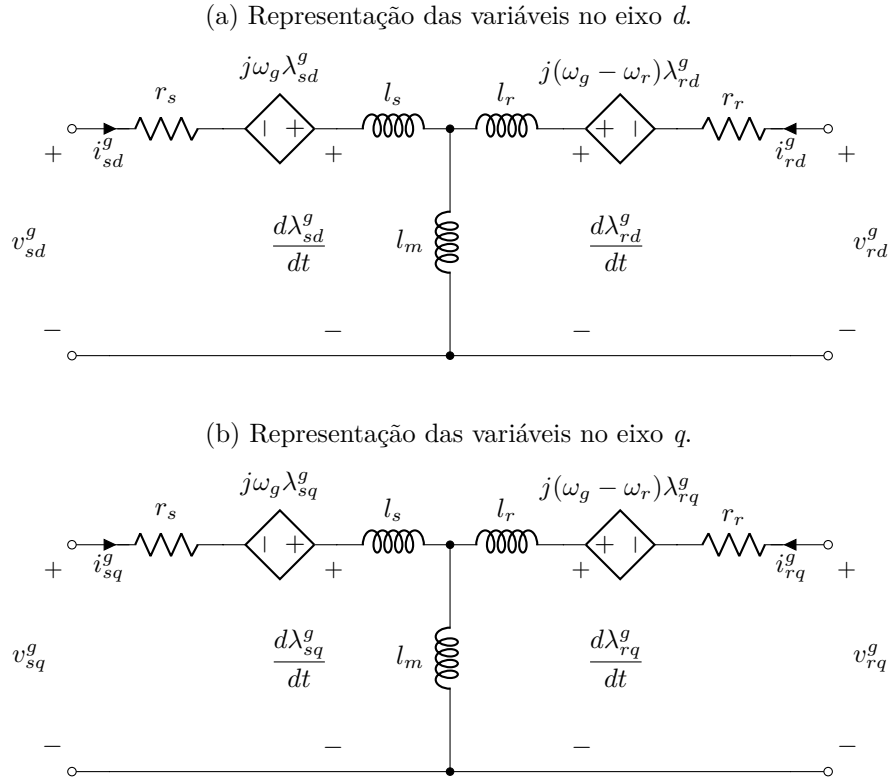
A partir das Equações (2.33) e (2.34), é possível desenhar o circuito elétrico equivalente  $dq$  da máquina trifásica, conforme a Figura 20.

### 2.2.5 Modelo mecânico

A expressão que relaciona o conjugado elétrico com o conjugado mecânico, isto é, que relaciona as variáveis mecânicas e elétricas da máquina é definida por (JACOBINA, 2005):

$$c_e - c_m = F_m \omega_r + J_m \frac{d\omega_r}{dt} \quad (2.44)$$

Onde  $F_m$  representa o coeficiente de atrito e  $J_m$  representa o momento de inércia da máquina.

Figura 20 – Circuito elétrico equivalente  $dq$  da máquina trifásica.

Fonte: elaborado pelo autor.

## 2.3 O GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO

Devido às suas características construtivas, que garantem o acesso aos terminais dos enrolamentos do rotor da máquina, O DFIG proporciona métodos de operação diferentes, por exemplo, do Gerador de Indução Gaiola de Esquilo (SCIG). O DFIG permite a operação em quatro quadrantes: seja como motor ou gerador, no modo subsíncrono ou supersíncrono. Além disso, o DFIG permite que haja conjugado mesmo quando operando na velocidade síncrona, possibilitando que seja gerada potência em uma ampla faixa de velocidades. Estas características tornam seu uso atrativo para aplicações em geração eólica (CORRÊA, 2015).

### 2.3.1 Modos de operação do DFIG

Sabendo que a tensão induzida no rotor da máquina depende da relação entre a velocidade angular do rotor ( $\omega_r$ ) e a velocidade síncrona ( $\omega_s$ ), é possível definir a frequência das correntes rotóricas como (JACOBINA, 2005):

$$\omega_{sr} = \omega_s - \omega_r \quad (2.45)$$

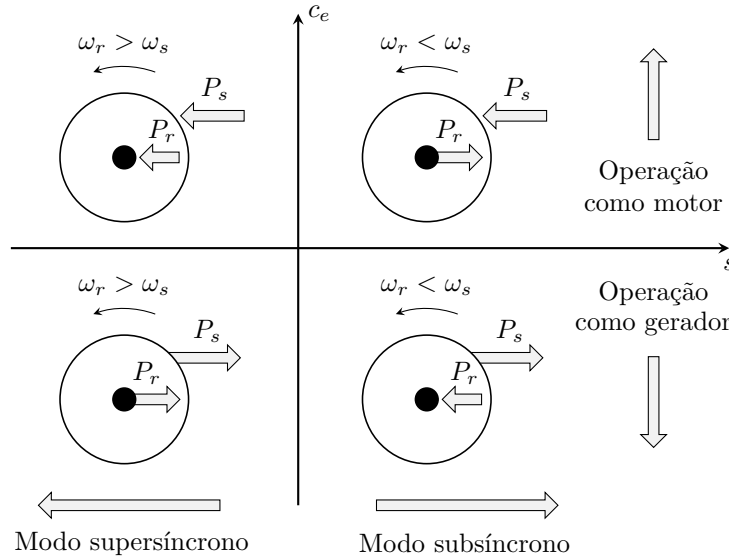
Esta relação, porém, é normalmente expressa através de sua relação de proporcionalidade com a velocidade síncrona. Este termo é chamado escorregamento, e é definido

por:

$$s = \frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \quad (2.46)$$

Os modos de operação do DFIG são descritos pela Figura 21. Nesta ilustração são ilustrados quatro quadrantes de operação, dois deles com a máquina operando como motor, onde o conjugado eletromagnético é positivo ( $c_e > 0$ ); e os outros dois com a máquina operando como gerador, com o conjugado eletromagnético negativo ( $c_e < 0$ ). A representação do fluxo de potência foi adotado de forma que caso a seta esteja no sentido de entrada no estator ou no rotor, estes estão consumindo potência, caso contrário estão fornecendo potência ao sistema.

Figura 21 – Representação dos quatro quadrantes de operação do DFIG.



Fonte: elaborado pelo autor.

Concentrando-se na operação como gerador, é possível perceber que existem duas regiões bem definidas de operação: uma onde o escorregamento é positivo, denominado de modo de operação subsíncrono; e outra onde o sinal do escorregamento é negativo, denominado de modo de operação supersíncrono. No modo de operação subsíncrono, a velocidade do rotor da máquina é menor que a velocidade síncrona ( $\omega_r < \omega_s$ ). Neste modo, o circuito do rotor consome potência ativa do sistema. Já no modo de operação supersíncrono, a velocidade do rotor da máquina é maior que a velocidade síncrona ( $\omega_r > \omega_s$ ). Neste modo, tanto o circuito do rotor como o circuito do estator fornecem potência ativa. Definindo a potência total entregue ao sistema como a soma entre a potência ativa gerada pelo estator e a potência ativa gerada pelo rotor. Tem-se:

$$P_t = P_s + P_r \quad (2.47)$$

De forma simplificada, desprezando-se as perdas devido à resistência do rotor e no cobre, é possível definir que a potência gerada pelo rotor é função da potência no estator

da máquina e do escorregamento. Tem-se:

$$P_r = -sP_s \quad (2.48)$$

Em resumo, quando o DFIG opera como gerador, o fluxo de potência no estator é sempre no sentido de fornecer potência ativa à rede. Já com relação ao rotor, o sentido do fluxo de potência depende da velocidade da máquina: quando for menor que a velocidade síncrona o circuito do rotor consome potência; quando for maior que a velocidade síncrona, o circuito do rotor fornece potência.

### 2.3.2 Modelo dinâmico do DFIG

De modo a obter um modelo de controle de potência para o DFIG, é necessário expressar a tensão nos terminais do enrolamento do rotor em função das correntes no rotor. Para isso, serão descritos alguns passos para a obtenção desta expressão, utilizando as Equações (2.33) à (2.37), que definem o modelo  $dq$  da máquina.

A partir das expressões do fluxo da máquina, definidos pelas Equações (2.35) e (2.36), expressas em função das correntes da máquina, é possível encontrar a relação inversa, isto é, as correntes da máquina expressas em função dos fluxos:

$$\mathbf{i}_s^g = \frac{1}{\sigma l_s} \boldsymbol{\lambda}_s^g - \frac{l_m}{\sigma l_s l_r} \boldsymbol{\lambda}_r^g \quad (2.49)$$

$$\mathbf{i}_r^g = \frac{1}{\sigma l_r} \boldsymbol{\lambda}_r^g - \frac{l_m}{\sigma l_s l_r} \boldsymbol{\lambda}_s^g \quad (2.50)$$

Onde  $\sigma$  é o coeficiente de dispersão da máquina, definido por:

$$\sigma = \frac{l_s l_r - l_m^2}{l_s l_r} \quad (2.51)$$

Substituindo a expressão da corrente no rotor, definida pela Equação (2.50), na expressão da tensão do rotor, definida pela Equação (2.34), é encontrada a expressão que relaciona a tensão no rotor com os fluxos rotórico e estatórico:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_r^g &= r_r \left( \frac{1}{\sigma l_r} \boldsymbol{\lambda}_r^g - \frac{l_m}{\sigma l_s l_r} \boldsymbol{\lambda}_s^g \right) + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_r^g}{dt} + j(\omega_g - \omega_r) \boldsymbol{\lambda}_r^g \\ \mathbf{v}_r^g &= \frac{r_r}{l_r \sigma} \boldsymbol{\lambda}_r^g + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_r^g}{dt} + j(\omega_g - \omega_r) \boldsymbol{\lambda}_r^g - \frac{r_r l_m}{l_s l_r \sigma} \boldsymbol{\lambda}_s^g \end{aligned} \quad (2.52)$$

É possível reescrever a expressão do fluxo no estator, definida pela Equação (2.36), de modo a isolar a corrente no estator:

$$\mathbf{i}_s^g = \frac{1}{l_s} \boldsymbol{\lambda}_s^g - \frac{l_m}{l_s} \mathbf{i}_r^g \quad (2.53)$$

Substituindo a Equação (2.53) na expressão do fluxo rotórico, definida pela Equação (2.36), tem-se:

$$\begin{aligned}\lambda_r^g &= l_r \mathbf{i}_r^g + l_m \left( \frac{1}{l_s} \lambda_s^g - \frac{l_m}{l_s} \mathbf{i}_r^g \right) \\ \lambda_r^g &= l_r \sigma \mathbf{i}_r^g + \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g\end{aligned}\quad (2.54)$$

Substituindo a Equação (2.54) na Equação (2.52), é definida a equação da tensão do rotor em função das correntes no rotor e dos fluxos no estator:

$$\begin{aligned}\mathbf{v}_r^g &= \frac{r_r}{l_r \sigma} \left( l_r \sigma \mathbf{i}_r^g + \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g \right) + \frac{d}{dt} \left( l_r \sigma \mathbf{i}_r^g + \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g \right) + j(\omega_g - \omega_r) \left( l_r \sigma \mathbf{i}_r^g + \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g \right) - \frac{r_r l_m}{l_s l_r \sigma} \lambda_s^g \\ \mathbf{v}_r^g &= r_r \mathbf{i}_r^g + l_r \sigma \frac{d\mathbf{i}_r^g}{dt} + \frac{l_m}{l_s} \frac{d\lambda_s^g}{dt} + j l_r \sigma (\omega_g - \omega_r) \mathbf{i}_r^g + j \frac{l_m}{l_s} (\omega_g - \omega_r) \lambda_s^g\end{aligned}\quad (2.55)$$

Substituindo a expressão da corrente no estator, definida pela Equação (2.49), na expressão da tensão no estator, definida pela Equação (2.33), é encontrada a expressão da tensão no estator em função dos fluxos estatórico e rotórico:

$$\begin{aligned}\mathbf{v}_s^g &= r_s \left( \frac{1}{\sigma l_s} \lambda_s^g - \frac{l_m}{\sigma l_s l_r} \lambda_r^g \right) + \frac{d\lambda_s^g}{dt} + j\omega_g \lambda_s^g \\ \mathbf{v}_s^g &= \frac{r_s}{\sigma l_s} \lambda_s^g + \frac{d\lambda_s^g}{dt} + j\omega_g \lambda_s^g - \frac{r_s l_m}{\sigma l_s l_r} \lambda_r^g\end{aligned}\quad (2.56)$$

Isolando o termo  $d\lambda_s^g/dt$  da Equação (2.56)

$$\frac{d\lambda_s^g}{dt} = \mathbf{v}_s^g + \frac{r_s l_m}{\sigma l_s l_r} \lambda_r^g - \frac{r_s}{\sigma l_s} \lambda_s^g - j\omega_g \lambda_s^g \quad (2.57)$$

Substituindo a Equação (2.54) na Equação (2.57):

$$\begin{aligned}\frac{d\lambda_s^g}{dt} &= \mathbf{v}_s^g + \frac{r_s l_m}{\sigma l_s l_r} \left( l_r \sigma \mathbf{i}_r^g + \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g \right) - \frac{r_s}{\sigma l_s} \lambda_s^g - j\omega_g \lambda_s^g \\ \frac{d\lambda_s^g}{dt} &= \mathbf{v}_s^g + \frac{l_m r_s}{l_s} \mathbf{i}_r^g - \left( \frac{r_s}{l_s} + j\omega_g \right) \lambda_s^g\end{aligned}\quad (2.58)$$

Substituindo a Equação (2.58) na Equação (2.55):

$$\begin{aligned}\mathbf{v}_r^g &= r_r \mathbf{i}_r^g + l_r \sigma \frac{d\mathbf{i}_r^g}{dt} + \frac{l_m}{l_s} \left( \mathbf{v}_s^g + \frac{l_m r_s}{l_s} \mathbf{i}_r^g - \left( \frac{r_s}{l_s} + j\omega_g \right) \lambda_s^g \right) + j l_r \sigma (\omega_g - \omega_r) \mathbf{i}_r^g \\ &\quad + j \frac{l_m}{l_s} (\omega_g - \omega_r) \lambda_s^g \\ \mathbf{v}_r^g &= \frac{l_m}{l_s} \mathbf{v}_s^g + \left( r_r + \frac{l_m^2 r_s}{l_s^2} \right) \mathbf{i}_r^g + l_r \sigma \frac{d\mathbf{i}_r^g}{dt} + j l_r \sigma (\omega_g - \omega_r) \mathbf{i}_r^g - \left( j\omega_r + \frac{r_s}{l_s} \right) \frac{l_m}{l_s} \lambda_s^g\end{aligned}\quad (2.59)$$

A partir da expressão do coeficiente de dispersão da máquina, definida pela Equação (2.51), é possível definir algumas relações:

$$\frac{l_m^2}{l_s^2} = \frac{l_r - l_r\sigma}{l_s} \quad (2.60) \quad \frac{l_m}{l_s} = \frac{l_r - l_r\sigma}{l_m} \quad (2.61)$$

Substituindo as Equações (2.60) e (2.61) na Equação (2.59) e reorganizando a expressão, tem-se:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_r^g = & \left( r_r + \frac{l_r - l_r\sigma}{\tau_s} \right) \mathbf{i}_r^g + l_r\sigma \frac{d\mathbf{i}_r^g}{dt} + j l_r\sigma (\omega_g - \omega_r) \mathbf{i}_r^g - \left( j\omega_r + \frac{1}{\tau_s} \right) \left( \frac{l_r - l_r\sigma}{l_m} \right) \boldsymbol{\lambda}_s^g \\ & + \left( \frac{l_r - l_r\sigma}{l_m} \right) \mathbf{v}_s^g \end{aligned} \quad (2.62)$$

De modo a simplificar o desenvolvimento do sistema de controle, é possível definir  $\mathbf{e}_r^g$  como uma força contra-eletromotriz, que será considerada como um termo de perturbação (JACOBINA, 2005):

$$\mathbf{e}_r^g = j l_r\sigma (\omega_g - \omega_r) \mathbf{i}_r^g - \left( j\omega_r + \frac{1}{\tau_s} \right) \left( \frac{l_r - l_r\sigma}{l_m} \right) \boldsymbol{\lambda}_s^g + \left( \frac{l_r - l_r\sigma}{l_m} \right) \mathbf{v}_s^g \quad (2.63)$$

Definida a Equação (2.63), é possível reescrever a Equação (2.62) como:

$$\mathbf{v}_r^g = r_{rs} \mathbf{i}_r^g + l_r\sigma \frac{d\mathbf{i}_r^g}{dt} + \mathbf{e}_r^g \quad (2.64)$$

Onde:

$$r_{rs} = r_r + \frac{l_r - l_r\sigma}{\tau_s} \quad (2.65) \quad \tau_s = \frac{l_s}{r_s} \quad (2.66)$$

## 2.4 ESTRATÉGIA DE CONTROLE

Dentre as estratégias de controle para o DFIG, duas delas são mais discutidas na literatura: o Controle Direto de Potência (*Direct Power Control* - DPC) e o Controle Orientado ao Campo (*Field Oriented Control* - FOC). Ambas permitem o controle de potência reativa nos terminais do estator, sendo amplamente aplicada em Sistemas de Conversão de Energia Eólica (WECS) conectados à rede trifásica, tendo seu uso difundido e estabelecido, inclusive, para uso industrial e comercial.

A estratégia DPC é baseada na técnica denominada Controle Direto do Conjugado (*Direct Torque Control* - DTC), desenvolvida por Takahashi e Noguchi (1986) e inicialmente aplicada aos motores de indução. A DPC propriamente dita foi proposta por Noguchi et al. (1998), também aplicada à motores de indução, sendo posteriormente aplicada ao controle do DFIG por Datta e Ranganathan (2001a). Neste método, o controle da potência ativa e reativa é feito de forma direta, sendo necessário estimar estes parâmetros

através da medição das correntes do rotor da máquina. Esta estratégia é caracterizada por uma estrutura simples, rápida resposta dinâmica, robustez com relação à variação de parâmetros e ausência de malha de controle de correntes do rotor (DJERIRI et al., 2014).

Já a estratégia FOC foi apresentada por Blaschke (1972), sendo inicialmente desenvolvida, assim como no caso da estratégia DPC, para aplicação no controle de máquinas de indução, sendo posteriormente aplicada ao controle do DFIG por Tang e Xu (1992). O objetivo principal desta estratégia de controle é desacoplar as correntes do rotor em duas componentes: uma responsável pelo controle da potência ativa, outra responsável pelo controle da potência reativa. Esta técnica permite o uso de controladores Proporcionais-Integrais (PI) tradicionais e, devido a sua estrutura simples, é a estratégia mais utilizada nos sistemas de geração equipados com DFIG (DJERIRI et al., 2014).

Além do controle da potência reativa, a estratégia FOC oferece a possibilidade de controlar mais uma variável de interesse: a velocidade, o conjugado ou a potência ativa (OLIVEIRA, 2004). Quando a intenção é implementar algum algoritmo de Rastreamento do Ponto de Máxima Potência (*Maximum Power Point Tracking* - MPPT), o controle de velocidade é indicado. Apesar de apresentar uma dinâmica de resposta rápida, a escolha da velocidade como segunda variável de controle depende da medição da velocidade do vento, sendo este parâmetro muito sensível à perturbações. Já o controle de potência ativa oferece uma melhor qualidade da energia gerada, pois apresenta uma dinâmica natural mais lenta (LIU, 2011).

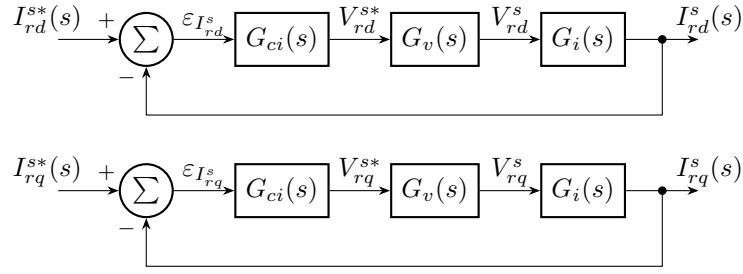
Uma outra questão está relacionada ao referencial adotado para a sincronia da transformação  $dq$ . A estratégia de controle FOC permite que o referencial adotado seja orientado com a posição das tensões que alimentam o estator ou com o fluxo do estator. Neste trabalho, o referencial escolhido para a transformação  $dq$  foi o das tensões do estator para o controle de potência, isto é, com  $\omega_g = \omega_s$ , que implica em variáveis  $dq$  contínuas em regime permanente. Já para o controle das correntes, o referencial escolhido foi o estacionário,  $\omega_g = 0$ . A escolha desses referenciais oferece vantagens como o melhor intervalo de estabilidade de operação e o desacoplamento direto das expressões da potência ativa e reativa em termos das componentes das correntes do rotor no eixo direto e em quadratura (PETERSSON; HARNEFORS; THIRINGER, 2004).

### 2.4.1 Malha interna de controle de corrente

As equações da modelagem dinâmica do DFIG, antes escritas usando um referencial genérico, serão reescritas adotando o referencial estatórico. Este referencial será notado pelo sobrescrito  $s$  nas equações. Como encontrado por meio da Equação (2.64), é possível perceber que a tensão nos terminais do rotor é função, de forma simplificada, da corrente nos terminais do rotor. É definida a malha de controle das correntes conforme a Figura 22.

Assumindo que  $\mathbf{e}_r^s$  varia muito lentamente, quando comparada a variação de

Figura 22 – Malhas de controle das correntes do rotor.



Fonte: elaborado pelo autor.

corrente no rotor, é possível considerar este termo como uma perturbação no sistema a ser compensada pelo controlador (JACOBINA, 2005). A equação da tensão no rotor pode ser reescrita como uma equação de primeira ordem dada por:

$$\mathbf{v}_r^s = r_{rs} \mathbf{i}_r^s + l_r \sigma \frac{d\mathbf{i}_r^s}{dt} \quad (2.67)$$

É possível decompor a Equação (2.67) em suas componentes  $dq$ , resultando nas expressões:

$$v_{rd}^s = r_{rs} i_{rd}^s + l_r \sigma \frac{di_{rd}^s}{dt} \quad (2.68)$$

$$v_{rq}^s = r_{rs} i_{rq}^s + l_r \sigma \frac{di_{rq}^s}{dt} \quad (2.69)$$

Aplicando a Transformada de Laplace nas Equações (2.68) e (2.69), é obtida a função de transferência da planta de corrente:

$$G_i(s) = \frac{I_{rd}^s(s)}{V_{rd}^s(s)} = \frac{I_{rq}^s(s)}{V_{rq}^s(s)} = \frac{1}{l_r \sigma s + r_{sr}} = \frac{\frac{1}{r_{sr}}}{\left(\frac{\sigma l_r}{r_{sr}} s + 1\right)} \quad (2.70)$$

Como a fonte de tensão que alimenta o rotor da máquina é um inversor, este possui um pequeno atraso, representado por uma constante de tempo  $T_v$ . A função de transferência da fonte pode ser modelada por:

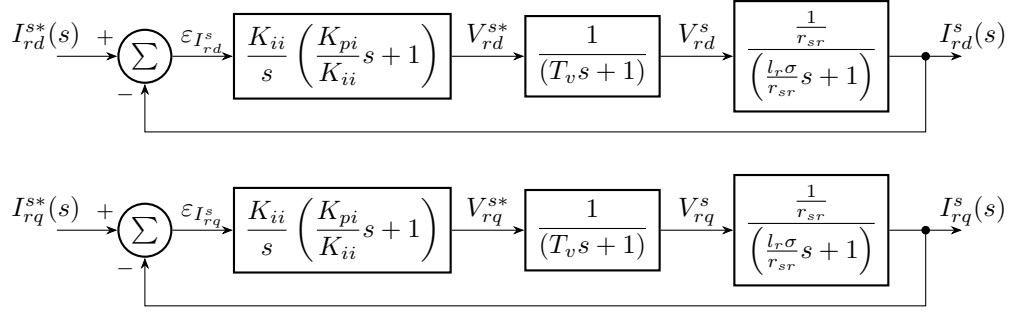
$$G_v(s) = \frac{V_{rd}^{s*}(s)}{V_{rd}^s(s)} = \frac{V_{rq}^{s*}(s)}{V_{rq}^s(s)} = \frac{1}{(T_v s + 1)} \quad (2.71)$$

A função de transferência do controlador de corrente é descrita por:

$$G_{ci} = \frac{K_{ii}}{s} \left( \frac{K_{pi}}{K_{ii}} s + 1 \right) \quad (2.72)$$

De posse de todas as expressões das funções de transferência do sistema, é possível reformular a Figura 22 de acordo com a Figura 23:

Figura 23 – Malhas de controle das correntes do rotor com as funções de transferência do sistema.



Fonte: elaborado pelo autor.

As Funções de Transferência de Malha Aberta (FTMA) para as malhas de controle das correntes  $i_{rd}^s$  e  $i_{rq}^s$  são similares, sendo definidas pela expressão:

$$G_{oI}(s) = G_{pii}G_v(s)G_i(s) = \left( \frac{K_{ii}}{s} \left( \frac{K_{pi}}{K_{ii}} s + 1 \right) \right) \left( \frac{1}{(T_v s + 1)} \right) \left( \frac{\frac{1}{r_{sr}}}{\left( \frac{\sigma l_r}{r_{sr}} s + 1 \right)} \right) \quad (2.73)$$

Escolhendo a relação  $K_{pi}/K_{ii} = \sigma l_r/r_{sr}$ , isto é, fazendo com que o zero do controlador cancele o polo da função de transferência da máquina, é possível simplificar a FTMA descrita pela Equação (2.73) como:

$$G_{oI}(s) = \frac{K_{ii}/r_{sr}}{s(T_v s + 1)} \quad (2.74)$$

A Função de Transferência de Malha Fechada (FTMF) das malhas de controle das correntes é definida pela expressão:

$$G_{fI}(s) = \frac{G_{oI}(s)}{G_{oI}(s) + 1} = \frac{K_{ii}/r_{sr}}{T_v s^2 + s + (K_{ii}/r_{sr})} \quad (2.75)$$

Os ganhos do controlador são calculados de modo a obter polos reais e idênticos, resultando nas expressões:

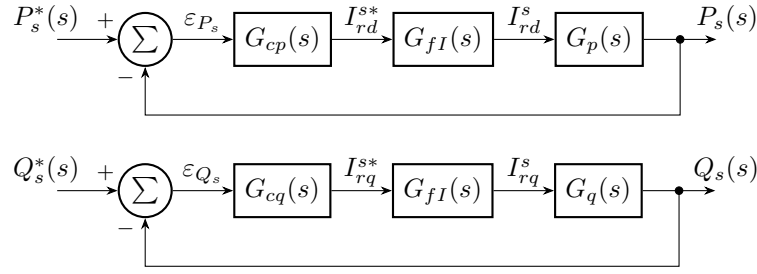
$$K_{ii} = \frac{r_{sr}}{4T_v} \quad (2.76)$$

$$K_{pi} = K_{ii} \frac{\sigma l_r}{r_{sr}} = \frac{\sigma l_r}{4T_v} \quad (2.77)$$

#### 2.4.2 Malha externa de controle de potência

Na construção da malha externa de potência, o objetivo é relacionar as potências ativas e reativas no estator da máquina com as correntes no rotor. Sendo assim, é possível construir a malha de controle conforme ilustrado na Figura 24.

Figura 24 – Malhas de controle das potências no estator.



Fonte: elaborado pelo autor.

As expressões das potências ativa e reativa no estator da máquina podem ser definidas no referencial da tensão do estator de acordo com (ANAYA-LARA et al., 2009; QIAO et al., 2008; GARCIA-SANZ; HOUPIS, 2012):

$$P_s = v_{sd}^v i_{sd}^v + v_{sq}^v i_{sq}^v \quad (2.78)$$

$$Q_s = v_{sq}^v i_{sd}^v - v_{sd}^v i_{sq}^v \quad (2.79)$$

Como os eixos  $dq$  estão alinhados com o eixo referencial da tensão do estator, de tal forma que a componente do vetor tensão do estator no eixo em quadratura é nula, e a tensão do eixo direto é dependente da magnitude do valor *rms* da tensão do estator. É possível definir as seguintes relações (PETERSSON; HARNEFORS; THIRINGER, 2004; QIAO et al., 2008):

$$v_{sd}^v = \sqrt{3}V_s \quad (2.80)$$

$$v_{sq}^v = 0 \quad (2.81)$$

Onde  $V_s$  representa o valor *rms* da tensão de fase trifásica aplicada no estator. Substituindo a relação definida pela Equação (2.81) nas Equações (2.78) e (2.79), tem-se:

$$P_s = v_{sd}^v i_{sd}^s \quad (2.82)$$

$$Q_s = -v_{sd}^v i_{sq}^s \quad (2.83)$$

Substituindo as expressões das correntes do estator definidas pela Equação (2.53), nas Equações (2.82) e (2.83), tem-se:

$$P_s = v_{sd}^v \left( \frac{1}{l_s} \lambda_{sd}^s - \frac{l_m}{l_s} i_{rd}^s \right) = \frac{v_{sd}^v \lambda_{sd}^s}{l_s} - \frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} i_{rd}^s \quad (2.84)$$

$$Q_s = -v_{sd}^v \left( \frac{1}{l_s} \lambda_{sq}^s - \frac{l_m}{l_s} i_{rq}^s \right) = -\frac{v_{sd}^v \lambda_{sq}^s}{l_s} + \frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} i_{rq}^s \quad (2.85)$$

Como o valor da tensão  $v_{sd}^v$  e o fluxo estatórico  $\lambda_{sd}^s$  são constantes em regime permanente, é possível compensar a parte das equações que dependem desses termos

através do controlador. Por consequência, é possível aproximar as expressões da potência ativa e reativa da máquina, definidas pelas Equações (2.84) e (2.85) como:

$$P_s = -\frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} i_{rd}^s \quad (2.86)$$

$$Q_s = \frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} i_{rq}^s \quad (2.87)$$

Aplicando a Transformada de Laplace nas Equações (2.86) e (2.87), tem-se:

$$G_p(s) = G_q(s) = \frac{P_s(s)}{I_{rd}^s(s)} = \frac{Q_s(s)}{I_{rq}^s(s)} = \frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} \quad (2.88)$$

As funções de transferência dos controladores das potências são descritas por:

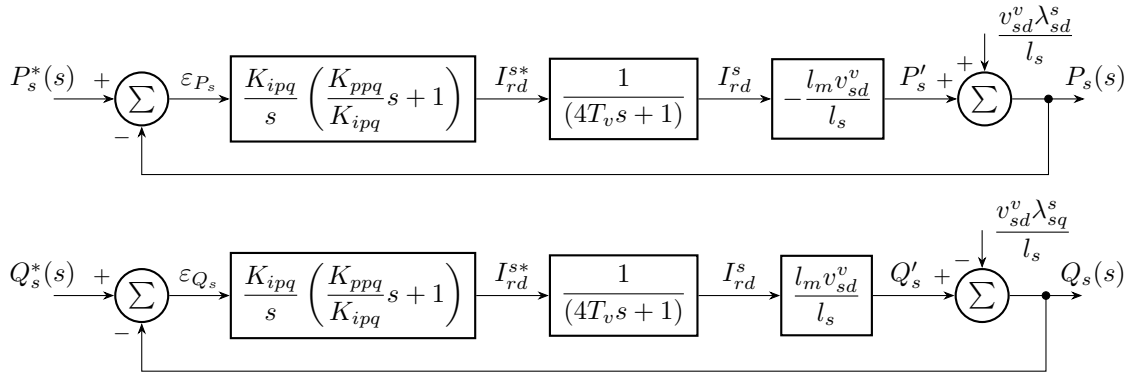
$$G_{cp} = G_{cq} = \frac{K_{ipq}}{s} \left( \frac{K_{ppq}}{K_{ipq}} s + 1 \right) \quad (2.89)$$

A FTMF de segunda ordem das malhas de controle das correntes, definida pela Equação (2.75), pode ser aproximada por uma função de primeira ordem desrita por (JACOBINA, 2005):

$$G_{fI} = \frac{1}{(2T_v s + 1)^2} \approx \frac{1}{(4T_v s + 1)} \quad (2.90)$$

De posse de todas as expressões das funções de transferência do sistema, é possível reformular a Figura 24 de acordo com a Figura 25:

Figura 25 – Malhas de controle das potências no estator com as funções de transferência do sistema.



Fonte: elaborado pelo autor.

As FTMA das malhas de controle das potências são definidas pela expressão:

$$\begin{aligned} G_{oP}(s) &= G_{oQ}(s) = G_{cpq} G_{fI}(s) G_{pq}(s) \\ &= \left( \frac{K_{ipq}}{s} \left( \frac{K_{ppq}}{K_{ipq}} s + 1 \right) \right) \left( \frac{1}{(4T_v s + 1)} \right) \left( \frac{l_m v_{sd}^v}{l_s} \right) \\ &= \frac{v_{sd}^v l_m}{l_s} \frac{K_{ppq} s + K_{ipq}}{4T_v s^2 + s} \end{aligned} \quad (2.91)$$

A Função de Transferência de Malha Fechada (FTMF) das malhas de controle das potências é definida pela expressão:

$$G_{fP}(s) = G_{fQ}(s) = \frac{l_m v_{sd}^v K_{ppq} s + l_m v_{sd}^v K_{ipq}}{4l_s T_v s^2 + (l_m v_{sd}^v K_{ppq} + l_s) s + l_m v_{sd}^v K_{ipq}} \quad (2.92)$$

Reorganizando a Equação (2.92) de modo a fazer o denominador da expressão apresentar uma forma semelhante à do polinômio característico de um sistema de segunda ordem, na forma  $s^2 + 2\xi\omega_s + \omega^2$ :

$$G_{fP}(s) = G_{fQ}(s) = \frac{\frac{l_m v_{sd}^v K_{ppq} s + l_m v_{sd}^v K_{ipq}}{4l_s T_v}}{s^2 + \frac{l_m v_{sd}^v K_{ppq} + l_s}{4l_s T_v} s + \frac{l_m v_{sd}^v K_{ipq}}{4l_s T_v}} \quad (2.93)$$

A partir da Equação (2.93), é definida a frequência natural de oscilação do sistema e representada em função de  $K_{ipq}$ :

$$\omega = \sqrt{\frac{l_m v_{sd}^v K_{ipq}}{4l_s T_v}} \quad (2.94)$$

$$K_{ipq} = \frac{4l_s T_v \omega^2}{l_m v_{sd}^v} \quad (2.95)$$

Ainda a partir da Equação (2.93), é possível definir o fator de amortecimento do sistema a partir da expressão do polinômio característico e das Equações (2.94) e (2.95), e representa-lo em função de  $K_{ppq}$ :

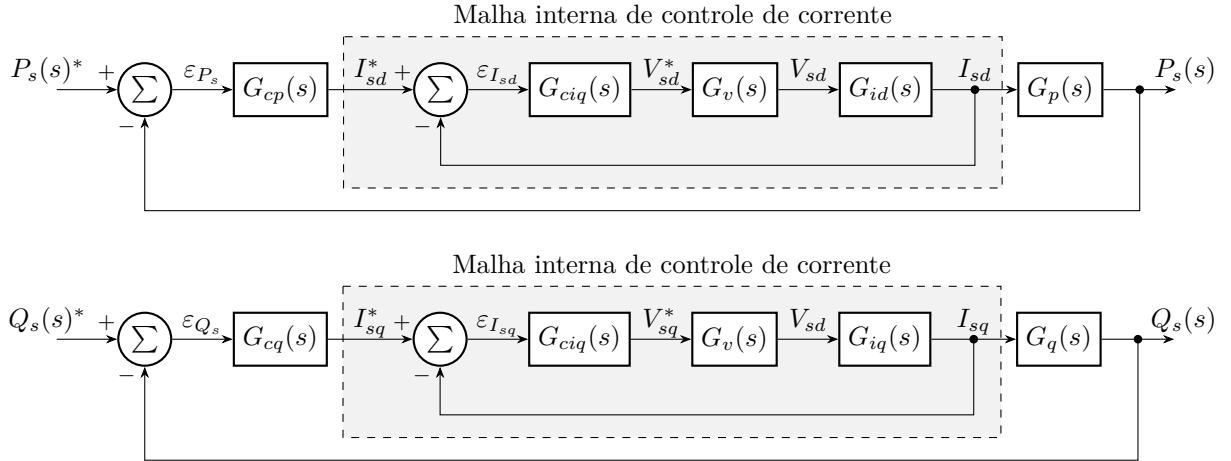
$$\xi = \frac{\frac{l_m v_{sd}^v K_{ppq} + l_s}{4l_s T_v}}{2\omega} = \frac{l_m v_{sd}^v K_{ppq} + l_s}{8\omega l_s T_v} \quad (2.96)$$

$$K_{ppq} = \frac{1}{l_m v_{sd}^v} (8l_s T_v \xi \omega - l_s) \quad (2.97)$$

A representação completa das malhas de controle do sistema, incluindo as malhas internas de controle das correntes rotóricas, pode ser vista na Equação (26). É possível notar que a compensação das potências foi omitida, já que é razoável supor que o controlador é robusto o suficiente para visualizar aqueles termos como perturbações ao sistema.

O ajuste dos ganhos dos controladores que atuam em sistemas com máquinas, não é trivial. Em geral, é necessário conhecimento a respeito do comportamento dinâmico do sistema para fazer este ajuste. O projeto dos ganhos dos controladores aqui desenvolvido não tem por objetivo apresentar parâmetros otimizados para funcionamento do sistema, mas sim fornecer valores iniciais para o ajuste dos controladores. Neste trabalho, como foi visto, a opção foi por estimar os ganhos a partir do método de cancelamento de polos para as malhas internas de corrente, e a partir de parâmetros como o fator de amortecimento

Figura 26 – Representação completa das malhas de controle do sistema.



Fonte: elaborado pelo autor.

para as malhas externas de potência. O controle em cascata desenvolvido funciona de modo que a malha interna tenha atuação muito mais rápida que a malha externa. Neste caso, deve-se ter o cuidado de selecionar a frequência natural de oscilação da malha externa de forma que esta seja muito mais lenta que a malha interna, em geral, em torno de algumas unidades de Hz.

## 2.5 DETECÇÃO DA POSIÇÃO DO ROTOR SEM USO DE SENSOR

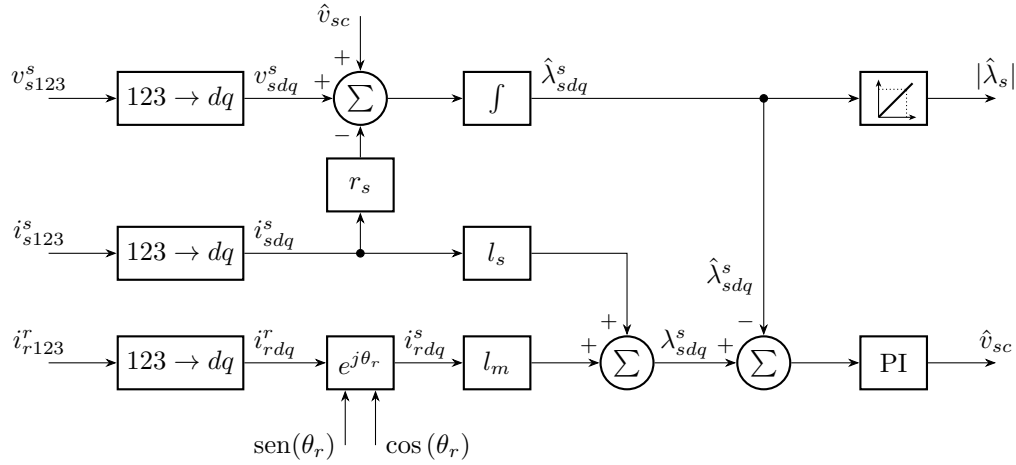
A determinação da posição do rotor é essencial para a implementação de sistemas de controle em sistemas de geração de velocidade variável. Estas informações são adquiridas, geralmente, através de sensores de velocidade fixados diretamente sobre o eixo do gerador. Em sistema de geração de energia eólica, uma grande distância física separa o gerador do sistema de controle dos conversores de potência, tornando o sistema mais susceptível à interferências. Além do mais, problemas relacionados ao alinhamento do sensor, à confiabilidade e aumento do custo e manutenção incentivam o estudo de técnicas de detecção da posição do rotor sem a necessidade de sensores (DATTA; RANGANATHAN, 2001a; DATTA; RANGANATHAN, 2001b).

De modo a viabilizar a aquisição dos resultados experimentais deste trabalho, visto que a bancada experimental não dispunha de sistema de medição de velocidade, um método de estimação da posição do rotor foi desenvolvido. Esta técnica foi baseada no artigo proposto por Datta e Ranganathan (2001b), onde a corrente de magnetização do estator é estimada em malha aberta, fornecendo resultados que apresentam um pequeno erro em regime permanente. Nesta dissertação, a opção foi utilizar um estimador de fluxo estatístico em malha fechada. Este tipo de estrutura torna o sistema mais dependente dos parâmetros da máquina, mas fornece resultados menos suscetíveis a erros.

### 2.5.1 Observador do fluxo estatórico

O observador do fluxo estatórico utilizado foi proposto por Lascu et al. (2013). Neste artigo são estudados diversos métodos para estimar fluxos estatórico e rotórico. A estratégia escolhida para ser utilizada foi a que utiliza um observador do fluxo estatórico paralelo. Seu diagrama de blocos é ilustrado pela Figura 27.

Figura 27 – Diagrama de blocos para o estimador do fluxo no estator.



Fonte: adaptado de Lascu et al. (2013).

Utilizando as matrizes de transformação definidas nas Equações (2.18) e (2.19) (com  $\delta_g = 0$ ), são calculadas as componentes  $dq$  da tensão no estator ( $v_{sd}^s, v_{sq}^s$ ), das correntes no estator ( $i_{sd}^s, i_{sq}^s$ ) e das correntes no rotor ( $i_{rd}^r, i_{rq}^r$ ). Estas grandezas são utilizadas para calcular ( $\lambda_{sd}^s, \lambda_{sq}^s$ ) e estimar ( $\hat{\lambda}_{sd}^s, \hat{\lambda}_{sq}^s$ ) o fluxo estatórico.

As componentes  $dq$  do fluxo no estator podem ser calculadas a partir do vetor complexo do fluxo no estator definido pela Equação (2.35):

$$\lambda_{sd}^s = l_s i_{sd}^s + l_m i_{rd}^r \quad (2.98)$$

$$\lambda_{sq}^s = l_s i_{sq}^s + l_m i_{rq}^r \quad (2.99)$$

Para isto, a informação da posição do estator é necessária para transformar as correntes do estator no referencial rotórico para o referencial síncrono. Os valores de  $\cos(\theta_s)$  e  $\sin(\theta_s)$  podem ser determinados através das tensões estatóricas a partir de:

$$\cos(\hat{\theta}_s) = \frac{v_{sd}^s}{|v_s|} \quad (2.100)$$

$$\sin(\hat{\theta}_s) = \frac{v_{sq}^s}{|v_s|} \quad (2.101)$$

Já as componentes  $dq$  estimadas do fluxo do estator podem ser obtidas através de

um integrador, que retira um possível nível DC na medição do fluxo do estator. Tem-se:

$$\hat{\lambda}_{sd}^s = \int (v_{sd}^s - r_s i_{sd}^s + \hat{v}_{scd}) dt \quad (2.102)$$

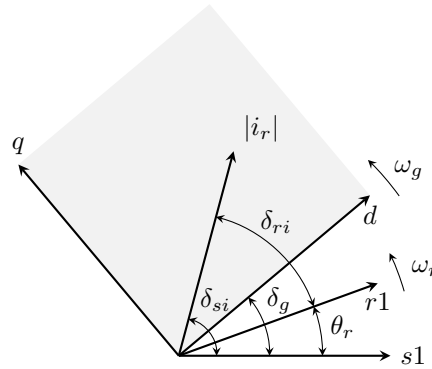
$$\hat{\lambda}_{sq}^s = \int (v_{sq}^s - r_s i_{sq}^s + \hat{v}_{scq}) dt \quad (2.103)$$

A entrada do controlador PI é o erro entre as componentes  $dq$  do fluxo estimado e do fluxo medido:  $\lambda_{sd}^s - \hat{\lambda}_{sd}^s$  e  $\lambda_{sq}^s - \hat{\lambda}_{sq}^s$ . Já as tensões  $\hat{v}_{scd}$  e  $\hat{v}_{scq}$  são obtidas na saída do controlador PI e são realimentadas no cálculo da estimação do fluxo.

### 2.5.2 Estimação da posição rotórica

A posição do rotor ( $\theta_r$ ) será determinada a partir da subtração dos ângulos entre o vetor da corrente do rotor em relação ao eixo do estator, definido como  $\delta_{si}$ , e em relação ao eixo do rotor, definido como  $\delta_{ri}$ . Estes ângulos são ilustrados pelo diagrama vetorial da Figura 28.

Figura 28 – Diagrama vetorial instantâneo.



Fonte: elaborado pelo autor.

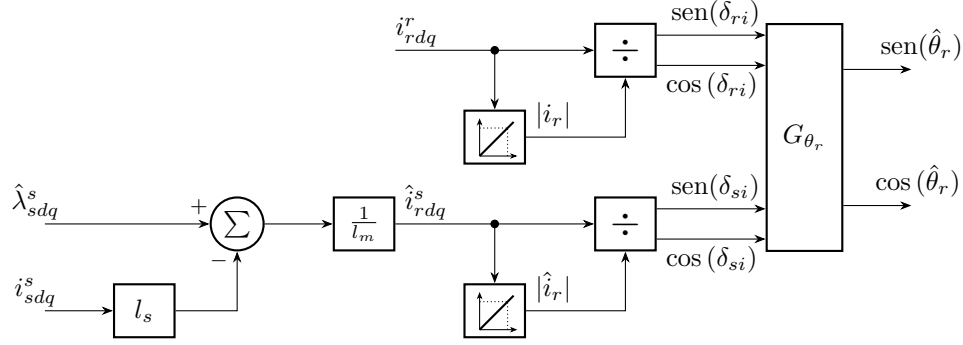
Analisando a Figura 28, é possível definir a posição do rotor como:

$$\theta_r = \delta_{si} - \delta_{ri} \quad (2.104)$$

O diagrama de blocos para o estimador de posição implementado é ilustrado pela Figura 29. Para obter o ângulo do vetor corrente e em relação ao eixo do rotor ( $\delta_{ri}$ ), é necessário que as correntes do rotor ( $i_{r1}^r, i_{r2}^r, i_{r3}^r$ ) sejam transformadas para o modelo  $dq$  através da matriz de transformação definida pela Equação (2.21), resultando nas correntes do rotor no referencial do rotor ( $i_{rd}^r, i_{rq}^r$ ). A partir destas grandezas, é possível encontrar o módulo do vetor corrente do rotor a partir de:

$$|i_r| = \sqrt{(i_{rd}^r)^2 + (i_{rq}^r)^2} \quad (2.105)$$

Figura 29 – Diagrama de blocos para o estimador de posição do rotor.



Fonte: elaborado pelo autor.

A seguir, os valores de  $\cos(\delta_{ri})$  e  $\sin(\delta_{ri})$  são calculados a partir de:

$$\cos(\delta_{ri}) = \frac{i_{rd}^r}{|i_r|} \quad (2.106)$$

$$\sin(\delta_{ri}) = \frac{i_{rq}^r}{|i_r|} \quad (2.107)$$

Já as componentes  $dq$  da corrente no rotor na referencial síncrono são obtidas a partir das correntes medida ( $i_{sd}^s$ ,  $i_{sq}^s$ ) e do estimador de fluxo apresentado na subseção anterior ( $\hat{\lambda}_{sd}^s$ ,  $\hat{\lambda}_{sq}^s$ ). Reorganizando a Equação (2.35) de modo a isolar as correntes do rotor, têm-se:

$$\hat{i}_{rd}^s = \frac{1}{l_m} (\hat{\lambda}_{sd}^s - i_{sd}^s l_s) \quad (2.108)$$

$$\hat{i}_{rq}^s = \frac{1}{l_m} (\hat{\lambda}_{sq}^s - i_{sq}^s l_s) \quad (2.109)$$

Das Equações (2.108) e (2.109) o módulo do vetor corrente do rotor é calculado:

$$|\hat{i}_r| = \sqrt{(\hat{i}_{rd}^s)^2 + (\hat{i}_{rq}^s)^2} \quad (2.110)$$

A seguir, os valores de  $\cos(\delta_{si})$  e  $\sin(\delta_{si})$  são calculados a partir de:

$$\cos(\delta_{si}) = \frac{\hat{i}_{rd}^s}{|\hat{i}_r|} \quad (2.111)$$

$$\sin(\delta_{si}) = \frac{\hat{i}_{rq}^s}{|\hat{i}_r|} \quad (2.112)$$

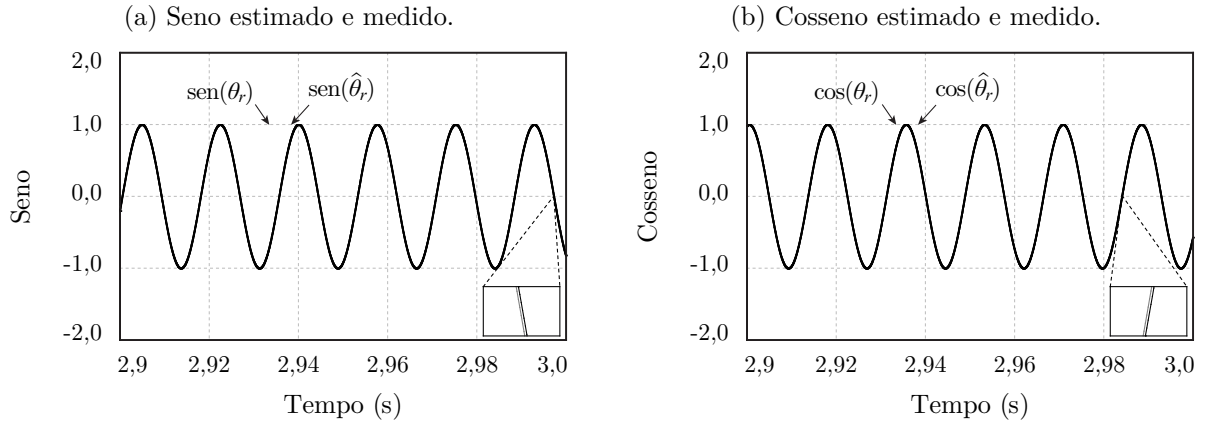
Finalmente, os vetores unitários relativos à posição do rotor podem ser calculados a partir das expressões (DATTA; RANGANATHAN, 2001b):

$$\begin{aligned} \cos(\hat{\theta}_r) &= \cos(\delta_{si} - \delta_{ri}) \\ &= \cos(\delta_{si}) \cos(\delta_{ri}) + \sin(\delta_{si}) \sin(\delta_{ri}) \end{aligned} \quad (2.113)$$

$$\begin{aligned} \sin(\hat{\theta}_r) &= \sin(\delta_{si} - \delta_{ri}) \\ &= \sin(\delta_{si}) \cos(\delta_{ri}) - \sin(\delta_{ri}) \cos(\delta_{si}) \end{aligned} \quad (2.114)$$

A Figura 30 apresenta resultados de simulação comparando os valores do seno e do cosseno da posição do rotor estimados ( $\text{sen}(\hat{\theta}_r)$ ,  $\text{cos}(\hat{\theta}_r)$ ) e calculados a partir da medição de velocidade ( $\text{sen}(\theta_r)$ ,  $\text{cos}(\theta_r)$ ). É possível notar que os valores estimados coincidem com os valores calculados a partir da medição, apresentando uma defasagem entre 3 e 4  $\mu\text{s}$ .

Figura 30 – Seno e cosseno estimado ( $\hat{\theta}_r$ ) e medido ( $\theta_r$ ) da posição do rotor.



Fonte: resultados de simulação.

### 2.5.3 Estimação de velocidade

Em sistemas de conversão de energia eólica onde são implementados algoritmos de MPPT, a referência de potência ativa é gerada, normalmente, a partir da velocidade do rotor ( $\omega_r$ ). Esta grandeza pode ser estimada através da posição do rotor ( $\theta_r$ ) através de:

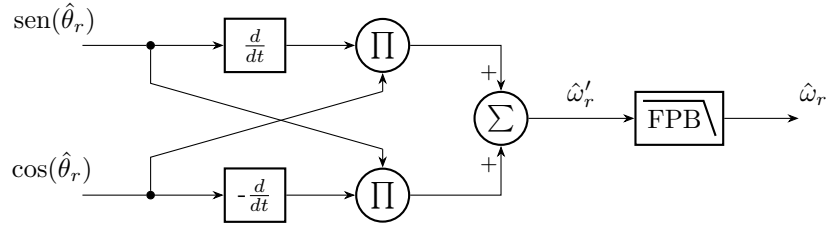
$$\hat{\omega}_r = \frac{d}{dt} \hat{\theta}_r \quad (2.115)$$

Este método, porém, necessita que a posição do rotor seja extraída do  $\text{sen}(\theta_r)$  e  $\text{cos}(\theta_r)$  estimados, através da utilização de funções trigonométrica inversas. Para evitar o esforço computacional decorrente desta operação, foi utilizado o método apresentado por Datta e Ranganathan (2001b) para estimar velocidade, conforme a expressão:

$$\hat{\omega}'_r = \cos \hat{\theta}_r \frac{d}{dt} \text{sen} \hat{\theta}_r - \text{sen} \hat{\theta}_r \frac{d}{dt} \cos \hat{\theta}_r \quad (2.116)$$

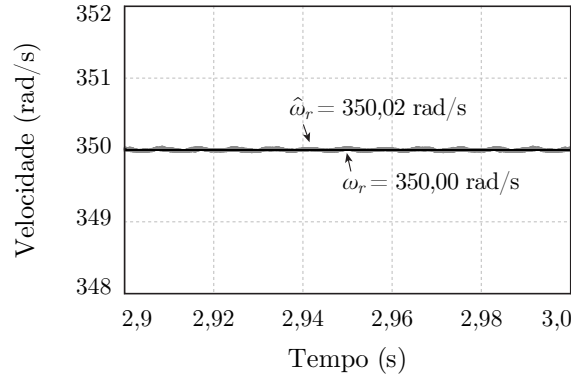
Através deste método, a velocidade estimada é obtida através da diferenciação conjunta dos seno e cosseno da posição do rotor. Estas operações de diferenciação contribuem para o aparecimento de ruído, que pode ser minimizado através de um Filtro Passa-Baixas (FPB). O estimador de velocidade implementado é ilustrado pela Figura 31.

Figura 31 – Diagrama de blocos para o estimador de velocidade.



Fonte: adaptado de Datta e Ranganathan (2001b).

A Figura 32 apresenta resultados de simulação comparando a velocidade medida através de um sensor de velocidade ( $\omega_r$ ) e a velocidade estimada através do método proposto em Datta e Ranganathan (2001b) ( $\hat{\omega}_r$ ). Os resultados mostram um valor estimado muito próximo ao valor medido.

Figura 32 – Velocidade medida ( $\omega_r$ ) e estimada ( $\hat{\omega}_r$ ) no gerador.

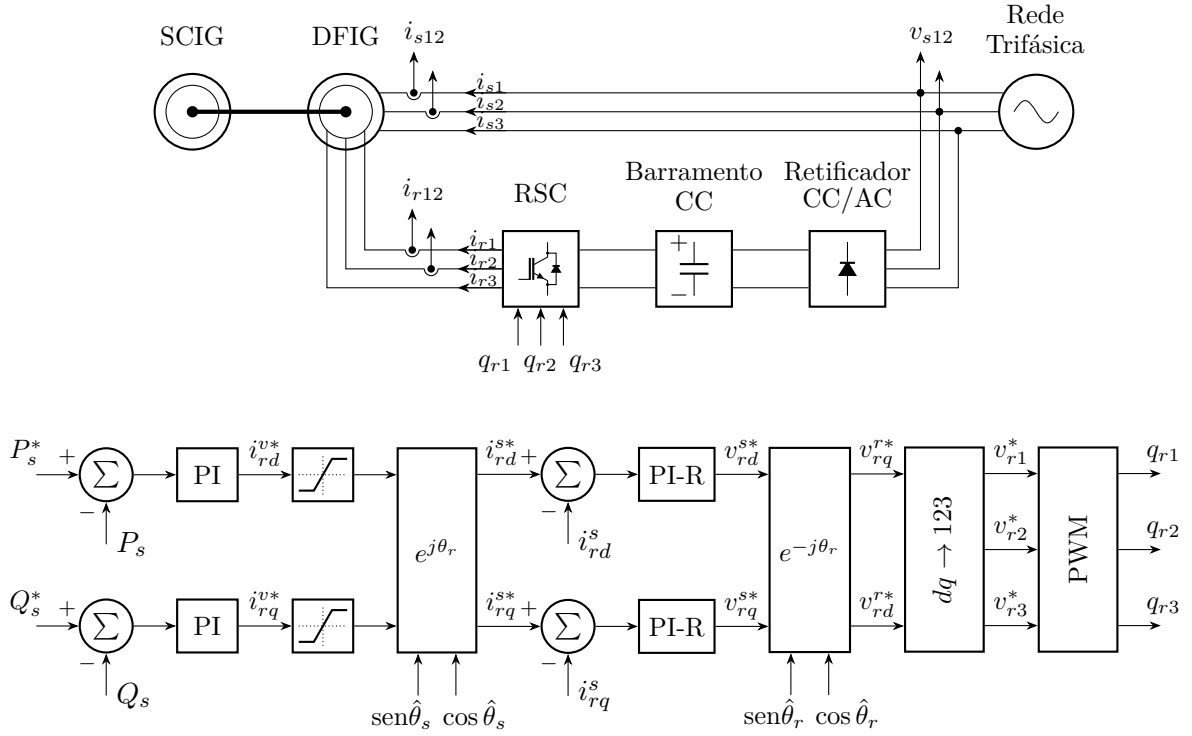
Fonte: resultados de simulação.

## 2.6 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Com a finalidade de verificar o funcionamento da estratégia de controle da potência ativa e reativa desenvolvida, bem como do estimador de posição e velocidade do rotor, foi executado um experimento conforme Figura 33. Esta é uma montagem simplificada das topologias propostas. Nesta configuração, ao invés de usar um conversor CA-CC-CA para converter a tensão monofásica em tensões trifásicas, as tensões no estator do DFIG são fornecidas diretamente pela rede elétrica trifásica. Por ora, ainda visando a simplificação do sistema, foi utilizado um retificador trifásico a diodo para alimentar o barramento CC ligado ao conversor RSC. Desde que o circuito do rotor não forneça potência ao sistema, isto é, que o DFIG opere em modo subsíncrono enquanto gerador, esta configuração é suficiente para realizar os testes de desempenho desejados.

A montagem experimental é baseada no DSP TMS320F28335. Foram usados quatro sensores de corrente para medir  $i_{s12}$  e  $i_{r12}$ , além de dois sensores de tensão para medir  $v_{s12}$ . As correntes  $i_{s3}$  e  $i_{r3}$  e a tensão  $v_{s3}$  foram estimadas assumindo que estas grandezas

Figura 33 – Diagrama da montagem experimental para verificação da estratégia de controle.



Fonte: elaborado pelo autor.

são equilibradas. Foi utilizado um DFIG de 0,56 kW (220 V/60 Hz), com seus terminais ligados em delta, com parâmetros:  $r_s = 15,1 \Omega$ ,  $l_s = 39,9 \text{ mH}$ ,  $r_r = 6,22 \Omega$ ,  $l_r = 39,9 \text{ mH}$ ,  $l_m = 523,8 \text{ mH}$ . A máquina que fornece o conjugado de entrada no sistema é um motor de indução de 0,55 kW acoplado diretamente ao eixo do DFIG. Mais informações a respeito da montagem podem ser lidas no Capítulo 5, que trata dos resultados experimentais de forma mais completa.

Na Figura 34 são apresentados resultados experimentais. As referências para o controle das potências do estator foram ajustadas de modo que a máquina opere com fator de potência unitário, com  $Q_s^* = 0 \text{ Var}$ . Com relação à potência ativa, foi inserido um degrau de referência que varia de  $P_s^* = 0 \text{ W}$  à  $P_s^* = -500 \text{ W}$ . Foram observadas janelas de tempo de 3 s e de 100 ms, dependendo da dinâmica da variável observada.

Na Figura 34(a) é mostrado o comportamento do conjugado elétrico ( $c_e$ ), calculado através da Equação (2.37). É possível notar que para  $P_s^* = 0 \text{ W}$  o sistema opera com conjugado nulo, isto é, não há energia sendo gerada. Após o degrau na referência da potência, o valor do conjugado passa a ser  $-0,95 \text{ N}\cdot\text{m}$ . Em ambos os momentos, o sistema opera com conjugado constante. Na Figura 34(b) é mostrado o comportamento da velocidade, estimada a partir do método apresentado na subseção 2.5.3. A velocidade de  $372,87 \text{ rad/s}$  é imposta pela máquina primária no primeiro momento, passando à  $355,62 \text{ rad/s}$  quando a referência de potência muda. Os valores ficam próximos às medições obtidas com um tacômetro de eixo:  $374,06 \text{ rad/s}$  (3572 rpm) no primeiro momento, e  $356,57 \text{ rad/s}$  (3405

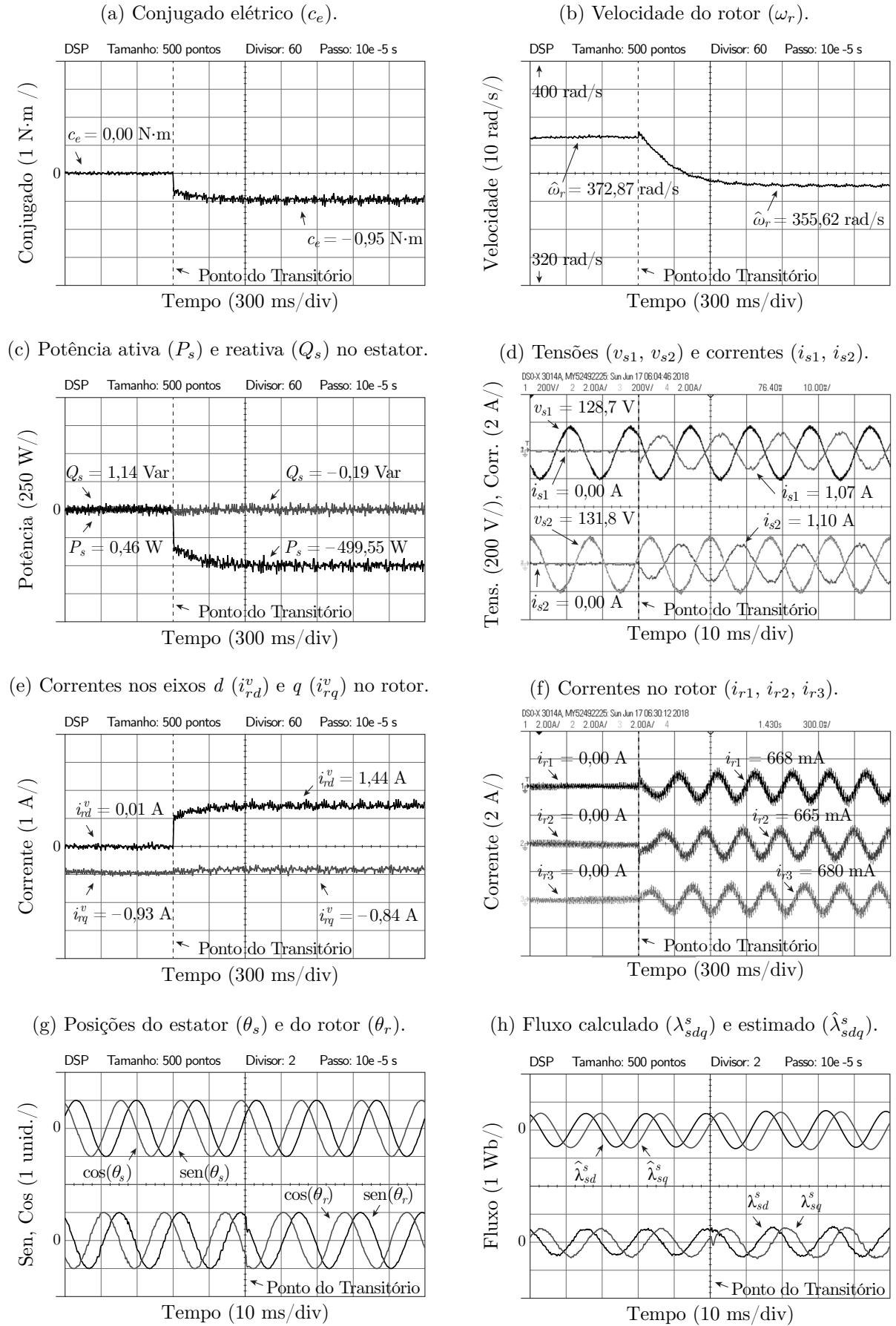
rpm) no segundo momento.

Na Figura 34(c) são mostrados os comportamentos das potências ativa e reativa nos terminais do estator do gerador, calculadas a partir das Equações (2.78) e (2.79). É possível perceber que as potências seguem seus valores de referência, com  $Q_s = 1,14$  Var e  $P_s = 0,46$  W no primeiro momento, e  $Q_s = -0,19$  Var e  $P_s = -499,55$  W no segundo momento. Na Figura 34(d) são exibidas as formas de onda para as tensões ( $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ) e correntes ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ) nas fases 1 e 2 do estator. As tensões, já que são fornecidas pela rede elétrica, não se alteram, apresentando valor de 128,7 V e 131,8 V *rms*. Já as correntes passam de um valor nulo para 1,07 A e 1,10 A no primeiro momento após o transitório, assumindo os valores de 1,24 A e 1,33 A em regime permanente. A defasagem de 180° entre as tensões e as correntes sugerem que a máquina está operando como gerador e fator de potência unitário.

Na Figura 34(e) são mostradas as componentes  $dq$  das correntes no rotor. Apesar das correntes terem sido controladas no referencial estacionário, foram observadas as formas de onda no referencial da tensão no estator que, devido a sua natureza constante, tornam a visualização mais intuitiva. No primeiro momento:  $i_{rd}^v = 0,01$  A e  $i_{rq}^v = -0,93$  A. No segundo momento:  $i_{rd}^v = 1,44$  A e  $i_{rq}^v = -0,84$  A. É possível perceber que a componente  $i_{rd}^v$  da corrente do rotor reage ao degrau efetuado no controle da potência ativa, enquanto a componente  $i_{rq}^v$  responde à potência reativa, confirmando o modelo definido pelas Equações (2.84) e (2.85). A pequena variação no valor de  $i_{rq}^v$  após o transitório indica que o desacoplamento das componentes de corrente do rotor não é perfeito, já que a referência para o controle de potência reativa não muda. Apesar disso, o sistema de controle e estimação da velocidade opera satisfatoriamente. Na Figura 34(f) são mostradas as correntes no rotor. No primeiro momento, como o sistema opera em velocidades próximas da velocidade síncrona, as correntes assumem valor nulo, provando que o estimador de posição do rotor é capaz de operar nesta região. Os valores das correntes passam de um valor nulo para 668 mA, 665 mA e 680 mA em regime permanente.

Na Figura 34(g) são mostrados o seno e cosseno da posição do estator ( $\hat{\theta}_s$ ), estimados a partir das Equações (2.100) e (2.101), e o seno e cosseno da posição do rotor ( $\hat{\theta}_r$ ), estimados a partir das Equações (2.113) e (2.114). Ambas as medições mostram grandezas com valor senoidal constante e defasados em 90°. É possível perceber uma pequena perturbação nos valores estimados para a posição do rotor quando ocorre o transitório. Na Figura 34(h) são mostrados os fluxos no estator calculados ( $\lambda_{sd}^s$ ,  $\lambda_{sq}^s$ ) a partir das Equações (2.98) e (2.99) e estimados ( $\hat{\lambda}_{sd}^s$ ,  $\hat{\lambda}_{sq}^s$ ) a partir das Equações (2.102) e (2.103). Nota-se que as grandezas estão em quadratura e o observador do fluxo remove as distorções dos valores calculados, sem apresentar nível CC.

Figura 34 – Resultados experimentais para verificação da estratégia de controle.



Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

## 2.7 CONCLUSÃO

Neste capítulo foi apresentada a modelagem de uma máquina trifásica de forma genérica, sendo posteriormente aplicada a modelagem do DFIG. A partir do modelo encontrado, foram desenvolvidas as equações que definem a dinâmica do gerador, a fim de implementar a estratégia de controle FOC. O modelo de controle foi desenvolvido, oferecendo um projeto simplificado para o cálculo dos ganhos dos controladores. Além do mais, foi apresentada uma técnica para estimar a posição do rotor sem o uso de sensores de velocidade. Através de resultados experimentais o modelo de controle desenvolvido foi testado, mostrando que o controle de potência ativa e reativa fornecida pelo estator da máquina é feito de forma desacoplada. Os resultados também mostram que o estimador de posição consegue operar mesmo em velocidades próximas a velocidade síncrona.

### 3 PROPOSTAS DE CONVERSORES PARA LIGAÇÃO DO DFIG À REDE MONOFÁSICA

#### 3.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentadas as topologias propostas para a ligação entre o DFIG e a rede monofásica. Inicialmente serão apresentados os modelos dos conversores bidirecionais monofásicos e trifásicos, sendo discutida a estratégia de Modulação por Largura de Pulso (*Pulse Width Modulation* - PWM) utilizada. Em seguida será feito o modelo do Conversor do Lado da Rede (GSC), do Conversor do Lado do Estator (SSC) e do conversor do Lado do Rotor (RSC) de cada uma das topologias. Ao final será feita a análise em regime permanente das topologias que apresentam um braço compartilhado entre os conversores, observando como o ângulo de sincronia entre os conversores afeta parâmetros como a corrente do braço compartilhado e a tensão de barramento CC.

#### 3.2 TOPOLOGIA 5B

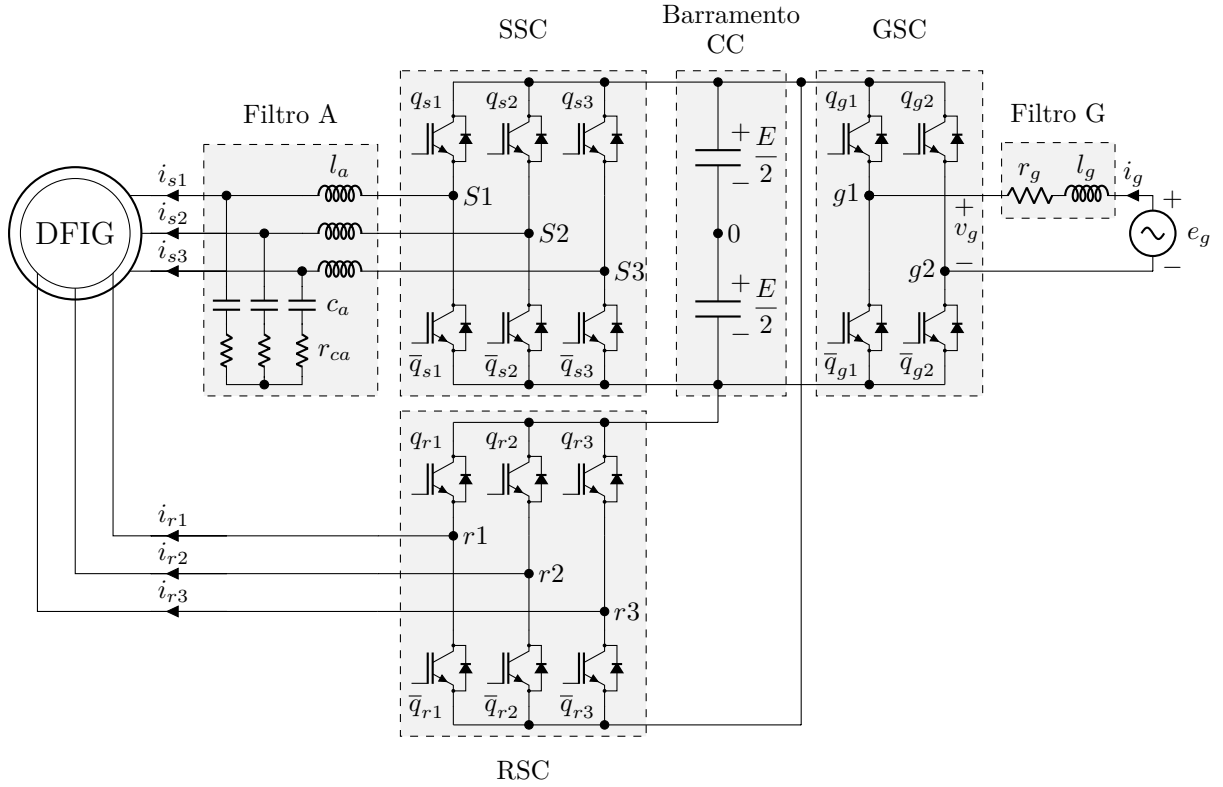
A primeira topologia apresentada será a 5B, como ilustrada na Figura 35. É possível perceber que existem três estruturas de conversores: o GSC, o SSC e o RSC. Enquanto o RSC faz o controle da potência ativa e reativa fornecida pelo gerador, os conversores GSC e SSC formam um conversor CA-CC-CA, que converte a tensão de entrada da rede monofásica em tensões trifásicas que alimentam a máquina. A modelagem e as estratégias PWM e de controle para cada um desses conversores serão discutidas a seguir.

##### 3.2.1 Modelo dos conversores e estratégia PWM

A conexão de geradores elétricos à rede elétrica exige o uso de conversores bidirecionais de potência. Isto é necessário, principalmente nas topologias propostas onde é prevista a ligação de cargas trifásicas nos terminais do estator da máquina, pois a potência fornecida pelo gerador pode não ser suficiente para suprir a potência requerida pelas cargas. No caso do DFIG, é necessária a utilização de um conversor bidirecional conectado ao circuito do rotor, de modo a permitir a operação da máquina nos quatro quadrantes de operação. Isto é necessário pois, operando como gerador no modo supersíncrono, o circuito do rotor fornece potência ao sistema.

A técnica PWM mais amplamente utilizada no passado foi a modulação senoidal. Este método oferecia vantagens, como a facilidade de implementação e possibilidade da utilização de circuitos analógicos ou digitais para seu controle. Porém, esta técnica de modulação não considera a interação entre as fases no inversor trifásico e necessita da sincronização do sinal modulante com a portadora triangular e um alto número de comutações (DEL VALLE; RODRIGUEZ; CONTRERAS, 1991).

Figura 35 – Esquema completo da topologia 5B.



Fonte: elaborado pelo autor.

Com o aumento da capacidade computacional dos microprocessadores, se popularizaram técnicas que podem ser divididas em escalares, que operam com as tensões trifásicas por fase da máquina para se determinar as comutações das chaves; e vetoriais, que analisam o vetor tensão associado as tensões trifásicas (JACOBINA, 2005; DA SILVA; DOS SANTOS; JACOBINA, 2011). Neste trabalho foi escolhida a técnica conhecida como modulação escalar híbrida, devido a sua simplicidade de entendimento e implementação.

### 3.2.1.1 Conversor do Lado da Rede (GSC)

A conexão entre o GSC e a rede elétrica é realizada através de um filtro do tipo indutivo, denominado neste trabalho como Filtro G, com resistência  $r_g$  e indutância  $l_g$ . Este filtro garante que a corrente injetada na rede tenha baixa distorção, além de permitir que o conversor opere com tensão constante no barramento CC. A principal função deste conversor é controlar a tensão do barramento CC de forma independente da potência que flui para os outros conversores. Este conversor controla ainda as correntes que são inseridas na rede, sendo responsável pela qualidade da energia injetada na rede elétrica (CORRÊA, 2015). Observando a Figura 35, é possível definir:

$$e_g = r_g i_g + l_g \frac{di_g}{dt} + v_g \quad (3.1)$$

Onde

$$v_g = v_{g10} - v_{g20} \quad (3.2)$$

O GSC ilustrado na Figura 35 é um conversor monofásico bidirecional, ou também denominado conversor monofásico em ponte completa. Como é possível observar, a representação do banco de capacitores que compõe o barramento CC é feita através de dois capacitores com um ponto médio de ligação 0. Além disso, estão presentes duas fases com dois interruptores por fase, formando quatro chaves no total. No braço  $g1$  estão presentes as chaves  $q_{g1}$  e sua complementar  $\bar{q}_{g1}$ , sendo do mesmo modo para o braço  $g2$ . A tensão entre um terminal de saída do inversor ( $g1$  ou  $g2$ ) e o terminal 0 no centro do barramento CC é chamada tensão de polo ( $v_{g10}$  ou  $v_{g20}$ ), podendo assumir dois valores:  $-E/2$  ou  $E/2$ . A partir dos estados de condução das chaves, é possível encontrar as seguintes equações de polo do conversor:

$$v_{g10} = q_{g1} \frac{E}{2} - \bar{q}_{g1} \frac{E}{2} \quad (3.3)$$

$$v_{g20} = q_{g2} \frac{E}{2} - \bar{q}_{g2} \frac{E}{2} \quad (3.4)$$

As Equações (3.3) e (3.4) podem ser reescritas como:

$$v_{g10} = (2q_{g1} - 1) \frac{E}{2} \quad (3.5)$$

$$v_{g20} = (2q_{g2} - 1) \frac{E}{2} \quad (3.6)$$

Definindo  $v_g^*$  como a tensão de referência gerada pelo conversor:

$$v_g^* = v_{g10}^* - v_{g20}^* \quad (3.7)$$

É possível notar que apenas a Equação (3.7) não é suficiente para determinar as duas tensões de polo de referência do inversor. Deste modo, é possível definir uma tensão auxiliar  $v_x^*$ , definida por:

$$v_x^* = \frac{v_{g10}^* + v_{g20}^*}{2} \quad (3.8)$$

Organizando as Equações (3.7) e (3.8) na forma matricial, tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_g^* \\ v_x^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ 1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{g10}^* \\ v_{g20}^* \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

As tensões de polo de referência são definidas por:

$$v_{g10}^* = \frac{1}{2}v_g^* + v_x^* \quad (3.10)$$

$$v_{g20}^* = -\frac{1}{2}v_g^* + v_x^* \quad (3.11)$$

Os sinais usados para o chaveamento podem ser gerados comparando as tensões de polo de referência definidas pelas Equações (3.10) e (3.11) com uma forma de onda triangular de alta frequência. A tensão auxiliar de referência  $v_x^*$  pode ser determinada de forma arbitrária, desde que obedeça ao intervalo entre  $-E/2$  e  $E/2$ . De modo a satisfazer as condições de operação das tensões de polo, são definidas:

$$v_{x \max}^* = \frac{1}{2}E^* - v_{g \max}^* \quad (3.12)$$

$$v_{x \min}^* = -\frac{1}{2}E^* - v_{g \min}^* \quad (3.13)$$

Onde  $v_{g \max}^*$  e  $v_{g \min}^*$  são definidas por:

$$v_{g \max}^* = \max\left(\frac{v_g^*}{2}, -\frac{v_g^*}{2}\right) \quad (3.14)$$

$$v_{g \min}^* = \min\left(\frac{v_g^*}{2}, -\frac{v_g^*}{2}\right) \quad (3.15)$$

A tensão auxiliar  $v_x^*$  pode ser escrita em termos do fator de distribuição de roda livre ( $\mu$ ), definido em Jacobina (2005), conforme:

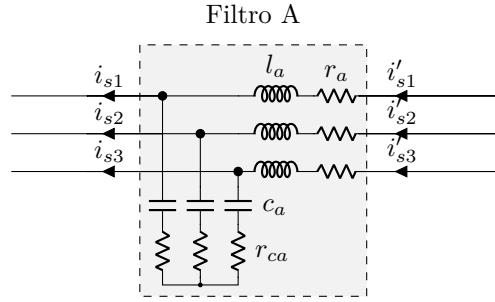
$$v_x^* = \mu v_{g \max}^* + (1 - \mu)v_{g \min}^* \quad (3.16)$$

A variação do valor do termo  $\mu$  tem como objetivo alterar o local do vetor nulo das tensões de polo. Os valores típicos do fator de roda livre são escolhidos em:  $\mu = 0$ , onde uma das tensões de polo é conectada ao negativo da tensão de barramento CC enquanto a outra fase é modulada;  $\mu = 1$ , onde uma das tensões de polo é conectada ao positivo da tensão de barramento CC enquanto a outra fase é modulada;  $\mu = 0,5$ , onde o tempo de comutação é igualmente distribuído entre o início e o final do intervalo de modulação. A configuração com  $\mu = 0,5$  é normalmente escolhida pois possibilita a redução dos valores de distorção das correntes de saída do inversor (DA SILVA; DOS SANTOS; JACOBINA, 2011).

### 3.2.1.2 Conversor do Lado do Estator (SSC)

A principal função do SSC é garantir tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante nos terminais do gerador. Visto que as tensões fornecidas pelo conversor são chaveadas, isto provoca o aparecimento de harmônicos múltiplos das frequências de chaveamento, que prejudicam a qualidade da energia gerada e podem prejudicar equipamentos que estejam conectados ao sistema (AMORIM, 2015). Como as topologias propostas neste trabalho preveem a ligação de cargas trifásicas nos terminais ao lado do estator do gerador, é necessário o projeto de um filtro LC para a minimização destes efeitos. O recorte do filtro utilizado é ilustrado pela Figura 36.

Figura 36 – Filtro LC conectado ao GSC.



Fonte: elaborado pelo autor.

Neste trabalho, este filtro será chamado de Filtro A. As resistências  $r_a$  e as indutâncias  $l_a$  são associadas às bobinas  $L_a$ . Já as resistências  $r_{ca}$ , em série com os capacitores  $c_a$ , são inseridas para aumentar o amortecimento do filtro (LISERRE; BLAABJERG; HANSEN, 2005). A inserção deste filtro provoca um atraso entre as tensões fornecidas pelo GSC e a máquina, motivando a inserção de uma malha controle das tensões fornecidas pelo GSC.

Desprezando a variação de tensão sobre o capacitor do filtro, é possível definir o modelo das tensões de saída do conversor SSC como:

$$v_{S1} = r_a i_{s1} + l_a \frac{di_{s1}}{dt} + v_{s1} \quad (3.17)$$

$$v_{S2} = r_a i_{s2} + l_a \frac{di_{s2}}{dt} + v_{s2} \quad (3.18)$$

$$v_{S3} = r_a i_{s3} + l_a \frac{di_{s3}}{dt} + v_{s3} \quad (3.19)$$

Com:

$$v_{S1} = v_{S10} - v_{s0} \quad (3.20)$$

$$v_{S2} = v_{S20} - v_{s0} \quad (3.21)$$

$$v_{S3} = v_{S30} - v_{s0} \quad (3.22)$$

Onde  $v_{S1}$ ,  $v_{S2}$  e  $v_{S3}$  são as tensões de saída do conversor,  $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ,  $v_{s3}$  são as tensões de linha do gerador e  $v_{S10}$ ,  $v_{S20}$  e  $v_{S30}$  são as tensões de polo e  $v_{s0}$  é a tensão do ponto comum das bobinas do estator da máquina e o ponto 0. Considerando que as tensões nos terminais do estator são equilibradas, é possível definir  $v_{s0}$  como:

$$v_{s0} = \frac{v_{S1} + v_{S2} + v_{S3}}{3} \quad (3.23)$$

De forma similar a como foi feito no GSC, analisando a estrutura do SSC da

Figura 35, as equações de polo do conversor podem ser definidas como:

$$v_{S10} = (2q_{s1} - 1) \frac{E}{2} \quad (3.24)$$

$$v_{S20} = (2q_{s2} - 1) \frac{E}{2} \quad (3.25)$$

$$v_{S30} = (2q_{s3} - 1) \frac{E}{2} \quad (3.26)$$

Definindo  $v_{S1}^*$ ,  $v_{S2}^*$  e  $v_{S3}^*$  como as tensões de referência do conversor, é possível escrever as tensões de polo de referência:

$$v_{S10}^* = v_{S1}^* + v_{s0}^* \quad (3.27)$$

$$v_{S20}^* = v_{S2}^* + v_{s0}^* \quad (3.28)$$

$$v_{S30}^* = v_{S3}^* + v_{s0}^* \quad (3.29)$$

É possível definir  $v_{s0}^*$  como uma tensão auxiliar independente, desde que obedeça ao intervalo entre  $-E/2$  e  $E/2$ . De modo a satisfazer as condições de operação das tensões de polo, são definidas:

$$v_{s0 \max}^* = \frac{1}{2} E^* - v_{s0 \max}^* \quad (3.30)$$

$$v_{s0 \min}^* = -\frac{1}{2} E^* - v_{s0 \min}^* \quad (3.31)$$

Onde  $v_{s0 \max}^*$  e  $v_{s0 \min}^*$  são definidas por:

$$v_{s0 \max}^* = \max(v_{S1}^*, v_{S2}^*, v_{S3}^*) \quad (3.32)$$

$$v_{s0 \min}^* = \min(v_{S1}^*, v_{S2}^*, v_{S3}^*) \quad (3.33)$$

A tensão auxiliar  $v_{s0}^*$  pode então ser escrita em termos do fator de distribuição de roda livre, conforme:

$$v_{s0}^* = \mu v_{s0 \max}^* + (1 - \mu) v_{s0 \min}^* \quad (3.34)$$

A escolha do valor de  $\mu$  segue as mesmas diretrizes comentadas na estratégia PWM para o conversor GSC.

### 3.2.1.3 Conversor do Lado do Rotor (RSC)

O RSC tem como principal função controlar os parâmetros de desempenho do DFIG, otimizando a potência extraída da turbina para diferentes velocidades do vento (CORRÊA, 2015). Seu modelo pode ser definido por:

$$v_{r1} = v_{r10} - v_{r0} \quad (3.35)$$

$$v_{r2} = v_{r20} - v_{r0} \quad (3.36)$$

$$v_{r3} = v_{r30} - v_{r0} \quad (3.37)$$

Onde  $v_{r1}$ ,  $v_{r2}$  e  $v_{r3}$  são as tensões do rotor do DFIG,  $v_{r10}$ ,  $v_{r20}$  e  $v_{r30}$  são as tensões de polo do conversor e  $v_{r0}$  é a tensão do ponto comum das bobinas do rotor da máquina e o ponto 0. Considerando que as tensões nos terminais do rotor são equilibradas, é possível definir  $v_{r0}$  como:

$$v_{r0} = \frac{v_{r1} + v_{r2} + v_{r3}}{3} \quad (3.38)$$

Definindo  $v_{r1}^*$ ,  $v_{r2}^*$  e  $v_{r3}^*$  como as tensões de referência do conversor, é possível escrever as tensões de polo de referência:

$$v_{r10}^* = v_{r1}^* + v_{r0}^* \quad (3.39)$$

$$v_{r20}^* = v_{r2}^* + v_{r0}^* \quad (3.40)$$

$$v_{r30}^* = v_{r3}^* + v_{r0}^* \quad (3.41)$$

A estratégia PWM deste conversor é idêntica àquela adotada no SSC, visto que ambos possuem a mesma estrutura. É possível definir então:

$$v_{r0 \max}^* = \frac{1}{2}E^* - v_{r0 \max}^* \quad (3.42)$$

$$v_{r0 \min}^* = -\frac{1}{2}E^* - v_{r0 \min}^* \quad (3.43)$$

Com  $v_{r0 \max}^*$  e  $v_{r0 \min}^*$  definidas por:

$$v_{r0 \max}^* = \max(v_{r1}^*, v_{r2}^*, v_{r3}^*) \quad (3.44)$$

$$v_{r0 \min}^* = \min(v_{r1}^*, v_{r2}^*, v_{r3}^*) \quad (3.45)$$

A tensão auxiliar  $v_{r0}^*$  pode ser escrita em termos do fator de distribuição de roda livre, conforme:

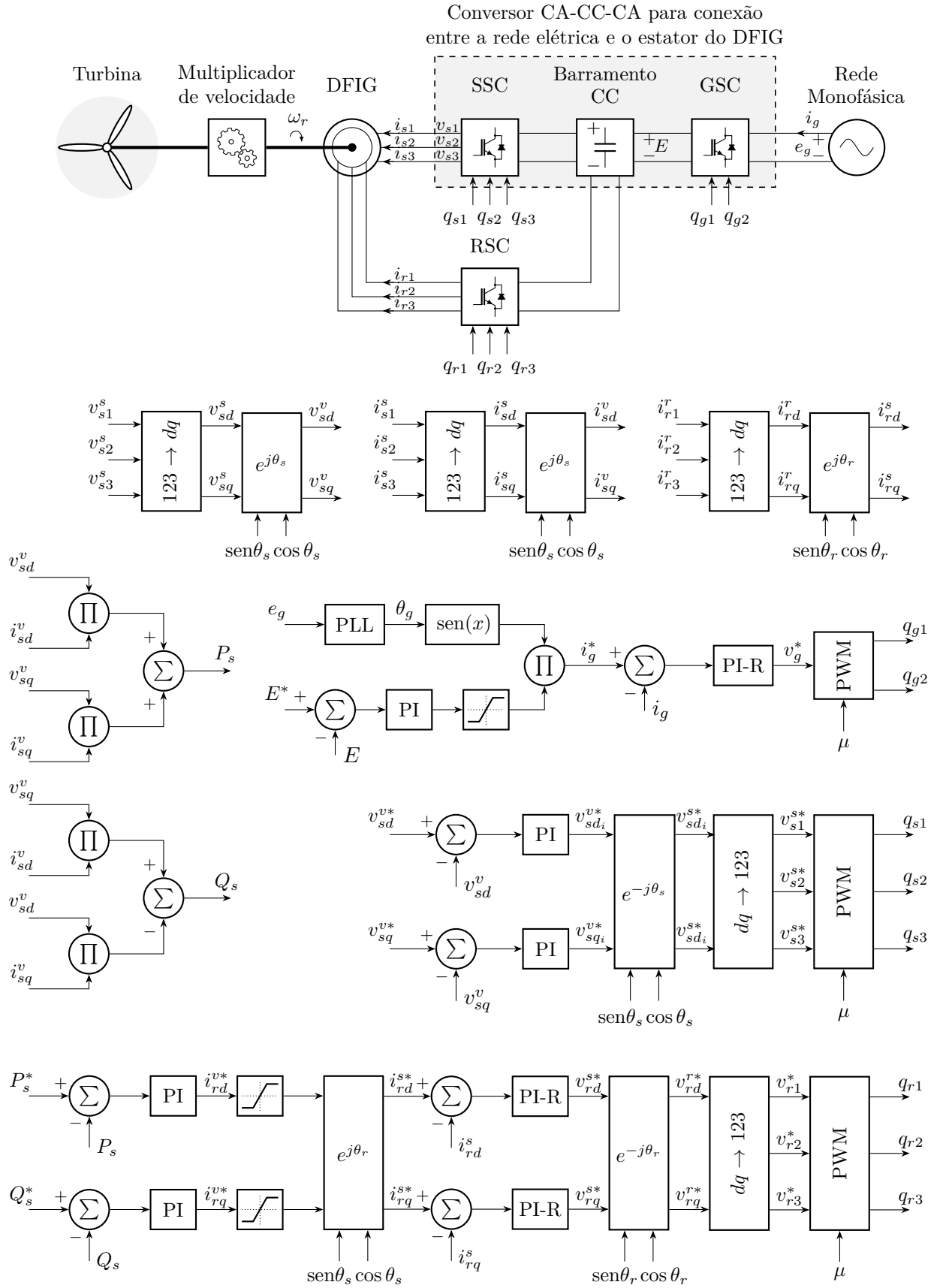
$$v_{r0}^* = \mu v_{r0 \max}^* + (1 - \mu)v_{r0 \min}^* \quad (3.46)$$

### 3.2.2 Estratégia de controle

O diagrama completo representando a estratégia de controle para todos os conversores da topologia 5B está ilustrado na Figura 37. Como esta topologia adota três conversores que funcionam de forma independente, são representadas três malhas de controle distintas.

A malha de controle do GSC é responsável por controlar a tensão de barramento CC, bem como as correntes que serão injetadas na rede elétrica monofásica. Em sua estratégia de controle, primeiramente, a tensão de barramento  $E$  é controlada para seu valor de referência  $E^*$  através de um controlador PI. O controle da tensão de barramento CC gera o valor de referência da amplitude da corrente da rede monofásica. A corrente

Figura 37 – Estratégia de controle para a topologia 5B.



de referência da rede  $i_g^*$  é obtida usando o valor de referência da amplitude e o ângulo da tensão da rede monofásica obtido através do Elo Travado em Fase (*Phase-Locked Loop* - PLL), discutido mais adiante. Este valor de referência é comparado com a corrente  $i_g$  medida na rede elétrica monofásica, e seu erro é a entrada do controlador PI Ressonante (PI-R) (JACOBINA et al., 2001), devido a sua natureza senoidal. A saída do controlador gera o valor de referência  $v_g^*$ , usado como sinal de referência na estratégia PWM para o conversor GSC, discutida na seção anterior. Os ganhos dos controladores são ajustados em He et al. (2011) através de um modelo baseado no ajuste de potência nos capacitores de barramento, e em Angélico, Campanhol e Silva (2014) através de projetos usando diagramas de Bode.

A malha de controle do SSC é responsável pelo controle das tensões nos terminais do estator. Em sua estratégia de controle, as tensões de linha no estator do DFIG  $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$  e  $v_{s3}$  são medidas e convertidas para o modelo  $dq$ , e em seguida é adotado o referencial da tensão no estator  $v_{sd}^v$  e  $v_{sq}^v$ , usando a posição do estator na matriz de transformação definida pela Equação (2.20). Dada sua natureza constante, conforme visto no Capítulo 2, estes valores são controlados através de controladores PI, fornecendo as tensões de referência no modelo  $dq$  ( $v_{sd_i}^s$  e  $v_{sq_i}^s$ ). Estas tensões são transformadas novamente para o modelo 123, resultando nas tensões de referência  $v_{s1}^*$ ,  $v_{s2}^*$  e  $v_{s3}^*$ , usados como sinais de referência na estratégia PWM para o conversor SSC.

A malha de controle do RSC é responsável pelo controle de potência ativa e reativa fornecida nos terminais do estator da máquina como discutido no Capítulo 2. Os valores de referência da potência ativa são geralmente definidos através de algoritmos de Rastreamento do Ponto de Máxima Potência (Maximum Power Point Tracking - MPPT). Como o assunto foge do escopo do trabalho, pode-se definir um valor de referência constante para  $P_s^*$ . Já a potência reativa tem seu valor de referência geralmente definido para zero, de modo a obter fator de potência unitário nos terminais do estator.

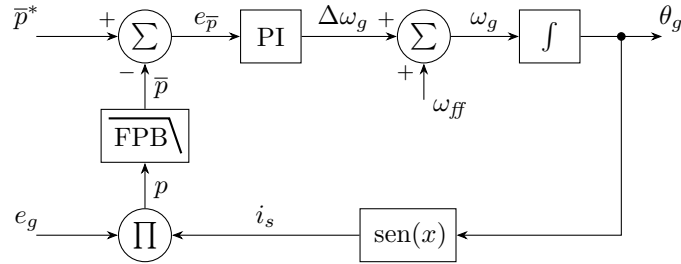
Em sua estratégia de controle, as potências ativa e reativa são inicialmente calculadas a partir das tensões e correntes do estator, conforme as Equações (2.78) e (2.79), e comparadas com os valores de referência  $P_s^*$  e  $Q_s^*$ . O erro gerado por esta operação é colocado na entrada de um controlador PI, gerando os valores de referência para as correntes do rotor no referencial da tensão do estator,  $i_{rd}^v$  e  $i_{rq}^v$ . Em seguida, por motivos de segurança, um saturador garante que estas grandezas fiquem dentro de limites de operação do sistema, limitados pelos valores nominais de operação da máquina utilizada. As correntes do rotor são convertidas para o referencial síncrono e comparadas com valores de referência  $i_{rd}^{s*}$  e  $i_{rq}^{s*}$ . O erro gerado por esta operação passa por um controlador PI-R, resultando nas tensões de referência  $v_{r1}^{*r}$ ,  $v_{r2}^{*r}$  e  $v_{r3}^{*r}$ , usados como sinais de referência na estratégia PWM para o conversor RSC.

### 3.2.2.1 Phase-locked loop

Para o correto funcionamento do GSC, é necessário extrair o ângulo de fase da rede elétrica de forma precisa. Esta informação é necessária para sincronizar o chaveamento dos conversores, calcular e controlar o fluxo de potência ativa e reativa que está sendo injetada na rede ou mesmo para realizar as transformações de Park para um referencial que dependa do ângulo da rede elétrica (KAURA; BLASKO, 1997). Isto normalmente é feito através de um algoritmo denominado PLL.

A Figura 38 mostra uma estrutura clássica da PLL utilizada neste trabalho, apresentada por Filho et al. (2008). Nela é criada uma variável fictícia de potência ( $p$ ), que, tratando-se de uma variável de potência monofásica, tem característica pulsada com valor médio nulo ( $\bar{p}$ ), caso a corrente  $i_s$  esteja em quadratura com a tensão de entrada  $e_g$ .

Figura 38 – Diagrama para a PLL monofásica.



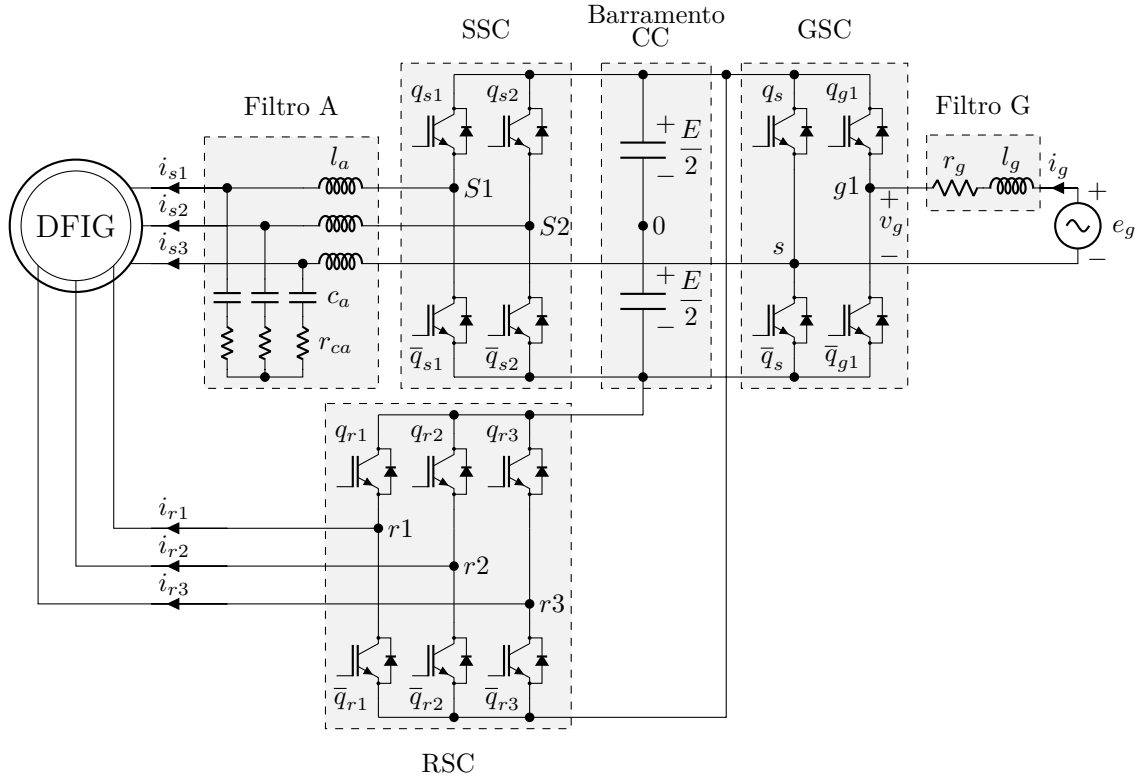
Fonte: adaptado de Filho et al. (2008).

Inicialmente, a tensão da rede elétrica ( $e_g$ ) é medida e multiplicada por uma variável em quadratura que assume características de uma corrente fictícia ( $i_s$ ). A multiplicação destas variáveis gera a potência fictícia ( $p$ ), que passa por um Filtro Passa-Baixas (FPB), objetivando extrair seu valor médio ( $\bar{p}$ ). Em seguida,  $\bar{p}$  é ajustado por meio de um controlador PI para um valor de referência nula. Na saída do controlador tem-se a variação da frequência angular estimada ( $\Delta\omega_g$ ), que é somada à frequência angular da rede elétrica ( $\omega_{ff}$ ) fornecendo a frequência angular estimada da rede ( $\omega_g$ ). Sabendo que a velocidade angular é dada pela variação do seu ângulo de fase em relação ao tempo ( $d\theta_g/dt = \omega_g$ ), é possível obter  $\theta_g$  integrando o valor de  $\omega_g$ . O ângulo estimado da rede elétrica é usado para realimentar a variável fictícia de corrente, fechando a malha de controle.

## 3.3 TOPOLOGIA 4B

A segunda topologia proposta será a 4B, como ilustrada pela Figura 39. A configuração 4B possui as mesmas estruturas de conversores descritas para a topologia 5B, com a diferença que o conversor CA-CC-CA não é mais formado por dois conversores independentes, mas sim por uma estrutura onde um braço  $s$  é compartilhado entre os conversores GSC e SSC. A estrutura deste conversor monofásico-trifásico é discutida no trabalho de Jacobina, Junior e Correa (2005).

Figura 39 – Esquema completo da topologia 4B.



Fonte: elaborado pelo autor.

Os conversores com número de chaves reduzidos, em comparação com a topologia 5B usando conversores em ponte completa, apresentam alguns benefícios. A vantagem mais óbvia reside em termos de custos, visto que este conversor possui 2 chaves a menos na topologia 4B e 4 chaves a menos na topologia 3B. A tolerância a faltas também aumenta, já é utilizado um menor número de cabos e drivers de acionamento das chaves. Por último, os conversores com número reduzidos de chaves são bastante utilizados em aplicações que necessitem que o sistema tenha dimensões físicas reduzidas, com alguns fabricantes produzindo estes sistemas de forma integrada (JACOBINA; JUNIOR; CORREA, 2005).

### 3.3.1 Modelo dos conversores e estratégia PWM

A partir do esquema ilustrado pela Figura 39, é possível escrever as tensões de linha no estator da máquina como  $v_{s12}$ ,  $v_{s23}$  e  $v_{s31}$ :

$$v_{s12} = v_{s1} - v_{s2} = v_{s10} - v_{s20} \quad (3.47)$$

$$v_{s23} = v_{s2} - v_{s3} = v_{s20} - v_{s30} \quad (3.48)$$

$$v_{s31} = v_{s3} - v_{s1} = v_{s30} - v_{s10} \quad (3.49)$$

A partir das Equações (3.1) e (3.2), que definem as tensões  $e_g$  e  $v_g$ , respectivamente,

em conjunto com as Equações (3.48) e (3.49), que definem as tensões  $v_{s23}$  e  $v_{s31}$ , tem-se:

$$v_g^* = v_{g10}^* - v_{s0}^* \quad (3.50)$$

$$v_{s31}^* = v_{s0}^* - v_{s10}^* \quad (3.51)$$

$$v_{s23}^* = v_{s20}^* - v_{s0}^*. \quad (3.52)$$

De modo a resolver o sistema linear descrito pelas Equações (3.50), (3.51) e (3.52), uma tensão auxiliar de referência  $v_x^*$  pode ser definida de modo que:

$$v_x^* = v_{s0}^* \quad (3.53)$$

Resolvendo o sistema linear descrito pelas Equações (3.50), (3.51), (3.52) e (3.53) é possível escrever as tensões de polo de referência como:

$$v_{g10}^* = v_g^* + v_x^* \quad (3.54)$$

$$v_{s10}^* = -v_{s31}^* + v_x^* \quad (3.55)$$

$$v_{s0}^* = v_x^* \quad (3.56)$$

$$v_{s20}^* = v_{s23}^* + v_x^* \quad (3.57)$$

É possível definir  $v_{s0}^*$  como uma tensão auxiliar independente, desde que sejam respeitados os intervalos máximo e mínimo das tensões de polo. De modo a satisfazer as condições de operação das tensões de polo, são definidas:

$$v_{s0 \max}^* = \frac{1}{2}E^* - v_{s0 \max}^* \quad (3.58)$$

$$v_{s0 \min}^* = -\frac{1}{2}E^* - v_{s0 \min}^* \quad (3.59)$$

Onde  $v_{s0 \max}^*$  e  $v_{s0 \min}^*$  são definidas por:

$$v_{s0 \max}^* = \max(v_g^*, -v_{s31}^*, v_{s23}^*, 0) \quad (3.60)$$

$$v_{s0 \min}^* = \min(v_g^*, -v_{s31}^*, v_{s23}^*, 0) \quad (3.61)$$

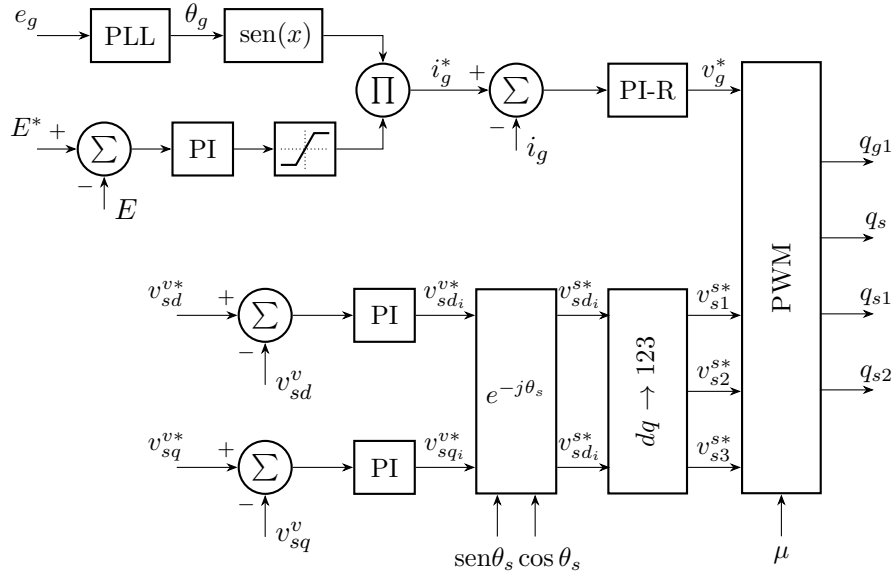
A tensão auxiliar  $v_{s0}^*$  pode então ser escrita em termos do fator de distribuição de roda livre, conforme:

$$v_{s0}^* = \mu v_{s0 \max}^* + (1 - \mu)v_{s0 \min}^* \quad (3.62)$$

### 3.3.2 Estratégia de controle

A estratégia de controle da topologia 4B está ilustrada pela Figura 40. A estratégia dos conversores é similar ao esquema ilustrado para a topologia 5B. A diferença é que os conversores GSC e SSC possuem um braço compartilhado, sendo interdependentes. Por este motivo um único bloco PWM recebe as tensões de referência  $v_g^*$ ,  $v_{s1}^*$ ,  $v_{s2}^*$  e  $v_{s3}^*$  de modo a fornecer os sinais de gatilho para as chaves  $q_{g1}$ ,  $q_s$ ,  $q_{s1}$  e  $q_{s2}$ .

Figura 40 – Estratégia de controle para a topologia 4B.



Fonte: elaborado pelo autor.

### 3.4 TOPOLOGIA 3B

A terceira e última topologia proposta será a 3B, como ilustrada pela Figura 41. De modo semelhante à topologia 4B, o conversor CA-CC-CA não é mais formado por dois conversores independentes, mas sim por uma estrutura onde um braço  $s$  é compartilhado entre os conversores GSC e SSC, resultando em um retificador em ponte completa no lado da rede e um inversor em meia ponte do lado da máquina. A estrutura deste conversor monofásico-trifásico é discutida no trabalho de Jacobina et al. (2008).

#### 3.4.1 Modelo dos conversores e estratégia PWM

De modo semelhante à topologia 4B, a partir do esquema ilustrado pela Figura 41, é possível escrever as tensões de linha no estator da máquina  $v_{s12}$ ,  $v_{s23}$  e  $v_{s31}$  como:

$$v_{s12} = v_{s1} - v_{s2} = v_{s10} \quad (3.63)$$

$$v_{s23} = v_{s2} - v_{s3} = -v_{s0} \quad (3.64)$$

$$v_{s31} = v_{s3} - v_{s1} = v_{s0} - v_{s10} \quad (3.65)$$

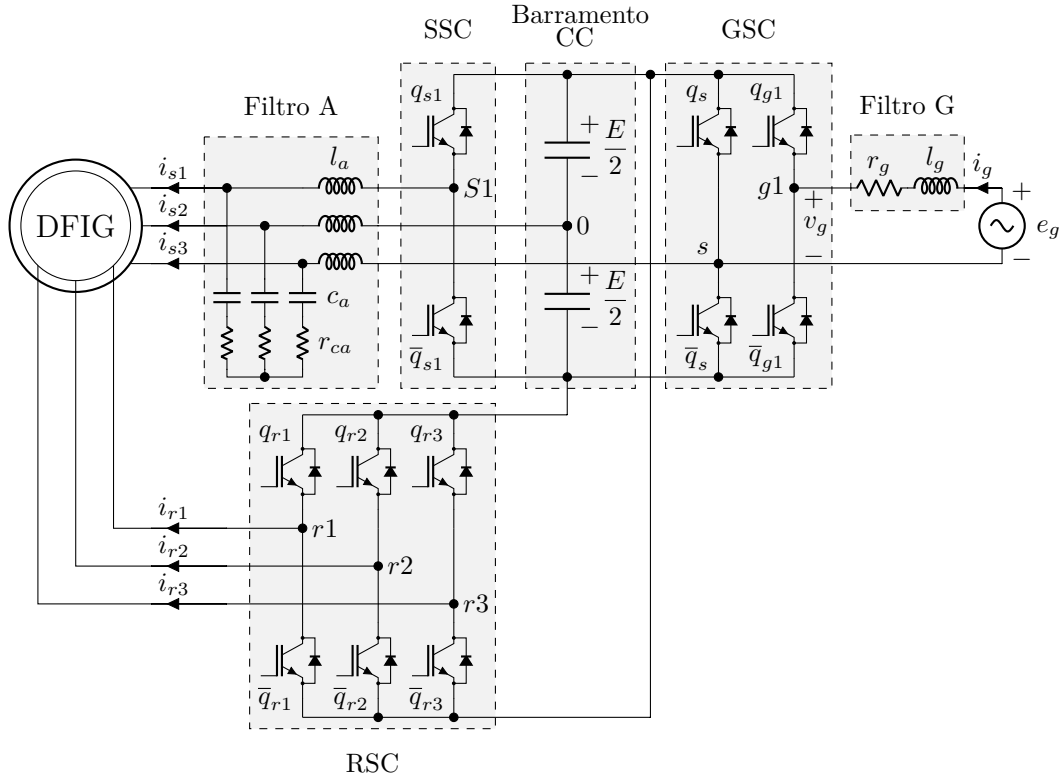
A partir das Equações (3.1) e (3.2), que definem as tensões  $e_g$  e  $v_g$ , respectivamente, em conjunto com as Equações (3.63) e (3.64), que definem as tensões  $v_{s12}$  e  $v_{s23}$ , tem-se:

$$v_g^* = v_{g10}^* + v_{s23}^* \quad (3.66)$$

$$v_{s12}^* = v_{s10}^* \quad (3.67)$$

$$v_{s23}^* = -v_{s0}^* \quad (3.68)$$

Figura 41 – Esquema completo da topologia 3B.



Fonte: elaborado pelo autor.

Reorganizando as Equações (3.66), (3.67) e (3.68) de modo a obter as tensões de polo, tem-se:

$$v_{g10}^* = v_g^* - v_{s23}^* \quad (3.69)$$

$$v_{s0}^* = -v_{s23}^* \quad (3.70)$$

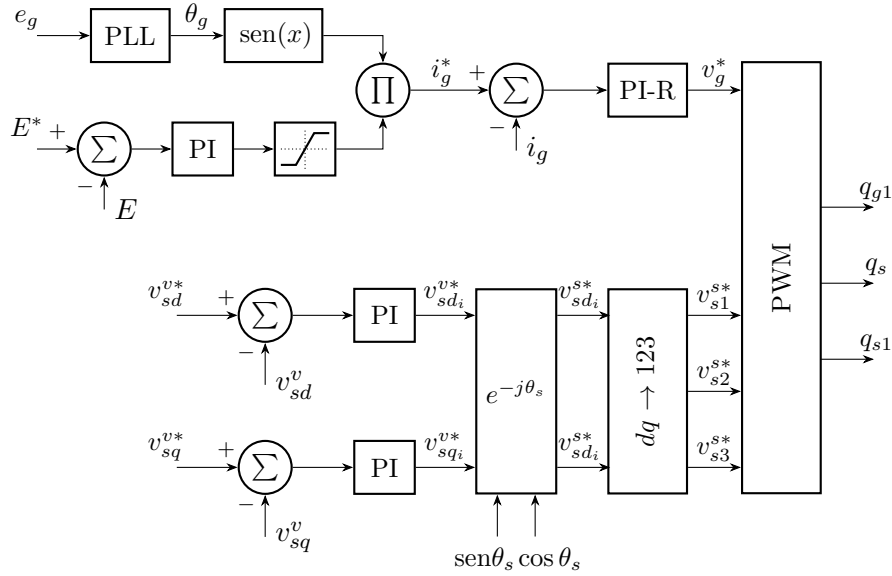
$$v_{s10}^* = v_{s12}^* \quad (3.71)$$

Nesta topologia, o sistema não oferece graus de liberdade suficientes para a inserção de uma tensão auxiliar, sendo as tensões de polo  $v_{g10}^*$ ,  $v_{s0}^*$  e  $v_{s10}^*$  calculadas e comparadas diretamente com a portadora triangular com alta frequência para a obtenção dos sinais de acionamento das chaves.

### 3.4.2 Estratégia de controle

A estratégia de controle da topologia 3B está ilustrada pela Figura 42. A estratégia dos conversores é similar ao esquema ilustrado para a topologia 5B. Do mesmo modo que na topologia 4B, os conversores GSC e SSC possuem um braço compartilhado, sendo interdependentes. Por este motivo um único bloco PWM recebe as tensões de referência  $v_g^*$ ,  $v_{s1}^*$ ,  $v_{s2}^*$  e  $v_{s3}^*$  de modo a fornecer os sinais de gatilho para as chaves  $q_{g1}$ ,  $q_s$  e  $q_{s1}$ .

Figura 42 – Estratégia de controle para a topologia 3B.



Fonte: elaborado pelo autor.

### 3.5 ANÁLISE EM REGIME PERMANENTE

Como foi discutido nas seções anteriores, as topologias 4B e 3B possuem uma interdependência entre os conversores GSC e SSC. Esta dependência acontece devido a presença de um braço compartilhado  $s$ . Nestas topologias, o ângulo de fase  $\epsilon$  entre a tensão de referência de fase da máquina  $v_{s1}^*$  e a tensão da rede monofásica  $e_g$  pode ser ajustado de modo a minimizar os valores da corrente do braço compartilhado e da tensão de barramento CC.

#### 3.5.1 Níveis de corrente no braço compartilhado

Observando a Figura 39 para a topologia 4B e Figura 41 para a topologia 3B, é possível definir a corrente que flui pelo braço compartilhado como a soma da corrente proveniente da rede monofásica  $i_g$  e a corrente da fase  $s3$  da máquina  $i_{s3}$ :

$$i_{sh} = i_g + i_{s3} \quad (3.72)$$

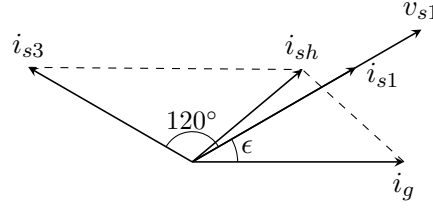
Expandindo a Equação (3.72):

$$i_{sh} = I_g \cos(\omega t + \theta_g) + I_s \cos(\omega t + \epsilon + \theta_g + 120^\circ) \quad (3.73)$$

Onde  $I_s$  representa o valor de amplitude das correntes de fase da máquina e  $I_g$  a amplitude da corrente da rede monofásica. É possível representar as correntes da máquina e da rede em um diagrama fasorial, conforma Figura 43.

Considerando o sistema em regime permanente, foi analisado o comportamento da corrente do braço compartilhado para diferentes valores de  $\epsilon$ . A simulação foi realizada

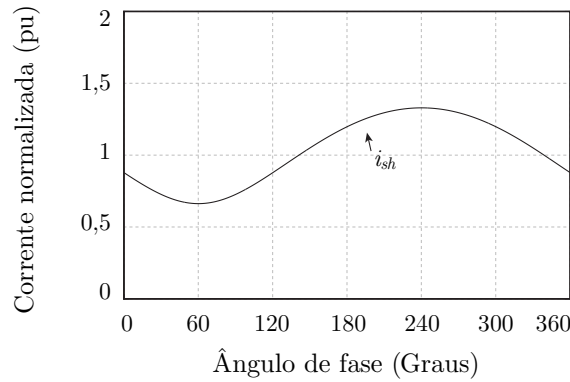
Figura 43 – Diagrama fasorial das correntes da rede e do gerador.



Fonte: elaborado pelo autor.

assumindo a tensão da rede monofásica  $e_g = 220 \text{ V}$  e as tensões de linha da máquina  $v_{s123} = 220 \text{ V}$ . O resultado está ilustrado na Figura 44, com a corrente normalizada em torno do valor da corrente da rede monofásica.

Figura 44 – Corrente no braço compartilhado nas topologias 4B e 3B.



Fonte: resultados de simulação.

É possível notar que a corrente do braço  $i_{sh}$  compartilhado varia consideravelmente quando o valor de  $\epsilon$  é alterado, onde, para  $\epsilon = 60^\circ$ , a corrente do braço compartilhado assume seu menor valor, com cerca de 0,66 pu.

### 3.5.2 Tensão do barramento CC

Para a topologia 5B, como os conversores GSC e SSC não possuem braço compartilhado, a tensão mínima do barramento CC não depende do ângulo de sincronia  $\epsilon$ . Por outro lado, o nível mínimo da tensão do barramento CC é função da amplitude da tensão de entrada da rede monofásica ou da amplitude das tensões de linha do gerador. Estas relações podem ser organizadas como:

$$E^* \geq |v_g^*| \quad (3.74)$$

$$E^* \geq |v_{s12}^*| \quad (3.75)$$

$$E^* \geq |v_{s23}^*| \quad (3.76)$$

$$E^* \geq |v_{s31}^*| \quad (3.77)$$

Já na topologia 4B, a presença do braço compartilhado faz com que a tensão mínima do barramento CC tenha que obedecer as seguintes condições (JACOBINA; JUNIOR; CORREA, 2005):

$$E^* \geq |v_g^*| \quad (3.78)$$

$$E^* \geq |v_{s12}^*| \quad (3.79)$$

$$E^* \geq |v_g^* + v_{s13}^*| \quad (3.80)$$

$$E^* \geq |v_g^* + v_{s32}^*| \quad (3.81)$$

Como as tensões  $|v_g^* + v_{s13}^*|$  e  $|v_g^* + v_{s32}^*|$  dependem do ângulo de sincronia  $\epsilon$ , seu valor pode ser ajustado de modo a encontrar a situação onde há a menor tensão de barramento CC. Do mesmo modo, para a topologia 3B, a tensão mínima de barramento CC tem que obedecer as seguintes condições (JACOBINA et al., 2008):

$$E^* \geq |v_g^*| \quad (3.82)$$

$$E^* \geq 2|v_{s13}^*| \quad (3.83)$$

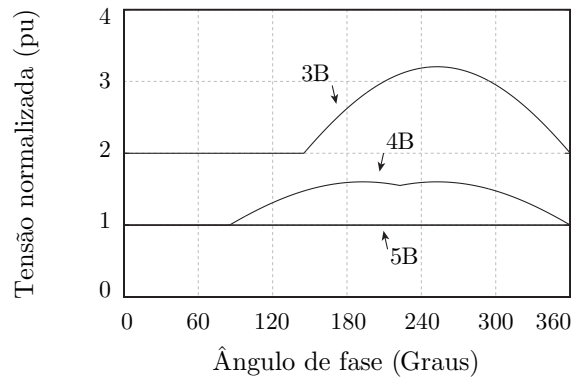
$$E^* \geq 2|v_{s23}^*| \quad (3.84)$$

$$E^* \geq 2|v_g^* + v_{s23}^*| \quad (3.85)$$

$$E^* \geq 2|v_g^* + v_{s23}^*| \quad (3.86)$$

Considerando o sistema em regime permanente, foi observado o comportamento da tensão de barramento CC para diferentes valores de  $\epsilon$  para as topologias 5B, 4B e 3B. A simulação foi realizada assumindo a tensão da rede monofásica  $e_g = 220$  V e as tensões de linha da máquina  $v_{s123} = 220$  V. O resultado está ilustrado na Figura 45, com a tensão normalizada em torno do valor mínimo do barramento CC para a topologia 5B.

Figura 45 – Tensão de barramento CC nas topologias 5B, 4B e 3B.



Fonte: resultados de simulação.

É possível notar que a tensão mínima do barramento CC não varia para a topologia 5B, demonstrando sua independência do ângulo de sincronia  $\epsilon$ . Já para a topologia 4B, o

nível de tensão do barramento CC atinge seu menor valor, igual ao obtido para a topologia 5B, para  $0^\circ \leq \epsilon \leq 90^\circ$ . Na topologia 3B, o valor mínimo do barramento é pelo menos duas vezes maior que o da topologia 5B na melhor das hipóteses, entre  $0^\circ \leq \epsilon \leq 150^\circ$ .

### 3.6 CONCLUSÃO

Neste capítulo foram apresentadas as topologias propostas para ligação do DFIG à rede monofásica. Foi feita a análise de cada um dos conversores que compõem os sistemas de conversão: o GSC, o SSC e o RSC. Foram apresentados os modelos dos conversores, bem como as estratégias PWM e de controle. Foram feitas análises em regime permanente para as topologias 4B e 3B, de modo a explicar a influência do ângulo de sincronia  $\epsilon$ , definido como o ângulo entre a tensão da rede monofásica  $e_g$  tensão de referência de fase da máquina  $v_{s1}^*$ . Após a análise, foi verificado que o menor nível de corrente no braço compartilhado é obtido para  $\epsilon = 60^\circ$ . Os níveis mínimos de tensão do barramento CC foram obtidos entre  $0^\circ \leq \epsilon \leq 90^\circ$  para a topologia 4B, com tensões iguais às obtidas na topologia 5B, e  $0^\circ \leq \epsilon \leq 150^\circ$  para a topologia 3B, com tensão mínima de duas vezes àquela obtida na topologia 5B.

## PARTE II

---

## RESULTADOS E DISCUSSÃO

## 4 RESULTADOS DE SIMULAÇÃO

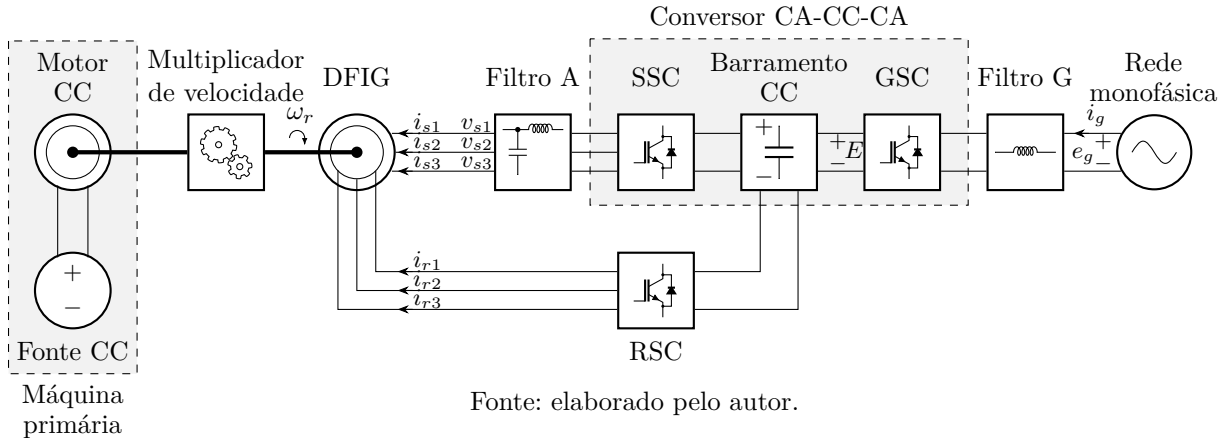
### 4.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentadas simulações das três topologias propostas para ligação do Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG) à rede monofásica. Inicialmente será apresentada a caracterização das simulações, com os modelos e parâmetros dos equipamentos utilizados. Além dos resultados em regime permanente, são apresentados testes de desempenho para o sistema operando diante da inserção de cargas trifásicas lineares. Serão testados dois cenários: um onde toda potência demandada pela carga pode ser suprida pelo gerador; e outra onde é necessário o consumo de potência da rede elétrica. Será feito o estudo de perdas nos conversores para as três topologias. Ao final, serão feitas comparações em termos do número de chaves, da corrente no braço compartilhado, da tensão de barramento CC e das perdas de potência para as topologias propostas.

### 4.2 CARACTERIZAÇÃO DAS SIMULAÇÕES

Para verificar o funcionamento das topologias propostas, foram feitas simulações conforme o esquema descrito na Figura 46. De modo a tornar o sistema mais próximo do que será desenvolvido na parte experimental, a turbina eólica foi substituída por um motor CC operando como máquina primária, sendo responsável por fornecer o conjugado de entrada do sistema. Apesar da velocidade do vento sofrer variações de natureza aleatória no decorrer do tempo, será adotada uma velocidade fixa para o funcionamento da máquina primária. O sistema de controle (discutido no Capítulo 3) foi implementado nas simulações utilizando a estratégia de detecção da posição do rotor sem uso de sensor de velocidade (discutido na seção 2.5).

Figura 46 – Diagrama geral das simulações em regime permanente.



Foi feito o controle de potência ativa e reativa do DFIG com referências  $P_s^* = -2000$  W e  $Q_s^* = 0$  Var. Para os resultados em regime permanente, foi utilizado um passo de cálculo de  $1 \times 10^{-6}$  e um tempo de simulação total de 3 s. Outros parâmetros de entrada para a simulação são descritos pela Tabela 2.

Tabela 2 – Parâmetros de entrada para a simulação.

|            | Parâmetro                            | Valor        |
|------------|--------------------------------------|--------------|
| $e_g$      | Tensão <i>rms</i> da rede monofásica | 220 V        |
| $v_{s1}^*$ | Tensão <i>rms</i> de fase no estator | 127,02 V     |
| $P_s^*$    | Potência ativa de referência         | -2000 W      |
| $Q_s^*$    | Potência reativa de referência       | 0 Var        |
| $E^*$      | Tensão do barramento CC              | 400 V/800 V  |
| $C$        | Capacitância do barramento CC        | 2200 $\mu$ F |
| $f_g$      | Frequência da rede monofásica        | 60 Hz        |
| $f_s^*$    | Frequência imposta no estator        | 60 Hz        |
| $f_c$      | Frequência de chaveamento            | 10 kHz       |
| $\mu$      | Fator de distribuição de roda livre  | 0,5          |
| $\epsilon$ | Ângulo de sincronia                  | 60°          |

Fonte: elaborado pelo autor.

O DFIG utilizado na simulação é uma máquina de 2 kW (220 V/60 Hz), com seus terminais ligados em delta. A máquina apresenta parâmetros descritos conforme a Tabela 3.

Tabela 3 – Dados parametrizados do DFIG utilizado na simulação.

|       | Parâmetro                     | Valor                   |
|-------|-------------------------------|-------------------------|
| $r_s$ | Resistência ohmica estatórica | 3,00 $\Omega$           |
| $l_s$ | Indutância cíclica estatórica | 61,41 mH                |
| $r_r$ | Resistência ohmica rotórica   | 2,98 $\Omega$           |
| $l_r$ | Indutância cíclica rotórica   | 61,41 mH                |
| $l_m$ | Indutância cíclica mútua      | 599,2 mH                |
| $J_m$ | Momento de inércia            | 0,004 kg·m <sup>2</sup> |
| $p$   | Número de pólos               | 2                       |

Fonte: elaborado pelo autor.

Os filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede (Filtro G) apresentam parâmetros conforme a Tabela 4.

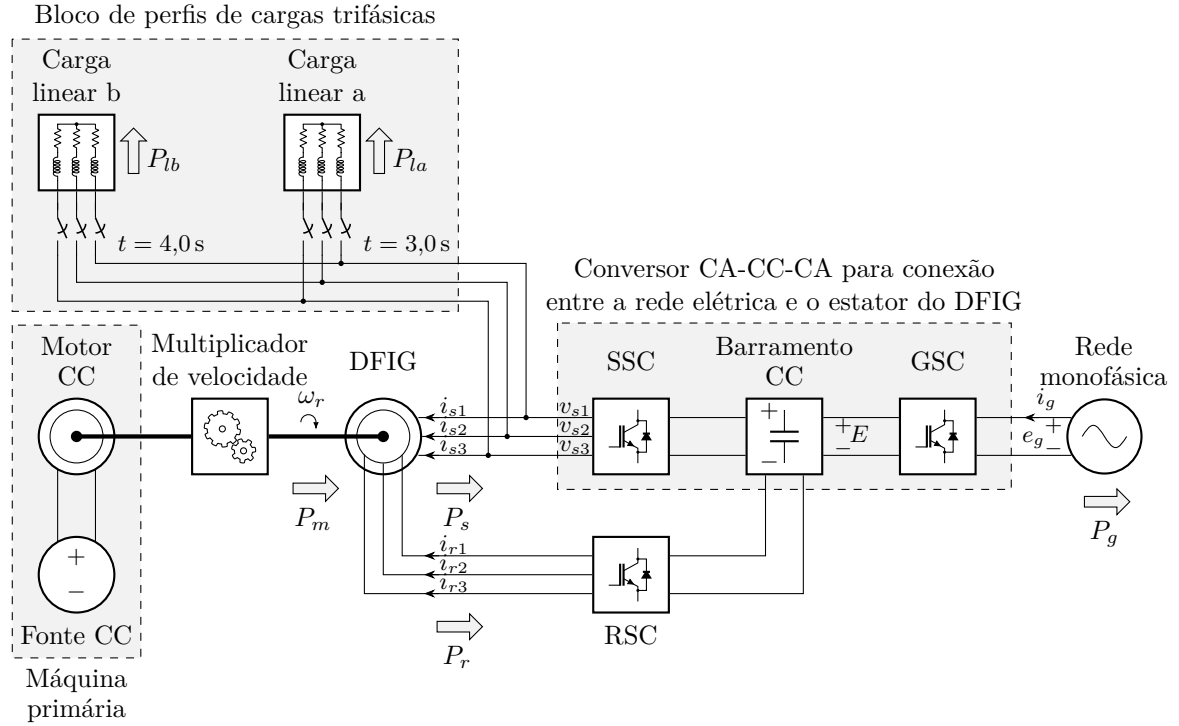
Tabela 4 – Parâmetros dos filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede (Filtro G).

|          | Parâmetro                 | Valor         |
|----------|---------------------------|---------------|
| $r_g$    | Resistência do Filtro G   | 0,1 $\Omega$  |
| $l_g$    | Indutância do filtro G    | 10 mH         |
| $r_a$    | Resistência do Filtro A   | 50 m $\Omega$ |
| $l_a$    | Indutância do filtro A    | 6 mH          |
| $c_a$    | Capacitância do filtro A  | 5 $\mu$ F     |
| $r_{ca}$ | Amortecimento do filtro A | 3 $\Omega$    |

Fonte: elaborado pelo autor.

Para os cenários com inserção de degrau de cargas trifásicas, o esquema utilizado para a simulação está descrito na Figura 47. Apesar de omitidos na ilustração, visando a simplificação da representação do sistema, os filtros do lado da rede e do gerador, como descritos no esquema da Figura 46, também estão presentes na simulação.

Figura 47 – Diagrama geral das simulações com inserção de carga.



Fonte: elaborado pelo autor.

Nestes casos, o sistema funciona sem carga conectada aos terminais do estator da máquina até  $t = 3$  s, quando é ligada uma carga trifásica de 1225 W (para tensão de linha de 220 V). Em  $t = 4$  s é ligada, adicionalmente, uma segunda carga trifásica de 1500 W. Estas duas cargas conectadas em conjunto fazem o fluxo de potência na entrada da rede monofásica inverter, de modo que assim que a segunda carga trifásica é conectada, o sistema passa a requerer potência na entrada. Foi utilizado um passo de cálculo de  $1 \times 10^{-6}$  e um tempo de simulação total de 5 s. As cargas trifásicas apresentam parâmetros conforme a Tabela 5.

Tabela 5 – Parâmetros das cargas inseridas nas simulações.

| Parâmetro | Valor                                          |
|-----------|------------------------------------------------|
| $P_{la}$  | Potência da carga trifásica A 1225 W           |
| $r_{la}$  | Resistência da carga trifásica A $9,88 \Omega$ |
| $l_{la}$  | Indutância da carga trifásica A 45,4 mH        |
| $P_{lb}$  | Potência da carga trifásica B 1500 W           |
| $r_{lb}$  | Resistência da carga trifásica B $8,07 \Omega$ |
| $l_{lb}$  | Indutância da carga trifásica B 37,1 mH        |

Fonte: elaborado pelo autor.

### 4.3 SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 5 BRAÇOS

Na Figura 48 são apresentadas simulações para a topologia 5B em regime permanente, com o DFIG operando sem carga e com conjugado constante. Foi efetuado o controle da tensão de barramento CC, da corrente inserida na rede monofásica, das potências ativa e reativa e das tensões nos terminais do estator do gerador, conforme discutido na Figura 37. Foram observadas janelas de tempo de 100 ms e de 500 ms, dependendo da dinâmica da variável observada.

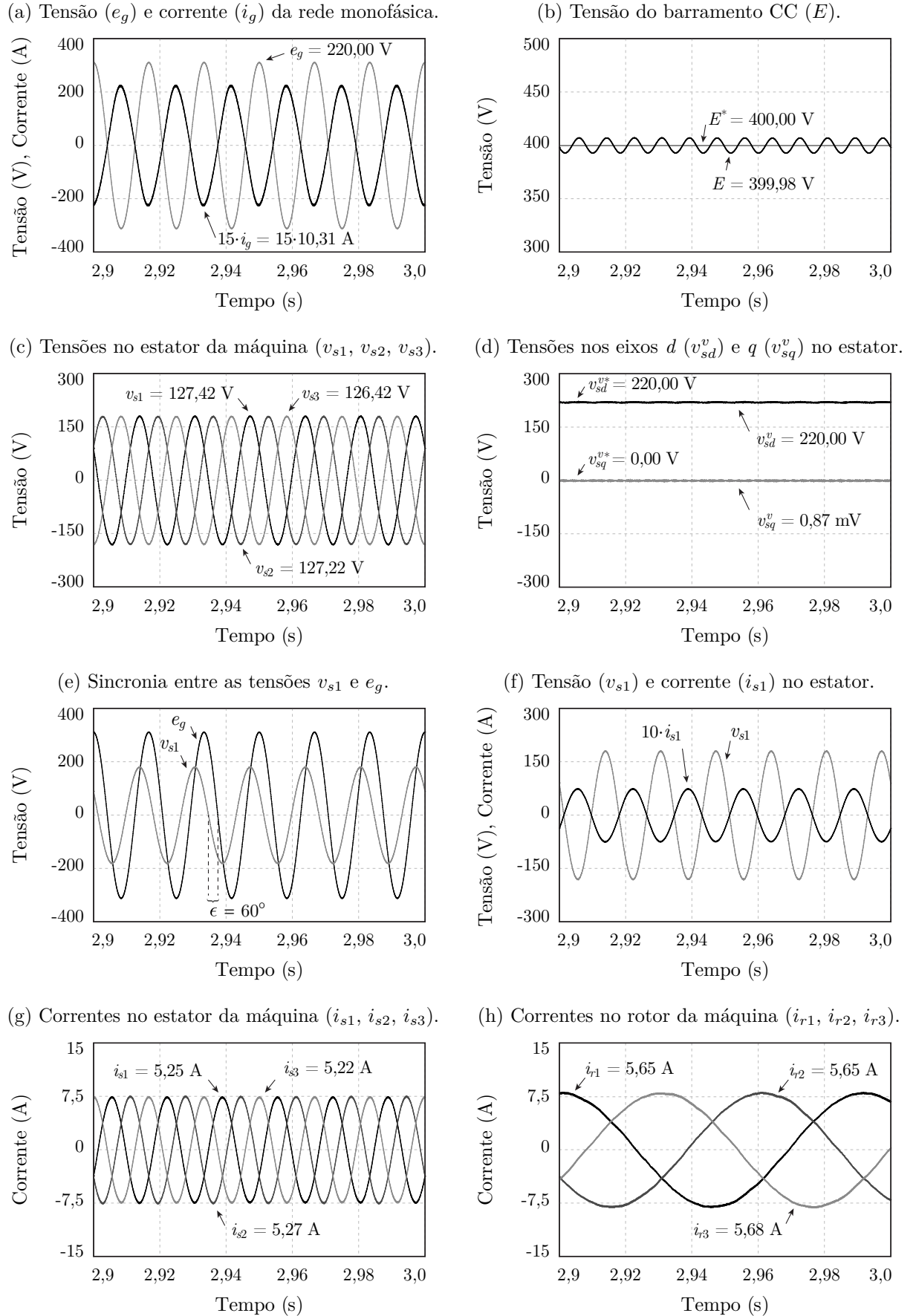
Na Figura 48(a) são mostradas as formas de onda da tensão e corrente na rede monofásica. O gráfico mostra que as duas formas de onda estão defasadas em  $180^\circ$ , indicando que o sistema gera potência com fator de potência unitário. A corrente  $i_g$  apresenta valor *rms* de 10,31 A, e uma Taxa de Distorção Harmônica (*Total Harmonic Distortion* - THD) de 3,15 % em torno da frequência fundamental de 60 Hz. Na Figura 48(b) é mostrado o gráfico da tensão do barramento CC. A tensão  $E$  possui valor médio de 399,98 V, o que mostra que seu valor está seguindo a referência ajustada para 400,00 V. A ondulação máxima da tensão de barramento CC fica em torno de 3,61 %. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do GSC.

Na Figura 48(c) são mostradas as tensões filtradas no estator da máquina. As tensões de fase  $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$  e  $v_{s3}$  apresentam valor *rms* de 127,42 V, 127,22 V e 126,42 V e THD de 0,77 %, 0,79 % e 0,75 %, respectivamente. A Figura 48(d) mostra as tensões do estator controladas nos eixos  $d$  e  $q$ . As tensões  $v_{sd}^v$  e  $v_{sq}^v$  apresentam valores médios de 220,00 V e 0,87 mV. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do SSC. Foi possível obter tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante nos terminais do estator do gerador.

Na Figura 48(e) é mostrada a defasagem entre as formas de onda da tensão da rede elétrica monofásica e a tensão na fase 1 do estator da máquina no lado de baixa tensão do transformador. É possível notar a defasagem de  $\epsilon = 60^\circ$ . Este resultado confirma não só o correto funcionamento da PLL monofásica implementada, como também do controle das tensões executado pelo SSC. Na Figura 48(f) são mostradas as formas de onda da tensão  $v_{s1}^v$  da corrente  $i_{s1}^v$ . As formas de onda defasadas de  $180^\circ$  mostram que o DFIG está gerando potência com fator de potência unitário.

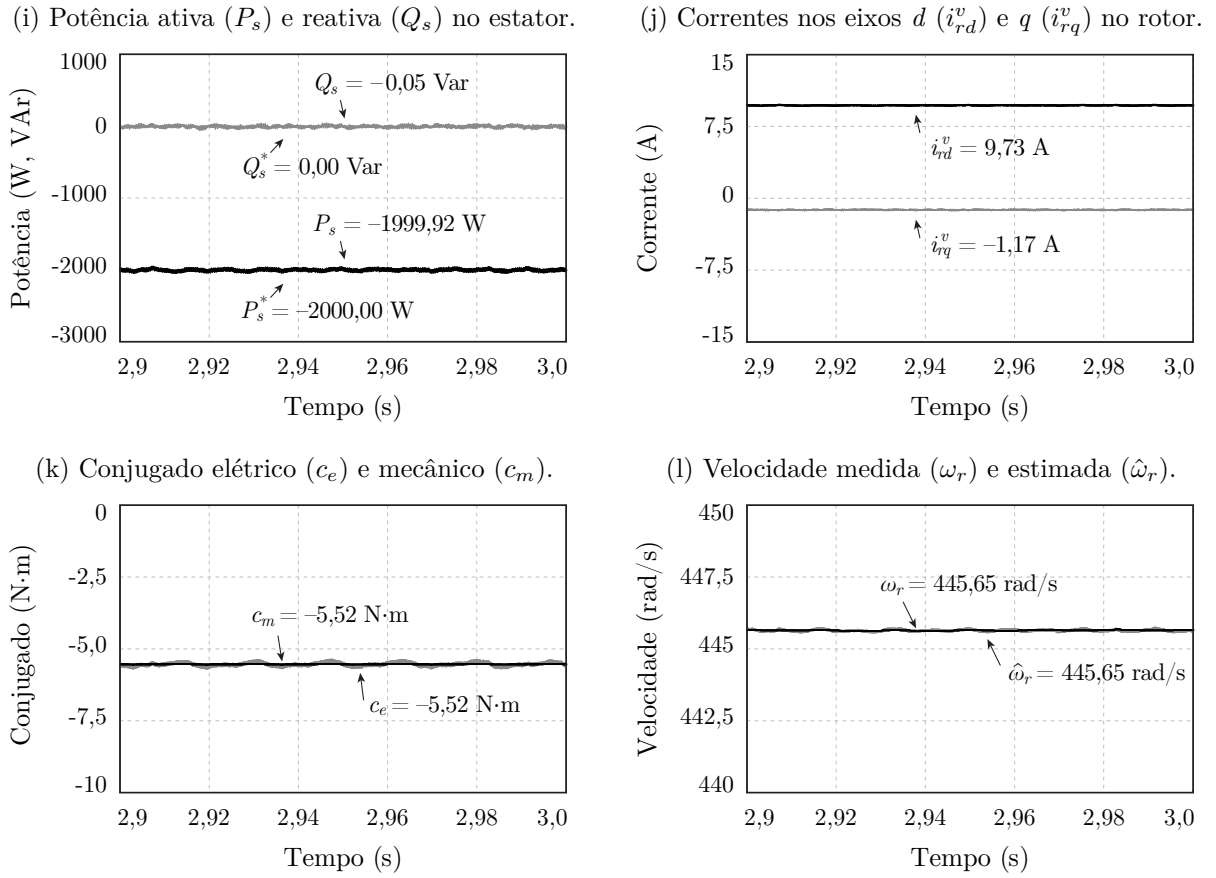
Na Figura 48(g) são mostradas as correntes nos terminais do estator do DFIG. As correntes  $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$  e  $i_{s3}$  apresentam valor *rms* de 5,25 A, 5,27 A e 5,22 A e THD de 0,75 %, 0,80 % e 0,82 %, respectivamente. Isto mostra que as correntes no estator da máquina apresentam forma trifásica senoidal com baixa distorção. Na Figura 48(h) são mostradas as correntes nos terminais do rotor do DFIG. As correntes  $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$  e  $i_{r3}$  apresentam valor *rms* de 5,65 A, 5,68 A e 5,65 A, respectivamente. É possível notar que as correntes do rotor possuem baixa frequência, em torno de 11 Hz.

Figura 48 – Resultados de simulação para topologia 5B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 48 – Resultados de simulação para topologia 5B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Na Figura 48(i) são mostradas as potências ativa e reativa no estator do DFIG. O valor médio de  $P_s$  é  $-1999,92 \text{ W}$ , enquanto o valor médio de  $Q_s$  é  $-0,05 \text{ Var}$ , o que mostra valores seguindo as referências ajustadas para  $P_s^* = -2000,00 \text{ W}$  e  $Q_s^* = 0,00 \text{ Var}$ . Na Figura 48(j) são mostradas as componentes  $dq$  correntes no rotor. Apesar das correntes terem sido controladas no referencial estacionário, foram observadas as formas de onda no referencial da tensão no estator que, devido a sua natureza constante, tornam a visualização mais intuitiva. As correntes  $i_{rd}^v$  e  $i_{rq}^v$  apresentam valor médio de  $9,73 \text{ A}$  e  $-1,17 \text{ A}$ , respectivamente.

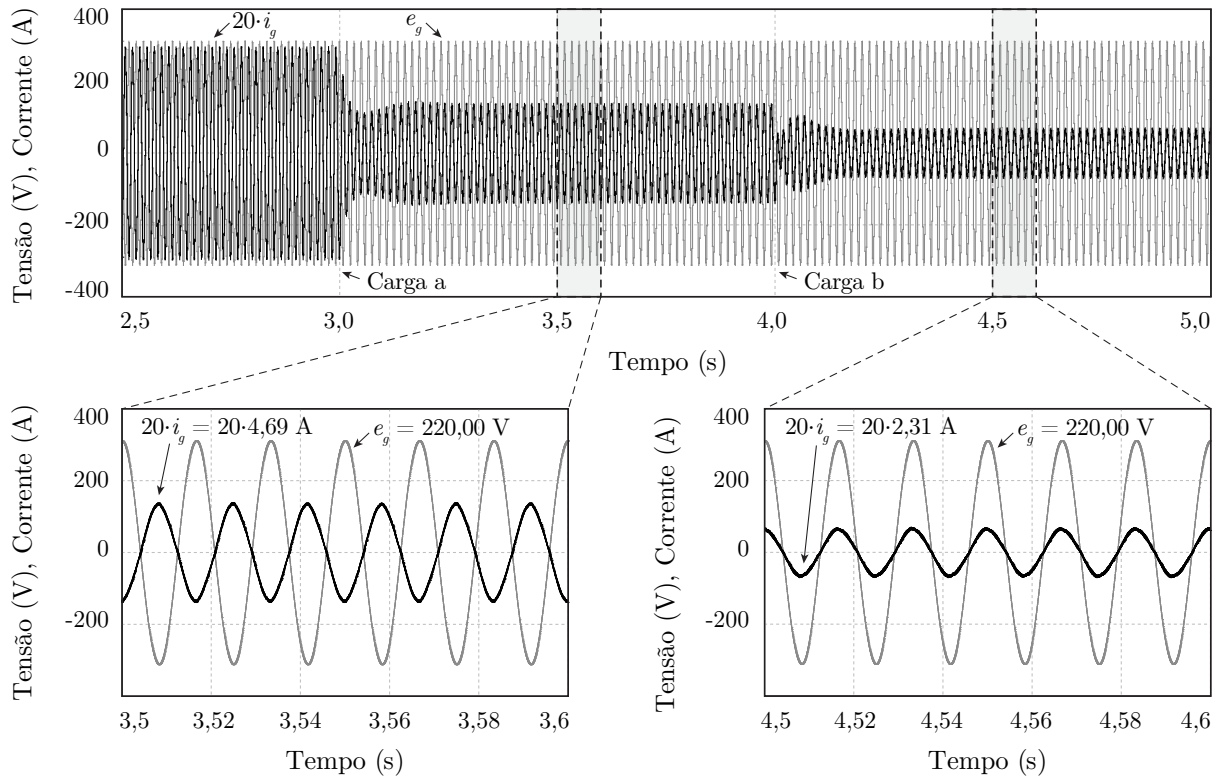
Na Figura 48(k) são mostrados os conjugados elétrico e mecânico da máquina. Como o modelo da máquina simulada não possui perdas por atrito, o conjugado elétrico e o mecânico apresentam o mesmo valor em regime permanente. Suas formas de onda apresenta natureza constante, com valor médio de  $-5,52 \text{ N}\cdot\text{m}$ . Por fim, a Figura 48(l) mostra a velocidade mecânica do rotor estimada e medida com sensor de velocidade. As duas formas de onda apresentam valor médio de  $445,65 \text{ rad/s}$ , evidenciando o correto funcionamento do estimador de posição do rotor e velocidade implementado. As simulações apresentadas mostram que o sistema e suas malhas de controle funcionam de acordo com o que foi proposto para a topologia 5B.

### 4.3.1 Inserção dos perfis de carga

No cenário apresentado, o sistema funciona sem carga conectada aos terminais do estator da máquina até  $t = 3$  s, quando é ligada uma carga trifásica de 1225 W. Em  $t = 4$  s é ligada, adicionalmente, uma segunda carga trifásica de 1500 W. A Figura 49 mostra os gráficos da corrente e tensão na rede monofásica para diferentes momentos. No instante em que apenas a carga a está conectada,  $i_g$  possui valor de 4,69 A *rms*, uma THD de 4,18 %, e  $180^\circ$  de defasagem em relação à tensão. Após conectada a carga b,  $i_g$  assume valor de 2,31 A *rms*, uma THD de 6,00 %, e fica em fase com a tensão, evidenciando que o fluxo de potência foi invertido e o sistema recebe potência da rede ao invés de fornecer.

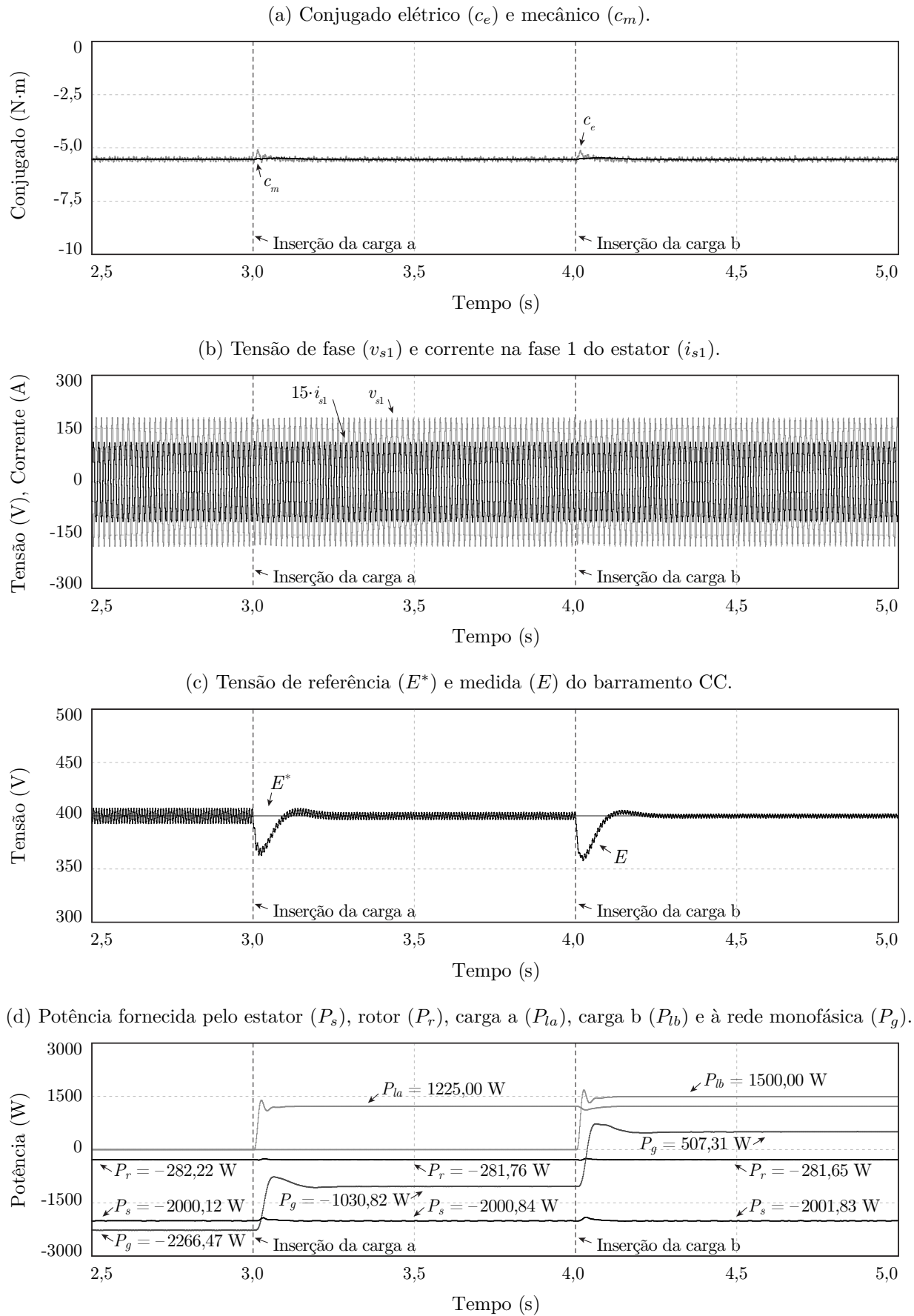
Na Figura 50 são apresentadas as respostas de diversas variáveis do sistema à inserção dos perfis de cargas trifásicas. É possível notar pequenas oscilações transitórias no conjugado elétrico, na tensão e na corrente no estator e na tensão de barramento CC, mas o sistema se estabiliza de forma precisa após alguns instantes. Na Figura 50(d) são apresentados os gráficos que representam os fluxos de potência no sistema.  $P_s$ ,  $P_r$  e  $P_g$  passam de  $-2000,12$  W,  $-282,22$  W e  $-2266,47$  W na situação sem carga para  $-2000,84$  W,  $-281,76$  W e  $-1030,82$  W quando a carga a é ligada ao sistema, e para  $-2001,83$  W,  $-281,65$  W e  $507,31$  W quando a carga b é ligada ao sistema, respectivamente. A troca de sinal de  $P_g$  mostra que o fluxo de potência foi invertido. Como o sistema opera no modo supersíncrono, o circuito do rotor fornece potência ao sistema.

Figura 49 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 5B.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 50 – Resposta da topologia 5B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.



Fonte: resultados de simulação.

#### 4.4 SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 4 BRAÇOS

Na Figura 51 são apresentadas simulações para a topologia 4B em regime permanente, com o DFIG operando sem carga e com conjugado constante. Assim como apresentado para a topologias 5B, foi efetuado o controle da tensão de barramento CC, da corrente inserida na rede monofásica, das potências ativa e reativa e das tensões nos terminais do estator do gerador, conforme discutido nas Figuras 37 e 40. Foram observadas janelas de tempo de 100 ms e de 500 ms, dependendo da dinâmica da variável observada.

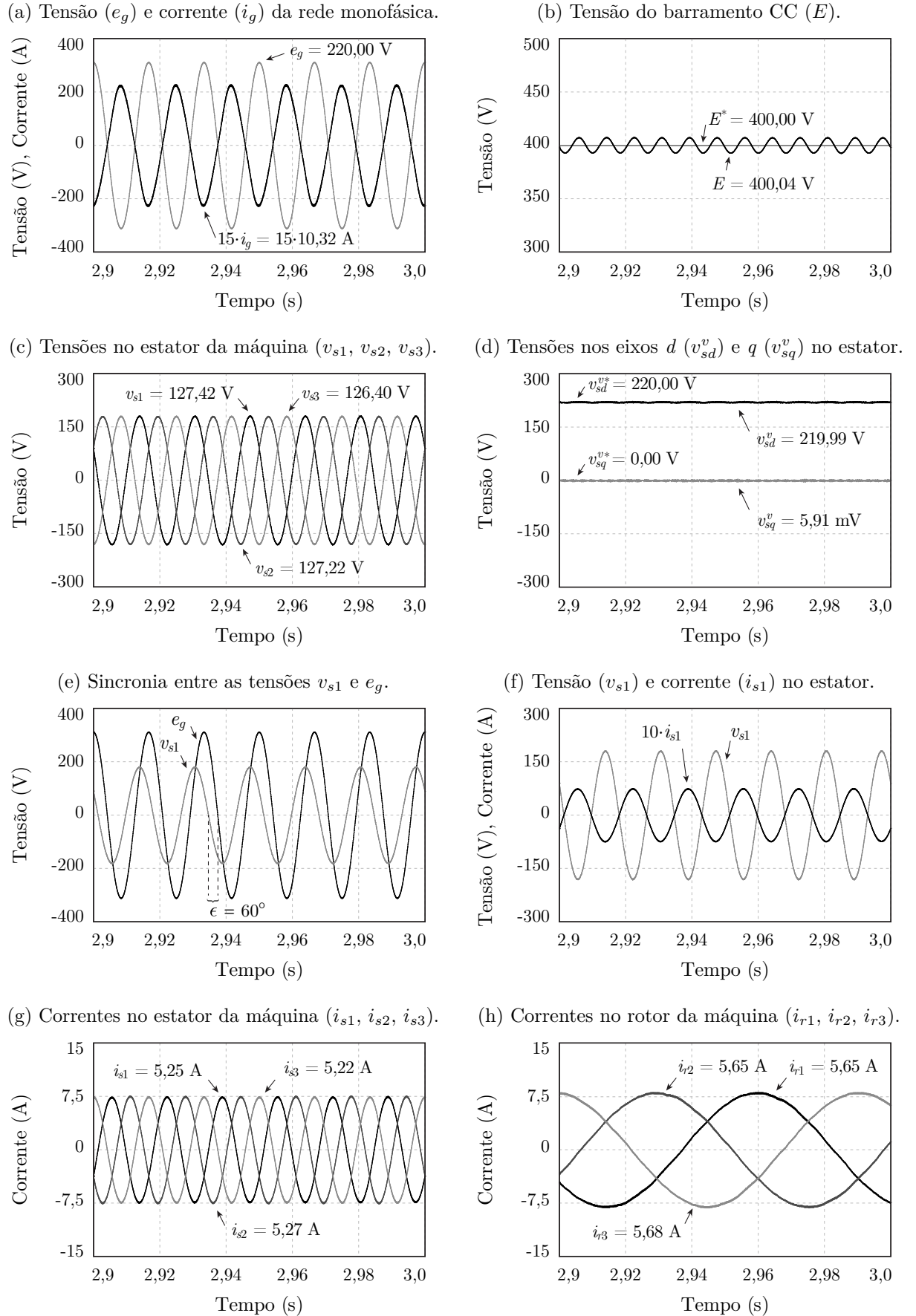
Na Figura 51(a) são mostradas as formas de onda da tensão e corrente na rede monofásica. O gráfico mostra que as duas formas de onda estão defasadas em  $180^\circ$ , indicando que o sistema gera potência com fator de potência unitário. A corrente  $i_g$  apresenta valor *rms* de 10,32 A, e uma THD de 3,99 % em torno da frequência fundamental de 60 Hz. Na Figura 51(b) é mostrado o gráfico da tensão do barramento CC. A tensão  $E$  possui valor médio de 400,04 V, o que mostra que seu valor está seguindo a referência ajustada para 400,00 V. A ondulação máxima da tensão de barramento CC fica em torno de 3,65 %. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do GSC.

Na Figura 51(c) são mostradas as tensões filtradas no estator da máquina. As tensões de fase  $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$  e  $v_{s3}$  apresentam valor *rms* de 127,42 V, 127,22 V e 126,40 V e THD de 0,69 %, 0,70 % e 0,73 %, respectivamente. A Figura 51(d) mostra as tensões do estator controladas nos eixos  $d$  e  $q$ . As tensões  $v_{sd}^v$  e  $v_{sq}^v$  apresentam valores médios de 219,99 V e 5,91 mV. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do SSC. Foi possível obter tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante nos terminais do estator do gerador.

Na Figura 51(e) é mostrada a defasagem entre as formas de onda da tensão da rede elétrica monofásica e a tensão na fase 1 do estator da máquina no lado de baixa tensão do transformador. É possível notar a defasagem de  $\epsilon = 60^\circ$ . Este resultado confirma não só o correto funcionamento da PLL monofásica implementada, como também do controle das tensões executado pelo SSC. Na Figura 51(f) são mostradas as formas de onda da tensão  $v_{s1}^v$  da corrente  $i_{s1}^v$ . As formas de onda defasadas de  $180^\circ$  mostram que o DFIG está gerando potência com fator de potência unitário.

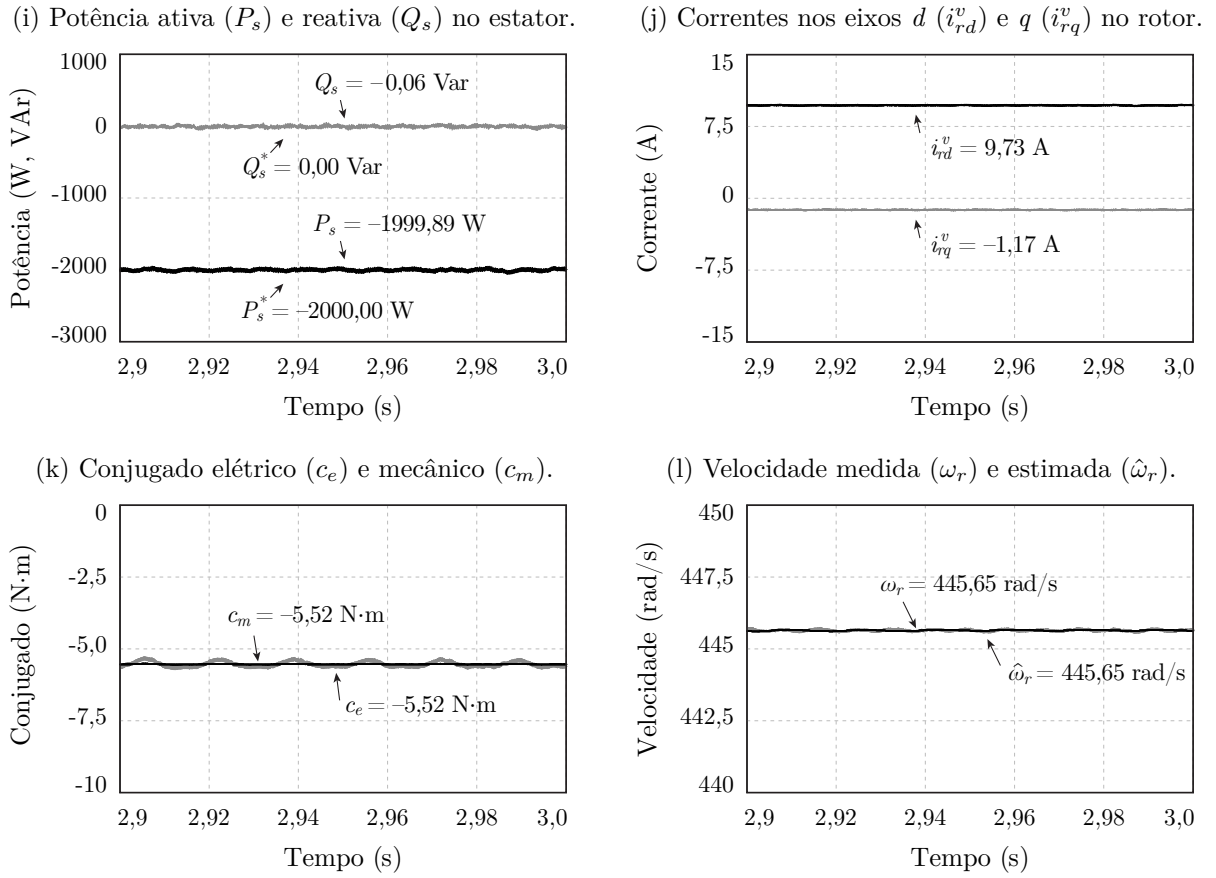
Na Figura 51(g) são mostradas as correntes nos terminais do estator do DFIG. As correntes  $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$  e  $i_{s3}$  apresentam valor *rms* de 5,25 A, 5,27 A e 5,22 A e THD de 1,05 %, 0,86 % e 0,89 %, respectivamente. Isto mostra que as correntes no estator da máquina apresentam forma trifásica senoidal com baixa distorção. Na Figura 51(h) são mostradas as correntes nos terminais do rotor do DFIG. As correntes  $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$  e  $i_{r3}$  apresentam valor *rms* de 5,65 A, 5,68 A e 5,65 A, respectivamente. É possível notar que as correntes do rotor possuem baixa frequência, em torno de 11 Hz.

Figura 51 – Resultados de simulação para topologia 4B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 51 – Resultados de simulação para topologia 4B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Na Figura 51(i) são mostradas as potências ativa e reativa no estator do DFIG. O valor médio de  $P_s$  é  $-1999,89$  W, enquanto o valor médio de  $Q_s$  é  $-0,06$  Var, o que mostra valores seguindo as referências ajustadas para  $P_s^* = -2000,00$  W e  $Q_s^* = 0,00$  Var. Na Figura 51(j) são mostradas as componentes  $dq$  correntes no rotor. Apesar das correntes terem sido controladas no referencial estacionário, foram observadas as formas de onda no referencial da tensão no estator que, devido a sua natureza constante, tornam a visualização mais intuitiva. As correntes  $i_{rd}^v$  e  $i_{rq}^v$  apresentam valor médio de  $9,73$  A e  $-1,17$  A, respectivamente.

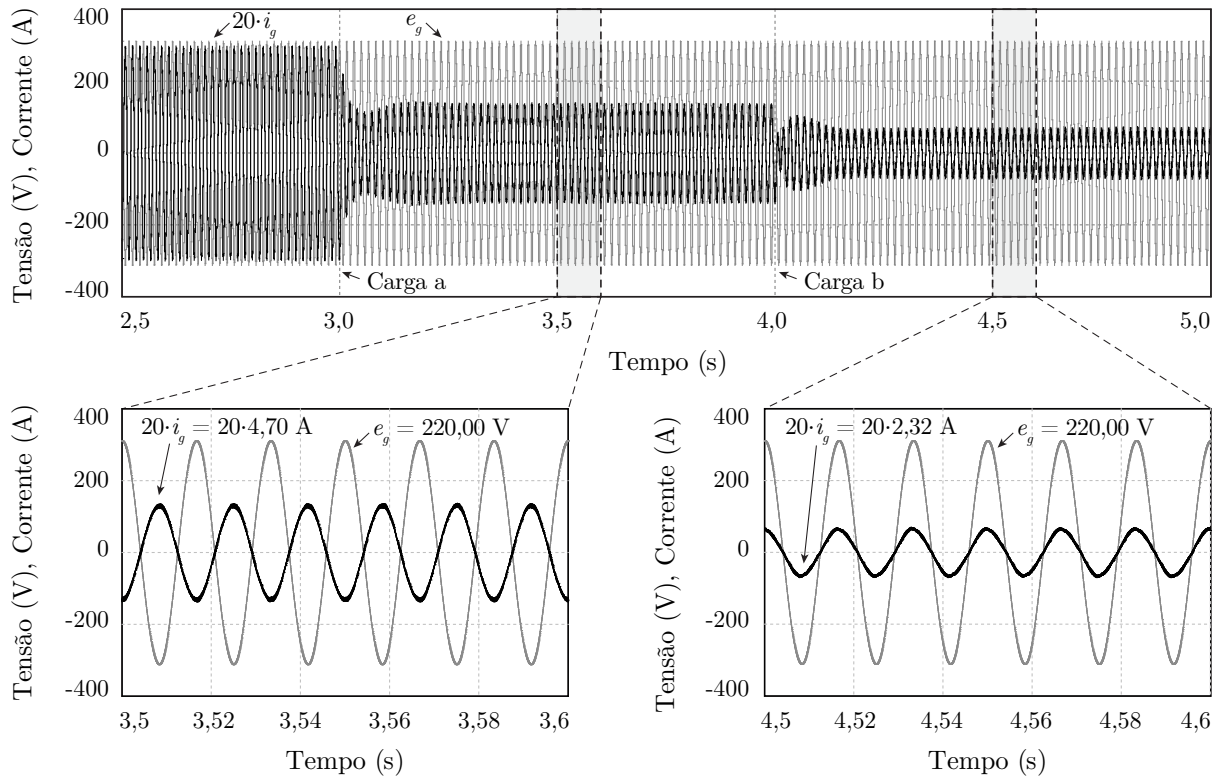
Na Figura 51(k) são mostrados os conjugados elétrico e mecânico da máquina. Como o modelo da máquina simulada não possui perdas por atrito, o conjugado elétrico e o mecânico apresentam o mesmo valor em regime permanente. Suas formas de onda apresenta natureza constante, com valor médio de  $-5,52$  N·m. Por fim, a Figura 51(l) mostra a velocidade mecânica do rotor estimada e medida com sensor de velocidade. As duas formas de onda apresentam valor médio de  $445,65$  rad/s, evidenciando o correto funcionamento do estimador de posição do rotor e velocidade implementado. As simulações apresentadas mostram que o sistema e suas malhas de controle funcionam de acordo com o que foi proposto para a topologia 4B.

#### 4.4.1 Inserção dos perfis de carga

O cenário apresentado é similar ao discutido na topologia 5B. A Figura 52 mostra os gráficos da corrente e tensão na rede monofásica para diferentes momentos. No instante em que apenas a carga a está conectada,  $i_g$  possui valor de 4,70 A *rms*, uma THD de 4,62 %, e 180° de defasagem em relação à tensão. Após conectada a carga b,  $i_g$  assume valor de 2,32 A *rms*, uma THD de 7,13 %, e fica em fase com a tensão, evidenciando que o fluxo de potência foi invertido e o sistema recebe potência da rede ao invés de fornecer.

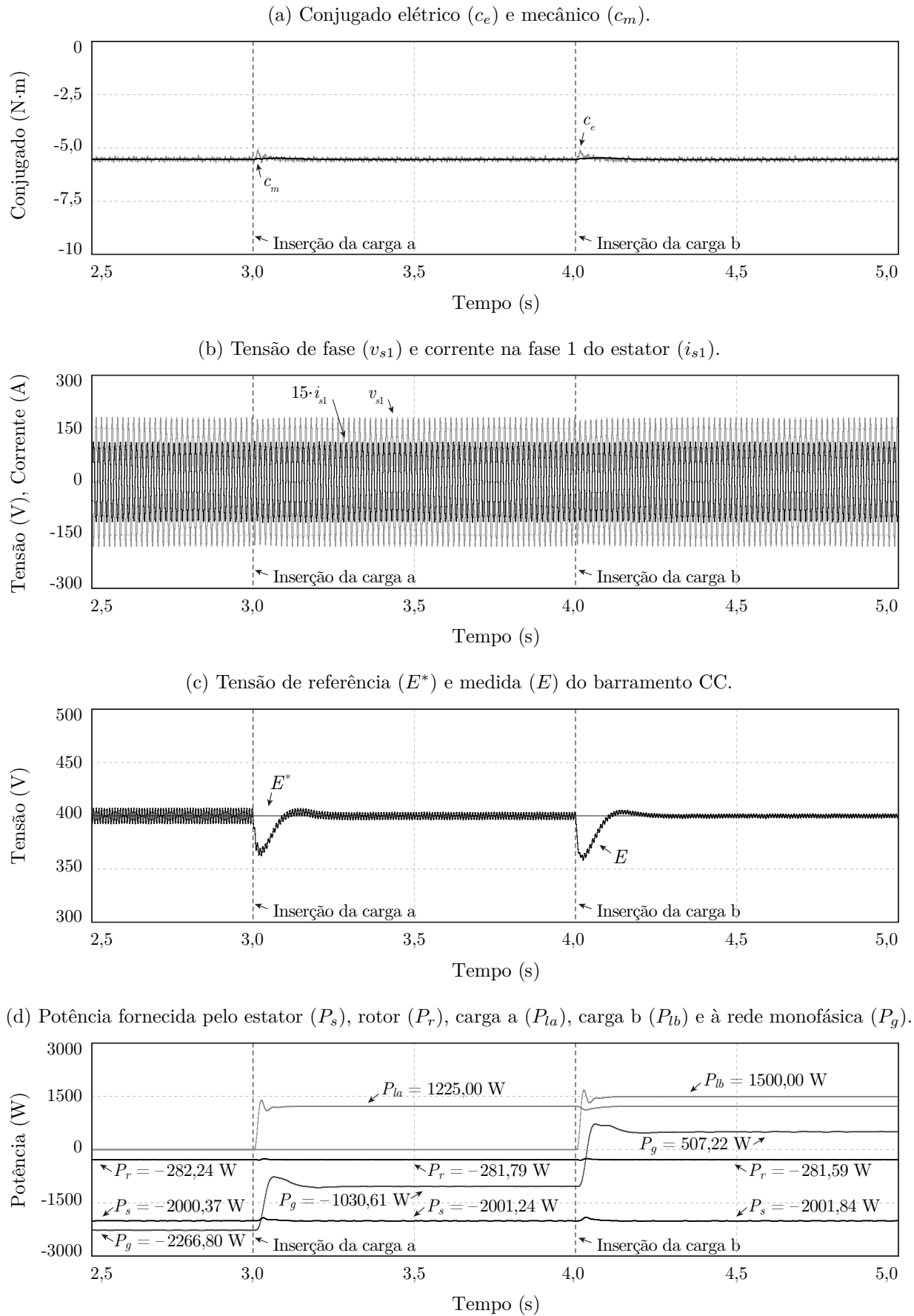
Na Figura 53 são apresentadas as respostas de diversas variáveis do sistema à inserção de diferentes perfis de cargas trifásicas. É possível notar pequenas oscilações transitórias no conjugado elétrico, na tensão e na corrente no estator e na tensão de barramento CC, mas o sistema se estabiliza de forma precisa após alguns instantes. Na Figura 53(d) são apresentados os gráficos que representam os fluxos de potência no sistema.  $P_s$ ,  $P_r$  e  $P_g$  passam de -2000,37 W, -282,24 W e -2266,80 W na situação sem carga para -2001,24 W, -281,79 W e -1030,61 W quando a carga a é ligada ao sistema, e para -2001,84 W, -281,59 W e 507,22 W quando a carga b é ligada ao sistema, respectivamente. A troca de sinal de  $P_g$  mostra que o fluxo de potência foi invertido. Como o sistema opera no modo supersíncrono, o circuito do rotor fornece potência ao sistema. Os resultados de simulação obtidos para a topologia 4B apresentam desempenho semelhante ao apresentado para a topologia 5B.

Figura 52 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 4B.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 53 – Resposta da topologia 4B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.



Fonte: resultados de simulação.

## 4.5 SIMULAÇÃO DA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 3 BRAÇOS

Na Figura 54 são apresentadas simulações para a topologia 3B em regime permanente, com o DFIG operando sem carga e com conjugado constante. Assim como apresentado para a topologias 5B e 4B, foi efetuado o controle da tensão de barramento CC, da corrente inserida na rede monofásica, das potências ativa e reativa e das tensões nos terminais do estator do gerador, conforme discutido nas Figuras 37 e 42. Foram observadas janelas de tempo de 100 ms e de 500 ms, dependendo da dinâmica da variável observada.

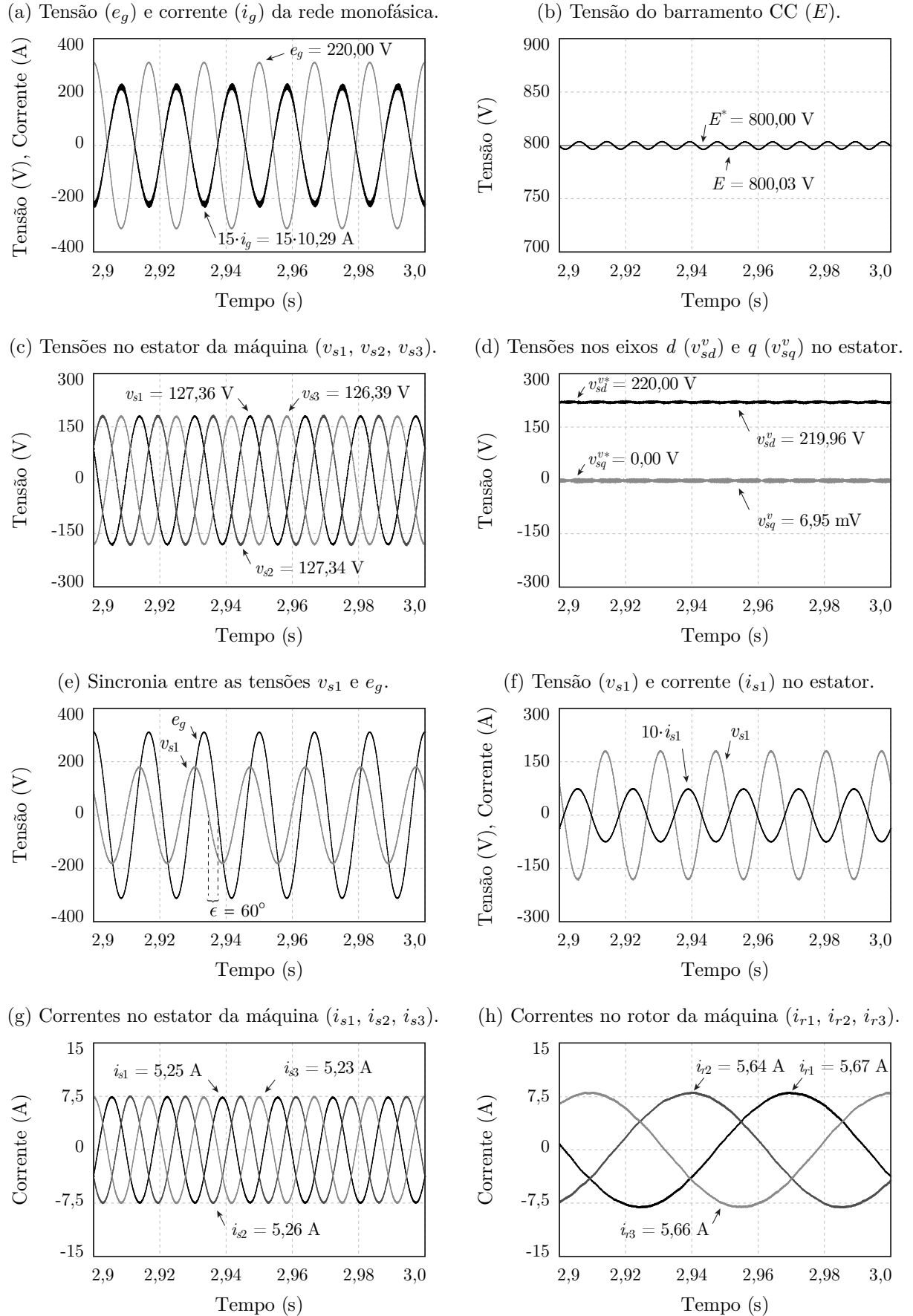
Na Figura 54(a) são mostradas as formas de onda da tensão e corrente na rede monofásica. O gráfico mostra que as duas formas de onda estão defasadas em  $180^\circ$ , indicando que o sistema gera potência com fator de potência unitário. A corrente  $i_g$  apresenta valor *rms* de 10,29 A, e uma THD de 3,68 % em torno da frequência fundamental de 60 Hz. Na Figura 54(b) é mostrado o gráfico da tensão do barramento CC. A tensão  $E$  possui valor médio de 800,03 V, o que mostra que seu valor está seguindo a referência ajustada para 800,00 V. A ondulação máxima da tensão de barramento CC fica em torno de 0,94 %. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do GSC.

Na Figura 54(c) são mostradas as tensões filtradas no estator da máquina. As tensões de fase  $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$  e  $v_{s3}$  apresentam valor *rms* de 127,36 V, 127,34 V e 126,39 V e THD de 1,23 %, 1,62 % e 1,31 %, respectivamente. A Figura 54(d) mostra as tensões do estator controladas nos eixos  $d$  e  $q$ . As tensões  $v_{sd}^v$  e  $v_{sq}^v$  apresentam valores médios de 219,96 V e 6,95 mV. Estes resultados demonstram o correto funcionamento das malhas de controle do SSC. Foi possível obter tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante nos terminais do estator do gerador.

Na Figura 54(e) é mostrada a defasagem entre as formas de onda da tensão da rede elétrica monofásica e a tensão na fase 1 do estator da máquina no lado de baixa tensão do transformador. É possível notar a defasagem de  $\epsilon = 60^\circ$ . Este resultado confirma não só o correto funcionamento da PLL monofásica implementada, como também do controle das tensões executado pelo SSC. Na Figura 54(f) são mostradas as formas de onda da tensão  $v_{s1}^v$  da corrente  $i_{s1}^v$ . As formas de onda defasadas de  $180^\circ$  mostram que o DFIG está gerando potência com fator de potência unitário.

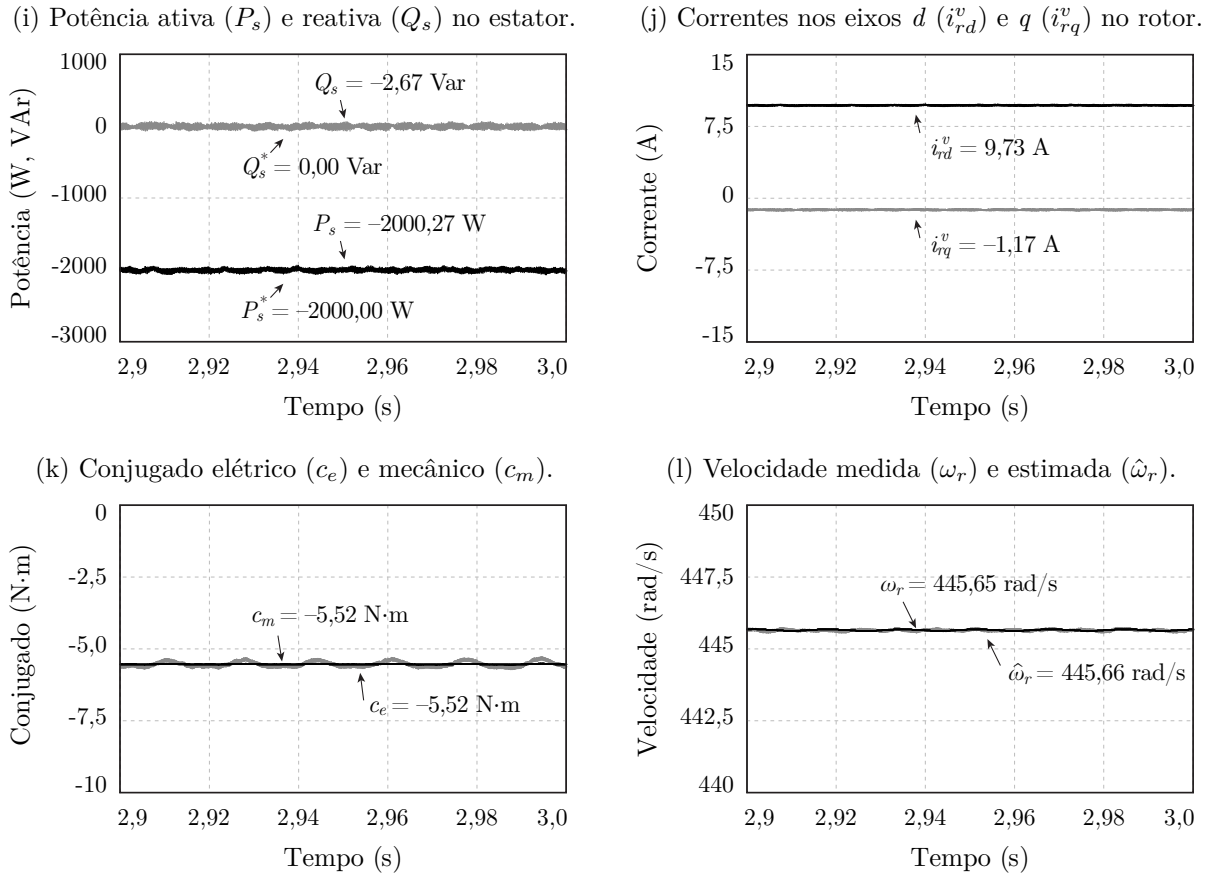
Na Figura 54(g) são mostradas as correntes nos terminais do estator do DFIG. As correntes  $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$  e  $i_{s3}$  apresentam valor *rms* de 5,25 A, 5,26 A e 5,23 A e THD de 0,87 %, 0,74 % e 0,92 %, respectivamente. Isto mostra que as correntes no estator da máquina apresentam forma trifásica senoidal com baixa distorção. Na Figura 54(h) são mostradas as correntes nos terminais do rotor do DFIG. As correntes  $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$  e  $i_{r3}$  apresentam valor *rms* de 5,67 A, 5,66 A e 5,64 A, respectivamente. É possível notar que as correntes do rotor possuem baixa frequência, em torno de 11 Hz.

Figura 54 – Resultados de simulação para topologia 3B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 54 – Resultados de simulação para topologia 3B em regime permanente.



Fonte: resultados de simulação.

Na Figura 54(i) são mostradas as potências ativa e reativa no estator do DFIG. O valor médio de  $P_s$  é  $-2000,27 \text{ W}$ , enquanto o valor médio de  $Q_s$  é  $-2,67 \text{ Var}$ , o que mostra valores seguindo as referências ajustadas para  $P_s^* = -2000,00 \text{ W}$  e  $Q_s^* = 0,00 \text{ Var}$ . Na Figura 54(j) são mostradas as componentes  $dq$  correntes no rotor. Apesar das correntes terem sido controladas no referencial estacionário, foram observadas as formas de onda no referencial da tensão no estator que, devido a sua natureza constante, tornam a visualização mais intuitiva. As correntes  $i_{rd}^v$  e  $i_{rq}^v$  apresentam valor médio de  $9,73 \text{ A}$  e  $-1,17 \text{ A}$ , respectivamente.

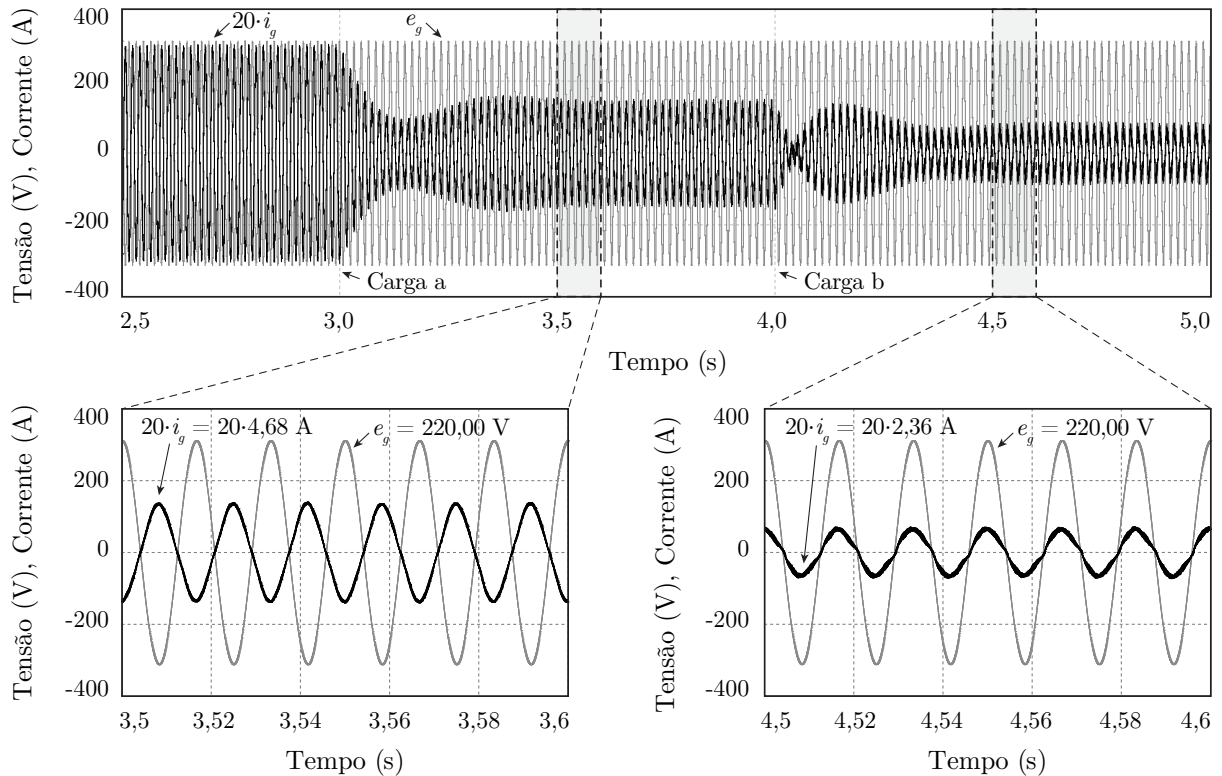
Na Figura 54(k) são mostrados os conjugados elétrico e mecânico da máquina. Como o modelo da máquina simulada não possui perdas por atrito, o conjugado elétrico e o mecânico apresentam o mesmo valor em regime permanente. Suas formas de onda apresenta natureza constante, com valor médio de  $-5,52 \text{ N}\cdot\text{m}$ . Por fim, a Figura 54(l) mostra a velocidade mecânica do rotor estimada e medida com sensor de velocidade. As duas formas de onda apresentam valor médio de  $445,65 \text{ rad/s}$ , evidenciando o correto funcionamento do estimador de posição do rotor e velocidade implementado. As simulações apresentadas mostram que o sistema e suas malhas de controle funcionam de acordo com o que foi proposto para a topologia 3B.

#### 4.5.1 Inserção dos perfis de carga

O cenário apresentado é similar ao discutido na topologia 5B e 4B. A Figura 55 mostra os gráficos da corrente e tensão na rede monofásica para diferentes momentos. No instante em que apenas a carga a está conectada,  $i_g$  possui valor de  $4,68 \text{ A rms}$ , uma THD de  $7,47 \%$ , e  $180^\circ$  de defasagem em relação à tensão. Após conectada a carga b,  $i_g$  assume valor de  $2,36 \text{ A rms}$ , uma THD de  $12,69 \%$ , e fica em fase com a tensão, evidenciando que o fluxo de potência foi invertido e o sistema recebe potência da rede ao invés de fornecer.

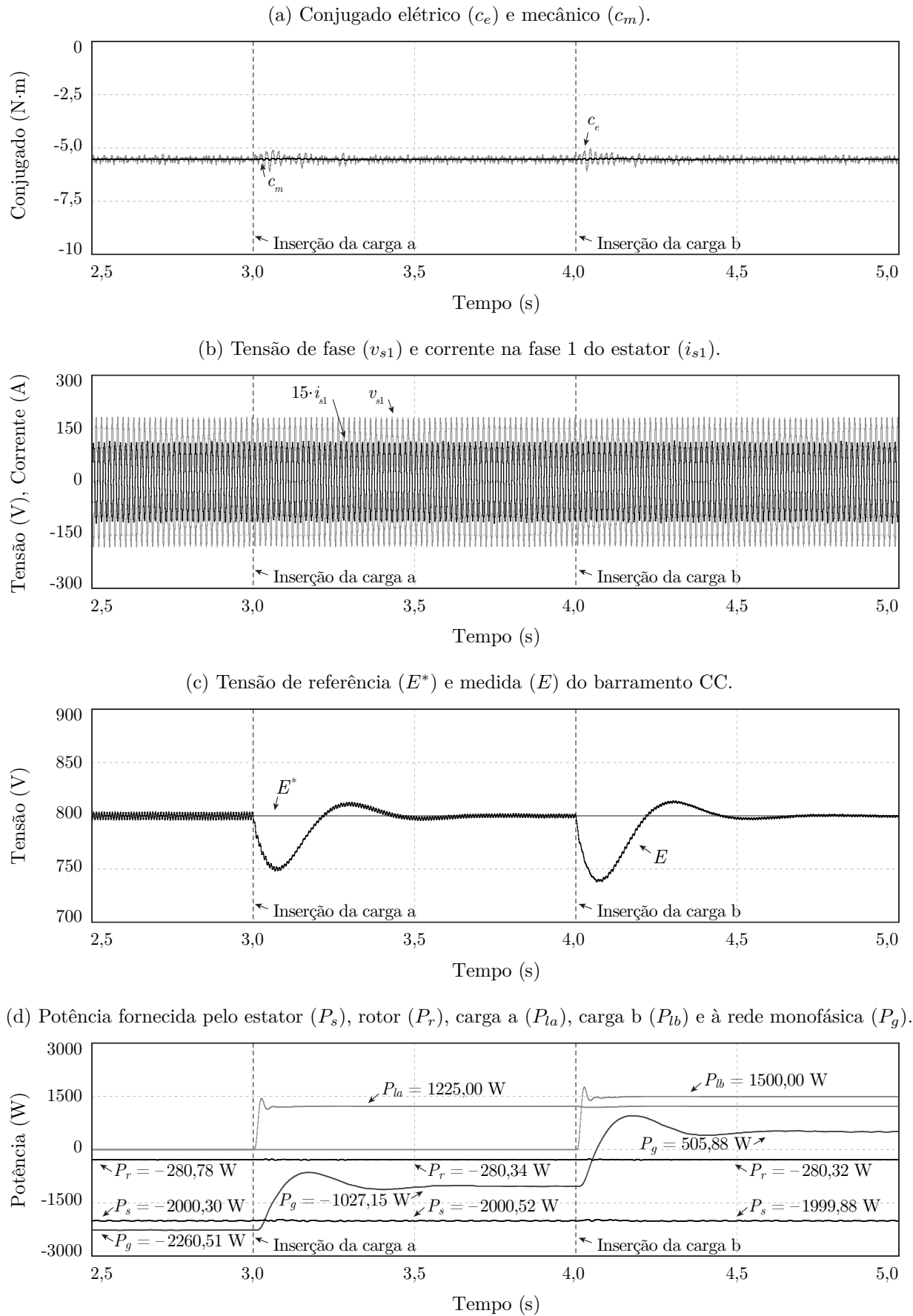
Na Figura 56 são apresentadas as respostas de diversas variáveis do sistema à inserção de diferentes perfis de cargas trifásicas. É possível notar pequenas oscilações transitórias no conjugado elétrico, na tensão e na corrente no estator e na tensão de barramento CC, mas o sistema se estabiliza de forma precisa após alguns instantes. Na Figura 56(d) são apresentados os gráficos que representam os fluxos de potência no sistema.  $P_s$ ,  $P_r$  e  $P_g$  passam de  $-2000,30 \text{ W}$ ,  $-280,78 \text{ W}$  e  $-2260,51 \text{ W}$  na situação sem carga para  $-2000,52 \text{ W}$ ,  $-280,34 \text{ W}$  e  $-1027,15 \text{ W}$  quando a carga a é ligada ao sistema, e para  $-1999,88 \text{ W}$ ,  $-280,32 \text{ W}$  e  $505,88 \text{ W}$  quando a carga b é ligada ao sistema, respectivamente. A troca de sinal de  $P_g$  mostra que o fluxo de potência foi invertido. Como o sistema opera no modo supersíncrono, o circuito do rotor fornece potência ao sistema. Apesar de semelhante ao desempenho apresentado pelas topologias 5B e 4B, a topologia 3B apresenta dinâmica de estabilização mais lenta.

Figura 55 – Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 3B.



Fonte: resultados de simulação.

Figura 56 – Resposta da topologia 3B à inserção de diferentes perfis de cargas lineares.



Fonte: resultados de simulação.

#### 4.6 ESTUDO DE PERDAS NOS CONVERSORES

Nesta seção será estudado o comportamento das topologias propostas em termos da corrente no braço compartilhado e das perdas de potência nos conversores em função do ângulo de sincronia  $\epsilon$ . Os resultados exibidos são para o sistema funcionando sem carga, tal como descrito na caracterização da simulação em regime permanente, com  $P_s = -2000$  W,  $P_r = -280$  W e  $P_g = -2280$  W.

A Tabela 6 mostra os valores *rms* de corrente para cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B. Na primeira e segunda colunas são exibidos o primeiro índice do braço ( $g$ ,  $s$  e  $r$ , para os braços do GSC, SSC e RSC) e o ângulo analisado ( $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$ ,  $90^\circ$ ). Esta informação deve ser cruzada com a topologia (5B, 4B ou 3B) e a numeração do braço a que se refere (1, 2 ou 3). Por exemplo: a corrente que flui pelo braço  $g1$  da topologia 3B para  $\epsilon = 90^\circ$  é 7,08 A; a corrente que flui pelo braço  $s3$  da topologia 5B para  $\epsilon = 45^\circ$  é 3,78 A. Para entender os índices dos braços, ver Figuras 35, 39 e 41 no Capítulo 3.

É possível notar que os valores de corrente nos braços do SSC e RSC não variam em nenhuma das topologias, permanecendo em torno de 3,76 A e 3,88 A, respectivamente. Isto mostra que estes conversores funcionam de forma independente de  $\epsilon$ . Como os conversores GSC e SSC atuam de forma independente na topologia 5B, as correntes não variam em função de  $\epsilon$ , assumindo valores em torno de 7,07 A. Já para as topologias 4B e 3B,  $\epsilon$  passa a influir nos valores de correntes no braço compartilhado  $s$ . Nos dois casos, o menor valor de corrente no braço compartilhado é obtido para  $\epsilon = 60^\circ$ , como discutido no Capítulo 3. Nesta situação, a corrente no braço  $g1$  assume valor semelhante a da topologia 5B, com cerca de 7,10 A, e a corrente do braço compartilhado assume valor em torno de 3,37 A.

Tabela 6 – Valores *rms* de corrente para cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B.

| Braço | $\epsilon$ | 5B     |        |        | 4B     |          |        | 3B     |          |        |
|-------|------------|--------|--------|--------|--------|----------|--------|--------|----------|--------|
|       |            | 1      | 2      | 3      | 1      | 2 ou $s$ | 3      | 1      | 2 ou $s$ | 3      |
| $g$   | $30^\circ$ | 7,07 A | 7,07 A | -      | 7,10 A | 4,51 A   | -      | 7,10 A | 4,47 A   | -      |
|       | $45^\circ$ | 7,07 A | 7,07 A | -      | 7,10 A | 3,77 A   | -      | 7,10 A | 3,74 A   | -      |
|       | $60^\circ$ | 7,07 A | 7,07 A | -      | 7,11 A | 3,37 A   | -      | 7,11 A | 3,38 A   | -      |
|       | $75^\circ$ | 7,07 A | 7,07 A | -      | 7,10 A | 3,49 A   | -      | 7,11 A | 3,53 A   | -      |
|       | $90^\circ$ | 7,03 A | 7,03 A | -      | 7,07 A | 4,06 A   | -      | 7,08 A | 4,13 A   | -      |
| $s$   | $30^\circ$ | 3,74 A | 3,77 A | 3,79 A | 3,74 A | 3,77 A   | -      | 3,75 A | -        | -      |
|       | $45^\circ$ | 3,74 A | 3,78 A | 3,78 A | 3,73 A | 3,78 A   | -      | 3,75 A | -        | -      |
|       | $60^\circ$ | 3,74 A | 3,79 A | 3,77 A | 3,74 A | 3,80 A   | -      | 3,76 A | -        | -      |
|       | $75^\circ$ | 3,75 A | 3,80 A | 3,75 A | 3,75 A | 3,80 A   | -      | 3,76 A | -        | -      |
|       | $90^\circ$ | 3,74 A | 3,77 A | 3,72 A | 3,74 A | 3,77 A   | -      | 3,76 A | -        | -      |
| $r$   | $30^\circ$ | 3,90 A | 3,87 A | 3,89 A | 3,90 A | 3,87 A   | 3,89 A | 3,89 A | 3,86 A   | 3,89 A |
|       | $45^\circ$ | 3,90 A | 3,87 A | 3,88 A | 3,90 A | 3,87 A   | 3,88 A | 3,90 A | 3,86 A   | 3,88 A |
|       | $60^\circ$ | 3,90 A | 3,88 A | 3,88 A | 3,90 A | 3,88 A   | 3,88 A | 3,90 A | 3,87 A   | 3,87 A |
|       | $75^\circ$ | 3,90 A | 3,88 A | 3,87 A | 3,90 A | 3,88 A   | 3,87 A | 3,90 A | 3,88 A   | 3,87 A |
|       | $90^\circ$ | 3,88 A | 3,86 A | 3,84 A | 3,88 A | 3,86 A   | 3,84 A | 3,88 A | 3,86 A   | 3,85 A |

Fonte: resultados de simulação.

As perdas de potência na condução e no chaveamento no Transistor Bipolar de Porta Isolada (*Insulated Gate Bipolar Transistor* - IGBT) e nos diodos associados, para as topologias 5B, 4B, e 3B, foram analisadas de modo a obter as perdas de potência para cada braço dos conversores. O modelo das chaves utilizado foi o *Insulated Gate Bipolar Transistor* (IGBT) SKM50GB12T4 (ver Apêndice A para mais informações).

De forma semelhante à Tabela 6, a Tabela 7 mostra os valores das perdas de potência cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B. É possível notar que os valores são independentes de  $\epsilon$  no SSC e RSC, permanecendo em torno de 36,31 W e 37,45 W, respectivamente, em todas as topologias. Já para o GSC, para as topologias 4B e 3B, as perdas de potência no braço compartilhado variam significativamente com o ângulo de sincronia, apresentando seu menor valor para  $\epsilon = 60^\circ$ , com 18,56 A e 32,84 A, respectivamente. O comportamento dos valores apresentados nas Tabelas 6 e 7 mostra que existe uma correção entre o nível de corrente e perdas de potência: quanto maior o nível de corrente, maiores as perdas de potência nas chaves.

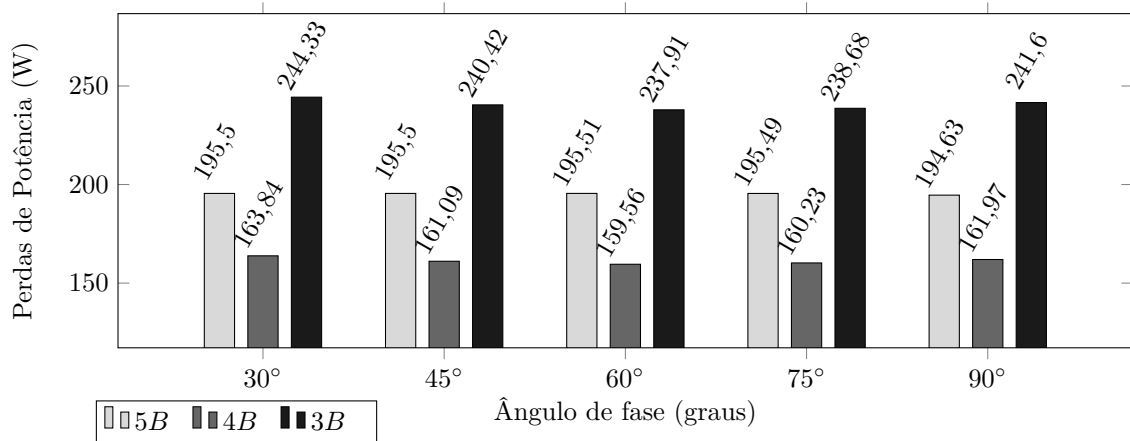
Tabela 7 – Perdas de potência para cada braço das topologias 5B, 4B, e 3B

| Braço | $\epsilon$ | 5B [W] |       |       | 4B [W] |        |       | 3B [W] |        |       |
|-------|------------|--------|-------|-------|--------|--------|-------|--------|--------|-------|
|       |            | 1      | 2     | 3     | 1      | 2 ou s | 3     | 1      | 2 ou s | 3     |
| g     | 30°        | 33,22  | 33,22 | -     | 33,21  | 21,60  | -     | 56,22  | 37,40  | -     |
|       | 45°        | 33,22  | 33,22 | -     | 33,42  | 19,20  | -     | 56,54  | 33,73  | -     |
|       | 60°        | 33,22  | 33,22 | -     | 33,40  | 18,56  | -     | 56,67  | 32,84  | -     |
|       | 75°        | 33,22  | 33,22 | -     | 33,37  | 20,18  | -     | 56,78  | 35,29  | -     |
|       | 90°        | 33,08  | 33,08 | -     | 33,35  | 23,27  | -     | 56,34  | 39,65  | -     |
| s     | 30°        | 21,41  | 21,47 | 21,51 | 21,35  | 21,43  | -     | 36,28  | -      | -     |
|       | 45°        | 21,40  | 21,50 | 21,48 | 21,41  | 21,53  | -     | 36,38  | -      | -     |
|       | 60°        | 21,41  | 21,52 | 21,45 | 21,39  | 21,52  | -     | 36,35  | -      | -     |
|       | 75°        | 21,44  | 21,53 | 21,42 | 21,36  | 21,51  | -     | 36,31  | -      | -     |
|       | 90°        | 21,37  | 21,41 | 21,30 | 21,30  | 21,26  | -     | 36,31  | -      | -     |
| r     | 30°        | 21,63  | 21,45 | 21,59 | 21,56  | 21,46  | 21,36 | 37,39  | 37,22  | 37,09 |
|       | 45°        | 21,64  | 21,48 | 21,56 | 21,64  | 21,55  | 21,48 | 37,49  | 37,32  | 37,23 |
|       | 60°        | 21,64  | 21,52 | 21,52 | 21,64  | 21,52  | 21,52 | 37,49  | 37,26  | 37,30 |
|       | 75°        | 21,64  | 21,55 | 21,48 | 21,64  | 21,48  | 21,56 | 37,48  | 37,21  | 37,35 |
|       | 90°        | 21,56  | 21,45 | 21,36 | 21,63  | 21,45  | 21,58 | 37,45  | 37,17  | 37,41 |

Fonte: dados de simulação.

A Figura 57 contabiliza as perdas totais de potência para as topologias 5B, 4B e 3B. É possível notar que a topologia 4B apresenta os menores valores de perdas de potência, inferiores que as perdas apresentadas na topologia 5B e 3B. Isto se deve a esta topologia apresentar um braço a menos que a topologia 5B, mantendo a mesma tensão de barramento CC. Já a topologia 3B apresenta as maiores perdas de potência, dentre as topologias comparadas. Apesar desta configuração possuir 2 braços a menos que a topologia 5B e um braço a menos que a topologia 4B, a tensão de barramento CC exigida é de pelo menos duas vezes a exigida pelas outras configurações, justificando as altas perdas de potência.

Figura 57 – Perdas totais de potência nas topologias 5B, 4B e 3B.



Fonte: dados de simulação.

## 4.7 CONCLUSÃO

Neste capítulo foram apresentados resultados de simulação para as três topologias propostas. Foram analisados resultados em regime permanente, além de resultados para variações de referência do controle de velocidade e inserção de perfis de cargas trifásicas. Em todas essas situações, as três topologias apresentaram desempenho similar. As diferenças mais notáveis foram: maiores níveis de distorção nas tensões nos terminais do estator do gerador para a topologia 3B e uma dinâmica mais lenta na estabilização de potência quando são inseridas cargas na topologia 3B. Foi feito o estudo dos níveis de corrente e das perdas nos conversores de potência, mostrando que existe uma relação entre estes dois parâmetros. A topologia 4B apresentou as menores perdas de potência, dentre as três topologias propostas. A Tabela 8 compara as três topologias propostas em torno do número de chaves, da corrente no braço compartilhado, dos níveis mínimos de tensão no barramento CC requeridos e das perdas de potência para  $\epsilon = 60^\circ$ .

Tabela 8 – Comparação entre as três topologias de conversores propostas.

| Parâmetro                                     | 5B           | 4B                    | 3B                    |
|-----------------------------------------------|--------------|-----------------------|-----------------------|
| Número de chaves                              | 16           | 14                    | 12                    |
| Menor corrente de braço compartilhado         | independente | $\epsilon = 60^\circ$ | $\epsilon = 60^\circ$ |
| Tensão de barramento                          | 1 pu         | 1 pu                  | 2 pu                  |
| Perdas de potência para $\epsilon = 60^\circ$ | 195,51 W     | 159,56 W              | 237,91 W              |

Fonte: elaborado pelo autor.

## 5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

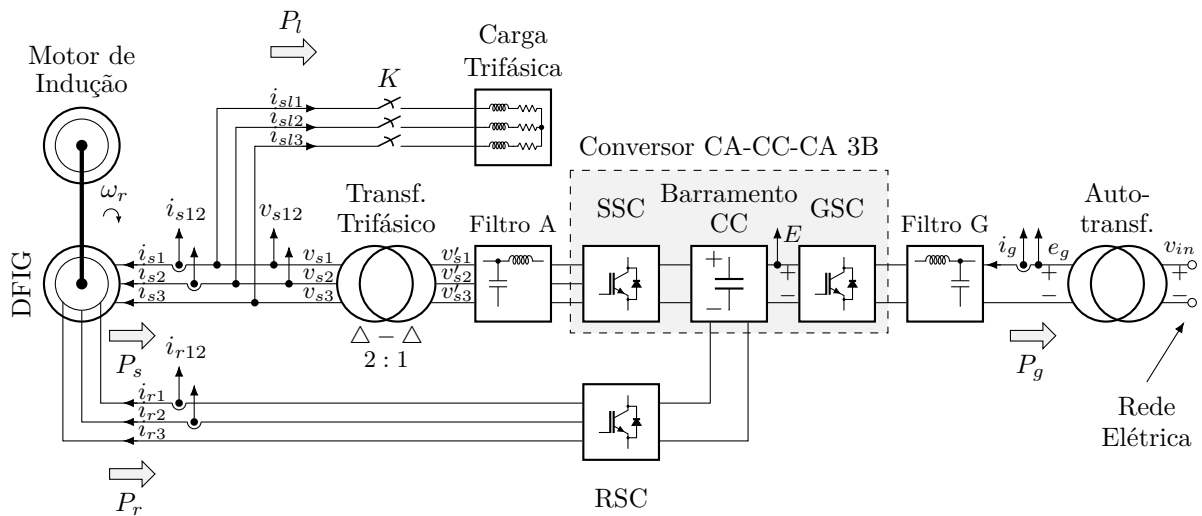
### 5.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados experimentais para a topologia utilizando o conversor de três braços, servindo de interface de ligação entre o Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG) à rede monofásica. Inicialmente, na caracterização do experimento, serão descritos os equipamentos utilizados na montagem, bem como algumas das soluções encontradas para a adequação da proposta às estruturas disponíveis no laboratório. Os experimentos foram organizados em duas situações análogas às observadas no capítulo de resultados de simulação: em regime permanente e com inserção de carga trifásica. Na situação com inserção de carga, foi observado o caso onde a conexão da carga trifásica linear predominantemente resistiva provoca inversão do fluxo de potência da rede elétrica monofásica.

### 5.2 CARACTERIZAÇÃO DO EXPERIMENTO

De modo a verificar o funcionamento das topologias propostas, foi montado o experimento conforme esquema ilustrado na Figura 58. O experimento foi baseado no Processador Digital de Sinais (*Digital Signal Processor - DSP*) TMS320F28335 equipado com seis sensores de corrente e seis sensores de tensão. O osciloscópio utilizado na aquisição dos resultados foi o Agilent modelo DSO-X 3014A 100 MHz. Devido às limitações no número de braços disponíveis na bancada experimental utilizada, só foi realizada a montagem da topologia 3B.

Figura 58 – Diagrama da montagem experimental para a topologia 3B.



Fonte: elaborado pelo autor.

No experimento foi feito o controle de potência ativa e reativa do DFIG com referências  $P_s^* = -500 \text{ W}$   $Q_s^* = 0 \text{ Var}$ . Foram utilizados cinco sensores de corrente e quatro sensores de tensão, onde foram medidas as correntes do estator ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ), as correntes do rotor ( $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$ ), a corrente da rede elétrica monofásica ( $e_g$ ), as tensões do estator ( $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ), a tensão de barramento ( $E$ ) e a tensão da rede ( $e_g$ ). As correntes  $i_{s3}$  e  $i_{r3}$ , assim como a tensão  $v_{s3}$ , foram estimadas a partir das medições, supondo que as formas de onda são equilibradas. A tensão da rede monofásica foi ajustada por um autotransformador na entrada do sistema para o valor de  $e_g = 127 \text{ V}$ . O ângulo de sincronia entre a tensão da rede elétrica e as tensões de referência do SSC foi  $\epsilon = 60^\circ$ . Parâmetros mais detalhados da realização do experimento podem ser vistos na Tabela 9.

Tabela 9 – Parâmetros utilizados para realização do experimento.

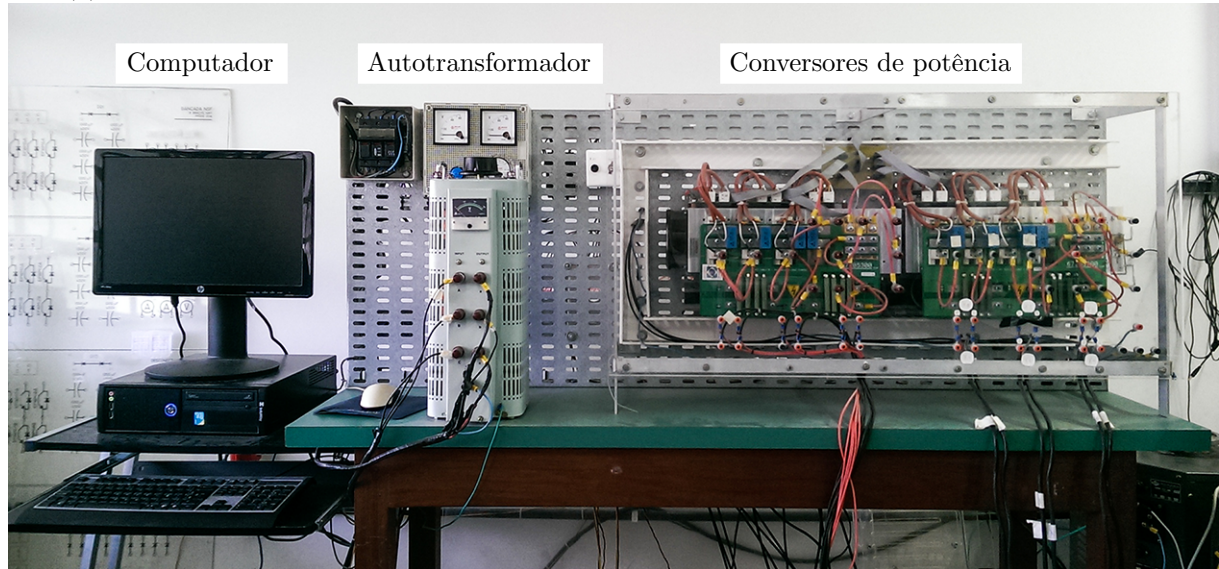
|            | Parâmetro                            | Valor              |
|------------|--------------------------------------|--------------------|
| $e_g$      | Tensão <i>rms</i> da rede monofásica | 127 V              |
| $v_{s1}^*$ | Tensão <i>rms</i> de fase no estator | 127,02 V           |
| $P_s^*$    | Potência ativa de referência         | -500 W             |
| $Q_s^*$    | Potência reativa de referência       | 0 Var              |
| $E^*$      | Tensão do barramento CC              | 400 V              |
| $C$        | Capacitância do barramento CC        | 4400 $\mu\text{F}$ |
| $f_g$      | Frequência da rede monofásica        | 60 Hz              |
| $f_s^*$    | Frequência imposta no estator        | 60 Hz              |
| $f_c$      | Frequência de chaveamento            | 10 kHz             |
| $\epsilon$ | Ângulo de sincronia                  | $60^\circ$         |

Fonte: elaborado pelo autor.

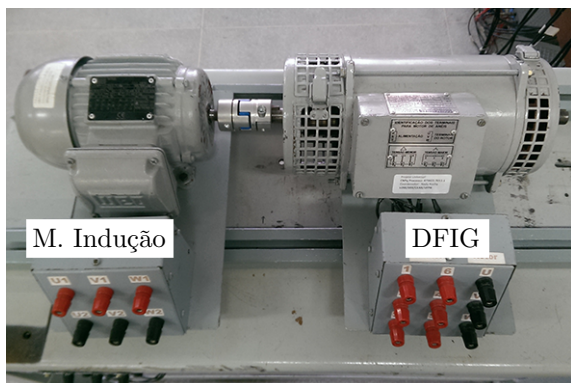
Na Figura 59 são mostrados alguns dos equipamentos utilizados na montagem experimental. Foi utilizada uma bancada experimental de potência conforme ilustrada na Figura 59(a). Por ser de uso geral genérico, não foram feitos os projeto de parâmetros dos elementos que constituem a bancada. Esta é formada por dois conjuntos de potência compostos por três braços, totalizando seis braços de potência. As chaves presentes na bancada são da fabricante *Semikron* modelo SKM50GB123D. Cada módulo conta com capacitores de barramento com capacitância total de 4400  $\mu\text{F}$  com acesso ao ponto central. A tensão nominal máxima que o banco de capacitores suporta é 900 V. Como a tensão nominal de alimentação do estator do gerador utilizado era de 220 V, a tensão mínima de barramento necessária seria de 390 V para um índice de modulação de 0,8. Como a topologia 3B opera com tensão de barramento dobrada, a tensão mínima necessária para a montagem seria de 780 V, muito próximo do limite máximo suportado pelo barramento. Por este motivo, escolheu-se manter a referência da tensão de barramento CC com  $E^* = 400 \text{ V}$  e as tensões de linha geradas pelo SSC com  $v'_{s123} = 110 \text{ V}$ . Foi utilizado um transformador com relação 1:2, com esquema de ligação delta-delta, para alcançar a tensão nominal de alimentação do DFIG de  $v_{s123} = 220 \text{ V}$ .

Figura 59 – Fotografia dos equipamentos utilizados para realização do experimento.

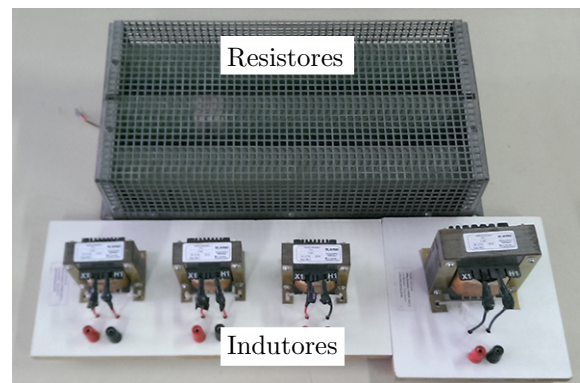
(a) Computador, autotransformador para ligação com a rede elétrica e bancada experimental.



(b) Acoplamento entre a máquina de indução trifásica e o DFIG.



(c) Banco de resistores e indutores utilizados para construção da carga e dos filtros.



Fonte: do próprio autor.

O DFIG utilizado na montagem é uma máquina de 0,56 kW e 220 V ligado em delta, conforme parâmetros da Tabela 10. Já a máquina primária, responsável por fornecer potência mecânica ao sistema de geração, é um motor de indução tipo rotor gaiola de esquilo de 0,55 kW e 220 V ligado em delta, conforme parâmetros da Tabela 11. Dada a indisponibilidade de um sensor de velocidade, a posição do rotor foi estimada conforme técnica discutida na seção 2.5.

Na montagem dos filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede (Filtro G) foram utilizadas associações de indutores, tais como os da Figura 59(c), de 2 mH e 6 mH em série para atingir os valores exibidos na Tabela 12. Além dos parâmetros discutidos nos Capítulos 3 e 4, foi adicionado um capacitor em paralelo à entrada do autotransformador que faz a interface com a rede elétrica, com objetivo de diminuir as distorções inseridas na tensão da rede elétrica devido ao chaveamento.

Tabela 10 – Dados parametrizados do DFIG utilizado no experimento.

|               | Parâmetro                                 | Valor           |
|---------------|-------------------------------------------|-----------------|
| $P_n$         | Potência nominal                          | 0,56 kW/0,75 HP |
| $r_s$         | Resistência ohmica estatórica             | 15,10 $\Omega$  |
| $l_s$         | Indutância de dispersão estatórica        | 39,9 mH         |
| $r_r$         | Resistência ohmica rotórica               | 6,22 $\Omega$   |
| $l_r$         | Indutância de dispersão rotórica          | 39,9 mH         |
| $l_m$         | Indutância mútua                          | 523,8 mH        |
| $v_{sn}$      | Tensão nominal do estator                 | 220 V/380 V     |
| $v_{sr}$      | Tensão nominal do rotor                   | 200 V           |
| $i_{sn}$      | Corrente nominal do estator (220 V/380 V) | 1,9 A/1,1 A     |
| $i_{rn}$      | Corrente nominal do rotor                 | 1,8 A           |
| $\omega_{rn}$ | Rotações por minuto                       | 3815 rpm        |
| $f_n$         | Frequência nominal                        | 60 Hz           |
| FP            | Fator de potência                         | 0,77            |
| $p$           | Número de pólos                           | 2               |

Fonte: elaborado pelo autor.

Tabela 11 – Dados de catálogo e placa de identificação do motor de indução tipo gaiola de esquilo.

|               | Parâmetro                      | Valor           |
|---------------|--------------------------------|-----------------|
| $P_n$         | Potência nominal               | 0,55 kW/0,75 HP |
| $c_n$         | Conjugado nominal              | 0,158 kgf · m   |
| $i_p/i_n$     | Corrente com rotor bloqueado   | 5,6             |
| $c_p/c_n$     | Conjugado de partida           | 2,3             |
| $c_m/c_n$     | Conjugado máximo               | 2,4             |
| $\omega_{rn}$ | Rotações por minuto            | 3400 rpm        |
| $\eta$        | Rendimento                     | 70,0 %          |
| FP            | Fator de potência              | 0,85            |
| $f_n$         | Frequência nominal             | 60 Hz           |
| $v_{sn}$      | Tensão nominal                 | 220 V/380 V     |
| $i_{sn}$      | Corrente nominal (220 V/380 V) | 2,43 A/1,41 A   |

Fonte: WEG (2017).

Tabela 12 – Parâmetros dos filtros do lado do estator (Filtro A) do lado da rede (Filtro G) utilizados no experimento.

|       | Parâmetro                | Valor     |
|-------|--------------------------|-----------|
| $l_g$ | Indutância do filtro G   | 12 mH     |
| $c_g$ | Capacitância do filtro G | 5 $\mu$ F |
| $l_a$ | Indutância do filtro A   | 4 mH      |
| $c_a$ | Capacitância do filtro A | 5 $\mu$ F |

Fonte: elaborado pelo autor.

A carga trifásica utilizada no experimento foi montada a partir de dois bancos de resistores trifásicos, tais como os da Figura 59(c), de 150  $\Omega$  ligados em paralelo, em conjunto com um indutor de 2 mH em série. A carga foi acionada através de um contator trifásico, com bobina ligada à um disjuntor para acionamento manual. A carga tem um perfil altamente resistivo, com 650 W para uma tensão de linha de 220 V. Os parâmetros foram organizados na Tabela 13.

Tabela 13 – Perfil de carga utilizado no experimento.

|       | Parâmetro                      | Valor       |
|-------|--------------------------------|-------------|
| $P_l$ | Potência da carga trifásica    | 650 W       |
| $r_l$ | Resistência da carga trifásica | $75 \Omega$ |
| $l_l$ | Indutância da carga trifásica  | 2 mH        |

Fonte: elaborado pelo autor.

### 5.3 EXPERIMENTO PARA TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 3B

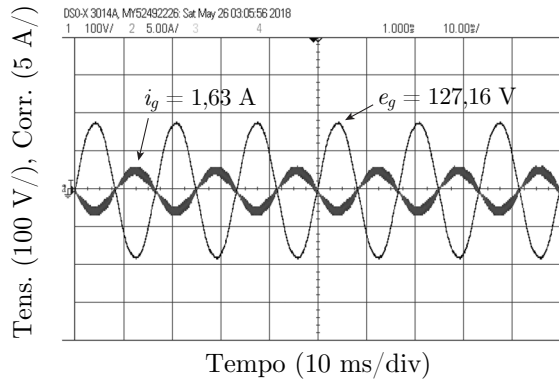
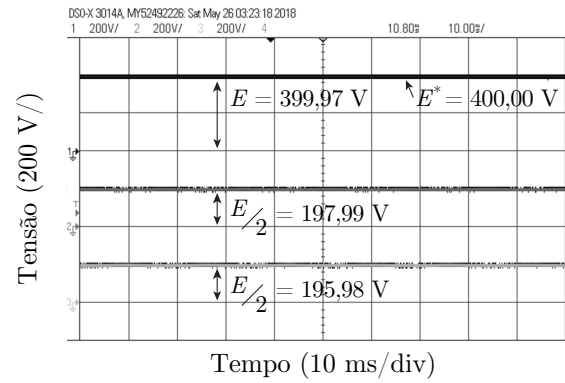
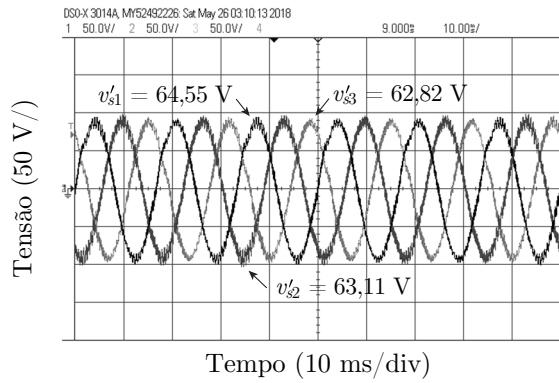
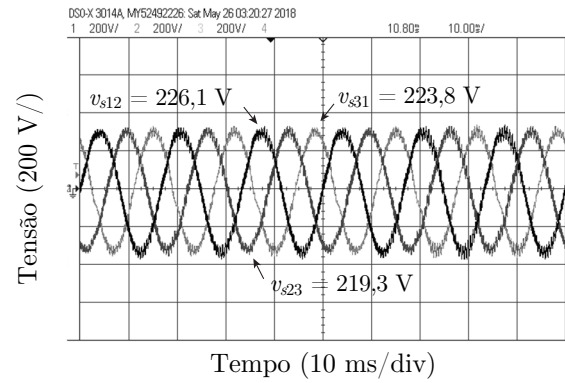
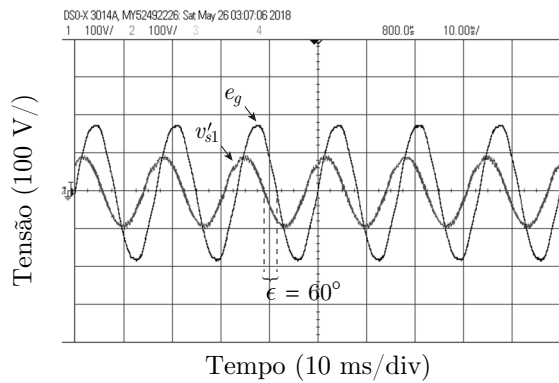
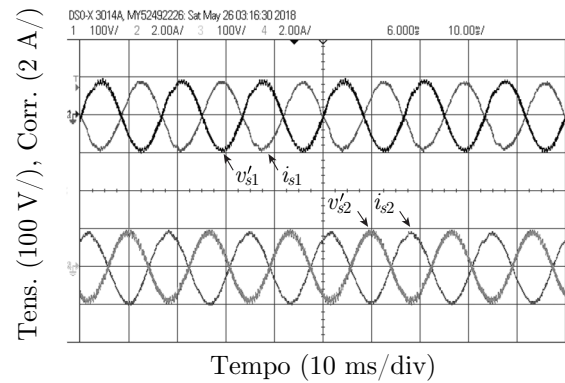
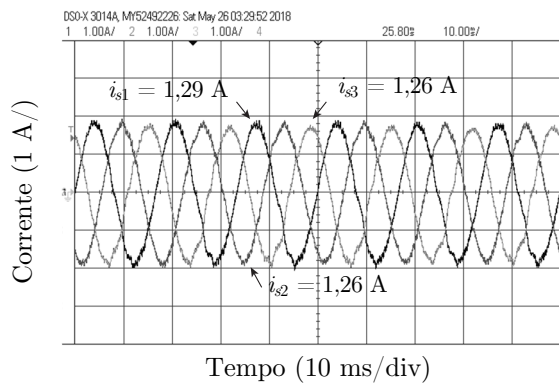
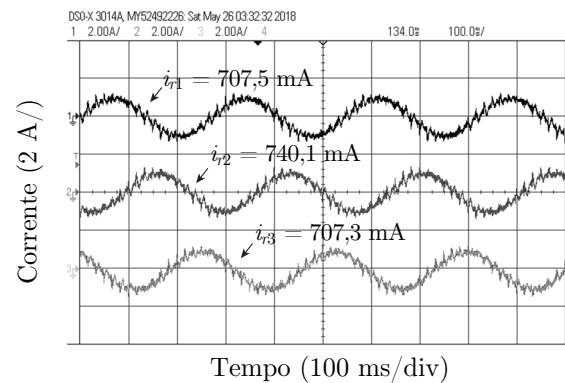
Na Figura 60 são apresentados os resultados experimentais obtidos para a topologia 3B em regime permanente, com o DFIG operando sem carga e com conjugado constante. As referências para o controle das potências do estator foram ajustadas de modo que a máquina opere com fator de potência unitário, com  $Q_s^* = 0$  Var. Com relação à potência ativa, sua referência foi ajustada para  $P_s^* = -500$  W. Foram observadas janelas de tempo de 100 ms e de 1 s, dependendo da dinâmica da variável observada.

Na Figura 60(a) são mostradas as formas de onda da tensão e corrente na rede monofásica. O gráfico mostra que as duas formas de onda estão defasadas em  $180^\circ$ , indicando que o sistema gera potência com fator de potência unitário. A tensão  $e_g$  apresenta valor *rms* de 127,16 V. A corrente  $i_g$  apresenta valor *rms* de 1,63 A. Na Figura 60(b) são mostradas as formas de onda da tensão de barramento CC, bem como as tensões entre o capacitor superior e inferior e o ponto central. A tensão  $E$  tem valor medido igual a 399,97 V, enquanto as tensões  $E/2$  tem valor de 197,99 V e 195,98 V. Estes resultados mostram que a tensão de barramento está sendo controlada para seu valor de referência e a tensão sobre os capacitores do barramento é simétrica.

Na Figura 60(c) são mostradas as tensões de fase após o Filtro A no lado de baixa tensão do transformador. As tensões de linha  $v'_{s1}$ ,  $v'_{s2}$  e  $v'_{s3}$  apresentam valor *rms* de 64,55 V, 63,11 V e 62,82 V, respectivamente. Na Figura 60(d) são mostradas as tensões de linha no estator do gerador no lado de alta tensão do transformador. As tensões de linha  $v_{s12}$ ,  $v_{s23}$  e  $v_{s31}$  apresentam valor *rms* de 226,1 V, 219,3 V e 223,8 V, respectivamente. É possível observar que foram obtidas tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante nos terminais do estator do gerador.

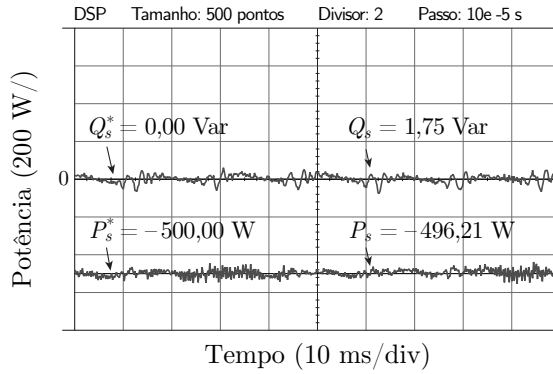
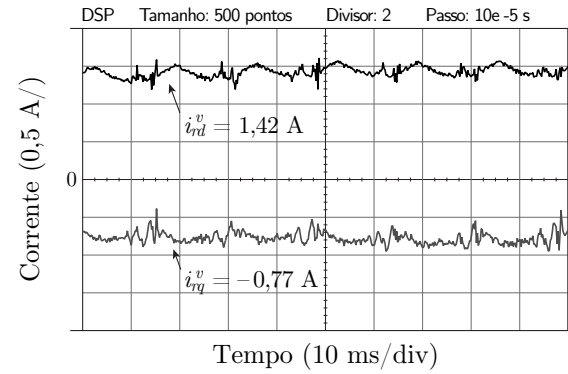
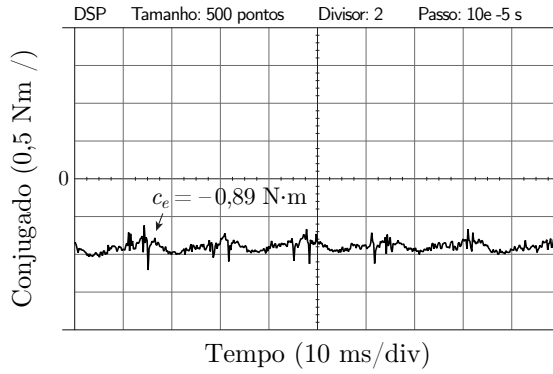
Na Figura 60(e) é mostrada a defasagem entre as formas de onda da tensão da rede elétrica monofásica e a tensão na fase 1 do estator da máquina no lado de baixa tensão do transformador. É possível notar a defasagem de  $\epsilon = 60^\circ$ . Este resultado confirma não só o correto funcionamento da PLL monofásica implementada, como também do controle das tensões executado pelo SSC. Na Figura 60(f) são mostradas as formas de onda das tensões no lado de baixa tensão do transformador e das correntes nos terminais do estator do gerador. As formas de onda defasadas de  $180^\circ$  mostram que o DFIG está gerando potência com fator de potência unitário.

Figura 60 – Resultados experimentais para a topologia 3B sem carga em regime permanente.

(a) Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica.(b) Tensões do barramento CC ( $E$ ).(c) Tensões de fase do gerador ( $v'_{s1}$ ,  $v'_{s2}$ ,  $v'_{s3}$ ).(d) Tensões de linha do gerador ( $v_{s12}$ ,  $v_{s23}$ ,  $v_{s31}$ ).(e) Sincronia entre as tensões  $v'_{s1}$  e  $e_g$ .(f) Tensões ( $v'_{s1}$ ,  $v'_{s2}$ ) e correntes ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ).(g) Correntes no estator do gerador ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ,  $i_{s3}$ ).(h) Correntes no rotor do gerador ( $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$ ,  $i_{r3}$ ).

Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Figura 60 – Resultados experimentais para a topologia 3B sem carga em regime permanente.

(i) Potência ativa ( $P_s$ ) e reativa ( $Q_s$ ) no estator.(j) Correntes nos eixos  $d$  ( $i_{rd}^v$ ) e  $q$  ( $i_{rq}^v$ ) no rotor.(k) Conjugado elétrico ( $c_e$ ).(l) Velocidade mecânica do rotor ( $\omega_r$ ).

Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Na Figura 60(g) são mostradas as correntes nos terminais do estator do DFIG. As correntes  $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$  e  $i_{s3}$  apresentam valor *rms* de 1,29 A, 1,26 A e 1,26 A, respectivamente. Na Figura 60(h) são mostradas as correntes nos terminais do rotor do DFIG. As correntes  $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$  e  $i_{r3}$  apresentam valor *rms* de 707,5 mA, 740,1 mA e 707,3 mA, respectivamente. É possível notar que as correntes do rotor possuem baixa frequência, em torno de 4 Hz.

Na Figura 60(i) são mostradas as potências ativa e reativa no estator do DFIG, calculadas através das Equações (2.78) e (2.79) e armazenadas num vetor de 500 posições na memória do DSP. O valor médio de  $P_s$  é  $-496,21 \text{ W}$ , enquanto o valor médio de  $Q_s$  é  $1,75 \text{ Var}$ . É possível notar que as malhas de controle de potência funcionam adequadamente, evidenciando a operação do gerador próximo ao fator de potência unitário. Na Figura 60(j) são mostradas as componentes  $dq$  correntes no rotor. Apesar das correntes terem sido controladas no referencial estacionário, foram observadas as formas de onda no referencial da tensão no estator que, devido a sua natureza constante, tornam a visualização mais intuitiva. As correntes  $i_{rd}^v$  e  $i_{rq}^v$  apresentam valor médio de  $1,42 \text{ A}$  e  $-0,77 \text{ A}$ .

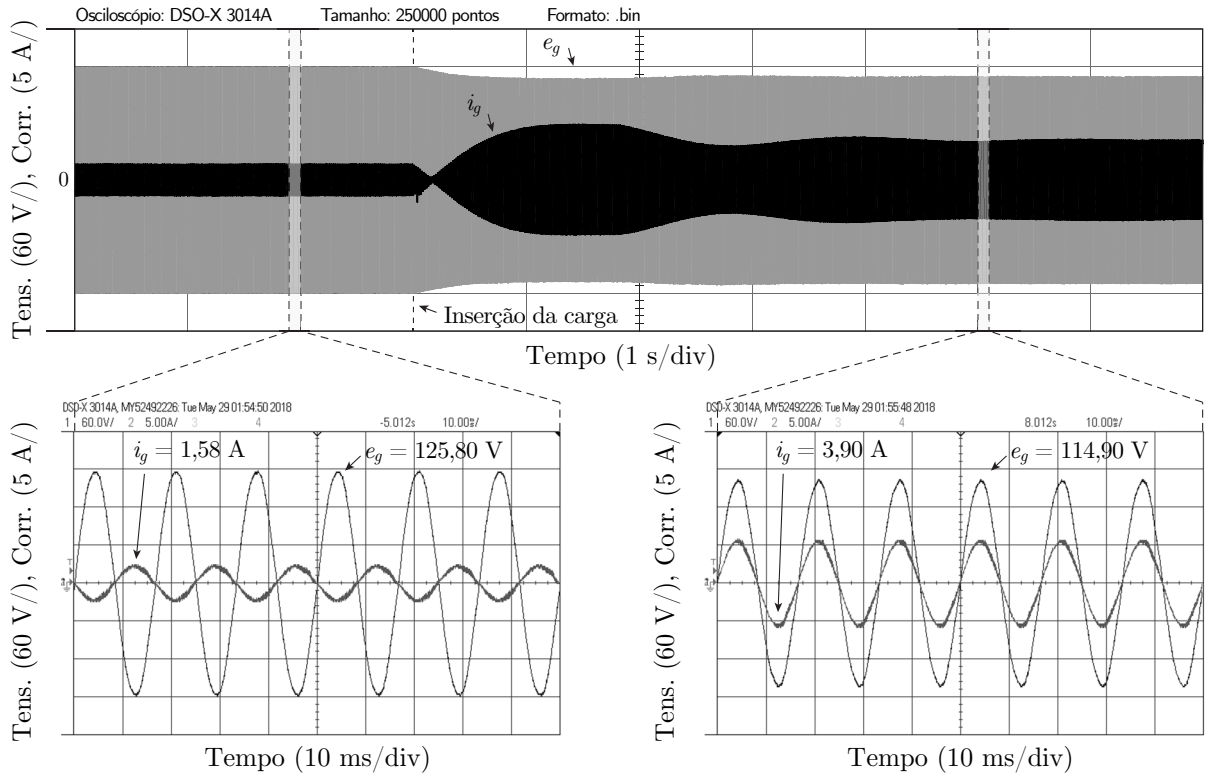
Na Figura 60(k) é mostrado o conjugado elétrico, calculado através da Equação (2.37). Sua forma de onda apresenta natureza constante, com valor médio de  $-0,89 \text{ N}\cdot\text{m}$ . Por fim, na Figura 60(l) é apresentada a medição da velocidade do rotor com um tacômetro

de eixo. A medição informa que o gerador está girando a uma velocidade de 355,21 rad/s (3392 rpm). Os resultados obtidos através deste experimento mostram que o sistema e suas malhas de controle e estimação de posição do rotor funcionam de acordo com o que foi proposto para a topologia 3B.

### 5.3.1 Inserção de carga no sistema

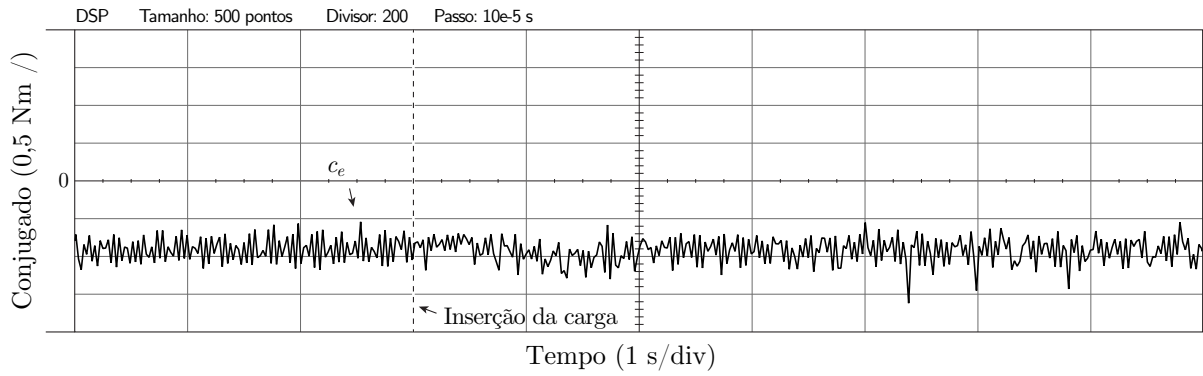
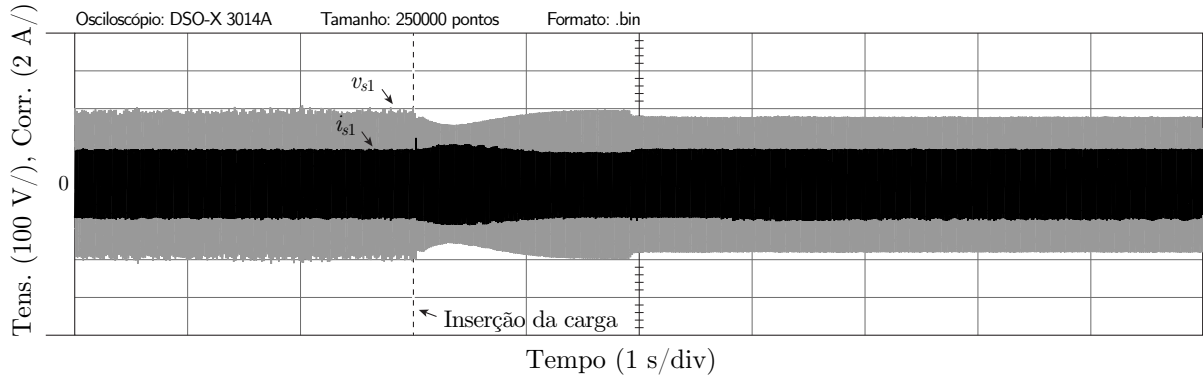
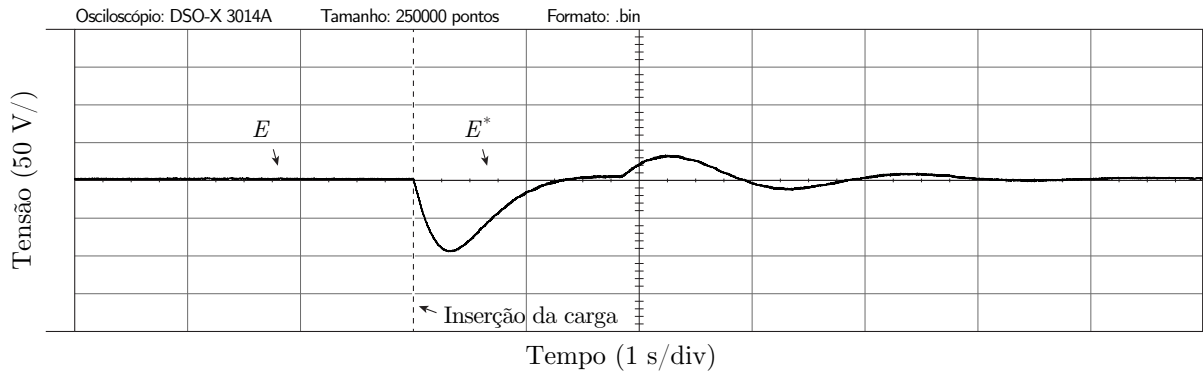
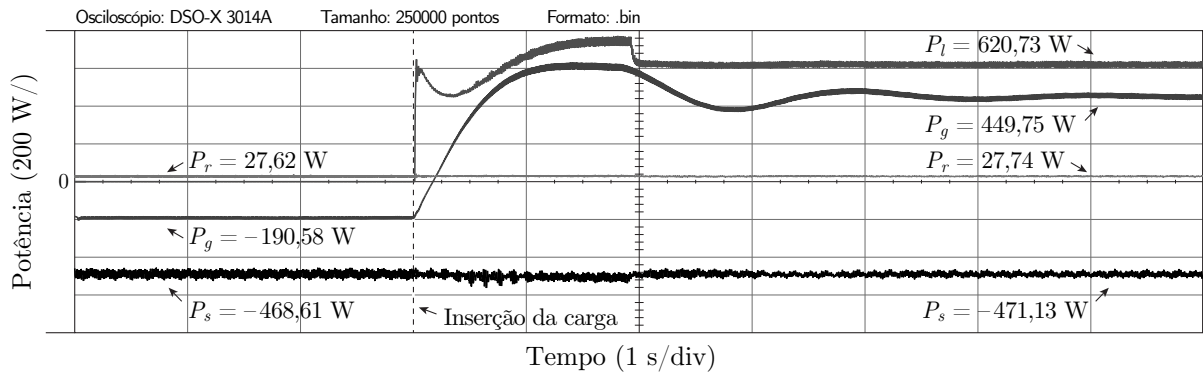
Nesta seção, serão discutidos resultados transitórios para inserção de uma carga trifásica. No cenário analisado, o sistema opera sem carga até que é conectada uma carga predominantemente resistiva de 650 W. A Figura 61 mostra os gráficos da corrente e tensão na rede monofásica nos dois momentos distintos. No primeiro momento, o sistema opera em condições semelhantes às exibidas na seção anterior, com  $e_g = 125,80$  V e  $i_g = 1,58$  A, com as grandezas defasadas em  $180^\circ$ . Após conectada a carga,  $i_g$  assume o valor de 3,90 A, desta vez em fase com a tensão da rede, evidenciando que o fluxo de potência foi invertido e o sistema recebe potência da rede ao invés de fornecer. Diferentemente dos resultados obtidos através de simulação, é possível notar que a tensão da rede é afetada com o transitório, passando para 114,90 V. Isto é motivado pela inversão do fluxo de potência que está sendo inserida na rede. No período de transitório, a corrente  $i_g$  atinge o valor máximo de 7 A *rms*. Este valor foi determinado para a saturação do valor de referência de controle da corrente da rede para fins de proteção.

Figura 61 – Resultados experimentais para corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica na topologia 3B.



Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Figura 62 – Resultados experimentais para a topologia 3B para inserção de carga trifásica.

(a) Conjugado elétrico ( $c_e$ ).(b) Tensão de fase ( $v_{s1}$ ) e corrente na fase 1 do estator ( $i_{s1}$ ).(c) Tensão medida ( $E$ ) no barramento CC.(d) Potência fornecida pelo estator ( $P_s$ ), rotor ( $P_r$ ) e carga ( $P_l$ ) à rede monofásica ( $P_g$ ).

Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Na Figura 62 são apresentadas as respostas de diversas variáveis do sistema no momento da inserção da carga trifásica. É possível observar a pequena oscilação transitória no conjugado elétrico na Figura 62(a). Já na Figura 62(b) é exibido o comportamento da tensão e da corrente nos terminais do estator. É possível perceber uma queda indesejável na tensão do estator. Isto ocorre devido ao afundamento ocorrido na tensão de barramento, observado na Figura 62(c), decorrente do período de saturação do valor de referência da corrente  $i_g$ . Na Figura 62(d) são apresentados os gráficos que representam os fluxos de potência no sistema. A medição das tensões ( $v_{s1}$  e  $v_{s2}$ ) e as correntes ( $i_{s1}$  e  $i_{s2}$ ) foram usadas para estimar a potência  $P_s$ . A potência  $P_r$  foi estimada como uma parcela de  $P_s$ , conforme a Equação (2.48). A potência  $P_g$  foi estimada a partir da medição da tensão e da corrente da rede elétrica ( $e_g$  e  $i_g$ ). Como o gráfico da potência monofásica tem formato pulsado, foi utilizado um filtro passa-baixa com frequência de corte de 20 Hz para recuperar o valor médio.

Conforme é possível observar, as potências  $P_s$ ,  $P_r$ ,  $P_g$  e  $P_l$  passam de  $-468,61$  W,  $27,62$  W,  $-190,58$  W e  $0$  W na situação sem carga para  $-471,13$  W,  $27,74$  W,  $449,75$  W e  $620,73$  W quando a carga  $a$  é ligada ao sistema, respectivamente. A troca de sinal de  $P_g$  mostra que o fluxo de potência foi invertido. Como o sistema opera no modo subsíncrono, o circuito do rotor consome potência do sistema. É possível notar que existe uma diferença entre a potência gerada e a potência que está sendo inserida no sistema de aproximadamente  $250$  W. Isto é resultado das perdas de potência nas chaves e nos capacitores do barramento CC. Além disso, a bancada utilizada conta com um banco de resistores de aproximadamente  $10$  k $\Omega$  conectados em paralelo com o barramento CC, responsáveis por descarregar os capacitores, que também são considerados fontes de perdas.

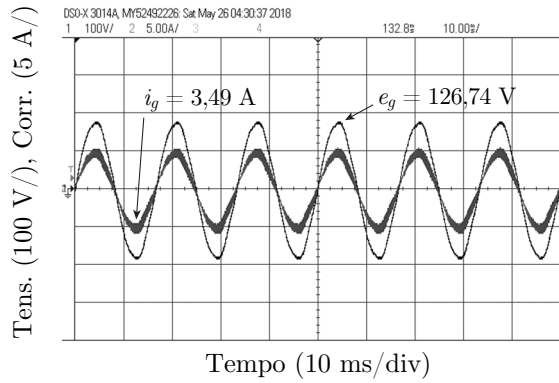
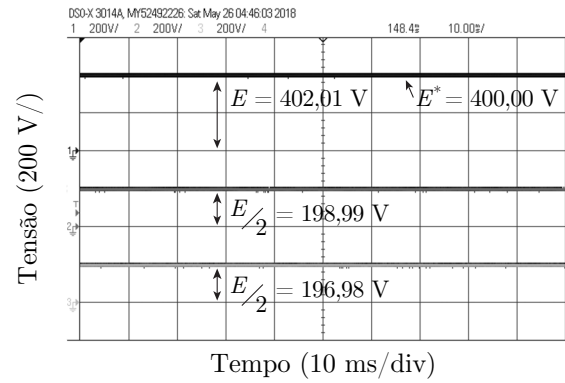
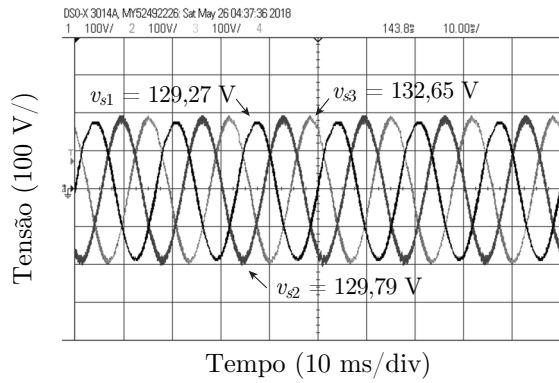
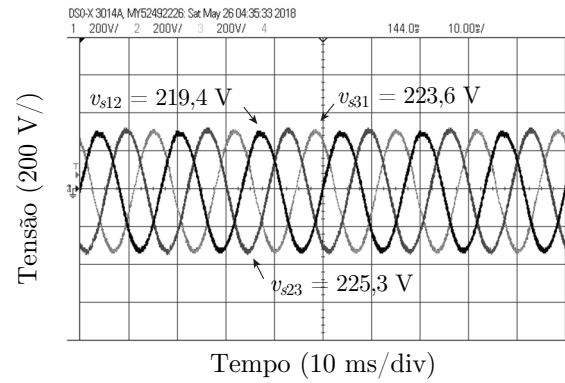
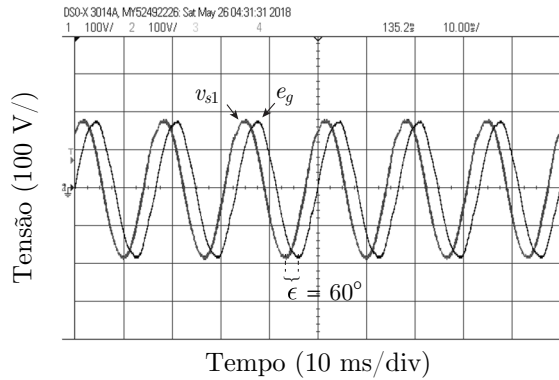
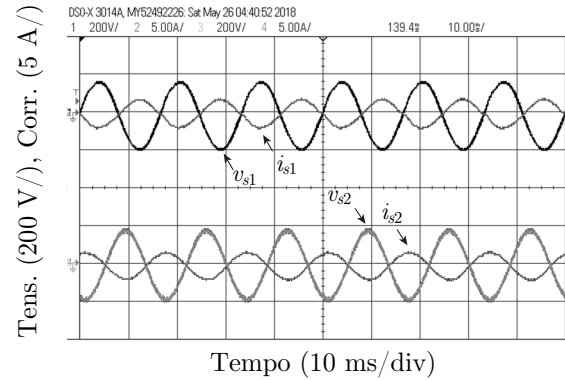
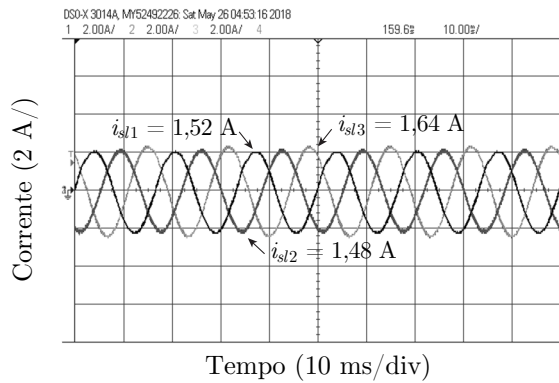
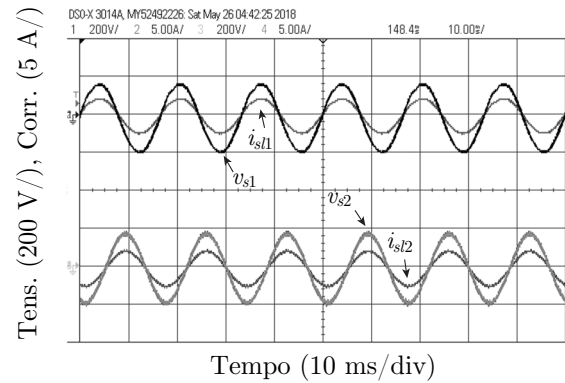
### 5.3.2 Resultados em regime permanente com carga conectada

Na Figura 63 são apresentados os resultados experimentais obtidos para a topologia 3B em regime permanente, com o DFIG operando com a carga de  $650$  W conectada, com as mesmas referências de controle descritas na situação sem carga.

Na Figura 63(a) são mostradas as formas de onda da tensão e corrente na rede monofásica defasadas em  $180^\circ$ . A tensão  $e_g$  apresenta valor *rms* de  $126,74$  V. A corrente  $i_g$  apresenta valor *rms* de  $3,49$  A. Na Figura 63(b) são mostradas as formas de onda da tensão de barramento CC, com valor médio de  $402,01$  V, bem como as tensões entre o capacitor superior e inferior e o ponto central com valores médios medidos de  $198,99$  V e  $196,98$  V.

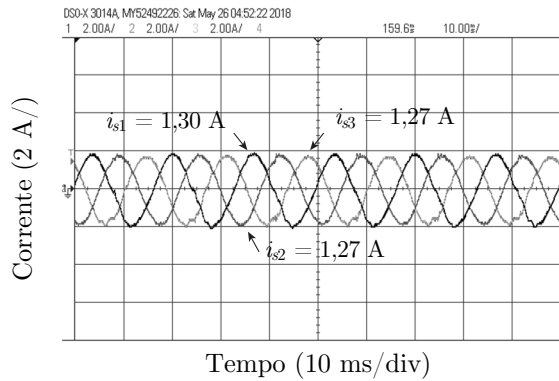
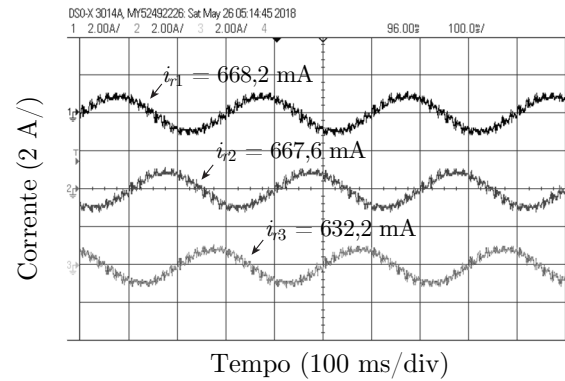
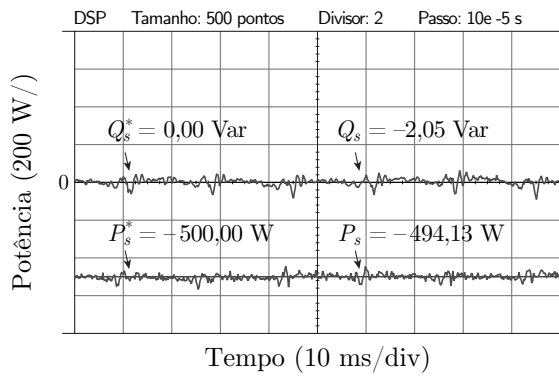
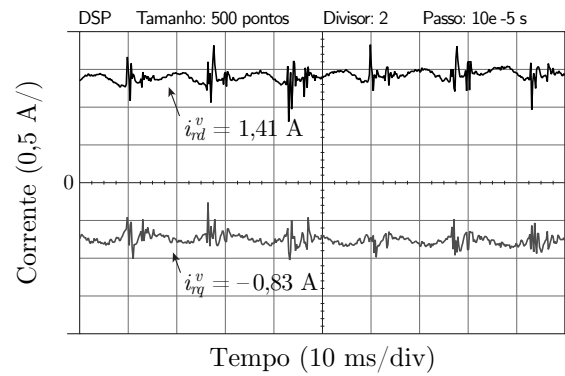
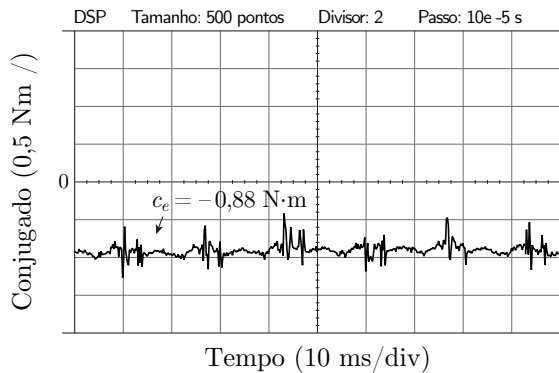
Na Figura 63(c) são mostradas as tensões de fase do estator no lado de alta tensão do transformador, com valores *rms* de  $129,27$  V,  $129,79$  V e  $132,65$  V, respectivamente. Na Figura 63(d) são mostradas as tensões de linha no estator do gerador no lado de alta tensão do transformador, com valor *rms* de  $219,4$  V,  $225,3$  V e  $223,6$  V, respectivamente.

Figura 63 – Resultados experimentais para a topologia 3B com carga em regime permanente.

(a) Tensão ( $e_g$ ) e corrente ( $i_g$ ) da rede monofásica.(b) Tensões do barramento CC ( $E$ ).(c) Tensões de fase do gerador ( $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ,  $v_{s3}$ ).(d) Tensões de linha do gerador ( $v_{s12}$ ,  $v_{s23}$ ,  $v_{s31}$ ).(e) Sincronia entre as tensões  $v_{s1}$  e  $e_g$ .(f) Tensões ( $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ) e correntes ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ).(g) Correntes na carga ( $i_{sl1}$ ,  $i_{sl2}$ ,  $i_{sl3}$ ).(h) Tensões ( $v_{s1}$ ,  $v_{s2}$ ) e correntes ( $i_{sl1}$ ,  $i_{sl2}$ ).

Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Figura 63 – Resultados experimentais para a topologia 3B com carga em regime permanente.

(i) Correntes no estator do gerador ( $i_{s1}$ ,  $i_{s2}$ ,  $i_{s3}$ ).(j) Correntes no rotor do gerador ( $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$ ,  $i_{r3}$ ).(k) Potência ativa ( $P_s$ ) e reativa ( $Q_s$ ) no estator.(l) Correntes nos eixos  $d$  ( $i_{rd}^v$ ) e  $q$  ( $i_{rq}^v$ ) no rotor.(m) Conjugado elétrico ( $c_e$ ).(n) Velocidade mecânica do rotor ( $\omega_r$ ).

Fonte: resultados obtidos experimentalmente.

Na Figura 63(e) é mostrada a defasagem  $\epsilon = 60^\circ$  entre as formas de onda da tensão da rede elétrica monofásica e a tensão na fase 1 do estator da máquina. Na Figura 63(f) são mostradas as formas de onda das tensões de fase no lado de alta tensão do transformador e das correntes nos terminais do estator do gerador defasadas de  $180^\circ$ .

Na Figura 63(g) são mostradas as correntes nos terminais da carga trifásica, com valores *rms* de 1,52 A, 1,48 A e 1,64 A, respectivamente. Na Figura 63(h) são mostradas as formas de onda das tensões de fase no lado de alta tensão do transformador e das correntes nas carga. É possível notar que as grandezas estão em fase, evidenciando a característica

predominantemente resistiva da carga.

Na Figura 60(i) são mostradas as correntes nos terminais do estator do DFIG, com valores *rms* de 1,30 A, 1,27 A e 1,27 A, respectivamente. Na Figura 63(j) são mostradas as correntes nos terminais do rotor do DFIG com valores *rms* de 668,2 mA, 667,6 mA e 632,2 mA, respectivamente.

Na Figura 63(k) são mostradas as potências ativa e reativa no estator do DFIG, com valores médios de  $-494,13$  W e  $-2,05$  Var, respectivamente. Na Figura 63(l) são mostradas as componentes *dq* correntes no rotor. Com valor médio de 1,41 A e  $-0,83$  A.

Na Figura 60(m) é mostrado o conjugado elétrico, com valor médio de  $-0,88$  N·m. Por fim, na Figura 60(n) é apresentada a medição da velocidade do rotor com um tacômetro de eixo de 354,79 rad/s (3388 rpm). Os resultados obtidos através deste experimento mostram que o sistema e suas malhas de controle e estimação de posição do rotor funcionam de acordo com o que foi proposto para a topologia 3B para o sistema operando com carga.

#### 5.4 CONCLUSÃO

Neste capítulo foram apresentados resultados experimentais para a topologia 3B. Para viabilizar a montagem experimental, foram feitas as seguintes adequações: foi utilizado um transformador para elevar a tensão de saída do SSC para atingir os valores nominais de operação do DFIG utilizado; foi utilizado o método para aquisição da posição do rotor sem usar sensores de velocidade. Foram apresentados resultados em regime permanente para o sistema operando com e sem carga trifásica conectada. Em ambas as situações, o sistema apresentou desempenho conforme esperado. Foram obtidas tensões simétricas e equilibradas nos terminais do estator do gerador, bem como foi possível o controle de potência ativa e reativa da máquina.

## 6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Entre os sistemas de conversão de energia eólica com conexão à rede monofásica presentes na literatura, existe uma carência de soluções que ofereçam, de forma conjunta, a possibilidade de funcionamento com velocidade variável e a conexão de cargas trifásicas sem a necessidade de um conversor adicional. Este trabalho apresentou o estudo de três topologias de sistemas de conversão de energia eólica utilizando DFIG que suprem estas necessidades. As topologias propostas contam com um conversor CA-CC-CA bidirecional composto por 5, 4 ou 3 braços, que faz a interface entre a rede monofásica e o estator, e mais um conversor adicional de 3 braços que alimenta o circuito do rotor do gerador.

As topologias apresentadas são constituídas por três conversores. O GSC é responsável pelo controle da tensão do barramento CC e da corrente que é injetada na rede monofásica, sendo responsável pela qualidade da potência entregue à rede monofásica. O SSC é responsável por fornecer tensões trifásicas balanceadas e com frequência constante nos terminais do estator da máquina, oferecendo a possibilidade da conexão de cargas trifásicas. Por último, o RSC é o responsável pelo controle de potência ativa e reativa oferecida nos terminais do estator, além do controle de velocidade mecânica do gerador.

Nas topologias com o conversor CA-CC-CA composto por 4 e 3 braços, existe uma interdependência entre os conversores GSC e SSC, já que estes conversores contam com um braço compartilhado. Através do ajuste do ângulo de fase entre a tensão da rede monofásica e as tensões que alimentam o gerador ( $\epsilon$ ), é possível reduzir a corrente que flui pelo braço compartilhado entre os conversores. Também foi possível definir uma faixa de ajuste para valores de  $\epsilon$ , de modo a reduzir a tensão de barramento CC nas topologias usando conversores de 4 e 3 braços para 1 pu e 2 pu, tomando como referência a tensão do barramento obtida para a topologia usando conversor de 5 braços nas mesmas condições de funcionamento.

Foram apresentados resultados de simulação que testaram o desempenho das três topologias para inserção de cargas trifásicas. Foram analisados dois cenários: um onde a potência requerida pela carga pode ser totalmente suprida pelo gerador; outra onde é necessário o fornecimento de potência à carga pela rede monofásica. Nestes dois cenários os sistemas apresentaram desempenho esperado.

Foram analisadas as perdas de potência nos braços dos conversores para as topologias 5B, 4B, e 3B. As menores perdas de potência foram obtidas para a topologia 4B. Isto se deve à esta topologia operar com os mesmos níveis de tensão de barramento CC e possuir um braço a menos que a topologia 5B. As maiores perdas foram obtidas para a topologia 3B. Neste caso, apesar de possuir o menor número de braços dentre as topologias analisadas, a tensão do barramento CC é pelo menos duas vezes maior.

Foram apresentados resultados experimentais de modo a validar o funcionamento da topologia 3B. Foram analisados resultados em regime permanente para o sistema operando com e sem carga conectada. Em ambos os casos, o sistema apresentou funcionamento conforme proposto. Um DFIG de 0,56 kW (220 V, 60 Hz) foi controlado de modo a gerar 500 W nos terminais do circuito do estator com fator de potência próximo ao unitário. A potência gerada foi processada de modo a ser inserida na rede monofásica, também com fator de potência próximo ao unitário. As tensões nos terminais do estator foram controladas e filtradas, resultando em tensões trifásicas equilibradas e com frequência constante, que foram capazes de alimentar uma carga trifásica de 650 W. Devido à bancada experimental utilizada contar apenas com 6 braços de potência, não foi possível validar os resultados para as topologias 5B e 4B.

## 6.1 PROPOSTAS PARA CONTINUIDADE DO ESTUDO

Em relação à modelagem do sistema, estudos futuros podem ser feitos de modo a incluir o modelo mecânico da turbina eólica no sistema. O modelo pode ser implementado experimentalmente usando um motor CC alimentado por conversores de potência, controlados de modo a emular o comportamento do vento em uma turbina.

Em relação ao estudo de perdas, é necessário validar experimentalmente os resultados obtidos através de simulação neste trabalho. Isto pode ser feito medindo potência gerada e a que é entregue à rede monofásica. O estudo de perdas no barramento CC e a análise do estresse térmico nas chaves de potência também são sugeridos.

Em relação às topologias apresentadas, são sugeridos estudos com o sistema operando com cargas desbalanceadas ou não-lineares conectadas.

## REFERÊNCIAS

- ACKERMANN, T. *Wind power in power systems*. West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2005. 691 p. ISBN 0-470-85508-8.
- ADAPA, A. K.; JOHN, V. Active phase-converter for operation of three-phase induction motors on single-phase grid. In: IEEE, 37352. *2016 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES)*. Trivandrum, India, 2016. p. 1–6.
- \_\_\_\_\_. Active-phase converter for operation of three-phase induction motors on single-phase grid. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 53, n. 6, p. 5668–5675, Nov 2017. ISSN 0093-9994.
- ALI, M. H. *Wind energy systems: solutions for power quality and stabilization*. Boca Raton, United States: CRC Press, 2012. 256 p. ISBN 978-1-4398-5615-4.
- AMORIM, A. E. A. *Avaliação do limitador supercondutor resistivo no elo-CC do DFIG para suportabilidade a afundamentos de tensão*. 108 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Espírito Santo (UFES), Vitória, ES, 2015. Disponível em: <<http://repositorio.ufes.br/handle/10/1680>>. Acesso em: jan. 2018.
- ANAYA-LARA, O. et al. *Wind energy generation: modelling and control*. West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2009. 269 p. ISBN 978-0-470-71433-1.
- ANEEL. *Atlas de energia elétrica do Brasil*. 1. ed. Brasília, DF: Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), 2002. 153 p. Disponível em: <[http://www2.aneel.gov.br/arquivos/pdf/livro\\_atlas.pdf](http://www2.aneel.gov.br/arquivos/pdf/livro_atlas.pdf)>. Acesso em: set. 2017.
- \_\_\_\_\_. *Atlas de energia elétrica do Brasil*. 3. ed. Brasília, DF: Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), 2008. 236 p. ISBN 978-85-87491-10-7. Disponível em: <<http://www2.aneel.gov.br/arquivos/pdf/atlas3ed.pdf>>. Acesso em: set. 2017.
- \_\_\_\_\_. *BIG - Banco de Informações de Geração*. 2018. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/informacoes-tecnicas/>>. Acesso em: jun. 2018.
- ANGÉLICO, B. A.; CAMPANHOL, L. B.; SILVA, S. A. O. da. Proportional-integral proportional-integral-derivative tuning procedure of a single-phase shunt active power filter using bode diagram. *IET Power Electronics*, IET, v. 7, n. 10, p. 2647–2659, 2014.
- BARBI, I. *Teoria Fundamental do Motor de Indução*. Florianópolis, SC: Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), 1985. 220 p. Edição do autor. Disponível em: <<http://ivobarbi.com/teoria-fundamental-do-motor-de-inducao/>>. Acesso em: nov. 2017.
- BLASCHKE, F. The principle of field orientation as applied to the new transvector closed-loop system for rotating-field machines. *Siemens review*, v. 34, n. 3, p. 217–220, 1972.
- BOSTAN, I. et al. *Resilient energy systems: renewables: wind, solar, hydro*. New York, United States: Springer Science & Business Media, 2012. v. 19. ISBN 978-94-007-4189-8.
- BRASIL. Câmara dos Deputados. Conselho de Altos Estudos e Avaliação Tecnológica. *Energias renováveis : riqueza sustentável ao alcance da sociedade*. Brasília, DF: Edições Câmara, 2012. 273 p. (Cadernos de altos estudos, 10). ISBN 978-85-736-5974-0. Disponível em: <<http://www.camara.leg.br/editora>>. Acesso em: dez. 2016.

- BURTON, T. et al. *Wind energy handbook*. 2. ed. West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2011. 742 p. ISBN 978-1-119-99272-1.
- CAMM, E. H. et al. Characteristics of wind turbine generators for wind power plants. In: IEEE, 12377. *2009 IEEE Power Energy Society General Meeting*. Calgary, Canada, 2009. p. 1–5. ISSN 1932-5517.
- CEMIG. *Alternativas energeticas: energia eólica*. 2013. Disponível em: <[http://www.cemig.com.br/pt-br/A\\_Cemig\\_e\\_o\\_Futuro/inovacao/Alternativas\\_Energeticas/Paginas/energia\\_eolica.aspx](http://www.cemig.com.br/pt-br/A_Cemig_e_o_Futuro/inovacao/Alternativas_Energeticas/Paginas/energia_eolica.aspx)>. Acesso em: set. 2017.
- \_\_\_\_\_. *Usina eólica do Morro do Camelinho*. 2013. Disponível em: <<http://www.cemig.com.br/sites/Imprensa/pt-br/fotos/Paginas/default.aspx>>. Acesso em: set. 2017.
- CHAN, T. F. Performance analysis of a three-phase induction generator connected to a single-phase power system. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 13, n. 3, p. 205–213, Sep 1998. ISSN 0885-8969.
- \_\_\_\_\_. Performance analysis of a three-phase induction generator self-excited with a single capacitance. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 14, n. 4, p. 894–900, Dec 1999. ISSN 0885-8969.
- CHAN, T. F.; LAI, L. L. Phase balancing for an induction generator operating on a single-phase power system. In: IEEE. *2000 IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.00CH37077)*. Singapore, Singapore, 2000. v. 1, p. 165–170 vol.1.
- CHAN, T. F.; LAI, L. L.; YAN, L.-T. Finite element analysis of a single-phase grid-connected induction generator with the Steinmetz connection. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 18, n. 2, p. 321–329, June 2003. ISSN 0885-8969.
- CLIMATESCOPE. *The Clean Energy Country Competitiveness Index*. 2017. Disponível em: <<http://global-climatescope.org/en/download/reports/climatescope-2017-report-en.pdf>>. Acesso em: jan. 2018.
- CORRÊA, A. d. S. *Estudo e comparação de sistemas de geração eólica utilizando DFIG e PMSG*. 269 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade do Estado de Santa Catarina (UDESC), Florianópolis, SC, 2015. Disponível em: <<http://tede.udesc.br/handle/handle/1876>>. Acesso em: dez. 2017.
- CRESESB. *Energia eólica: princípios e tecnologias*. Rio de Janeiro, RJ: Eletrobrás/CEPEL, 2008. 58 p. Disponível em: <[http://www.cresesb.cepel.br/download/tutorial/tutorial\\_eolica\\_2008\\_e-book.pdf](http://www.cresesb.cepel.br/download/tutorial/tutorial_eolica_2008_e-book.pdf)>. Acesso em: ago. 2017.
- DA SILVA, E. R. C.; DOS SANTOS, E. C.; JACOBINA, C. B. Pulsewidth modulation strategies: nonsinusoidal carrier-based PWM and space vector modulation techniques. *IEEE Industrial Electronics Magazine*, v. 5, n. 2, p. 37–45, June 2011. ISSN 1932-4529.
- DATTA, R.; RANGANATHAN, V. T. Direct power control of grid-connected wound rotor induction machine without rotor position sensors. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 16, n. 3, p. 390–399, May 2001. ISSN 0885-8993.

\_\_\_\_\_. A simple position-sensorless algorithm for rotor-side field-oriented control of wound-rotor induction machine. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 48, n. 4, p. 786–793, Aug 2001. ISSN 0278-0046.

DEL VALLE, J.; RODRIGUEZ, J.; CONTRERAS, G. Técnicas de modulación vectorial en inversores trifásicos. In: UFSC. *1st Brazilian Power Electronics Conference (COBEP)*. Florianópolis, SC, 1991. p. 234–238.

DIAS, J. A. A. et al. Low cost single-phase grid-tie generator. In: IEEE. *2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. Orlando, United States, 2013. p. 1–6. ISSN 0197-2618.

DJERIRI, Y. et al. A comparative study between field oriented control strategy and direct power control strategy for DFIG. *Journal of Electrical Engineering*, v. 14, n. 2, p. 159–167, 2014.

DURHAM, M. O.; RAMAKUMAR, R. Power system balancers for an induction generator. *IEEE Transactions on Industry Applications*, IA-23, n. 6, p. 1067–1072, Nov 1987. ISSN 0093-9994.

DUTRA, R. M. *Viabilidade técnico-econômica da energia eólica face ao novo marco regulatório do setor elétrico brasileiro*. 259 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), Rio de Janeiro, RJ, 2001. Disponível em: <<http://www.cresesb.cepel.br/index.php?section=publicacoes&task=dissertacao>>. Acesso em: ago. 2017.

EL-SHARKAWI, M. A. *Wind energy: an introduction*. Boca Raton, United States: CRC Press, 2016. 320 p. ISBN 978-1-4822-6400-5.

EPE. *Plano Decenal de Expansão de Energia 2026*. 2016. Disponível em: <<http://antigo.epe.gov.br/pde/Paginas/default.aspx>>. Acesso em: jan. 2018.

FILHO, R. M. S. et al. Comparison of three single-phase PLL algorithms for UPS applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 55, n. 8, p. 2923–2932, Aug 2008. ISSN 0278-0046.

GARCIA-SANZ, M.; HOUPIS, C. H. *Wind energy systems: control engineering design*. Boca Raton, United States: CRC Press, 2012. 582 p. ISBN 978-1-4665-5224-1.

GIRI, F. *AC electric motors control: Advanced design techniques and applications*. West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, 2013. 555 p. ISBN 978-1-118-33152-1.

GONZÁLEZ, J. A. C. et al. *Centrales de energías renovables: generación eléctrica con energías renovables*. Madrid: Universidad Nacional de Educación a Distancia - UNED, Pearson Prentice Hall, 2009. 730 p. ISBN 978-84-832-2227-0.

GREEN ENERGY OHIO. *Cleveland history on Charles Brush*. 2003. Disponível em: <<http://www.greenenergyohio.org/page.cfm?pageId=341>>. Acesso em: out. 2017.

GWEC. *Global Wind Report*. 2017. Disponível em: <<http://gwec.net/global-figures/wind-energy-global-status/>>. Acesso em: jan. 2018.

- HAN, Y.; HA, J. I. A doubly-fed induction machine and the control in a single-phase grid connection. In: IEEE, 18413. *2013 Twenty-Eighth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*. Long Beach, United States, 2013. p. 1514–1521. ISSN 1048-2334.
- \_\_\_\_\_. Wound rotor machine fed by a single-phase grid and controlled by an isolated inverter. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 29, n. 9, p. 4843–4854, set. 2014. ISSN 0885-8993.
- HAN, Y. et al. A doubly fed induction generator controlled in single-sided grid connection for wind turbines. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 28, n. 2, p. 413–424, Jun 2013. ISSN 0885-8969.
- HE, F. et al. A DC-link voltage control scheme for single-phase grid-connected PV inverters. In: *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 3941–3945. ISSN 2329-3721.
- INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. *Energy poverty*. 2018. Disponível em: <<http://www.iea.org/topics/energypoverty/>>. Acesso em: jan. 2018.
- JACOBINA, C. B. *Sistemas de Acionamento Estático de Máquina Elétrica*. Campina Grande, PB: Universidade Federal de Campina Grande (UFCG), 2005. 106 p.
- JACOBINA, C. B. et al. Modeling and control of unbalanced three-phase systems containing PWM converters. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 37, n. 6, p. 1807–1816, Nov 2001. ISSN 0093-9994.
- \_\_\_\_\_. Single-phase-input reduced-switch-count AC-AC drive systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 44, n. 3, p. 789–798, May 2008. ISSN 0093-9994.
- JACOBINA, C. B.; JUNIOR, E. C. S.; CORREA, M. B. R. Control of the single-phase to three-phase four-leg converter for constant frequency output voltage. In: IEEE, 10196. *Power Electronics Specialists Conference, 2005. PESC '05. IEEE 36th*. Recife, Brazil, 2005. p. 52–58. ISSN 0275-9306.
- KAURA, V.; BLASKO, V. Operation of a phase locked loop system under distorted utility conditions. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 33, n. 1, p. 58–63, jan. 1997. ISSN 0093-9994.
- LASCU, C. et al. A class of flux observers for doubly-fed induction generators used in small power wind generation systems. In: IEEE. *2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. Raleigh, United States, 2013. p. 2289–2295. ISSN 2329-3721.
- LEANDRO, G. C.; SOARES, E. L.; ROCHA, N. Single-phase to three-phase reduced-switch-count converters applied to wind energy conversion systems using doubly-fed induction generator. In: IEEE. *2017 Brazilian Power Electronics Conference (COBEP)*. Juiz de Fora, MG, 2017.
- LEE, K.; HAN, Y.; HA, J. I. Dynamic model and control of wound-rotor machine in single-phase grid system. In: IEEE, 20102. *2014 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC 2014*. Fort Worth, United States, 2014. p. 2719–2726. ISSN 1048-2334.

- LISERRE, M.; BLAABJERG, F.; HANSEN, S. Design and control of an lcl-filter-based three-phase active rectifier. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 41, n. 5, p. 1281–1291, Sept 2005. ISSN 0093-9994.
- LISERRE, M.; SAUTER, T.; HUNG, J. Y. Future energy systems: Integrating renewable energy sources into the smart power grid through industrial electronics. *IEEE Industrial Electronics Magazine*, v. 4, n. 1, p. 18–37, March 2010. ISSN 1932-4529.
- LIU, S. Y. *Controle direto de potência em gerador de indução duplamente alimentado*. 163 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais - (UFMG), Belo Horizonte, MG, 2011.
- MACHADO, R. Q.; POMILIO, J. A.; MARRA, E. G. Electronically controlled bi-directional connection of induction generator with a single-phase grid. In: IEEE. *Industrial Electronics Society, 2001. IECON '01. The 27th Annual Conference of the IEEE*. Denver, United States, 2001. v. 3, p. 1982–1987 vol.3.
- MLODZIKOWSKI, P. et al. Control of simplified multilevel AC-DC-AC converter for small power generation systems. In: IEEE, 19023. *IECON 2013 - 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. Vienna, Austria, 2013. p. 5951–5956. ISSN 1553-572X.
- NOGUCHI, T. et al. Direct power control of pwm converter without power-source voltage sensors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 34, n. 3, p. 473–479, May 1998. ISSN 0093-9994.
- OLIVEIRA JR., D. S. et al. A three-phase high-frequency semicontrolled rectifier for PM WECS. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 25, n. 3, p. 677–685, March 2010. ISSN 0885-8993.
- OLIVEIRA, R. G. *Controle e integração à rede elétrica de um sistema eólico com gerador de indução duplamente excitado*. 188 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, MG, 2004. Disponível em: <[https://www.ppgee.ufmg.br/diss\\_defesas\\_detalhes.php?aluno=488](https://www.ppgee.ufmg.br/diss_defesas_detalhes.php?aluno=488)>. Acesso em: dez. 2017.
- PETERSSON, A.; HARNEFORS, L.; THIRINGER, T. Comparison between stator-flux and grid-flux-oriented rotor current control of doubly-fed induction generators. In: IEEE. *2004 IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference (IEEE Cat. No.04CH37551)*. Aachen, Germany, 2004. v. 1, p. 482–486 Vol.1. ISSN 0275-9306.
- QIAO, W. et al. Wind speed estimation based sensorless output maximization control for a wind turbine driving a dfig. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 23, n. 3, p. 1156–1169, May 2008. ISSN 0885-8993.
- RAJU, A. B.; CHATTERJEE, K.; FERNANDES, B. G. A simple maximum power point tracker for grid connected variable speed wind energy conversion system with reduced switch count power converters. In: IEEE. *Power Electronics Specialist Conference, 2003. PESC '03. 2003 IEEE 34th Annual*. Acapulco, Mexico, 2003. v. 2, p. 748–753 vol.2. ISSN 0275-9306.
- RAJU, A. B.; FERNANDES, B. G.; CHATTERJEE, K. A UPF power conditioner with maximum power point tracker for grid connected variable speed wind energy conversion

- system. In: IEEE. *Proceedings. 2004 First International Conference on Power Electronics Systems and Applications, 2004*. Hong Kong, China, 2004. p. 107–112.
- REIS, M. M. et al. A variable speed wind energy conversion system connected to the grid for small wind generator. In: IEEE, 12972. *2008 Twenty-Third Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*. Austin, United States, 2008. p. 751–755. ISSN 1048-2334.
- RIGHTER, R. W. *Wind energy in America: a history*. Oklahoma, United States: University of Oklahoma Press, 1996. 365 p. ISBN 0-8061-2812-7.
- ROCHA, N.; JACOBINA, C. B.; SANTOS, E. C. dos. Single-phase to three-phase AC-DC-AC drive system based on parallel rectifiers with an uncontrolled shared-leg. In: IEEE, 31813. *2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*. Montreal, Canada, 2015. p. 2588–2595. ISSN 2329-3721.
- ROCHA, N. et al. Single-phase to three-phase induction generation system with two parallel single-phase half-bridge converters. In: IEEE, 31272. *2013 Brazilian Power Electronics Conference*. Gramado, Brazil, 2013. p. 678–685. ISSN 2165-0454.
- \_\_\_\_\_. Single-phase to three-phase converters with two parallel single-phase rectifiers and reduced switch count. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 31, n. 5, p. 3704–3716, May 2016. ISSN 0885-8993.
- \_\_\_\_\_. Single-phase to three-phase generation system based on doubly-fed induction generator. In: IEEE, 40033. *2017 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*. Cincinnati, United States, 2017. p. 3274–3280.
- SANTOS, E. C. dos et al. Distributed generation system based on single-phase grid, induction generator and solar photovoltaic panel. In: IEEE, 12972. *2008 Twenty-Third Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*. Austin, United States, 2008. p. 1290–1295. ISSN 1048-2334.
- SCHIEMENZ, I.; STIEBLER, M. Control of a permanent magnet synchronous generator used in a variable speed wind energy system. In: IEEE. *IEMDC 2001. IEEE International Electric Machines and Drives Conference (Cat. No.01EX485)*. Cambridge, United States, 2001. p. 872–877.
- SHAMSNIA, A. et al. A new control method of three-phase pmsg wind turbine connected to single-phase network through a back-to-back converter. In: IEEE, 16702. *2011 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference*. Wuhan, China, 2011. p. 1–4. ISSN 2157-4839.
- SHEPHERD, D. G. *Historical development of the windmill*. Ithaca, United States: National Aeronautics and Space Administration, Office of Management, Scientific and Technical Information Division, 1990. v. 4337.
- SMITH, O. J. M. Three-phase induction generator for single-phase line. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, EC-2, n. 3, p. 382–387, Sept 1987. ISSN 0885-8969.
- TAKAHASHI, I.; NOGUCHI, T. A new quick-response and high-efficiency control strategy of an induction motor. *IEEE Transactions on Industry Applications*, IA-22, n. 5, p. 820–827, Sept 1986. ISSN 0093-9994.

TANG, Y.; XU, L. Stator field oriented control of doubly-excited induction machine in wind power generating system. In: IEEE. *[1992] Proceedings of the 35th Midwest Symposium on Circuits and Systems*. Washington DC, United States, 1992. p. 1446–1449 vol.2.

U.S. DEPARTAMNET OF ENERGY. *How do wind turbines work?* 2014. Disponível em: <<https://energy.gov/eere/wind/how-do-wind-turbines-work>>. Acesso em: set. 2017.

WEG. *Motor Elétrico Trifásico W22*: Catálogo técnico do mercado brasileiro. Jaraguá do Sul, SC, 2017. Disponível em: <<http://ecatalog.weg.net/files/wegnet/WEG-w22-motor-trifasico-tecnico-mercado-brasil-50023622-catalogo-portugues-br.pdf>>. Acesso em: out. 2017.

WIND WORKS. *Smith-Putnam industrial photos*. 2016. Disponível em: <<http://www.wind-works.org/cms/index.php?id=223>>. Acesso em: out. 2017.

YARAMASU, V. et al. High-power wind energy conversion systems: state-of-the-art and emerging technologies. *Proceedings of the IEEE*, v. 103, n. 5, p. 740–788, maio 2015. ISSN 0018-9219.

YUKHALANG, S.; SAWETSAKULANOND, B.; KINNARES, V. Performance evaluation of a single-phase grid connected induction generator. In: IEEE, 33480. *2014 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*. Hangzhou, China, 2014. p. 3148–3153.

\_\_\_\_\_. Performance evaluation of three-phase induction generator operating as grid connected single-phase induction generator using electronic capacitor. In: IEEE, 35108. *2015 18th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*. Pattaya, Thailand, 2015. p. 743–747.

## APÊNDICES

## APÊNDICE A – TABELAS DE PERDAS NOS CONVERSORES DE POTÊNCIA

As perdas de potência em cada braço dos conversores foi calculada levando em consideração as informações descritas no manual do fabricante da chave modelo do Transistor Bipolar de Porta Isolada (IGBT) “Fairchild Semiconductor SKM50GB12T4” ( $V_{ce}^{max} = 1200$  V,  $I_c^{max} = 62$  A,  $T_j^{max} = 75$  °C). As Tabelas 14, 15 e 16 mostram os resultados das perdas de potência na condução e no chaveamento no transistor e no diodo associado, além das perdas totais nesses elementos. A Tabela 7 e a Figura 57 foram construídas a partir dos dados contidos neste apêndice.

### TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 3 BRAÇOS

Tabela 14 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 3B.

| Braço | $\epsilon$ | Perdas no IGBT |         |         | Perdas no diodo |         |         | Perdas Totais |
|-------|------------|----------------|---------|---------|-----------------|---------|---------|---------------|
|       |            | Cond.          | Chav.   | Total   | Cond.           | Chav.   | Total   |               |
| $g1$  | 30°        | 7,03 W         | 29,55 W | 36,57 W | 4,36 W          | 15,41 W | 19,77 W | 56,34 W       |
|       | 45°        | 6,29 W         | 29,71 W | 36,00 W | 5,32 W          | 15,46 W | 20,78 W | 56,78 W       |
|       | 60°        | 5,69 W         | 29,57 W | 35,26 W | 6,07 W          | 15,35 W | 21,41 W | 56,67 W       |
|       | 75°        | 5,27 W         | 29,44 W | 34,72 W | 6,56 W          | 15,26 W | 21,82 W | 56,54 W       |
|       | 90°        | 5,05 W         | 29,27 W | 34,31 W | 6,75 W          | 15,16 W | 21,91 W | 56,22 W       |
| $s$   | 30°        | 2,84 W         | 21,72 W | 24,56 W | 3,89 W          | 11,20 W | 15,09 W | 39,65 W       |
|       | 45°        | 2,94 W         | 19,71 W | 22,65 W | 2,32 W          | 10,32 W | 12,64 W | 35,29 W       |
|       | 60°        | 3,15 W         | 18,90 W | 22,05 W | 1,30 W          | 9,49 W  | 10,79 W | 32,84 W       |
|       | 75°        | 3,60 W         | 19,72 W | 23,32 W | 0,97 W          | 9,44 W  | 10,41 W | 33,73 W       |
|       | 90°        | 4,27 W         | 21,29 W | 25,57 W | 1,30 W          | 10,53 W | 11,83 W | 37,40 W       |
| $s1$  | 30°        | 1,08 W         | 20,06 W | 21,13 W | 4,77 W          | 10,41 W | 15,18 W | 36,31 W       |
|       | 45°        | 1,07 W         | 20,06 W | 21,13 W | 4,78 W          | 10,41 W | 15,19 W | 36,31 W       |
|       | 60°        | 1,07 W         | 20,07 W | 21,14 W | 4,79 W          | 10,41 W | 15,20 W | 36,35 W       |
|       | 75°        | 1,07 W         | 20,09 W | 21,16 W | 4,81 W          | 10,41 W | 15,22 W | 36,38 W       |
|       | 90°        | 1,06 W         | 20,05 W | 21,11 W | 4,79 W          | 10,37 W | 15,16 W | 36,28 W       |
| $r1$  | 30°        | 2,42 W         | 20,16 W | 22,59 W | 3,31 W          | 11,55 W | 14,86 W | 37,45 W       |
|       | 45°        | 2,43 W         | 20,18 W | 22,61 W | 3,32 W          | 11,55 W | 14,87 W | 37,48 W       |
|       | 60°        | 2,43 W         | 20,18 W | 22,61 W | 3,32 W          | 11,56 W | 14,88 W | 37,49 W       |
|       | 75°        | 2,43 W         | 20,18 W | 22,61 W | 3,32 W          | 11,56 W | 14,88 W | 37,49 W       |
|       | 90°        | 2,41 W         | 20,14 W | 22,55 W | 3,30 W          | 11,54 W | 14,84 W | 37,39 W       |
| $r2$  | 30°        | 2,39 W         | 20,02 W | 22,42 W | 3,27 W          | 11,49 W | 14,75 W | 37,17 W       |
|       | 45°        | 2,40 W         | 20,05 W | 22,44 W | 3,27 W          | 11,49 W | 14,76 W | 37,21 W       |
|       | 60°        | 2,40 W         | 20,07 W | 22,47 W | 3,28 W          | 11,51 W | 14,79 W | 37,26 W       |
|       | 75°        | 2,41 W         | 20,10 W | 22,51 W | 3,29 W          | 11,52 W | 14,81 W | 37,32 W       |
|       | 90°        | 2,40 W         | 20,05 W | 22,45 W | 3,27 W          | 11,50 W | 14,77 W | 37,22 W       |
| $r3$  | 30°        | 2,42 W         | 20,15 W | 22,56 W | 3,30 W          | 11,54 W | 14,84 W | 37,41 W       |
|       | 45°        | 2,41 W         | 20,12 W | 22,53 W | 3,30 W          | 11,53 W | 14,82 W | 37,35 W       |
|       | 60°        | 2,40 W         | 20,09 W | 22,49 W | 3,29 W          | 11,52 W | 14,80 W | 37,30 W       |
|       | 75°        | 2,40 W         | 20,06 W | 22,46 W | 3,28 W          | 11,50 W | 14,78 W | 37,23 W       |
|       | 90°        | 2,38 W         | 19,99 W | 22,37 W | 3,25 W          | 11,47 W | 14,72 W | 37,09 W       |

Fonte: dados de simulação.

## TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 4 BRAÇOS

Tabela 15 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 4B.

| Braço | $\epsilon$ | Perdas no IGBT |         |         | Perdas no diodo |        |         | Perdas Totais |
|-------|------------|----------------|---------|---------|-----------------|--------|---------|---------------|
|       |            | Cond.          | Chav.   | Total   | Cond.           | Chav.  | Total   |               |
| $g1$  | 30°        | 8,29 W         | 14,73 W | 23,02 W | 2,56 W          | 7,77 W | 10,33 W | 33,35 W       |
|       | 45°        | 8,11 W         | 14,71 W | 22,82 W | 2,79 W          | 7,76 W | 10,55 W | 33,37 W       |
|       | 60°        | 7,89 W         | 14,70 W | 22,59 W | 3,07 W          | 7,74 W | 10,81 W | 33,40 W       |
|       | 75°        | 7,88 W         | 14,71 W | 22,59 W | 3,09 W          | 7,75 W | 10,83 W | 33,42 W       |
|       | 90°        | 8,09 W         | 14,66 W | 22,75 W | 2,73 W          | 7,73 W | 10,46 W | 33,21 W       |
| $s$   | 30°        | 4,19 W         | 10,95 W | 15,14 W | 2,19 W          | 5,94 W | 8,13 W  | 23,27 W       |
|       | 45°        | 3,71 W         | 9,79 W  | 13,49 W | 1,26 W          | 5,43 W | 6,68 W  | 20,18 W       |
|       | 60°        | 3,56 W         | 9,30 W  | 12,86 W | 0,69 W          | 5,02 W | 5,71 W  | 18,56 W       |
|       | 75°        | 3,69 W         | 9,51 W  | 13,20 W | 0,82 W          | 5,19 W | 6,00 W  | 19,20 W       |
|       | 90°        | 3,97 W         | 10,35 W | 14,32 W | 1,64 W          | 5,64 W | 7,28 W  | 21,60 W       |
| $s1$  | 30°        | 0,89 W         | 9,97 W  | 10,86 W | 4,98 W          | 5,45 W | 10,44 W | 21,30 W       |
|       | 45°        | 0,69 W         | 9,97 W  | 10,66 W | 5,23 W          | 5,47 W | 10,70 W | 21,36 W       |
|       | 60°        | 0,67 W         | 9,98 W  | 10,66 W | 5,26 W          | 5,48 W | 10,74 W | 21,39 W       |
|       | 75°        | 0,68 W         | 9,99 W  | 10,66 W | 5,28 W          | 5,47 W | 10,75 W | 21,41 W       |
|       | 90°        | 0,67 W         | 9,96 W  | 10,62 W | 5,27 W          | 5,46 W | 10,73 W | 21,35 W       |
| $s2$  | 30°        | 0,43 W         | 9,81 W  | 10,24 W | 5,63 W          | 5,40 W | 11,03 W | 21,26 W       |
|       | 45°        | 0,64 W         | 9,99 W  | 10,63 W | 5,38 W          | 5,49 W | 10,87 W | 21,51 W       |
|       | 60°        | 0,66 W         | 10,00 W | 10,66 W | 5,38 W          | 5,48 W | 10,86 W | 21,52 W       |
|       | 75°        | 0,67 W         | 10,00 W | 10,67 W | 5,38 W          | 5,48 W | 10,86 W | 21,53 W       |
|       | 90°        | 0,67 W         | 9,96 W  | 10,63 W | 5,33 W          | 5,46 W | 10,79 W | 21,43 W       |
| $r1$  | 30°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,44 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,63 W       |
|       | 45°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,45 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,64 W       |
|       | 60°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,45 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,64 W       |
|       | 75°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,44 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,64 W       |
|       | 90°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,40 W          | 5,77 W | 9,16 W  | 21,56 W       |
| $r2$  | 30°        | 2,32 W         | 10,02 W | 12,34 W | 3,36 W          | 5,75 W | 9,11 W  | 21,45 W       |
|       | 45°        | 2,33 W         | 10,03 W | 12,36 W | 3,37 W          | 5,75 W | 9,12 W  | 21,48 W       |
|       | 60°        | 2,34 W         | 10,05 W | 12,38 W | 3,38 W          | 5,76 W | 9,14 W  | 21,52 W       |
|       | 75°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,38 W          | 5,76 W | 9,15 W  | 21,55 W       |
|       | 90°        | 2,32 W         | 10,02 W | 12,35 W | 3,36 W          | 5,75 W | 9,11 W  | 21,46 W       |
| $r3$  | 30°        | 2,34 W         | 10,07 W | 12,41 W | 3,40 W          | 5,77 W | 9,17 W  | 21,58 W       |
|       | 45°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,39 W          | 5,77 W | 9,16 W  | 21,56 W       |
|       | 60°        | 2,33 W         | 10,05 W | 12,38 W | 3,38 W          | 5,76 W | 9,14 W  | 21,52 W       |
|       | 75°        | 2,33 W         | 10,03 W | 12,36 W | 3,37 W          | 5,75 W | 9,12 W  | 21,48 W       |
|       | 90°        | 2,30 W         | 9,99 W  | 12,29 W | 3,34 W          | 5,73 W | 9,08 W  | 21,36 W       |

Fonte: dados de simulação.

## TOPOLOGIA COM CONVERSOR DE 5 BRAÇOS

Tabela 16 – Perdas de potência na condução e no chaveamento para a topologia 5B.

| Braço | $\epsilon$ | Perdas no IGBT |         |         | Perdas no diodo |        |         | Perdas Totais |
|-------|------------|----------------|---------|---------|-----------------|--------|---------|---------------|
|       |            | Cond.          | Chav.   | Total   | Cond.           | Chav.  | Total   |               |
| $g1$  | 30°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,18 W | 33,22 W       |
|       | 45°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 60°        | 8,35 W         | 14,69 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 75°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,18 W | 33,22 W       |
|       | 90°        | 8,30 W         | 14,65 W | 22,94 W | 2,40 W          | 7,74 W | 10,14 W | 33,08 W       |
| $g2$  | 30°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 45°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 60°        | 8,35 W         | 14,70 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 75°        | 8,35 W         | 14,69 W | 23,05 W | 2,41 W          | 7,76 W | 10,17 W | 33,22 W       |
|       | 90°        | 8,30 W         | 14,64 W | 22,94 W | 2,40 W          | 7,74 W | 10,14 W | 33,08 W       |
| $s1$  | 30°        | 0,67 W         | 9,98 W  | 10,65 W | 5,27 W          | 5,48 W | 10,75 W | 21,41 W       |
|       | 45°        | 0,67 W         | 9,98 W  | 10,65 W | 5,27 W          | 5,48 W | 10,75 W | 21,40 W       |
|       | 60°        | 0,67 W         | 9,99 W  | 10,66 W | 5,27 W          | 5,48 W | 10,75 W | 21,41 W       |
|       | 75°        | 0,67 W         | 9,99 W  | 10,66 W | 5,29 W          | 5,48 W | 10,77 W | 21,44 W       |
|       | 90°        | 0,66 W         | 9,96 W  | 10,62 W | 5,28 W          | 5,47 W | 10,75 W | 21,37 W       |
| $s2$  | 30°        | 0,67 W         | 9,99 W  | 10,66 W | 5,32 W          | 5,48 W | 10,81 W | 21,47 W       |
|       | 45°        | 0,67 W         | 10,00 W | 10,66 W | 5,35 W          | 5,48 W | 10,84 W | 21,50 W       |
|       | 60°        | 0,66 W         | 10,00 W | 10,66 W | 5,38 W          | 5,48 W | 10,86 W | 21,52 W       |
|       | 75°        | 0,66 W         | 10,00 W | 10,66 W | 5,38 W          | 5,48 W | 10,87 W | 21,53 W       |
|       | 90°        | 0,66 W         | 9,96 W  | 10,62 W | 5,33 W          | 5,46 W | 10,80 W | 21,41 W       |
| $s3$  | 30°        | 0,66 W         | 9,99 W  | 10,65 W | 5,38 W          | 5,48 W | 10,86 W | 21,51 W       |
|       | 45°        | 0,67 W         | 9,99 W  | 10,65 W | 5,36 W          | 5,48 W | 10,83 W | 21,48 W       |
|       | 60°        | 0,67 W         | 9,98 W  | 10,65 W | 5,33 W          | 5,48 W | 10,80 W | 21,45 W       |
|       | 75°        | 0,67 W         | 9,98 W  | 10,65 W | 5,30 W          | 5,47 W | 10,77 W | 21,42 W       |
|       | 90°        | 0,67 W         | 9,94 W  | 10,61 W | 5,23 W          | 5,46 W | 10,69 W | 21,30 W       |
| $r1$  | 30°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,44 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,63 W       |
|       | 45°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,45 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,64 W       |
|       | 60°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,44 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,20 W  | 21,64 W       |
|       | 75°        | 2,35 W         | 10,09 W | 12,45 W | 3,41 W          | 5,78 W | 9,19 W  | 21,64 W       |
|       | 90°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,40 W          | 5,77 W | 9,16 W  | 21,56 W       |
| $r2$  | 30°        | 2,32 W         | 10,02 W | 12,34 W | 3,36 W          | 5,75 W | 9,11 W  | 21,45 W       |
|       | 45°        | 2,33 W         | 10,03 W | 12,36 W | 3,37 W          | 5,75 W | 9,12 W  | 21,48 W       |
|       | 60°        | 2,34 W         | 10,05 W | 12,38 W | 3,38 W          | 5,76 W | 9,14 W  | 21,52 W       |
|       | 75°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,38 W          | 5,77 W | 9,15 W  | 21,55 W       |
|       | 90°        | 2,32 W         | 10,02 W | 12,35 W | 3,36 W          | 5,75 W | 9,11 W  | 21,45 W       |
| $r3$  | 30°        | 2,34 W         | 10,07 W | 12,42 W | 3,40 W          | 5,77 W | 9,17 W  | 21,59 W       |
|       | 45°        | 2,34 W         | 10,06 W | 12,40 W | 3,39 W          | 5,77 W | 9,16 W  | 21,56 W       |
|       | 60°        | 2,33 W         | 10,05 W | 12,38 W | 3,38 W          | 5,76 W | 9,14 W  | 21,52 W       |
|       | 75°        | 2,33 W         | 10,03 W | 12,36 W | 3,37 W          | 5,75 W | 9,12 W  | 21,48 W       |
|       | 90°        | 2,30 W         | 9,98 W  | 12,29 W | 3,34 W          | 5,73 W | 9,07 W  | 21,36 W       |

Fonte: dados de simulação.

# Sistemas de Conversão de Energia Eólica com Conexão à Rede Monofásica Utilizando Gerador de Indução Duplamente Alimentado

**Resumo:** O uso do Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG) na geração de energia eólica vem sendo consolidado devido, principalmente, à possibilidade de funcionamento com velocidade variável e controle de potência ativa e reativa fornecida pelo estator de modo desacoplado. Apesar disto, ainda existem poucas soluções de sistemas de conversão de energia eólica que conectam o DFIG à rede elétrica monofásica. Mesmo as soluções existentes na literatura, ou operam à velocidade variável, ou garantem tensões trifásicas balanceadas e com frequência constante nos terminais da máquina, de modo a alimentar cargas trifásicas sem a necessidade de um conversor adicional. Este trabalho apresenta três novas topologias de sistemas de conversão que servem de interface para a conexão do DFIG à rede elétrica monofásica. Os sistemas propostos utilizam conversores CA-CC-CA bidirecionais com diferentes número de braços que transformam a tensão da rede elétrica monofásica em tensões trifásicas equilibradas nos terminais do estator do gerador, além de um conversor trifásico conectado aos terminais do rotor que garante o controle de potência ativa e reativa do gerador. Além disso, foi desenvolvida uma técnica para estimar a posição do rotor sem uso de sensor de velocidade. São apresentados os modelos do gerador e dos conversores utilizados, bem como as estratégias de controle e modulação por largura de pulso (PWM). As comparações entre as topologias são realizadas em termos da tensão mínima de barramento CC e das perdas de potência nas chaves. São apresentados resultados de simulação em diversos cenários, com e sem ligação de cargas trifásicas ao sistema, além do estudo de perdas de potência nos conversores. Resultados experimentais também são apresentados e discutidos, de modo a verificar o funcionamento das topologias propostas.

**Palavras-chave:** Sistemas de Conversão de Energia Eólica, Gerador de Indução Duplamente Alimentado (DFIG), Rede Elétrica Monofásica, Conversores com Número de Chaves Reduzido.

PPGEE - UFPB

Campus I, Cidade Universitária, Caixa Postal 5057  
João Pessoa-PB, Brasil, 58051-970