



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação

PEDRO JOSÉ DOS SANTOS NETO

**Otimização de desempenho do gerador de relutância variável aplicado em sistemas eólicos: uma abordagem via planejamento de experimento computacional.**

Campinas  
2017



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação

PEDRO JOSÉ DOS SANTOS NETO

**Otimização de desempenho do gerador de relutância  
variável aplicado em sistemas eólicos: uma abordagem  
via planejamento de experimento computacional.**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica, na Área de Energia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Ernesto Ruppert Filho

Coorientador: Prof. Dr. Tércio André dos Santos Barros

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Pedro José dos Santos Neto, e orientada pelo Prof. Dr. Ernesto Ruppert Filho

---

Campinas  
2017

**Agência(s) de fomento e nº(s) de processo(s): CAPES**

Ficha catalográfica  
Universidade Estadual de Campinas  
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura  
Luciana Pietrosanto Milla - CRB 8/8129

Santos Neto, Pedro José dos, 1991-  
Sa59o Otimização de desempenho do gerador de relutância variável aplicado em sistemas eólicos : uma abordagem via planejamento de experimento computacional / Pedro José dos Santos Neto. – Campinas, SP : [s.n.], 2017.

Orientador: Ernesto Ruppert Filho.  
Coorientador: Tércio André dos Santos Barros.  
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação.

1. Motores de relutância. 2. Energia eólica. 3. Otimização. 4. Planejamento de experimentos. 5. Acionamento elétrico. I. Ruppert Filho, Ernesto, 1948-. II. Barros, Tércio André dos Santos, 1987-. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. IV. Título.

Informações para Biblioteca Digital

**Título em outro idioma:** Performance optimization of switched reluctance generator in wind systems : an approach based on design of computer experiment

**Palavras-chave em inglês:**

Reluctance motors

Wind energy

Optimization

Experiment planning

Electric drive

**Área de concentração:** Energia Elétrica

**Titulação:** Mestre em Engenharia Elétrica

**Banca examinadora:**

Ernesto Ruppert Filho [Orientador]

Alfeu Joãozinho Sguarezi Filho

Madson Cortes de Almeida

**Data de defesa:** 18-12-2017

**Programa de Pós-Graduação:** Engenharia Elétrica

## COMISSÃO JULGADORA - DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Candidato:** Pedro José dos Santos Neto RA:163709

**Data da defesa:** 18 de dezembro de 2017

**Título da Tese:** “Otimização de desempenho do gerador de relutância variável em sistemas eólicos: uma abordagem via planejamento de experimento computacional”.

Prof. Dr. Ernesto Ruppert Filho (Presidente, FEEC/UNICAMP)

Prof. Dr. Alfeu Joãozinho Sguarezi Filho (UFABC)

Prof. Dr. Madson Cortes de Almeida (FEEC/UNICAMP)

A ata de defesa, com as respectivas assinaturas dos membros da Comissão Julgadora, encontra-se no processo de vida acadêmica do aluno.

Aos meus avós, Seu Francisco e Dona  
Neide, por tudo que fizeram por  
mim.

# Agradecimentos

Agradeço,

Aos meus pais Kátia Soraya Pereira dos Santos e Pedro José dos Santos Filho (*in memoriam*).

Aos meus irmãos João Paulo e Carlos Eduardo.

À minha namorada Osmara, pelo amor e companhia.

Aos meus tios Cosme, Damião, Franciscquinho e Daniel. Às minhas tias Helenita, Tété, Carminha, Neta, Lurdinha.

Ao coorientador, Tércio André, pela amizade e ajuda no cotidiano do projeto.

Ao orientador professor Ernesto Ruppert Filho pela oportunidade de estudar e desenvolver pesquisa em uma das melhores universidades da América Latina.

Aos amigos do LEPO 1: Marcelo, Adson, Ramon e Paulo. Do LEPO 2: Hugo, Tisciane, Marcos, Lucas, Dante e Rafael. Do LEPO 3: Rolando, João Pedro, Vanessa e Sam. Do DEMIC: Bacurau, Aldiane, Vedoveto, Marlon e Adelson.

À Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação (FEEC) da Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP) e à Agência Brasileira de Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro.

A todos aqueles que não foram citados devido à minha memória vertiginosamente falha, sintam-se agradecidos.

He not busy being born is busy dying.

Bob Dylan

# Resumo

Nesta dissertação de mestrado é apresentada uma proposta para otimização de desempenho do gerador de relutância variável (GRV) em um sistema de conversão de energia eólica. O desempenho desse gerador elétrico é altamente influenciado pelos parâmetros de acionamento, neste caso, pelos ângulos de acionamento e pela tensão no barramento em corrente contínua (elo CC). Em geral, os parâmetros de acionamento ótimos são obtidos por meio de simulações massivas ou baseado em técnicas de tentativa e erro. Neste trabalho, propõem-se a utilização de algoritmos baseados em planejamento de experimentos computacionais para determinar os ângulos ótimos de acionamento do GRV e a tensão elétrica ótima no elo CC, com intuito de garantir o melhor desempenho do sistema para cada velocidade de operação. A técnica de preenchimento de espaço (*space-filling*) é adotada para desenvolvimento de um modelo de superfície de resposta polinomial, a qual é utilizada para construir uma função multiobjetivo, considerando a melhoria da eficiência e a redução na ondulação do torque eletromecânico da máquina elétrica. Para a obtenção dos pontos ótimos, utilizou-se o método do ponto interior com o objetivo de localizar o mínimo da superfície construída. Recursos matemáticos disponíveis no *Matlab*<sup>®</sup> foram utilizados para proceder com o planejamento de experimentos computacionais. O controle direto de potência é utilizado para obter a potência máxima em função da velocidade do rotor, empregando os parâmetros ótimos encontrados. Os controles por histerese de corrente e por pulso único são aplicados para baixa e alta velocidade de rotação, respectivamente. Os resultados das simulações realizadas no *Simulink*<sup>®</sup> e dos ensaios experimentais obtidos comprovam que a metodologia proposta retorna uma otimização eficiente, estruturada e que resulta na redução do esforço computacional de processamento.

**Palavras-chave:** Gerador de relutância variável, sistema eólico, planejamento de experimento computacional, controle direto de potência.

# Abstract

This master dissertation presents a study to optimize the performance of the switched reluctance generator (SRG) in a variable wind energy conversion system. SRG's performance is highly influenced by the operating parameters, which are the operating angles and the DC link voltage. Usually, these optimal parameters are achieved by means of cumbersome simulation or by means of trial-and-error methods. In this work, it is proposed the utilization of algorithms based on design of computational experiment (DCE) to determinate the optimal firing angles and the optimal DC link voltage that guarantee the best system behavior for each rotor speed. Third order response surface model (RSM) based on space-filling designs is applied to build a multiobjective function considering efficiency improvement and torque ripple reduction. Interior point method (IPM) is applied to find the minimum of the surface, optimizing the process. *Matlab*<sup>®</sup> toolboxes were used to conduct the design of computational experiment. Direct power control (DPC) is used to obtain the maximum power as function of the rotor speed, employing the optimal parameters. Hysteresis and single pulse current control are applied for low and high speed operation, respectively. *Simulink*<sup>®</sup> simulations and experimental results have shown that the proposed approach returned a good compromise between SRG high efficiency and low torque ripple. Moreover, the presented technique reduces the computational effort and provides a clear massive data simulation framework.

**Key-words:** Switched reluctance generator, wind energy, design of computational experiment, direct power control.

# Lista de Figuras

2.1	Máquina de relutância variável trifásica 12/8. . . . .	28
2.2	Torque eletromagnético em função da variação de indutância instantânea. Posições entre os polos do rotor e do estator: total desalinhamento ( $D$ ), início do alinhamento ( $S$ ), total alinhamento ( $A_L$ ), início do desalinhamento ( $S'$ ). . . . .	30
2.3	Curvas de magnetização típicas $\psi - i$ . . . . .	32
2.4	Sistema trifásico com GRV e conversor AHB convencional. . . . .	34
2.5	Etapas de acionamento de um conversor AHB: a) Excitação; b) Roda livre; c) Geração. . . . .	34
2.6	Modos de operação por histerese de corrente e por pulso único. . . . .	36
2.7	Tensão, fluxo magnético e corrente elétrica em uma fase do GRV. . . . .	41
2.8	Representação da coenergia em uma curva $\psi - i$ . . . . .	42
2.9	Curvas $C_p(\lambda_t, \beta)$ típicas para um aerogerador de pequeno porte. . . . .	45
2.10	Estrutura do sistema eólico com GRV conectado à rede elétrica. . . . .	47
2.11	CDP para o controle por histerese. . . . .	48
2.12	CDP para controle por pulso único. . . . .	49
2.13	GRV conectado à rede elétrica com conversor CC-CC de interface. . . . .	51
3.1	Estrutura do experimento computacional. . . . .	54
3.2	Projetos <i>space-filling</i> a) OFAT; b) LHS. . . . .	59
3.3	Análise do $p - valor$ a) Rejeita a hipótese de nulidade; b) Aceita a hipótese de nulidade. . . . .	65
4.1	Curvas de magnetização obtidas para o GRV utilizado. . . . .	71
4.2	Esquema do modelo utilizado para uma fase do GRV. . . . .	71
4.3	Dados das tabelas de busca do modelo da MRV: a) $I(\Phi, \theta)$ ; b) $T(I, \theta)$ . . . . .	72
4.4	Modelo do GRV implementado no <i>Simulink</i> . . . . .	74
4.5	AHB implementado no <i>Simulink</i> . . . . .	75
4.6	Implementação do sensor de posição. . . . .	75

4.7	Implementação do acionamento por histerese. . . . .	76
4.8	Implementação do controle direto de potência. . . . .	76
4.9	Perfil de potência de saída ótima para o sistema eólico estudado. . . . .	77
4.10	Força contra eletromotriz estimada [1]. . . . .	78
4.11	Sistema com GRV implementado no <i>Matlab</i> . . . . .	79
4.12	Resultado dos testes dos controladores para o acionamento por histerese a) Controle direto de potência; b) Controle por histerese de tensão no barramento CC. . . . .	80
4.13	Teste do acionamento por histerese implementado no <i>Matlab</i> : a) Correntes elétricas nas fases; b) Tensões nas fases; c) Fluxos concatenados nas fases; d) pulsos de acionamento por histerese. . . . .	81
4.14	Resultado dos testes dos controladores para o acionamento por pulso único: a) Controle direto de potência; b) Controle por histerese de tensão no barramento CC. . . . .	82
4.15	Teste do acionamento por pulso único implementado no <i>Matlab</i> : a) Correntes elétricas nas fases; b) Tensões nas fases; c) Fluxos concatenados nas fases; d) Padrão de acionamento por pulso único. . . . .	83
4.16	Estrutura do controle de corrente por histerese. . . . .	85
4.17	Algoritmo para operação por histerese. . . . .	86
4.18	Metamodelo construído para $\omega = 60$ rad/s. . . . .	89
4.19	Comparação entre os parâmetros ótimos em baixas velocidades: a) Ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ); b) Ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ); c) Tensão no elo CC ( $V_{dc}$ ). . . . .	90
4.20	Comparação entre as situações de otimização em 80 rad/s: a) Corrente elétrica de fase; b) Fluxo concatenado; c) Torque eletromagnético. . . . .	92
4.21	Comparação dos resultados para operação por histerese: a) Corrente elétrica eficaz; b) Pico do fluxo concatenado; c) Ondulação de torque eletromagnético. . . . .	93
4.22	Estrutura do controle de corrente por pulso único. . . . .	94
4.23	Algoritmo para operação por pulso único. . . . .	95
4.24	Metamodelo construído para 100 rad/s. . . . .	97
4.25	Comparação dos parâmetros ótimos em altas velocidades a) $\theta_{on}$ ; b) $V_{dc}$ . . . . .	98
4.26	Diferentes situações de otimização a 120 rad/s: a) Corrente elétrica de fase; b) Fluxo concatenado; c) Torque eletromagnético. . . . .	100
4.27	Comparação dos resultados para operação em pulso único: a) Corrente elétrica eficaz; b) Pico do fluxo concatenado; c) Ondulação de torque eletromagnético. . . . .	101
4.28	Modelo implementado no <i>Simulink</i> para os testes do GRV em velocidade variável. . . . .	102
4.29	Operação por histerese: a) Velocidade angular; b) Comparação entre a potência de referência e a potência elétrica gerada. . . . .	103

4.30	Operação por histerese: a) Ângulos ótimos; b) Comparação entre a tensão ótima e a tensão na carga. . . . .	103
4.31	Comparação entre a corrente gerada por histerese e a corrente de referência. . . . .	104
4.32	Perfil do fluxo magnético concatenado obtido na operação por histerese. . . . .	104
4.33	Perfil do torque eletromagnético obtido na operação por histerese. . . . .	105
4.34	Operação por pulso único: a) Velocidade angular; b) Comparação entre a potência de referência e a potência elétrica gerada. . . . .	106
4.35	Operação por pulso único: a) Ângulos ótimos; b) Comparação entre a tensão ótima e a tensão na carga. . . . .	106
4.36	Perfil da corrente elétrica gerada por pulso único . . . . .	107
4.37	Perfil do fluxo magnético concatenado gerado por pulso único . . . . .	107
4.38	perfil do torque eletromagnético gerado por pulso único . . . . .	108
5.1	Bancada desenvolvida para testes experimentais: a)Visão Geral; b)Detalhes da bancada. . . . .	110
5.2	Resultados experimentais da corrente elétrica para a operação por histerese (80 rad/s). . . . .	112
5.3	Resultados experimentais de torque mecânico em baixas velocidades (80 rad/s). . . . .	113
5.4	Formas de onda obtidas experimentalmente a 80 rad/s. . . . .	113
5.5	Potências e corrente elétrica experimentais do GRV para o teste em rampa em baixas velocidades. . . . .	114
5.6	Parâmetros ótimos do GRV obtidos experimentalmente em baixas velocidades. . . . .	115
5.7	Resultados experimentais da corrente elétrica para a operação por pulso único (120 rad/s). . . . .	116
5.8	Resultados experimentais de torque mecânico em altas velocidades (120 rad/s). . . . .	117
5.9	Formas de onda obtidas experimentalmente a 120 rad/s. . . . .	117
5.10	Potências e corrente elétrica experimentais do GRV para o teste em rampa em altas velocidades. . . . .	118
5.11	Parâmetros ótimos do GRV obtidos experimentalmente em altas velocidades. . . . .	119
5.12	Resultados experimentais da medição da eficiência do GRV considerando diferentes opções de otimização. . . . .	120
A1	Telas do <i>software</i> baseado em planejamento de experimentos computacionais desenvolvido para otimização de desempenho do GRV em sistemas eólicos. . . . .	135

# Lista de Tabelas

4.1	Parâmetros do GRV utilizado. . . . .	73
4.2	Parâmetros utilizados nas simulações. . . . .	77
4.3	Parâmetros utilizados no controle por histerese . . . . .	79
4.4	Parâmetros utilizados no controle por pulso único . . . . .	82
4.5	Comparação entre os coeficientes $R_{adj}^2$ para os experimentos OFAT e LHS considerando o controle por histerese. . . . .	89
4.6	Resultado do teste F para comparação entre os parâmetros obtidos nos experimentos do controle por histerese( $\alpha = 5\%$ ). . . . .	90
4.7	Comparação entre os parâmetros ótimos obtidos pelos métodos de otimização IPM, GA e PSO para a operação por histerese. . . . .	91
4.8	Comparação entre os coeficientes $R_{adj}^2$ para os experimentos OFAT e LHS considerando o controle por pulso único. . . . .	97
4.9	Resultado do teste F para comparação entre os parâmetros obtidos nos experimentos do controle por pulso único ( $\alpha = 5\%$ ). . . . .	98
4.10	Comparação entre os parâmetros ótimos obtidos pelos métodos de otimização IPM, GA e PSO para a operação por pulso único. . . . .	99
5.1	Comparação entre os valores eficazes da corrente elétrica obtidos no experimento e na simulação computacional para a operação por histerese . . . .	115
5.2	Comparação entre os valores eficazes da corrente elétrica obtidos no experimento e na simulação computacional para a operação por pulso único. . .	119

# Lista de acrônimos e notação

AHB	<i>Asymmetric Half Bridge</i>
ANOVA	<i>Analysis of Variance</i>
BJT	<i>Bipolar Junction Transistor</i>
CC	Corrente Contínua
CA	Corrente Alternada
CAE	<i>Computer-aided Engineering</i>
CDP	Controle Direto de Potência
DSP	<i>Digital Signal Processor</i>
DAC	<i>Digital to Analog Converter</i>
DAQ	<i>Data Acquisition System</i>
DFIG	<i>Double Fed Induction Generator</i>
FEM	<i>Finite Element Method</i>
FP	Fator de Potência
GA	<i>Genetic Algorithm</i>
GRV	Gerador de Relutância Variável
IGBT	<i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i>
IPM	<i>Interior Point Method</i>
LHS	<i>Latin-Hypercube Sampling</i>
MAE	<i>Mean Absolute Error</i>
MLP	Modulação por Largura de Pulso
MOSFET	<i>Metal Oxide Semiconductor Field Effect</i>
MPPT	<i>Maximum Power Point Tracking</i>
MRV	Máquina a Relutância Variável
MSE	<i>Mean Square Error</i>
OFAT	<i>One Factor at Time</i>
PAC	Ponto de Acoplamento Comum

PEC	Planejamento de Experimento Computacional
PMSG	<i>Permanent Magnet Synchronous Generator</i>
PSO	<i>Particle Swarm Optimzation</i>
PWM	<i>Pulse Width Modulation</i>
RSM	<i>Response Surface Model</i>
SSE	<i>Sum of Squared Erros</i>
SSR	<i>Sum of Squared Residuals</i>
SSTO	<i>Total Sum of Squares</i>
TSF	<i>Torque Sharing Function</i>
VSC	<i>Voltage Source Converter</i>
WECS	<i>Wind Energy Conversion System</i>
$\mathfrak{R}$	Relutância do circuito magnético
$F$	Força magnetomotriz
$\phi$	Fluxo magnético
$l$	Comprimento médio do circuito magnético
$H$	Intensidade de campo magnético
$B$	Densidade de fluxo magnético
$A$	Área da seção transversal do caminho magnético
$\mu$	Permeabilidade magnética do material
$L$	Indutância instantânea
$L_d$	Indutância na posição desalinhada
$L_m$	Indutância na posição intermediária
$L_a$	Indutância na posição alinhada
$L_{max}$	Indutância máxima
$L_{min}$	Indutância mínima
$\psi$	Fluxo concatenado
$i, I$	Corrente elétrica
$I_{ref}$	Corrente de referência
$I_{rms}$	Corrente instantânea
$I_o$	Corrente de saída
$I_{exc}$	Corrente de excitação
$N_{esp}$	Número de espiras
$N_s$	Número de polos do estator
$N_r$	Número de polos do rotor
$\theta$	Coordenada angular

$V_{dc}$	Tensão do elo CC
$R$	Resistência elétrica
$\lambda$	Fluxo concatenado por fase
$\tau$	Período
$P_{mec}$	Potência mecânica
$P_{exc}$	Potência de excitação
$\varepsilon$	Penalidade de excitação
$P_{Cu}$	Perdas elétricas no cobre
$P_{Fe}$	Perdas elétricas no ferro
$P_{cond}$	Perdas por condução
$P_{sw}$	Perdas por chaveamento
$f_p$	frequência dos pulsos de corrente
$T_e$	Torque eletromagnético
$T_m$	Torque mecânico
$T_{ripple}$	Ondulação de torque
$T_{max}$	Torque máximo
$T_{min}$	Torque mínimo
$W'$	Coenergia
$R_t$	Raio da turbina
$\rho$	Densidade do ar
$C_p$	Coefficiente de potência
$\nu$	Velocidade de vento
$\lambda_t$	Razão de velocidade na ponta da pá
$\beta$	Ângulo de passo das hélices
$\omega_r$	velocidade rotacional das pás
$P_{opt}$	potência ótima de saída
$P_{avg}$	potência média gerada
$K_{opt}$	Constante de desempenho ótimo da turbina
$K_p$	Ganho proporcional do controlador PI
$K_i$	Ganho integral do controlador PI
$e_P$	Erro de potência
$\omega_c$	Frequência de corte
$\omega$	Velocidade angular
$e$	Força contra eletromotriz
$\Phi_{max}$	Valor de pico do fluxo concatenado
$\theta_{on}$	Ângulo de ligação

$\theta_{off}$	Ângulo de desligamento
$\theta_A, \theta_B, \theta_C$	Ângulos relativos a cada fase
$B_v$	Constante de atrito viscoso
$J$	Momento de Inércia
$x$	Variáveis de entrada
$y$	Variável de saída
$Dev$	Desvio entre o modelo do sistema e o metamodelo
$E$	Estimador da média global
$\pi_j$	Permutações de inteiros
$T$	Região de experimentação
$U$	Variação uniforme
$d$	Distância entre pontos
$D$	Espaço de projeto
$X^i$	Vetor de $i$ colunas
$\rho_{ij}$	Correlação entre duas colunas de vetores
$f$	Função não linear
$g$	Metamodelo
$B_j$	Campo de funções base
$n_a$	Número total de coeficientes
$s_p$	Curva <i>spline</i> de ordem $p$
$R_{adj}$	Coefficiente ajustado de determinação do modelo
$p$	Número de preditores
$H$	Hipótese a ser testada
$F$	Teste estatístico de hipótese nula
$\alpha$	Nível de significância
$\nabla$	Gradiente da função
$\nabla^2$	Matriz hessiana da função

# Sumário

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>21</b>
1.1	Objetivos . . . . .	24
1.2	Justificativa . . . . .	24
1.3	Organização do texto . . . . .	25
<b>2</b>	<b>Gerador de relutância variável e sistemas eólicos</b>	<b>26</b>
2.1	Introdução . . . . .	26
2.2	A máquina elétrica de relutância variável . . . . .	26
2.2.1	Breve histórico de evolução . . . . .	26
2.2.2	Estrutura básica . . . . .	28
2.2.3	Princípio de operação . . . . .	29
2.2.4	Modelagem por curvas de magnetização . . . . .	31
2.3	Análise da operação do GRV . . . . .	32
2.3.1	Conversor AHB e etapas de funcionamento . . . . .	33
2.3.2	Estratégias de controle e de acionamento . . . . .	35
2.3.3	Eficiência e perdas elétricas . . . . .	37
2.3.4	Análise da potência elétrica gerada . . . . .	40
2.3.5	Torque eletromagnético produzido . . . . .	42
2.4	Sistema de geração eólica com GRV . . . . .	43
2.4.1	Energia Eólica . . . . .	43
2.4.2	O gerador de relutância variável em sistemas eólicos . . . . .	45
2.4.3	Controle direto de potência para o GRV . . . . .	47
2.4.4	Considerações sobre a tensão no barramento CC . . . . .	50
2.5	Considerações Finais . . . . .	51
<b>3</b>	<b>Planejamento de experimentos computacionais</b>	<b>52</b>
3.1	Introdução . . . . .	52
3.2	Conceitos fundamentais . . . . .	53
3.3	Projetos por <i>Space-filling</i> . . . . .	55

3.3.1	Projeto OFAT . . . . .	56
3.3.2	Projeto LHS . . . . .	57
3.3.3	Comparação entre OFAT e LHS . . . . .	58
3.4	Modelo da superfície de resposta . . . . .	59
3.4.1	Modelo polinomial . . . . .	60
3.4.2	Modelo <i>Spline</i> . . . . .	61
3.4.3	Modelo Kriging . . . . .	61
3.5	Análise estatística . . . . .	62
3.5.1	Avaliação do metamodelo . . . . .	63
3.5.2	Teste de hipótese nula . . . . .	63
3.6	Técnicas de otimização . . . . .	65
3.6.1	Método do ponto interior (IPM) . . . . .	66
3.6.2	Algoritmo genético (GA) . . . . .	67
3.6.3	Otimização por enxame de partículas (PSO) . . . . .	68
3.7	Considerações Finais . . . . .	68
<b>4</b>	<b>Otimização e simulações computacionais</b>	<b>69</b>
4.1	Introdução . . . . .	69
4.2	Modelo do GRV utilizado . . . . .	69
4.3	Implementação do sistema em estudo . . . . .	73
4.3.1	Implementação no <i>Simulink</i> . . . . .	73
4.3.2	Testes iniciais . . . . .	77
4.4	Algoritmos propostos e resultados da otimização . . . . .	83
4.4.1	Otimização em baixas velocidades . . . . .	84
4.4.2	Otimização em altas velocidades . . . . .	93
4.5	Operação do GRV em velocidade variável . . . . .	101
4.5.1	Operação por histerese . . . . .	102
4.5.2	Operação por pulso único . . . . .	105
4.6	Considerações Finais . . . . .	108
<b>5</b>	<b>Resultados experimentais</b>	<b>109</b>
5.1	Introdução . . . . .	109
5.2	Montagem experimental . . . . .	109
5.3	Resultados e discussão . . . . .	111
5.3.1	Resultados em baixas velocidades . . . . .	111
5.3.2	Resultados em altas velocidades . . . . .	115
5.3.3	Medição experimental da eficiência do GRV . . . . .	120
5.4	Considerações Finais . . . . .	121
<b>6</b>	<b>Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros</b>	<b>122</b>

<b>Bibliografia</b>	<b>126</b>
<b>Anexos</b>	<b>134</b>

## Introdução

O gerador de relutância variável (GRV) é uma máquina elétrica de dupla saliência, altamente não linear, sem bobinas ou ímãs no rotor, que opera de acordo com o princípio de mínima relutância. Nessa máquina elétrica, o torque é criado pela tendência dos polos do estator atraírem os polos do rotor mais próximos. Com relação às principais máquinas utilizadas na indústria, como as máquinas de indução e síncronas, a máquina de relutância variável apresenta como vantagens a robustez mecânica, o alto desempenho, o baixo custo de produção e a ausência de ímãs permanentes ou bobinas no rotor [2–4].

Para um sistema eólico de velocidade variável, doravante chamados de WECS (*wind energy conversion system*), o gerador de indução duplamente alimentado (*double fed induction generator*-DFIG) e o gerador síncrono de ímãs permanentes (*permanent magnet synchronous generator*-PMSG) são atualmente os geradores mais empregados e têm sido amplamente investigados [5, 6]. Contudo, o GRV tem sido apontado na literatura como uma boa alternativa para WECS, uma vez que esta máquina opera em uma ampla faixa de velocidades com bom desempenho [4, 7]. Entretanto, os principais obstáculos para o uso industrial do GRV são: a ondulação no torque eletromagnético, o ruído audível provocado por essa ondulação, a necessidade de sensores de posição para o acionamento da máquina elétrica, a necessidade de técnicas avançadas de controle para operação em velocidade variável e a falta de metodologias para o projeto eletromagnético.

Na tentativa de solucionar essas desvantagens, vários trabalhos científicos e tecnológicos têm discutido melhorias para aplicações com o GRV. Os principais aspectos práticos do gerador de relutância variável e seu respectivo controle são discutidos em [4, 8]. Um novo sistema de controle para operação do GRV em geradores eólicos operando em velocidade variável e conectado à rede elétrica é apresentado em [7]. A técnica de modulação por largura de pulsos (MLP) é utilizada para regular a corrente elétrica de fase do GRV para baixas e médias velocidades. Para altas velocidades, o gerador passa a ser controlado por pulso único. Uma proposta de modelagem e métodos de controle para o GRV em WECS são estudados em [9]. O método de elementos finitos é aplicado para calcular

o fluxo concatenado e o torque do GRV em um projeto de maximização da eficiência. Um controle sem a utilização de sensores de posição é estudado em [10]. Através desse controle, o projeto e a implementação de um estimador da posição do rotor do GRV é proposto utilizando redes neurais baseada na estimação da indutância instantânea. Um outro controle sem a utilização de sensores de posição é proposto em [11], em que se considerou o GRV operando em alta velocidade no modo de condução contínua. Por fim, redes de corrente contínua (CC) incluindo o GRV e empregando interfaces de conversores do tipo buck-boost bidirecionais são estudados em [12, 13].

Um trabalho pioneiro na revisão do estado da arte sobre GRV é realizado em [14]. As principais características para o projeto de geradores de relutância são apresentadas e um protótipo é construído para testes dos circuitos de acionamento e de ensaios experimentais. Em [15], um acionamento capaz de controlar a máquina de relutância tanto na operação como motor quanto na operação como gerador é apresentado. Diversas técnicas de controle de tensão na carga são comparadas para o GRV. A conexão do gerador de relutância à rede elétrica é abordada em [16], em que descrevem-se a modelagem da máquina e o projeto dos conversores eletrônicos de potência para a interligação com a rede elétrica, além do desenvolvimento de uma plataforma experimental para testes.

Alta eficiência e baixa ondulação de torque eletromagnético são os principais aspectos para caracterizar o desempenho ótimo do GRV. Essas variáveis estão estritamente relacionadas com os ângulos de disparo da máquina, com a tensão no elo CC e com a velocidade do rotor. Uma vez que não existe expressão analítica relacionando esses parâmetros e, devido à alta não linearidade do GRV, vários trabalhos discutem o problema de desempenho ótimo desse tipo de máquina elétrica. Uma abordagem para o controle automático dos parâmetros de excitação do GRV operando em pulso único é apresentada em [17]. Um algoritmo de controle de potência em malha fechada é proposto para encontrar os ângulos de excitação que maximizam a eficiência do GRV. Simulações computacionais massivas são usadas para comparação dos resultados da otimização, com restrição de operação para altas velocidades e com tensão de elo CC constante. Em [18], os ângulos ótimos são atingidos como resultado do balanço correto entre alta eficiência e baixa ondulação de torque. Novamente, simulações computacionais massivas são utilizadas para encontrar o ângulo de ligação, enquanto o ângulo de desligamento é obtido por meio de equações propostas. Apenas baixas e médias velocidades de operação são consideradas, neste caso empregando controle por histerese com tensão de elo CC constante. Em [19], um procedimento similar é abordado para operação em pulso único, considerando a maximização da eficiência do GRV.

Um controle de comutação dinâmica é desenvolvido em [20] para alternar o modo de operação do GRV automaticamente entre *chopping mode* e pulso único. Os ângulos de acionamento são pré-configurados para garantir o controle de tensão por realimentação. Em [21] é feita uma discussão sobre a procura do controle ótimo para o GRV. O controle

---

proposto se aplica para altas velocidades, com objetivo de maximizar a eficiência e reduzir a ondulação de corrente no elo CC. Os algoritmos desenvolvidos permitem ajustar os ângulos de excitação automaticamente e não requerem coleta de dados *offline*. Ainda assim, simulações computacionais massivas são realizadas para comparação dos resultados. Em [22], a técnica *freewheeling* é aplicada para ajustar os ângulos de excitação, com objetivo de maximizar a potência de saída do GRV operando em pulso único. Além disso, a técnica desenvolvida visa minimizar a ondulação da corrente no elo CC. No artigo referido, apenas a operação por pulso único é considerada e diversas simulações são realizadas para estabelecer uma relação entre os ângulos de acionamento.

Um método de evolução diferencial é proposto em [23] para otimizar a potência gerada pelo GRV em sistemas eólicos. O algoritmo proposto permite encontrar os ângulos de acionamento e a tensão no elo CC para a faixa de velocidade do rotor analisada. Contudo, a única função de otimização adotada pelos autores é a potência gerada e, portanto, a otimização de funções multiobjetivo não é considerada. Ademais, simulações massivas são conduzidas para comparar os resultados e apenas a operação por pulso único é considerada. Um estudo da influência dos parâmetros de controle do GRV é realizado em [24]. Técnicas heurísticas são utilizadas para determinar os ângulos de disparo e a tensão de excitação ótimas para a operação do gerador de relutância em baixas e médias velocidades. Contudo, apenas a maximização da potência gerada foi considerada para melhorar o desempenho do GRV. Além disso, o uso de técnicas heurísticas requer um conhecimento profundo sobre o funcionamento e as especificidades da máquina elétrica em estudo, não provendo uma estrutura generalizada de otimização.

Finalmente, o problema de otimização do GRV em WECS é melhor estudado em [25]. Algoritmos são propostos para obter os parâmetros ótimos do GRV em uma ampla faixa de velocidades, realizando distinção apropriada entre a operação por histerese para baixas velocidades e a operação por pulso único para altas velocidades. A otimização multiobjetivo proposta pelos autores considera a maximização da eficiência e a redução da ondulação de torque. Entretanto, a tensão no elo CC é mantida constante e nenhuma estratégia é adotada para reduzir o esforço computacional no procedimento de simulação. Esta dissertação de mestrado, aqui apresentada, é continuação direta dos trabalhos desenvolvidos em [26, 27]. As técnicas de controle direto de potência aplicadas neste trabalho são detalhadas em [26]. O modelo do GRV, as curvas experimentais e a discussão sobre a otimização dos parâmetros da máquina, adotados neste projeto, foram extraídos do trabalho realizado em [27], com o objetivo de melhorar e dar continuidade na pesquisa sobre geradores de relutância variável.

## 1.1 Objetivos

O objetivo principal desta dissertação é propor uma estrutura para a otimização de desempenho do gerador de relutância variável, quando utilizado em sistemas eólicos de velocidade variável com controle direto de potência. A estrutura proposta é obtida por meio de técnicas utilizadas em planejamento de experimentos computacionais, que é uma estratégia recente utilizada na indústria para obter modelos computacionais fiéis à realidade, através de procedimentos estatísticos e de otimização. O planejamento de experimento computacional proposto é composto das técnicas de preenchimento de espaços, de modelagem de resposta de superfície, análise estatística e de otimização não linear. O *software Matlab/Simulink* é empregado para desenvolver o algoritmo necessário para realizar o procedimento computacional. Por meio dessa metodologia, os ângulos de acionamento e a tensão de excitação ótimos podem ser encontrados para garantir alta eficiência e baixa ondulação de torque para o GRV. Outros objetivos da dissertação são validar experimentalmente os resultados obtidos através das simulações computacionais e desenvolver um *software* com o procedimento proposto para reprodução do método pela comunidade científica.

## 1.2 Justificativa

Devido ao seu alto desempenho em uma ampla faixa de operação e robustez mecânica, a máquina elétrica de relutância variável tem sido alvo recente de estudos e pesquisas para aplicações automotivas, aeroespaciais e em sistemas eólicos. A complexidade dessa máquina elétrica se dá pela sua alta não linearidade, já que a relutância é variável de acordo com a posição do rotor em relação ao estator. Assim, os ângulos de acionamento da máquina, a tensão de excitação e a velocidade do rotor afetam sobremaneira o seu desempenho. Além disso, uma dificuldade adicional se deve à necessidade de dispositivos de acionamento e sistemas de controle dedicados para a correta operação da máquina operando como gerador.

Na revisão da literatura realizada, verificou-se que a maioria dos trabalhos consideraram apenas maximização de potência como função objetivo. Vários trabalhos apresentaram otimização para um modo de operação (*chopping mode* ou pulso único), considerando somente os ângulos de acionamento como parâmetros de controle e mantendo a tensão de excitação constante. A maioria dos trabalhos utilizou simulação massiva para obter os dados de otimização *offline*. Uma vez que o processo de obtenção desses dados não é adequadamente descrito em trabalhos anteriores, este trabalho propõe o uso de técnicas de planejamento de experimentos computacionais para apresentar uma estrutura de otimização clara e estatisticamente adequada, além de reduzir o esforço computacional do processo.

O desempenho global do GRV é otimizado através da minimização de um modelo de superfície de resposta, utilizando otimização multiobjetivo. Consideraram-se a maximização da eficiência e a minimização da ondulação de torque eletromagnético para o GRV operando com controle direto de potência em sistemas eólicos de velocidade variável. Os ângulos ótimos e a tensão do elo CC são especificados para cada velocidade do rotor. Implementaram-se o controle de corrente por histerese para baixas velocidades e o controle por pulso único para altas velocidades. As simulações efetuadas apontam um resultado satisfatório, corroborado pelos resultados experimentais obtidos. Os resultados indicam que o método utilizado retorna os parâmetros ótimos de forma eficiente e com redução significativa do esforço computacional.

Um programa de computador foi desenvolvido para auxiliar no processo de otimização de desempenho do GRV em sistemas eólicos. O *software* desenvolvido com a ferramenta *Guide-Matlab* aplica técnicas de planejamento de experimentos computacionais em conjunto com simulações no ambiente *Simulink* para retornar os parâmetros ótimos desejados. Esse programa pode ainda ser utilizado como ferramenta complementar durante o projeto eletromagnético da máquina de relutância variável, com o objetivo de reduzir o tempo das simulações ao retornar condições ótimas de baixo torque eletromagnético e alto desempenho.

### 1.3 Organização do texto

Este texto está organizado da seguinte forma: No capítulo 2, apresentam-se a análise de funcionamento, a modelagem e o acionamento do gerador de relutância variável. Além disso, discutem-se os sistemas eólicos de velocidade variável e a aplicação do GRV nesses sistemas. No capítulo 3, é realizada uma revisão conceitual sobre as técnicas de planejamento de experimentos computacionais, estratégias de experimentação e de otimização, com objetivo de apresentar ao leitor os principais aspectos das ferramentas utilizadas na proposta deste trabalho. No capítulo 4, são apresentados os algoritmos propostos para a otimização do GRV em baixas e altas velocidades e os resultados de simulação computacionais obtidos. No capítulo 5, apresentam-se os resultados experimentais realizados para validação da proposta de otimização. Por fim, no capítulo 6, apresentam-se as principais conclusões e perspectivas para trabalhos futuros.

---

# Capítulo 2

## Gerador de relutância variável e sistemas eólicos

### 2.1 Introdução

Neste capítulo serão apresentados a modelagem, a análise de funcionamento e as técnicas de acionamento do gerador de relutância variável. Inicialmente, uma breve revisão histórica do desenvolvimento dessas máquinas elétricas é realizada neste capítulo em paralelo com a evolução da eletrônica de potência. Apresentam-se também os modos de controle para baixas e altas velocidades de operação, distinguindo-se o controle por histerese de corrente e o controle por pulso único. O foco da discussão apresentada está nos parâmetros de controle que influenciam o desempenho do GRV. Ainda neste capítulo, os conceitos básicos sobre energia eólica são discutidos. Os principais aspectos de sistemas eólicos de velocidade variável utilizando o GRV serão abordados. Os principais trabalhos na literatura técnica que vinculam o GRV a sistemas eólicos são listados e comentados. Por fim, os controles diretos de potência, tanto para baixas velocidades quanto para altas velocidades de operação, são apresentados em detalhes.

### 2.2 A máquina elétrica de relutância variável

#### 2.2.1 Breve histórico de evolução

A máquina de relutância variável (MRV) é uma máquina elétrica de dupla saliência, de concepção primitiva. A confiabilidade nessas máquinas só foi possível graças à evolução da eletrônica de potência a partir da década de 60. Por ter uma estrutura simples e primitiva, as MRVs foram umas das primeiras máquinas a serem desenvolvidas ainda no século XIX. As primeiras MRVs projetadas eram equivalentes eletromagnéticas da máquina a vapor, constituídas de arranjos eletromagnetos, armaduras e chaveamento

de corrente. Contudo, o desenvolvimento do motor elétrico comutado e a descoberta da lei dos circuitos magnéticos (1880) resultaram em motores com desempenho superiores às MRVs da época. Isso fez com que os estudos com a máquina de relutância fossem abandonados pela comunidade científica [3, 14, 28].

A evolução das máquinas elétricas de corrente contínua, das máquinas de indução e das máquinas síncronas limitaram a evolução das MRVs, uma vez que essas não apresentavam as mesmas dificuldades de acionamento e eram mais eficientes. O surgimento dos transistores de potência na década de 60 marcou o início da eletrônica de potência e abriu a possibilidade para técnicas de acionamentos ainda não exploradas. Uma MRV elementar com comutação a tiristor foi construída ainda no início dos anos 1960, com tiristores disparados por chaves mecânicas rudimentares acopladas ao eixo do motor. Entretanto, esses componentes eletrônicos ainda eram muito caros e pouco eficientes. Com o surgimento dos transistores bipolares de junção (*bipolar junction transistor* - BJT), seguidos pelo transistor de efeito de campo (*metal oxide semiconductor field effect*- MOSFET) e posteriormente pelos transistores bipolares de porta isolada (*insulated gate bipolar transistor* - IGBT), possibilitou-se o desenvolvimento de controles com comutação forçada e técnicas de modulação mais eficientes [29]. Somam-se a evolução dessas tecnologias com o desenvolvimento dos circuitos digitais e dos computadores nas décadas posteriores e tem-se, então, o cenário para o retorno do interesse científico nas MRVs [3, 14].

Após a década de 1980, intensificou-se o estudo de aplicações com a máquina de relutância variável, especialmente em operação como motor para utilização em altas velocidades. Além das diferentes aplicações, diferencia-se a operação entre o motor e o gerador de relutância variável (GRV) especialmente pela definição dos ângulos de disparo das chaves. Isso significa que, dependendo do modo de operação (motor ou gerador), conversores e técnicas de controles diferentes devem ser empregados. Atualmente, a utilização de MRVs como motor já é bastante difundida na literatura, especialmente em aplicações que exigem altas velocidades. Além do uso industrial, o uso comercial dessas máquinas elétricas em eletrodomésticos e aparelhos tem se consolidado cada vez mais [28]. Entre as razões para a MRV não ter ainda impacto na indústria de forma efetiva, apesar das vantagens dessa máquina, destaca-se o domínio de outras tecnologias mais consolidadas e absorvidas pelo mercado [3].

Embora o interesse por essas máquinas elétricas tenha crescido muito na última década [24], para a operação como gerador elétrico ainda existem lacunas nas pesquisas científicas. Destaca-se o uso do GRV em aplicações industriais que exigem alta velocidade [30–32], na aeronáutica e em aplicações espaciais [33–35], em veículos elétricos [36–38] e em sistemas eólicos [7, 9, 10, 23, 39]. Estudos de tolerância à faltas em GRVs são realizados em [40, 41]. Os principais desafios atuais que movem produções científicas sobre o gerador de relutância variável consistem no projeto construtivo [42–44], nas técnicas de controle empregadas [15, 28, 45], na otimização de desempenho [22–25, 44–46] e na operação sem a

utilização de sensores de posição (*sensorless*) [10,11].

### 2.2.2 Estrutura básica

A estrutura básica do MRV consiste de um estator e de um rotor de aço laminado, de polos salientes, com enrolamentos presentes apenas no estator. Essas máquinas podem apresentar fluxo radial ou axial [47]. A estrutura laminada das peças do estator e do rotor limita a existência de correntes parasitas no núcleo magnético e no estator. Os pares de polos opostos do estator formam uma fase, com enrolamentos normalmente conectadas em série e percorridas por correntes elétricas pulsadas [14]. Faz-se necessário a utilização de sensores para indicar a posição do rotor durante o acionamento. Existe uma diversidade de possibilidades para especificação da configuração das MRVs, tais quais o número de polos do rotor, número de polos do estator, número de fases e arranjos dos enrolamentos [30].

Usualmente, especifica-se a MRV de acordo com o número de polos do estator e do rotor, e.g. MRV 8/6 (8 polos no estator/6 polos no rotor). Em geral, o número de polos do rotor e do estator são diferentes, o que garante o desalinhamento natural entre algum par de polos para que haja torque inicial capaz de vencer a inércia [14]. Essa exigência de número de polos diferentes não é necessária para a operação como gerador, uma vez que a máquina primária é a responsável por vencer a inércia inicial. A estrutura desse conversor eletromecânico de energia trifásico 12/8 é mostrado na Figura 2.1.

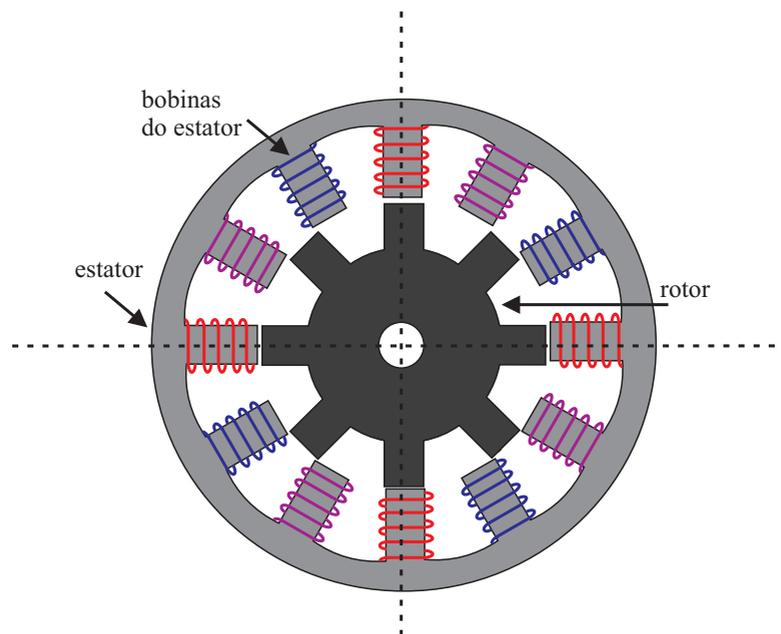


Figura 2.1: Máquina de relutância variável trifásica 12/8.

MRVs com baixo número de polos por fase tendem a exibir alta ondulação de torque eletromagnético. Máquinas com muitos polos por fase apresentam baixa ondulação e facilitam a partida do rotor em diversas posições [31]. O número de fases na MRV afeta

diretamente a frequência dos pulsos de corrente. Uma maior quantidade de fases resulta em uma menor intermitência entre os pulsos aplicados e, em consequência, melhoram-se os sinais de tensões e correntes elétricas na máquina. Contudo, o aumento do número de fases resulta em um maior custo de fabricação, no aumento na quantidade de materiais e de componentes eletrônicos. Pelo menos três fases são necessárias para operação nos quatro quadrantes, ou seja, para a operação como motor e gerador elétricos em ambos os sentidos de rotação [42, 45].

Considera-se a MRV uma máquina CC síncrona, no sentido que o torque eletromagnético é produzido apenas com a rotação síncrona do rotor em relação a força contra eletromotriz aplicada. A relação síncrona, contudo, depende do número de polos e fases de forma complexa [30]. O fluxo magnético é descontínuo e a força contra eletromotriz varia com a velocidade do rotor. A corrente elétrica, por sua vez, depende da reação entre a força contra eletromotriz e a tensão aplicada. A comutação das fases é realizada por conversores eletrônicos de potência, os quais são essenciais para operação da MRV.

Resumem-se como principais vantagens da GRV a ausência de ímãs permanentes ou bobinas no rotor, o baixo custo de manufatura e de material, as baixas perdas e a alta densidade de potência [31, 40]. Além disso, essas máquinas elétricas possibilitam a operação em altas velocidades e em altas temperaturas. Os conversores eletrônicos são simples e hoje já apresentam baixo custo. As MRVs apresentam ainda tolerância a faltas, independência entre as fases e ausência de alta tensão de circuito aberto ou corrente de curto circuito [40]. Como desvantagens, destacam-se a alta não-linearidade, a alta ondulação de torque, o nível de ruído acentuado, a necessidade de sensores de posição, o alto número de conexões entre a máquina e o conversor, e as dificuldades de projeto da máquina e dos controladores [47].

### 2.2.3 Princípio de operação

Quando uma corrente elétrica circula através de uma das fases da MRV, um caminho de fluxo magnético é gerado em volta do estator, do rotor e do entreferro. A relutância ( $\mathfrak{R}$ ) em um circuito magnético é dada por [28]:

$$\mathfrak{R} = \frac{F}{\phi} = \frac{Hl}{BA} = \frac{l}{\mu A} \quad (2.1)$$

na qual  $F$  é a força magnetomotriz,  $\phi$  é o fluxo magnético,  $H$  é a intensidade do campo magnético,  $l$  é o comprimento do caminho do campo magnético,  $B$  é a densidade de fluxo,  $A$  é a área da seção transversal do caminho magnético e  $\mu$  é a permeabilidade magnética do material.

A indutância instantânea está relacionada com a reatância pela expressão:

$$L = \frac{\psi}{i} = \frac{N_{esp}^2}{\mathfrak{R}} \quad (2.2)$$

em que  $L$  é a indutância instantânea,  $\psi$  é o fluxo concatenado,  $i$  é a corrente elétrica e  $N_{esp}$  é o número de espiras no enrolamento de uma fase da MRV.

A indutância varia com a posição do rotor, apresentando valor máximo na posição alinhada e valor mínimo na posição desalinhada. O torque na MRV é produzido pela tendência do rotor se mover para a posição em que a relutância é mínima, i.e. a indutância e o fluxo concatenado são maximizados (Equação 2.2). Isso ocorre porque a permeabilidade do núcleo do material é muito maior que a permeabilidade do entreferro entre o rotor e o estator. Por consequência, os pares de polo do rotor adjacentes aos polos do estator energizados procuram alinhar-se, uma vez que a posição alinhada resulta na menor relutância. Quando um par de polos do rotor está alinhado com um determinado conjunto de polos do estator, um outro par de polos do rotor se encontra desalinhado. Faz-se necessário, portanto, energizar as fases consecutivas de modo sucessivo, de forma a garantir torque contínuo em qualquer direção de rotação [28].

A operação como motor ou como gerador elétrico da MRV depende essencialmente da escolha do momento de energização das fases. Para operação como motor, os ângulos de disparo devem ser escolhidos de forma que a corrente elétrica circule quando a indutância é crescente, ou seja, quando os polos do rotor e do estator aproximam-se do alinhamento. Para operação como gerador, os ângulos de disparo devem ser tais que a corrente elétrica circule quando a indutância é decrescente, o que significa que os polos do rotor e do estator estão começando a se desalinhar. Mais uma vez, destaca-se a necessidade de sensores de posição no rotor da máquina elétrica. A Figura 2.2 apresenta uma representação da variação do torque em função do perfil idealizado da indutância com relação a posição angular do rotor, considerando uma corrente elétrica de fase constante [28].

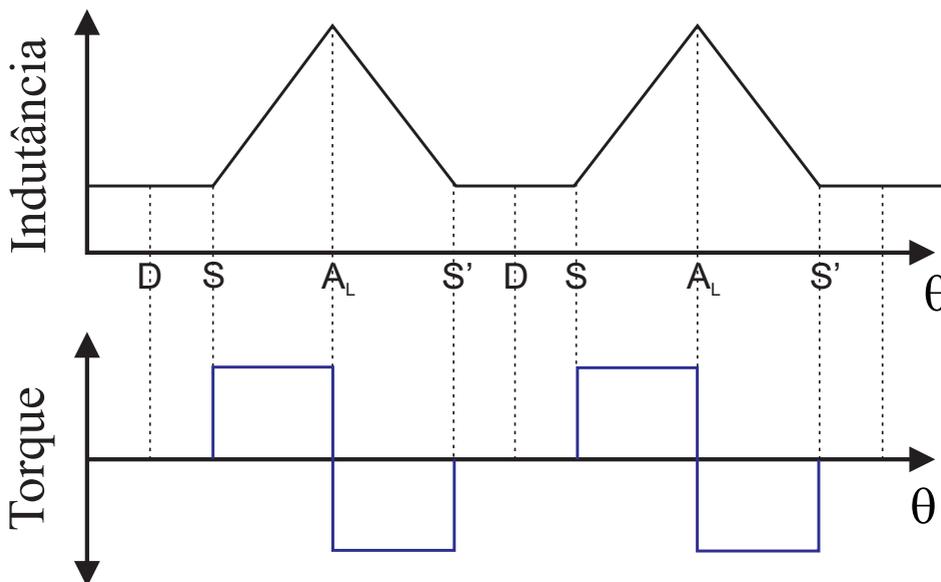


Figura 2.2: Torque eletromagnético em função da variação de indutância instantânea. Posições entre os polos do rotor e do estator: total desalinhamento ( $D$ ), início do alinhamento ( $S$ ), total alinhamento ( $A_L$ ), início do desalinhamento ( $S'$ ).

Na Figura 2.2, a posição  $D$  é a posição de total desalinhamento entre os polos do rotor e do estator. Na posição  $S$ , inicia-se a etapa de alinhamento dos polos. Na posição  $A_L$ , tem-se o total alinhamento entre os polos do rotor e do estator. Por fim, a posição  $S'$  corresponde a posição de início de desalinhamento. Entre as posições  $S$  e  $A_L$  a indutância é crescente e um torque motor positivo é produzido se a fase for energizada nesse instante. Entre a posição  $A_L$  e  $S'$  a indutância é decrescente e, portanto, se uma força primária for aplicada na máquina, operar-se-á como gerador elétrico e um torque negativo será produzido.

Utilizando séries de Fourier, a representação analítica da indutância própria em uma fase da MRV é aproximada por:

$$L(i, \theta) = L_0(i) + L_1(i) \cos N_r \theta + L_2(i) \cos 2N_r \theta \quad (2.3)$$

em que  $N_r$  é o número de polos do rotor,  $\theta$  é a posição angular do rotor,  $L_0, L_1, L_2$  são coeficientes determinados pelas seguintes expressões:

$$\begin{cases} L_0 = \frac{1}{4}(L_a + L_d) + \frac{1}{2}(L_m) \\ L_1 = \frac{1}{2}(L_a - L_d) \\ L_2 = \frac{1}{4}(L_a + L_d) - \frac{1}{2}(L_m) \end{cases} \quad (2.4)$$

sendo  $L_a$  a indutância na posição alinhada ( $\theta = 0^\circ$ ),  $L_d$  a indutância na posição desalinhada ( $\theta = \frac{\pi}{N_r}$ ) e  $L_m$  a indutância intermediária entre as posições alinhadas e desalinhadas ( $\theta = \frac{\pi}{2N_r}$ ). Para as demais fases, as indutâncias são representadas da mesma maneira, adicionando-se um defasamento de  $90^\circ$  uma da outra [47].

Outras formas analíticas para representar as indutância da MRV são o modelo trapezoidal e senoidal, conforme discutido em [15]. Esses métodos analíticos requerem dados iniciais experimentais para serem implementados. O método por elementos finitos (FEM), por sua vez, permite modelar toda a MRV em termos de indutância e fluxo concatenado [24]. O FEM é bastante utilizado para projeto de máquinas elétricas. Quando o objetivo é a utilização de um modelo da MRV para simulações computacionais, tem-se destaque a modelagem por curvas de magnetização, comentadas a seguir.

### 2.2.4 Modelagem por curvas de magnetização

Se o nível da corrente elétrica no estator for baixo, o núcleo de ferro não apresenta saturação magnética e a variação da indutância com a corrente pode ser ignorada [47]. Pode-se, assim, aproximar a indutância em uma fase da MRV por uma função linear por partes, facilitando a análise e a modelagem da máquina para simulações computacionais. As curvas de magnetização da MRV, exemplificadas na Figura 2.3, representam a variação do fluxo concatenado ( $\psi$ ) com a corrente elétrica de excitação ( $i$ ) para um conjunto de ângulos do rotor. Essa relação  $\psi - i - \theta$  é única para cada MRV dada a sua respectiva

característica geométrica e projeto do circuito magnético [30].

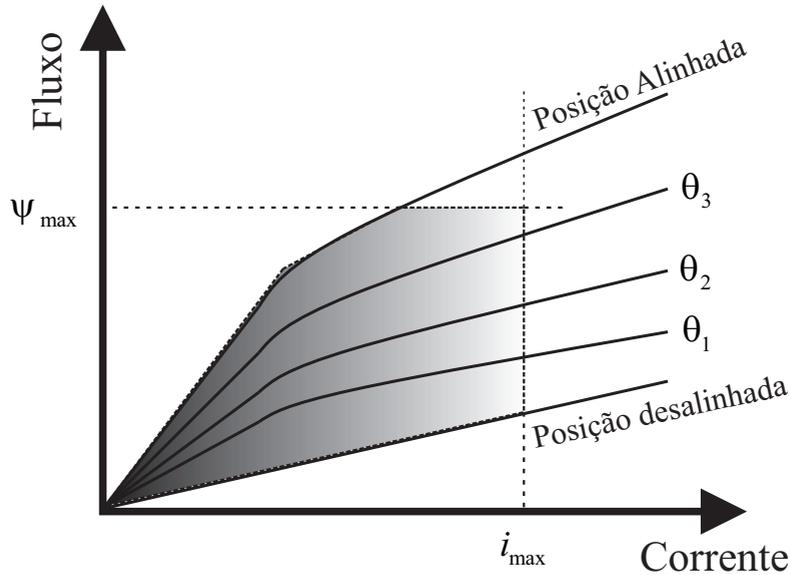


Figura 2.3: Curvas de magnetização típicas  $\psi - i$ .

Através das curvas de magnetização, pode-se prever o comportamento dinâmico da máquina elétrica tendo conhecimento da trajetória de operação do fluxo concatenado/corrente para cada ponto  $(i, \psi)$ . A área cinza mostrada na Figura 2.3 define essa trajetória e representa a energia máxima disponível para a conversão eletromecânica de energia com limitação do fluxo concatenado e da corrente elétrica. A inclinação das curvas de magnetização é mínima na posição desalinhada e máxima na posição alinhada. Essas duas curvas definem as indutâncias  $L_{min}$  e  $L_{max}$ , respectivamente, as quais são utilizadas para definir o perfil da indutância instantânea em função do ângulo do rotor.

## 2.3 Análise da operação do GRV

Uma máquina elétrica de relutância variável opera no modo gerador se cada fase for excitada quando a indutância instantânea é decrescente, ou seja,  $dL/d\theta < 0$  [18]. Ignorando a saturação, a equação elétrica dinâmica em uma fase do GRV é dada por:

$$V_{dc} = Ri + \frac{d\lambda(i, \theta)}{dt} \quad (2.5)$$

em que  $V_{dc}$  é a tensão do elo CC,  $R$  é a resistência elétrica do enrolamento do estator,  $i$  é a corrente elétrica de fase e  $\lambda$  é o fluxo concatenado por fase da MRV.

O fluxo concatenado por fase  $\lambda$ , por sua vez, é expresso por:

$$\lambda = L(i, \theta) i \quad (2.6)$$

Substituindo a Equação 2.6 na Equação 2.5, tem-se:

$$V_{dc} = Ri + \left( L + i \frac{\partial L}{\partial i} \right) \frac{di}{dt} + \omega i \frac{\partial L}{\partial \theta} \quad (2.7)$$

sendo  $\omega$  a velocidade angular do rotor.

Se a máquina opera na região linear, considera-se que a indutância instantânea não varia com a corrente elétrica  $i$ , portanto, a expressão (2.7) pode ser reduzida para:

$$V_{dc} = Ri + L(\theta) \frac{di}{dt} + e \quad (2.8)$$

em que  $e$  é força contra eletromotriz, dada por:

$$e = \omega i \frac{\partial L}{\partial \theta} \quad (2.9)$$

A força contra eletromotriz pode apresentar valor positivo ou negativo dependendo da inclinação da indutância. Esse parâmetro pode ser modelado como uma resistência elétrica em uma aproximação da MRV por um circuito linear [47].

### 2.3.1 Conversor AHB e etapas de funcionamento

Para cada ciclo de excitação, o conversor do GRV deve ser capaz de magnetizar o enrolamento da fase, recuperar a energia convertida e desmagnetizar o enrolamento. A potência produzida pode ser controlada pelo formato dos pulsos de corrente aplicados, variando-se principalmente o tempo de aplicação e a amplitude dos pulsos.

O conversor em meia ponte assimétrica (*asymmetric half bridge-AHB*) é o mais empregado para realizar o acionamento do GRV [2,47]. Cada fase desse conversor consiste de dois transistores e dois diodos de potência (Figura 2.4). O capacitor do filtro  $C$  deve ser tal que possibilite a tensão no elo CC constante e com baixa ondulação. Uma fonte externa  $V_{ext}$  é necessária para realizar o carregamento inicial do capacitor. Após a carga inicial, quando o nível de tensão desejado for estabelecido, a fonte externa não é mais necessária.

O conversor AHB convencional tem como vantagens o fato de prover independentemente o controle das correntes elétricas de fase. Isso permite que uma fase seja energizada, enquanto outra está sendo desmagnetizada com qualquer nível de sobreposição de correntes. As chaves estão sempre em série com as bobinas das fases, permitindo controle rápido em caso de faltas [28]. Outras topologias encontradas na literatura são denominadas N, (N+1), 1.5N e 2N, em que N é o número de chaves adotadas. Algumas dessas topologias são utilizadas apenas na operação como motores elétricos e são detalhadas em [2,3]. Como neste trabalho utiliza-se o AHB, apenas esse conversor eletrônico de potência será discutido.

A operação de acionamento do conversor AHB é mostrada na Figura 2.5.

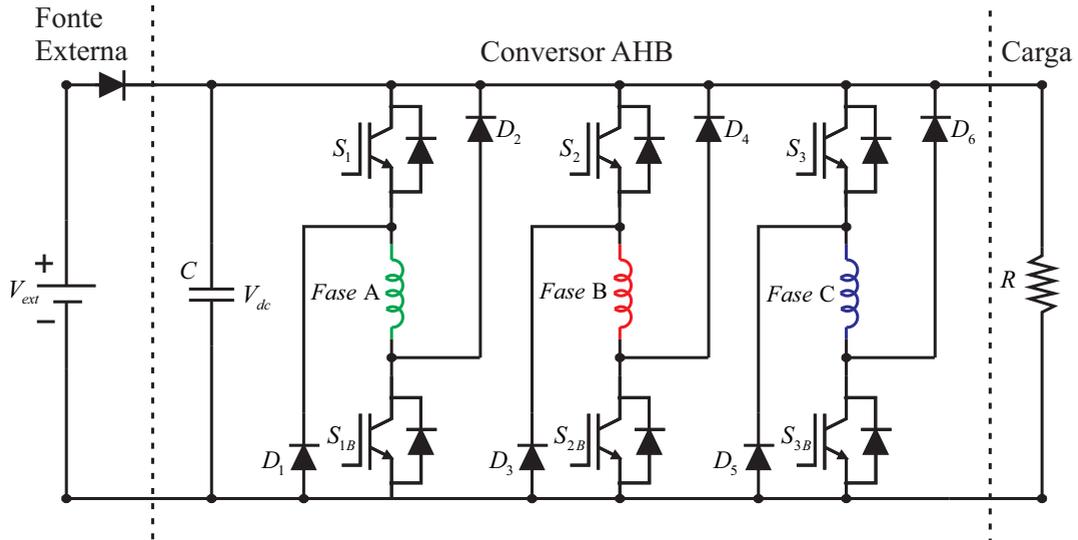


Figura 2.4: Sistema trifásico com GRV e conversor AHB convencional.

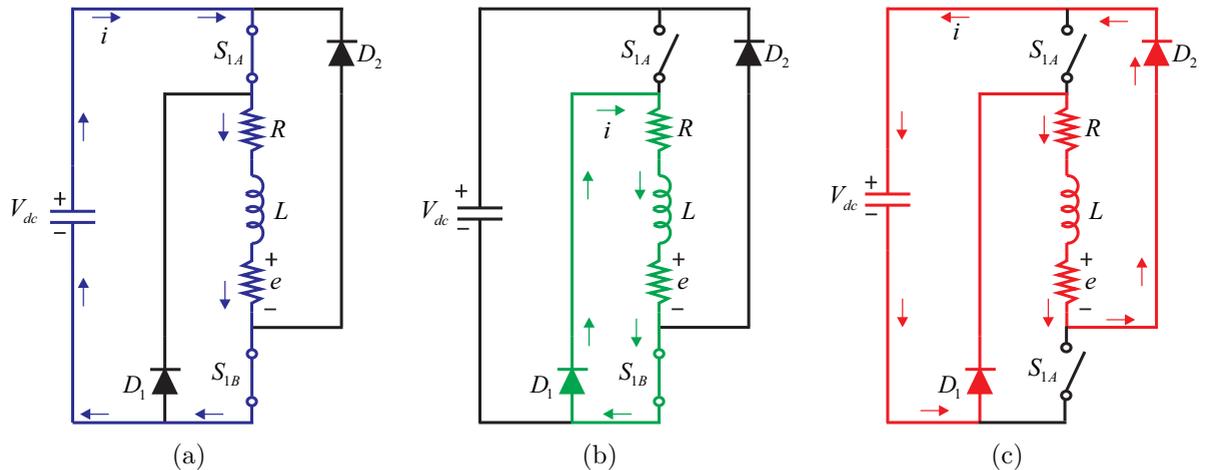


Figura 2.5: Etapas de acionamento de um conversor AHB: a) Excitação; b) Roda livre; c) Geração.

Na etapa de excitação, as duas chaves  $S_{1A}$  e  $S_{1B}$  estão ligadas e a tensão no barramento CC ( $V_{dc}$ ) é aplicada na bobina da fase do GRV (Figura 2.5(a)). A corrente elétrica é crescente e circula através do caminho positivo do terminal do barramento CC, passando pela chave  $S_{1A}$ , pela bobina da fase, pela chave  $S_{1B}$  e finalmente pelo terminal negativo da fonte. Essa etapa também é chamada de modo de magnetização, uma vez que o fluxo concatenado é crescente. A etapa de excitação é equacionada por:

$$L \frac{di}{dt} + Ri = V_{dc} - e \quad (2.10)$$

Desligando-se a chave  $S_{1A}$  e mantendo-se  $S_{1B}$  ligada enquanto a fase do GRV é energizada, a corrente elétrica entra em roda livre através de  $S_{1B}$  e do diodo  $D_1$ , como mostrado na Figura 2.5(b). A esse processo dá-se o nome de etapa com tensão nula ou

etapa em roda livre (*freewheeling*). A fase acionada não absorve nem fornece energia elétrica para fonte, o fluxo concatenado da fase é constante, mas a corrente continua a crescer devido a tensão eletromotriz na bobina. A etapa de roda livre é equacionada por:

$$L \frac{di}{dt} + Ri = -e \quad (2.11)$$

Da Figura 2.5(c), quando  $S_{1A}$  e  $S_{2B}$  forem desligadas, a corrente circulará através dos diodos  $D_1$  e  $D_2$ , passando pela bobina da fase do GRV e pela fonte. Nesse instante, a fase do GRV é submetida à uma tensão negativa através dos diodos e a energia armazenada no circuito magnético retorna ao barramento CC [47]. Denomina-se essa etapa de geração. O fluxo concatenado passa a ser decrescente, de maneira que esse processo é também conhecido como modo de desmagnetização. A equação que descreve a etapa de geração é dada por:

$$L \frac{di}{dt} + Ri = -V_{dc} - e \quad (2.12)$$

Pode-se resumir o acionamento do conversor AHB para operação do GRV da seguinte forma: para operação no modo gerador, ambas as chaves das fases do AHB devem ser acionadas durante o período de magnetização, no qual a respectiva fase do GRV recebe a tensão de excitação e a corrente elétrica circula por seus enrolamentos. Para cada período de excitação, a energia é armazenada no campo magnético da fase correspondente. Durante a etapa de geração, a energia circula para a carga, com adição da conversão eletromecânica resultante. Uma fase intermediária adicional de roda livre pode ser acrescentada para produzir tensão nula, se desejável.

### 2.3.2 Estratégias de controle e de acionamento

O acionamento do GRV é realizado através do controle das chaves do conversor de potência. Em aplicações embarcadas, como as aeroespaciais e as automotivas, faz-se necessário manter a tensão do barramento constante para alimentação das cargas elétricas. Nesses casos, o controle do GRV deve atuar para manter a tensão gerada constante através de técnicas de controle de tensão no seu barramento [3, 16]. Em [15] diversos tipos de controles de tensão são estudados para o acionamento da máquina de relutância variável operando como motor e gerador. Quando o objetivo é operar no ponto ótimo de geração, como desejado em sistemas eólicos e em turbinas a vapor, o controle de potência deve ser adotado. A técnica de controle direto de potência (CDP), utilizada neste trabalho, será discutida em detalhes em seções posteriores.

Na Figura 2.6 são mostrados dois modos de operação do GRV, para qualquer que seja a técnica de controle empregada. Para baixas e médias velocidades, a força contra eletromotriz é menor do que a tensão no elo CC e, assim, a corrente elétrica na

fase decresce ao fim da etapa de excitação. O controle por grampeamento de corrente (histerese ou MLP) pode então ser aplicado para regular a corrente de fase. A técnica de MLP apresenta resultados inferiores ao acionamento por histerese devido ao efeito da não linearidade do GRV sob o controlador PI [7, 27]. Para operações em uma ampla faixa de velocidades, a técnica de MLP é contestada em [3]. Assim, neste trabalho optou-se pelo controle por histerese de corrente. Para altas velocidades, no entanto, a força contra eletromotriz é maior do que a tensão no elo CC. Nesse caso, a corrente tende a crescer e não há controle da mesma após o período de excitação. Com isso, a operação por pulso único é necessária [27, 47].

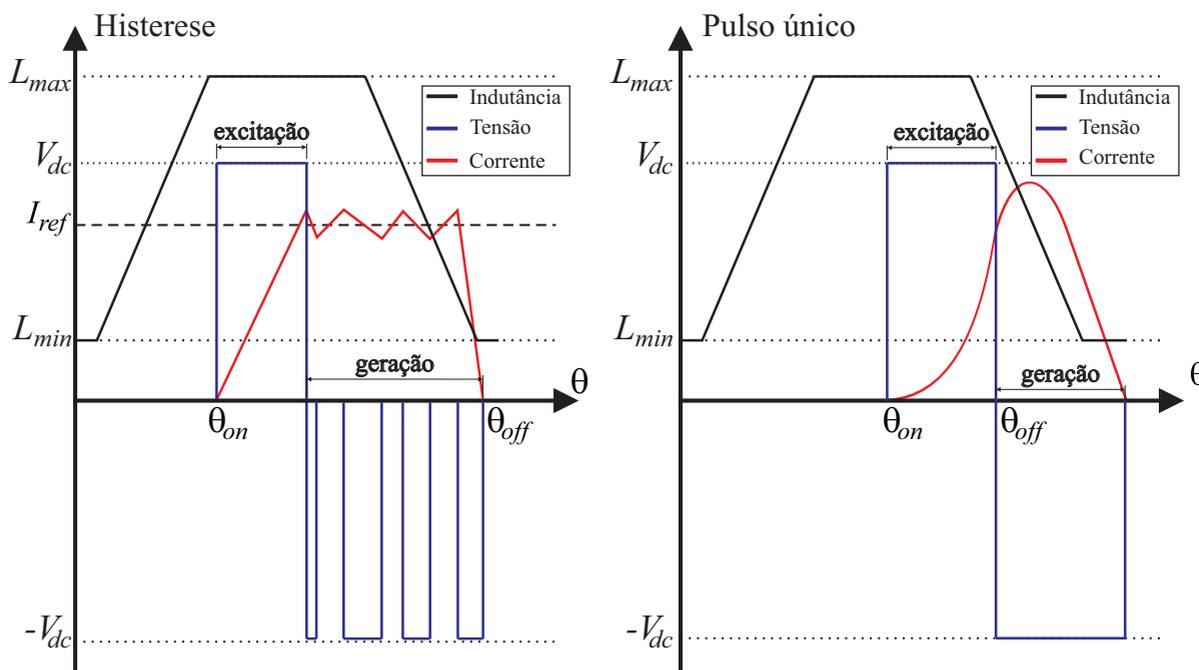


Figura 2.6: Modos de operação por histerese de corrente e por pulso único.

Para o gerador de relutância variável, define-se a velocidade base ( $\omega_b$ ) como aquela em que as correntes elétricas de fase atingem o valor nominal constante sem a necessidade de corrente de regulação [4]. Nessas condições, a força contra-eletromotriz e a tensão no barramento CC se igualam, ou seja,  $e = V_{dc}$ . Abaixo da velocidade base, o gerador deve operar por histerese. Acima da velocidade base, o controle deve ser feito por pulso único [27, 28].

Para ativação por histerese de corrente, o ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ) é definido como aquele em que a etapa de excitação inicia. O sistema de controle de potência deve ajustar a referência de corrente ( $I_{ref}$ ), que é uma variável de controle. A etapa de geração se inicia quando a corrente de referência for alcançada e permanece até se atingir o ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ), quando as duas chaves são desligadas. Na operação por histerese, os ângulos de disparo,  $\theta_{on}$  e  $\theta_{off}$ , e a tensão no barramento CC ( $V_{dc}$ ) são os parâmetros de controle.

No controle por histerese de corrente utilizando *soft chopping*, apenas uma das chaves no braço do AHB é controlada durante o período de geração, enquanto a outra é mantida desligada. A técnica de *soft chopping* é utilizada para atingir um melhor desempenho ao reduzir as perdas por chaveamento [2, 10]. Por isso, a técnica de *soft chopping* é preferível em relação ao *hard chopping*, na qual ambas as chaves são acionadas simultaneamente durante o chaveamento e, conseqüentemente, as perdas elétricas por comutação das chaves são mais elevadas.

Para a operação por pulso único, a etapa de excitação é iniciada com o ângulo de ligação e ambas as chaves são ligadas simultaneamente. As chaves de potência são mantidas ligadas por todo período de condução, produzindo um único pulso de corrente. Ao se atingir o ângulo de desligamento, ambas as chaves são desligadas e a corrente é forçada para zero pela tensão negativa aplicada à bobina da fase. Nesse modo de operação,  $\theta_{off}$  é a variável de controle na qual a etapa de geração é iniciada e ambas as chaves do AHB são desligadas. Para esse caso,  $\theta_{on}$  e  $V_{dc}$  são os parâmetros de controle.

Conforme abordado, os ângulos de acionamento e a tensão no elo CC são os principais parâmetros que influenciam no desempenho do GRV [19, 24]. Várias técnicas de controle podem ser aplicadas para a determinação desses parâmetros, e.g. lógica *fuzzy*, análise das curvas de magnetização e do fluxo concatenado e ajuste de curvas. A implementação dos ângulos de disparo ótimos pode ser feita fixando-se ambos os ângulos  $\theta_{on}$  e  $\theta_{off}$ , variando-se um desses ângulos e mantendo o outro constante, ou variando-se ambos os ângulos [24].

## 2.3.3 Eficiência e perdas elétricas

### 2.3.3.1 Potência elétrica gerada e eficiência

De forma generalizada, a potência elétrica média gerada pelo GRV é dada pela soma da potência de saída de cada fase em um ciclo:

$$P_o = \frac{1}{T} \sum_{j=1}^{N_F} \int_0^{\tau} v_j i_j dt \quad (2.13)$$

em que  $N_F$  é o número de fases da máquina,  $\tau$  é o período de condução em uma fase,  $v_j$  é a tensão na fase  $j$  e  $i_j$  é a corrente elétrica na fase  $j$ .

A potência mecânica no eixo do GRV é função do torque mecânico ( $T_{mec}$ ) e da velocidade angular ( $\omega$ ):

$$P_{mec} = \omega T_{mec} \quad (2.14)$$

A eficiência, por sua vez, é dada por:

$$\eta = \frac{P_o - P_{exc}}{P_{mec}} \quad (2.15)$$

na qual  $P_o$  é a potência elétrica gerada,  $P_{exc}$  é a potência requerida para excitação e  $P_{mec}$  é a potência mecânica de entrada.

Em um sistema com GRV, a razão entre o valor médio da corrente de elétrica de excitação ( $I_{exc}$ ) e o valor médio da corrente de saída ( $I_{out}$ ) é definida como penalidade de excitação ( $\varepsilon$ ), dada pela Equação 2.16. Valores elevados de  $\varepsilon$  significam que mais energia é necessária para magnetizar o GRV e, portanto, a eficiência é reduzida.

$$\varepsilon = \frac{I_{exc}}{I_{out}} = \frac{\int_{\theta_{on}}^{\theta_{off}} id\theta}{\int_{\theta_{off}} id\theta} \quad (2.16)$$

em que  $\theta_0$  é o ângulo do rotor em que a corrente elétrica atinge o zero.

A eficiência dada na Equação 2.15 é associada com a potência ativa durante o processo de geração. Por outro lado, a penalidade de excitação, dada pela Equação 2.16, está relacionada com o fluxo de potência reativa. A penalidade de excitação se relaciona com o fator de potência através da relação  $FP = 1 - \varepsilon$  [19]. A eficiência do GRV é reduzida principalmente devido às perdas elétricas, as quais são divididas em perdas no cobre e perdas no ferro. Outras perdas elétricas a serem consideradas são aquelas no conversor AHB.

### 2.3.3.2 Perdas elétricas no cobre

As perdas elétricas no cobre ( $P_{Cu}$ ) são dependentes da corrente eficaz no estator da máquina e influenciam na eficiência do GRV principalmente para baixas velocidades de operação. Essas perdas podem ser expressas por:

$$P_{Cu} = N_F R I_{rms}^2 \quad (2.17)$$

em que  $N_F$  é o número de fases,  $R$  é a resistência elétrica do enrolamento de uma fase do estator e  $I_{rms}$  é a corrente elétrica eficaz em uma fase do GRV.

A corrente eficaz pode ser calculada como:

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} i^2 dt} \quad (2.18)$$

em que  $\tau$  é o período de um ciclo de operação e  $i$  é a corrente elétrica de fase.

### 2.3.3.3 Perdas elétricas no ferro

As perdas elétricas no ferro, por sua vez, estão relacionadas essencialmente com o valor de pico do fluxo magnético produzido e com a frequência de operação. Essa perdas ocorrem no material magnético e englobam as perdas por corrente de histerese e as parasitas. Enquanto essas primeiras podem ser minimizadas pela laminação no material do núcleo, estas últimas são dependentes da frequência e do campo elétrico aplicado. Uma fórmula aproximada, baseada na equação de Steinmetz, é utilizada para calcular as perdas no ferro do GRV [18, 19, 48]:

$$P_{Fe} = c_h f B^{a+bB} + c_e \left( \frac{dB}{dt} \right)^2 \quad (2.19)$$

na qual  $f$  é a frequência de colapso,  $c_h$  é o coeficiente de histerese,  $c_e$  é o coeficiente de perda por correntes parasitas,  $a$  e  $b$  são coeficientes que podem ser determinados pelas curvas de perda e  $B$  é a densidade de fluxo.

As perdas elétricas no ferro se tornam dominantes em altas velocidades de operação devido às altas frequências de operação [24]. A frequência dos pulsos de corrente geradas é dada por:

$$f_p = \frac{N_F N_r \omega}{60} \quad (2.20)$$

em que  $N_F$  e  $N_r$  são o número de fases e de polos no rotor do GRV, respectivamente, e  $\omega$  é a rotação do GRV em rotações por minuto.

### 2.3.3.4 Perdas elétricas no conversor

Existem ainda as perdas referentes ao conversor AHB, que podem ser subdivididas em perdas por chaveamento e perdas por condução. A perda média por condução das chaves e diodos é dada por [49]:

$$P_{cond} = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_0}^{t_1} p_{cond}(t) dt \quad (2.21)$$

em que  $\Delta t = t_1 - t_0$  é o tempo de condução e  $p_{cond}$  é a potência instantânea nas chaves.

Assume-se que pelo menos um diodo e uma chave são energizados ao mesmo tempo em qualquer etapa de operação do conversor. Assim, as perdas por condução produzidas para as  $N_F$  fases do GRV são dadas por:

$$P_{cond,AHB} = N_F (P_{cond,chave} + P_{cond,diodo}) \quad (2.22)$$

em que  $P_{cond,chave}$  e  $P_{cond,diodo}$  são as perdas médias de condução nas chaves de potência e nos diodos, respectivamente.

As perdas por chaveamento consideram o tempo de resposta entre o comando nas chaves e o seu acionamento efetivo, tanto na borda de subida, quanto na borda de descida. Assumindo que, em qualquer etapa de operação do conversor AHB, pelo menos uma chave e um diodo são energizados simultaneamente, as perdas por chaveamento são expressas por:

$$P_{sw,AHB} = N_F (P_{on,chave} + P_{off,chave} + P_{off,diodo}) \quad (2.23)$$

em que  $P_{on,chave}$  e  $P_{off,chave}$  são as perdas por ligação e desligamento das chaves do conversor, respectivamente, e  $P_{off,diodo}$  é a perda por desligamento na condução do diodo.

Por fim, as perdas totais referentes à operação do conversor AHB pode ser expressa da seguinte forma:

$$P_{AHB} = P_{cond,AHB} + P_{sw,AHB} \quad (2.24)$$

Vale destacar que as perdas elétricas no conversor AHB são mais acentuadas na operação por histerese de corrente. Contudo, conforme mencionado, a estratégia de acionamento *soft chopping* reduz essas perdas, uma vez que apenas uma chave é acionada durante a histerese. Pode-se inferir que a perda elétrica no conversor AHB é a menos representativa quando comparadas às perdas no cobre e às perdas no ferro.

### 2.3.4 Análise da potência elétrica gerada

Um dos principais objetivos dos estudos do gerador de relutância variável é maximizar a potência elétrica gerada através do projeto dos parâmetros e variáveis de controle. Contudo, a potência gerada pelo GRV não pode ser representada por uma expressão analítica devido ao chaveamento e a característica altamente não linear da corrente elétrica produzida [47]. Considerando as Equações (2.7) e (2.13), intui-se que a potência gerada é também influenciada pela indutância instântanea na fase, pela resistência elétrica da bobina, pela tensão no barramento CC, pela posição angular do rotor e pela velocidade angular de operação.

Uma representação da tensão ( $v_j$ ), do fluxo magnético ( $\Phi_j$ ) e da corrente elétrica ( $i_j$ ) em uma fase do GRV operando por pulso único é apresentada na Figura 2.7.

Utilizando essa representação, uma expressão simplificada para a potência elétrica gerada pelo GRV é obtida em [47]. Assumindo que o fluxo concatenado está abaixo do limite de saturação e negligenciando as perdas elétricas no cobre, tem-se:

$$\lambda = \frac{1}{\omega} \int_0^\theta V d\theta = \begin{cases} \frac{V_{dc}}{\omega} (\theta - \theta_{on}), & \text{se } \theta_{off} > \theta \geq \theta_{on} \\ \frac{V_{dc}}{\omega} (\theta_{off} - \theta_{on} - \theta), & \text{se } \theta_e > \theta \geq \theta_{off} \\ 0, & \text{outro caso} \end{cases} \quad (2.25)$$

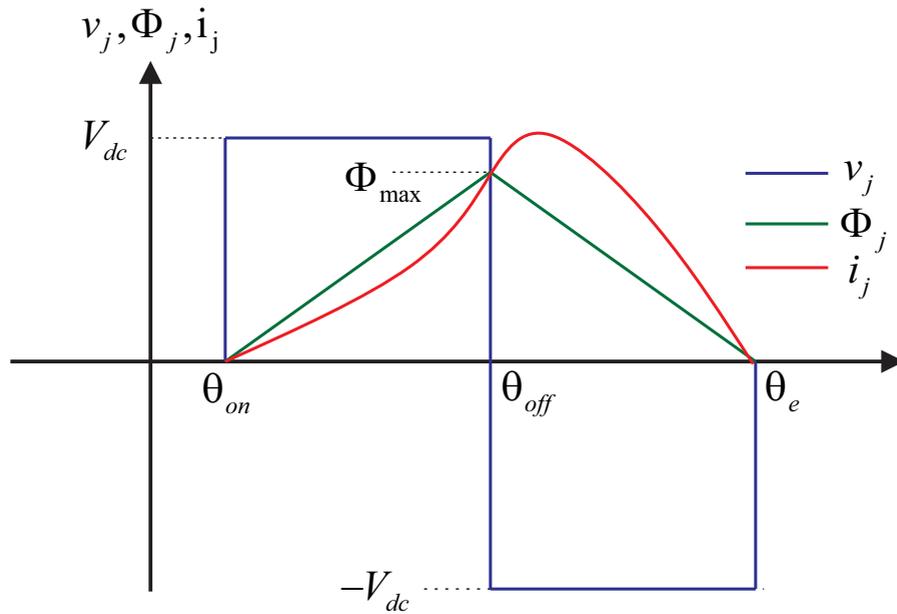


Figura 2.7: Tensão, fluxo magnético e corrente elétrica em uma fase do GRV.

em que  $\theta_e$  é a posição do rotor em que a corrente cai a zero após o desligamento da fase.

Para o caso em que a saturação magnética não é considerada no núcleo ( $L(i, \theta) = L(\theta)$ ), a corrente elétrica pode ser expressa por:

$$i = \frac{\lambda}{L(\theta)} = \begin{cases} \frac{V_{dc}}{\omega \times L(\theta)} (\theta - \theta_{on}), & \text{se } \theta_{off} > \theta \geq \theta_{on} \\ \frac{V_{dc}}{\omega \times L(\theta)} (\theta_{off} - \theta_{on} - \theta), & \text{se } \theta_e > \theta \geq \theta_{off} \\ 0, & \text{outro caso} \end{cases} \quad (2.26)$$

Substituindo a Equação 2.26 na Equação 2.13, conforme procedimento descrito em [47], obtém-se:

$$P_o = \frac{N_s \times N_r \times V_{dc}^2}{\omega} \left( \int_{\theta_{on}}^{\theta_{off}} \frac{(\theta - \theta_{on}) d\theta}{L(\theta)} - \int_{\theta_{off}}^{\theta_e} \frac{(\theta_{off} - \theta_{on} - \theta) d\theta}{L(\theta)} \right) \quad (2.27)$$

em que  $P_o$  é a potência elétrica de saída em função dos parâmetros de acionamento,  $N_s$  e  $N_r$  são o número de polos do estator e do rotor, respectivamente,  $V_{dc}$  é a tensão no elo CC,  $\theta$  é a posição angular do rotor e  $w$  é a velocidade mecânica.

Pode-se notar que a potência de saída é diretamente influenciada pelos ângulos de acionamento, pela tensão no elo CC e pela velocidade de operação. Diferentes combinações dessas variáveis podem produzir a mesma potência elétrica de saída. Contudo, a definição dos valores ótimos das variáveis de ativação é necessária para permitir que o GRV opere satisfatoriamente em uma ampla faixa de velocidades.

### 2.3.5 Torque eletromagnético produzido

A máquina de relutância variável produz torque eletromagnético negativo quando a fase é excitada no momento em que o polo do rotor se move na posição alinhada. Nesse instante, a energia eletromecânica é extraída da fonte primária. Seja a coenergia ( $W'$ ) definida como a área sob a curva  $\psi - i$  para um dado  $\theta$  constante (Figura 2.8), ou seja:

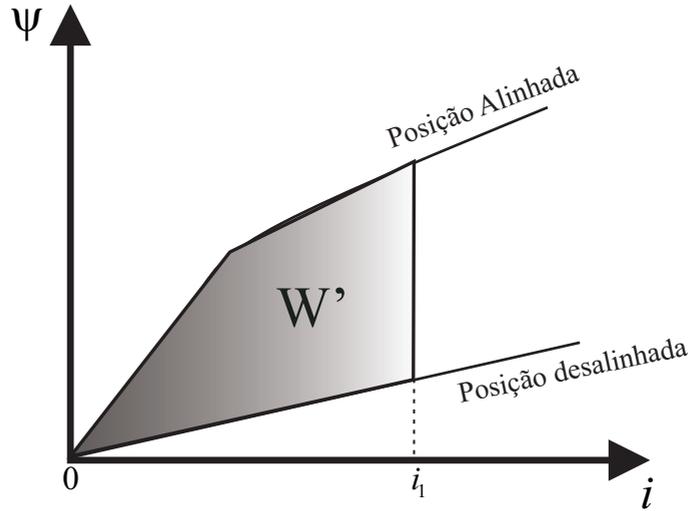


Figura 2.8: Representação da coenergia em uma curva  $\psi - i$ .

$$W'(i, \theta) = \int_0^{i_1} \psi(i, \theta) di \quad (2.28)$$

O torque eletromagnético instantâneo por fase é dado pela variação da coenergia durante a rotação de uma posição desalinhada para uma posição alinhada, para uma dada corrente elétrica [31]:

$$T(i, \theta) = \frac{\partial W'(i, \theta)}{\partial \theta} \quad (2.29)$$

Ignorando a saturação, a taxa de variação da energia magnética armazenada em qualquer instante é expressa da seguinte maneira [28]:

$$\frac{d}{dt} \left\{ \frac{1}{2} L(\theta) i^2 \right\} = \frac{1}{2} i^2 \frac{dL(\theta)}{dt} + L(\theta) \frac{di}{dt} = \frac{1}{2} i^2 \omega \frac{dL(\theta)}{d\theta} + L(\theta) \frac{di}{dt} \quad (2.30)$$

A potência mecânica é igual a potência elétrica subtraindo-se as perdas resistivas e a taxa de variação da energia magnética armazenada (lei da conservação de energia). Considerando a Equação 2.30, a potência mecânica pode ser escrita como:

$$P_{mec} = \frac{1}{2} i^2 \omega \frac{dL(\theta)}{d\theta} \quad (2.31)$$

Aplicando a Equação 2.31 na Equação 2.14, a expressão de torque eletromagnético pode ser reduzida para:

$$T(i, \theta) = \frac{1}{2} i^2 \frac{dL}{d\theta} \quad (2.32)$$

Da Equação 2.32, infere-se que a direção do torque eletromagnético é independente da polaridade da corrente elétrica na fase. Mostra-se também que o sinal da derivada da indutância determina o sentido do torque. Ademais, resta evidente a alta dependência do torque produzido com a corrente elétrica na fase, o que garante a essa máquina elétrica um alto torque de partida. Essas características permitem que a MRV opere nos quatro quadrantes. Para uma máquina multifásica, a equação do torque eletromagnético instantâneo é dada por:

$$T = \sum_{j=1}^{N_F} T_j \quad (2.33)$$

em que  $N_F$  é o número de fases e  $T_j$  é o torque eletromagnético produzido pela  $j$ -ésima fase.

A ondulação de torque, característica de máquinas de relutância variável, é afetada pelo intervalo de condução de corrente e pela posição relativa entre fases. O GRV apresenta torque pulsante devido à descontinuidade magnética dos seus polos. Essa ondulação ( $T_{ripple}$ ) é acentuada em baixas velocidades de operação e pode causar danos a estrutura do GRV, além de reduzir a eficiência, sendo dada por:

$$T_{ripple} = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{avg}} \quad (2.34)$$

em que  $T_{\max}$  e  $T_{\min}$  são os valores máximos e mínimos do torque eletromagnético, respectivamente, e  $T_{avg}$  é o torque médio.

Para melhorar o desempenho do GRV, tanto a eficiência quanto a ondulação de torque eletromagnético devem ser otimizadas. Esses parâmetros estão estritamente relacionados com os ângulos de acionamento do GRV, com a tensão de excitação, além da velocidade do rotor. Portanto, esses parâmetros devem ser escolhidos apropriadamente. A estratégia adotada para realizar a otimização do GRV será discutida no Capítulo 3.

## 2.4 Sistema de geração eólica com GRV

### 2.4.1 Energia Eólica

Define-se a energia eólica como a energia contida nas massas de ar em movimento (vento). Seu aproveitamento ocorre por meio da conversão da energia cinética de translação dessas massas de ar em energia cinética de rotação utilizando turbinas eólicas.

Os aerogeradores são responsáveis por converter a energia eólica em energia elétrica em sistemas eólicos (WECS) [50–52].

A operação da turbina em velocidade variável é preferível em detrimento de sistemas com velocidade fixa. Em sistemas com velocidade variável, a velocidade da turbina varia livremente com a velocidade de vento incidente. A única resistência a esse movimento livre é a inércia do rotor do gerador elétrico ao qual a turbina está conectada. Com isso, é possível processar a energia gerada utilizando conversores eletrônicos de potência para atingir a máxima potência e desempenho satisfatório [50–52].

A potência mecânica gerada por um aerogerador é expressa por [50–52]:

$$P_T = \frac{1}{2} \pi R_t^2 \rho C_p(\lambda_t, \beta) \nu^3 \quad (2.35)$$

em que  $R_t$  é o raio da pá,  $\rho$  é a densidade do ar,  $C_p(\lambda_t, \beta)$  é o coeficiente de potência da turbina,  $\beta$  é o ângulo de passo das hélices da turbina (ângulo de *pitch*),  $\nu$  é a velocidade do vento incidente e  $\lambda_t$  é a razão de velocidade na ponta da pá, dada por:

$$\lambda_t = \frac{\omega_r R}{\nu} \quad (2.36)$$

na qual  $\omega_r$  é a velocidade rotacional das pás.

A relação entre  $C_p$ ,  $\lambda_t$  e  $\beta$  é determinada por curvas denominadas curva do coeficiente de potência, as quais são obtidas experimentalmente ou por simulação computacional pelos fabricantes de aerogeradores. Essas curvas apresentam detalhes importantes sobre o comportamento da turbina. O modelo empírico geral para  $C_p(\lambda_t, \beta)$  é dado por funções não lineares do tipo:

$$C_p(\lambda_t, \beta) = c_1 \left( \frac{c_2}{\lambda_i} - c_3 \beta - c_4 \beta^{c_5} - c_6 \right) e^{-c_7/\lambda_i} \quad (2.37)$$

e,

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda_t + c_8 \times \beta} - \frac{c_9}{\beta^3 + 1} \quad (2.38)$$

em que os coeficientes  $c_1$  a  $c_9$  têm valores discutidos em [52].

Na Figura 2.9 são apresentadas curvas  $C_p(\lambda_t, \beta)$  típicas para um aerogerador de pequeno porte. O ângulo de *pitch* ( $\beta$ ) determina a posição das pás em relação ao ataque do vento incidente. Abaixo da velocidade de vento nominal da turbina,  $\beta = 0^\circ$  e o ponto de máximo desempenho ( $\lambda_{max}$ ,  $C_{pmax}$ ) deve ser buscado para se atingir a máxima potência. Acima da velocidade de vento nominal, as pás devem se mover, evitando o ataque direto do vento incidente. Assim, quando o ângulo  $\beta$  aumenta, o coeficiente de potência diminui e, conseqüentemente, a potência mecânica disponível é reduzida [50–52].

Quando a velocidade do vento está abaixo da velocidade nominal, a operação em velocidade variável é utilizada para aumentar a eficiência do processo de conversão de energia eólica [50–52]. Dessa maneira, o torque mecânico do aerogerador obtido em

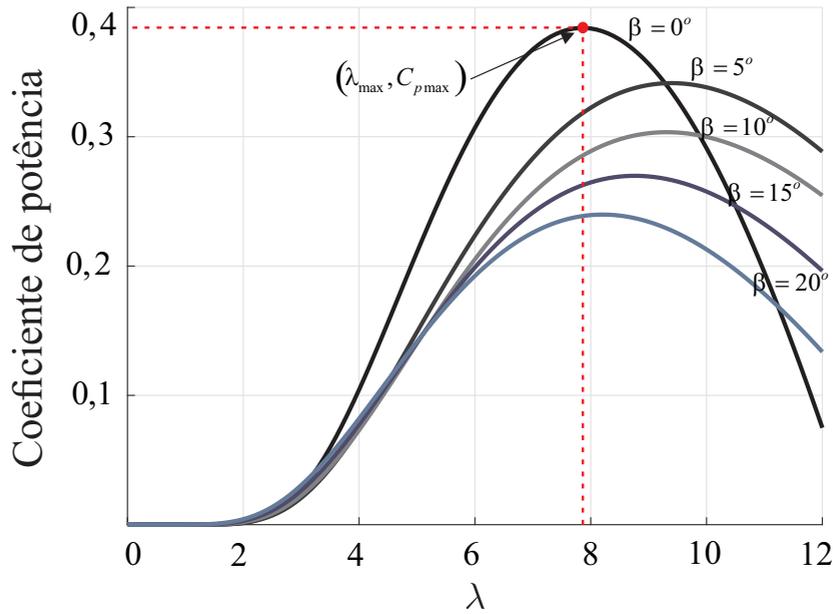


Figura 2.9: Curvas  $C_p(\lambda_t, \beta)$  típicas para um aerogerador de pequeno porte.

velocidade variável é controlado para que a turbina opere com o coeficiente de potência  $C_p(\lambda_t, \beta)$  máximo. O ponto de máxima captura de energia é obtido para cada velocidade de vento quando o máximo  $C_p(\lambda_t, \beta)$  é atingido. O perfil otimizado da potência de saída gerada pode ser expresso por:

$$P_{opt} = k_{opt} w_r^3 \quad (2.39)$$

em que  $P_{opt}$  é a potência ótima de saída requisitada,  $k_{opt}$  é uma constante que depende da aerodinâmica da pá, dos parâmetros da turbina e da caixa de engrenagens do aerogerador, se houver, e  $w_r$  é a velocidade rotacional.

Para velocidades de vento acima da nominal, o controle de *pitch* nas pás pode ser utilizado para reduzir a eficiência aerodinâmica da turbina, evitando danos ao gerador elétrico. Variando-se o ângulo de *pitch*  $\beta$ , o coeficiente de potência é reduzido e, assim, a energia capturada é limitada. Neste trabalho, contudo, apenas a operação até o limite da velocidade nominal é considerada. Assume-se que o ângulo de *pitch* opera apropriadamente como em sistemas reais.

A estratégia para extrair a máxima potência do sistema eólico em análise é apresentada nas próximas subseções.

### 2.4.2 O gerador de relutância variável em sistemas eólicos

Os principais tipos de geradores elétricos comercialmente utilizados em sistemas eólicos são os geradores de indução e os gerados síncronos de ímãs permanentes [53]. O

domínio da tecnologia, a robustez mecânica e baixo custo são as principais vantagens do gerador de indução para sistemas eólicos de grande porte. Como desvantagens, podem-se citar o baixo número de polos, o que resulta na necessidade de caixas multiplicadoras de velocidade, e a necessidade de excitação externa. Para pequenos aerogeradores, o gerador síncrono de ímãs permanentes apresenta vantagens importantes como a alta densidade de potência e o alto número de polos, o que elimina o uso de caixas multiplicadoras. A presença dos ímãs no rotor, contudo, dificulta a operação do PMSG em altas velocidades e aumenta o custo de fabricação dessas máquinas elétricas devido a escassez de terras raras para fabricação dos ímãs.

Conforme discutido em seções anteriores, o gerador de relutância variável é defendido na literatura como um candidato viável para operação em sistemas eólicos devido à ausência de ímãs ou enrolamentos no rotor, o que reduz as perdas elétricas e permite uma operação em uma ampla faixa de velocidades. A alta densidade de potência aliada com um rotor leve permite que caixas de transmissão menores sejam utilizadas, ou mesmo retiradas do sistema. Além disso, o GRV pode operar sob condições de falta e com baixo custo de produção devido à simplicidade de construção. Alia-se a essas vantagens o rápido desenvolvimento da eletrônica de potência e a evolução de dispositivos de acionamentos cada vez mais confiáveis, eficientes e baratos. Pode-se concluir que o GRV é um das tecnologias mais promissoras para utilização em energia eólica [4, 53].

Uma possibilidade descrita na literatura para um sistema de geração eólico com GRV conectado à rede elétrica convencional é apresentado na Figura 2.10. O conversor AHB, descrito anteriormente, regula a extração da potência máxima de acordo com o perfil eólico do sistema. Para tal, é necessário monitorar a velocidade e a posição do rotor, além da tensão e corrente elétrica produzidas. O conversor fonte de tensão (*voltage source converter* - VSC) tem a função de entregar a potência gerada na rede elétrica convencional seguindo os critérios para sincronização e qualidade da energia elétrica fornecida [54]. Para manter a referência de tensão no barramento CC, o controle do VSC transmite o excesso de potência para o barramento infinito. O VSC pode ainda desempenhar o papel de controlar a troca de potência reativa e o fator de potência no PAC.

Diversos trabalhos discutem especificamente a utilização de geradores de relutância em WECS. O controle do GRV autoexcitado para aplicações eólicas é estudado em [55] através de simulações computacionais. Em [26] técnicas de controle de potência ativa e reativa do GRV aplicado em WECS são propostas. Uma topologia idêntica à mostrada na Figura 2.10 é apresentada. Uma comparação entre o controlador PI e controle por modos deslizantes é realizada através de simulações computacionais. A conexão do GRV com a rede elétrica é também alvo de estudo de [16]. O autor apresenta uma estratégia de controle da tensão gerada por meio da variação do ângulo de magnetização. Uma etapa intermediária no acionamento do conversor do GRV foi acrescentada para obter melhor aproveitamento da energia mecânica.

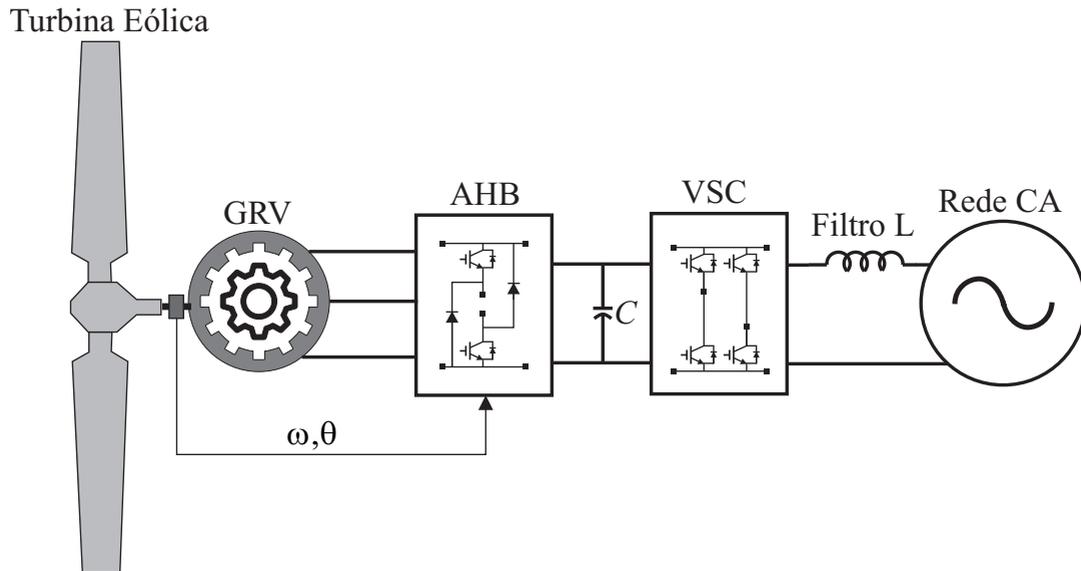


Figura 2.10: Estrutura do sistema eólico com GRV conectado à rede elétrica.

Um controle de velocidade auto-ajustável baseado em lógica *fuzzy* para utilização do GRV em parques eólicos é proposto em [56]. O autor propõe ainda uma nova função de distribuição de torque (*Torque Sharing Function - TSF*) para minimização da ondulação do torque eletromagnético em uma ampla faixa de velocidades. Em adição, dois conversores CC-CC são propostos e implementados experimentalmente para verificação da viabilidade da conexão do gerador em sistemas de corrente contínua. No trabalho [27] é proposto um sistema de comutação dos modos de controle direto de potência do GRV em WECS entre histerese, para baixas velocidades, e pulso único, para altas velocidades. O GRV é autoexcitado utilizando o barramento CC do VSC conectado à rede elétrica de baixa tensão.

### 2.4.3 Controle direto de potência para o GRV

O controle direto de potência (CDP) foi primeiramente introduzido em [57] e tem se tornado amplamente utilizado por conta de suas vantagens de desempenho dinâmico rápido e implementação de controle simples quando comparado com outros métodos, especialmente para controle de conversores eletrônicos de potência [58–60]. Para aplicações em WECS, o objetivo do controle do GRV é transferir a máxima energia possível. Diferentemente de esquemas de controle usuais, nos quais a potência do GRV é controlada indiretamente por controladores de corrente em malha fechada [7], o CDP age diretamente na potência elétrica gerada. Dessa maneira, o controle direto de potência pode ser aplicado para capturar toda a energia proveniente do aerogerador, como proposto em [1, 39].

Para produzir a máxima eficiência em uma ampla faixa de velocidades, a estratégia de aplicação do CDP deve ser modificada de acordo com a velocidade do rotor. Isto

posto, o controle do sistema do GRV deve regular a potência gerada no ponto de eficiência aerodinâmica máxima para capturar a energia do vento de maneira eficiente, isto é,  $P_{ref} = P_{opt} = k_{opt}w_r^3$ , em que  $P_{ref}$  é a potência requerida na saída do GRV.

A potência média gerada,  $P_{avg}$ , pode ser obtida através do valor médio entre o produto da tensão ( $V_{dc}$ ) e da corrente elétrica ( $I$ ) no elo CC. Utilizando um filtro *Butterworth* passa baixa de segunda ordem com frequência de corte ( $w_c$ ) baixa, pode-se obter a potência média gerada através da Equação 2.40.

$$P_{avg}(s) = V_{dc}I \left( \frac{\omega_c^2}{s^2 + \sqrt{2}\omega_c s + \omega_c^2} \right). \quad (2.40)$$

Para realizar o CDP em baixas velocidades de operação, o controle de corrente por histerese foi escolhido neste trabalho. Para operações em altas velocidades, faz-se necessário a utilização do controle por pulso único. Ambas as estratégias serão descritas a seguir, como proposto em [25, 27].

### 2.4.3.1 CDP para operação por histerese

Para baixas velocidades de operação, nas quais a força contra eletromotriz é menor que a tensão no elo CC, o controle de potência é baseado no ajuste da corrente elétrica de referência  $I_{ref}$  utilizando o controle por histerese, como mostrado na Figura 2.11. A tensão no barramento CC pode ser controlada por conversores eletrônicos de potência que viabilizem a conexão com a rede elétrica convencional ou com dispositivos armazenadores de energia (DAE), como baterias, por exemplo.

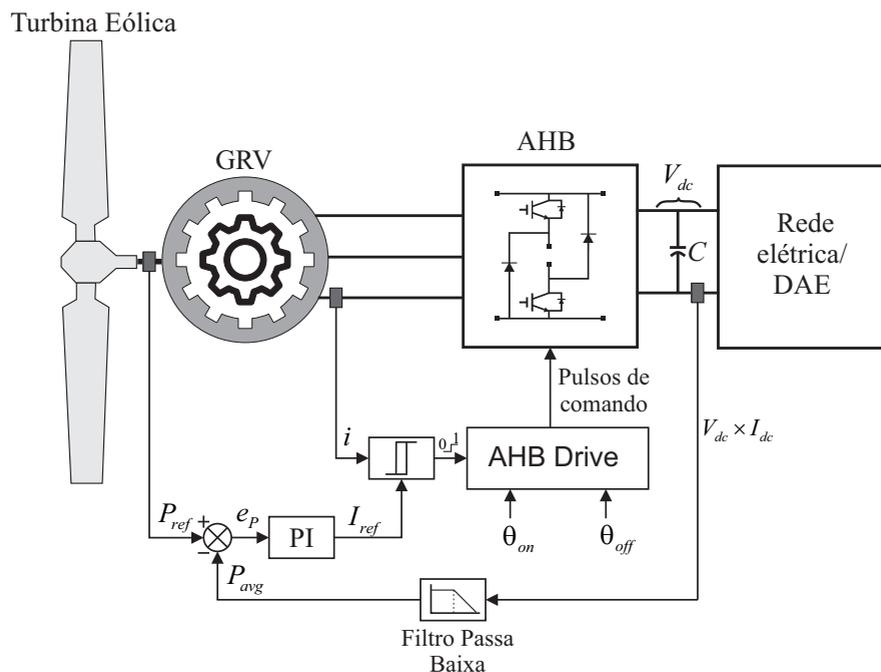


Figura 2.11: CDP para o controle por histerese.

Caso um controlador PI seja utilizado para processar o erro da potência elétrica gerada ( $e_P = P_{ref} - P_{med}$ ), então a corrente de referência de histerese,  $I_{ref}$ , será obtida pela Equação 2.41.

$$I_{ref} = K_{pbv}e_P + K_{ibv} \int e_P dt \quad (2.41)$$

em que  $K_{pbv}$  é o ganho proporcional e  $K_{ibv}$  é o ganho integral do controlador PI.

A corrente elétrica CC gerada pelo GRV é comparada com a corrente de referência. O controle atua para manter a corrente gerada dentro da banda de histerese definida pela corrente de referência, como mostrado na Figura 2.6. O nível lógico de saída do controlador é enviado para o *driver* do AHB de modo que, após a definição dos ângulos de chaveamento, os pulsos de comando para as chaves sejam produzidos. Para esse modo de operação, os ângulos de acionamento  $\theta_{on}$  e  $\theta_{off}$ , além da tensão no elo CC ( $V_{dc}$ ), são os parâmetros que devem ser otimizados para a obtenção do desempenho ótimo do GRV.

### 2.4.3.2 CDP para operação por pulso único

Para operações em altas velocidades, o estágio de excitação deve ser tão longo quanto possível, a fim de melhorar o aproveitamento da energia transferida. Desse modo, a estratégia de CDP consiste em variar o ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ) para permitir a operação por pulso único, como mostrado na Figura 2.12.

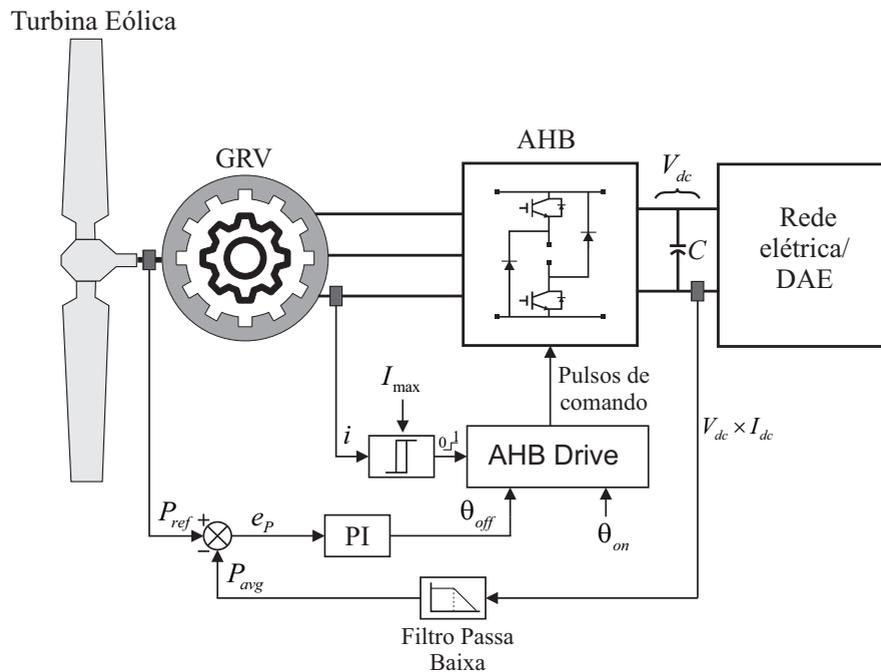


Figura 2.12: CDP para controle por pulso único.

O ângulo  $\theta_{off}$  é obtido através do processamento do erro  $e_P$  por um controlador PI como descrito na Equação 2.42.

$$\theta_{off} = K_{pav}e_P + K_{iav} \int e_P dt \quad (2.42)$$

em que  $K_{pav}$  é o ganho proporcional e  $K_{iav}$  é o ganho integral do controlador PI.

No controle por pulso único, pode-se utilizar um estágio de histerese para limitar a corrente elétrica gerada abaixo de um valor máximo,  $I_{max}$ , com intuito de evitar a saturação e proteger o sistema contra altas correntes. Para esse modo de operação, o desempenho ótimo é alcançado quando se encontram os valores ideais do ângulo de ligação  $\theta_{on}$  e da tensão no elo CC  $V_{dc}$ .

#### 2.4.4 Considerações sobre a tensão no barramento CC

Conforme discutido no Capítulo 1, nesta dissertação serão investigados os parâmetros ótimos para o acionamento do GRV operando com controle direto de potência em um sistema eólico. Além dos ângulos de acionamento, um diferencial deste trabalho é a utilização da tensão do barramento CC como parâmetro de otimização. O uso desse parâmetro extra dificulta o processamento da estratégia usual de simulações computacionais massivas para encontrar os valores ótimos em uma ampla faixa de velocidades de operação. Nesta dissertação, a técnica de planejamento de experimentos computacionais, que será abordada no Capítulo 3, foi aplicada para contornar esse problema.

Além da dificuldade em realizar o procedimento computacional, a utilização da tensão no elo CC como parâmetro de otimização traz dificuldades práticas de implementação. Em um sistema eólico real conectado à rede elétrica, a operação adequada do VSC requer uma tensão no barramento CC constante, como aplicado em [7, 27]. Entretanto, a tensão não é constante na metodologia proposta neste trabalho, uma vez que o valor ótimo depende da velocidade de operação. Portanto, um estágio adicional, dado por um conversor CC-CC bidirecional, deve ser implementado para controlar a tensão no capacitor do AHB de forma a garantir o valor ótimo para esse parâmetro em toda faixa de velocidades.

Para realizar a conexão com a rede elétrica CA convencional, esse conversor adicional deve variar a tensão de saída do conversor AHB ( $V_{dc}$ ), enquanto o VSC comanda a potência ativa injetada na rede elétrica, como mostrado na Figura 2.13. A tensão de entrada do VSC é mantida constante em, tipicamente, 400 V e tem-se o controle adicional da potência reativa por meio do desacoplamento das correntes de eixo direto e em quadratura [54].

Diversas topologias de conversores CC-CC bidirecionais podem ser utilizadas para atingir esse objetivo. Algumas dessas topologias foram implementadas em [12, 13] para conexão do GRV em microrredes CC. Contudo, como o propósito da dissertação é a investigação dos parâmetros ótimos, a conexão com a rede elétrica não será abordada. Em vez disso, a geração de potência elétrica e o desempenho ótimo do gerador elétrico são os principais aspectos de investigação.

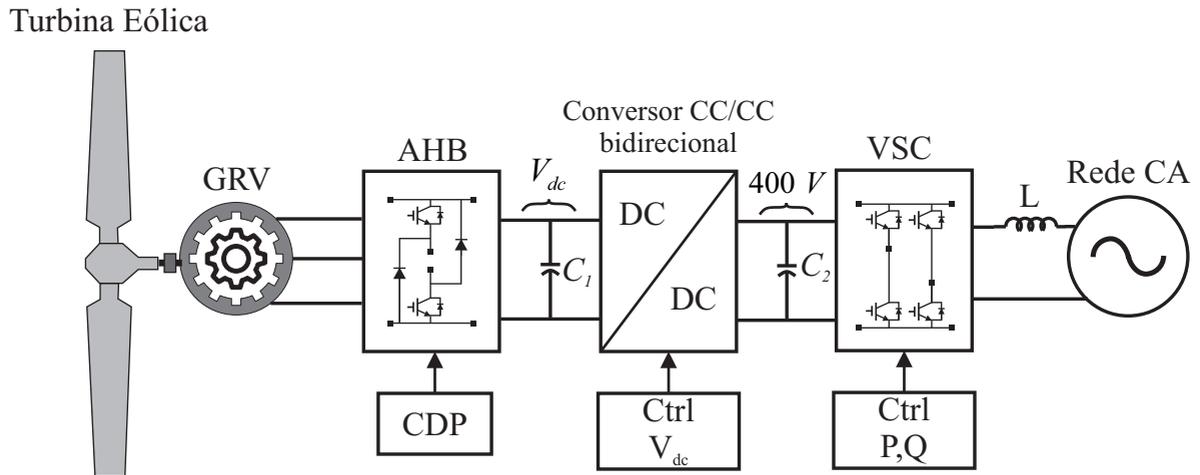


Figura 2.13: GRV conectado à rede elétrica com conversor CC-CC de interface.

## 2.5 Considerações Finais

Neste capítulo apresentaram-se os fundamentos da máquina de relutância variável, especialmente o acionamento e controle para o modo gerador. Foram abordadas considerações sobre os sistemas eólicos, enfatizando as vantagens da utilização do GRV para aerogeradores. A estratégia de controle direto de potência foi apresentada. Observou-se que para baixas velocidades de operação, a técnica por histerese de corrente deve ser escolhida. Para altas velocidades de operação, o controle por pulso único faz-se necessário. Conforme discutido, os principais parâmetros de controle que influenciam no desempenho do GRV são os ângulos de acionamento e a tensão no barramento CC. Para aumentar a eficiência do gerador, as perdas elétricas no cobre e no ferro devem ser minimizadas. Outro parâmetro importante para o desempenho do gerador de relutância variável é a redução da ondulação do torque eletromagnético. No próximo capítulo, a técnica de projeto de experimentos computacionais é detalhada, no intuito de embasar o método proposto neste trabalho para a otimização de desempenho do GRV em sistemas eólicos.

---

**Capítulo 3**

# Planejamento de experimentos computacionais

## 3.1 Introdução

Neste capítulo apresentam-se os conceitos básicos sobre o planejamento de experimentos computacionais. Conforme explanado no Capítulo II, não é possível encontrar uma relação analítica entre a potência elétrica gerada e os parâmetros de controle para o gerador de relutância variável. Ademais, o desempenho do GRV depende essencialmente desses parâmetros para obtenção de alta eficiência e baixa ondulação no torque eletromagnético produzido. O planejamento de experimentos computacionais consiste em um conjunto de ferramentas aplicadas para solucionar problemas que envolvam a modelagem e a otimização em ambientes computacionais. Essas ferramentas podem ser agrupadas em: técnicas de preenchimento de espaço, determinação de um metamodelo, análise estatística e técnicas de otimização. Isto posto, tem-se como intuito a apresentação da base teórica para a otimização de desempenho do GRV em sistemas eólicos proposta neste trabalho.

A técnica de planejamento de experimentos computacionais é aplicada usualmente para projetos de máquinas elétricas, nos quais diversos parâmetros construtivos se correlacionam e devem ser especificados corretamente. Em [61] o desempenho do motor de relutância variável é otimizado através do projeto construtivo da máquina. Elementos finitos e algoritmos investigativos (*seeker optimization algorithm*) são aplicados para maximização do torque eletromagnético e minimização da massa do motor. Apenas resultados de simulação são apresentados para validar a metodologia. Uma estrutura para projeto de otimização multiobjetivo do motor de relutância variável é proposto em [62]. Os autores apresentam um planejamento utilizando hipercubo latino de *Audze-Eglais*, superfície de resposta de terceira ordem e otimização por enxame de partículas para maximizar o torque eletromagnético e a eficiência, além de reduzir a ondulação do conjugado do motor. Novamente, apenas resultados de simulação computacional são apresentados. Em [44] o projeto

ótimo de um GRV aplicado em sistemas eólicos de pequeno porte é realizado. A estrutura de planejamento implementada é composta por um preenchimento por hipercubo latino, por um modelo pelo método de *Kriging* e pela otimização utilizando algoritmos genéticos. O objetivo proposto é a maximização da eficiência e a redução de volume do gerador. Uma validação experimental é realizada para comparação com o método por elementos finitos.

## 3.2 Conceitos fundamentais

De maneira geral, planejar e analisar experimentos são requisitos básicos utilizados na indústria moderna, na ciência e na engenharia. Isso se faz necessário para melhorar o processo de produção, aumentar a qualidade de produtos, reduzir o tempo de desenvolvimento e reduzir os custos operacionais [63].

Os experimentos podem ser classificados em físicos (reais) ou computacionais (por simulação). Os experimentos físicos são implementados, por exemplo, em laboratórios ou indústrias e o experimentador precisa atuar diretamente no processo analisado. Em experimentos físicos, os fatores ambientais e de manejo do processo levam a erros aleatórios e, por conseguinte, a uma alta complexidade de fatores determinantes [64]. Faz-se necessário, portanto, determinar quais fatores têm impacto significativo e quais podem ser ignorados.

Entretanto, experimentos físicos podem ser muito caros de se implementar ou podem resultar em um processo inviavelmente demorado. Assim, os pesquisadores e projetistas passaram a procurar modelos matemáticos que representassem esses sistemas complexos [65,66]. Experimentos baseados em computadores ficaram, em um primeiro momento, restritos a estudos matemáticos e estatísticos. Com o advento dos computadores modernos e a evolução do poder de processamento, os experimentos reais puderam ser substituídos por simulações computacionais de alto desempenho e fidelidade. Diversos exemplos de aplicações práticas utilizando experimentos computacionais são apresentados em [64].

O planejamento de experimentos computacionais (PEC) ou *Design of computer experiment* (em inglês) é extensivamente aplicado em pesquisas científicas que envolvem modelar fenômenos físicos complicados usando um modelo matemático do tipo:

$$y = f(x_1, \dots, x_s), x = (x_1, \dots, x_s) \in T \quad (3.1)$$

em que  $x$  é constituído pelas variáveis de entrada,  $y$  é a variável de saída,  $f$  é uma função que pode não ser analítica e  $T$  é o espaço das variáveis de entrada [63].

O objetivo principal do PEC é encontrar um modelo aproximado que simplifica o fenômeno real. Esse modelo simplificado, denominado metamodelo, deve representar adequadamente o fenômeno em estudo. Na Figura 3.1 ilustra-se que o metamodelo pode ser utilizado para substituir o fenômeno real, idealmente produzindo a mesma saída dadas

as mesmas entradas. Diferentemente de experimentos físicos, os experimentos computacionais são especialmente necessários quando um grande número de variáveis está envolvido. Essa técnica é também adequada para aplicações com domínios de experimentos (espaço de projeto) largos, nos quais funções não lineares complicadas são exploradas. Além disso, experimentos computacionais são determinísticos, o que significa que a reprodutibilidade dos experimentos não é uma preocupação [63, 64].

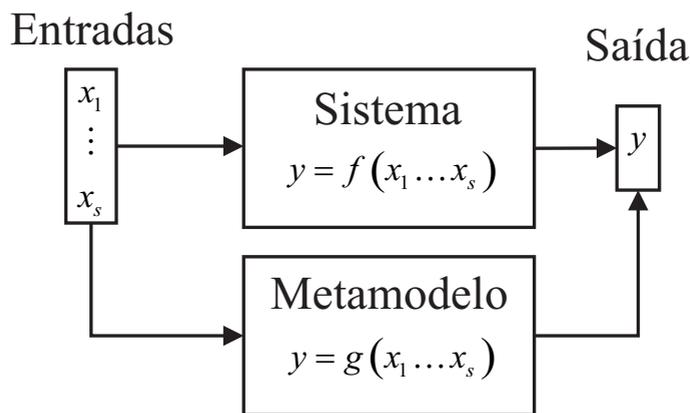


Figura 3.1: Estrutura do experimento computacional.

O desenvolvimento de técnicas de planejamento de experimentos computacionais foi iniciado com o trabalho proposto em [67], o qual é reconhecido como o primeiro artigo científico na área. Os autores propõem dois projetos de hipercubo latino para aplicação em simulação computacional e realizam comparações entre esses projetos. Outro trabalho fundamental sobre PEC é apresentado em [65]. Nesse trabalho, os autores apresentam os fundamentos do PEC e propõem um processo estocástico para predição dos modelos experimentais. A estrutura do PEC é apresentada através de um algoritmo simples. Em [68] reforçam-se as vantagens de experimentos computacionais para modelos complexos não lineares. Uma combinação da decomposição de sistemas utilizando o método de matrizes esparsas e planejamento de experimentos é proposta. Em [69], é proposta a integração de uma técnica de otimização estocástica aliada a um projeto de preenchimento de espaços para realização de otimização multiobjetivo. Os autores concluem que o projeto por hipercubo latino, aliado à otimização baseada em inteligência do grupo, retorna bons resultados quando mais de um objetivo é desejado.

Além do projeto de máquinas elétricas, o PEC é proposto para diversas outras aplicações em engenharia. Um microatuador termelétrico é examinado através de experimentos computacionais em [70]. As simulações computacionais são realizadas utilizando programas de *computer-aided engineering* (CAE) para retornar os parâmetros ótimos e os valores de tolerância no controle do produto. Em [71], o projeto de experimentos computacionais é aplicado para projetar pastilhas piezoelétricas. As frequências de filtros ressonantes são modeladas por uma aproximação de superfície de resposta, a qual resultou

em metamodelos fiéis às simulações implementadas. A técnica de preenchimento de espaço estocástica aliada a um modelo gaussiano de resposta são utilizados para aplicações em sistemas biomédicos em [72].

Os experimentos computacionais podem ser realizados com diferentes objetivos, por vezes inter-relacionados, os quais podem ser agrupados em visualização, aproximação, integração e otimização [66]. Em vários casos, tem-se como objetivo apenas a visualização do comportamento da saída em relação as entradas em determinado espaço de experimentação, sem a necessidade de se obter informações detalhadas sobre a função de saída. Para o objetivo de aproximação, deseja-se encontrar uma função de saída aproximada que possa representar as entradas em uma região de interesse. No objetivo de integração, deseja-se obter a média sobre uma distribuição, a qual retorna informações úteis como a influência de cada parâmetro de entrada sobre a saída (análise de sensibilidade). Finalmente, para o objetivo de otimização, tem-se como interesse encontrar os valores de entrada que melhor atendam a uma finalidade específica de saída.

Para realizar um PEC de alto nível para soluções de otimização, objetivo principal da PEC neste trabalho, algumas ferramentas são necessárias, tais quais: projeto de preenchimento de espaço (*space-filling designs*), modelagem da superfície de resposta (RSM), análise estatística do metamodelo e técnicas apropriadas de otimização. Essas ferramentas serão descritas nas próximas seções.

### 3.3 Projetos por *Space-filling*

Os experimentos físicos apresentam problemas de reprodutibilidade. Assim, projetos em blocos (*box designs*) ou fatoriais (*factorial designs*), os quais permitem técnicas de blocagem e restrições, são as melhores opções para obter informações sobre o comportamento do sistema e sobre a correlação entre as variáveis estudadas [73]. Por outro lado, os experimentos computacionais são determinísticos. Logo, a resposta de saída não produz variáveis aleatórias e a reprodutibilidade do experimento não é um problema a ser considerado. Contudo, um alto número de simulações é necessário para mapear a informação desejada.

Os projetos por *space-filling* são particularmente apropriados para modelos computacionais determinísticos porque essa técnica permite espalhar os pontos de projeto estatisticamente, a fim de se obter uniformidade na região de experimentação. Para um projeto *space-filling*, réplicas não são necessárias e apenas uma única simulação do modelo computacional retorna todas as informações sobre a resposta de saída naquele ponto de teste.

Considerando uma região experimental genérica  $s$ -dimensional em um cubo unitário  $C^s = [0, 1]^s$ , se  $n$  é o número total de amostras, um bom projeto *space-filling*  $D_n = \{x_1, \dots, x_n\}$ , em que  $x_i \in C^s$ , deve ser tal que o desvio  $Dev(x; f, g)$ , dado por

$$Dev(x; f, g) = f(x) - g(x) \quad (3.2)$$

seja o menor possível  $\forall x \in C^s$ , em que  $y = f(x)$  é o modelo do sistema e  $y = g(x)$  é o metamodelo [63].

O objetivo preliminar do projeto é obter o melhor estimador da média global de  $y$ ,  $E(y)$ , dado por [63]:

$$E(y) = \int_{C^s} f(x) dx \quad (3.3)$$

Para  $n$  amostras, esse estimador da média global da amostragem pode, então, ser expresso da seguinte forma:

$$\bar{y}(D_n) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f(x_i) \quad (3.4)$$

Dois abordagens podem ser feitas para obtenção de um estimador  $y(D_n)$  ótimo. Na abordagem determinística, os eventos são previamente determinados e deseja-se encontrar o cenário de amostragem em que a diferença  $|E(y) - \bar{y}(D_n)|$  seja a menor possível. Na abordagem estocástica, os eventos são aleatórios e tem-se como objetivo encontrar  $D_n$  tal que  $y(D_n)$  tenha a menor variância possível.

Nota-se que a expressão dada na Equação 3.2 produz um número infinito de possibilidades de projetos, o que resulta em diversas alternativas de metamodelo. Dois poderosos e simples projetos *space-filling* são: um fator por vez (*one factor at time design*-OFAT) e amostragem por hipercubo latino (*latin-hypercube sampling design*-LHS). Ambos serão apresentados na subseções seguintes.

### 3.3.1 Projeto OFAT

O projeto um fator por vez é determinístico e consiste em selecionar uma base de níveis para cada fator e, sucessivamente, variar um fator dentro dessa faixa, mantendo os demais valores constantes em cada nível da base [73]. Por exemplo, seja um espaço de experimentação em um quadrado unitário  $[0, 1] \times [0, 1]$ . Para criar 25 pontos distribuídos no espaço de maneira uniforme, pode-se considerar o projeto OFAT  $\{0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9\} \times \{0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9\}$ .

De fato, a técnica de preenchimento de espaços OFAT é a mais empregada para realização de simulações computacionais massivas. Contudo, existem infinitos pontos e espaçamento de níveis possíveis em um simples cubo unitário. O intervalo entre esses níveis deve ser adequadamente selecionado para balancear a precisão da resposta com um tempo de simulação razoável. A experiência do projetista em escolher as bases para experimentações pode influenciar significativamente no desempenho do sistema, sendo essa uma desvantagem do OFAT. Além disso, em geral, tem-se um excessivo número de ensaios

a ser realizado.

Em [74] os projetos desse tipo foram classificados em cinco categorias. O OFAT é dito estrito se as condições para o próximo teste dependem do ensaio precedente. Um OFAT padrão apresenta uma condição de referência para a realização de cada ensaio, como um intervalo fixo no espaço para a distribuição dos testes. Um OFAT emparelhado, por sua vez, produz duas observações e resulta em uma única comparação por vez. Em um projeto OFAT livre, o projetista escolhe a próxima condição baseado em critérios próprios que julgue adequados. Por fim, no OFAT aninhado um subconjunto de resultados é produzido pela variação de um fator fácil de ser manipulado. Uma comparação entre algumas dessas classes é apresentada em [75].

### 3.3.2 Projeto LHS

Uma amostragem estocástica por hipercubo latino divide o domínio  $C^s$  de cada  $x_k$  em estratos iguais com probabilidade marginal de  $1/n$ , e toma uma amostra de cada estrato [64]. Além disso, um projeto LHS pode ser definido como uma matriz  $n \times s$ , em que cada coluna é uma permutação aleatória de  $\{1, 2, \dots, n\}$ , em que  $n$  é o número de ensaios e  $s$  é o número de variáveis.

Conforme proposto em [67], para a construção de um projeto por hipercubo latino toma-se independentemente  $s$  permutações  $\pi_j(1), \dots, \pi_j(n)$  de inteiros  $1, \dots, n$  para  $j = 1, \dots, s$ . Em seguida, toma-se  $n \times s$  variações uniformes (números aleatórios)  $U_k^j \sim U(0, 1)$ ,  $k = 1, \dots, n$  que são mutualmente independentes. Seja  $x_k = (x_k^1, \dots, x_k^s)$ , em que

$$x_k^j = \frac{\pi_j(k) - U_k^j}{n} \quad (3.5)$$

então  $D_n = \{x_1, \dots, x_n\}$  é um projeto LHS [63].

Os projetos LHS apresentam diversas vantagens como a simplicidade de serem gerados computacionalmente e podem lidar com um alto número de testes e variáveis de entrada. Entretanto, a natureza aleatória do projeto pode produzir campos de preenchimento de espaço deficientes. Por essa razão, diversos projetos ótimos de LHS têm sido sugeridos para reduzir ainda mais a variância das médias das amostras [63, 76]. Dentre esses, merecem destaque o critério de distância *maximin* e a otimização por correlação mínima [77, 78].

Seja  $d(u, v)$  a distância definida em  $T \times T$ , satisfazendo

$$\begin{cases} d(u, v) \geq 0 \\ d(u, v) = d(v, u) \\ d(u, v) \leq d(u, w) + d(w, v) \end{cases} \quad (3.6)$$

$\forall u, v, w \in T$ . Considerando um espaço  $D_n = \{x_1, \dots, x_n\}$  em  $T$ , um projeto LHS com critério de distância *maximin*,  $D^*$ , é tal que a mínima distância entre os campos internos

é maximizada como dado na Equação 3.7.

$$\max_D \min_{u,v \in D} d(u,v) = \min_{u,v \in D^*} d(u,v) \quad (3.7)$$

O critério *maximin* foi proposto em [77] e mede o quão uniformemente distribuídos estão os pontos experimentais dentro do domínio. Os projetos realizados por esse critério garantem que nenhum ponto se situa distante dos pontos de projeto estabelecidos pelo espaço de experimentos.

A amostragem por hipercubo latino pode retornar uma medida incorreta na variância ou covariância dos parâmetros de saída se houver correlação entre pares de amostras. Em [78] uma estratégia alternativa chamada de LHS por correlação mínima (*minimum correlation*) é proposta.

A correlação entre duas colunas de vetores,  $X^i$  e  $X^j$ , contendo  $k$  amostras é dada por:

$$\rho_{ij} = \frac{\sum_{b=1}^k [(X_b^i - \bar{x}^i)(X_b^j - \bar{x}^j)]}{\sqrt{\sum_{b=1}^k (X_b^i - \bar{x}^i)^2 \sum_{b=1}^k (X_b^j - \bar{x}^j)^2}} \quad (3.8)$$

em que  $\bar{x}^i$  e  $\bar{x}^j$  são as médias dos valores dos elementos na coluna  $i$  e  $j$ , respectivamente.

Se  $\rho_{ij}$  denota a correlação entre os itens da coluna  $i$  e  $j$  em um espaço de experimentação representado pela matrix  $D_{i,j}$ , o projeto de mínima correlação é dado por:

$$\min \sum_{i=1}^k \sum_{j>i} \rho_{ij}^2 \quad (3.9)$$

Assim, no projeto *minimum correlation* a especificação da amostragem minimiza a soma dos valores absolutos da diferença entre os pares correlacionados [78].

A escolha de um ou outro projeto ótimo para o LHS tem impacto sobre o preenchimento de espaço. Contudo, em geral, uma vez que o número de amostras seja definido de maneira satisfatória, qualquer projeto ótimo pode ser empregado sem diferença significativa no PEC desenvolvido. Um estudo realizado em [79] apresentou testes com quinze diferentes métodos para preenchimento por LHS. A conclusão do autor foi que o número de amostras escolhidas têm maior impacto na resposta de saída do que o projeto de otimização escolhido.

### 3.3.3 Comparação entre OFAT e LHS

Enquanto o OFAT é extensivamente aplicado por conta de sua simplicidade, é possível perceber que o projeto LHS requer um menor número de ensaios, reduzindo o esforço computacional. Dependendo da situação, um projeto ótimo de LHS pode produzir

melhores resultados que outros. A escolha do número de amostras e o tipo de otimização do projeto dependem essencialmente da experiência do engenheiro projetista. Uma comparação entre projetos OFAT e LHS é apresentada na Figura 3.2.

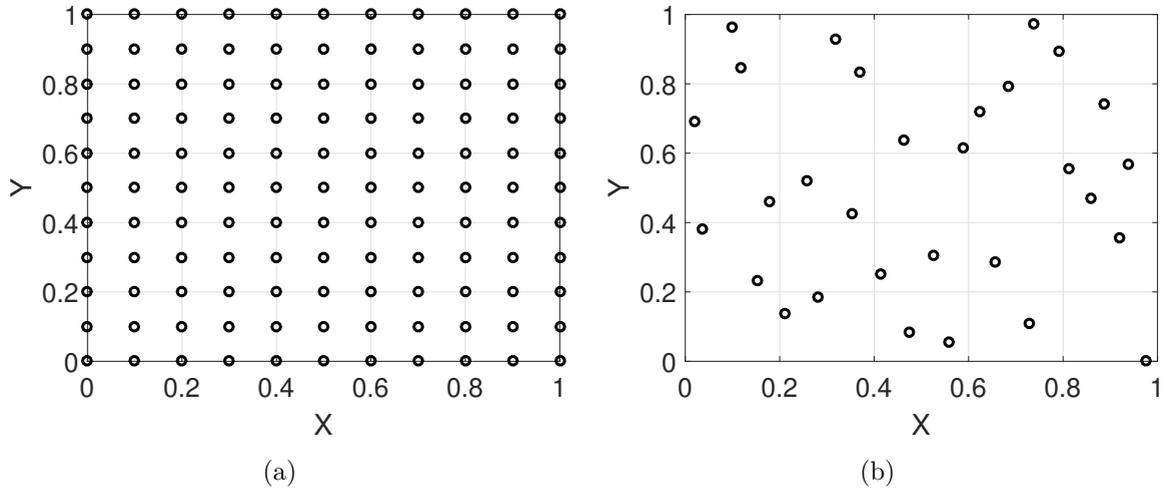


Figura 3.2: Projetos *space-filling* a) OFAT; b) LHS.

Na Figura 3.2, um projeto por preenchimento de espaço é apresentado. Na Figura 3.2(a), 121 amostras foram utilizadas para preencher um espaço  $C^2 = [0, 1]^2$ , considerando um intervalo base de 0,1 por OFAT. Na Figura 3.2(b), aplicando um projeto LHS *maximin*, apenas 30 ensaios foram realizados. Ambos os projetos *space-filling* podem ser empregados para gerar o modelo de superfície de resposta.

### 3.4 Modelo da superfície de resposta

Uma vez que os dados do experimento computacional foram coletados, deve-se construir um metamodelo que descreva relações empíricas entre as entradas e a saída. Como os experimentos computacionais são determinísticos, uma função  $g$  não especificada pode ser aproximada para construção do metamodelo. Nesse caso, a modelagem consiste em uma regressão dos dados sem erros aleatórios, conhecida como modelo de superfície de resposta (RSM) [73].

Seja  $f$  uma função não linear e  $g$  o respectivo metamodelo, o erro residual, definido por  $f(x) - g(x)$ , deve ser o menor possível dentro de todo o espaço de experimentação  $T$ . A medida desse erro é dada por sua média quadrada (*mean square error*-MSE) como:

$$MSE(g) = \int_T \{f(x) - g(x)\}^2 dx \quad (3.10)$$

Como não há erros aleatórios, quando  $x$  é uniformemente distribuído na região de experimentação  $T$ , o valor do MSE é o próprio erro de predição [63].

Na literatura, os metamodelos utilizados em experimentos computacionais possuem a forma [63]:

$$g(x) = \sum_{j=0}^L B_j(x) \beta_j \quad (3.11)$$

Sendo  $\hat{B} = \{B_0(x), \dots, B_L(x)\}$  o campo de funções base definidos no domínio experimental. Essas funções base podem ser dadas, entre outras formas, por modelos polinomiais, por curvas *spline* ou pelo modelo *Kriging*. Essas formas de construção do metamodelo são discutidas a seguir.

### 3.4.1 Modelo polinomial

Modelos polinomiais têm sido amplamente utilizados para realizar modelagens em aplicações práticas de engenharia. Usualmente, uma RSM polinomial de segunda ordem é eficaz o suficiente para a maioria dos problemas de experimentação física [80]. Para experimentos computacionais, contudo, a eficácia da RSM deve ser aumentada devido à sua característica determinística. Uma RSM polinomial de terceira ordem é indicada como uma escolha adequada em [62]. Um modelo polinomial de terceira ordem completo é expresso por:

$$f(x) = a_0 + \sum_{i=1}^N a_i x_i + \sum_{i=1}^N \sum_{j \geq i}^N a_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^N \sum_{j \geq i}^N \sum_{k \geq i}^N a_{ijk} x_i x_j x_k + \varepsilon \quad (3.12)$$

na qual  $a_0$ ,  $a_i$ ,  $a_{ij}$  e  $a_{ijk}$  são os coeficientes da regressão e  $\varepsilon$  é um termo que representa o erro observado na resposta  $f(x)$ .

O método dos mínimos quadrados é utilizado para encontrar os coeficientes da regressão [63]. Sendo  $\hat{B} = \{B_0(x), \dots, B_L(x)\}$  o campo de funções base definidos no domínio experimental,  $\hat{y} = \{y_1, \dots, y_n\}$  são as saídas observadas,  $\{x_1, \dots, x_n\}$  são as entradas observadas, esse processo minimiza

$$\sum_{i=1}^n \left\{ y_i - \sum_{j=0}^L B_j(x_i) \beta_j \right\}^2 = \|\hat{y} - \hat{B} \hat{\beta}\|^2, \quad (3.13)$$

o qual resulta nos estimadores dos mínimos quadrados

$$\hat{\beta} = (B' B)^{-1} B' y \quad (3.14)$$

e, assim, tomando  $L$  suficientemente largo, o método de interpolação resulta em

$$y = \hat{B} \hat{\beta}. \quad (3.15)$$

O número de coeficientes  $n_a$  é um problema em modelos polinomiais, uma vez que

quanto maior for a quantidade de coeficientes, maior será o esforço computacional para realizar a regressão. Em um modelo de terceira ordem completo, sendo  $N$  o número de variáveis, o número total de coeficientes é dado por:

$$n_a = 1 + N + \frac{N(N+1)}{2} + \frac{N(N+1)(N+2)}{6} \quad (3.16)$$

Com isso, a própria estrutura da função base polinomial faz com que o número de termos possíveis aumente com o aumento do número de variáveis de entrada. Assim, o número de candidatos possíveis na interpolação cresce rapidamente, evidenciando uma desvantagem da escolha desse tipo de função base. Como vantagens destaca-se a eficiência do modelo de resposta e a facilidade de se obter os coeficientes de regressão utilizando computadores modernos.

### 3.4.2 Modelo *Spline*

As curvas *spline* são utilizadas em regressões não paramétricas como uma extensão de modelos polinomiais [63]. Mesmo a construção desses *splines* multidimensionais se assemelha ao mostrado para a regressão polinomial.

Para um modelo unidimensional, considerando os nós  $\{\alpha_1, \dots, \alpha_K\}$ , uma curva *spline* de ordem  $p$  é representada por:

$$s(x) = \beta_0 + \beta_1 x + \beta_2 x^2 + \dots + \beta_p x^p + \sum_{k=1}^K \beta_p + k(x - \alpha_k)^p \quad (3.17)$$

em que  $p \geq 1$  é um inteiro.

A função  $s(x)$  apresentada na Equação 3.17 é um polinômio de ordem  $p$  em cada intervalo entre dois nós consecutivos e possui  $p - 1$  derivadas contínuas [81]. A mesma abordagem dos mínimos quadrados, apresentado na Equação 3.13, pode ser aplicada para obter a regressão no modelo *spline*. Esse modelo tende a ser mais preciso que o modelo polinomial, mas requer um maior esforço de processamento a medida que o número de nós aumenta.

### 3.4.3 Modelo Kriging

O modelo Kriging gaussiano foi proposto inicialmente para a modelagem de dados espaciais em geoestatística. Uma visão geral do método pode ser encontrada em [63, 82]. Para planejamento de experimentos computacionais, o modelo Kriging foi introduzido de forma sistemática em [65], tornando-se bastante popular.

Seja  $x_i$ ,  $i = 1, \dots, n$ , os pontos de projeto em um espaço  $s$ -dimensional do domínio de experimentos  $T$ , e  $y_i = y(x_i)$  é a saída associada. O modelo Kriging gaussiano é definido por:

$$y(x) = \sum_{j=0}^L \beta_j B_j(x) + z(x) \quad (3.18)$$

em que  $\hat{B} = \{B_0(x), \dots, B_L(x)\}$  é o campo de funções base definidos no domínio experimental e  $z(x)$  é um erro aleatório.

Conforme apresentado em [63], em vez de assumir que o erro aleatório é independente e igualmente distribuído, pode-se assumir que  $z(x)$  é dado por um processo gaussiano com média zero, variância  $\sigma^2$  e função de correlação do tipo:

$$r(\theta; s, t) = \exp \left\{ - \sum_{k=1}^s \theta_k |s_k - t_k|^q \right\} \quad (3.19)$$

em que  $r(\theta; s, t)$  é um número positivo pré-especificado que depende das funções  $z(s)$  e  $z(t)$ . O modelo apresentado é conhecido como *Kriging ordinário*.

Por fim, vale destacar que o método por curvas *spline*, o modelo Kriging gaussiano ou ainda a predição por redes neurais podem ser aplicados para construir metamodelos em PEC [63]. Contudo, devido à simplicidade e eficácia dos resultados, apenas o RSM polinomial é considerado neste trabalho. Além disso, um levantamento bibliográfico realizado em [83] mostra que o método por resposta de superfície polinomial continua sendo dominante na comunidade científica em aplicações de otimização multidisciplinar.

## 3.5 Análise estatística

Três princípios básicos devem ser considerados ao analisar um metamodelo. O primeiro princípio afirma que deve existir uma função que relacione as entradas e saídas, independentemente do experimento efetuado. O segundo princípio a ser considerado é o fato de experimentos de computador serem apenas versões simplificadas da realidade. Nem todos os fenômenos físicos são perfeitamente modelados nas simulações computacionais. Por fim, o terceiro princípio afirma que mesmo os experimentos físicos são apenas versões da realidade. A presença de ruídos, os erros de medição e as imprecisões de instrumentação fazem com os experimentos físicos não retornem resultados idênticos aos simulados [64].

Considerando esses princípios, um desafio para o projeto de experimentos computacionais consiste na interpretação adequada do metamodelo desenvolvido. Convém destacar que, em geral, não existem modelos idealizados para permitir a comparação entre o experimento computacional e o fenômeno real. Dessa maneira, devem-se utilizar ferramentas de análise que permitam proceder com o estudo do fenômeno para fins de otimização ou de análise de sensibilidade, por exemplo [63]. Esse modelo pode ser considerado corrente e eficiente, dentro de uma margem pré-estabelecida de fidelidade.

A análise estatística promove um melhor entendimento do sistema, diferenciando bons modelos daqueles ineficientes. Através dessa interpretação, pode-se saber quão bem

o metamodelo representa o sistema modelado e qual a relação entre os dados de saída de diferentes projetos de experimentos efetuados [73]. No primeiro caso, precede-se com uma avaliação do metamodelo. No segundo caso, o teste de hipótese nula é indicado.

### 3.5.1 Avaliação do metamodelo

Sejam  $y_1, \dots, y_n$  as amostras em um experimento,  $\bar{y}$  a média dessas amostras e  $\hat{y}_i$  o valor ajustado na  $i$ -ésima posição. Denotando a soma dos quadrados total (SSTO), soma dos quadrados dos erros (SSE), e a soma dos quadrados da regressão (SSR) por:

$$\underbrace{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}_{SSTO} = \underbrace{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}_{SSE} + \underbrace{\sum_{i=1}^n \hat{y}_i^2}_{SSR} \quad (3.20)$$

o coeficiente de determinação do modelo retorna uma medida da eficiência do mesmo e é definido como a raiz quadrada positiva de

$$R^2 = 1 - \frac{SSE}{SSTO}. \quad (3.21)$$

Vale salientar que o coeficiente  $R^2$  aumenta com a adição de variáveis de predição no modelo de regressão. Assim, o parâmetro ajustado  $R^2_{adj}$ , dado na Equação 3.22, é uma melhor opção para comparar modelos com diferente número de preditores  $p$  [73].

$$R^2_{adj} = 1 - \left( \frac{n-1}{n-p} \right) \frac{SSE}{SSTO}. \quad (3.22)$$

Define-se como tratamento uma condição imposta que se deseja medir ou avaliar em um experimento. Como exemplo, diferentes métodos de preenchimento de espaço resultam em diferentes saídas e, portanto, configuram diferentes tratamentos. Cada tipo de tratamento pode também ser chamado de um fator.

A Equação 3.20 mostra que a variabilidade dos dados, medidos pela soma de quadrados totais, pode ser particionada na soma dos quadrados das diferenças entre a média dos tratamentos e a soma dos quadrados das diferentes observações. Essa afirmação é conhecida como a identidade fundamental da análise de variância (*Analysis of Variance* - ANOVA) [73].

### 3.5.2 Teste de hipótese nula

A ANOVA é especialmente útil para comparar resultados de experimentos diferentes e determinar se esses resultados representam o mesmo fenômeno em estudo. Essa análise é particularmente importante em planejamento de experimentos computacionais porque ao construir dois metamodelos para explicar o mesmo fenômeno, não se tem informação sobre qual desses metamodelos é o mais adequado, já que ambos são representações

aproximadas de um sistema real desconhecido.

Em um experimento, se  $i = 1, \dots, I$  e  $j = 1, \dots, J$ , cada observação  $Y_{ij}$  pode ser modelada da seguinte forma:

$$Y_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij} \quad (3.23)$$

em que  $Y_{ij}$  é a observação do  $i$ -ésimo tratamento na  $j$ -ésima parcela,  $\mu$  é a média geral,  $\tau_i$  é o efeito do  $i$ -ésimo tratamento e  $\varepsilon_{ij}$  é o erro associado ao  $i$ -ésimo tratamento na  $j$ -ésima unidade experimental.

Uma hipótese estatística é uma afirmação sobre os parâmetros de uma ou mais populações [84]. O teste de hipótese de nulidade é derivado da ANOVA e permite determinar se existe diferença nas médias do tratamento. Ou seja:

$$\begin{cases} H_0 : \mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_I \\ H_1 : \mu_i \neq \mu_{i'} \end{cases} \quad (3.24)$$

em que  $H_1$  é definido para pelo menos um par  $(i, i')$ , com  $i \neq i'$ . Além disso  $\mu_i = \mu + \tau_i$  com  $i = 1, \dots, I$ .

Essa análise permite determinar se dois experimentos representam ou não um mesmo modelo em estudo. O teste estatístico de hipótese nula de não diferença entre tratamentos é dado por:

$$F_0 = \frac{SSR/(a-1)}{SSE/(N-1)} = \frac{MS_T}{MS_E} \quad (3.25)$$

em que  $a$  é o número de tratamentos,  $N$  é o número de observações,  $(a-1)$  and  $(N-a)$  são os graus de liberdade de SSR e SSE, respectivamente.  $MS_T$  and  $MS_E$  são as médias quadradas dos tratamentos e dos erros, respectivamente.

Se  $F_{calculado} > F_0$ , a hipótese de nulidade  $H_0$  é rejeitada, o que significa que existem evidências de diferença significativa entre as médias dos tratamentos, considerando um nível  $\alpha$  de significância escolhido. Caso contrário, a hipótese de nulidade  $H_0$  não é rejeitada, ou seja, não há evidências de diferença significativa entre os tratamentos considerando o nível  $\alpha$  de significância.

Uma maneira mais prática de avaliar a significância do teste  $F$  consiste em obter o  $p$ -valor do teste. O  $p$ -valor é o menor nível de significância que conduz à rejeição da hipótese nula  $H_0$ , com os dados fornecidos [84]. Utilizando esse parâmetro, o projetista pode retirar conclusões com qualquer nível de significância desejado. A Figura 3.3 ilustra o procedimento para análise gráfica.

Conforme mostrado na Figura 3.3(a), quando  $p$ -valor  $< \alpha$ , a hipótese de nulidade é rejeitada. Caso contrário, conclui-se que não há evidências significativas nos tratamentos, considerando o nível  $\alpha$  de significância (Figura 3.3(b)). Devido à complexidade, o cálculo

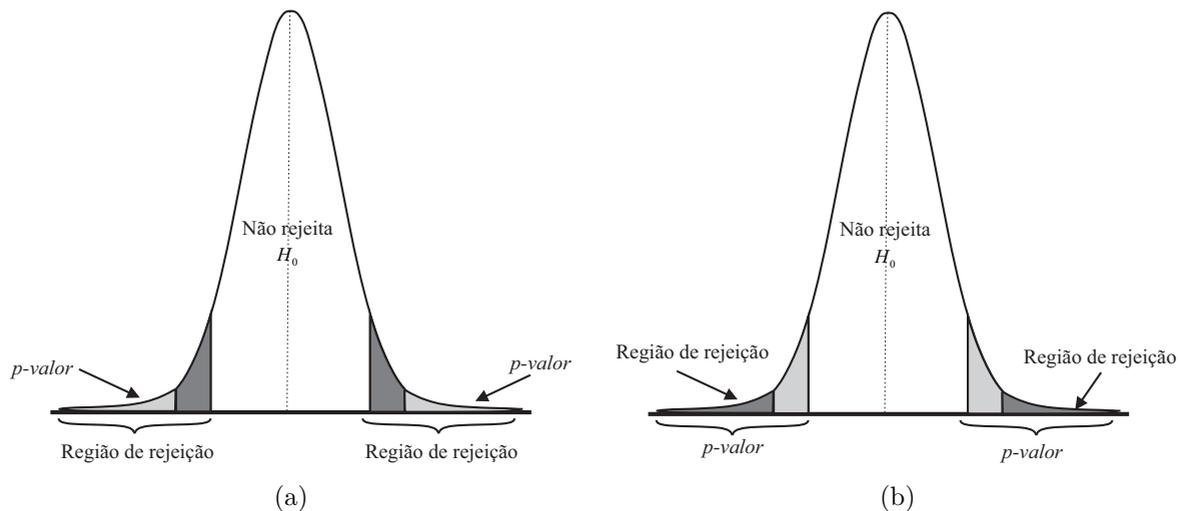


Figura 3.3: Análise do  $p$  – *valor* a) Rejeita a hipótese de nulidade; b) Aceita a hipótese de nulidade.

detalhado do  $p$  – *valor* é feito utilizando ferramentas estatísticas computacionais presentes nos *softwares* matemáticos [73].

## 3.6 Técnicas de otimização

Uma vez que o metamodelo foi adequadamente construído, diversos problemas em engenharia requerem encontrar o mínimo da função em análise. Tal problema de otimização pode ser definido como:

*Encontrar*  $X = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$  *que minimiza*  $f(X)$ , *sujeita às restrições*

$$\begin{cases} g_j(X) = 0, & j = 1, 2, \dots, m \\ l_j(X) \leq 0, & j = 1, 2, \dots, p \end{cases}$$

Em que  $X$  é um vetor  $n$ -dimensional denominado vetor de projeto,  $f(X)$  é denominado de função objetivo (ou função custo) a ser minimizada e  $g_j(X)$  e  $l_j(X)$  são as restrições de igualdade e desigualdade, respectivamente.

Os problemas de otimização podem ser classificados de acordo com suas restrições, se houver. Outra forma de classificação se baseia na natureza das variáveis de projeto, podendo ser uma otimização estática ou dinâmica. Há ainda a classificação mais comum quanto a natureza das equações envolvidas, as quais podem ser lineares, não lineares, geométricas ou quadráticas [85]. Para a otimização do gerador de relutância variável utilizando o planejamento de experimentos computacionais, objeto de estudo deste trabalho, as otimizações realizadas serão com restrição, estáticas e não lineares.

Em algumas situações, mais de um critério deve ser satisfeito simultaneamente. Essas situações envolvem múltiplas funções objetivo e são designadas como problemas

de otimização multiobjetivo [62, 85]. Nesses casos, as diferentes funções podem gerar conflitos. Assim, uma função objetivo global, formada pela combinação linear das funções conflitantes, deve ser construída como:

$$\min f(X) = \sum_{i=1}^N \omega_i f_i(X) \quad (3.26)$$

na qual  $f(X)$  denota o conflito das funções objetivo  $f_i(X)$  e  $\omega_i$  são os coeficientes de ponderação relacionando uma função objetivo com as demais.

Técnicas de otimização clássicas ou modernas são empregadas para solução de problemas de otimização [85]. Entre as técnicas clássicas, o método de Newton e o método Simplex são os mais populares. Contudo, para problemas de otimização altamente não lineares, soluções numéricas são requeridas e o uso de computadores modernos permite a utilização de técnicas poderosas como o método do ponto interior (*Interior Point Method* - IPM). Técnicas heurísticas modernas também dependem fundamentalmente do esforço computacional. Entre essas, algoritmos genéticos (*Genetic Algorithm* - GA) e otimização por enxame de partículas (*Particle Swarm Optimization* - PSO) são cada vez mais utilizadas. As técnicas citadas são discutidas a seguir.

### 3.6.1 Método do ponto interior (IPM)

O método do ponto interior é derivado do método de Newton e está entre um dos mais eficientes para solucionar uma vasta gama de problemas de otimização não lineares [86]. De fato, as variações desse método passaram a ser parte integrante dos *softwares* de otimização, sendo amplamente utilizadas.

Por definição, diz-se que qualquer sistema com restrições satisfaz uma condição de ponto interior se existe um solução factível que satisfaz estritamente todas as restrições no sistema.

No IPM, realiza-se uma aproximação através da barreira logarítmica para construir uma função  $\Phi(x, \mu)$  na forma:

$$\Phi(x, \mu) = f_o(x) - \mu \sum_{i=1}^m \log(-f_i(x)) \quad (3.27)$$

em que  $\mu$  é o parâmetro de penalidade. Esse termo é escolhido de maneira tal que seu valor seja pequeno para pontos distantes dos limites de restrições e tende para infinito perto desses limites. Além disso,  $\text{dom}(\Phi) = \{x | f_1(x) < 0, \dots, f_m(x) < 0\}$ .

O ponto de mínimo da função objetivo é encontrado através da resolução das equações derivadas parciais:

$$\nabla \Phi(x) = \sum_{i=1}^m \frac{1}{-f_i(x)} \nabla f_i(x) \quad (3.28)$$

$$\nabla^2 \Phi(x) = \sum_{i=1}^m \frac{1}{f_i(x)^2} \nabla f_i(x) \nabla f_i(x)^T + \sum_{i=1}^m \frac{1}{-f_i(x)} \nabla^2 f_i(x) \quad (3.29)$$

em que os operadores  $\nabla$  e  $\nabla^2$  representam, respectivamente, o gradiente e a matriz hessiana das funções em que são aplicadas.

É importante ressaltar que um ponto de partida factível é requerido para realização da procura do ponto mínimo utilizando IPM. Uma vez que o ponto inicial e os pontos subsequentes residem no interior do espaço de projeto  $T$ , esse método é também chamado de formulação da função de penalidade interior [85].

### 3.6.2 Algoritmo genético (GA)

Algoritmos genéticos são procedimentos baseados em evolução natural, aplicados para resolução de problemas caracterizados pela mistura entre variáveis contínuas e discretas, além de projetos de espaços descontínuos e não convexos. GA é baseado nos princípios de genética e seleção natural. Essa técnica permite encontrar a solução ótima global com uma alta probabilidade. Os principais elementos da otimização por GA são: reprodução, cruzamento e mutação [85].

Na otimização por GA, em vez de um único ponto, uma população de pontos é utilizada para iniciar o procedimento de procura, o qual não utiliza nenhuma equação diferencial. Com isso, o GA tende a convergir para o ponto ótimo global. A cada nova geração da população no processo iterativo, um novo campo de vetores é produzido aleatoriamente baseado na seleção dos pares e cruzamentos entre as populações passadas. Ao final do processo, esse método explora eficientemente o processo iterativo para encontrar uma nova geração que se adapte melhor aos valores da função em análise.

O operador de reprodução usa um procedimento probabilístico para selecionar vetores da população atual e insere suas múltiplas cópias em um campo de acasalamento. A probabilidade,  $p_i$ , de selecionar o  $i$ -ésimo vetor desse campo é expressa por:

$$p_i = \frac{F_i}{\sum_{j=1}^n F_j}, i = 1, 2, \dots, n \quad (3.30)$$

em que  $F_i$  é a ajuste do  $i$ -ésimo vetor na população de tamanho  $n$  [85].

Se o critério de convergência não for satisfeito, os operadores de reprodução, cruzamento e mutação atuam iterativamente sobre a população, resultando em uma nova população para os valores de ajuste. Esse procedimento continua até que o critério de convergência seja alcançado e um vetor resultante com os valores ótimos seja encontrado.

### 3.6.3 Otimização por enxame de partículas (PSO)

A otimização PSO é um algoritmo comportamental inspirado no comportamento de colônias de insetos e enxames de partículas. Desse modo, esse algoritmo de otimização imita o comportamento de organismos sociais como abelhas ou formigas. Cada partícula em um enxame se comporta de forma distribuída baseada na sua própria inteligência e na inteligência do grupo.

Para otimizações multivariável, o PSO projeta um enxame de tamanho fixo com cada partícula localizada aleatoriamente no espaço de projetos. Duas características básicas são consideradas: uma posição para partícula e sua velocidade. Cada partícula circula no espaço de projetos armazenando informações sobre os pontos ótimos. Então, as partículas comparam informação com as outras e ajustam suas posições individuais e velocidades para obterem novas e melhores posições [85]. Para uma boa coesão do algoritmo PSO, os fatores de separação e alinhamento devem ser considerados. Gradualmente, após diversas iterações, as partículas alcançam o objetivo. Portanto, o modelo simula de forma inteligente uma procura aleatória para encontrar o ponto ótimo da função objetivo.

Não é o objetivo deste trabalho o aprofundamento nas técnicas de otimização. Os três métodos de otimização descritos anteriormente foram aplicados nesse trabalho para encontrar os parâmetros ótimos que minimizam a função multiobjetivo construída como metamodelo do PEC, a fim de identificar o procedimento adequado para otimizar o sistema com GRV, conforme será mostrado no Capítulo 4.

## 3.7 Considerações Finais

Neste capítulo apresentou-se um introdução ao planejamento de experimentos computacionais. Os conceitos básicos, as características e as principais ferramentas para proceder com experimentos de computador foram abordados. As técnicas de preenchimento de espaços por hipercubo latino e por OFAT foram mostradas como opções de procedimento adequado para escolher os pontos em um espaço de experimentação. A resposta de superfície polinomial foi destacada como a mais utilizada para a construção de um metamodelo em problemas de engenharia. A análise estatística permite avaliar o metamodelo e comparar se dois planejamentos diferentes representam o mesmo sistema em estudo. Por fim, as técnicas de otimização permitem encontrar o mínimo da função em análise, o qual retorna informações importantes sobre a escolha dos parâmetros de entrada. O método do ponto interior foi destacado, especialmente por ser parte integrante dos programas computacionais comerciais. No próximo capítulo, o PEC será aplicado para encontrar os parâmetros de controle ótimos do gerador de relutância variável em WECS.

## Otimização e simulações computacionais

### 4.1 Introdução

Neste capítulo apresentam-se os algoritmos desenvolvidos para realizar a otimização do gerador de relutância variável operando por histerese e por pulso único. O modelo computacional do GRV será apresentado em detalhes. Para desenvolver as simulações, utilizou-se o ambiente *Simulink* do programa *Matlab*. Em especial, os dispositivos de eletrônica de potência e de circuitos elétricos foram implementados utilizando a ferramenta *Simpowersystems toolbox*. Os algoritmos utilizados foram desenvolvidos no *Matlab* utilizando a linguagem própria desse programa. Essa escolha facilita a integração do fluxo do programa com o sistema implementado no *Simulink*. Além disso, os pacotes computacionais disponíveis no *Matlab* foram utilizados para realizar o planejamento de experimentos computacionais proposto, o qual inclui: preenchimento de espaços, construção das superfícies de resposta e otimização do experimento.

### 4.2 Modelo do GRV utilizado

A otimização dos parâmetros do GRV utilizando planejamento de experimentos computacionais só é possível se o modelo utilizado incorporar fielmente as não linearidades da máquina elétrica. Por conta dessas não linearidades no GRV, os modelos analíticos não representam fielmente a máquina em estudo, sendo utilizados como aproximações para efeitos práticos [87]. Os modelos obtidos por análise de elementos finitos (*Finite Element Analysis* - FEA) consideram as características geométricas e as não linearidades da máquina elétrica de maneira eficiente. Contudo, o uso de modelos baseados em FEA requer uma caracterização bastante precisa da geometria da máquina, o que pode ser impraticável de se obter. Além disso, o esforço computacional pode ser considerado uma desvantagem dessa análise [88].

Os modelos que retornam maior precisão são obtidos através de ensaios experi-

mentais, conforme os procedimentos descritos em [89–91]. O modelo do GRV adotado nesta dissertação foi obtido em [1]. Nesse trabalho, o autor propõe um sistema automático de alta resolução capaz de realizar ensaios de caracterização magnética e obtenção dos dados necessário para construções de modelos precisos para o GRV. A técnica de *smoothing splines* foi aplicada como regressão para obter resultados mais precisos do que as tradicionais regressões polinomiais [1].

O comportamento elétrico e mecânico do GRV é caracterizado pelas curvas de magnetização  $\Phi(I, \theta)$ . Nos testes experimentais, essas curvas de magnetização são obtidas para diferentes posições do rotor. Um procedimento indireto usual para obtenção do fluxo magnético concatenado da máquina de relutância variável consiste em aplicar uma tensão alternada no enrolamento do motor, monitorando a corrente elétrica eficaz e a defasagem entre tensão e corrente [89]. Contudo, esse método não representa fielmente a saturação magnética.

Para solucionar esse problema, um método direto mais adequado foi utilizado em [1]. Esse método direto consiste em bloquear o rotor e aplicar um degrau de tensão para cada posição do rotor. Em seguida, armazenam-se os valores de tensão e corrente elétrica. Conhecendo a resistência de fase (através de ensaios preliminares) é possível determinar o fluxo concatenado da seguinte forma:

$$\Phi(t) = \int_0^t (V - Ri)dt \quad (4.1)$$

em que  $\Phi$  é o fluxo magnético calculado,  $V$  e  $i$  são as tensão e corrente elétricas em uma fase do GRV e  $R$  é a resistência elétrica de uma fase do enrolamento do estator.

As curvas de magnetização obtidas em [1] para o GRV estudado nesta dissertação são mostradas na Figura 4.1. A posição alinhada e desalinhada estão destacadas. Um total de 200 curvas foram obtidas através da interpolação utilizando *smoothing splines* para compor um modelo computacional fiel do GRV. Entretanto, para facilitar a visualização, apenas algumas dessas curvas são mostradas na Figura 4.1.

A equação dinâmica do modelo mecânico da máquina é dada por:

$$T_m = T_e + B_v\omega + J\frac{d\omega}{dt} \quad (4.2)$$

em que  $T_m$  é o torque mecânico no rotor da MRV,  $T_e$  é o torque eletromagnético,  $B_v$  é a constante de atrito viscoso e  $J$  é o momento de inércia.

Utilizando as equações 4.1 e 4.2 modela-se o circuito elétrico em uma fase do GRV, conforme mostrado na Figura 4.2. Considerando a Equação 4.1 no domínio da frequência, a tensão na fase é subtraída da queda de tensão no enrolamento do estator (produto  $R \times i$ ). A integral dessa diferença resulta no fluxo magnético. Conhecendo-se o fluxo e a posição do rotor, pode-se determinar a corrente elétrica na fase do GRV, a qual é utilizada na realimentação com a tensão de entrada. De posse da corrente elétrica

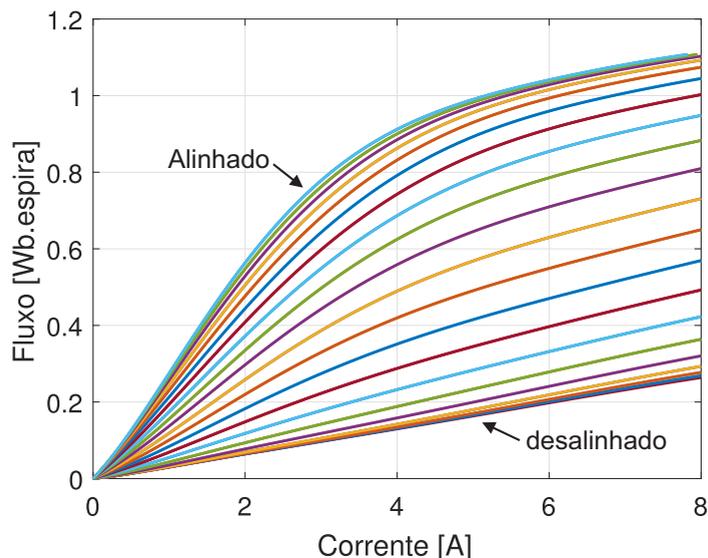


Figura 4.1: Curvas de magnetização obtidas para o GRV utilizado.

e da posição do rotor, pode-se obter o torque instantâneo nas fases do GRV. A soma dos torques instantâneos resulta no torque eletromagnético total. Em seguida, utiliza-se a Equação 4.2 para se obter a velocidade angular  $\omega$  e, após a integração, obtém-se a posição do rotor que realimenta o sistema.

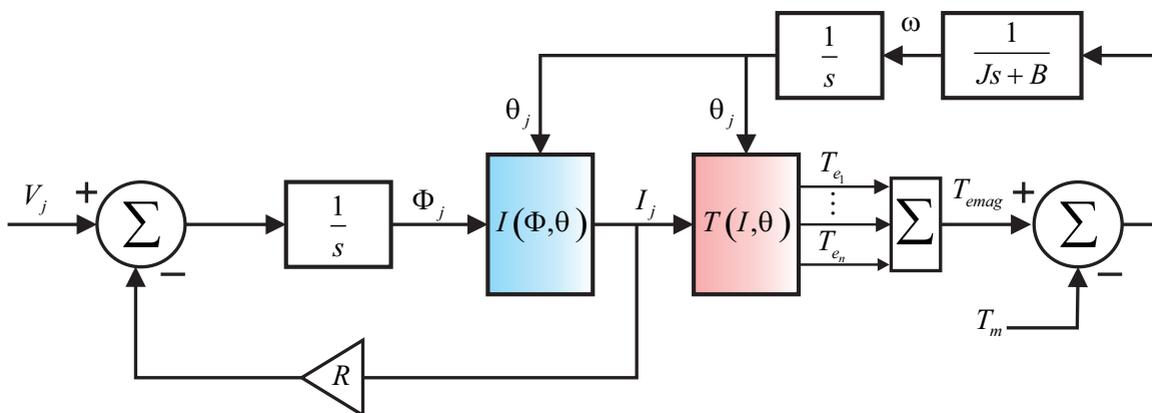


Figura 4.2: Esquema do modelo utilizado para uma fase do GRV.

Com as curvas de magnetização experimentais extraem-se as relações  $I(\Phi, \theta)$  e  $T(I, \theta)$  mostradas na Figura 4.2. Esses pontos podem ser armazenados em tabelas de busca (*lookup tables*) conforme procedimento descrito em [1]. A utilização dessas tabelas é defendida pelo autor por resultar em simulações mais rápidas. Para obtenção de um modelo preciso, inúmeras curvas de magnetização devem ser utilizadas. Realizando ensaios experimentais para levantamento de algumas curvas de magnetização, as demais curvas intermediárias são obtidas por um pós-processamento matemático sobre os dados do ensaio. Esse procedimento será omitido neste trabalho, podendo ser consultado na

referência [1].

As curvas armazenadas nas tabelas  $I(\Phi, \theta)$  e  $T(I, \theta)$  obtidas para o modelo do gerador de relutância variável em estudo são mostradas na Figura 4.3. Na Figura 4.3(a) tem-se a corrente elétrica em função da posição do rotor e do fluxo eletromagnético. Conforme observado, para determinadas posições do rotor e fluxo, a corrente cresce rapidamente. Deve-se, portanto, limitar a corrente elétrica para garantir que os limites físicos da máquina real sejam impostos também na simulação. Na Figura 4.3(b) tem-se o torque eletromagnético em função da posição do rotor e da corrente elétrica da MRV. Observa-se a parte negativa da curva, representando a operação como gerador, e a parte positiva representando a operação como motor.

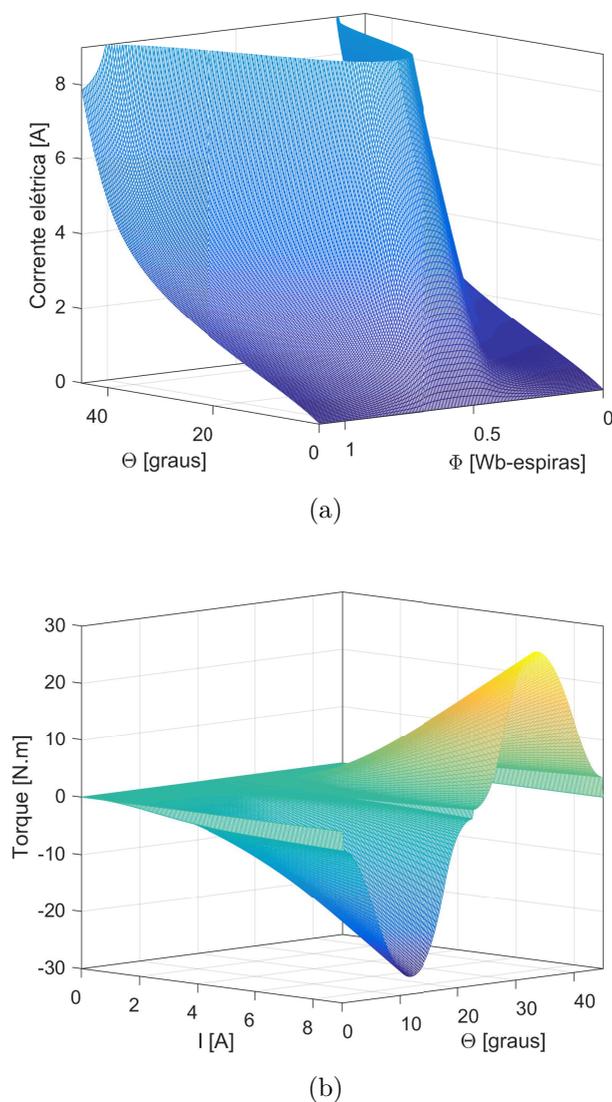


Figura 4.3: Dados das tabelas de busca do modelo da MRV: a)  $I(\Phi, \theta)$ ; b)  $T(I, \theta)$ .

Os parâmetros do gerador de relutância variável utilizado neste trabalho estão resumidos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Parâmetros do GRV utilizado.

Parâmetro	Valor
Potência nominal ( $P_{nom}$ )	2 kW
Velocidade nominal ( $\omega_{nom}$ )	1500 rpm
Número de fases ( $N_F$ )	3
Número de polos ( $N_s/N_r$ )	12/8
Resistência do enrolamento ( $R$ )	4,52 $\Omega$
Fluxo magnético máximo ( $\Phi_{max}$ )	1,1074 Wb.esp
Corrente máxima ( $I_{max}$ )	8 A
Momento de inércia $J$	0,004 Kg.m <sup>2</sup>

A seguir serão apresentados os demais componentes do sistema e os esquemas implementados no *Simulink*.

### 4.3 Implementação do sistema em estudo

Esta seção apresenta os diagramas implementados no programa *Simulink*. Dois sistemas de acionamento foram considerados: controle por histerese de corrente e controle por pulso único. Embora o modelo do GRV e o AHB sejam os mesmos nos dois sistemas, o acionamento por histerese requer um bloco adicional que permite a operação adequada dentro da faixa de corrente elétrica desejada. Apesar de similares, a dinâmica do sistema muda de uma forma de acionamento para outra, de maneira que os controladores são projetados de maneira específica de acordo com a operação do GRV.

#### 4.3.1 Implementação no *Simulink*

Com o modelo de fase do GRV mostrado na Figura 4.2 extrai-se o modelo completo da máquina trifásica adotada. Para o GRV 12/8, os polos do estator estão defasados um do outro de 30 graus, enquanto que os polos do rotor estão defasados entre si de 45 graus. Com isso, os perfis de indutância das fases estão defasados em 15 graus, com ciclo de fase de 45 graus. Os ângulos relativos a cada fase são determinados da seguinte forma:

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_A = \left( \int_0^t \omega dt \right) \text{ mod } (45) \\ \theta_B = \left( \int_0^t (\omega dt - 15) \right) \text{ mod } (45) \\ \theta_C = \left( \int_0^t (\omega dt - 30) \right) \text{ mod } (45) \end{array} \right. \quad (4.3)$$

em que  $\omega$  é a velocidade angular da máquina e a operação *mod* retorna o resto da divisão entre a integral e 45 para restabelecer o período angular de cada fase a cada 45 graus.

O modelo do GRV implementado no *Simulink* é mostrado na Figura 4.4. As fontes de corrente na entrada são utilizadas para converter sinais de tensão e corrente elétrica do ambiente *simpowersystems* em sinais nativos do *Simulink*. Isso permite utilizar blocos de controle como integradores e ganhos. Blocos discretos foram utilizados para reduzir o tempo de simulação. Na Figura 4.4, as tensões em cada fase do GRV são utilizadas no modelo por fase para gerar o torque eletromagnético. Impondo a velocidade angular de operação, as expressões dadas na Equação 4.3 são utilizadas para calcular a posição angular de cada fase. A posição angular em cada fase é utilizada como realimentação para as tabelas de busca e como sinal de controle, conforme será discutido nas próximas seções.

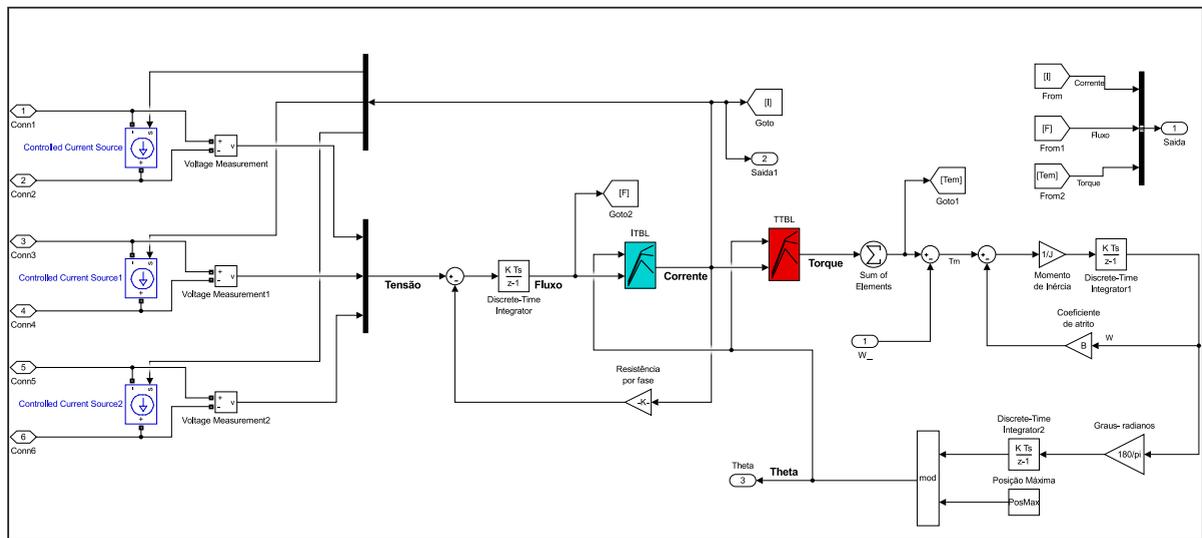


Figura 4.4: Modelo do GRV implementado no *Simulink*.

A implementação do conversor AHB é mostrado na Figura 4.5. Escolheram-se transistores bipolares de porta isolada (IGBTs) como chave de potência devido às características de chaveamento desses dispositivo. Os IGBTs são adequados para aplicações com tensões até 1 kV e em frequências de chaveamento de algumas dezenas de kHz. Uma tensão de excitação de 60 V é aplicada para carregamento inicial do capacitor. Após o carregamento, a fonte de excitação é retirada com a abertura da chave 1. A tensão em cada braço do AHB é transmitida para o bloco do GRV mostrado na Figura 4.4.

Com a posição angular em cada fase, faz-se necessário definir o momento de acionamento das fases. Para tal, o esquema de sensoriamento da posição angular do rotor foi implementado conforme mostrado na Figura 4.6. A posição angular ( $\theta$ ) é comparada com o ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ) e com o ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ). O ângulo de ligação é limitado na posição máxima do rotor (45 graus), de forma que seja possível simular a excursão da ativação de uma fase durante o ciclo das fases subsequentes, e.g.  $\theta_{on} = 50^\circ$

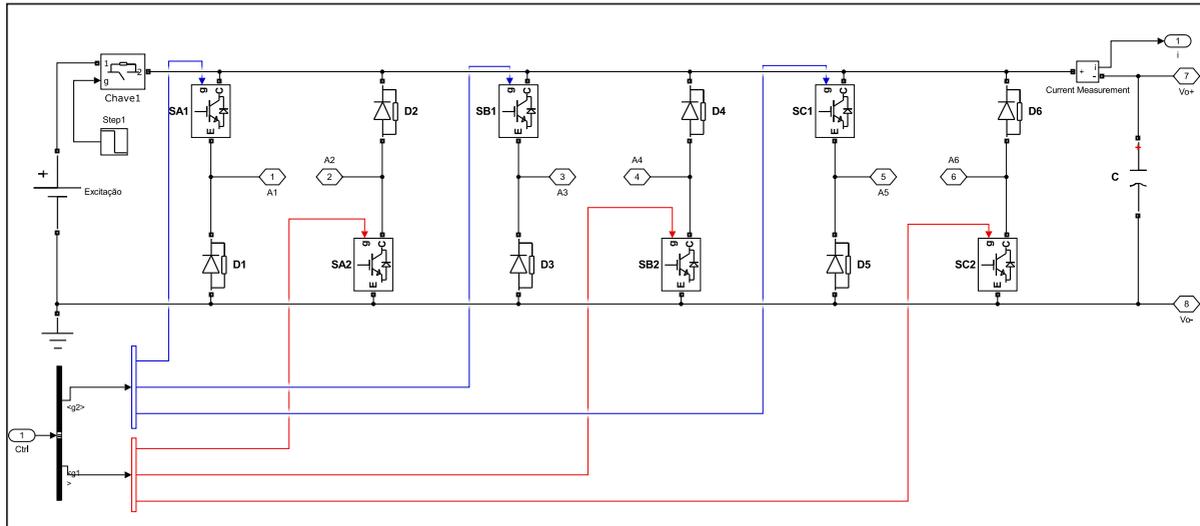


Figura 4.5: AHB implementado no *Simulink*.

para a fase A implica em  $\theta_{on} = 5^\circ$  no ciclo da fase B. Dois casos permitem a ativação da MRV como gerador. No primeiro caso, se  $\theta_{on} \geq \theta_{off}$ , toma-se  $\theta \leq \theta_{on}$  ou  $\theta \geq \theta_{off}$ . No segundo caso, se  $\theta_{on} \leq \theta_{off}$ , toma-se  $\theta \leq \theta_{on}$  e  $\theta \geq \theta_{off}$ .

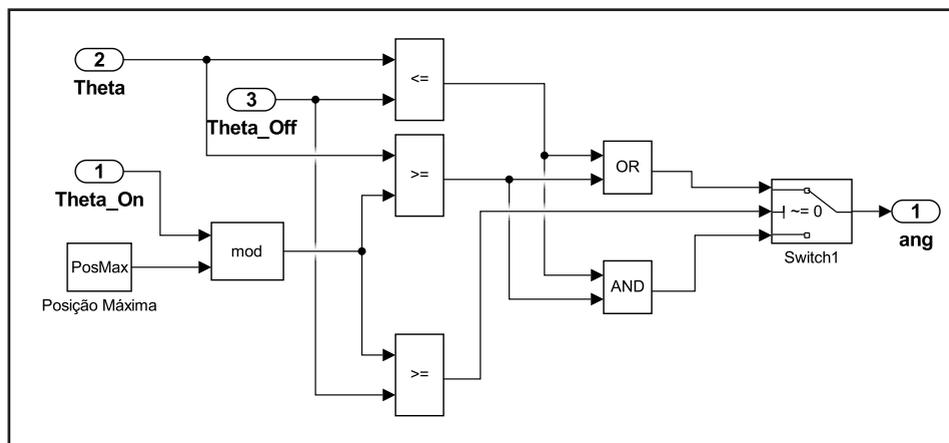


Figura 4.6: Implementação do sensor de posição.

O acionamento por histerese de corrente é apresentado na Figura 4.7. A corrente elétrica de referência  $I_{ref}$  é a variável de controle obtida pelo controlador do CDP. Esse sinal é comparado com a corrente elétrica na fase do GRV. O acionamento por histerese garante que a corrente gerada se mantenha dentro de uma faixa pré-determinada, tendo  $I_{ref}$  como referência. Os limites do acionamento são definidos pelo sinal de saída do sensor de posição mostrado na Figura 4.6. O padrão de acionamento é o *soft switching*. Enquanto as chave superiores são acionada diretamente pelo controle, as chaves inferiores permanecem desligadas no intervalo de geração.

O sinal de saída do sensor de posição já determina o acionamento das chaves na

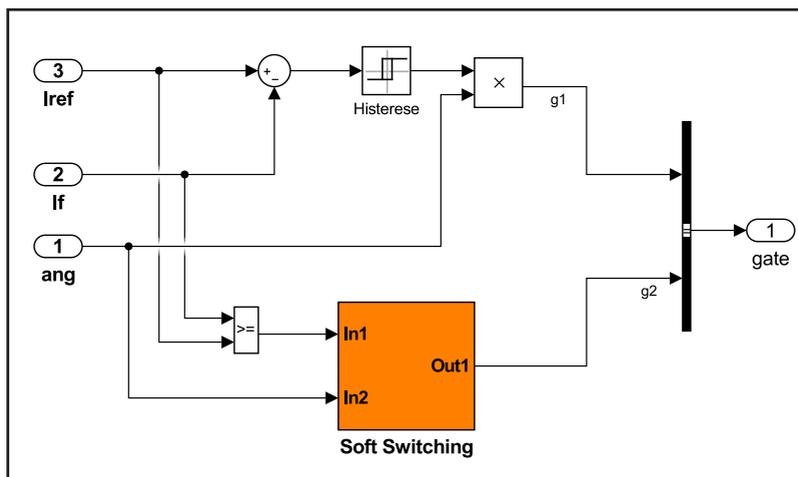


Figura 4.7: Implementação do acionamento por histerese.

operação por pulso único. Contudo, um estágio extra é utilizado para limitar o valor da corrente no valor máximo permitido para a máquina utilizada (9 A). Nesse caso, um bloco por histerese é utilizado para garantir esses limites. A diferenciação da operação por histerese e pulso único se dá prioritariamente no CDP, como explicado anteriormente.

O controle direto de potência implementado é mostrado na Figura 4.8. A potência de referência é gerada de acordo com a Equação 2.39. A potência gerada é obtida calculando a média do produto entre a tensão e a corrente elétrica no elo CC. Essa média é obtida por meio de um filtro passa-baixas de segunda ordem (Equação 2.40). O erro entre a potência média e a potência de referência é processado por um controlador PI. O bloco de saturação é utilizado para limitar a saída do controlador. No acionamento por histerese, o sinal de saída do CDP é a corrente de referência ( $I_{ref}$ ). No acionamento por pulso único, por sua vez, o sinal de saída do CDP é o ângulo de desligamento  $\theta_{off}$ .

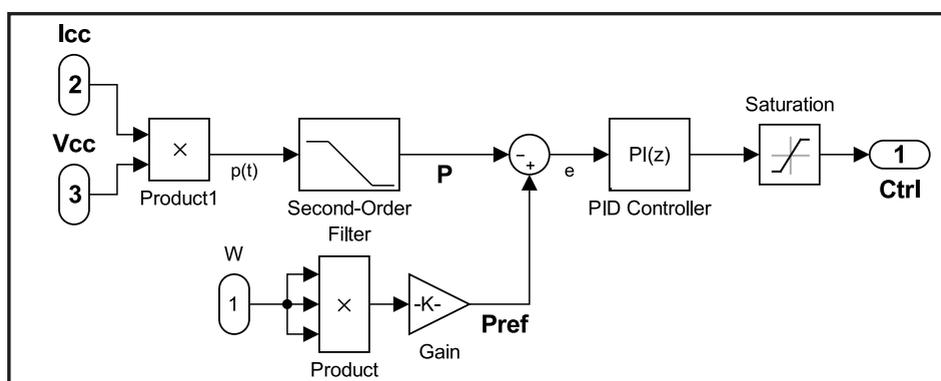


Figura 4.8: Implementação do controle direto de potência.

Os parâmetros utilizados nas simulações são apresentados na Tabela 4.2. Os testes iniciais de funcionamento serão mostrados na próxima subseção.

Tabela 4.2: Parâmetros utilizados nas simulações.

Parâmetro	Valor
Tempo de amostragem ( $T_s$ )	10 $\mu s$
Tensão de excitação ( $V_{exc}$ )	60 V
Capacitor do barramento CC ( $C$ )	2,25 mF
Posição máxima do rotor ( $PosMax$ )	45°
Ângulo máximo de desligamento ( $\Theta_{max}$ )	21°

### 4.3.2 Testes iniciais

Conforme descrito anteriormente, um GRV trifásico, 2 kW, 12/8 é utilizado neste trabalho como parte do sistema eólico emulado. A velocidade nominal de operação dessa máquina é 157 rad/s (1500 rpm). Considerando a máquina disponível, um valor de  $k_{opt} = 5.16 \times 10^{-4}$  foi estipulado. Dessa maneira, ao se atingir a velocidade nominal, a potência nominal do GRV é atingida em consonância com a Equação 2.39.

A Figura 4.9 apresenta o perfil da potência elétrica ótima de geração calculada para o sistema em estudo [1]. Abaixo de 60 rad/s, a potência gerada é desprezível e não será alvo de estudo. Até a velocidade nominal (157 rad/s), os pontos de máxima potência são alcançados através do CDP. Para velocidades acima da nominal, a potência de referência se mantém em 2 kW e a velocidade angular deve ser controlada em malha fechada para ajustar o ângulo de *pitch*. Supondo que o controle de *pitch* atue de forma satisfatória em um aerogerador real, apenas a operação até o valor nominal de velocidade será considerada neste trabalho.

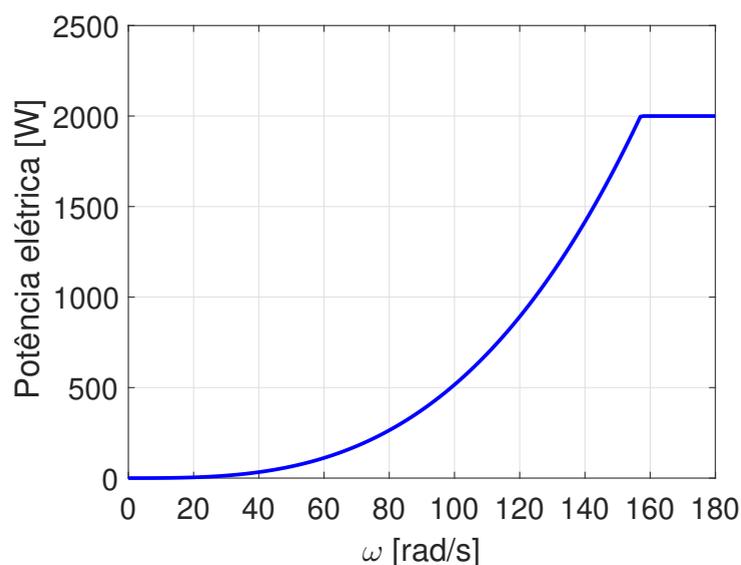


Figura 4.9: Perfil de potência de saída ótima para o sistema eólico estudado.

Para determinar o modo de operação do GRV, a velocidade base ( $\omega_b$ ), definida como aquela em que  $e = V_{dc}$ , deve ser determinada. Considerando a corrente elétrica constante no momento de ativação do gerador, a força contra eletromotriz é estimada por meio da Equação 2.8, ao manter-se a tensão no elo CC constante no valor de tensão nominal da máquina (400 V). A Figura 4.10 mostra que, para o GRV em estudo, a velocidade de base encontrada foi de 100 rad/s [1].

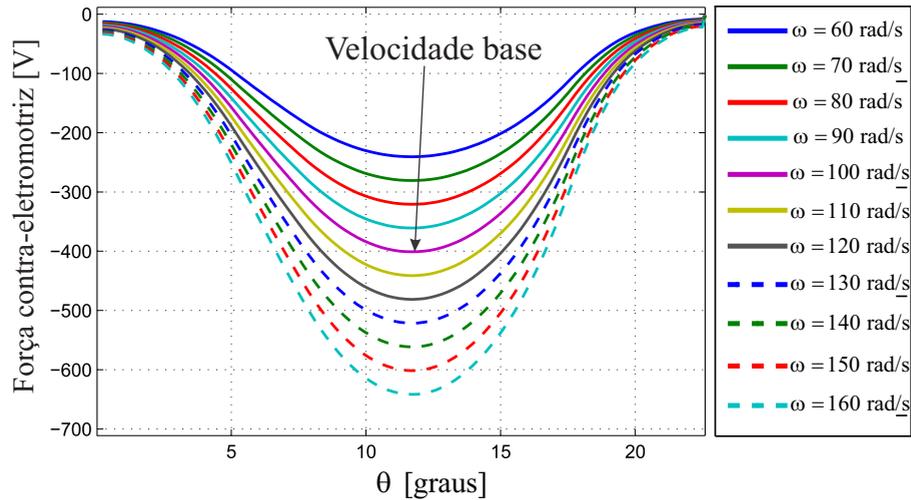


Figura 4.10: Força contra eletromotriz estimada [1].

Portanto, o modo de operação do GRV será determinado da seguinte maneira:

$$\begin{aligned} \text{se } \omega < 100 \text{ rad/s} &\Rightarrow \text{operação por histerese de corrente} \\ \text{se } \omega > 100 \text{ rad/s} &\Rightarrow \text{operação por pulso único.} \end{aligned}$$

Na velocidade de 100 rad/s, ambos os modos de operação podem ser adotados. Uma vez definidos os modos de operação do GRV em função da velocidade angular do rotor, os testes iniciais do comportamento do aerogerador são mostrados nas subseções seguintes. O objetivo desses testes iniciais é verificar o funcionamento do GRV nos modos de operação descritos.

#### 4.3.2.1 Testes iniciais para operação por histerese

Para projetar o controlador do CDP (Figura 4.8), o modelo da planta foi estimado utilizando a ferramenta de identificação de sistemas do *Simulink*. Em seguida, os ganhos do controlador PI foram ajustados utilizando o segundo método de Ziegler-Nichols [92]. Esses parâmetros foram configurados para obtenção de uma resposta sem *overshoot* durante o transitório ( $\zeta = 1$ ). O controlador projetado garantiu a estabilidade do sistema em toda a faixa de velocidades para o modo de operação por histerese de corrente (60 a 100 rad/s).

Durante a simulação, a tensão no barramento CC é mantida constante utilizando

uma carga resistiva e um controle por histerese de tensão, como mostrado na Figura 4.11. Essa estratégia garante que o sistema se comporte como uma carga variável capaz de dissipar a potência desejada para cada velocidade de rotação. Os blocos mostrados na Figura 4.11 são os subsistemas modelados no *Simulink* e apresentados na seção anterior. As medidas dos dados elétricos e mecânicos da simulação são obtidos no bloco de medição. Nos testes de funcionamento do sistema, fixaram-se o ângulo de ligação em 40 graus, o ângulo de desligamento em 18 graus e a tensão no elo CC em 400 V. Esses valores foram escolhidos para garantir a operação por histerese em toda faixa de velocidades nesse modo de controle.

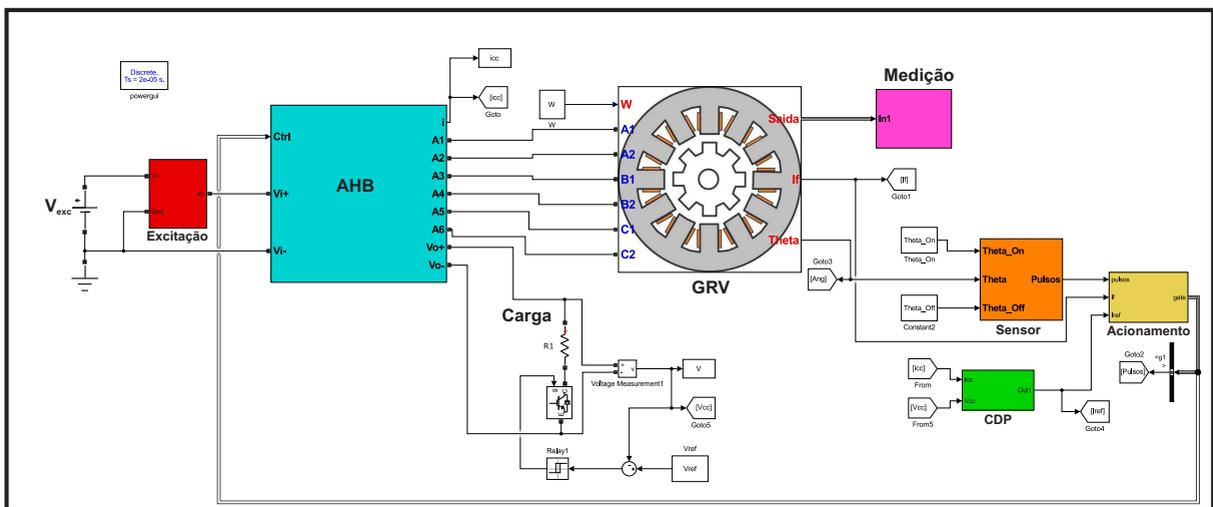


Figura 4.11: Sistema com GRV implementado no *Matlab*.

Os parâmetros utilizados para o teste do controle por histerese são apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Parâmetros utilizados no controle por histerese

Parâmetro	Valor
Ganhor proporcional do PI ( $K_p$ )	0,02
Ganho integral do PI ( $K_i$ )	0,035
Frequência de corte do filtro PB ( $\omega_c$ )	10 Hz
Banda de histerese de corrente ( $I_{hist}$ )	$\pm 0,5 A$
Banda de histerese de tensão ( $V_{hist}$ )	$\pm 2 V$

Para uma velocidade intermediária de 80 rad/s e considerando os parâmetros supracitados, os resultados obtidos são mostrados na Figura 4.12. Na Figura 4.12(a) mostra-se que a potência elétrica gerada segue a referência de potência do CDP, conforme desejado. O controlador PI apresenta um resposta sem *overshoot*. Considerando a partida

da máquina e o carregamento inicial do capacitor, a potência de referência é alcançada após 3 segundos, definindo-se assim o tempo médio de simulação nos testes posteriores. O controle de tensão por histerese no barramento CC é mostrado na Figura 4.12(b). Pode-se perceber que a tensão no barramento CC alcança o nível desejado (400 V) e, em seguida, o controlador por histerese atua para manter essa tensão dentro da faixa desejada. A atuação do controle por histerese é rápida, grampeando o nível da tensão CC em menos de 1 segundo de simulação.

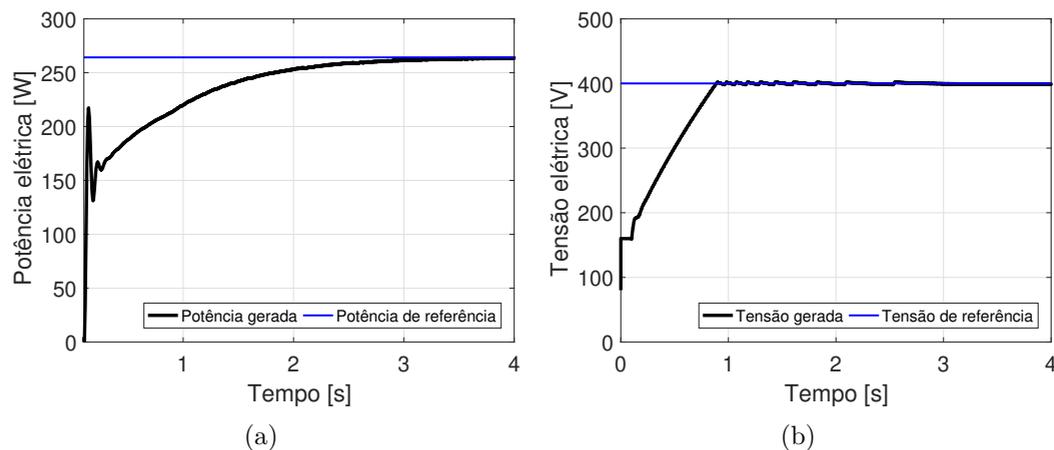


Figura 4.12: Resultado dos testes dos controladores para o acionamento por histerese a) Controle direto de potência; b) Controle por histerese de tensão no barramento CC.

Na Figura 4.13(a) são mostradas as correntes elétricas de fase no GRV. Observa-se que o controle por histerese de corrente atua mantendo a corrente elétrica no valor definido pelo CDP (cerca de 3,5 V). A tensão nas fases do GRV obedece o valor de referência de 400 V definido pela histerese de tensão na carga (Figura 4.13(b)). Durante o período de excitação, a tensão na fase é positiva. No período de geração, a tensão na fase é negativa e segue o padrão de chaveamento por histerese. Os fluxos magnéticos concatenados em cada uma das fases do GRV são apresentados na Figura 4.13(d). Com os parâmetros de acionamento utilizados, o valor máximo do fluxo é de 0,8 Wb. O padrão *soft switching* de acionamento das chaves é mostrado na Figura 4.13(d). Observa-se que as chaves superiores e inferiores são acionadas durante a fase de excitação. Na fase de geração, contudo, apenas a chave superior é acionada, enquanto as chaves inferiores permanecem desligadas.

Verificado o funcionamento adequado do acionamento por histerese, convém destacar que os parâmetros de acionamento não foram otimizados durante esses testes iniciais. Desse modo, embora a potência elétrica desejada tenha sido alcançada, a eficiência e o *ripple* de torque do GRV não foram considerados para determinação dos ângulos de acionamento ( $\theta_{on}$  e  $\theta_{off}$ ) e da tensão no barramento CC ( $V_{dc}$ ). Portanto, não é possível garantir que os parâmetros de acionamento utilizados são os mais indicados para essa velocidade de operação. O procedimento de otimização será apresentado em seções posteriores.

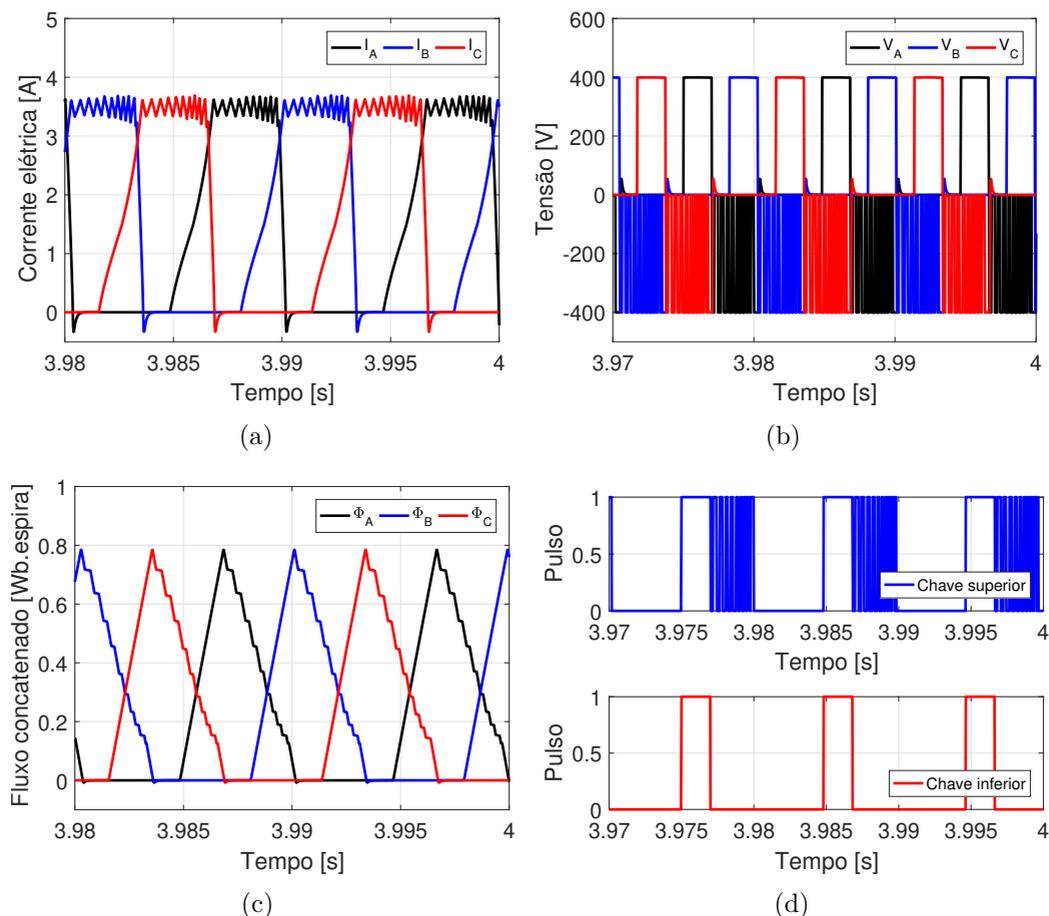


Figura 4.13: Teste do acionamento por histerese implementado no *Matlab*: a) Correntes elétricas nas fases; b) Tensões nas fases; c) Fluxos concatenados nas fases; d) pulsos de acionamento por histerese.

#### 4.3.2.2 Testes iniciais para operação por pulso único

De maneira análoga a realizada na seção anterior, a ferramenta de identificação de sistemas do *Simulink* foi utilizada para projetar o controlador do CDP para a operação por pulso único. Ajustando os parâmetros do controlador PI utilizando o segundo método de Ziegler-Nichols, obteve-se uma resposta ao degrau sem *overshoot* durante o transitório ( $\zeta = 1$ ). O controlador projetado garantiu a estabilidade do sistema em toda a faixa de velocidades no modo de operação por pulso único (100 a 157 rad/s).

Novamente, para realizar o controle da tensão no barramento CC, utilizou-se uma carga resistiva conectada em série com uma chave de potência acionada por histerese de tensão. A implementação do sistema para acionamento por pulso único é similar ao mostrado na Figura 4.12(b). Como diferenças, deve-se destacar que o CDP é responsável por gerar a referência do ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ) em vez da corrente de referência ( $I_{ref}$ ). O bloco de acionamento não é necessário, sendo substituído por um limitador de corrente para evitar que a corrente elétrica ultrapasse  $I_{max}$ . Para a operação por pulso

único, os parâmetros de acionamento são o ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ), fixado neste teste em 40 graus, e a tensão do barramento CC ( $V_{dc}$ ), fixado neste teste em 400 V.

Os parâmetros utilizados para o teste do controle por pulso único são apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Parâmetros utilizados no controle por pulso único

Parâmetro	Valor
Ganho proporcional do PI ( $K_p$ )	0,01
Ganho integral do PI ( $K_i$ )	0,02
Frequência de corte do filtro PB ( $\omega_c$ )	10 Hz
Banda de histerese de tensão ( $V_{hist}$ )	$\pm 2 V$

Na Figura 4.14 são mostrados os resultados para uma velocidade intermediária de 120 rad/s. Considerando a partida da máquina e o carregamento do capacitor, a potência elétrica gerada atinge a potência de referência para o CDP em cerca de 2 segundos, como mostrado na Figura 4.14(a). O controlador foi projetado de forma que não haja *overshoot*. Na Figura 4.14(b) é apresentado o resultado do controle de tensão por histerese no barramento CC. O controlador por histerese atua para manter essa tensão dentro da faixa desejada e próximo aos 400 V de referência.

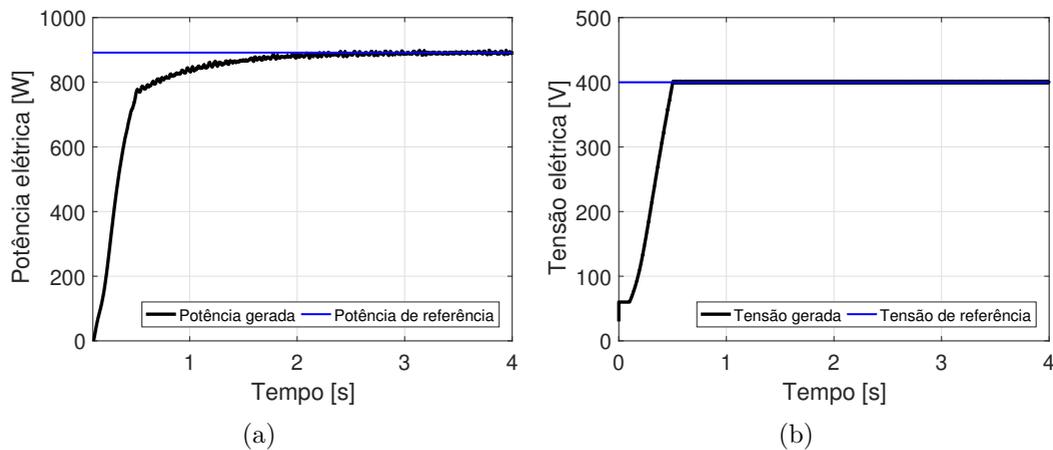


Figura 4.14: Resultado dos testes dos controladores para o acionamento por pulso único: a) Controle direto de potência; b) Controle por histerese de tensão no barramento CC.

As correntes elétricas de fase no GRV são mostradas na Figura 4.15(a). Na operação por pulso único, o comportamento da corrente elétrica não é controlado. A corrente continua a subir mesmo após o desligamento das chaves. A tensão nas fases do GRV obedece o valor de referência de 400 V definido pelo controle de tensão no barramento CC, sendo positiva na etapa de excitação e negativa na etapa de geração, conforme mostrado na Figura 4.15(b). Os fluxos magnéticos concatenados em cada uma das fases do GRV são

apresentados na Figura 4.15(d). Com os parâmetros de acionamento utilizados, o valor máximo do fluxo é de 0,8 Wb. O padrão de acionamento das chaves é mostrado na Figura 4.15(d). Ambas as chaves, superior e inferior, são ligadas e desligadas ao mesmo tempo, evidenciando o padrão de acionamento por pulso único.

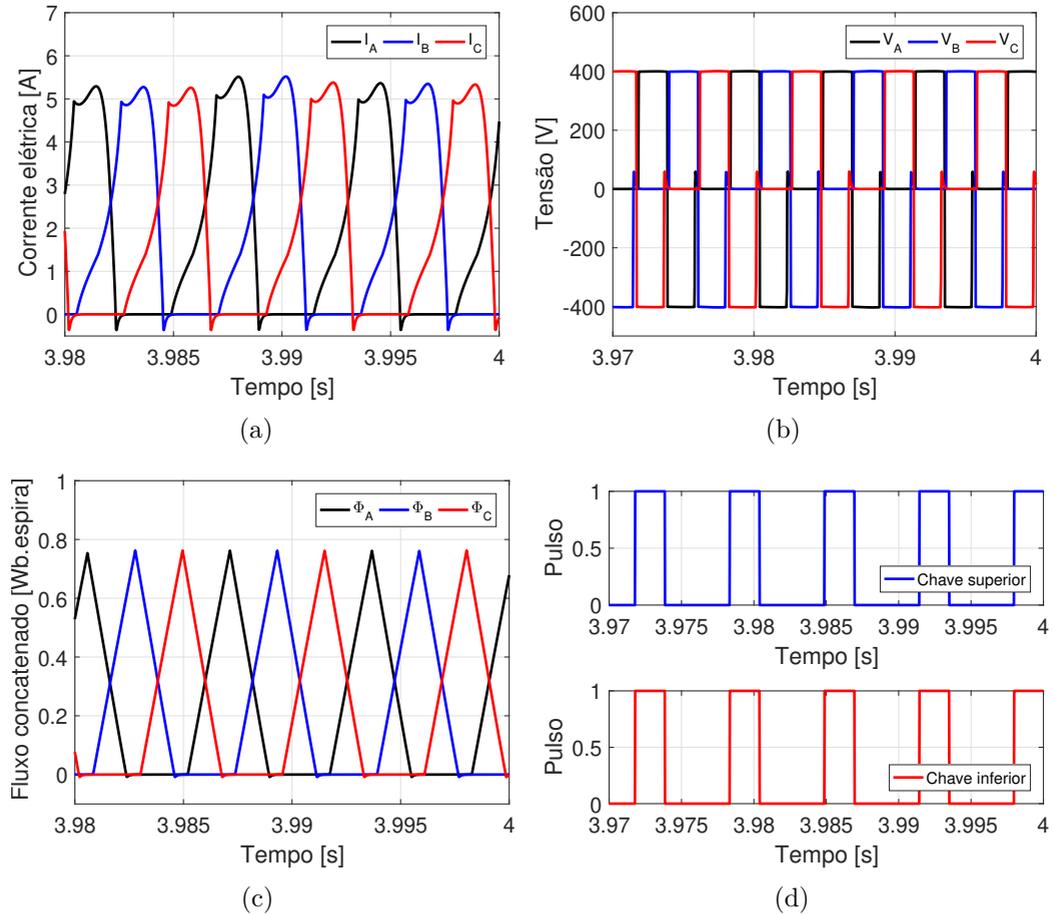


Figura 4.15: Teste do acionamento por pulso único implementado no *Matlab*: a) Correntes elétricas nas fases; b) Tensões nas fases; c) Fluxos concatenados nas fases; d) Padrão de acionamento por pulso único.

Destaca-se que o ângulo de ligação e a tensão de acionamento foram escolhidos para este teste apenas para comprovação do funcionamento da implementação do sistema. Essa escolha não garante o desempenho ótimo do GRV na velocidade de teste. A proposta para otimização dos parâmetros de acionamento do GRV operando em pulso único será apresentada na próxima seção.

## 4.4 Algoritmos propostos e resultados da otimização

Como discutido anteriormente, a potência gerada pelo GRV em função da velocidade do rotor pode ser alcançada por meio de diferentes combinações dos ângulos de

acionamento e da tensão do elo CC. Diferentes combinações dessas variáveis podem levar à mesma potência de saída graças ao CDP, mas com diferentes desempenhos de eficiência e de ondulação no torque eletromagnético. Para resolver esse problema, nesta dissertação foram desenvolvidos algoritmos baseados em técnicas de PEC para mapear esses valores ótimos das variáveis de ativação em função da velocidade do rotor e da potência gerada pela turbina eólica. Os algoritmos propostos e os resultados das simulações são apresentados nesta seção.

#### 4.4.1 Otimização em baixas velocidades

Para baixas velocidades de operação (60 - 100 rad/s), o controle por histerese atua sobre a corrente elétrica de referência do CDP. Os ângulos de acionamento de ligação ( $\theta_{on}$ ) e de desligamento ( $\theta_{off}$ ) e a tensão no barramento em corrente contínua ( $V_{dc}$ ) são determinados de acordo com o processo descrito a seguir.

##### 4.4.1.1 Algoritmo proposto

O esquema da estrutura computacional desenvolvida para realizar a otimização por histerese de corrente é mostrada na Figura 4.16. Esse esquema foi detalhado na seção anterior e é reproduzido aqui para facilitar o entendimento do algoritmo de otimização. Conforme comentado, pra dissipar a potência gerada e controlar a tensão no elo CC, um controle de tensão por histerese e uma carga elétrica resistiva são utilizados. O gerador de pulsos ativa o conversor AHB por meio do controle de corrente por histerese. Um controlador PI é empregado para gerar a corrente de referência como resultado do erro entre a potência de referência e o valor médio da potência gerada medida.

Os parâmetros para condução das simulações na operação por histerese formam o espaço de projeto:

$$\text{Espaço de projeto } [D]_{n \times 3} \Big|_{\omega} : \begin{cases} 5^\circ \leq \theta_{off} \leq 20^\circ \\ 30^\circ \leq \theta_{on} \leq 50^\circ \\ V_{dmin} = 25 \times i + 175 \\ V_{dmin} \leq V_{dc} \leq 450 \text{ V} \\ 60 \leq \omega \leq 100 \text{ rad/s} \end{cases}$$

Para o GRV 12/8, considerou-se a posição alinhada como a referência de ângulo, reiniciada a cada  $45^\circ$ , ou seja,  $45^\circ = 0^\circ$ . Portanto, a posição desalinhada ocorre em  $22,5^\circ$ . O ângulo de ligação pode ocorrer em qualquer instante após a posição desalinhada. Contudo, a operação muito próxima a esse ponto não é recomendada para garantir que haja tempo suficiente para o período de excitação. Assim, um margem segura entre o desalinhamento e o ângulo de ligação foi imposto. Após a posição alinhada, o controle

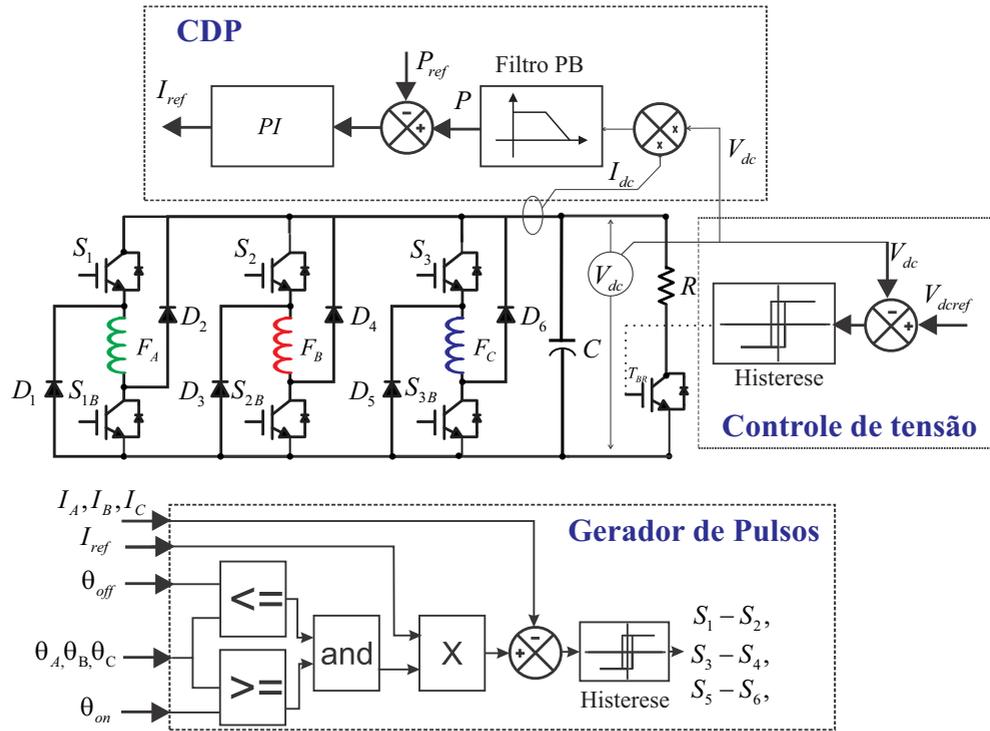


Figura 4.16: Estrutura do controle de corrente por histerese.

reinicia o contador do ângulo, e.g.  $50^\circ = 5^\circ$ . Para evitar a operação próxima da região de operação como motor,  $\theta_{off}$  foi limitado em  $20^\circ$ .

Para realizar a otimização por PEC considerando a operação em baixas velocidades, o algoritmo mostrado na Figura 4.17 foi desenvolvido no *Matlab*. O algoritmo é iniciado com o carregamento dos dados iniciais do GRV, da ponte AHB e dos controladores. Com esses dados iniciais carregados, segue-se então com o planejamento de experimento computacional.

Os dados dos ângulos de ativação ( $\theta_{on}$ ,  $\theta_{off}$ ) e da tensão no elo CC ( $V_{dc}$ ) são formados por projetos *space-filling*  $[D]_{n \times 3}$  para cada velocidade do rotor ( $\omega$ ). Uma tensão mínima ( $V_{dcmin}$ ) foi imposta ao elo CC para garantir uma operação apropriada para o controle de corrente por histerese. Essa tensão mínima foi obtida com base nas curvas mostradas na Figura 4.10. Para cada etapa do algoritmo, um novo  $V_{dcmin}$  é obtido como uma função linear da velocidade do rotor. A referência de potência ( $P_{ref}$ ) é encontrada utilizando a Equação 2.39.

A resistência  $R$  é calculada automaticamente para cada velocidade de rotação e tensão no elo CC (Equação 4.4). Um fator de 1,1 foi utilizado para permitir a operação de controle da tensão do elo CC por histerese em situações de tensão transitória.

$$R = \frac{V_{dc}^2}{1,1 \times P_{ref}} \quad (4.4)$$

Seguindo a sequência do fluxograma mostrado na Figura 4.17, dois projetos *space-*

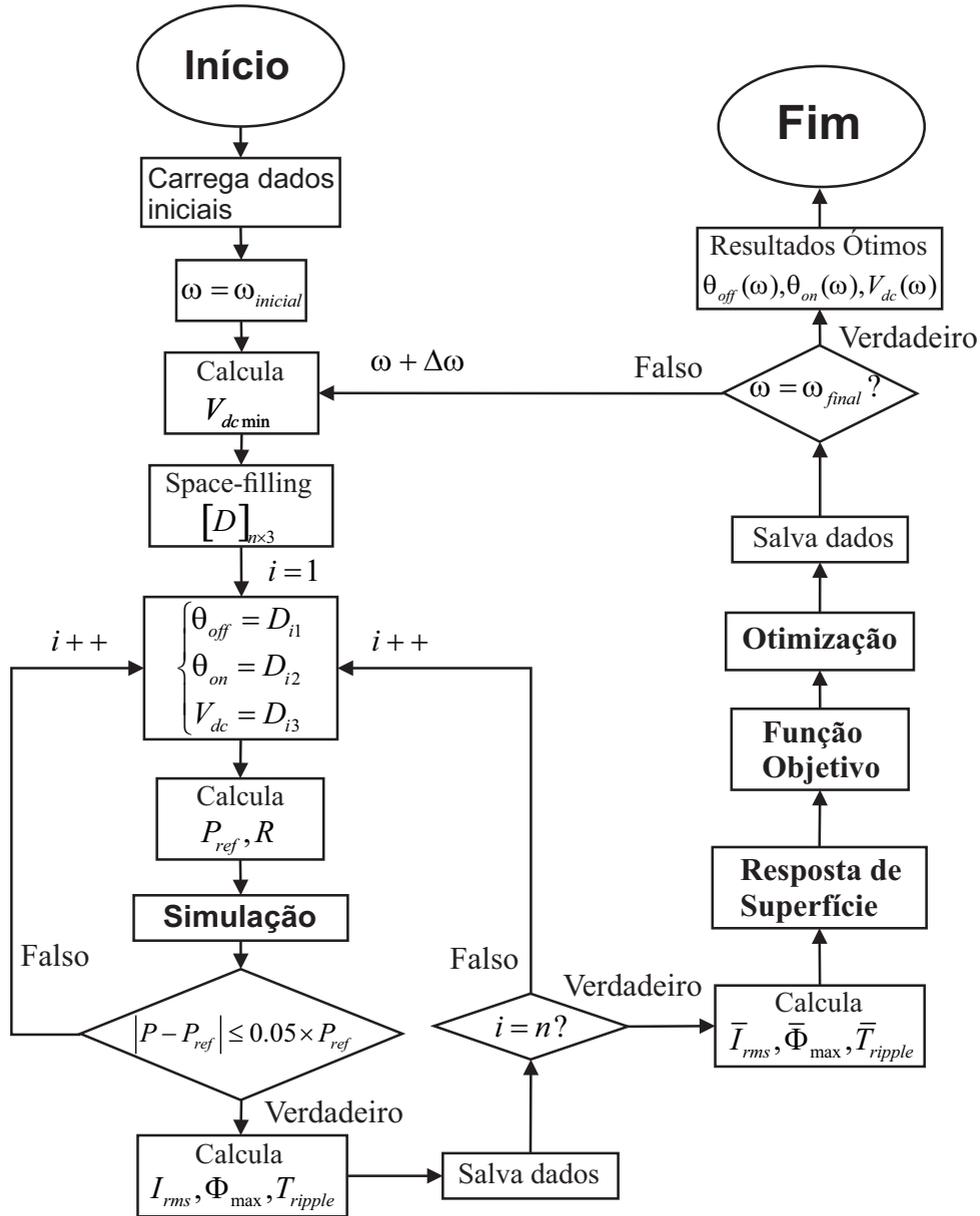


Figura 4.17: Algoritmo para operação por histerese.

*filling* foram desenvolvidos para comparação de resultados. O Experimento 1 consiste de um planejamento pelo método *um fator por vez* (OFAT). O Experimento 2 consiste de um planejamento por *Hipercubo latino* (LHS). Convém destacar que alguns testes iniciais foram realizados para verificar o projeto ótimo do LHS. Verificou-se que o critério de distância *maximin* preenchia o espaço de experimentação de maneira apropriada.

Os experimentos 1 e 2 foram construídos utilizando os seguintes parâmetros:

$$\text{Experimento 1: OFAT} \begin{cases} \Delta\theta_{off} = 1^\circ \\ \Delta\theta_{on} = 1^\circ \\ \Delta V_{dc} = 10 \text{ V} \\ \Delta\omega = 5 \text{ rad/s} \end{cases}$$

$$\mathbf{Experimento\ 2: LHS-maximin} \begin{cases} n = 250 \text{ pontos} \\ \Delta\omega = 5 \text{ rad/s} \end{cases}$$

Os dados dos projetos de preenchimento de espaço são enviados para o *Simulink*, onde se inicia o processamento do sistema de controle de potência automaticamente (Figura 4.16) para cada  $D(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc})$ . A potência gerada é, então, calculada ao fim da simulação. A diferença entre a potência gerada e a potência de referência é calculada e, se a margem de erro for inferior a 5%, os dados são armazenados para dar continuidade ao procedimento de otimização.

Os dados armazenados para cada teste dentro do espaço de projetos são a corrente elétrica eficaz ( $I_{rms}$ ), o valor máximo do fluxo magnético ( $\Phi_{max}$ ) e a ondulação do torque eletromagnético ( $T_{ripple}$ ). A corrente elétrica eficaz está associada com as perdas no cobre do GRV, segundo a Equação 2.17. O valor máximo do fluxo magnético é responsável pelas perdas no núcleo da máquina, em consonância com a Equação 2.19. Esses dois parâmetros são, portanto, determinantes na eficiência do GRV. A ondulação do torque eletromagnético, por sua vez, é calculada diretamente pela expressão 2.34.

Superfícies de resposta polinomiais de terceira ordem foram construídas da coleta de dados para ambos os experimentos (experimento 1 e 2). A escolha desses polinômios de terceira ordem permite obter metamodelos estatisticamente mais precisos que os tradicionais polinômios de segunda ordem utilizados em planejamento de experimentos reais. A formulação geral desses polinômios é dada na Equação 3.12. A regressão pelo método dos mínimos quadrados é feita utilizando a ferramenta de ajuste de curvas do *Matlab*. A função objetivo utilizada para construção do metamodelo na otimização de desempenho do GRV é dada por:

$$f_c|\omega = \bar{I}_{rms}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) + \bar{\Phi}_{max}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) + \bar{T}_{ripple}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.5)$$

na qual  $\bar{I}_{rms}$  é o vetor de corrente normalizado, o qual minimiza as perdas no cobre,  $\bar{\Phi}_{max}$  é o vetor de fluxo de pico normalizado, o qual minimiza as perdas no núcleo e  $\bar{T}_{ripple}$  é o vetor de ondulação de torque normalizado, o qual minimiza a ondulação de torque eletromagnético. A normalização é obtida dividindo os dados do vetor pelo respectivo valor mais alto encontrado para cada valor de teste correspondente.

É importante destacar que a função custo apresentada na Equação 4.5 é multiobjetivo. A ponderação feita para a otimização por histerese de corrente considera as perdas no cobre, no ferro e a ondulação de torque eletromagnético com o mesmo peso (Equação 3.26). Essa escolha é justificada pois, em baixas velocidades, tanto a eficiência do GRV quanto a ondulação de torque eletromagnético são críticas. Como a eficiência e a ondulação de torque são funções conflitantes, priorizar uma significa prejudicar a outra, o que não seria adequado nesse modo de operação.

Para otimizar a função custo desenvolvida, utilizaram-se as ferramentas de otimização do *Matlab* (*Matlab optimization tool*). Os métodos de otimização utilizados foram o método do ponto interior, o algoritmo genético (GA) e o enxame de partículas (PSO), apresentados no no Capítulo 3, e cujos detalhes de implementação são descritos na documentação técnica apresentada em [93, 94]. Vale salientar que os três métodos foram utilizados apenas para efeito de comparação. Se o planejamento de experimentos for realizado de forma adequada, a identificação do ponto mínimo do metamodelo poderá ser obtida independentemente da técnica de otimização utilizada. Não é objetivo desta dissertação avaliar qual método é mais eficiente ou propor modificações em técnicas de otimização já consolidadas.

Finalizando o algoritmo, os parâmetros ótimos obtidos para cada velocidade do rotor são armazenados e o processo segue para a próxima etapa, incrementando a velocidade de teste do rotor. Ao final, os dados contendo os parâmetros ótimos, para cada velocidade do rotor testada, são armazenados em tabelas de busca (*lookup tables*). Essas tabelas de busca serão utilizadas nos testes de simulação e experimentais.

#### 4.4.1.2 Resultados da otimização

As simulações computacionais com o algoritmo apresentado na Figura 4.17 foram realizadas em um microcomputador com as seguintes configurações: processador Intel i5-6400, CPU 2.7 GHz, 16 Gb RAM, Windows 7 64 bits. Para a realização da otimização dos parâmetros do GRV na operação por histerese de corrente, implementou-se o algoritmo no *Matlab*. Um *software* foi desenvolvido no ambiente *Guide/Matlab* para realizar as etapas do algoritmo proposto com integração automática com o modelo do *Simulink* e com interface amigável ao usuário, como mostrado no Anexo A. Esse programa de computador está em fase de registro de propriedade intelectual e, posteriormente, será liberado para acesso público.

Nesse sentido, o metamodelo construído para a velocidade de rotor de  $\omega = 60$  rad/s, com cortes na superfície para diferentes tensões no elo CC, é mostrado na Figura 4.18. Pode-se notar que o mínimo da função objetivo é alcançado na tensão  $V_{dc}$  mínima requerida para o controle por histerese (200 V para o exemplo apresentado).

A principal análise estatística adotada para avaliação dos metamodelos desenvolvidos para cada velocidade foi o coeficiente  $R_{adj}^2$  (Equação 3.22). Os valores dos  $R_{adj}^2$  são comparados na Tabela 4.5, para os experimentos 1 e 2, respectivamente. Como pode ser notado, ambos os experimentos resultaram em metamodelos com alta acurácia, o que pode ser evidenciado pelo  $R_{adj}^2$  próximo de 1. Contudo, o Experimento 1, que utiliza a técnica OFAT, durou 25:06 h para completar todo o processo de simulação computacional; enquanto o Experimento 2, que utiliza LHS, durou apenas 1:23 h de simulação para finalizar o procedimento.

A comparação entre os parâmetros ótimos obtidos para os dois experimentos é

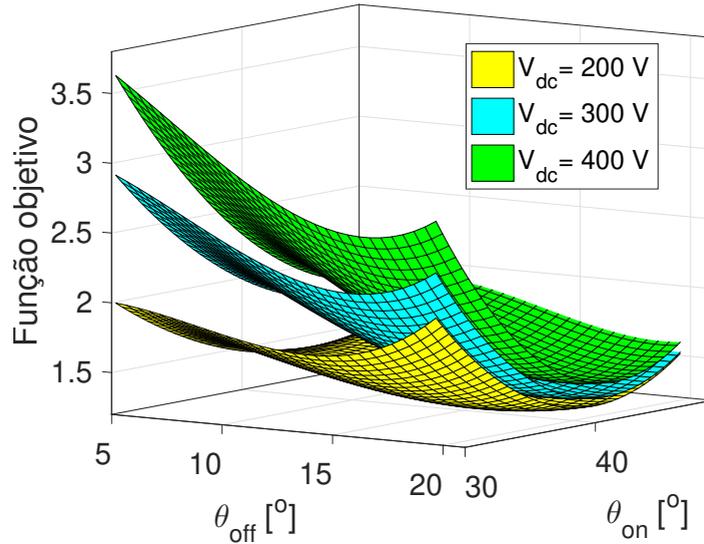


Figura 4.18: Metamodelo construído para  $\omega = 60$  rad/s.

Tabela 4.5: Comparação entre os coeficientes  $R_{adj}^2$  para os experimentos OFAT e LHS considerando o controle por histerese.

	OFAT			LHS		
$\omega$ (rad/s)	$\bar{I}_{rms}$	$\bar{\Phi}_{max}$	$\bar{T}_{ripple}$	$\bar{I}_{rms}$	$\bar{\Phi}_{max}$	$\bar{T}_{ripple}$
60	0,9973	0,9972	0,9645	0,9968	0,9987	0,9519
65	0,9977	0,9964	0,9443	0,9978	0,9982	0,9648
70	0,9979	0,9986	0,9577	0,9908	0,9984	0,9616
75	0,9954	0,9984	0,9487	0,9902	0,9966	0,9556
80	0,9968	0,9987	0,9575	0,9972	0,9990	0,9567
85	0,9946	0,9990	0,9695	0,9972	0,9990	0,9567
90	0,9932	0,9990	0,9760	0,9951	0,9993	0,9777
95	0,9927	0,9990	0,9810	0,9950	0,9992	0,9797
100	0,9917	0,9988	0,9573	0,9875	0,9988	0,9814

mostrada na Figura 4.19. Após a otimização utilizando IPM, ambos os experimentos retornaram resultados similares, confirmando que a metodologia de experimento computacional desenvolvida foi adequada. Na Figura 4.19(a) é mostrado que o ângulo de desligamento aumenta com  $\omega$  até a velocidade de 80 rad/s, momento em que  $\theta_{off}$  tende a permanecer constante enquanto o limite do controle de histerese não é atingido. Como mostrado na Figura 4.19(b), o ângulo de ligação ótimo tende a diminuir quando a velocidade do rotor aumenta. A tensão do elo CC, conforme apresentado na Figura 4.19(c), aumenta linearmente com  $\omega$ , confirmando a hipótese que tensões menores resultam em um melhor controle por histerese dada uma velocidade estabelecida.

Os valores do teste F e de p-valor, oriundos da análise de variância (ANOVA), para a comparação entre os parâmetros obtidos no experimento 1 e 2, são mostrados na

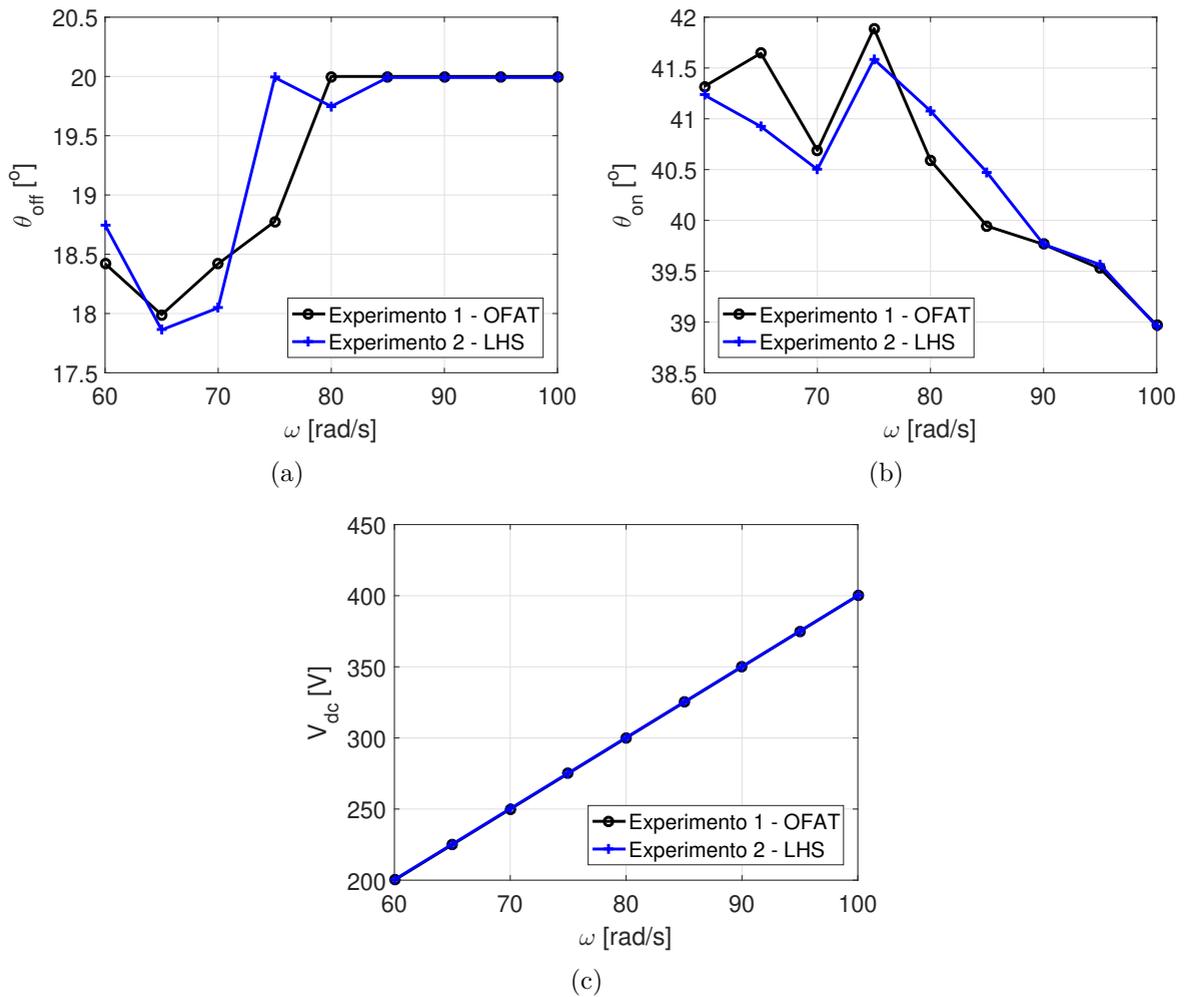


Figura 4.19: Comparação entre os parâmetros ótimos em baixas velocidades: a) Ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ); b) Ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ); c) Tensão no elo CC ( $V_{dc}$ ).

Tabela 4.6. Como pode ser visto, considerando um nível de significância  $\alpha = 5\%$ , todos os parâmetros retornam um alto p-valor, o que significa estatisticamente que, para todos os parâmetros, ambos os experimentos computacionais representam o mesmo modelo em estudo.

Tabela 4.6: Resultado do teste F para comparação entre os parâmetros obtidos nos experimentos do controle por histerese ( $\alpha = 5\%$ ).

Parâmetro	$F_a$	$p - \text{valor} > \alpha$
$\theta_{off}$	0,0406	0,8429
$\theta_{on}$	0,0042	0,9494
$V_{dc}$	0,0001	0,9948

Destaca-se que a aplicação dos outros métodos de otimização mencionados (GA e PSO) resultou nos mesmos valores encontrados para o IPM, como pode ser evidenciado na Tabela 4.7. A diferença numérica se dá a partir da terceira casa decimal entre um método

e outro. Esse fato mostra que o planejamento experimental adequado, com a formação de uma superfície de resposta polinomial de alta acurácia, permite reduzir o problema de otimização a encontrar o mínimo de uma função bem comportada. Embora o algoritmo genético e o enxame de partículas sejam largamente utilizados, evidencia-se que o método do ponto interior é bastante eficaz para o tipo de otimização em estudo. Como vantagens do IPM, destaca-se que esse método está presente em diversos programas matemáticos como o *Matlab* e não envolve processos estocásticos complicados.

Tabela 4.7: Comparação entre os parâmetros ótimos obtidos pelos métodos de otimização IPM, GA e PSO para a operação por histerese.

$\omega(\text{rad/s})$	IPM			GA			PSO		
	$\theta_{off}(\text{°})$	$\theta_{on}(\text{°})$	$V_{dc}(V)$	$\theta_{off}(\text{°})$	$\theta_{on}(\text{°})$	$V_{dc}(V)$	$\theta_{off}(\text{°})$	$\theta_{on}(\text{°})$	$V_{dc}(V)$
60	18,7469	41,2337	200,3580	18,7472	41,2338	200,3581	18,7469	41,2337	200,3579
65	17,8619	40,9241	225,3224	17,8619	40,9241	225,3222	17,8618	40,9240	225,3221
70	18,0480	40,5016	250,2863	18,0481	40,5016	250,2865	18,0480	40,5015	250,2863
75	19,9912	41,5854	275,2507	19,9913	41,5853	275,2509	19,9913	41,5854	275,2505
80	19,7476	41,0771	300,2150	19,7482	41,0772	300,2149	19,7482	41,0772	300,2148
85	19,9912	40,4718	325,1791	19,9913	40,4703	325,1790	19,9913	40,4718	325,1790
90	19,9912	39,7646	350,1433	19,9913	39,7647	350,1433	19,9913	39,7646	350,1432
95	19,9913	39,5649	375,1074	19,9913	39,5651	375,1075	19,9913	39,5649	375,1074
100	19,9912	38,9563	400,0717	19,9913	38,9574	400,0716	19,9913	38,9563	400,0716

Duas outras funções objetivos foram construídas para verificar se os parâmetros obtidos no PEC são, de fato, os parâmetros ótimos. O caso 1, cuja função custo é mostrada na Equação 4.6, corresponde à maximização da eficiência do GRV por meio da redução da corrente elétrica eficaz e do pico do fluxo magnético. Para o caso 1, a ondulação de torque eletromagnético não é objetivo da otimização. A Equação 4.7 apresenta a função objetivo para o caso 2, no qual apenas a ondulação de torque eletromagnético é considerada. Para o caso 2, a eficiência do GRV não é objetivo da otimização. Por fim, o caso 3 corresponde a otimização proposta nesta dissertação, dada pela Equação 4.5.

$$f1_c|^\omega = \bar{I}_{rms}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) + \bar{\Phi}_{\max}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.6)$$

$$f2_c|^\omega = \bar{T}_{ripple}(\theta_{off}, \theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.7)$$

A Figura 4.20 mostra a comparação entre as três diferentes situações de otimização na velocidade de 80 rad/s, nas quais as funções custos são definidas para maximizar apenas a eficiência (caso 1), minimizar apenas a ondulação de torque (caso 2) e a otimização proposta (caso 3). É notável que no caso 1, em que a eficiência é maximizada, a ondulação de torque eletromagnético aumenta significativamente. Por outro lado, no caso 2, em que a ondulação de torque é minimizada, a corrente elétrica eficaz e o valor máximo do fluxo concatenado aumentam, o que significa uma redução na eficiência do sistema. O caso 3,

dados pela otimização proposta, resulta em um bom compromisso entre baixa ondulação de torque eletromagnético e alta eficiência do GRV.

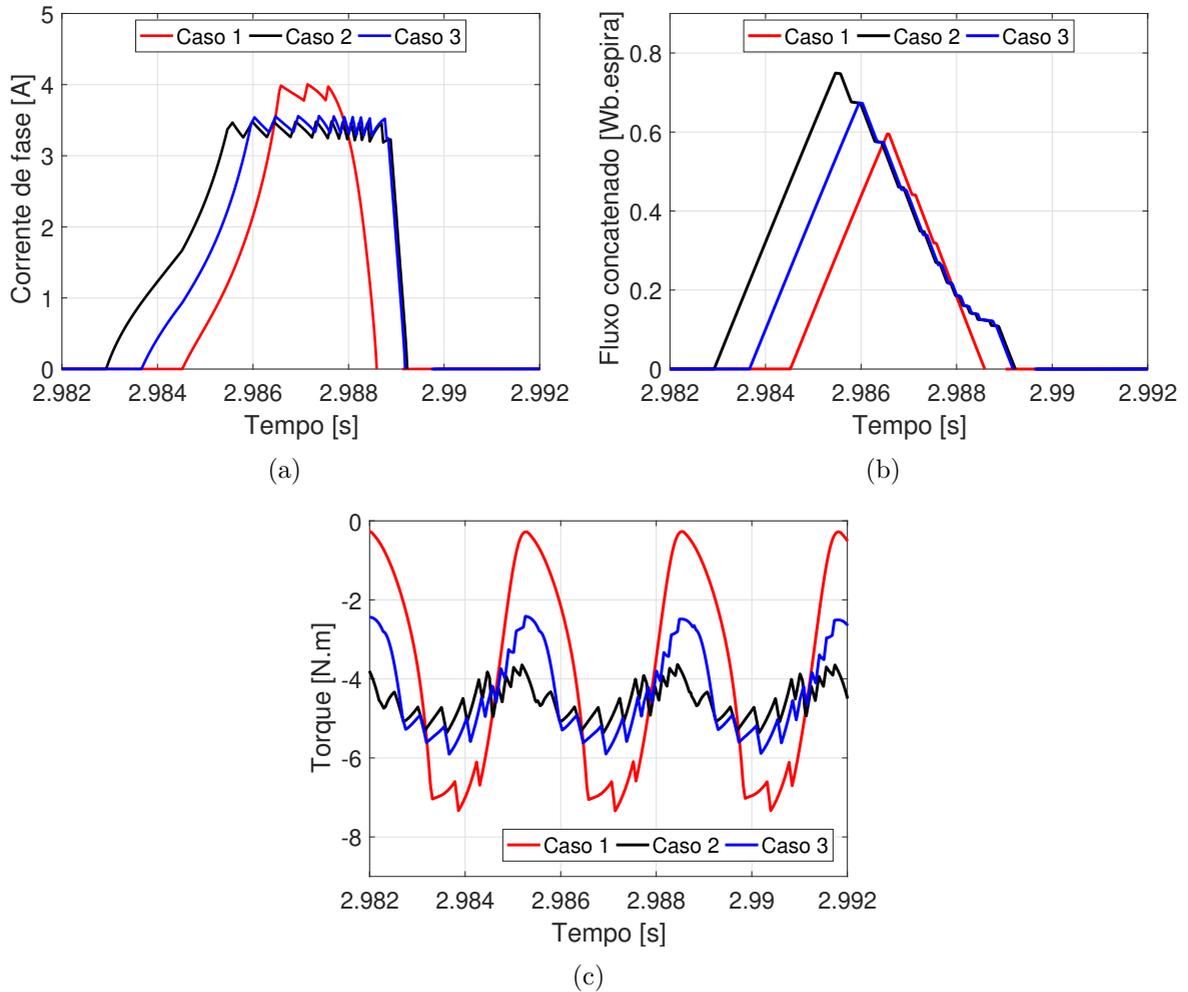


Figura 4.20: Comparação entre as situações de otimização em 80 rad/s: a) Corrente elétrica de fase; b) Fluxo concatenado; c) Torque eletromagnético.

A corrente elétrica eficaz representando as perdas elétricas no cobre, o pico do fluxo concatenado representando as perdas magnéticas no núcleo e a ondulação de torque eletromagnético estimada, em função da velocidade do rotor, são comparadas na Figura 4.21. Mais uma vez, os resultados mostram que o algoritmo de desempenho ótimo proposto nesta dissertação retorna um bom compromisso entre a maximização da eficiência e a redução da ondulação de torque eletromagnético, para toda a faixa de velocidade e considerando a operação por histerese de corrente. Percebe-se que para baixas velocidades de operação, a otimização proposta tende a melhorar a eficiência do GRV. À medida que a velocidade aumenta, a eficiência do GRV tende a aumentar e, portanto, o comportamento otimizado tende a reduzir a ondulação de torque eletromagnético.

Observa-se que para baixas velocidades, a ondulação de torque eletromagnético atinge valores de até 190% para os casos em que apenas a eficiência é considerada na

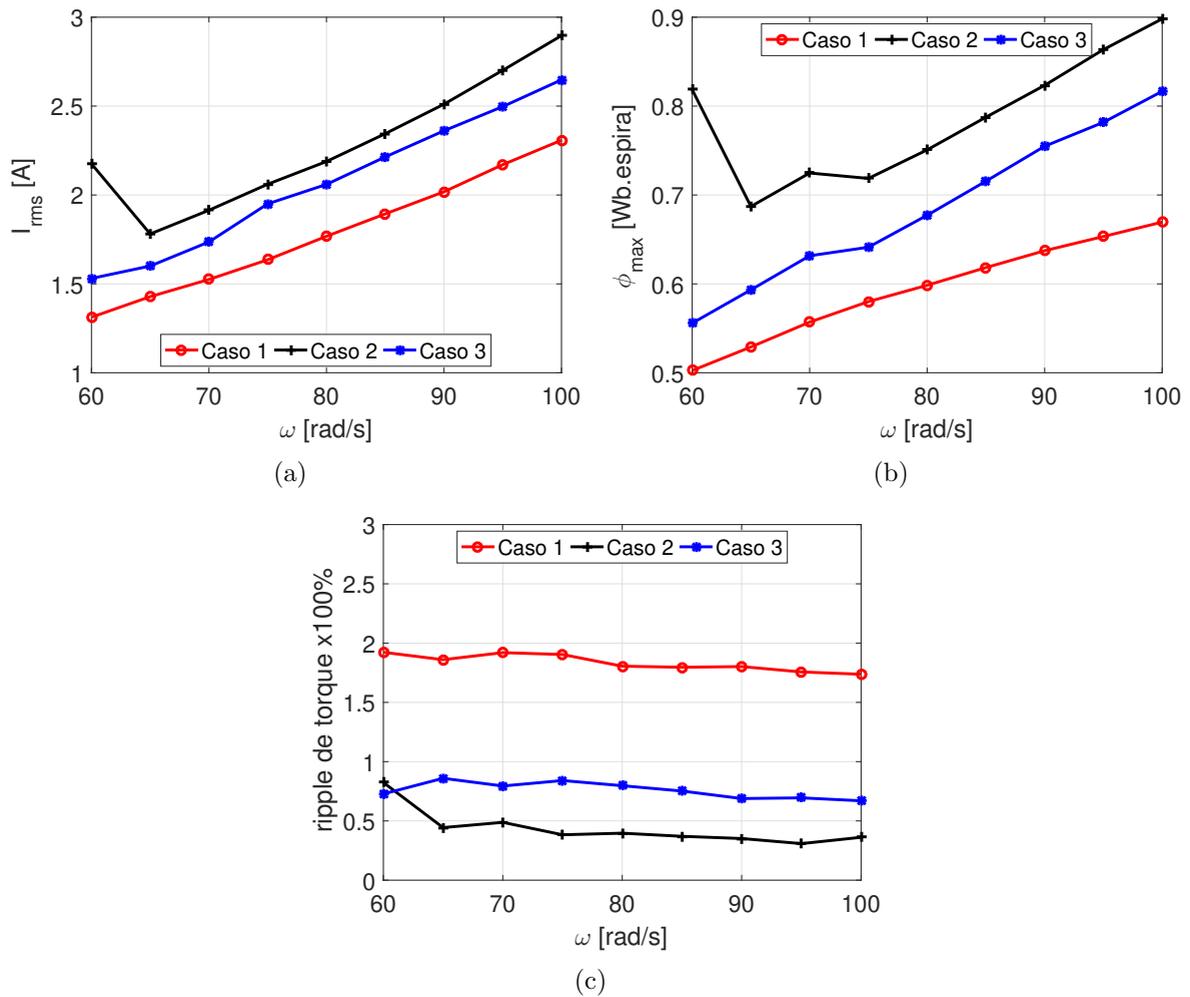


Figura 4.21: Comparação dos resultados para operação por histerese: a) Corrente elétrica eficaz; b) Pico do fluxo concatenado; c) Ondulação de torque eletromagnético.

otimização. Quando apenas a ondulação de torque é considerada, esses valores caem até cerca de 30% de *ripple*. Contudo, nesses casos de baixo *ripple* de torque, a corrente elétrica eficaz e o pico do fluxo magnético são excessivamente altos, resultando em baixa eficiência.

A próxima seção apresenta o algoritmo e os resultados de simulação obtidos para a otimização do GRV, considerando o acionamento por pulso único.

#### 4.4.2 Otimização em altas velocidades

Para operação em altas velocidades, o controle de corrente por pulso único gera o ângulo de desligamento ( $\theta_{off}$ ) em função da referência de potência do CDP. Assim, o ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ) e a tensão do elo CC ( $V_{dc}$ ) são os parâmetros de controle, determinados de acordo com o processo descrito a seguir.

#### 4.4.2.1 Algoritmo proposto

O mesmo modelo do GRV mostrado na Figura 4.2 foi utilizado para construir a estrutura computacional para operação por pulso único, como mostrado na Figura 4.22. Uma estrutura de controle de tensão por histerese foi aplicada de forma similar. O controlador PI é utilizado para gerar o ângulo  $\theta_{off}$ , como resultado do erro entre a potência gerada e a referência de potência. O mesmo método de ajuste dos parâmetros do controlador mostrado na seção anterior foi realizado para a operação por pulso único.

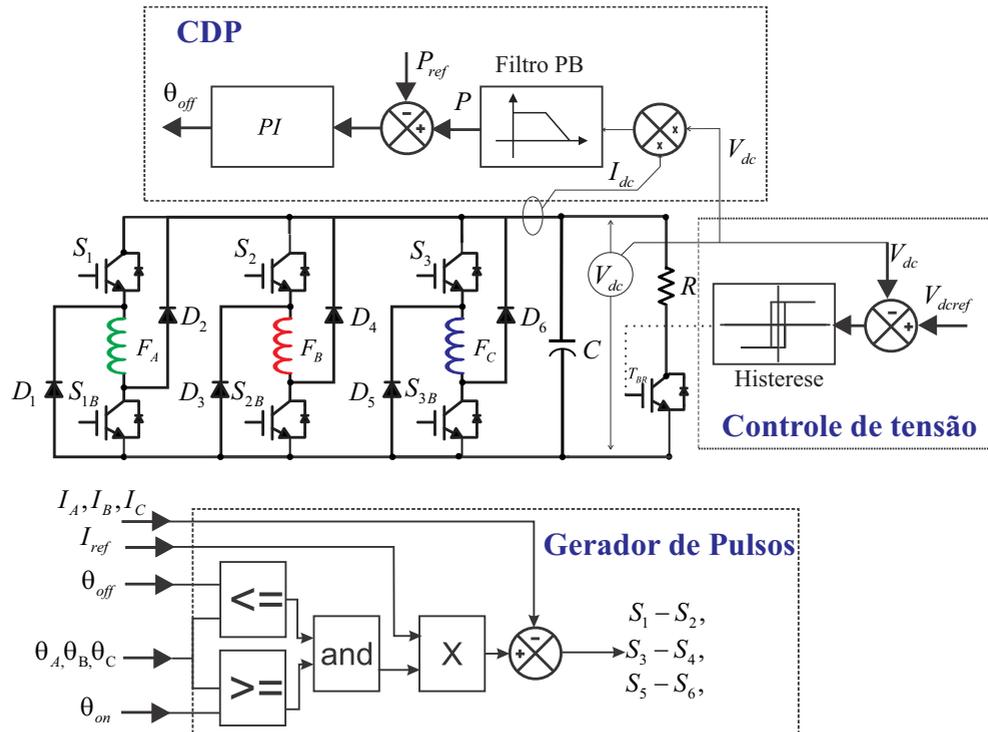


Figura 4.22: Estrutura do controle de corrente por pulso único.

A otimização por PEC para a operação em altas velocidades foi realizada por meio do algoritmo implementado no *Matlab* mostrado na Figura 4.23. Os parâmetros da condução da simulação para operação em pulso único formam o espaço de projeto:

$$\text{Espaço de projeto } [D]_{n \times 2} \Big|_{\omega} : \begin{cases} 28^\circ \leq \theta_{on} \leq 50^\circ \\ 200 \leq V_{dc} \leq 450 \text{ V} \\ 100 \leq w \leq 160 \text{ rad/s} \end{cases}$$

Os dados de  $\theta_{on}$  e de  $V_{dc}$  são formados por projetos *space-filling*  $[D]_{n \times 2}$  para cada velocidade do rotor. Para a operação por pulso único, não é necessário calcular um valor mínimo para  $V_{dc}$ , uma vez que esse modo de operação pode ser implementado mesmo com a aplicação de baixas tensões no barramento CC. A faixa de velocidade teste considera velocidades pouco acima da nominal (157 rad/s), assumindo que a partir desse ponto, o controle de *pitch* da turbina eólica deve atuar. A referência de potência ( $P_{ref}$ ) é calculada

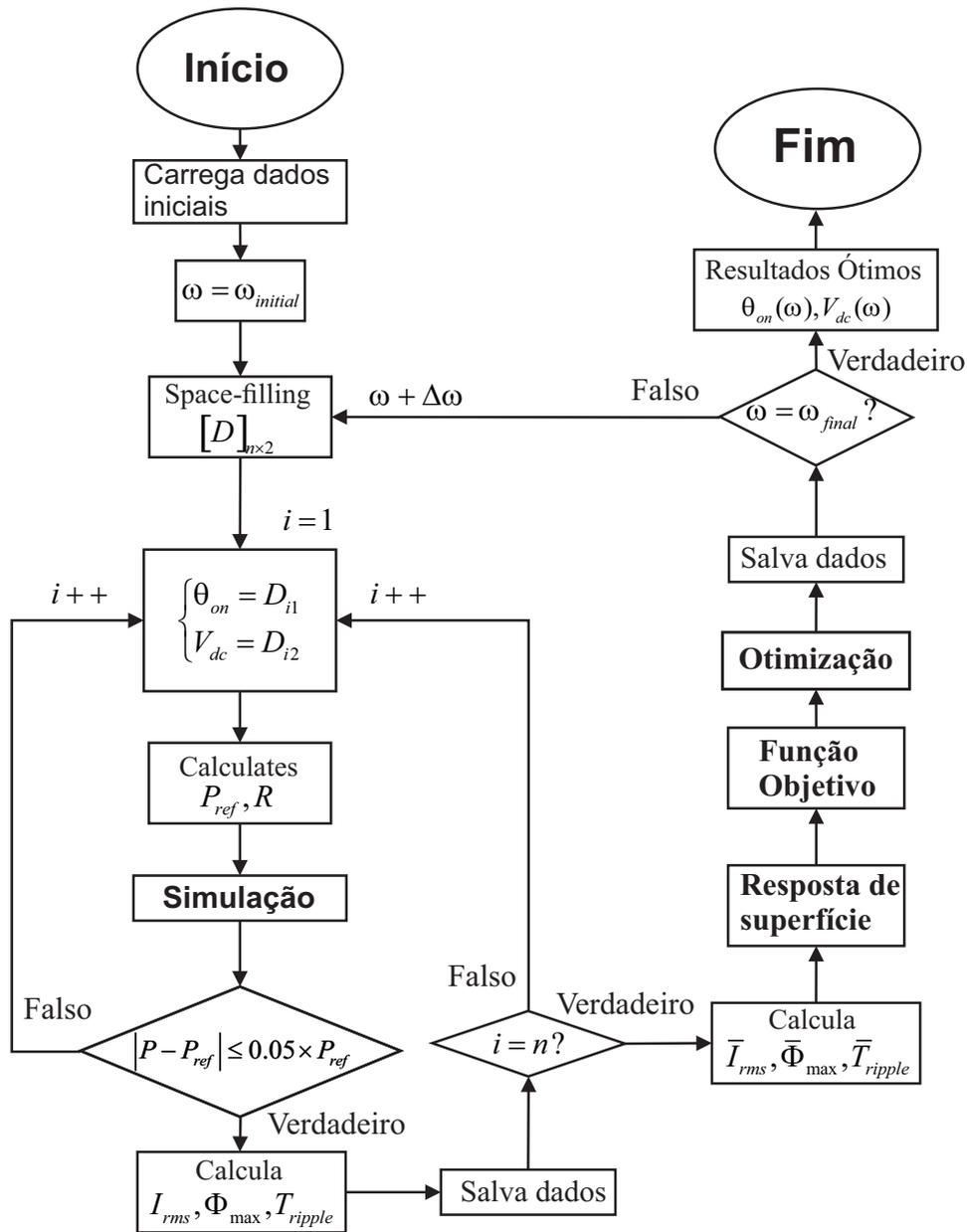


Figura 4.23: Algoritmo para operação por pulso único.

utilizando a Equação 2.39. O mesmo fator de 1,1 foi utilizado no cálculo da resistência  $R$  para atuação em transitórios.

Seguindo um procedimento similar ao da seção anterior, dois projetos *space-filling* foram construídos para comparação de resultados. O Experimento 3 foi realizado utilizando um projeto OFAT. O Experimento 4 foi realizado utilizando um projeto LHS. Após alguns testes iniciais, verificou-se que o projeto LHS por correlação (*LHS-Correlation*) preenche melhor o espaço de experimentações com duas variáveis. Os experimentos 3 e 4 foram realizados utilizando os seguintes parâmetros:

$$\text{Experimento 3: OFAT} \begin{cases} \Delta\theta_{on} = 0, 5^\circ \\ \Delta V_{dc} = 5 \text{ V} \\ \Delta\omega = 5 \text{ rad/s} \end{cases}$$

$$\text{Experimento 4: LHS-Correlation} \begin{cases} n = 180 \text{ pontos} \\ \Delta\omega = 5 \text{ rad/s} \end{cases}$$

Os dados do projeto de preenchimento de espaço são mandados para o *Simulink* realizar o processamento automático do controle de potência (Figura 4.22), para cada  $D(\theta_{on}, V_{dc})$ . A potência elétrica gerada é calculada ao final da simulação. Novamente, os dados são armazenados apenas se a margem de erro da potência for inferior a 5%.

Da mesma maneira, para ambos os experimentos, superfícies de resposta polinomiais de terceira ordem foram construídas a partir dos dados coletados e os métodos de otimização por IPM, por GA e por PSO foram aplicados ao metamodelo. A função multi-objetivo para construção desse metamodelo, para otimização do desempenho na operação por pulso único, é dada por:

$$f_c|^\omega = \bar{I}_{rms}(\theta_{on}, V_{dc}) + 2 \times \bar{\Phi}_{max}(\theta_{on}, V_{dc}) + \bar{T}_{ripple}(\theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.8)$$

Vale ressaltar que, em altas velocidades, o fluxo concatenado tem um impacto maior na redução da eficiência do GRV. Por essa razão, o fator 2 de ponderação foi adicionado como parte da função objetivo responsável por minimizar o fluxo concatenado. Em altas velocidades, as perdas no cobre não são significativas e a ondulação de torque eletromagnético tende a ser menor que em baixas velocidades. Ainda assim, esses fatores foram considerados na otimização proposta.

#### 4.4.2.2 Resultados da otimização

As simulações computacionais com o algoritmo apresentado na Figura 4.23 foram realizadas no mesmo microcomputador utilizado para obter os resultados da seção anterior. O algoritmo proposto foi implementado no *Matlab* para a realização da otimização dos parâmetros do GRV na operação por pulso único. Um *software* foi desenvolvido no ambiente *Guide/Matlab* para realizar as etapas do algoritmo proposto com integração automática com o modelo do *Simulink* e com interface amigável ao usuário, como mostrado no Anexo A.

O metamodelo construído para a velocidade do rotor de  $\omega = 100 \text{ rad/s}$  é apresentado na Figura 4.24. Pela inclinação da curva apresentada, pode-se notar que ambos os parâmetros têm alta influência sobre a saída da função objetivo. Verifica-se, portanto, a necessidade de considerar a tensão no elo CC, além do ângulo de ligação, como variável de interesse na otimização por pulso único.

O parâmetro  $R_{adj}^2$  foi adotado para verificar a eficácia do metamodelo em cada experimento. Para cada velocidade do rotor, uma comparação entre os  $R_{adj}^2$  de ambos os

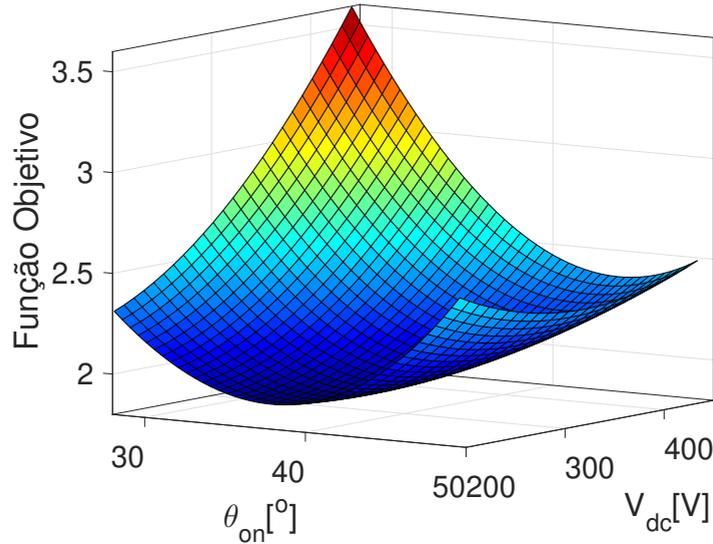


Figura 4.24: Metamodelo construído para 100 rad/s.

experimentos (experimentos 3 e 4) é apresentada na Tabela 4.8. Observa-se que ambos os experimentos resultaram em metamodelos precisos, o que pode ser evidenciado pelo valor de  $R_{adj}^2$  próximo de 1. Contudo, o Experimento 3, empregando OFAT, durou 17:51 h para realizar as simulações; enquanto o tempo total do Experimento 4, utilizando LHS, foi de apenas 1:30 h para finalização do procedimento de otimização.

Tabela 4.8: Comparação entre os coeficientes  $R_{adj}^2$  para os experimentos OFAT e LHS considerando o controle por pulso único.

$\omega(\text{rad/s})$	OFAT			LHS		
	$\bar{I}_{rms}$	$\bar{\Phi}_{max}$	$\bar{T}_{ripple}$	$\bar{I}_{rms}$	$\bar{\Phi}_{max}$	$\bar{T}_{ripple}$
100	0,9775	0,9968	0,9909	0,9792	0,9973	0,9874
105	0,9699	0,9977	0,9915	0,9607	0,9982	0,9895
110	0,9695	0,9984	0,9902	0,9657	0,9991	0,9916
115	0,9717	0,9991	0,9905	0,9690	0,9996	0,9927
120	0,9752	0,9994	0,9904	0,9727	0,9997	0,9918
125	0,9803	0,9994	0,9906	0,9834	0,9997	0,9928
130	0,9842	0,9970	0,9869	0,9889	0,9979	0,9904
135	0,9837	0,9849	0,9870	0,9868	0,9859	0,9830
140	0,9796	0,9721	0,9840	0,9880	0,9686	0,9733
145	0,9800	0,9641	0,9693	0,9808	0,9561	0,9541
150	0,9826	0,9491	0,9377	0,9877	0,9211	0,9467
155	0,9834	0,9381	0,9375	0,9895	0,9366	0,9623
160	0,9851	0,9348	0,9381	0,9952	0,9461	0,9442

A comparação entre os parâmetros ótimos obtidos para a otimização em alta velocidade é mostrada na Figura 4.25. É possível perceber que ambos os experimentos retornam valores similares, validando a proposta de PEC aplicada. A Figura 4.25(a)

mostra o comportamento de  $\theta_{on}$  em função da velocidade do rotor. A variável  $\theta_{on}$  aumenta no início da operação por pulso único, depois decresce quase linearmente após 120 rad/s, até atingir a velocidade nominal (157 rad/s). O comportamento de  $V_{dc}$  é mostrado na Figura 4.25(b). Observou-se que a tensão no elo CC tem uma tendência a aumentar em função da velocidade do rotor.

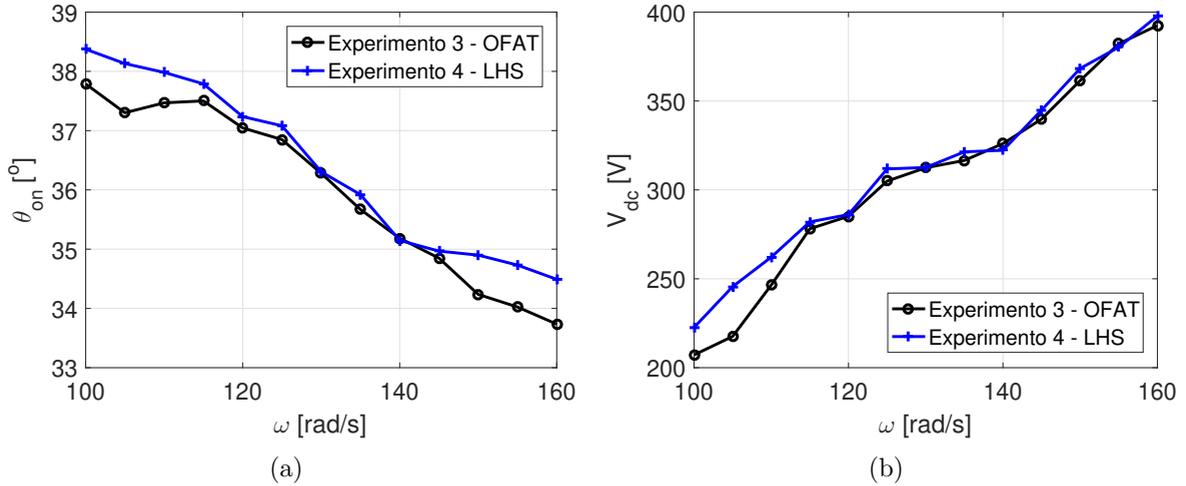


Figura 4.25: Comparação dos parâmetros ótimos em altas velocidades a)  $\theta_{on}$ ; b)  $V_{dc}$ .

Os valores do teste F e de p-valor, decorrentes da ANOVA, são mostrados na Tabela 4.9. Esses valores retornam a análise estatística da comparação dos parâmetros ótimos obtidos nas simulações para a operação por pulso único. Pode-se observar que os parâmetros ótimos obtidos retornam uma alta probabilidade para  $p - valor > \alpha$ , considerando a comparação dos experimentos com um nível de significância  $\alpha = 5\%$ . Portanto, conclui-se que ambos os experimentos representam corretamente o mesmo modelo em estudo.

Tabela 4.9: Resultado do teste F para comparação entre os parâmetros obtidos nos experimentos do controle por pulso único ( $\alpha = 5\%$ ).

Parameter	$F_a$	p-value $> \alpha$
$\theta_{on}$	0,0001	0,9981
$V$	0,0001	0,9948

A Tabela 4.10 mostra a comparação dos parâmetros ótimos obtidos com diferentes técnicas de otimização (IPM, GA e PSO). Novamente, observa-se que a diferença numérica entre os métodos se dá apenas a partir da terceira casa decimal. O método IPM é indicado por ser mais simples, conforme discutido anteriormente.

Para verificar se os parâmetros encontrados para a operação por pulso único são os ótimos, considerando a eficiência e a ondulação no torque, duas outras funções objetivos foram construídas. O caso 1, cuja função objetivo é mostrada na Equação 4.9, corresponde

Tabela 4.10: Comparação entre os parâmetros ótimos obtidos pelos métodos de otimização IPM, GA e PSO para a operação por pulso único.

$\omega(rad/s)$	IPM		GA		PSO	
	$\theta_{on}(^{\circ})$	$V_{dc}(V)$	$\theta_{on}(^{\circ})$	$V_{dc}(V)$	$\theta_{on}(^{\circ})$	$V_{dc}(V)$
100	38,3743	222,6152	38,3739	222,5911	38,3738	222,6020
105	38,1314	245,6002	38,1314	245,5994	38,1314	245,6025
110	37,9827	262,1842	37,9823	262,1798	37,9827	262,1838
115	37,7890	282,0095	37,7897	282,0175	37,7888	282,0090
120	37,2363	286,1120	37,2360	286,1091	37,2362	286,1108
125	37,0818	311,7842	37,0875	311,9366	37,0817	311,7819
130	36,3059	312,6067	36,3059	312,6085	36,3059	312,6083
135	35,9204	321,3931	35,9208	321,4072	35,9207	321,4080
140	35,1476	322,2740	35,1476	322,2740	35,1474	322,2725
145	34,9672	344,8808	34,9673	344,8872	34,9672	344,8792
150	34,8994	368,3204	34,8995	368,3254	34,8995	368,3224
155	34,7314	380,2479	34,7314	380,2491	34,7314	380,2492
160	34,4908	397,8189	34,4907	397,8191	34,4907	397,8182

à maximização da eficiência do GRV por meio da redução da corrente elétrica eficaz e do pico do fluxo magnético. Para esse caso, a ondulação de torque não é objetivo da otimização. A Equação 4.10 apresenta a função objetivo para o caso 2, no qual apenas a ondulação de torque eletromagnético é considerada. Para esse caso, a eficiência do GRV não é objetivo da otimização. O caso 3 a ser considerado corresponde a otimização proposta nesta dissertação, dada pela Equação 4.8.

$$f1_c|\omega = \bar{I}_{rms}(\theta_{on}, V_{dc}) + 2 \times \bar{\Phi}_{max}(\theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.9)$$

$$f2_c|\omega = \bar{T}_{ripple}(\theta_{on}, V_{dc}) \quad (4.10)$$

Na Figura 4.26 apresentam-se comparações dos resultados para três diferentes situações na velocidade de 120 rad/s, nas quais a função objetivo é definida para maximizar apenas a eficiência (caso 1), minimizar apenas as ondulações no torque (caso 2), e a otimização proposta na Equação 4.8 (caso 3). Como pode ser visto, a otimização para altas velocidades de operação proposta neste projeto resulta em um bom compromisso entre baixa ondulação de torque eletromagnético e a redução dos valores de corrente eficaz e do pico de fluxo concatenado, os quais estão associados com a eficiência do gerador.

A corrente elétrica eficaz representando as perdas no cobre, o valor de pico do fluxo magnético representando as perdas no núcleo e a ondulação do torque eletromagnético para a operação em pulso único são comparadas na Figura 4.27, em função da velocidade do rotor. Uma vez mais, ressalta-se o compromisso da otimização proposta em maximizar a eficiência e reduzir a ondulação de torque eletromagnético para toda a faixa

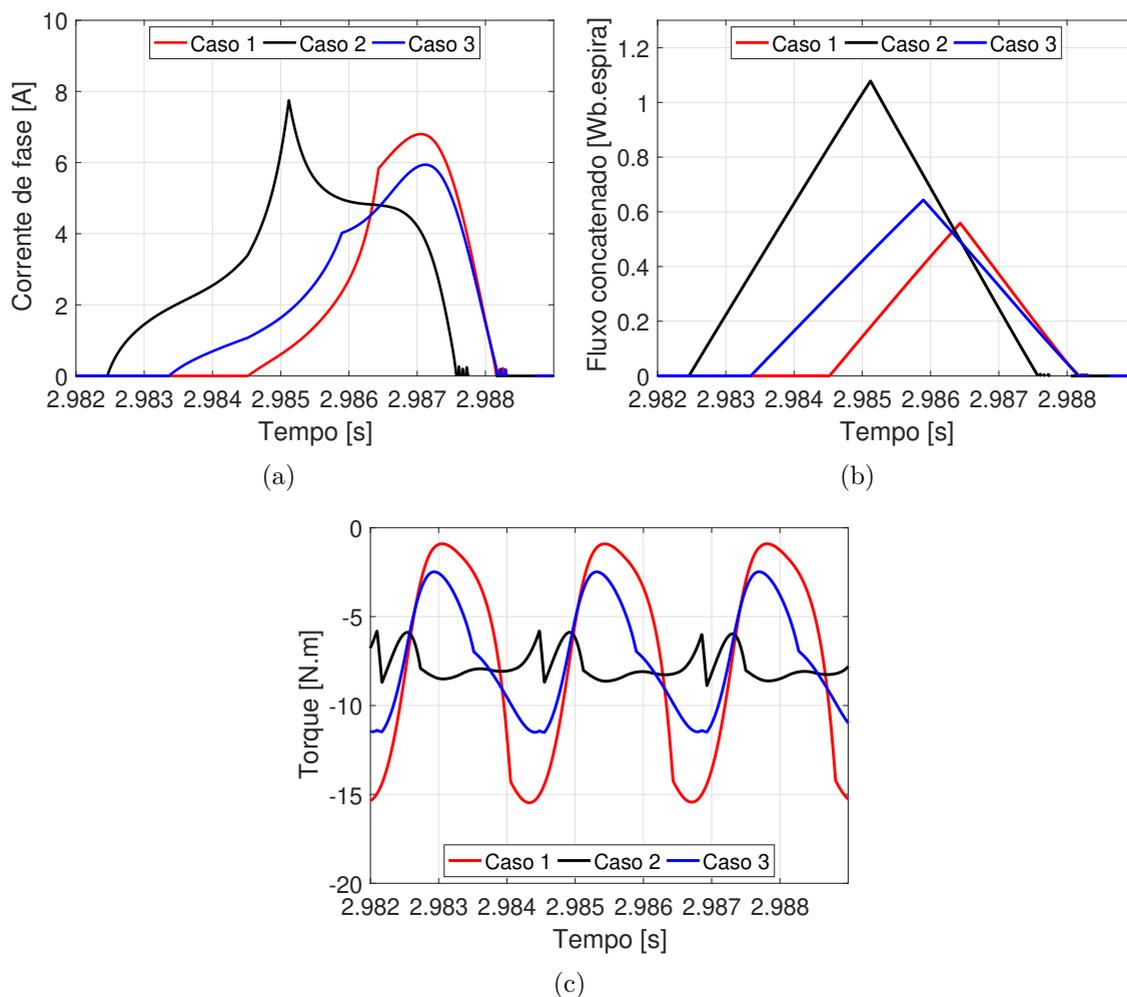


Figura 4.26: Diferentes situações de otimização a 120 rad/s: a) Corrente elétrica de fase; b) Fluxo concatenado; c) Torque eletromagnético.

de velocidades da operação por pulso único. Convém destacar que, para altas velocidades, o compromisso maior da otimização proposta é a redução das perdas no ferro, já que essas perdas representam um impacto maior na eficiência global do GRV.

Para altas velocidades, a ondulação de torque eletromagnético atinge valores de até 190% para os casos em que apenas a eficiência é considerada na otimização. Quando apenas a ondulação de torque é considerada, esses valores caem até cerca de 42% de *ripple*. Nestes casos em que o *ripple* de torque é baixo, a corrente elétrica eficaz e o pico do fluxo magnético são excessivamente altos.

Destaca-se que a prioridade da otimização foi a minimização do fluxo magnético. Pode-se observar ainda que a otimização proposta apresenta sempre valor intermediário para correntes elétricas, pico de fluxo magnético e ondulação de torque eletromagnético quando comparada aos demais casos. Conclui-se, portanto, que a otimização proposta é igualmente vantajosa para balancear a ondulação de torque e eficiência do GRV.

Os parâmetros ótimos obtidos na otimização para o acionamento do GRV por

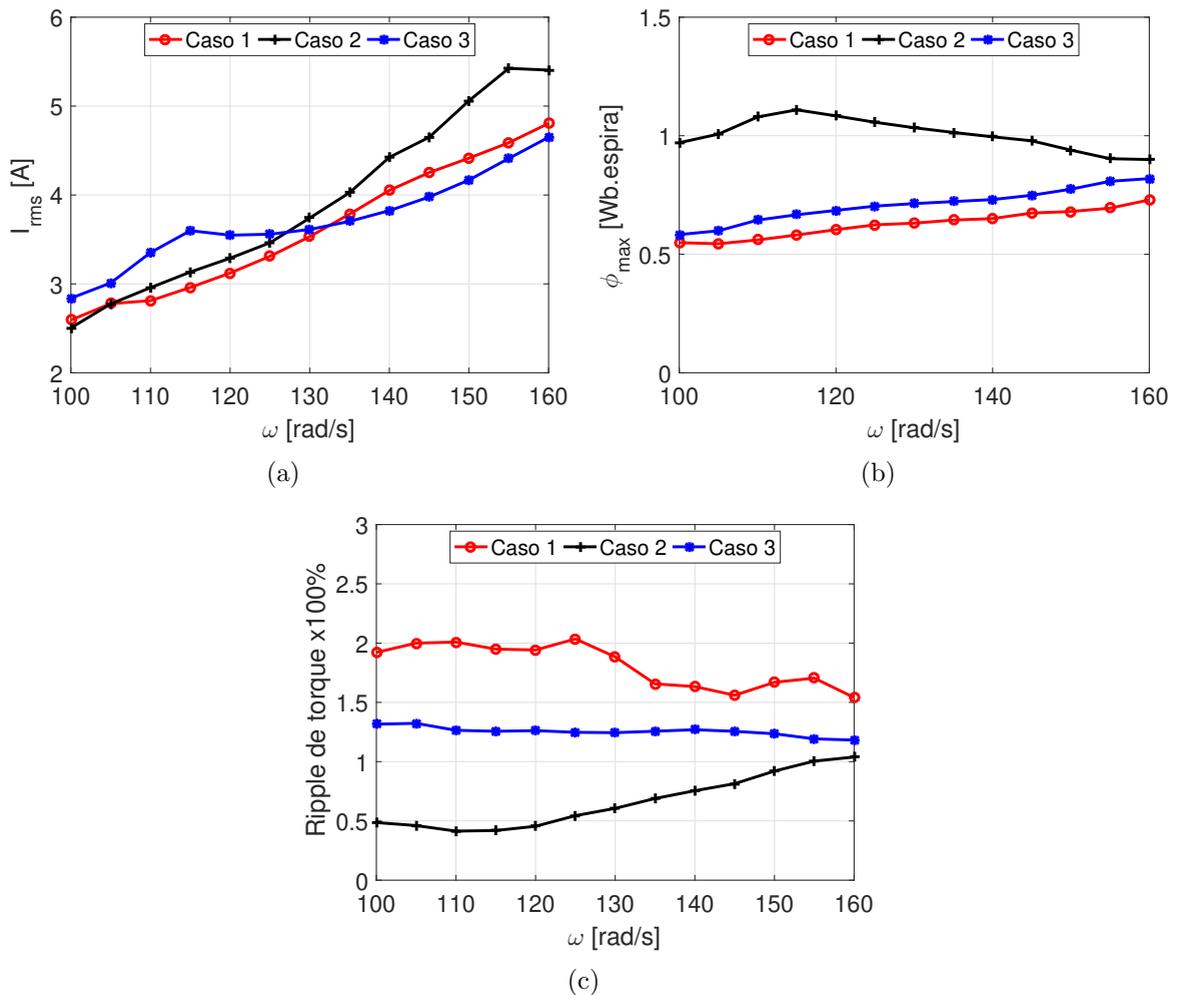


Figura 4.27: Comparação dos resultados para operação em pulso único: a) Corrente elétrica eficaz; b) Pico do fluxo concatenado; c) Ondulação de torque eletromagnético.

histerese e por pulso único são armazenados em tabelas de busca. Essas tabelas serão utilizadas nas simulações computacionais e nos experimentos. A seguir, serão apresentados os resultados de simulação para os testes do GRV operando em velocidade variável.

## 4.5 Operação do GRV em velocidade variável

Os parâmetros ótimos obtidos pelo PEC utilizando LHS, para o acionamento por histerese e por pulso único, foram armazenados em *lookup tables*. Essas tabelas de busca permitem interpolar os valores dos parâmetros ótimos para as velocidades do rotor que não foram testadas nos procedimentos descritos na seção anterior.

A estrutura computacional desenvolvida no *Simulink* para testar a operação do GRV em velocidade variável é apresentada na Figura 4.28. Os testes foram feitos separadamente para a operação por histerese de corrente e por pulso único. Uma proposta para comutar automaticamente entre esses dois modos de operação é apresentada em [27] e não

será alvo de estudos desta dissertação.

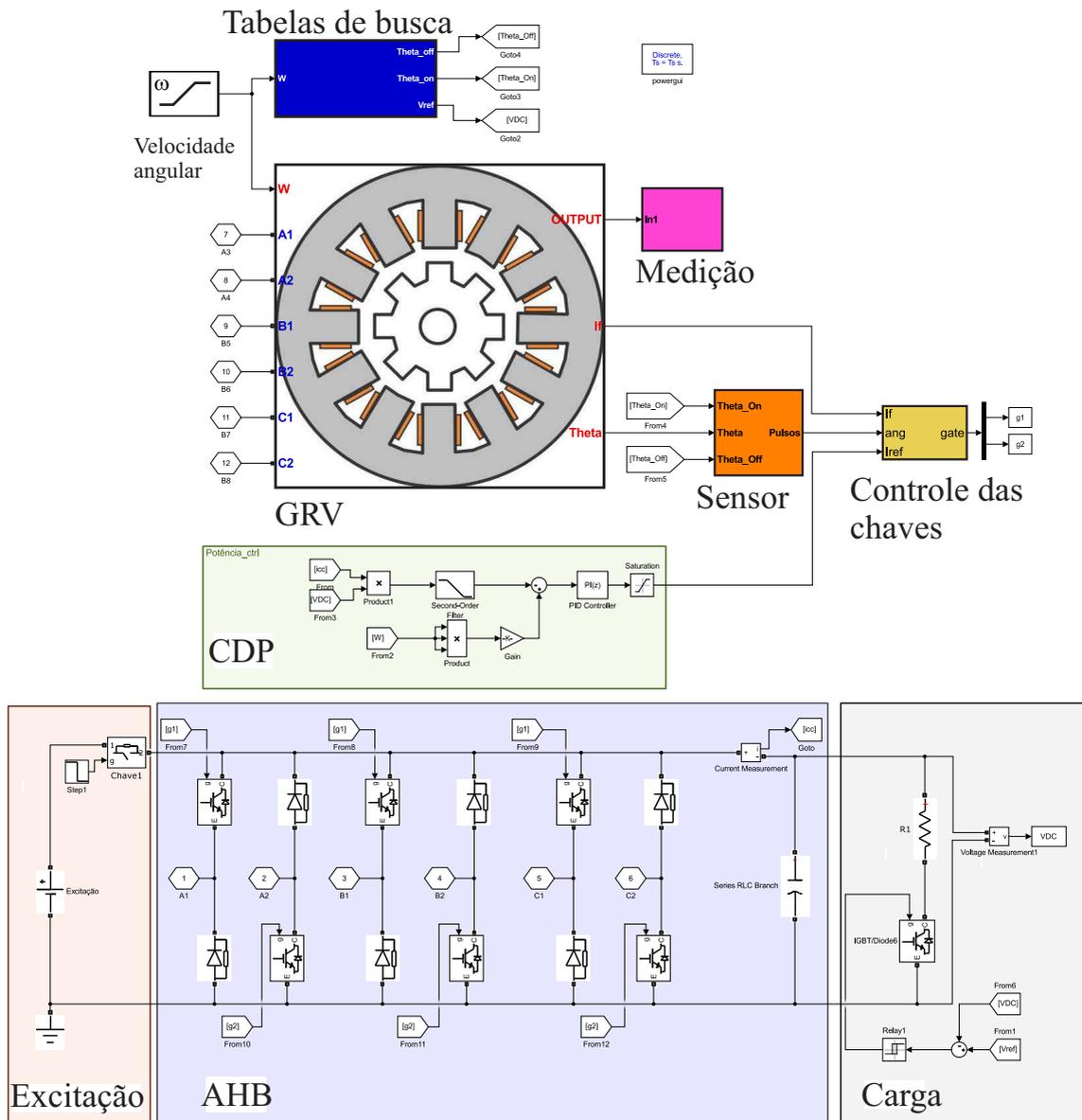


Figura 4.28: Modelo implementado no *Simulink* para os testes do GRV em velocidade variável.

#### 4.5.1 Operação por histerese

O perfil da velocidade angular utilizado no teste para a operação por histerese de corrente é mostrado na Figura 4.29(a). O teste se inicia na velocidade de 60 rad/s e, a partir de 4 s, sobe em rampa até a velocidade limite de 100 rad/s. Dessa maneira, toda a faixa de velocidade da operação por histerese é avaliada. A comparação entre a potência de referência do CDP e a potência elétrica gerada pelo GRV é mostrada na Figura 4.29(b). O transitório inicial não é mostrado e apenas o regime permanente é detalhado. Observa-

se que a potência elétrica gerada segue adequadamente a potência de referência em toda a faixa de velocidade, com erro máximo de 2%.

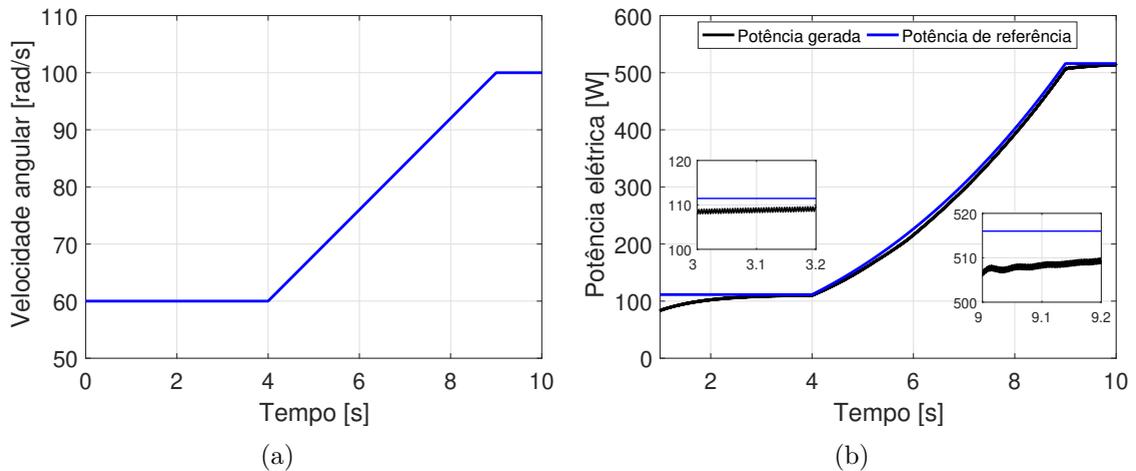


Figura 4.29: Operação por histerese: a) Velocidade angular; b) Comparação entre a potência de referência e a potência elétrica gerada.

Os parâmetros ótimos resultantes da interpolação na tabela de busca são apresentados na Figura 4.30. O ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ) e de desligamento ( $\theta_{off}$ ) seguem os valores obtidos na otimização utilizando o PEC por LHS, como mostrado na Figura 4.30(a). A tensão na carga é obtida através do controle por histerese de tensão. A comparação entre a tensão ótima de referência ( $V_{dc}$ ) e a tensão na carga é mostrada na Figura 4.30(b). Observa-se que o controle por histerese de tensão na carga segue de maneira adequada a tensão de referência.

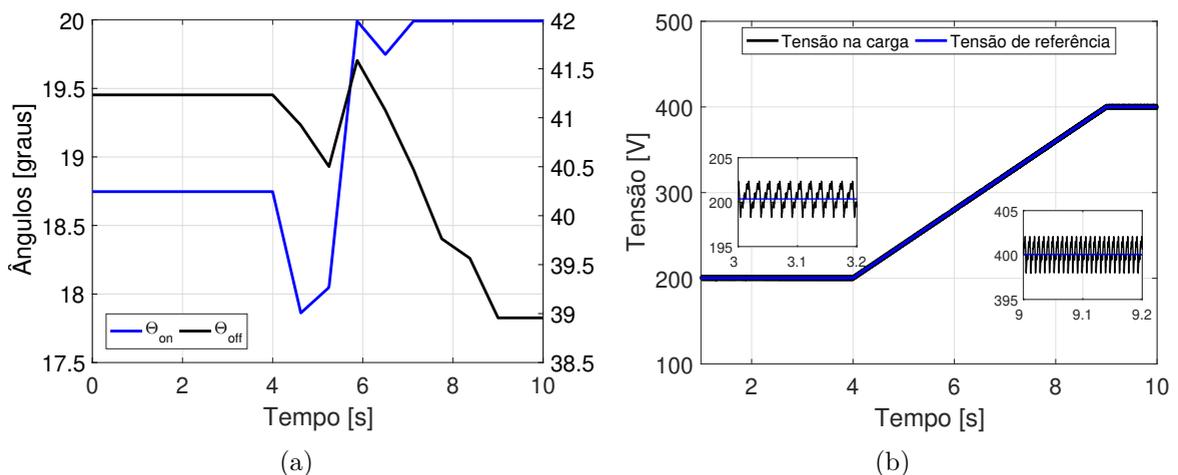


Figura 4.30: Operação por histerese: a) Ângulos ótimos; b) Comparação entre a tensão ótima e a tensão na carga.

A Figura 4.31 apresenta o perfil da corrente elétrica em uma fase do GRV obtida para o teste em velocidade variável. A referência de corrente é dada pelo CDP considerando

a operação por histerese. Pode-se observar que a corrente elétrica opera por histerese em toda faixa de velocidade, conforme desejado. Com os parâmetros ótimos utilizados, o valor da corrente eficaz máximo encontrado foi de 2,6 A, o que implica em baixas perdas no cobre do GRV.

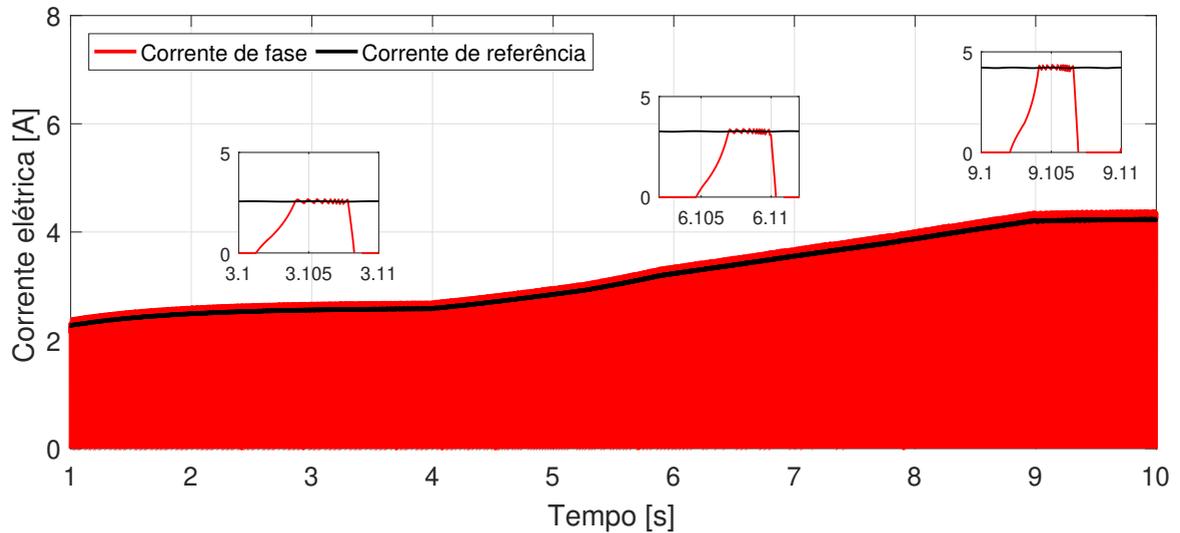


Figura 4.31: Comparação entre a corrente gerada por histerese e a corrente de referência.

A Figura 4.32 apresenta o perfil do fluxo magnético concatenado em uma fase do GRV obtido para o teste em velocidade variável. Devido à otimização dos parâmetros do GRV, o valor máximo do fluxo concatenado se manteve sempre abaixo de 1 Wb, o que significa baixas perdas no núcleo.

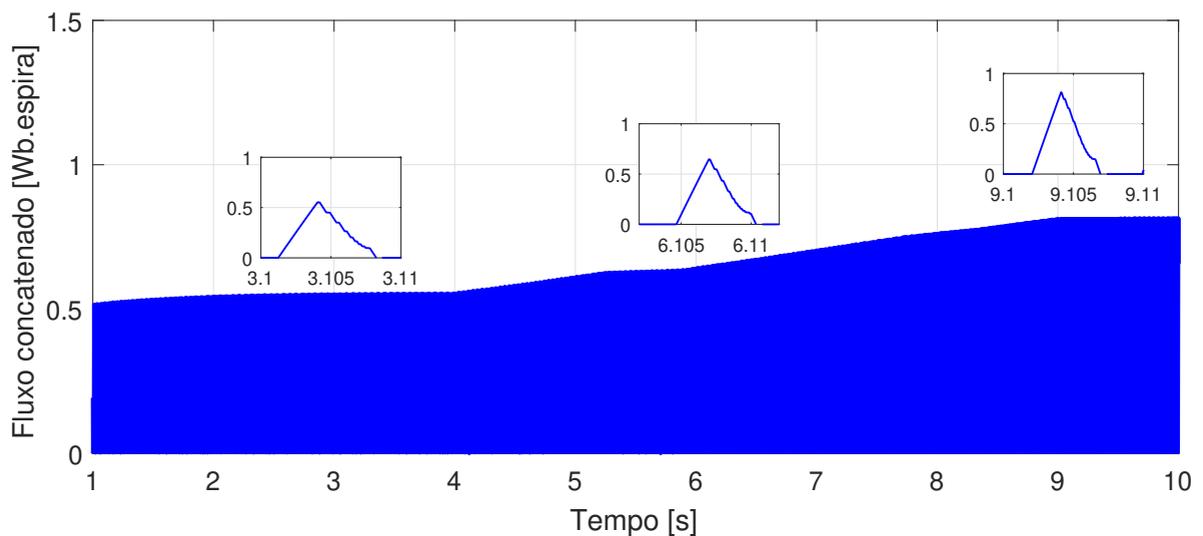


Figura 4.32: Perfil do fluxo magnético concatenado obtido na operação por histerese.

O perfil do torque eletromagnético obtido em velocidade variável é mostrado na Figura 4.33. Pode-se notar que, para toda faixa de velocidade, o torque eletromagnético é

negativo, validando a atuação da máquina de relutância variável como gerador de energia elétrica. Com os parâmetros ótimos utilizados, o valor máximo da ondulação de torque foi de 85% em relação ao torque médio. Em situações em que a ondulação de torque não é considerada na otimização, valores de *ripple* de até 190 % são atingidos, conforme mostrado na Figura 4.21.

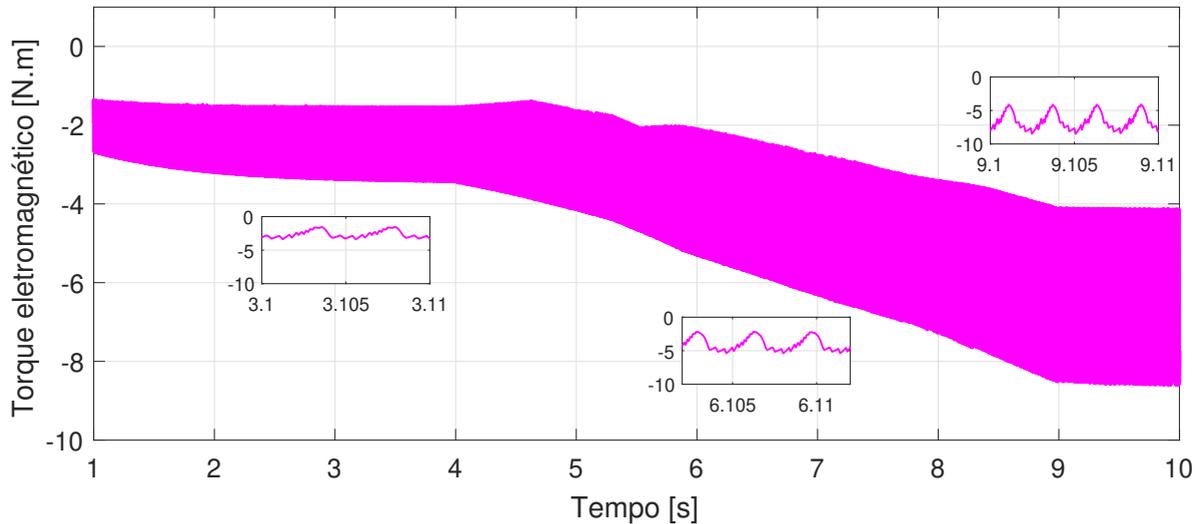


Figura 4.33: Perfil do torque eletromagnético obtido na operação por histerese.

A seguir, os resultados obtidos para uma operação em velocidade variável no modo de acionamento por pulso único são apresentados.

#### 4.5.2 Operação por pulso único

O perfil da velocidade angular utilizado para teste na operação do GRV por pulso único é mostrado na Figura 4.34(a). O teste se inicia na velocidade de base (100 rad/s) e, após 4 s, sobe em rampa até se atingir a velocidade nominal (157 rad/s). Utilizando esse perfil em rampa, é possível testar o funcionamento da operação em pulso único para toda a faixa de velocidade do GRV. A Figura 4.34(b) mostra a comparação entre a referência de potência no CDP e a potência elétrica gerada pelo GRV. Conforme observado, o CDP rastreia a potência elétrica de forma eficiente, com erro máximo de 1,9%.

A Figura 4.35(a) mostra o ângulo de ligação ( $\theta_{on}$ ) e de desligamento ( $\theta_{off}$ ) durante a simulação. O ângulo de ligação é o valor ótimo dado na saída da tabela de buscas, de acordo com o mostrado na Figura 4.25 para o PEC por LHS. O ângulo de desligamento, por sua vez, é a saída do controlador PI no CDP. A comparação entre a tensão ótima obtida na otimização e a tensão na carga, dada pelo controle de histerese de tensão, é apresentada na Figura 4.35(b). Observa-se que o controle por histerese de tensão na carga segue de maneira adequada a tensão de referência.

O perfil da corrente elétrica em uma fase do GRV é apresentado na Figura 4.36.

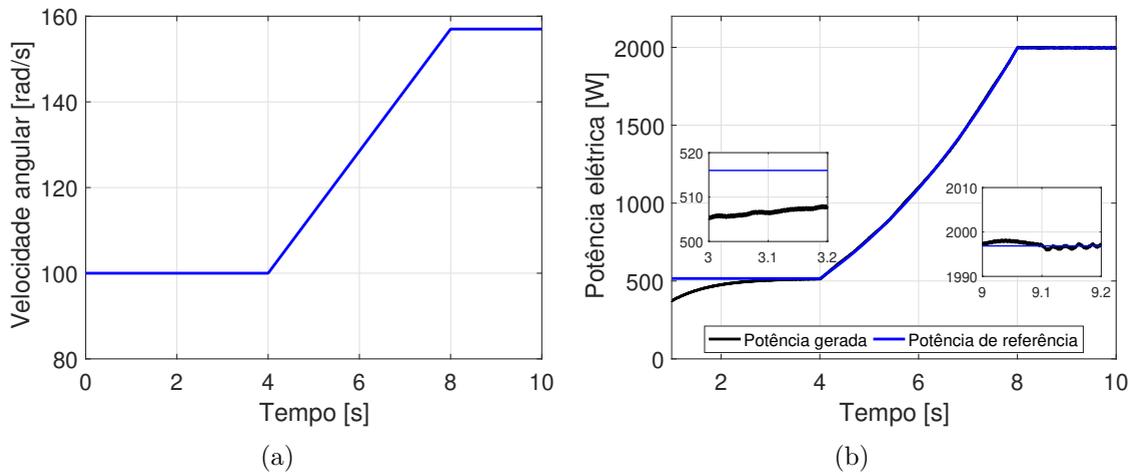


Figura 4.34: Operação por pulso único: a) Velocidade angular; b) Comparação entre a potência de referência e a potência elétrica gerada.

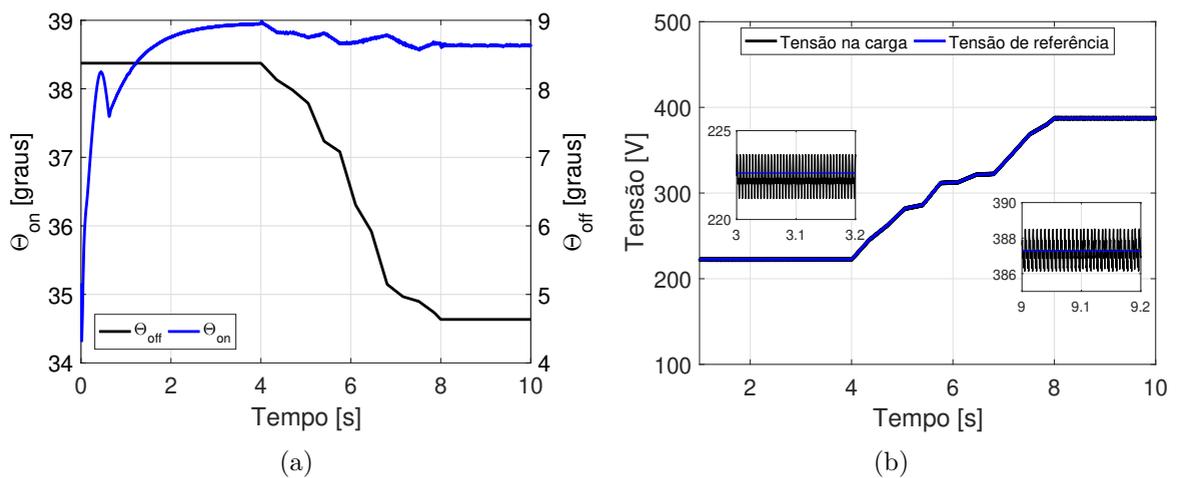


Figura 4.35: Operação por pulso único: a) Ângulos ótimos; b) Comparação entre a tensão ótima e a tensão na carga.

Destaca-se que, na operação por pulso único, não se tem controle sobre o valor máximo da corrente elétrica que não seja a forma dessa corrente determinada pelos ângulos de acionamento. Devido à otimização dos parâmetros para a operação por pulso único, a máxima corrente elétrica eficaz alcançada foi de 4,7 A nas condições nominais. Com isso, tem-se baixas perdas no cobre do GRV.

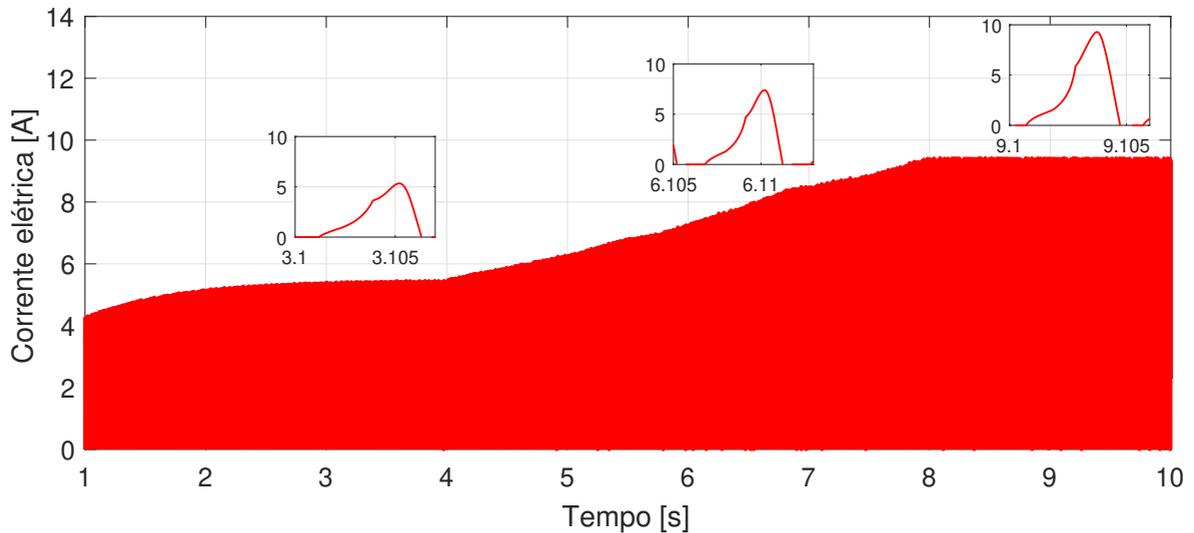


Figura 4.36: Perfil da corrente elétrica gerada por pulso único

O perfil do fluxo magnético concatenado em uma fase do GRV é apresentado na Figura 4.37. O valor máximo do fluxo se manteve sempre abaixo de 1 Wb, o que mostra que a otimização dos parâmetros da máquina retorna baixas perdas magnéticas em uma operação em velocidade variável.

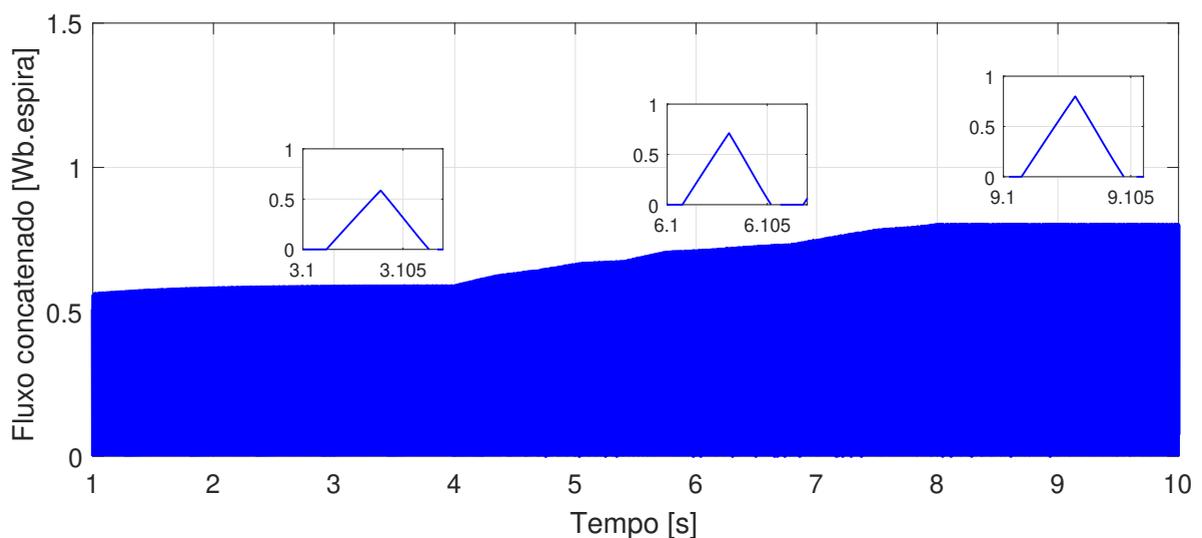


Figura 4.37: Perfil do fluxo magnético concatenado gerado por pulso único

Por fim, a Figura 4.38 apresenta o torque eletromagnético observado na operação

por pulso único considerando as condições de velocidade variável. O valor negativo do torque eletromagnético evidencia a operação da máquina de relutância variável como gerador. Com os parâmetros ótimos, o *ripple* de torque máximo obtido foi de 130%. Destaca-se que, embora a ondulação de torque não seja o principal fator na otimização proposta, caso essa condição de otimização não fosse incluída, o valor de *ripple* ultrapassaria 200% para algumas velocidades de operação.

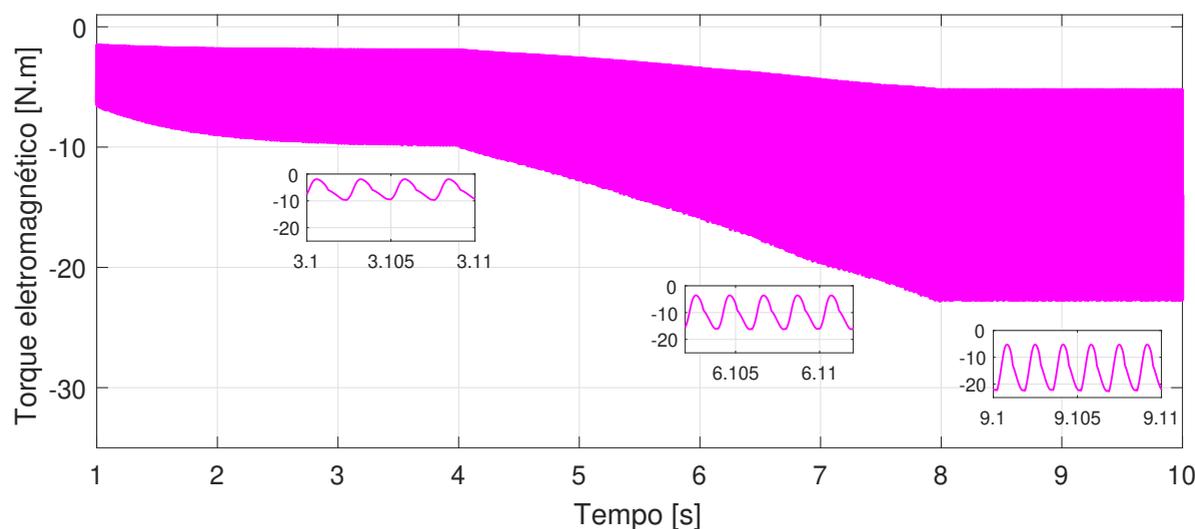


Figura 4.38: perfil do torque eletromagnético gerado por pulso único

## 4.6 Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentada a implementação do modelo do GRV e dos algoritmos de otimização no ambiente *Simulink*. Considerou-se o CDP na operação por histerese de corrente e por pulso único. Para essas duas situações, técnicas de planejamento de experimentos computacionais foram aplicadas para retornar os parâmetros ótimos do GRV considerando a maximização da eficiência e a minimização da ondulação de torque eletromagnético. Para ambos os modos de operação, verificou-se que o projeto LHS apresenta, estatisticamente, os mesmos resultados que o projeto usual OFAT, porém de maneira mais rápida e com menor esforço computacional.

Além disso, ficou evidente que os ângulos de acionamento do GRV, bem como a tensão barramento CC, são parâmetros de controle fundamentais durante a otimização. Os testes em velocidade variável foram realizados utilizando os parâmetros ótimos obtidos no PEC por LHS. Observou-se que o CDP atua de forma eficaz e que o GRV opera balanceando a eficiência e a ondulação de torque eletromagnético para toda faixa de velocidades. O próximo capítulo é dedicado a validação experimental da proposta de otimização apresentada nesta dissertação.

# Capítulo 5

## Resultados experimentais

### 5.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais para verificação do funcionamento do gerador de relutância variável operando com os parâmetros ótimos obtidos no Capítulo 4. As condições de otimização e o teste em velocidade variável realizados através de simulações computacionais serão avaliados experimentalmente. Consideraram-se as operações do GRV por histerese de corrente em baixas velocidades e por pulso único em altas velocidades. Uma bancada experimental foi desenvolvida em [27] e aproveitada neste trabalho para realização dos testes. Avaliou-se o comportamento de um GRV operando em velocidade variável, com controle direto de potência e com diferentes condições de otimização. O principal objetivo neste capítulo é observar a eficiência e a ondulação do torque eletromagnético do GRV, considerando a emulação de um sistema eólico de pequeno porte.

### 5.2 Montagem experimental

A montagem experimental desenvolvida para avaliação dos resultados é mostrada na Figura 5.1. A visão geral da bancada é mostrada na Figura 5.1(a). Um motor de indução *Weg* 2 kW foi utilizado como máquina primária para produzir o torque mecânico para o GRV. Esse motor de indução é acionado por um inversor *Weg CFW09*, o qual permite o controle de velocidade da máquina primária e, conseqüentemente, do gerador de relutância variável. O GRV é trifásico 12/8, 2 kW, com velocidade nominal de 1500 rpm, cujo modelo foi apresentado na Seção 4.2.

Os detalhes da bancada experimental são apresentados na Figura 5.1(b). As medições de correntes, tensões e velocidade foram obtidas por meio de uma placa de aquisição de dados DAQ NI-6259 da *National Instruments*. A medição do torque eletromecânico foi efetuada utilizando um transdutor de torque modelo HBMT22/50NM, que foi utilizado para acoplar o motor de indução com o GRV. Os sensores de tensão e corrente elétrica

foram calibrados utilizando os medidores de alta resolução *Fluke 280* e *Ketley 2700* e uma fonte programável *Supplier FCATHQ 600*.



(a)



(b)

Figura 5.1: Bancada desenvolvida para testes experimentais: a) Visão Geral; b) Detalhes da bancada.

O controle do sistema foi implementado em um DSP TMS320F28335 da *Texas Instruments*. A frequência de amostragem adotada para o controlador foi de 40 kHz. A placa central de controle incorpora os circuitos de condicionamento de sinais, proteções analógicas, e os circuitos de isolamento entre os conversores de potência e os circuitos de controle. Essa placa central de circuitos realiza ainda a comunicação entre o DSP e os periféricos do sistema através de um *encoder* SSI absoluto de 12 bits, um conversor digital analógico diretamente conectado ao osciloscópio, e a interface RS232 para comunicação com o microcomputador.

Uma interface homem máquina (IHM) foi desenvolvida no ambiente *Labview* de forma a permitir observar os dados das medições enviadas pela DAQ em tempo real. Além disso, essa interface permite acionar e desligar o sistema, aumentar ou reduzir a potência ativa de saída do GRV e identificar a atuação da proteção, quando necessário.

Por não se encontrar um modelo disponível comercialmente, o conversor AHB foi implementado utilizando chaves IGBTs SKGARL065E da empresa *Semikron*. Utilizou-se um barramento capacitivo formado por 6 capacitores eletrolíticos de 1500  $\mu F$ , totalizando 2,2 mF no barramento CC. Os *gate drivers* utilizados para acionar o conversor AHB são os *Semikron* SKHI 22b. Um conjunto de resistores cerâmicos foram associados totalizando 65  $\Omega$  para dissipar a potência elétrica produzida pelo GRV. A mesma chave SKGARL065E foi utilizada para implementar o controle por histerese de tensão sobre a carga elétrica resistiva.

## 5.3 Resultados e discussão

Os testes experimentais foram conduzidos para toda a faixa de velocidade do protótipo estudado. A velocidade do rotor da máquina primária foi variada em rampa simulando uma mudança na velocidade de vento. Os ângulos de acionamento e a tensão de excitação ótimos obtidos pelo algoritmo baseado em PEC foram armazenados em tabelas de busca no DSP e interpolados para cada velocidade do rotor. A carga é composta por um conjunto de resistores utilizados para dissipar a potência produzida. Um controle por histerese foi utilizado para manter a tensão de saída constante no valor determinado pela tabela de busca. A seguir, apresentam-se os resultados para a operação por histerese de corrente e por pulso único.

### 5.3.1 Resultados em baixas velocidades

Para o controle por histerese de corrente em baixas velocidades, testou-se a velocidade de 80 rad/s para as condições de máxima eficiência, para a condição de baixa ondulação de torque e para a condição da otimização proposta. A Figura 5.2 mostra as correntes elétricas por fase do GRV obtidas experimentalmente para cada condição. Verifica-se que

o resultado obtido é similar ao apresentado nas simulações (Figura 4.20(a)).

As formas de onda da corrente permitem concluir que, para o controle por histerese, quanto maior for o ângulo de condução ( $\theta_D = \theta_{on} - \theta_{off}$ ) menor será a ondulação de torque, por outro lado, maiores serão as perdas. Quanto maior o ângulo de condução, melhor será a eficiência, contudo, a ondulação de torque será maior. A influência da tensão do barramento CC ao modificar o desempenho da máquina é verificada. Nota-se ainda que o método de otimização proposto, considerando ambos os aspectos de eficiência e ondulação de torque, é uma escolha apropriada para o GRV operando em baixas velocidades.

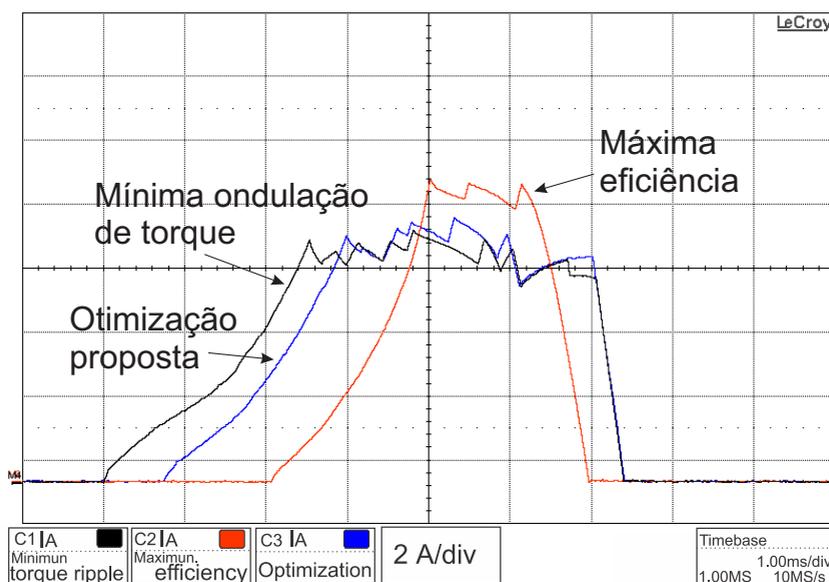


Figura 5.2: Resultados experimentais da corrente elétrica para a operação por histerese (80 rad/s).

A medição do torque mecânico na velocidade de 80 rad/s é apresentada na Figura 5.3. Considerando a otimização proposta como referência, a otimização de máxima eficiência resulta em um aumento do *ripple* de torque de 69,8%. Para a otimização com mínima ondulação de torque, a redução do *ripple* é de 29,3%. É importante destacar que o resultado experimental obtido foi o de torque mecânico, o qual apresenta valores médios diferentes da simulação realizada para torque eletromagnético, apresentado na Figura 4.20(c). Apesar dessa diferença, a conclusão obtida dos resultados experimentais é a mesma, ou seja, a otimização proposta retorna um valor intermediário de *ripple* de torque.

A Figura 5.4 apresenta a tensão, a corrente elétrica e os comandos de chaveamento do AHB em uma fase do GRV para a velocidade de 80 rad/s. É possível notar o padrão de chaveamento por *soft switching* na etapa de geração, quando as chaves superiores do AHB são desligadas enquanto as chaves inferiores são controladas. Observa-se também que a tensão elétrica segue a característica da operação por histerese de corrente, assumindo valor máximo durante a etapa de excitação e chaveando entre o zero e o valor mínimo no intervalo de geração.

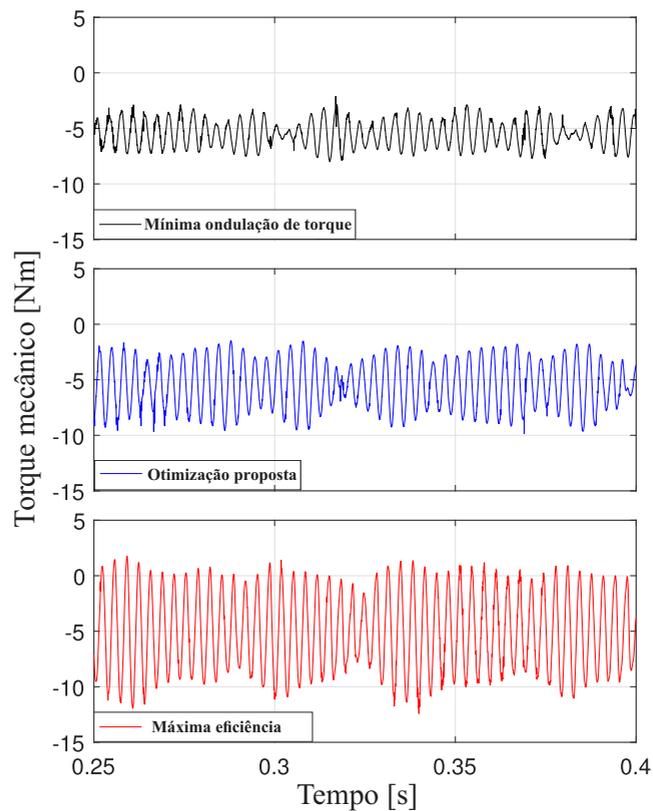


Figura 5.3: Resultados experimentais de torque mecânico em baixas velocidades (80 rad/s).

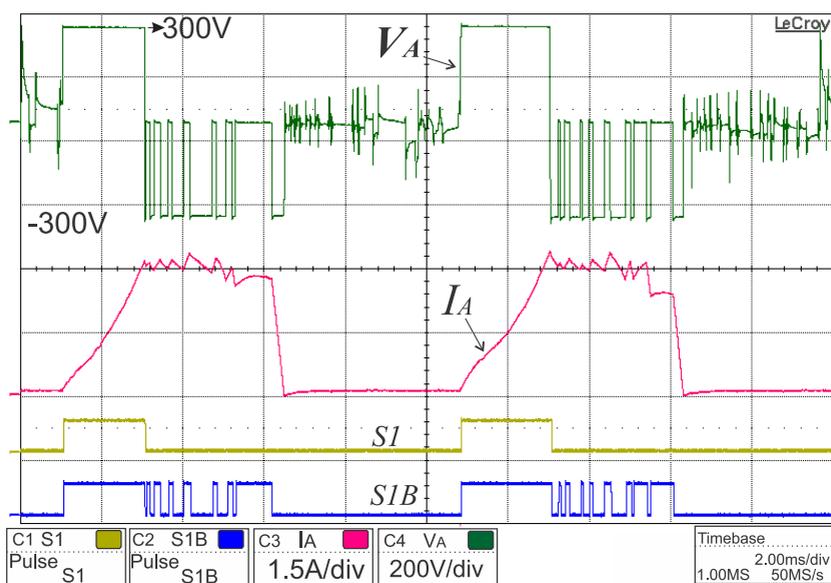


Figura 5.4: Formas de onda obtidas experimentalmente a 80 rad/s.

Considerando os parâmetros ótimos dos ângulos de acionamento do GRV e da tensão no barremento CC, os resultados para um teste em rampa em baixas velocidades de operação são mostrados na Figura 5.5. A rampa de velocidade (60 - 100 rad/s) foi aplicada de forma lenta, com tempo de subida e descida simétricos de aproximadamente 20 s. Essa variação permite observar o comportamento dinâmico do GRV, de forma a emular um sistema eólico de velocidade variável. Podem-se observar a velocidade angular, a potência gerada e o perfil de corrente elétrica durante a subida e descida da rampa de velocidade. Esses resultados experimentais mostram que a potência gerada segue a referência imposta no CDP para toda a faixa de velocidade da operação por histerese de corrente. Ademais, o perfil da corrente elétrica é apresentado, mostrando que os limites de corrente elétrica na operação por histerese estão de acordo com os obtidos através das simulações computacionais, como mostrado na Figura 4.31.

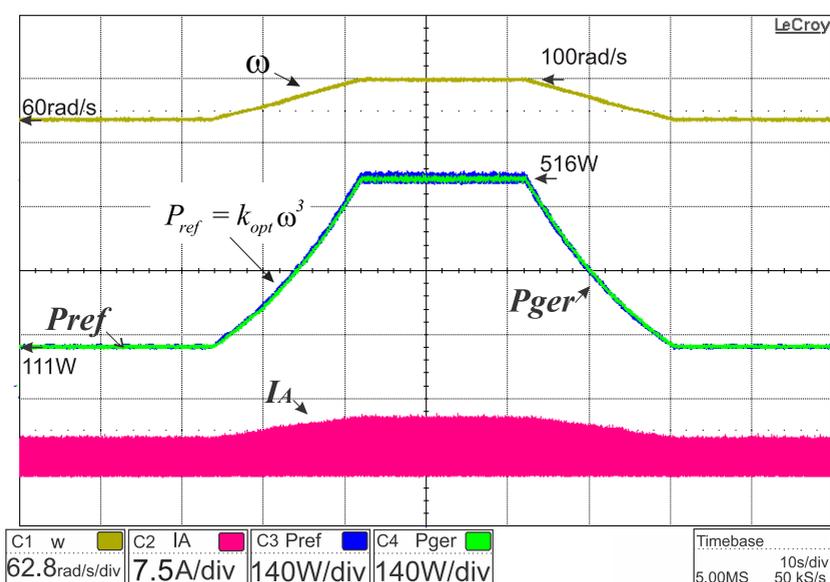


Figura 5.5: Potências e corrente elétrica experimentais do GRV para o teste em rampa em baixas velocidades.

Os parâmetros ótimos de controle são apresentados na Figura 5.6. Esses parâmetros são obtidos pela interpolação dos valores ótimos armazenados em tabelas de buscas implementadas no DSP. Como se pode observar, o controle de tensão por histerese regula a tensão na carga de forma satisfatória. Os ângulos de acionamento foram otimizados para garantir um balanço adequado entre alto rendimento e baixa ondulação de torque e são condizentes com as simulações computacionais (Figura 4.30).

A comparação entre o valor eficaz da corrente elétrica obtida experimentalmente e a obtida nas simulações computacionais é apresentada na Tabela 5.1, em função da velocidade angular de operação. Conforme pode ser observado, o erro máximo obtido entre os valores computacionais e de simulação foi de 9,62 %. Essa diferença foi considerada aceitável considerando as não idealidades do sistema real que não foram implementadas

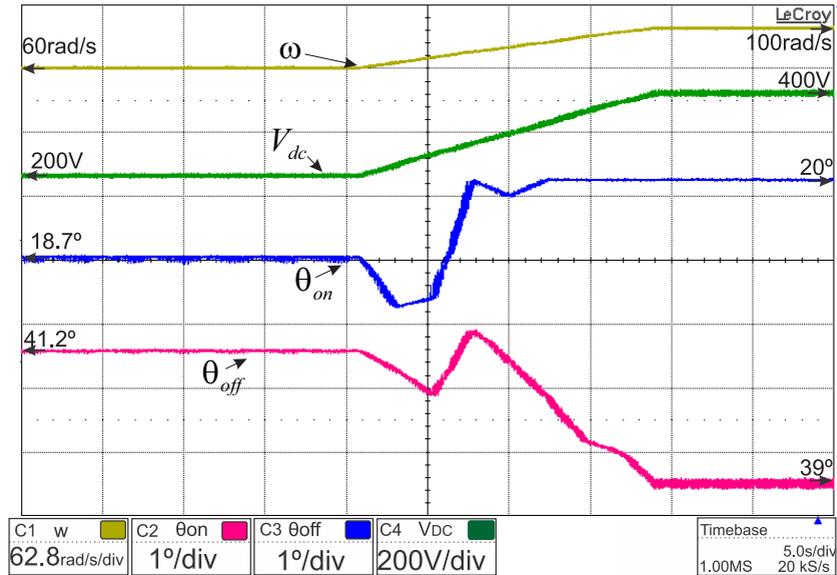


Figura 5.6: Parâmetros ótimos do GRV obtidos experimentalmente em baixas velocidades.

nas simulações. Embora o modelo computacional utilizado para o GRV seja altamente fiel, as não idealidades dos dispositivos eletrônicos de potência, dos sensores e dispositivos de medição são responsáveis pelo erro observado. Dada as condições supracitadas, considerou-se que os resultados experimentais validam os resultados obtidos na simulação computacional.

Tabela 5.1: Comparação entre os valores eficazes da corrente elétrica obtidos no experimento e na simulação computacional para a operação por histerese

$\omega$ [rad/s]	$I_{rms}$ [A]		
	Simulação	Experimento	erro (%)
60	1,53	1,64	7,28
70	1,73	1,89	9,08
80	2,06	2,26	9,62
90	2,36	2,47	4,43
100	2,65	2,86	8,00

A próxima subseção apresenta os resultados obtidos em velocidades variável para a operação do GRV por pulso único. Uma metodologia de análise de resultados similar ao adotado nesta seção foi aplicada para esse caso.

### 5.3.2 Resultados em altas velocidades

Para o controle por pulso único em altas velocidades, a velocidade de 120 rad/s foi testada nas condições de máxima eficiência, para a condição de mínima ondulação de

torque e para a condição de otimização proposta. As correntes elétricas em uma fase do GRV, para cada caso, são apresentadas na Figura 5.7. É possível notar a similaridade com os formatos das correntes elétricas simuladas apresentadas na Figura 4.26(a). Percebe-se ainda que o avanço do ângulo de condução resulta em uma menor ondulação de torque, porém reduzindo a eficiência do gerador. O retardo do ângulo de ligação melhora a eficiência, porém a ondulação de torque aumenta. Tem-se ainda a influência da tensão no elo CC no desempenho do GRV. Mais uma vez, o método de otimização proposta retornou um balanço adequado para o GRV operando em altas velocidades.

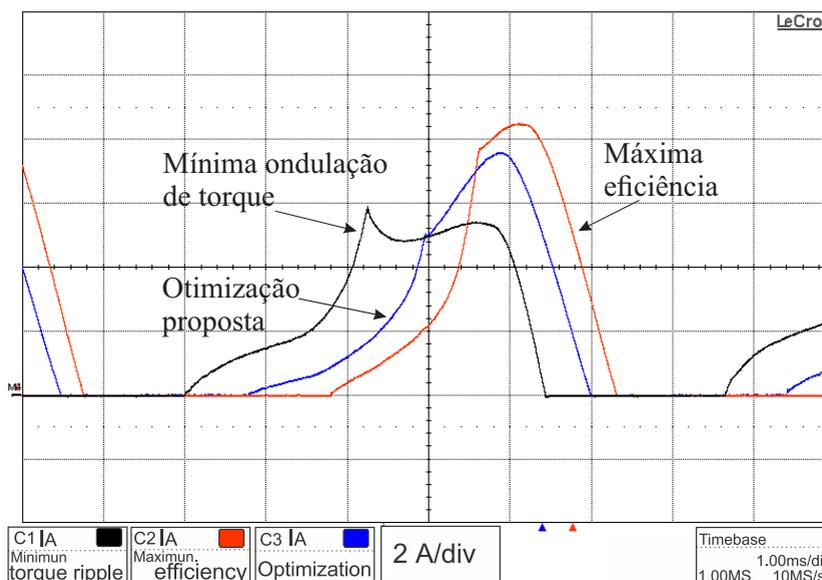


Figura 5.7: Resultados experimentais da corrente elétrica para a operação por pulso único (120 rad/s).

O torque mecânico medido experimentalmente para a velocidade de 120 rad/s é apresentado na Figura 5.8. Assumindo como referência a ondulação de torque obtida na otimização proposta, o caso que resulta na máxima eficiência apresentou uma ondulação de torque 29,9% superior, enquanto que o caso de minimização de torque retornou um *ripple* 38,7% inferior. Esses resultados mostram que o método de otimização proposto para a operação por pulso único prioriza a eficiência em vez da ondulação de torque. Ainda assim, conseguiu-se um valor de *ripple* intermediário satisfatório. Destaca-se, mais uma vez, que a medição do torque mecânico retorna valores médios diferentes do torque eletromagnético observado nas simulações computacionais (Figura 4.26(c)).

Considerando a otimização proposta, a tensão, a corrente elétrica e os comandos de chaveamento em uma fase do GRV obtidos experimentalmente para a velocidade de 120 rad/s são apresentados na Figura 5.9. Observa-se que a tensão varia entre o valor máximo, na etapa de excitação, e o valor mínimo, durante a etapa de geração. O padrão de chaveamento para o controle por pulso único é apresentado. Percebe-se que ambas as chaves em um braço do AHB são acionadas simultaneamente.

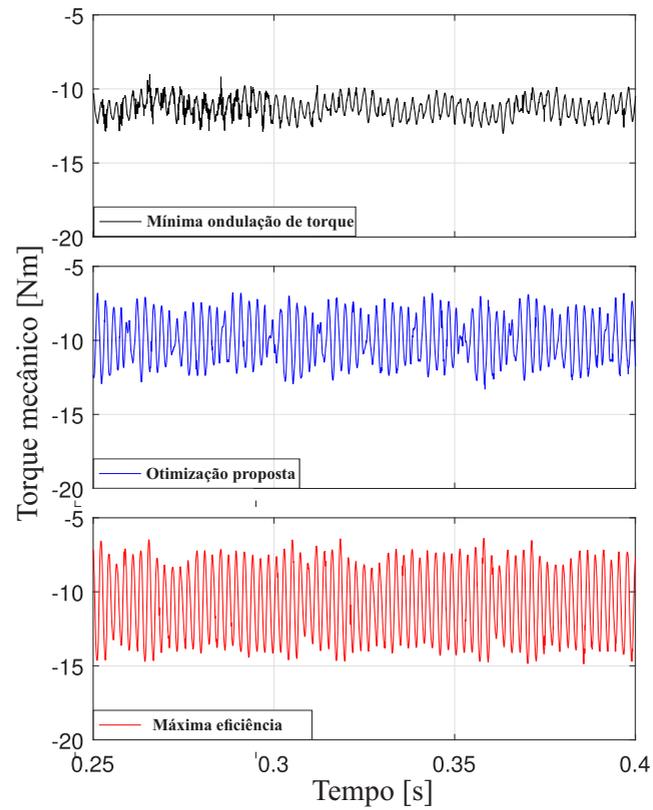


Figura 5.8: Resultados experimentais de torque mecânico em altas velocidades (120 rad/s).

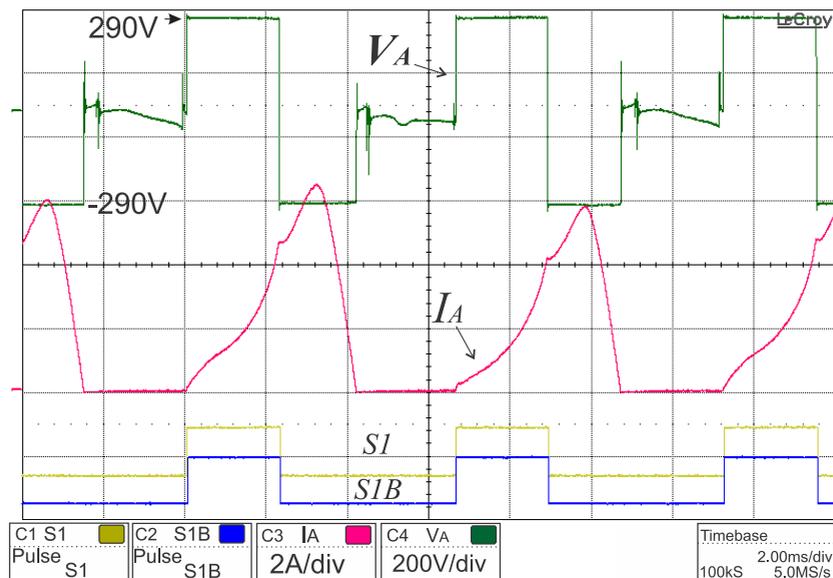


Figura 5.9: Formas de onda obtidas experimentalmente a 120 rad/s.

Na Figura 5.10 são apresentados os resultados obtidos experimentalmente para um teste em rampa em altas velocidades de operação. A rampa de velocidade foi aplicada com tempo de subida e descida simétricos (20 s) de forma a explorar toda a faixa da operação por pulso único (100 - 157 rad/s). Considerando a otimização proposta, observam-se a velocidade angular, a potência gerada e o perfil da corrente elétrica para o teste em rampa. Os resultados experimentais mostram que o CDP atua de forma eficiente, fazendo com que a potência gerada siga a potência de referência desejada. Os limites da corrente elétrica gerada também são apresentados, os quais encontram-se em consonância com os valores obtidos na simulação computacional apresentada na Figura 4.36.

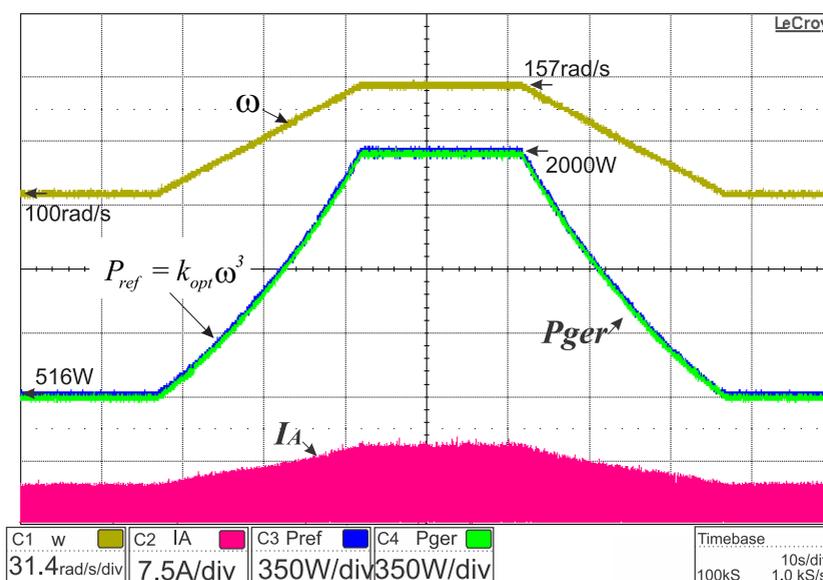


Figura 5.10: Potências e corrente elétrica experimentais do GRV para o teste em rampa em altas velocidades.

Por fim, na Figura 5.11 apresentam-se os parâmetros de controle ótimos obtidos na operação do GRV por pulso único. Como comentado, esses valores provêm da interpolação dos valores ótimos obtidos no PEC, com processamento em tabelas de buscas armazenadas no DSP. A tensão CC na carga é mostrada, a qual segue a referência imposta pelas tabelas de buscas. O perfil dos ângulos de acionamento ótimo também são apresentados. Destaca-se que o ângulo de desligamento é obtido diretamente da saída do controlador PI do CDP. Esses parâmetros ótimos foram escolhidos para priorizar a redução das perdas no núcleo do GRV, fazendo o balanceamento entre a maximização da eficiência e a minimização do *ripple* de torque da máquina elétrica.

A Tabela 5.2 apresenta a comparação entre o valor eficaz da corrente elétrica obtida experimentalmente e a obtida nas simulações computacionais em função da velocidade angular de operação. Observa-se que o erro máximo obtido entre a simulação e o experimento foi de 10,22 %. Essa diferença foi considerada aceitável para o nível de idealidade adotado nas simulações. Ressalta-se que, em altas velocidades, atingem-se valores

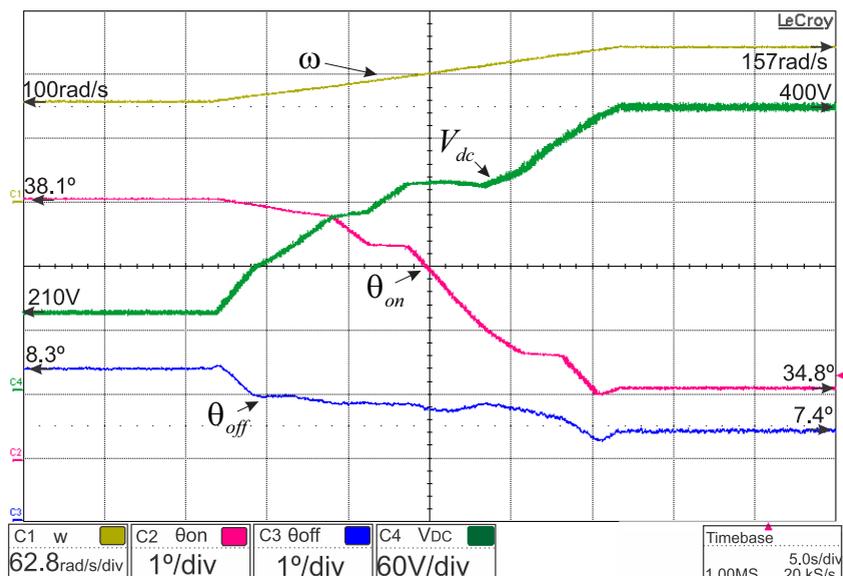


Figura 5.11: Parâmetros ótimos do GRV obtidos experimentalmente em altas velocidades.

maiores da corrente elétrica. Com isso, o GRV tende a aquecer a medida que os testes experimentais vão sendo realizados e, portanto, as características elétricas da máquina se alteram. Embora essas condições de aquecimento tenham sido evitadas durante os testes, atribui-se a elas parte dessa diferença entre o experimento e a simulação computacional.

Tabela 5.2: Comparação entre os valores eficazes da corrente elétrica obtidos no experimento e na simulação computacional para a operação por pulso único.

$\omega$ [rad/s]	$I_{rms}$ [A]		
	Simulação	Experimento	erro (%)
100	2,61	2,78	6,72
110	2,80	2,99	6,61
120	3,15	3,38	7,34
130	3,54	3,90	10,22
140	4,05	4,21	4,03
150	4,35	4,37	0,38
157	4,57	4,75	4,01

A seguir, apresentam-se os resultados obtidos experimentalmente para a eficiência do gerador estudado, a qual foi analisada em toda faixa de velocidade de operação do GRV.

### 5.3.3 Medição experimental da eficiência do GRV

Um último teste experimental foi conduzido para toda a faixa de velocidade de operação do GRV. Novamente, a velocidade do rotor da máquina de indução (máquina primária) foi variada em rampa simulando uma mudança na velocidade de operação do sistema eólico emulado. Calculou-se a eficiência do gerador de relutância variável subtraindo-se a potência elétrica medida nos terminais do gerador da potência mecânica imposta no eixo da máquina. A Figura 5.12 apresenta a eficiência global do GRV para cada velocidade de operação considerando as condições mencionadas de máxima eficiência, mínima ondulação de torque e a otimização proposta.

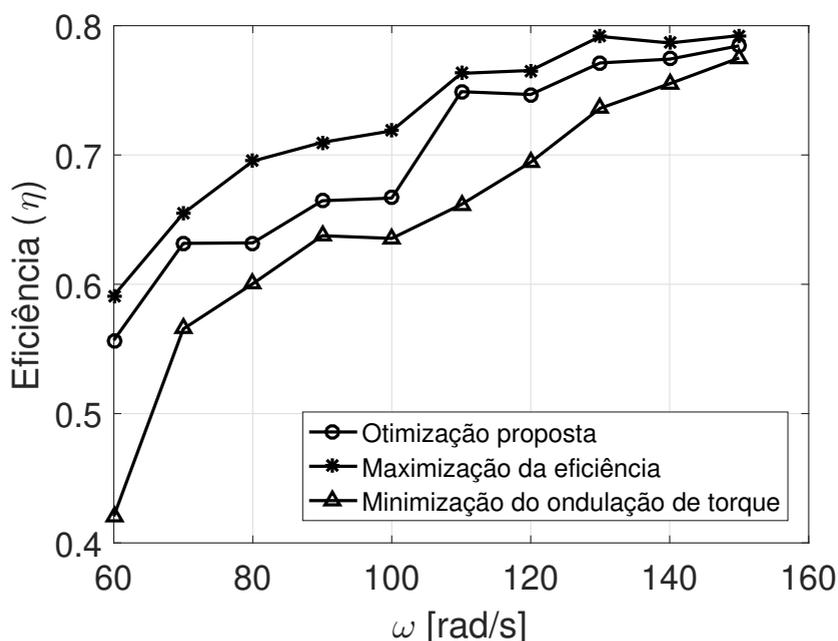


Figura 5.12: Resultados experimentais da medição da eficiência do GRV considerando diferentes opções de otimização.

Da Figura 5.12 observa-se que a otimização considerando apenas a minimização da ondulação de torque retorna um baixo rendimento, especialmente em baixas velocidades de operação. Para a velocidade mínima de 60 rad/s, a otimização que minimiza a ondulação de torque resultou em uma eficiência de 42%, valor considerado inadequado. A medida que a velocidade aumenta, a eficiência do GRV aumenta consideravelmente. Observa-se que a otimização proposta retorna sempre um valor intermediário de eficiência, aproximando-se da condição de máximo rendimento. Com os parâmetros ótimos testados, a variação de rendimento do GRV foi de 57% a 78%. Destaca-se que na velocidade base (100 rad/s) acontece um aumento significativo da eficiência do GRV na otimização proposta. Isso ocorre devido a mudança da operação por histerese para pulso único, em que a eficiência é priorizada na função objetivo utilizada no processo de otimização.

## 5.4 Considerações Finais

Neste capítulo apresentaram-se os resultados experimentais do gerador de relutância variável operando em diferentes condições de otimização. Apresentou-se a bancada experimental utilizadas nos testes, composta por uma máquina de indução primária, pelo GRV e pelos dispositivos de medição e controle. Os testes em baixa velocidade foram realizados na velocidade de 80 rad/s para efeito de comparação entre as otimizações discutidas. Além disso, um teste em rampa foi efetuado para avaliar o comportamento do GRV em toda a faixa de velocidades para o controle por histerese. Os resultados experimentais obtidos corroboraram os resultados de simulação computacional. Evidenciou-se que a otimização proposta retorna o balanceamento adequado entre ondulação de torque e eficiência. Os testes em altas velocidades foram realizadas na velocidades de 120 rad/s para efeito de comparação entre diferentes casos de otimização. O teste em rampa foi realizado para estudar o comportamento do GRV em toda faixa de operação por pulso único. Novamente, os resultados experimentais corroboraram os resultados de simulação. A otimização proposta retornou um balanço adequado entre a eficiência e a ondulação de torque, conforme desejado.

---

## Capítulo 6

# Conclusões e perspectivas de trabalhos futuros

Nesta dissertação de mestrado apresentou-se uma abordagem para otimizar o desempenho do gerador de relutância variável (GRV) em sistemas eólicos (WECS). Conforme apresentado ao longo da dissertação, o GRV apresenta qualidades essenciais para a aplicação em WECS, especialmente por desempenhar alto rendimento em uma ampla faixa de velocidades. Somam-se ainda como vantagens do GRV a robustez, a alta capacidade de torque e o baixo custo de fabricação.

O controle direto de potência (CDP) foi utilizado neste trabalho para obter a máxima potência elétrica para o gerador de relutância variável operando em um sistema eólico. Uma diferenciação adequada entre a operação em baixas velocidades e a operação em altas velocidades foi efetuada. Abaixo da velocidade de base, o GRV deve operar por histerese de corrente. Nesse caso, consideraram-se o ângulo de ligação, o ângulo de desligamento e a tensão do elo CC como parâmetros de controle. O CDP atua gerando a corrente de referência do controle por histerese. Acima da velocidade de base, o GRV deve operar por pulso único. Nesse caso, o ângulo de ligação e a tensão do barramento CC são os parâmetros de controle. O CDP atua gerando o ângulo de desligamento de referência.

O desempenho do GRV é analisado pela eficiência e pela ondulação de torque eletromagnético na máquina elétrica. Os parâmetros de controle do GRV determinam o desempenho na velocidade de análise. A escolha adequada desses parâmetros permite obter um melhor desempenho em uma velocidade específica. Contudo, conforme exposto ao longo da dissertação, as condições de eficiência e ondulação de torque eletromagnético são conflitantes. Melhorar a eficiência do GRV implica em um aumento da ondulação do torque eletromagnético. Por outro lado, reduzir o *ripple* de torque implica em reduzir a eficiência do gerador.

Para encontrar os parâmetros de controle ótimos do GRV operando com CDP, foi proposto um procedimento de otimização utilizando planejamento de experimentos

computacionais (PEC). O PEC utilizado é composto por um projeto de preenchimento de espaços, seguido da criação de uma resposta de superfície polinomial, a qual é submetida a uma análise estatística para verificar a validade do metamodelo. Para construção da função multiobjetivo, foram consideradas a redução da corrente elétrica eficaz, a qual está associada com as perdas no cobre do estator; o pico do fluxo magnético, o qual está associado com as perdas no núcleo do ferro; e a ondulação do torque eletromagnético.

A proposta de planejamento de experimento computacional adotada utiliza o preenchimento de espaço por hipercubo latino (LHS), por sua capacidade de distribuir os pontos de experimentação de uma maneira estatisticamente apropriada, reduzindo o esforço computacional do processo. A resposta de superfície polinomial de terceira ordem foi escolhida por retornar um metamodelo com alta fidelidade. O método de otimização do ponto interior (IPM) foi escolhido para localizar o mínimo da função objetivo, especialmente pela simplicidade do método.

O algoritmo proposto foi implementado no ambiente *Simulink/Matlab*, fazendo a distinção apropriada entre o CDP para a operação por histerese e por pulso único. Verificou-se que a proposta de PEC apresentada resultou em um balanço adequado entre a eficiência e a ondulação de torque eletromagnético do GRV. Além disso, houve uma redução significativa do esforço computacional quando comparado com o tradicional planejamento por OFAT. Destaca-se ainda como diferencial deste trabalho a utilização da tensão do barramento CC como parâmetro de controle, o qual se mostrou influenciar significativamente nos resultados. Uma bancada experimental foi montada para testar o funcionamento do GRV operando com os parâmetros ótimos em um sistema eólico emulado. Os resultados experimentais corroboraram os resultados de simulação.

A proposta de otimização utilizada nesta dissertação visa aprofundar o estudo do gerador de relutância variável aplicado em sistemas eólicos. A determinação dos parâmetros ótimos dessa máquina elétrica é essencial para viabilizar a utilização da mesma em escala industrial. O método proposto permite encontrar esses parâmetros ótimos com baixo esforço computacional e com flexibilidade na adequação do desempenho do GRV em função da aplicação. Espera-se, assim, ter-se contribuído de forma significativa nessa área de estudos.

## Sugestões para trabalhos futuros

Sugerem-se, como continuação deste trabalho e aprofundamento dos estudos nesta temática, as seguintes linhas de pesquisa:

- Analisar outras possibilidades dentro do planejamento de experimentos computacionais. Diversas técnicas não foram analisadas neste trabalho, como a utilização de outros projetos de preenchimento de espaços além do LHS e do OFAT estudados.

Pode-se também estudar a construção do metamodelo utilizando redes neurais, lógica *fuzzy* ou o modelo *Kriging*. Procedimentos estocásticos envolvendo algoritmos genéticos ou PSO também são encontrados na literatura como alternativa ao PEC utilizado.

- Ampliar a aplicação do PEC proposto para o motor de relutância variável. A operação da MRV como motor elétrico não foi alvo de estudos desta dissertação. Porém, acredita-se que um procedimento de otimização similar possa ser aplicado em motores, uma vez que a relação entre a eficiência e a ondulação de torque eletromagnético também é dual. A otimização dessas máquinas pode ser interessante em aplicações de destacado interesse, como por exemplo em veículos elétricos.
- Implementar um conversor CC-CC bidirecional em potência que permita variar a tensão no elo CC do GRV, mantendo a tensão de entrada fixa, em função da velocidade de operação. Esse conversor teria a função de substituir o esquema de controle por histerese de tensão utilizado como carga neste trabalho.
- Conectar o GRV à rede elétrica convencional utilizando o conversor CC-CC bidirecional e um conversor fonte de tensão (VSC). Para realizar a conexão do GRV com a rede elétrica CA convencional utilizando os parâmetros ótimos apresentados, faz-se necessário a implementação e controle de conversores bidirecionais que permitam variar a tensão no elo CC e, ao mesmo tempo, transferir potência para a rede elétrica.
- Analisar a possibilidade de inserção do GRV em uma microrrede em corrente contínua. Diversos trabalhos apontam as microrredes CC como tangíveis e interessantes em um contexto de redes inteligentes de energia elétrica. Por gerar eletricidade em corrente contínua, o GRV é candidato natural para essas aplicações.

## Lista de publicações

Apresentam-se a seguir a lista de publicações que foram alcançadas por meio do trabalho apresentado nesta dissertação.

- Artigos publicados em periódicos:
  - DOS SANTOS NETO, P.J; BARROS, T.A.S; PAULA, M.V; SOUZA, R.R; RUPPERT FILHO, E. Design of Computational Experiment for Performance Optimization of a Switched Reluctance Generator in Wind Systems. IEEE Transactions on Energy Conversion, v. PP, p. 1-1, 2017.
- Artigos publicados em anais de congressos:

—DOS SANTOS NETO, P.J; BARROS, T.A.S; PAULA, M.V; RUPPERT FILHO, E. Performance Optimization of Switched Reluctance Generator in Wind Systems: An approach based on Design of Computer Experiment. In: COBEP - Brazilian Power Electronics Conference, 2017.

## Bibliografia

- [1] T. A. S. Barros and E. Ruppert, "Direct Power Control for Switched Reluctance Generator in Wind Energy," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 13, no. 1, pp. 123–128, 2015.
- [2] R. Krishnan, *Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design, and applications*, C. P. LLC, Ed. New York: CRC Press LLC, 2001.
- [3] T. Miller, *Electronic Control of Switched Reluctance Machines*, ser. Newnes Power Engineering Series, T. Miller, Ed. Oxford: Newnes, 2001.
- [4] D. A. Torrey, "Switched reluctance generators and their control," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 49, no. 1, pp. 3–14, 2002.
- [5] M. Cheng and Y. Zhu, "The state of the art of wind energy conversion systems and technologies: A review," *Energy Conversion and Management*, vol. 88, pp. 332–347, 2014.
- [6] H. Polinder, F. F. A. Van Der Pijl, G. J. De Vilder, and P. J. Tavner, "Comparison of direct-drive and geared generator concepts for wind turbines," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 21, no. 3, pp. 725–733, 2006.
- [7] R. Cardenas, R. Pena, M. Perez, J. Clare, G. Asher, and P. Wheeler, "Control of a Switched Reluctance Generator for Variable-Speed Wind Energy Applications," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, no. 4, pp. 781–791, 2005.
- [8] D. E. Cameron and J. H. Lang, "The control of high-speed variable-reluctance generators in electric power systems," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 29, no. 6, pp. 1106–1109, 1993.
- [9] D.-W. Choi, S.-I. Byun, and Y.-H. Cho, "A Study on the Maximum Power Control Method of Switched Reluctance Generator for Wind Turbine," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 50, no. 1, pp. 1–4, 2014.

- 
- [10] E. Echenique, J. Dixon, R. Cardenas, and R. Pena, "Sensorless Control for a Switched Reluctance Wind Generator, Based on Current Slopes and Neural Networks," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 3, pp. 817–825, 2009.
- [11] V. P. Vujicic and M. P. Calasan, "Simple Sensorless Control for high-speed Operation of Switched Reluctance Generator," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 8969, no. c, pp. 1–1, 2016.
- [12] Y. C. Chang and C. M. Liaw, "Establishment of a switched-reluctance generator-based common dc microgrid system," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 26, no. 9, pp. 2512–2527, 2011.
- [13] K. W. Hu, J. C. Wang, T. S. Lin, and C. M. Liaw, "A switched-reluctance generator with interleaved interface DC-DC converter," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 30, no. 1, pp. 273–284, 2015.
- [14] A. F. V. da Silveira, "Modelagem, construção, testes e análise de desempenho de um gerador a relutância chaveado," Faculdade de Engenharia Elétrica, UFU, Universidade Federal de Uberlândia, Tese, Abril 2008.
- [15] A. W. F. V. da Silveira, "Controle de tensão na carga para motor/gerador a relutância variável de três fases," Faculdade de Engenharia Elétrica, UFU, Universidade Federal de Uberlândia, Tese, Fevereiro 2011.
- [16] G. P. Viajante, "Gerador a relutancia variável em conexão com a rede elétrica para injeção de potência ativa," Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, Tese, 2013.
- [17] Y. Sozer and D. A. Torrey, "Closed loop control of excitation parameters for high speed switched-reluctance generators," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 19, no. 2, pp. 355–362, 2004.
- [18] C. Mademlis and I. Kioskeridis, "Optimizing performance in current-controlled switched reluctance generators," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, no. 3, pp. 556–565, 2005.
- [19] I. Kioskeridis and C. Mademlis, "Optimal efficiency control of switched reluctance generators," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 21, no. 4, pp. 1062–1072, 2006.
- [20] Y. C. Chang and C. M. Liaw, "On the design of power circuit and control scheme for switched reluctance generator," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, no. 1, pp. 445–454, 2008.

- 
- [21] S. Narla, Y. Sozer, and I. Husain, “Switched Reluctance Generator Controls for Optimal Power Generation and Battery Charging,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 48, no. 5, pp. 1452–1459, sep 2012.
- [22] V. Nasirian, S. Kaboli, and A. Davoudi, “Output power maximization and optimal symmetric freewheeling excitation for switched reluctance generators,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 49, no. 3, pp. 1031–1042, 2013.
- [23] R. Dhifaoui, N. Liouane, and H. Yahia, “Differential evolution method-based output power optimisation of switched reluctance generator for wind turbine applications,” *IET Renewable Power Generation*, vol. 8, no. 7, pp. 795–806, 2014.
- [24] A. M. S. Arifin, “A switched reluctance generator drive in the low and medium speed operation: Modelling and analysis,” Massey University, Manawatu, New Zealand, Thesis, 2013.
- [25] T. A. Barros, P. J. Neto, P. S. Filho, A. B. Moreira, and E. Ruppert, “Approach for performance optimization of switched reluctance generator in variable-speed wind generation system,” *Renewable Energy*, vol. 97, pp. 114–128, nov 2016.
- [26] T. A. dos Santos Barros, “Uma contribuição ao estudo e desenvolvimento de técnicas de controle de potências ativa e reativa do gerador de relutância variável para aplicação em sistemas de geração eólica de pequena potência,” Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade estadual de Campinas, Campinas, Dissertação de mestrado, Agosto 2012.
- [27] —, “Propostas de controles de potência e otimização do desempenho do gerador de relutância variável aplicado em geração eólica conectada à rede elétrica de baixa tensão,” Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade estadual de Campinas, Campinas, Tese, 2015.
- [28] E. Kennedy, “Control of switched reluctance machines,” Dublin City University, School of Electronic Engineering, Thesis, August 2005.
- [29] T. G. Wilson, “The evolution of power electronics,” *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 15, no. 3, pp. 439–446, 2000.
- [30] M. T. Ebrahim, “A very high speed switched reluctance generator,” The University of Nottingham, Department of Electrical and Electronic Engineering, Thesis, January 1995.
- [31] S. D. Calverley, “Design of a high speed switched reluctance machine for automotive turbo-generator applications,” The University of Sheffield, Department of Electronic and Electrical Engineering, Thesis, October 2001.

- [32] M. Michon, S. D. Calverley, and K. Atallah, "Operating strategies of switched reluctance machines for exhaust gas energy recovery systems," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 48, no. 5, pp. 1478–1486, 2012.
- [33] A. V. Radun, C. A. Ferreira, and E. Richter, "Two-channel switched reluctance starter/generator results," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, no. 5, pp. 1026–1034, 1998.
- [34] M. D. Bui, "Maximum torque control of a high speed switched reluctance starter/generator used in more/all electric aircraft," Techichal University of Berlim, Faculty of Electric Engineering and Computer Science, Berlim, Thesis, 2014.
- [35] V. Valdivia, R. Todd, F. J. Bryan, A. Barrado, A. Lazaro, and a. J. Forsyth, "Behavioral Modeling of a Switched Reluctance Generator for Aircraft Power Systems," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 61, no. 6, pp. 2690–2699, 2014.
- [36] F. Yi and W. Cai, "Modeling, Control, and Seamless Transition of the Bidirectional Battery-Driven Switched Reluctance Motor/Generator Drive Based on Integrated Multiport Power Converter for Electric Vehicle Applications," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 31, no. 10, pp. 7099–7111, 2016.
- [37] K. Urase, N. Yabu, K. Kiyota, H. Sugimoto, A. Chiba, M. Takemoto, S. Ogasawara, and N. Hoshi, "Energy Efficiency of SR and IPM Generators for Hybrid Electric Vehicle," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 51, no. 4, pp. 2874–2883, 2015.
- [38] Y. J. Bao, K. W. E. Cheng, N. C. Cheung, and S. L. Ho, "Experimental examination on a new switched reluctance wind power generator system for electric vehicles," *Power Electronics, IET*, vol. 5, no. 8, pp. 1262–1269, 2012.
- [39] C. E. Capovilla, I. R. S. Casella, A. J. Sguarezi Filho, T. A. Dos Santos Barros, and E. Ruppert Filho, "Performance of a direct power control system using coded wireless OFDM power reference transmissions for switched reluctance aerogenerators in a smart grid scenario," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 62, no. 1, pp. 52–61, 2015.
- [40] T. Sawata, "A study of fault and generating operation of the switched reluctance machine," University of Glasgow, Department of Electronics and Electrical Engineering, Thesis, December 1998.
- [41] I. Husain, A. Radun, and J. Nairus, "Fault analysis and excitation requirements for switched reluctance-generators," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 17, no. 1, pp. 67–72, mar 2002.

- [42] T. Wichert, "Design and construction modifications of switched reluctance machines," Warsaw University of Technology, Institute of Electrical Machines, Thesis, September 2008.
- [43] A. Coelho, "Simulação, Projeto e Teste de um Gerador a Relutância Chaveado Trifásico 6x4," Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, USP-São Carlos, Dissertação de mestrado, Junho 2011.
- [44] H.-U. Shin and K.-B. Lee, "Optimal design of a 1 kW switched reluctance generator for wind power systems using a genetic algorithm," *IET Electric Power Applications*, vol. 10, no. 8, pp. 807–817, 2016.
- [45] S. Narla, "Modeling and control of switched reluctance machines for four-quadrant operation," The University of Akron, Dissertation, September 2010.
- [46] C. Sikder, I. Husain, and Y. Sozer, "Switched reluctance generator control for optimal power generation with current regulation," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50, no. 1, pp. 307–316, 2014.
- [47] P. Asadi, "Development and application of an advanced switched reluctance generator drive," Texas A and M University, Dissertation, December 2006.
- [48] Y. Hayashi and T. Miller, "A new approach to calculating core losses in the SRM," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 31, no. 5, pp. 1039–1046, 1995.
- [49] N. Mohan, T. M. Undeland, and W. P. Robbins, *Power Electronics. Converters, Applications and Design*, 3rd ed. John Wiley and Sons, Inc, 2003.
- [50] T. Ackermann, *Wind Power in Power Systems*. Wiley, 2005.
- [51] M. Stiebler, *Wind Energy Systems for Electric Power Generation*, ser. Green Energy and Technology. Springer Berlin Heidelberg, 2008.
- [52] S. Heier, *Grid Integration of Wind Energy: Onshore and Offshore Conversion Systems*. Wiley, 2014.
- [53] S. Mueeen, *Wind energy conversion systems: technology and trends*. Springer, 2012.
- [54] A. Yazdani and R. Iravani, *Voltage-Sourced Converters in Power Systems: Modeling, Control, and Applications*, ser. Wiley - IEEE. Wiley, 2010.
- [55] M. Nassereddine, "Switched reluctance generator for wind power applications," University of Western Sydney, School of Engineering, Dissertation, 2011.

- [56] K. Park, "Power electronic system for switched reluctance generator wind farms and dc networks," Aalborg University, Department of Energy Technology, Denmark, Thesis, September 2014.
- [57] T. Noguchi, H. Tomiki, S. Kondo, and I. Takahashi, "Direct power control of PWM converter without power-source voltage sensors," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, no. 3, pp. 473–479, 1998.
- [58] L. A. Serpa, S. Ponnaluri, P. M. Barbosa, and J. W. Kolar, "A modified direct power control strategy allowing the connection of three-phase inverters to the grid through LCL filters," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 43, no. 5, pp. 1388–1400, 2007.
- [59] G. Escobar, A. M. Stanković, J. M. Carrasco, E. Galván, and R. Ortega, "Analysis and design of direct power control (DPC) for a three phase synchronous rectifier via output regulation subspaces," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 18, no. 3, pp. 823–830, 2003.
- [60] Z. Song, Y. Tian, Z. Yan, and Z. Chen, "Direct Power Control for Three-Phase Two-Level Voltage Source Rectifiers Based on Extended-State Observation," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 63, no. 7, pp. 1–1, 2016.
- [61] M. Javad, B. Babaghorbani, and A. Ketabi, "Efficiency improvement and torque ripple minimization of Switched Reluctance Motor using FEM and Seeker Optimization Algorithm," *Energy Conversion and Management*, vol. 78, pp. 237–244, 2014.
- [62] C. Ma and L. Qu, "Multiobjective Optimization of Switched Reluctance Motors Based on Design of Experiments and Particle Swarm Optimization," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 30, no. 3, pp. 1144–1153, sep 2015.
- [63] K.-T. Fang, R. Li, and A. Sudjianto, *Design and Modeling for Computer Experiments (Computer Science & Data Analysis)*. Chapman & Hall/CRC, 2005.
- [64] T. Santner, B. Williams, and W. Notz, *The Design and Analysis of Computer Experiments*, ser. Springer Series in Statistics. Springer, 2003.
- [65] J. Sacks, W. J. Welch, J. S. B. Mitchell, and P. W. Henry, "Design and Experiments of Computer Experiments," pp. 409–423, 1989.
- [66] J. Koehler and A. Owen, "9 computer experiments," *Handbook of Statistics*, vol. 13, pp. 261 – 308, 1996, design and Analysis of Experiments.
- [67] M. D. McKay, R. J. Beckman, and W. J. Conover, "Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code," *Technometrics*, vol. 21, no. 2, pp. 239–245, 1979.

- [68] R. Bates, R. J. Buck, E. Riccomagno, and H. P. Wynn, “Experimental Design and Observation for Large Systems,” *Journal of the Royal Statistical Society.*, vol. 58, no. 1, pp. 77–94, 1996.
- [69] F. K. H. Phoa and L. L. H. Chang, “A multi-objective implementation in swarm intelligence and its applications in designs of computer experiments,” *2016 12th International Conference on Natural Computation, Fuzzy Systems and Knowledge Discovery, ICNC-FSKD 2016*, no. 978, pp. 253–258, 2016.
- [70] A. Jeang, “Combined parameter and tolerance design for quality via computer experiment: A design for thermoelectric microactuator,” *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, vol. 31, no. 3, pp. 192–201, 2008.
- [71] A. Reinhardt, F. De Crécy, M. Aid, S. Giraud, S. Bia, and E. Iborra, “Design of computer experiments: A powerful tool for the numerical design of BAW filters,” *Proceedings - IEEE Ultrasonics Symposium*, pp. 2185–2188, 2008.
- [72] D. Du, H. Yang, A. R. Ednie, and E. S. Bennett, “Statistical Metamodeling and Sequential Design of Computer Experiments to Model Glyco-Altered Gating of Sodium Channels in Cardiac Myocytes,” *IEEE Journal of Biomedical and Health Informatics*, vol. 20, no. 5, pp. 1439–1452, 2016.
- [73] D. Montgomery, *Design and Analysis of Experiments, 8th Edition*. John Wiley & Sons, Incorporated, 2012.
- [74] C. Daniel, “One-at-a-Time Plans,” *Journal of the American Statistical Association*, vol. 68, no. 342, p. 353, jun 1973.
- [75] X. Qu and C. F. J. Wu, “One-factor-at-a-time designs of resolution V,” *Journal of Statistical Planning and Inference*, vol. 131, no. 2, pp. 407–416, 2005.
- [76] S. J. Bates, J. Sienz, and D. S. Langley, “Formulation of the Audze Eglais Uniform Latin Hypercube design of experiments,” *Advances in Engineering Software*, vol. 34, pp. 493–506, 2003.
- [77] M. Johnson, L. Moore, and D. Ylvisaker, “Minimax and maximin distance designs,” *Journal of Statistical Planning and Inference*, vol. 26, no. 2, pp. 131–148, oct 1990.
- [78] C. M. Harris, K. L. Hoffman, and L. A. Yarrow, “Obtaining minimum-correlation Latin Hypercube Sampling plans using an IP-based heuristic,” *OR Spektrum*, vol. 17, no. 2-3, pp. 139–148, jun 1995.
- [79] L. Liu, “Could enough samples be more important than better designs for computer experiments?” *Proceedings - Simulation Symposium*, vol. 1, no. Mi, pp. 107–115, 2005.

- [80] T. Simpson, J. Poplinski, P. N. Koch, and J. Allen, "Metamodels for Computer-based Engineering Design: Survey and recommendations," *Engineering With Computers*, vol. 17, no. 2, pp. 129–150, 2001.
- [81] C. J. Stone, M. Hansen, C. Kooperberg, and Y. K. Truong, "Polynomial splines and their tensor products in extended linear modeling," *Ann. Statist.*, vol. 25, pp. 1371–1470, 1997.
- [82] N. Cressie, *Statistics for spatial data*, ser. Wiley series in probability and mathematical statistics: Applied probability and statistics. J. Wiley, 1993.
- [83] F. A. C. Viana, T. W. Simpson, V. Balabanov, and V. Toropov, "Metamodeling in Multidisciplinary Design Optimization: How Far Have We Really Come?" *AIAA Journal*, vol. 52, no. 4, pp. 670–690, 2014.
- [84] D. Montgomery, G. Runger, and V. Calado, *Estatística Aplicada E Probabilidade Para Engenheiros (5a. Ed.)*. Grupo Gen - LTC, 2016.
- [85] S. Rao, *Engineering Optimization: Theory and Practice: Fourth Edition*. John Wiley and Sons, 6 2009.
- [86] A. Forsgren, P. E. Gill, and M. H. Wright, *Interior Methods for Nonlinear Optimization*, 2002, vol. 44, no. 4.
- [87] H. Lovatt, "Analytical model of a classical switched-reluctance motor," *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 152, no. 2, p. 352, 2005.
- [88] B. Parreira, S. Rafael, a.J. Pires, and P. Branco, "Obtaining the magnetic characteristics of an 8/6 switched reluctance machine: from FEM analysis to the experimental tests," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 52, no. 6, pp. 1635–1643, 2005.
- [89] W. Ding and D. Liang, "A fast analytical model for an integrated switched reluctance starter/generator," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, no. 4, pp. 948–956, 2010.
- [90] S. Song, M. Zhang, and L. Ge, "A New Fast Method for Obtaining Flux-Linkage Characteristics of SRM," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 0046, no. c, pp. 1–1, 2015.
- [91] S. C. Wang, "An fully-automated measurement system for identifying magnetization characteristics of switched reluctance motors," *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, no. 5, pp. 1226–1238, 2012.

- 
- [92] K. Ogata, *Modern Control Engineering*, ser. Instrumentation and controls series. Prentice Hall, 2010.
- [93] MathWorks., “Matlab optimization toolbox, r2016a,” *The MathWorks, Natick, MA, USA*, 2016.
- [94] —, “Matlab global optimization toolbox, r2016a,” *The MathWorks, Natick, MA, USA*, 2016.

## Anexo A: *Software* desenvolvido

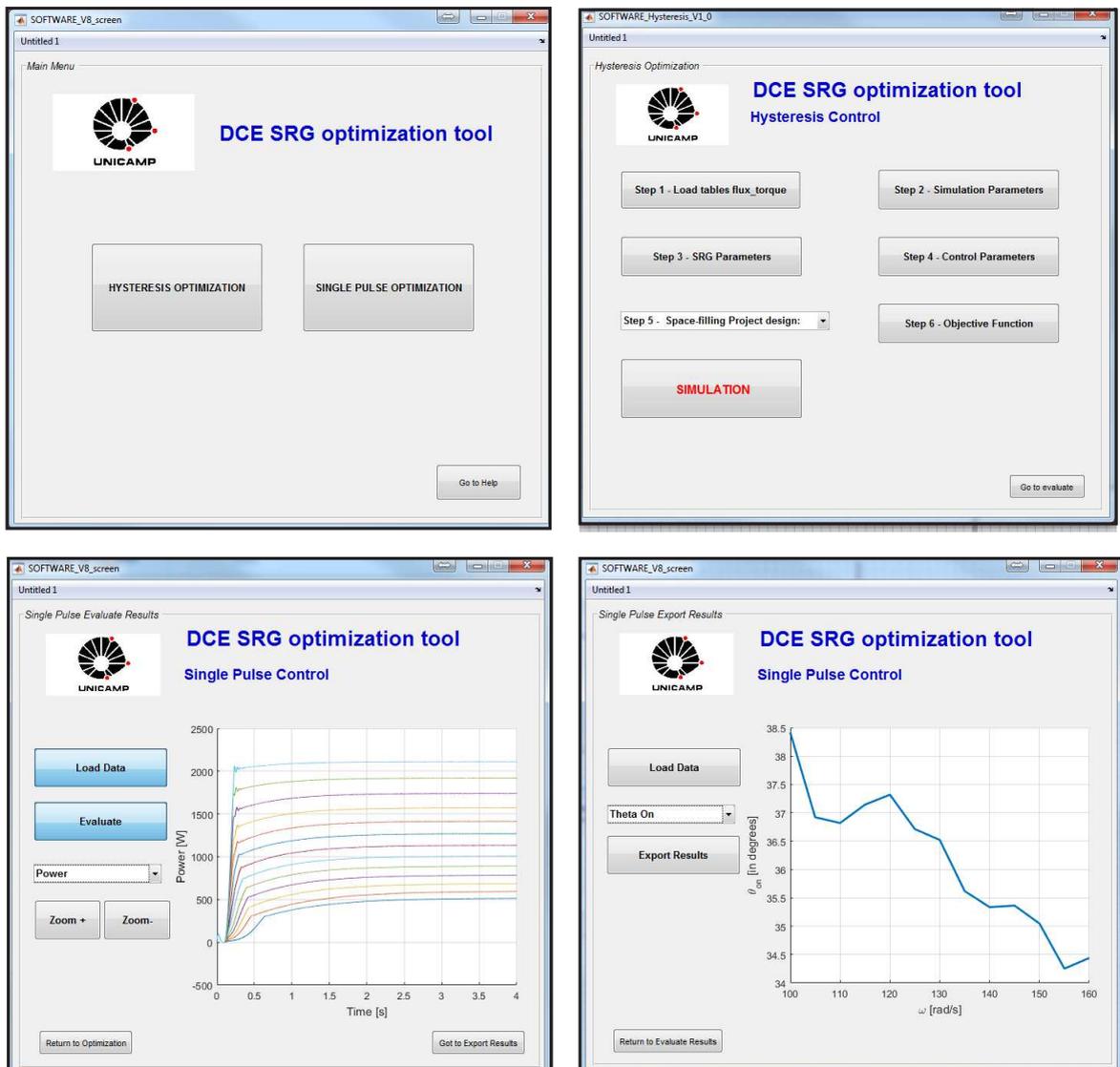


Figura A1: Telas do *software* baseado em planejamento de experimentos computacionais desenvolvido para otimização de desempenho do GRV em sistemas eólicos.