



UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ  
INSTITUTO DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

VANDERSON CARVALHO DE SOUZA

**INIBIDOR BIDIRECIONAL DE EVENTOS DE *RUNAWAY* NO COMUTADOR DE  
TAP DE REGULADORES DE TENSÃO EM REDES DE DISTRIBUIÇÃO  
RECONFIGURÁVEIS COM GERAÇÃO DISTRIBUÍDA**

**TD 13/2024**

BELÉM/PARÁ

2024



VANDERSON CARVALHO DE SOUZA

**INIBIDOR BIDIRECIONAL DE EVENTOS DE *RUNAWAY* NO COMUTADOR DE  
TAP DE REGULADORES DE TENSÃO EM REDES DE DISTRIBUIÇÃO  
RECONFIGURÁVEIS COM GERAÇÃO DISTRIBUÍDA**

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Instituto de Tecnologia da Universidade Federal do Pará como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. João Paulo Abreu Vieira

BELÉM/PARÁ

2024

**Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP) de acordo com ISBD  
Sistema de Bibliotecas da Universidade Federal do Pará  
Gerada automaticamente pelo módulo Ficat, mediante os dados fornecidos pelo(a)  
autor(a)**

---

S719i Souza, Vanderson Carvalho de.  
Inibidor bidirecional de eventos de runaway no  
comutador de tap de reguladores de tensão em redes de  
distribuição reconfiguráveis com geração distribuída /  
Vanderson Carvalho de Souza. — 2024.  
88 f. : il. color.

Orientador(a): Prof. Dr. João Paulo Abreu Vieira  
Tese (Doutorado) - Universidade Federal do Pará,  
Instituto de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Elétrica, Belém, 2024.

1. Reguladores de tensão (RTs). 2. fluxo de potência  
bidirecional. 3. condição de runaway. 4. redes de  
distribuição reconfiguráveis. 5. geração distribuída (GD).  
I. Título.

CDD 621.3191

---

**“INIBIDOR BIDIRECIONAL DE EVENTOS DE RUNAWAY NO COMUTADOR DE  
TAP DE REGULADORES DE TENSÃO EM REDES DE DISTRIBUIÇÃO  
RECONFIGURÁVEIS COM GERAÇÃO DISTRIBUÍDA”**

**AUTOR: VANDERSON CARVALHO DE SOUZA**

TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA À BANCA EXAMINADORA APROVADA PELO COLEGIADO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA, SENDO JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM ENGENHARIA ELÉTRICA NA ÁREA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA.

APROVADA EM: 25/06/2024

**BANCA EXAMINADORA:**

---

**Prof. Dr. João Paulo Abreu Vieira**  
(Orientador - PPGEE/UFPA)

---

**Prof. Dr. Walter Barra Júnior**  
(Avaliador Interno - PPGEE/UFPA)

---

**Prof. Dr. Petrônio Vieira Júnior**  
(Avaliador Externo ao Programa - FEEB/UFPA)

---

**Prof. Dr. Antônio Padilha Feltrin**  
(Avaliador Externo - UNESP)

---

**Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Fernanda Caseno Trindade Arioli**  
(Avaliadora Externa - UNICAMP)

**VISTO:**

---

**Prof. Dr. Diego Lisboa Cardoso**  
(Coordenador do PPGEE/ITEC/UFPA)



*Este trabalho é dedicado aos meus pais, Benedito Monteiro de Souza e Merian Miranda de Carvalho, como reconhecimento de todos os esforços empreendidos para que este doutorado fosse possível.*



# Agradecimentos

Em primeiro lugar, expresso minha profunda gratidão a Deus pelo dom da vida e por todos os desafios e oportunidades proporcionados ao longo deste curso de doutorado. Reconheço, humildemente, que é pela sua graça e misericórdia que alcancei a conclusão deste curso de doutorado. Sem a presença divina, nada do que conquistei seria possível.

A minha esposa Rosanira Leão Freitas por sua generosidade, pelo cuidado dedicado à nossa família e pelos incansáveis esforços que foram essenciais para o desenvolvimento deste trabalho. A chegada da nossa filha Manuela, em 2020, foi a luz que faltava em nossas vidas e a inspiração necessária para avançar com determinação neste doutorado.

Aos meus pais, Benedito Monteiro de Souza e Merian Miranda de Carvalho, por terem transmitido sólidos princípios aos filhos e por terem empreendido todos os esforços necessários para garantir que eu e meus irmãos recebêssemos educação, desde os primeiros dias na escola até a conclusão da faculdade. Suas inabaláveis dedicação e apoio foram fundamentais para que pudesse alcançar este momento.

Ao professor João Paulo, pelo excelente trabalho como orientador e pela generosidade demonstrada ao longo deste doutorado. Também desejo expressar minha gratidão aos amigos da UFPA, especialmente ao Heitor Barata, Raphael Barradas, Andrey Lopes, Luiz Eduardo e Vitor Batista. Para o Vitor, em particular, quero expressar minha gratidão especial pelas valiosas contribuições ao algoritmo.

Aos amigos de trabalho da UFRA, Fernando Kzan e Isabella Carvalho, pelo apoio e suporte fundamentais ao desenvolvimento deste trabalho. Suas contribuições foram inestimáveis e desempenharam um papel crucial no sucesso desta tese. Estou profundamente grato pela colaboração e amizade consolidada ao longo desta jornada acadêmica.

Aos professores do ensino médio pelas inúmeras aulas adicionais ministradas e pelos conselhos que, certamente, contribuíram para minha jornada até este doutorado. Devo destacar, em especial, os professores Daniel Duarte, Jadson Wanzeler, Sebastião Fiel e Flávio Soares. Para o Flávio, em particular, quero expressar um agradecimento especial pela bolsa de estudo integral que me possibilitou frequentar seu curso pré-vestibular.

Por fim, agradeço aos professores membro da banca: Dr. Antonio Padilha, Dra. Fernanda Trindade, Dr. Petrônio Vieira e Dr. Walter Barra, pela avaliação e pelas valiosas considerações que foram fundamentais para o aprimoramento deste trabalho.



*Peçam, e lhes será dado. Procurem, e encontrarão. Batam, e lhes será aberto.  
Pois todo aquele que pede recebe, quem procura encontra, e a quem bate se abrirá.  
(Mt 7,7-8)*



# Resumo

As mudanças climáticas têm se intensificado ao longo do anos, especialmente como resultado do modelo energético global que se baseia predominantemente no uso de combustíveis fósseis. Dessa forma, surge uma necessidade urgente de impulsionar uma economia de baixo carbono como resposta à crise climática. Neste contexto, as fontes renováveis de energia emergem como a principal alternativa aos combustíveis fósseis. Entretanto, a integração dessas fontes às redes de distribuição pode causar problemas de controle de tensão resultantes do fluxo de potência bidirecional em tais redes. Um importante problema de controle de tensão é o fenômeno da condição de *runaway* no comutador de *tap* de reguladores de tensão de linha (RTs). Atualmente, o problema é ainda mais desafiador em redes de distribuição reconfiguráveis com fontes de energia conectadas tanto do lado da fonte como ao lado da carga do RT. Este problema ocorre quando o controle do RT não consegue distinguir adequadamente a origem do fluxo de potência ativa que atravessa o regulador e tenta controlar a tensão do lado da rede com a maior capacidade de curto circuito (lado forte), ocasionando sub ou sobretensão do lado da rede com a menor capacidade de curto circuito (lado fraco). Soluções atuais para mitigar o problema de *runaway* são baseadas, principalmente, em três categorias: 1) suporte ao controle de tensão por geração distribuída (GD); 2) uso de medições/informações remotas; e 3) uso de medições/informações locais. No entanto, considerando os aspectos práticos, apenas as soluções da terceira categoria são viáveis. Mesmo assim, tais soluções são restritas à aplicação para inibir a condição de *runaway* ocasionada exclusivamente por fluxo inverso. Nesta tese de doutorado é proposto um algoritmo para inibição bidirecional local robusta *on-line* da condição de *runaway* baseado em apenas uma comutação de *tap* de teste com garantias de robustez e sem a necessidade de comutação de *tap* de teste coordenada em RTs em cascata. As principais contribuições da Tese são a aplicação inovadora do algoritmo na inibição bidirecional local robusta *on-line* da condição de *runaway* no comutador de *tap* e a apresentação de *insights* industriais. A acurácia e robustez do algoritmo proposto são verificadas por meio de simulações de fluxo de potência em séries temporais realizadas em duas redes de teste, com ruído e erros grosseiros nas medições, utilizando extensivas simulações de Monte Carlo. A operação descoordenada de comutação de *tap* de teste em RTs em cascata é examinada através de estudos de caso em uma longa rede de distribuição rural real. Finalmente, o efeito da variabilidade da fonte fotovoltaica (PV) no desempenho do algoritmo proposto é avaliado. Os resultados obtidos confirmaram a eficácia do algoritmo proposto na inibição bidirecional da condição de *runaway*.

**Palavras-chave:** Reguladores de tensão (RTs), fluxo de potência bidirecional, condição de *runaway*, redes de distribuição reconfiguráveis, geração distribuída (GD)



# Abstract

Climate change has intensified over the years, especially as a result of the global energy model that is predominantly based on the use of fossil fuels. Thus, there is an urgent need to boost a low-carbon economy as a response to the climate crisis. In this context, renewable energy sources emerge as the main alternative to fossil fuels. However, the integration of these sources into distribution networks can cause voltage control problems resulting from bidirectional power flow in such networks. An important voltage control problem is the phenomenon known as tap changer runaway condition in step-voltage regulators (SVRs). Nowadays, the problem is further challenging in reconfigurable distribution networks with renewable energy sources connected to both the source-side and load-side of the SVR. This problem occurs when the SVR control cannot adequately distinguish the origin of the active power flow through the SVR and tries to control the voltage on the side of the network with the highest short circuit capacity (strong side), causing under or overvoltage on the side of the network with the lowest short circuit capacity (weak side). Current solutions to mitigate the runaway problem are mainly based on three categories: 1) voltage control support by distributed generation (DG); 2) use of remote measurements/information; and 3) use of local measurements/information. However, considering practical aspects, only solutions in the third category are feasible. Even so, these solutions are restricted to application for inhibiting the runaway condition caused exclusively by reverse power flow. In this Thesis, an algorithm is proposed for robust local bidirectional on-line inhibition of the runaway condition based only on a test tap switching with robustness guarantees and without the need for switching of tap test coordinate in cascaded SVRs. The main contributions of the Thesis are the innovative application of the algorithm in robust local bidirectional on-line inhibition of the runaway condition in the tap switch and the introduction to industrial insights. The accuracy and robustness of the proposed algorithm are verified through time series power flow simulations carried out on two test networks, with noise and gross errors in measurements, using extensive Monte Carlo simulations. The uncoordinated operation of test tap switching in cascaded SVRs is examined through case studies on a long real rural distribution network. Finally, the effect of photovoltaic (PV) source variability on the performance of the proposed algorithm is evaluated. The results obtained confirmed the effectiveness of the proposed algorithm in bidirectional inhibition of the runaway condition.

**Keywords:** Step voltage regulators (SVRs), bi-directional power flow, *tap changer runaway*, reconfigurable distribution networks, distributed generation (GD).



# Lista de ilustrações

Figura 1 – Detalhamento do consumo total de energia final por fonte entre o período de 2020 e 2050 no cenário de 1,5 °C. Fonte: adaptado de [2] . . . . .	30
Figura 2 – Expansão anual da capacidade energética, 2002-2022. Fonte: adaptado de [2] . . . . .	31
Figura 3 – Tarifa média de energia elétrica por classe de tensão de fornecimento. Fonte: adaptado de [7] . . . . .	33
Figura 4 – Expansão da Minigeração Distribuída no Brasil de 2012 a 2023 (a) quantidade de MGD e (b) potência instalada de MGD. Fonte: adaptado de [6] . . . . .	33
Figura 5 – Expansão de autoprodutores no Brasil (a) quantidade de agentes APE em operação e (b) potência instalada de APE. Fonte: adaptado de [10] . . . . .	34
Figura 6 – Autoprodução injetada e não injetada na rede elétrica. Fonte: adaptado de [10] . . . . .	35
Figura 7 – Diagrama unifilar simplificado de um alimentador de distribuição de média tensão com geração distribuída. Fonte: próprio autor . . . . .	44
Figura 8 – Diagrama unifilar de um RT tipo B com uma fonte de alimentação alternada conectada ao terminal carga do equipamento. Fonte [17] . . . . .	47
Figura 9 – Modelo de regressão linear ajustado para medições de tensão ruidosas do lado carga do RT com uma abordagem MQR a partir de duas mudanças de <i>tap</i> de teste. Fonte: adaptado de [17] . . . . .	53
Figura 10 – Resíduos versus valores ajustados. Fonte: adaptado de [17] . . . . .	54
Figura 11 – Diagrama esquemático de um RT tipo A com medição de tensão em ambos os lados do regulador. Fonte: adaptado de [32] . . . . .	54
Figura 12 – Queda de tensão ao longo de um alimentador de distribuição. Fonte: Adaptado de [34]. . . . .	58
Figura 13 – Diagrama simplificado de um regulador de tensão tipo A. Fonte: Adaptado de [34]. . . . .	60
Figura 14 – Diagrama simplificado de um regulador de tensão tipo B. Fonte: Adaptado de [34]. . . . .	61
Figura 15 – Controle de <i>tap</i> do regulador de tensão com base na tensão de referência, banda morta e atraso de tempo. Fonte: Adaptado de [36]. . . . .	62
Figura 16 – Reguladores de tensão em cascata. Fonte: Adaptado de [37]. . . . .	64
Figura 17 – Modo de operação bidirecional. Fonte: Adaptado de [38]. . . . .	65
Figura 18 – Modo de operação cogeração. Fonte: Adaptado de [38]. . . . .	66
Figura 19 – Modo de operação inverso. Fonte: Adaptado de [38]. . . . .	66

Figura 20 – Diagrama simplificado da rede de distribuição em escala reduzida com reguladores de tensão de linha. Fonte: Próprio autor. . . . .	67
Figura 21 – Circuito de comandos elétricos responsável pelas manobras na rede em escala reduzida. Fonte: Próprio autor. . . . .	68
Figura 22 – Diagrama esquemático de ligação de três reguladores de tensão de linha em escala reduzida com possibilidade de conexão by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor. . . . .	69
Figura 23 – Circuito de força referente as conexões dos reguladores monofásicos em by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor. . .	70
Figura 24 – Circuito de comandos elétricos referente as conexões dos reguladores monofásicos em by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor. . . . .	71
Figura 25 – Laboratório de controle de tensão em redes de distribuição. Fonte: Próprio autor. . . . .	71
Figura 26 – Controlador CTR-3 dos reguladores de tensão monofásicos. Fonte: Próprio autor. . . . .	71
Figura 27 – Placa dos reguladores de tensão monofásicos tipo B. Fonte: Próprio autor. . . . .	72
Figura 28 – Testes experimentais com o banco de reguladores de tensão em escala reduzida. Fonte: Próprio autor. . . . .	73
Figura 29 – Tensão nos terminais fonte (a) e tensão nos terminais carga (b) do banco de reguladores de tensão em escala reduzida, para $V_{ref} = 123$ V. Fonte: Próprio autor. . . . .	74
Figura 30 – Tensão nos terminais fonte (a) e tensão nos terminais carga (b) do banco de reguladores de tensão em escala reduzida, para $V_{ref} = 132$ V. Fonte: Próprio autor. . . . .	75
Figura 31 – Rede de distribuição com um religador de interconexão localizado do lado do terminal carga do RT e uma unidade de GD conectada em cada lado do RT. Fonte: Próprio autor. . . . .	78
Figura 32 – Modelo de regressão linear ajustado duas vezes consecutivas para medições de tensão ruidosas do lado do terminal carga do RT com uma abordagem de MQR a partir de uma comutação de <i>tap</i> de teste. Fonte: Próprio autor. . . . .	81
Figura 33 – Resíduos versus valores ajustados. Fonte: Próprio autor. . . . .	82
Figura 34 – Autocorrelação simples e parcial. Fonte: Próprio autor. . . . .	83
Figura 35 – Regra de decisão de Durbin-Watson. Fonte: Próprio autor. . . . .	84
Figura 36 – Fluxograma do algoritmo inibidor bidirecional da condição de <i>runaway</i> . Fonte: Próprio autor. . . . .	85

Figura 37 – Diagrama unifilar de um sistema teste com dois alimentadores, regulador de tensão centralizado no alimentador AL1 e recurso de manobra na rede para transferência de cargas entre alimentadores. Fonte: Próprio autor. . . . .	90
Figura 38 – Diagrama unifilar geográfico dos alimentadores PR-09 e PR-11. Fonte: Próprio autor. . . . .	96
Figura 39 – Diagrama unifilar simplificado dos alimentadores PR-09 e PR-15. Fonte: Próprio autor. . . . .	97
Figura 40 – Perfis de carga do alimentador PR-09 ao longo de uma semana. Fonte: Próprio autor. . . . .	98
Figura 41 – Perfis de carga do alimentador PR-11 ao longo de uma semana. Fonte: Próprio autor. . . . .	99
Figura 42 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa inverso nos RTs por GD para movimentos de comutação de <i>tap</i> de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor	100
Figura 43 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa inverso nos RTs por subestação para movimentos de comutação de <i>tap</i> de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor . . . . .	102
Figura 44 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa direto nos RTs por GD Fotovoltaica para movimentos de comutação de <i>tap</i> de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor . . . . .	104
Figura 45 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa direto nos RTs por subestação para movimentos de comutação de <i>tap</i> de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor . . . . .	105
Figura 46 – Fluxo de potência ativa através do (a) RT3 e (b) RT4 durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Fonte: Próprio autor . . . . .	108
Figura 47 – Tensão nos terminais fonte e carga do (a) RT3 e (b) RT4 obtidos durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Próprio autor . . . . .	109
Figura 48 – Respostas temporais dos <i>taps</i> dos reguladores (a) RT3 e (b) RT4 durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Fonte: Próprio autor . . . . .	109



# Lista de tabelas

Tabela 1 – Pontos de conexão em tensão nominal igual ou superior a 2,3 kV e inferior a 69 kV. . . . .	57
Tabela 2 – Configuração das chaves da rede teste para cada cenário simulado de fluxo de potência ativa no RT . . . . .	92
Tabela 3 – Efeito do fator de esquecimento ( $\lambda$ ) na acurácia da inibição da condição de <i>runaway</i> . . . . .	93
Tabela 4 – Efeito da taxa de amostragem na acurácia da inibição da condição de <i>runaway</i> . . . . .	94
Tabela 5 – Análise comparativa com outros métodos para os quatro cenários de fluxo de potência ativa . . . . .	95
Tabela 6 – Resumo de algumas das principais características dos condutores que compõem os alimentadores PR-09 e PR-11. . . . .	97
Tabela 7 – Configuração das chaves da rede real para cada cenário simulado de fluxo de potência ativa nos RTs . . . . .	99
Tabela 8 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa inverso relacionado à injeção de potência pela unidade de GD a biomassa	101
Tabela 9 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa inverso relacionado à injeção de potência pela subestação . . . . .	103
Tabela 10 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa direto relacionado à injeção de potência pela unidade de GD fotovoltaica	104
Tabela 11 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa direto relacionado à injeção de potência pela subestação . . . . .	106



# Lista de abreviaturas e siglas

ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
APE	Autoprodução Produção de Energia
COP	Conferência das Partes
CTEF	Consumo Total de Energia Final
ESG	<i>Environmental, Social and Governance</i>
FP	Fator de Potência
GD	Geração Distribuída
GEE	Gases de Efeito Estufa
MGD	Minigeração Distribuída
MQR	Mínimos Quadrados Recursivo
OLTC	<i>On-Load Tap Changer</i>
OpenDSS	<i>Open Distribution System Simulator</i>
Proinfa	Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica
QGBT	Quadro Geral de Baixa Tensão
REN	Resolução Normativa
RT	Regulador de Tensão de Linha
TC	Transformador de Corrente
TL	Tensão de Leitura
TP	Transformador de Potencial
TR	Tensão de Referência



# Lista de símbolos

CO <sub>2</sub>	Dióxido de Carbono
DW	Durbin-Watson
EJ	Exajoule
GW	Gigawatt
GWh	Gigawatt-hora
kV	Quilovolt
kVA	Quilovolt-ampère
kW	Quilowatt
MW	Megawatt
TWh	Terawatt-hora



# Sumário

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>29</b>
1.1	Contextualização	29
1.2	Motivação	35
1.3	Objetivos	36
1.4	Contribuição Original	36
1.5	Produção Acadêmica	38
1.5.1	Artigos Publicados em Revista	38
1.5.2	Artigos Publicados em Congresso	38
1.5.3	Outros Artigos Publicados em Congressos	39
1.5.4	Prêmios e Títulos	39
1.6	Propriedade Intelectual	39
1.6.1	Registros de Programa de Computador	39
1.6.2	Depósito de Patente	40
1.7	Estrutura da Tese	40
<b>2</b>	<b>Revisão Bibliográfica</b>	<b>43</b>
2.1	Introdução	43
2.2	Impacto da Geração Distribuída no Perfil de Tensão de Redes de Distribuição de Média Tensão	44
2.3	Formulação Matemática do Problema de <i>Runaway</i> em Reguladores de Tensão	46
2.4	Soluções Contra o Fenômeno de <i>Runaway</i>	49
2.4.1	Soluções Baseadas em Suporte ao Controle de Tensão por GD	49
2.4.2	Soluções Baseadas em Medições Remotas	50
2.4.3	Soluções Baseadas em Medições Locais	52
2.5	Considerações Finais	55
<b>3</b>	<b>Reguladores de Tensão</b>	<b>57</b>
3.1	Introdução	57
3.2	Características Construtivas	58
3.2.1	Regulador de Tensão Tipo A	59
3.2.2	Regulador de Tensão Tipo B	60
3.2.3	Generalidade	61
3.3	Controle e Parametrização	62
3.3.1	Tensão de Referência	62
3.3.2	Banda Morta	62
3.3.3	Temporização	63
3.4	Modos de Operação	64
3.4.1	Bidirecional	64

3.4.2	Cogeração . . . . .	65
3.4.3	Inverso . . . . .	65
3.5	Reprodução do Fenômeno de <i>Rumaway</i> em Rede de Distribuição em Escala Reduzida . . . . .	66
3.5.1	Rede Teste em Escala Reduzida . . . . .	67
3.5.2	Testes Experimentais . . . . .	72
3.6	Considerações Finais . . . . .	75
<b>4</b>	<b>Metodologia . . . . .</b>	<b>77</b>
4.1	Introdução . . . . .	77
4.2	Problemática . . . . .	77
4.3	Algoritmo Proposto . . . . .	78
4.3.1	Formulação Matemática . . . . .	78
4.3.2	Princípio de Operação . . . . .	80
4.3.3	Análise de Resíduos . . . . .	82
4.3.4	Descrição do Algoritmo Proposto . . . . .	84
4.4	Considerações Finais . . . . .	88
<b>5</b>	<b>Resultados e Discussões . . . . .</b>	<b>89</b>
5.1	Introdução . . . . .	89
5.2	Estudo de Caso I: Rede Teste de Distribuição com RT . . . . .	89
5.2.1	Descrição da Rede Teste . . . . .	89
5.2.2	Estudo de Sensibilidade . . . . .	91
5.2.2.1	Efeito do Fator de Esquecimento $\lambda$ . . . . .	92
5.2.2.2	Efeito da Taxa de Amostragem . . . . .	93
5.2.3	Análise Comparativa com Outros Métodos . . . . .	94
5.3	Estudo de Caso II: Rede Real de Distribuição Reconfigurável com RTs em Cascata . . . . .	95
5.3.1	Descrição da Rede Real . . . . .	95
5.3.2	Efeitos das Mudança de <i>Tap</i> de Teste em RTs em Cascata . . . . .	99
5.3.2.1	Fluxo de Potência Inverso por GD a Biomassa . . . . .	100
5.3.2.2	Fluxo de Potência Inverso por Subestação . . . . .	101
5.3.2.3	Fluxo de Potência Direto por GD Fotovoltaica . . . . .	103
5.3.2.4	Fluxo de Potência Direto por Subestação . . . . .	105
5.3.3	Discussões a Respeito dos Casos Especiais de Baixa Precisão . . . . .	106
5.3.4	Discussões a Respeito das Coordenações Desnecessárias das Comutações de <i>Tap</i> de Teste em RTs em Cascata . . . . .	107
5.3.5	Efeito da Variabilidade da Fonte Solar Fotovoltaica no Desempenho do Algoritmo Proposto . . . . .	107
5.4	Considerações Finais . . . . .	109
<b>6</b>	<b>Conclusão . . . . .</b>	<b>111</b>

6.1	Considerações Finais . . . . .	111
6.2	Trabalhos Futuros . . . . .	112
	<b>Referências . . . . .</b>	<b>113</b>



# 1 Introdução

## 1.1 Contextualização

A matriz energética mundial está fortemente relacionada com as questões ambientais, seja pela utilização dos recursos naturais na produção de energia, seja pelos impactos causados ao meio ambiente a partir da produção e uso da energia. Ao longo dos anos, o aproveitamento de recursos naturais não renováveis como carvão, petróleo e gás natural estabeleceu as bases da matriz energética global, tal como conhecemos ainda hoje, composta predominantemente por fontes fósseis. Esse modelo energético se consolidou no mercado mundial, apesar dos prejuízos causados ao meio ambiente, principalmente, pela emissão na atmosfera de gases poluentes responsáveis pelo agravamento do efeito estufa como o Dióxido de Carbono ( $\text{CO}_2$ ) [1, 2].

Como consequência da poluição massiva da atmosfera, as mudanças climáticas se intensificaram ao longo dos anos e ganharam projeção global. Eventos climáticos extremos como secas prolongadas, inundações, enchentes, incêndios florestais, ondas de frio e calor, grandes tempestades e furacões, até pouco tempo, eram ocorrências pontuais em partes específicas do planeta. Atualmente, esses eventos são registrados em todo o mundo de forma mais frequente e intensa, evidenciando que os modos atuais de produção e consumo são incompatíveis com a capacidade do planeta. Alterar a rota do desastre climático para qual o mundo caminha requer, principalmente, ações emergenciais conjuntas para desacelerar o efeito estufa.

O Acordo de Paris, firmado por ocasião da Conferência das Nações Unidas Sobre Mudanças Climáticas (COP21), representou um marco significativo na luta contra as mudanças climáticas. Por meio desse acordo, os líderes mundiais se comprometeram em tomar ações efetivas em seus países para limitar o aumento da temperatura média da terra, até o fim deste século, bem abaixo de  $2\text{ }^\circ\text{C}$  em relação aos níveis pré-industriais, empreendendo esforços para limitar o aumento a  $1,5\text{ }^\circ\text{C}$ . A importância desse compromisso reside no reconhecimento unânime da comunidade internacional de que a ação humana, especialmente a queima de combustíveis fósseis, tem contribuído significativamente para as mudanças climáticas [3].

Desse modo, a transição para uma economia de baixo carbono é crucial para enfrentar os desafios relacionados às mudanças climáticas e cumprir a meta de  $1,5\text{ }^\circ\text{C}$  estabelecida no Acordo de Paris. O setor energético; ao passo que é um dos principais emissores globais de gases de efeito estufa (GEE), tendo contribuído com 40 % das emissões de  $\text{CO}_2$  em 2022; apresenta algumas das principais oportunidades para descarbonização

do próprio setor e da economia global. Por meio da implementação de fontes renováveis na geração de energia em substituição aos combustíveis fósseis e eletrificação dos diversos usos finais de energia como edifícios, indústria, transporte e agrícola, a eletricidade assume um papel central na transformação do setor energético em direção a uma economia de baixo carbono [2, 4].

No ano de 2020, os combustíveis fósseis ocuparam uma posição de destaque no que diz respeito ao consumo total de energia final (CTEF), detendo uma participação significativa de 63 %, conforme ilustrado na Figura 1. A contribuição da eletricidade no CTEF daquele ano foi de 22 %, dos quais 28 % proveniente de fontes renováveis. Por outro lado, no horizonte de longo prazo até 2050, tendo em vista os esforços governamentais para promover a descarbonização da matriz energética global e cumprir a meta do clima, a composição do CTEF deve mudar drasticamente. Os combustíveis fósseis perdem o protagonismo de outrora, com participação reduzida a 12 % em 2050, e as fontes renováveis tendem a dominar o mercado energético, representando uma parcela de cerca de 91 % na eletricidade [2].

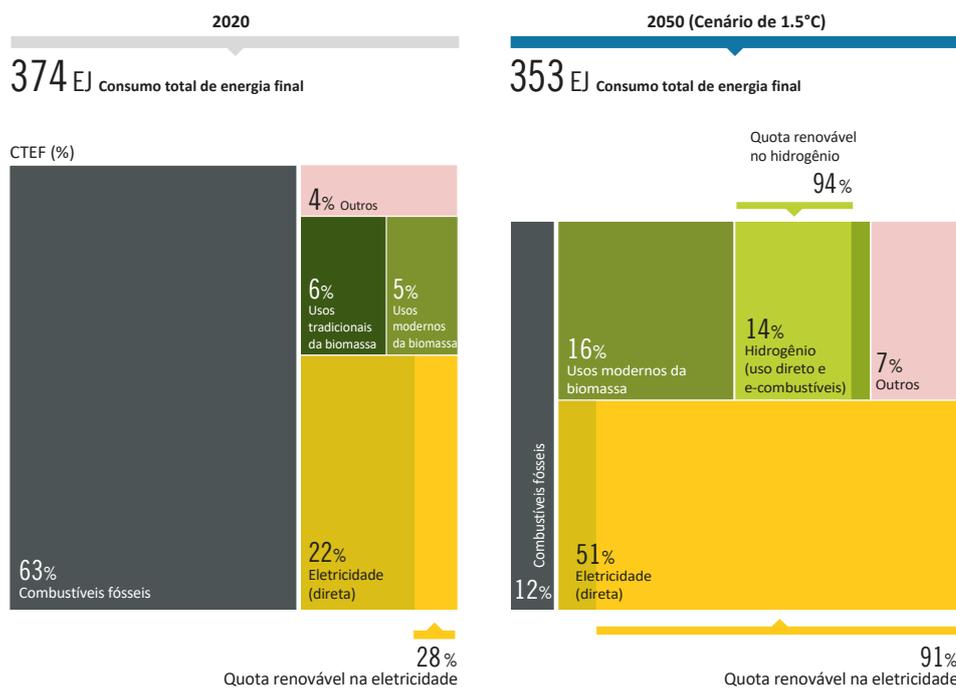


Figura 1 – Detalhamento do consumo total de energia final por fonte entre o período de 2020 e 2050 no cenário de 1,5 °C. Fonte: adaptado de [2]

Conforme evidenciado no horizonte comparativo representado na Figura 1, prevê-se uma redução de 6 % no CTEF até 2050, impulsionada pelas medidas de eficiência energética implementadas nos setores de utilização final. Entretanto, a demanda por eletricidade tende a aumentar consideravelmente devido à eletrificação dos setores de utilização final. Esse aumento de demanda será suportado pela exploração de recursos energéticos de base

renovável, para os quais é projetado um crescimento de cerca de 1000 GW por ano para manter o mundo na trajetória de 1,5 °C [2,4].

Dados históricos revelam uma notável ascensão das fontes renováveis na matriz energética global, conforme ilustrada na Figura 2. Ao longo dos últimos anos, observa-se uma tendência decrescente na expansão da capacidade baseada em fontes não renováveis, especialmente após o ano de 2010, que marcou o ápice com um crescimento de pouco mais de 150 GW. Em contraste, um marco significativo no setor energético foi testemunhado no ano de 2022, com as energias renováveis alcançando um recorde de crescimento de 295 GW, enquanto a capacidade anual das fontes não renováveis apresentou seu menor incremento da série histórica. Esses dados refletem não apenas uma mudança nas fontes de energia, mas também apontam para a crescente importância das opções sustentáveis [2].

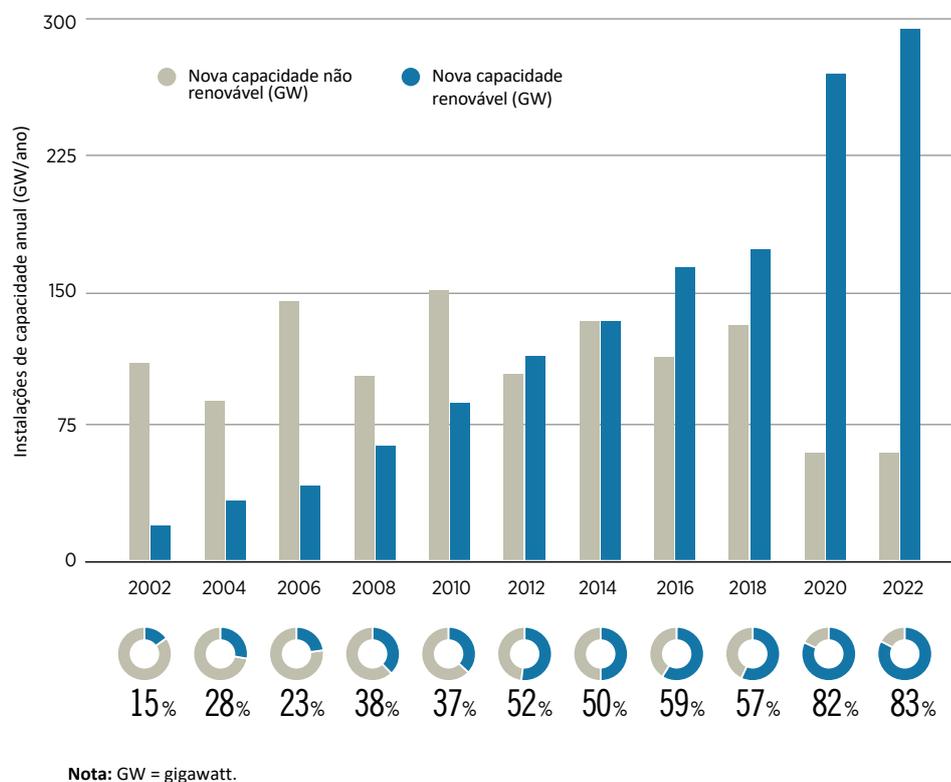


Figura 2 – Expansão anual da capacidade energética, 2002-2022. Fonte: adaptado de [2]

Na vanguarda do crescimento das energias renováveis no mundo, destacam-se as instalações solares fotovoltaicas. Ao final de 2022, a capacidade global acumulada dessa fonte atingiu a marca de 1.045 GW, dos quais 191 GW foram adicionados no mesmo ano. A capacidade instalada de energia eólica manteve a tendência ascendente já registrada nos últimos anos e acumulou ao final de 2022, aproximadamente, 836 GW. No mesmo período, verifica-se em [2] que as hidrelétricas permaneceram com o status de maior fonte renovável da matriz elétrica mundial, tendo contabilizado cerca de 1.256 GW capacidade instalada. As capacidades instaladas das demais fontes renováveis também experimentaram

um crescimento na última década, embora de forma menos expressiva em comparação com as instalações solares fotovoltaicas. Quando somadas, as capacidades instaladas destas fontes atingiram a marca de 171 GW em 2022.

No Brasil, onde a matriz elétrica é predominantemente renovável e a fonte hídrica centralizada se destaca como a principal geração do país, o uso de fontes renováveis descentralizadas como solar, eólica e biomassa tem crescido significativamente nos últimos anos, em linha com a tendência ascendente observada em todo o mundo. Este avanço é fruto das políticas de incentivo às fontes renováveis no país e reflete o compromisso do Brasil em reduzir as emissões de gases de efeito estufa. A Resolução Normativa (REN) n° 482, promulgada em 2012, pode ser considerada uma das principais políticas nacionais voltadas para as fontes renováveis, por ter regulamentado o acesso de consumidores à geração distribuída. O Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica (Proinfa), instituído em 2002, também representou um avanço na descentralização da geração renovável [5,6].

Aliado às políticas de incentivo à geração renovável, os reajustes tarifários anuais estabelecidos pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), têm impulsionado a preferência dos consumidores pela geração própria em todas as classes de consumo. Na Figura 3 consta um levantamento histórico da tarifa média de energia elétrica aplicada aos consumidores brasileiros atendidos diretamente pela rede de distribuição de média tensão. Por meio desses dados, verifica-se no horizonte de 10 anos, que os reajustes tarifários foram expressivos tanto para consumidores pertencentes a classe de tensão A3a, cujo reajuste acumulado totalizou cerca de 157 %, como para os consumidores da classe de tensão A4, cujo aumento foi ainda maior, cerca de 165 %. Esses altos custos com as tarifas de eletricidade oportunizam a busca por soluções alternativas como a Minigeração Distribuída (MGD) e a Autoprodução Produção de Energia (APE) [7].

A MGD é caracterizada como uma central geradora de energia elétrica renovável ou de cogeração qualificada com potência maior que 75 kW, menor ou igual a 5 MW para as fontes despacháveis e menor ou igual a 3 MW para as fontes não despacháveis. Devido à potência nominal elevada da MGD, o emprego dessas centrais geradoras ocorre em instalações de média tensão, comumente 13,8 kV ou 34,5 kV. A Figura 4 sumariza o crescimento da MGD no Brasil de 2012 até 2023, tanto em termos de quantidade de conexão a rede como de potência instalada. No acumulado, a geração solar fotovoltaica lidera o ranking de MGD com 94,89 % das instalações, seguida pela biomassa com 3,42 %. O aproveitamento do potencial hídrico dentro do escopo da MGD aparece em terceiro lugar com 1,35 %. Cerca de 18,78 % de MGD são conectados à rede por meio de alimentadores rurais [6,8].

A Autoprodução de Energia Elétrica; que é uma modalidade de produção própria de eletricidade, regulamentada pela Lei 9.074, de 7 de julho de 1995; teve um crescimento

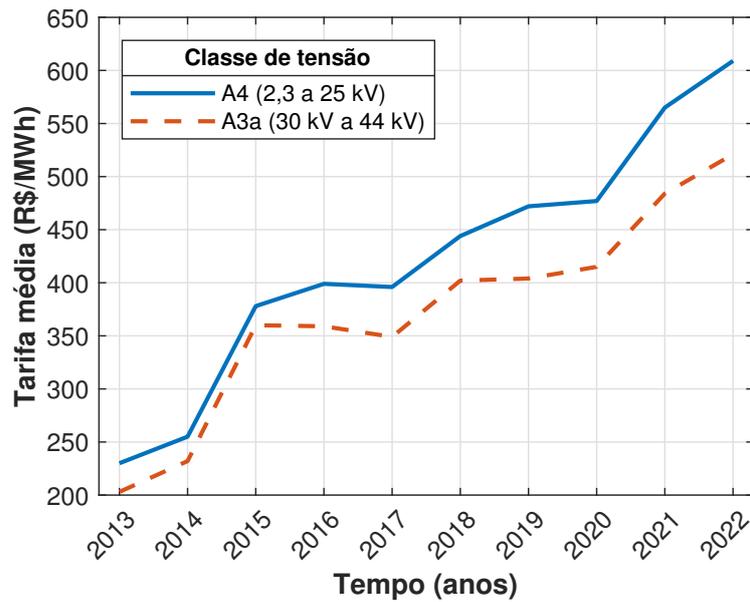


Figura 3 – Tarifa média de energia elétrica por classe de tensão de fornecimento. Fonte: adaptado de [7]

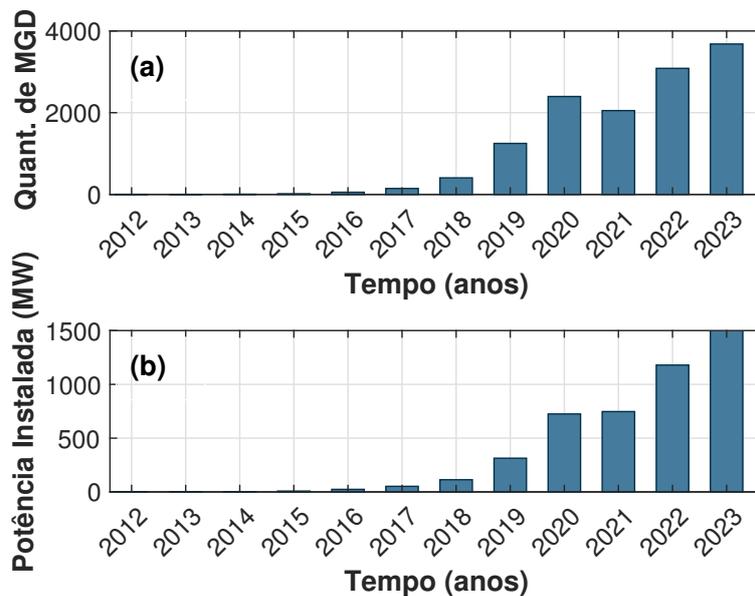


Figura 4 – Expansão da Minigeração Distribuída no Brasil de 2012 a 2023 (a) quantidade de MGD e (b) potência instalada de MGD. Fonte: adaptado de [6]

da sua capacidade instalada de 109 % entre 2013 e 2022, conforme evidenciado na Figura 5. Esse aumento pode ser explicado por alguns fatores como, por exemplo, a chegada de novas tecnologias no mercado e a necessidade de buscar soluções mais eficientes e sustentáveis no longo prazo, que estejam alinhadas com as metas ESG (do inglês, Environmental, Social and Governance) e de descarbonização das empresas. De acordo com a legislação vigente no país, não há restrição de fonte de energia para autoprodução, podendo ser

renovável ou não renovável. Entretanto, o que se vê são as fontes renováveis dominando o mercado da autoprodução de energia elétrica no Brasil. Em 2022, dos 126.619 GWh de energia produzida por autoprodutores, cerca de 72 % foram provenientes de fontes renováveis [9,10].

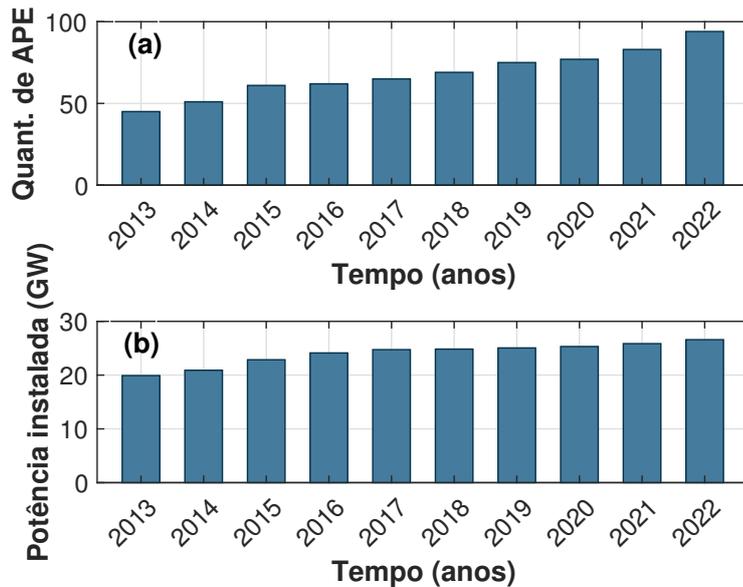


Figura 5 – Expansão de autoprodutores no Brasil (a) quantidade de agentes APE em operação e (b) potência instalada de APE. Fonte: adaptado de [10]

Diferente da MGD, que pertence ao mercado cativo, o APE é um consumidor livre que recebe concessão, autorização ou registro para produzir energia elétrica destinada a seu uso exclusivo, podendo comercializar o excedente sob condições predeterminadas. De acordo com a legislação que regulamenta a autoprodução, sabe-se que a energia gerada pelo APE poderá suprir totalmente ou parcialmente o consumo e a usina pode ou não estar no mesmo local de consumo, o que em muitos casos motiva a conexão desses autoprodutores à rede elétrica. A Figura 6 ilustra o histórico de geração oriunda da autoprodução que foi injetada na rede elétrica e também a parcela não injetada. Como se verifica, a parcela injetada na rede vem crescendo substancialmente nos últimos anos, sendo que em 2022 a injeção alcançou à marca de 41 % da geração total [9,10].

À luz dos dados apresentados, torna-se compreensível a magnitude dos desafios que atualmente se apresentam na operação das redes de distribuição de média tensão, especialmente considerando o aumento significativo da capacidade de geração descentralizada, a exemplo da MGD e APE.

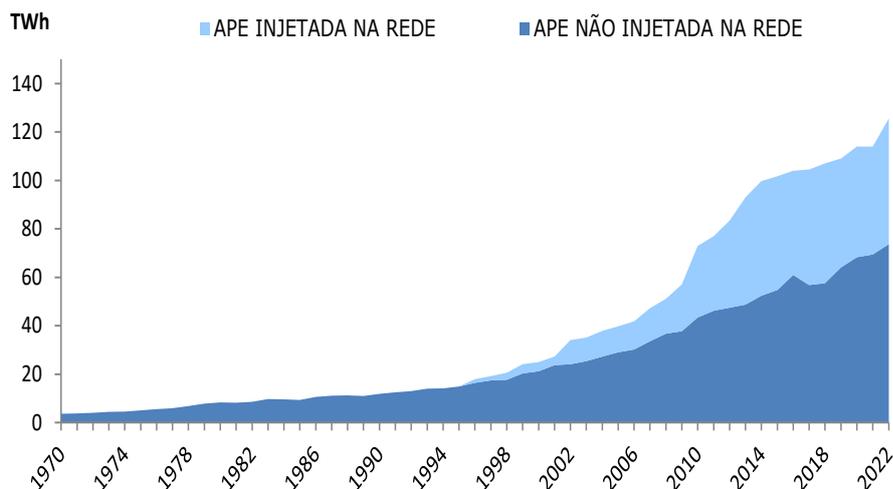


Figura 6 – Autoprodução injetada e não injetada na rede elétrica. Fonte: adaptado de [10]

## 1.2 Motivação

As redes de distribuição de média tensão, que tradicionalmente foram projetadas sob o pressuposto de que a subestação primária é a única fonte de energia e de curto-circuito [11], estão migrando dessa estrutura não-reconfigurável e passiva para uma estrutura reconfigurável e ativa. Esse movimento é impulsionado pela adoção massiva de dispositivos automáticos de manobra, como religadores, e pelo aumento da presença de fontes de energia distribuída de alta capacidade, como MGD e APE. Os religadores automáticos são empregados com a finalidade de melhorar a confiabilidade dessas redes [12], ao passo que a geração distribuída renovável fomenta uma estrutura descentralizada de baixo carbono [13].

Como resultado da implementação dessa estrutura reconfigurável e ativa, é possível que surjam cenários operacionais com fluxo de potência ativa bidirecional nas redes de distribuição de média tensão. Isso ocorre devido às operações das chaves automáticas de manobra, que reconfiguram o alimentador, ou devido à injeção de potência ativa proveniente de fontes de geração distribuída de alta capacidade. Como consequência, o controle de tensão nas redes de média tensão ativas e reconfiguráveis torna-se uma questão desafiadora, especialmente nos alimentadores equipados com reguladores de tensão de linha [14]. Mudanças na direção do fluxo de potência ativa, seja direto ou inverso, podem ter um impacto significativo no perfil de tensão do alimentador e interagir adversamente com as operações do regulador de tensão [11].

Em alimentadores rurais extensos, o RT costuma ser o principal mecanismo de controle de tensão, seja por meio do emprego de um único banco de RT, em operação central, seja por meio da adoção de dois ou mais bancos de RT em operação em cascata. Em todo o caso, o sistema de controle do regulador permite a operação desse dispositivo sem links de comunicação com o centro de operação da distribuidora, o que é considerado

uma grande vantagem, já que os alimentadores rurais, comumente, não são supervisionados remotamente. Além disso, os RTs se destacam por outras vantagens, tais como: (a) evitam subtensão no horário de consumo ponta e sobretensão no horário de carga leve, (b) evitam sobretensão no horário de sol pico da geração fotovoltaica e (c) operam sem a necessidade de envolvimento do operador da geração distribuída.

À medida que os alimentadores tradicionais com RTs são modificados para uma estrutura reconfigurável e ativa, os RTs permanecem instalados nesses alimentadores reestruturados por oferecerem melhor relação custo-benefício para fins de controle de tensão. No entanto, devido à presença de fluxo bidirecional nos alimentadores e à limitação do RT em distinguir sua natureza, uma vez que pode ser originado por manobras na rede ou por geração distribuída de alta capacidade, o RT pode identificar erroneamente o lado da rede que requer controle de tensão, resultando em sobretensão ou subtensão no lado oposto. Esse fenômeno, conhecido na literatura como condição de *runaway*, ocorre sempre que o RT tenta regular a tensão do lado da rede com maior capacidade de curto-circuito [15].

A condição de *runaway*, resultante de fluxo inverso no RT, seja por manobra na rede ou por GD de alta capacidade, já foi objeto de estudo na literatura e algumas soluções estão disponíveis comercialmente. No entanto, sob uma perspectiva prática, a GD de alta capacidade pode ser conectada em qualquer ponto do alimentador (do lado do terminal carga ou fonte do RT ou em ambos os lados), assim como as chaves de manobras. Ou seja, o problema de descontrole do comutador de derivação do RT evoluiu de uma natureza unidirecional para uma bidirecional. Em um estudo recente [16], foi relatado que várias incidências de descontrole de comutadores de derivação de RTs ocorreram devido a fluxos bidirecionais em uma rede real de distribuição ativa e reconfigurável. Portanto, apesar dos avanços nos estudos da condição de *runaway*, os eventos decorrentes dos fluxos bidirecionais ainda persistem e são o foco do presente trabalho.

### 1.3 Objetivos

O objetivo geral desta tese é propor um algoritmo para inibição bidirecional robusta *on-line* da condição de *runaway* no comutador de *tap* de RTs, usando apenas informações locais disponíveis no controle de modernos RTs.

### 1.4 Contribuição Original

A contribuição original desta Tese consiste em propor um algoritmo robusto com base em *insights* industriais para inibição bidirecional robusta *on-line* de eventos de *runaway* no comutador de *tap* de RTs em redes de distribuição reconfiguráveis com GD de alta capacidade, usando medições/informações locais disponíveis nos modernos controles

de RT. O algoritmo proposto é capaz de inibir não apenas eventos de *runaway* sob cenários de fluxo de potência inverso, mas também aqueles causados sob cenários de fluxo de potência direto. O *insight* industrial sobre a inibição bidirecional da condição de *runaway* no comutador de *tap* é baseada na criação de um algoritmo com estrutura de controle de seleção bidirecional. O algoritmo seleciona um dos dois módulos alternativos de inibição da condição de *runaway*, dependendo da direção do fluxo de potência ativa detectada pelo controle do RT.

Os dois módulos consistem em modos de controle que combinam funções capazes de suportar aplicações em redes reconfiguráveis com GDs de alta capacidade conectados nos dois lados (lado do terminal fonte e lado do terminal carga) do RT. A aplicação inovadora deste algoritmo aos modernos controles do RT pode promover o aumento da capacidade de hospedagem de GDs de alta capacidade nas redes de distribuição. Além disso, o algoritmo proposto é capaz de identificar adequadamente a direção de operação do controle do RT usando apenas uma comutação de *tap* de teste com garantias de robustez. O *insight* industrial sobre o uso de apenas uma comutação de *tap* de teste com garantias de robustez para identificação da direção de controle do RT é baseada no uso de uma linha reta (modelo de regressão linear) com inclinação zero correspondente à evolução da tensão no tempo. A linha reta é ajustada duas vezes consecutivas pelo método de MQR em uma janela máxima de dados de 10 segundos para calcular a variação de tensão provocada pela comutação de *tap* de teste. Esta solução inovadora promove melhorias na técnica proposta em [17] no que diz respeito à identificação da direção de operação do controle do RT.

A aplicação desta solução inovadora pode reduzir pela metade a quantidade de comutações de *tap* de teste, associadas a variações rápidas e significativas na potência ativa injetada por plantas de geração fotovoltaica, quando comparada à técnica proposta em [17]. Além disso, a robustez desta solução inovadora é garantida, tendo em vista que a linha reta com inclinação zero correspondente à evolução da tensão no tempo com pontos espalhados aleatoriamente no gráfico residual. Contrariamente ao modelo de tendência linear utilizado em [17], o modelo de linha reta com inclinação zero utilizado nesta tese tem sua validade garantida porque a suposição de linearidade é atendida.

Por último, o algoritmo proposto torna desnecessária a coordenação de RTs em cascata para as comutações de *tap* de teste. O *insight* industrial sobre esta questão é baseado na criação de uma regra para calcular a variação de tensão a partir da direção do movimento da comutação de *tap* de teste. A aplicação desta solução inovadora promove uma nova prática de comutações de *tap* de teste em RTs na operação em cascata sem a necessidade de ajustes de atraso de tempo em um ou mais RTs.

## 1.5 Produção Acadêmica

Abaixo estão listados todos os artigos publicados em revistas e congressos ao longo deste curso de doutorado, bem como a premiação de um trabalho apresentado em 2019 no Comitê C6 do ERIAC.

### 1.5.1 Artigos Publicados em Revista

1. **V. C. de Souza**, J. P. A. Vieira and V. d. S. Batista, "Bi-directional Inhibition of Step-Voltage Regulator Runaway in Reconfigurable Active Distribution Networks from One Tap Change," *IEEE Transactions on Power Delivery*, March 2024.
2. D. C. Pinheiro, J. P. A. Vieira, V. M. Souza, **V. C. de Souza**, H. A. Barata, M. S. Costa and A. O. G. Garcia, "Robust Local Inhibitor of Reverse Power Tap Changer Runaway Events in Reconfigurable and Active Distribution Networks," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 37, no. 2, pp. 813-822, April 2022.

### 1.5.2 Artigos Publicados em Congresso

1. **V. C. de Souza**, H. A. Barata, M. A. M. Cordeiro and J. P. A. Vieira, "Controle Local de Potência Reativa em Geradores Fotovoltaicos para a Melhoria da Regulação de Tensão em Redes de Distribuição," XVIII Encontro Regional Ibero-Americano do CIGRE (ERAC), Foz do Iguaçu - PR, Maio de 2019.
2. **V. C. de Souza**, J. P. A. Vieira, H. A. Barata, C. A. Lopes, D. C. Pinheiro and H. J. C. Paye, "Estratégias de Controle de Potência Reativa para Plantas de Minigeração Fotovoltaicas em Redes de Distribuição," Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (XXV SNPTEE), Belo Horizonte - MG, Novembro de 2019.
3. H. R. Brito, V. M. Souza, J. P. A. Vieira, M. E. L. Tostes, U. H. Bezerra, **V. C. de Souza**, D. C. Pinheiro, H. A. Barata, H. N. S. Cardoso, M. S. Costa, "Efeito da Geração Distribuída na Operação Bidirecional de Reguladores de Tensão em Cascata: Estudo de Caso de um Alimentador Real de 34,5 kV," Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (XXV SNPTEE), Belo Horizonte - MG, Novembro de 2019.
4. H. R. Brito, V. M. Souza, **V. C. de Souza**, J. P. A. Vieira, U. H. Bezerra, M. E. L. Tostes, A. O. G. Garcia, M. S. Costa, G. T. Carrera, H. N. S. Cardoso, "Impact of Distributed Generation on Distribution Systems with Cascaded Bidirectional Step Voltage Regulators," 2018 13th *IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)*, Sao Paulo, Brazil, 2018.

### 1.5.3 Outros Artigos Publicados em Congressos

1. T. M. Wanzeler, J. P. A. Vieira, P. Radatz, **V. C. de Souza** and D. C. Pinheiro, "Assessing the performance of smart inverter volt-watt and volt-var functions in distribution systems with high PV penetration," 2018 Simposio Brasileiro de Sistemas Eletricos (SBSE), Niteroi, Brazil, 2018.
2. M. A. M. Cordeiro, J. P. A. Vieira, **V. C. de Souza** and H. A. Barata, "Particularities of inverter-based generators short-circuit currents and their impacts on electric power distribution network protection," 2018 Simposio Brasileiro de Sistemas Eletricos (SBSE), Niteroi, Brazil, 2018.
3. L. E. S. Silva, J. P. A. Vieira, H. A. Barata, **V. C. de Souza**, W. R. Heringer, "Avaliação Probabilística dos Impactos Técnicos da Inserção de Microgeradores Fotovoltaicos e Veículos Elétricos em uma Rede de Distribuição", 2020 *IEEE PES Transmission & Distribution Conference and Exhibition - Latin America (T&D LA)*, 2020.
4. C. A. Lopes, **V. C. de Souza**, J. P. A. Vieira, L. E. S. Silva, W. D. Oliveira, "Uma Estratégia de Controle de Tensão Baseada em Sensibilidade para Redução Igualitária das Injeções de Potência Ativa de Geradores FV em Redes de Distribuição de BT," Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE), 2022, Rio de Janeiro - RJ, Maio 2022.

### 1.5.4 Prêmios e Títulos

1. 1º Lugar do Comitê C6 - Sistema de Distribuição e Geração Distribuída do ERIAC, Cigré, 2019.

## 1.6 Propriedade Intelectual

A propriedade intelectual relativa ao trabalho, como registros de programa de computador e depósito de patente, está listada abaixo.

### 1.6.1 Registros de Programa de Computador

1. D. C. Pinheiro, J. P. A. Vieira, **V. C. de Souza**, H. A. Barata, V. M. Souza, H. R. Brito, "Inibidor da Condição de Runaway do Regulador de Tensão," 2017. Patente: Programa de Computador. Número do registro: BR512019001562-2, data de registro: 27/07/2017, título: "Inibidor da Condição de Runaway do Regulador de Tensão", Instituição de registro: INPI - Instituto Nacional da Propriedade Industrial.

2. **V. C. de Souza** and J. P. A. Vieira, "Inibidor Bidirecional de Eventos de Runaway no Comutador de Tap de Reguladores de Tensão,"2022. Patente: Programa de Computador. Número do registro: BR512022000925-0, data de registro: 27/04/2022, título: "Inibidor Bidirecional de Eventos de Runaway no Comutador de Tap de Reguladores de Tensão", Instituição de registro: INPI - Instituto Nacional da Propriedade Industrial.

### 1.6.2 Depósito de Patente

1. **V. C. de Souza**, J. P. A. Vieira e A. P. Leão, "Método de Inibição Bidirecional da Condição de *Runaway* no Comutador de Tape de Reguladores de Tensão de Linha em Redes de Distribuição de Energia Elétrica". Esta solicitação foi enviada pelo sistema Peticionamento Eletrônico em 16/05/2024 às 15:32, Petição 870240041607.

## 1.7 Estrutura da Tese

Esta Tese de doutorado foi dividida em X capítulos, os quais foram estruturados da seguinte forma:

- O Capítulo 1 discorre sobre a contextualização do problema abordado nesta tese, à luz da transição energética no mundo e no Brasil. Uma descrição detalhada da motivação, dos objetivos e da contribuição original deste trabalho é fornecida. A produção acadêmica desenvolvida ao longo deste curso de doutorado também é citada no presente capítulo. Por fim, apresenta-se a estrutura organizacional desta tese, delineando os principais temas abordados em cada capítulo.
- O Capítulo 2 aborda a revisão bibliográfica do trabalho, começando com uma análise detalhada da variação de tensão em redes de distribuição com GD, seguida por uma abordagem analítica do problema da condição de *runaway*. Os principais estudos relacionados ao tema desta tese foram estruturados em três categorias distintas: 1) controle de tensão proporcionado pela GD; 2) utilização de medições/informações remotas; e 3) utilização de medições/informações locais e examinados neste capítulo.
- O Capítulo 3 trata dos aspectos construtivos e operacionais dos reguladores de tensão de linha tipo A e Tipo B. Três modos de controle dos RTs são descritos. Os cenários que levam os RTs em operação central ou em cascata a condição de *runaway* são apresentados neste capítulo. Por fim, apresenta-se o fenômeno de *runaway* reproduzido em laboratório, com reguladores de tensão reais em escala reduzida.
- O Capítulo 4 versa sobre a metodologia proposta, formulada para a inibição bidirecional da condição de *runaway*. O método dos mínimos quadrados recursivo é descrito

e relacionado com a aplicação proposta. Por se tratar de uma abordagem linear, a validade do modelo é investigada por meio de análise de resíduos. O princípio de operação do algoritmo proposto e o fluxograma são descritos neste capítulo.

- O Capítulo 5 trata dos resultados e discussões. Inicialmente, em um alimentador teste, executa-se um estudo de sensibilidade por meio do qual os principais fatores que impactam na acurácia do algoritmo proposto são investigados. Ainda no contexto do alimentador teste, duas metodologias comerciais que inibem a condição de *runaway* sob cenário unidirecional são reproduzidas nesta tese e os resultados comparados com aqueles obtidos com o algoritmo proposto. A operação de RTs em cascata com a metodologia proposta foi avaliada em uma rede real, na qual também foi executado um estudo em séries temporais com uma GD de alta capacidade conectada nos arredores com subestação, ou seja, do lado do terminal carga dos RTs.
- O Capítulo 6 aborda as conclusões da tese, bem como as sugestões de trabalho futuro.
- Por fim, são apresentadas as referências adotadas no desenvolvimento desta Tese.



## 2 Revisão Bibliográfica

### 2.1 Introdução

No contexto do fornecimento de energia elétrica, as distribuidoras desempenham um papel crucial, estabelecido mediante rigorosa regulamentação pelas agências de energia. Uma das responsabilidades fundamentais dessas distribuidoras é garantir que a tensão entregue aos clientes permaneça dentro dos limites especificados em norma. Comumente, adota-se uma faixa de tensão dentro da qual se admite variações na tensão fornecida aos clientes. Desvios significativos dessa faixa podem representar sérios riscos tanto para a infraestrutura da rede quanto para os consumidores, que podem ser expostos a tensões excessivamente baixa ou demasiadamente elevada. Portanto, a manutenção da tensão dentro dos padrões normativos é uma medida essencial para garantir a segurança e a confiabilidade da operação das redes de distribuição de energia elétrica.

Tradicionalmente, o controle de tensão em redes de distribuição de média tensão tem sido baseado na utilização de três equipamentos principais, transformador com comutação automática de *tap*; do inglês, *on-load tap changer* (OLTC); banco de capacitores e regulador de tensão de linha. Em áreas urbanas, o controle de tensão é gerenciado principalmente por meio de OLTC, enquanto problemas específicos de queda de tensão são tratados com a implementação de bancos de capacitores. Em alimentadores de áreas rurais extensas, onde a queda de tensão é mais acentuada devido às maiores distâncias das redes, a estratégia de controle de tensão é diferente. Nesses casos, os OLTCs são frequentemente instalados nas subestações para ajustar a tensão no início da linha, enquanto os RTs são empregados ao longo da extensão da rede para manter a tensão dentro dos limites aceitáveis.

A premissa de rede que sustenta a operação desses dispositivos tradicionais de controle de tensão é a suposição de que a subestação é a única fonte de energia e de curto-circuito da rede. Além disso, é assumido que o fluxo de potência na rede é predominantemente unidirecional, indo da subestação para os consumidores finais. Essa configuração é típica em redes de distribuição convencionais, onde a subestação desempenha o papel central no controle de tensão, apoiada por dispositivos como bancos de capacitores e RTs. Com o advento da geração distribuída e o aumento vertiginoso do número de conexão dessas unidades de geração descentralizada à rede, emergiram problemas significativos de controle de tensão. Um desses problemas está associado aos RTs, que em cenários de fluxos bidirecionais de potência podem identificar incorretamente o lado da rede cuja tensão deve ser controlada e causar o problema da condição de *runaway*.

Este capítulo objetiva explorar o estado atual da condição de *runaway*, iniciando

com uma abordagem matemática a respeito do impacto da geração distribuída no perfil de tensão das redes de distribuição de média tensão, seguida de uma formulação analítica da condição de *runaway*. As soluções disponíveis tanto comercialmente quanto na literatura acadêmica também são discutidas nas próximas subseções.

## 2.2 Impacto da Geração Distribuída no Perfil de Tensão de Redes de Distribuição de Média Tensão

Em sistema de transmissão, o fluxo de potência ativa entre duas barras depende essencialmente da abertura angular existente entre as tensões dessas barras e a transferência de potência reativa depende, principalmente, da magnitude das tensões e flui da barra que possui tensão mais alta para a barra que possui tensão mais baixa. Desse modo, é possível concluir que a potência ativa está fortemente acoplada com a abertura angular, assim como a potência reativa está acoplada com as tensões nodais. Isso ocorre devido à elevada relação  $X/R$  verificada em sistemas de transmissão. Por outro lado, em sistemas de distribuição, onde a relação  $X/R$  é baixa, tipicamente próxima da unidade, o fluxo de potência ativa depende da abertura angular entre as duas barras e, principalmente, da diferença dos módulos das tensões nodais. Desse modo, para que um gerador conectado à rede de distribuição possa exportar potência ao sistema, a tensão no ponto de conexão deve se elevar. A partir da Figura 7, que trata de um alimentador de distribuição simplificado de duas barras, busca-se compreender analiticamente a influência da geração distribuída no perfil de tensão da rede [18, 19].

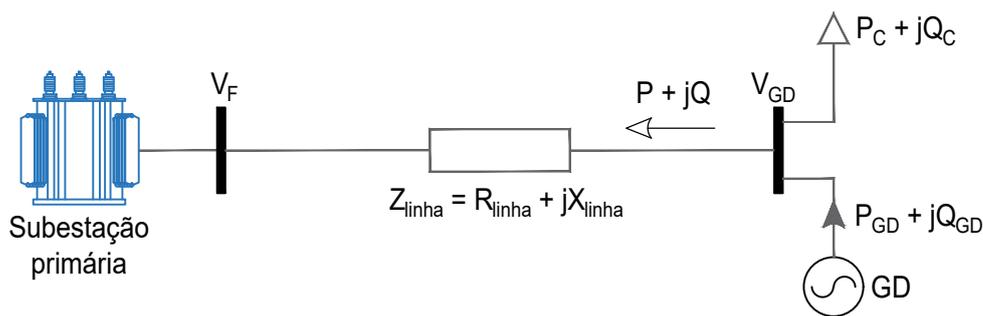


Figura 7 – Diagrama unifilar simplificado de um alimentador de distribuição de média tensão com geração distribuída. Fonte: próprio autor

A partir da análise da rede de distribuição ilustrada na Figura 7, verifica-se que a potência líquida injetada na barra de carga na qual a GD está conectada, que flui em direção a subestação, pode ser representada pela Equação 2.1, onde  $V_{GD}$  é a tensão no ponto de conexão da GD,  $P$ ,  $Q$  e  $I$  são, respectivamente, potência ativa, potência reativa e corrente líquida injetada na rede pela GD.

$$S = P + jQ = \vec{V}_{GD}\vec{I}^* \quad (2.1)$$

Aplicando-se a lei de Kirchhoff's das tensões no alimentador representado na Figura 7 com a finalidade de obter a tensão  $V_{GD}$  em função dos parâmetros da rede, obtém-se a Equação 2.2, onde  $V_F$  é tensão de referência e  $R_{linha} + jX_{linha}$  representa a impedância equivalente ( $Z_{linha}$ ) da rede entre as duas barras.

$$\vec{V}_{GD} = \vec{V}_F + \vec{I}(R_{linha} + jX_{linha}) \quad (2.2)$$

Para relacionar a Equação 2.1 com a Equação 2.2, faz-se necessário obter a corrente líquida injetada na rede, a qual pode ser derivada diretamente da Equação 2.1

$$\vec{I} = \frac{P - jQ}{\vec{V}_{GD}} \quad (2.3)$$

Substituindo a Equação 2.3 na Equação 2.2, obtém-se a Equação 2.4, que relaciona a tensão  $V_{GD}$ , a potência líquida exportada pelo gerador e a impedância equivalente da linha.

$$\vec{V}_{GD} = \vec{V}_F + \frac{P - jQ}{\vec{V}_{GD}}(R_{linha} + jX_{linha}) \quad (2.4)$$

Ao expandir a Equação 2.4, é possível observar a Equação 2.5, na qual a parte real e imaginária estão explicitamente separadas.

$$\vec{V}_{GD} = \vec{V}_F + \frac{R_{linha}P + X_{linha}Q}{\vec{V}_{GD}} + j\frac{X_{linha}P - R_{linha}Q}{\vec{V}_{GD}} \quad (2.5)$$

Portanto, a variação de tensão entre a barra de carga e a subestação devido à conexão de uma GD pode ser representada de forma analítica pela Equação 2.6.

$$\Delta\vec{V} = \vec{V}_{GD} - \vec{V}_F = \frac{R_{linha}P + X_{linha}Q}{\vec{V}_{GD}} + j\frac{X_{linha}P - R_{linha}Q}{\vec{V}_{GD}} \quad (2.6)$$

Segundo [20,21], a variação angular entre duas barras de um sistema de distribuição é muito pequena de tal modo que é possível assumir a tensão na barra de carga como sendo puramente real. Além disso, foi considerado que a barra F é a barra de referência do sistema, ou seja,  $\vec{V}_F = |\vec{V}_F| = V_F$ . Portanto, a Equação 2.6 torna-se uma expressão puramente real, dada por:

$$\Delta V \approx \frac{R_{linha}P + X_{linha}Q}{V_{GD}} \quad (2.7)$$

Onde  $P = (P_{GD} - P_C)$  e  $Q = (Q_{GD} - Q_C)$ . Desse modo, a Equação 2.7 pode ser descrita da seguinte forma:

$$\Delta V \approx \frac{R_{linha}(P_{GD} - P_C) + X_{linha}(Q_{GD} - Q_C)}{V_{GD}} \quad (2.8)$$

A Equação 2.8 contém informações importantes a respeito do impacto da geração distribuída no perfil de tensão de redes de distribuição de média tensão. Inicialmente, deve ser notado que os parâmetros de linha  $R_{linha}$  e  $X_{linha}$  são positivos e a GD opera exportando potência ativa a rede. Desse modo, a variação de tensão  $\Delta V$  depende da relação  $X/R$  dos cabos, da potência ativa e reativa gerada e da demanda local. Um gerador operando com fator de potência unitário ou capacitivo ( $Q_{GD} \geq 0$ ), tende a elevar a magnitude da tensão no ponto de conexão. Do mesmo modo, um gerador com fator de potência indutivo ( $Q_{GD} < 0$ ), normalmente, reduz a tensão na barra na qual está conectado. Em situações muito específicas envolvendo gerador de indução sem suporte local de potência reativa, pode ocorrer  $R_{linha}P_{GD} + X_{linha}Q_{GD} < 0$ , nesse caso, a tensão no ponto de conexão do gerador e nas barras vizinhas pode reduzir significativamente. Na grande maioria dos casos, a GD opera com fator de potência unitário [22].

Ainda com relação a Equação 2.8, é possível concluir que quanto menor a potência demandada pela carga, maior será a potência injetada na rede e, conseqüentemente, maior a variação de tensão no ponto de conexão da GD e nas barras vizinhas. Quanto menor o nível de curto-circuito da barra na qual o gerador está conectado, maior será a variação de tensão no ponto de conexão [22].

## 2.3 Formulação Matemática do Problema de *Runaway* em Reguladores de Tensão

O regulador de tensão de linha é um equipamento amplamente empregado em alimentadores de distribuição de média tensão rurais extensos com a finalidade de promover o controle de tensão dessas redes. Inicialmente, define-se uma tensão alvo para o regulador, a qual é comparada com a tensão real medida nos terminais do equipamento, de modo que sempre que se verifica um desvio entre as duas tensões superior a um certo limiar  $\epsilon$  predefinido, o regulador opera para corrigir a variação de tensão identificada. Ocorre que o RT é um equipamento de dois terminais e o ajuste na tensão pode ocorrer de um lado (terminal fonte) ou de outro (terminal carga). Em qualquer situação, para o regulador obter sucesso no controle de tensão, deve ser garantido que o terminal do equipamento cuja tensão deve ser controlada esteja posicionado do lado da rede com a menor capacidade de curto-curto, caso contrário, o RT pode operar descontroladamente até a perda da sua capacidade de controle, fenômeno conhecido como condição de *runaway*.

Por meio da Figura 8, busca-se compreender o problema de *runaway* a partir de uma abordagem analítica envolvendo os conceitos de regulação de tensão e capacidade de curto-circuito em um alimentador de distribuição [17].

A Figura 8 ilustra o circuito esquemático de um RT tipo B, no qual se observam os terminais fonte e carga do equipamento conectados, respectivamente, nas barras F e C. Uma fonte de alimentação alternativa E (por exemplo, uma grande unidade DG ou uma subestação de distribuição); que impõe fluxo de potência inverso no RT, no sentido da barra C para a barra F; foi conectada ao RT do mesmo lado do terminal carga.  $R + jX$  representa a impedância da fonte de alimentação alternativa,  $V_C$  a tensão no terminal carga do RT,  $P$ ,  $Q$  e  $I_C$ , são, respectivamente, potência ativa, potência reativa e corrente que fluem através do regulador.

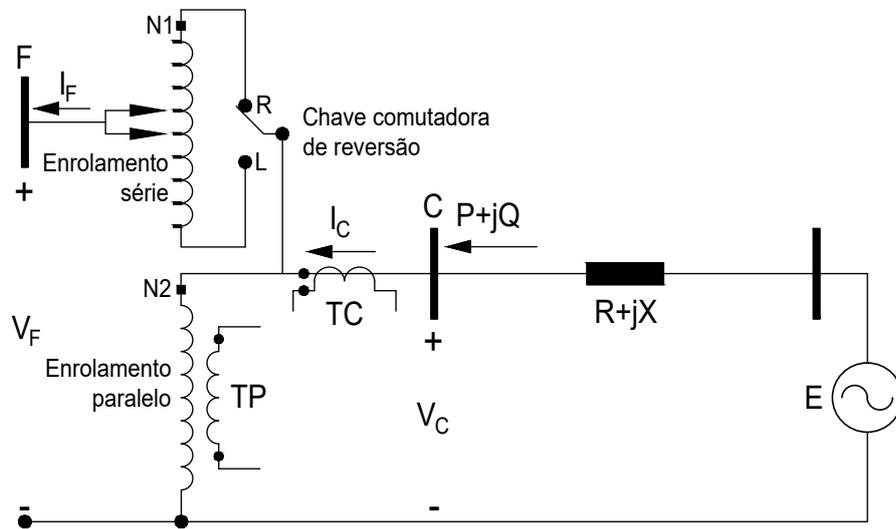


Figura 8 – Diagrama unifilar de um RT tipo B com uma fonte de alimentação alternada conectada ao terminal carga do equipamento. Fonte [17]

Em [23] é proposta uma equação matemática aproximada para a regulação de tensão que relaciona a capacidade de curto-circuito, potências ativa e reativa e tensões nodais da rede. Ao referenciar a equação descrita ao circuito da Figura 8, tem-se a Equação 2.9, que trata da variação de tensão entre a fonte de alimentação alternativa e a barra de carga do RT.

$$\frac{\Delta V}{V_C} = \frac{E - V_C}{V_C} \approx \frac{1}{S_{cc}} (P \cos \phi_{cc} + Q \sin \phi_{cc}) \quad (2.9)$$

Onde  $S_{cc}$  é a capacidade de curto-circuito da fonte alternativa e  $\phi_{cc}$  é o ângulo da tangente que relaciona a reatância ( $X$ ) e resistência ( $R$ ) acumulada entre a fonte de alimentação alternativa e a barra C.

$$\tan\phi_{cc} = \frac{X}{R} \quad (2.10)$$

Para um regulador de tensão tipo B monofásico, a relação entre as tensões dos terminais fonte e carga é determinada a partir das equações matemáticas a seguir:

$$V_C = \frac{1}{a_R} \cdot V_F \quad (2.11)$$

Onde

$$a_R = 1 \mp \frac{N_2}{N_1} \quad (2.12)$$

$N_1$  é o número de voltas do enrolamento paralelo e  $N_2$  é o número de voltas do enrolamento série. O número real de voltas nos enrolamentos série e paralelo não é conhecido. Entretanto, cada mudança no *tap* altera a tensão em 5/8 % ou 0,00625 por unidade. Portanto, Equação 2.12 pode ser dada por:

$$a_R = 1 \mp 0,00625 \cdot Tap \quad (2.13)$$

Onde *Tap* é um número inteiro que varia entre [-16 a +16] e representa as posições de *tap* de um regulador de tensão padrão.

Os fluxos de potência ativa e reativa no terminal carga do regulador podem ser dados por:

$$P + jQ = \vec{V}_C \vec{I}_C^* = V_C I_C \cos\theta + j V_C I_C \sin\theta \quad (2.14)$$

Onde

$$\tan\theta = \frac{Q}{P} \quad (2.15)$$

Substituindo a Equação 2.11 na Equação 2.14, tem-se que:

$$P + jQ = \vec{V}_C \vec{I}_C^* = \frac{V_F I_C}{a_R} \cos\theta + j \frac{V_F I_C}{a_R} \sin\theta \quad (2.16)$$

Substituindo  $P$  e  $Q$  na Equação 2.9, a regulação de tensão no terminal carga do RT é dada pela Equação 2.17. A fórmula aproximada fornece o desvio de tensão no lado do terminal carga do regulador para alterações de *tap* na janela incremental de  $\Delta a_R = 0,00625$ .

$$\frac{\Delta V}{V_C} = \frac{E - V_C}{V_C} \approx \frac{1}{S_{cc}} \frac{V_F I_C}{\Delta a_R} (\cos\phi_{cc} \cos\theta + \sin\phi_{cc} \sin\theta) \quad (2.17)$$

Aplicando a propriedade trigonométrica do cosseno da diferença de dois arcos na Equação 2.17, tem-se a expressão resultante abaixo:

$$\frac{\Delta V}{V_C} = \frac{E - V_C}{V_C} \approx \frac{V_F I_C}{S_{cc} \Delta a_R} \cos(\phi_{cc} - \theta) \quad (2.18)$$

A Equação 2.18 contém informações muito relevantes acerca da variação de tensão nos terminais do RT em resposta às mudanças de *taps* [17].

A regulação de tensão no terminal carga do RT é garantida se o erro de tensão que extrapolar o limiar  $\epsilon$  diminuir a cada comutação de *tap*. Uma condição necessária para conseguir esta correção é que a capacidade de curto-circuito da fonte alternativa de alimentação seja baixa, de modo que cada mudança de *tap* realizada de acordo com a Equação 2.18 seja suficiente para diminuir o erro de tensão na barra C. Se, no entanto, a capacidade de curto-circuito da fonte de alimentação alternativa for elevada, a correção de erros da tensão no terminal carga não é alcançada com as mudanças de *tap*, causando um efeito indesejado oposto de variação de tensão de  $\pm 10\%$  no lado do terminal fonte do RT. A alta capacidade de curto-circuito da fonte alternativa cria uma realimentação positiva no circuito de controle do regulador que o leva à condição de *runaway*. O problema de *runaway* continuará até que a posição de *tap* atinja seus limites. Efeito semelhante ocorrerá na regulação de tensão do lado do terminal fonte do RT se a capacidade de curto-circuito do sistema de alimentação conectado do lado do terminal fonte do RT for elevada. Vale ressaltar que uma subestação de distribuição é normalmente uma fonte de potência mais forte do ponto de vista elétrico do que uma grande unidade de GD.

## 2.4 Soluções Contra o Fenômeno de Runaway

As soluções atuais para a mitigação da condição de *runaway* no comutador de *tap* de reguladores de tensão de linha são, principalmente, baseadas em três categorias: 1) suporte ao controle de tensão por GD; 2) uso de medições/informações remotas; e 3) uso de medições/informações locais.

### 2.4.1 Soluções Baseadas em Suporte ao Controle de Tensão por GD

As estratégias de controle baseadas no suporte de tensão por GD para mitigar o problema de *runaway* exigem que a geração descentralizada tenha capacidade de injetar/consumir potência reativa e/ou capacidade despachabilidade/corte de potência ativa. Nesse cenário, os dispositivos responsáveis pelo controle de tensão da rede operam de forma independente, sem infraestrutura de comunicação, baseando-se apenas em informações coletadas localmente. Em [24], foi proposta uma solução para controlar a tensão no ponto de conexão da GD a partir de ajustes no fator de potência (FP) do gerador. A estratégia

proposta em [25] leva em consideração a previsão de carga da rede para determinar o pré-despacho ótimo da GD em dias úteis e em finais de semana, evitando, desse modo, problemas de descontrole do comutador de *tap* do RT.

As vantagens dessas metodologias estão relacionadas com o aproveitamento da capacidade ociosa do gerador para auxiliar no controle de tensão da rede e com o fato de que a implementação das soluções não exige comunicação entre a GD e o RT. Entretanto, há desafios importantes em relação à viabilidade técnica de ambas as propostas. A quantidade de energia reativa a ser absorvida da rede pela GD depende do nível de tensão no ponto de conexão do gerador, de modo que quanto maior o nível tensão, mais potência reativa deve ser drenada da rede para manter a tensão controlada. Entretanto, o consumo de potência reativa pode tornar a rede ineficiente, já que as perdas técnicas tendem a aumentar à medida que o consumo de potência reativa aumenta.

O funcionamento adequado de ambas as propostas requer capacidade disponível no gerador, o que restringe a viabilidade prática desse tipo de abordagem. Adicionalmente, a metodologia baseada em pré-despacho ótimo depende, essencialmente, da previsibilidade e da despachabilidade da geração e da capacidade da rede em suportar a carga nos períodos em que a GD injeta menos energia. Barreiras técnicas significativas são observadas no emprego dessa metodologia nos casos em que a GD é uma fonte variável, assim como em cenários em que os alimentadores operam com elevada penetração de GD. Gerenciar duas ou mais unidades de GD, levando em consideração os requisitos de controle de tensão da rede, a variabilidade das fontes e os objetivos dos proprietários das GDs, torna-se desafiador nesse contexto de pré-despacho ótimo.

Além dos problemas técnicos, deve-se considerar que os proprietários de GDs (a exemplo de planta de cogeração, planta de geração fotovoltaica e planta de geração eólica) não são motivados a prover regulação de tensão no alimentador devido às barreiras regulatórias que restringem o desenvolvimento de um mercado de serviços auxiliares no segmento de distribuição de energia elétrica. Isto impede a aplicação de soluções baseadas no controle de tensão providenciado pela GD.

## 2.4.2 Soluções Baseadas em Medições Remotas

As soluções baseadas em medições/informações remotas promovem uma observabilidade estendida da rede de distribuição em relação à baixa observabilidade de alimentadores rurais convencionais, os quais possuem pouca ou nenhuma infraestrutura de comunicação e medição. Ao serem aplicadas em redes de distribuição com uma ampla infraestrutura de comunicação e medição, as soluções baseadas em múltiplas medições remotas oferecem a vantagem de uma análise mais minuciosa para tomada de decisão visando evitar a condição de *runaway*. As referências de [26] a [31] propuseram soluções baseadas em um ou mais canais de comunicação entre equipamentos (por exemplo GDs, transformadores de

potência equipados com comutador de *tap* sob carga, RTs, chaves automáticas de manobra e banco de capacitores).

A operação de RTs em cascata em alimentadores de distribuição de média tensão com elevada penetração de geração solar fotovoltaica é tratada em [26]. Além dos RTs, participam do controle de tensão: banco de capacitores chaveados, OLTC da subestação e os inversores dos geradores fotovoltaicos. Os autores propõem uma estratégia de coordenação entre os dispositivos de regulação baseada em algoritmo de otimização Volt-Var de múltiplos estágio. A principal contribuição do trabalho deve-se à distribuição do problema multi-objetivo em subproblemas menores, baseados em zona de regulação dos dispositivos de controle. Os resultados demonstram a eficácia da estratégia ao corrigir as sobretensões provocadas pelas unidades geradoras fotovoltaicas.

Os autores em [27] propõem uma estratégia de controle tensão para operação em tempo real em sistemas de distribuição de média tensão envolvendo OLTC, RT e GD síncrona com capacidade de regulação de tensão. A metodologia proposta visa minimizar os conflitos operacionais entre os diferentes dispositivos de controle, ao passo que maximiza o suporte da GD ao controle de tensão da rede. Em [28], os mesmos autores propõem uma nova metodologia para coordenar a operação de múltiplos dispositivos reguladores de tensão (OLTC, RT e banco de capacitores) e unidades de GD em sistemas de distribuição de média tensão, levando em conta as possibilidades de reconfiguração da rede.

Em [29], é apresentada uma metodologia para mitigar o impacto da geração fotovoltaica na operação do RT. A abordagem envolve: previsão da geração a partir da irradiância solar, suporte de energia reativa pela GD e previsão da curva de carga. Na estratégia proposta, a usina fotovoltaica participa do controle de tensão da rede juntamente com o OLTC e RT. Através de simulação é demonstrada a eficácia do método proposto. Complementando esse estudo, os mesmos autores propõem em [30] uma estratégia de controle de tensão coordenada, baseada em otimização estocástica, considerando a possibilidade de erros na previsão da curva de carga e na irradiância. Os resultados das simulações são satisfatórios.

Em [31], a condição de *runaway* é abordada tanto sob condição de fluxo direto quando em fluxo inverso, e com GD conectada tanto do lado do terminal carga quanto do lado do terminal fonte do RT. A estratégia proposta é baseada em uma complexa infraestrutura de medição e comunicação. Medições são necessárias na subestação, nos terminais fonte e carga de cada RT e nos barramentos da rede nos quais estão conectadas unidades de GDs. A partir dos dados coletados em todos os pontos monitorados, um sistema de gerenciamento remoto determina o modo de operação do RT a fim de evitar o problema da condição de *runaway*.

Deve-se ponderar que, embora as metodologias baseadas em *links* de comunicação apresentem resultados satisfatórios, na prática, são de difícil implementação. Isso ocorre

porque os atuais alimentadores rurais e longos com RTs ainda estão longe de terem uma infraestrutura rica em medição e comunicação. Essa limitação compromete a praticidade e a viabilidade das soluções que dependem de medições e informações remotas. Além disso, as barreiras regulatórias dificultam a participação de GDs no controle de tensão da rede.

### 2.4.3 Soluções Baseadas em Medições Locais

Sabe-se que os RTs são equipamentos normalmente não supervisionados pelos operadores de redes de distribuição em vários países do mundo e, portanto, atuam de forma autônoma com base em medições/informações locais, sem uso de canais de comunicação entre os equipamentos da rede. As atuais soluções baseadas em medições/informações locais para mitigar o problema da condição de *runaway* dependem de duas comutações de *tap* de teste. Uma abordagem, conforme discutida em [17], propôs um algoritmo que se baseia em medições locais, coletando dados exclusivamente do terminal de carga do RT e empregando um filtro robusto adaptativo. Ao passo que a referência [32], apresentou um algoritmo que também se baseia em medições locais, porém, os dados são coletados de ambos os terminais do RT, sem a utilização de filtro para o tratamento de *outliers*.

No entanto, os algoritmos propostos em [17, 32] possuem uma limitação notável: inibem eventos de *runaway* em tempo real no comutador de *tap* do regulador de tensão apenas sob cenários de fluxo inverso. Isso os torna inadequados para aplicação direta em redes de distribuição com unidades de GDs conectadas tanto do lado do terminal fonte quanto do lado terminal carga do RT. Desta forma, os algoritmos propostos em [17, 32] precisam ser expandidos e modificados para fins de inibição bidirecional da condição de *runaway*, uma vez que não possuem todos os modos de controle adequados e nem a estrutura lógica necessária para lidar com os cenários operativos de fluxos bidirecionais.

O princípio de operação do método proposto em [17], para identificação da direção de controle do RT, é baseado no monitoramento da tendência da trajetória da tensão no terminal carga do RT, na janela de tempo em que as duas comutações de *tap* de teste são executadas, usando uma abordagem de mínimos quadrados recursivo. Identificada uma situação de fluxo de potência ativa inverso no RT, o algoritmo recursivo é aplicado às medições de tensão ruidosas; começando a execução 1 segundo antes da primeira comutação de *tap* de teste e encerrando 1 segundo após a segunda comutação de *tap* de teste; para calcular o coeficiente de inclinação da reta de regressão linear decorrente das duas comutações de *tap* de teste. A partir da determinação do coeficiente angular, o método seleciona o modo de controle adequado para RT.

A Figura 9 ilustra a tendência linear ajustada para medições de tensão ruidosas quando uma fonte de alimentação de baixa capacidade de curto-circuito é conectada do lado do terminal carga do RT. O método proposto em [17] tem como foco a inibição de descontrole do comutador para os cenários de fluxo de potência ativa inverso no RT. Se a

inclinação estimada for maior que o limite usado em [17], a direção da regulação da tensão deve estar do lado do terminal carga do RT, caso contrário, deve estar do lado do terminal fonte do RT. Observe que a tendência linear estimada corresponde à evolução da tensão do lado do terminal carga no intervalo das duas comutações de *tap* de teste. No entanto, os desvios entre a tendência linear estimada e as medições ruidosas acontecem de forma não aleatória. *Overshoot* e *undershoot* entre a tendência linear estimada e o módulo da tensão medido são observados e ocorrem de forma sistemática, indicando alguma correlação entre os resíduos da tendência linear, conforme ilustrado na Figura 10. Isto sugere que não há garantia de operação confiável em campo da solução proposta em [17]. Além disso, este algoritmo requer que as comutações de *tap* de teste em RTs em cascata sejam realizadas de forma coordenada para evitar interações adversas entre tais equipamentos.

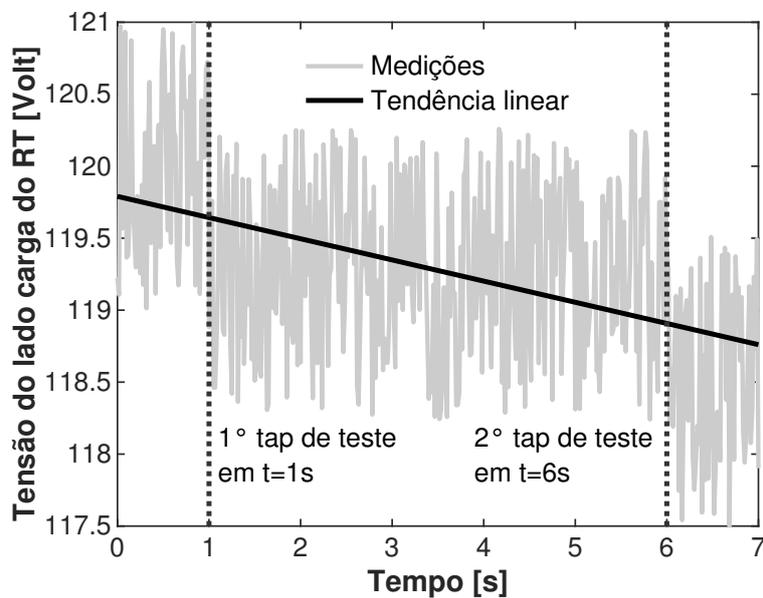


Figura 9 – Modelo de regressão linear ajustado para medições de tensão ruidosas do lado carga do RT com uma abordagem MQR a partir de duas mudanças de *tap* de teste. Fonte: adaptado de [17]

Sabe-se que o RT deve controlar a tensão do lado da rede com a menor capacidade de curto-circuito. Para cada mudança de *tap* do comutador, espera-se uma variação correspondente na tensão da barra controlada. Entretanto, se por acaso o RT tentar regular, erroneamente, a tensão do lado da rede com maior capacidade de curto-circuito, variações de tensão são observadas do lado oposto da rede, o que pode levar o regulador a condição de *runaway*. A estratégia de controle proposta em [32], tendo em vista o princípio descrito a respeito da condição de *runaway*, adicionou um transformador de potencial (TP) no terminal fonte do RT, além do TP padrão alocado no terminal carga, com a finalidade de monitorar os dois lados do RT e, com isso, evitar a condição de *runaway*. A Figura 11 ilustra o circuito simplificado de um RT tipo A, com o TP adicional instalado do lado do

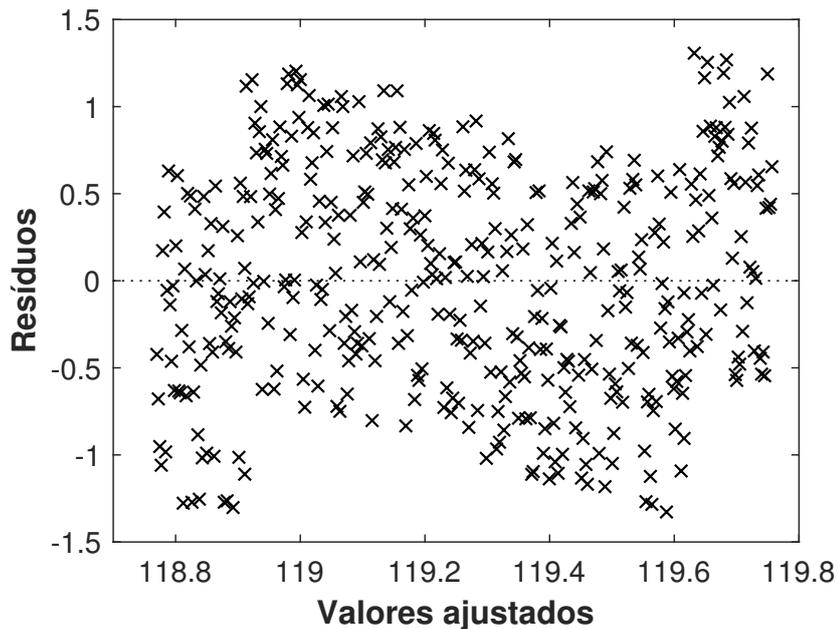


Figura 10 – Resíduos versus valores ajustados. Fonte: adaptado de [17]

terminal fonte do regulador.

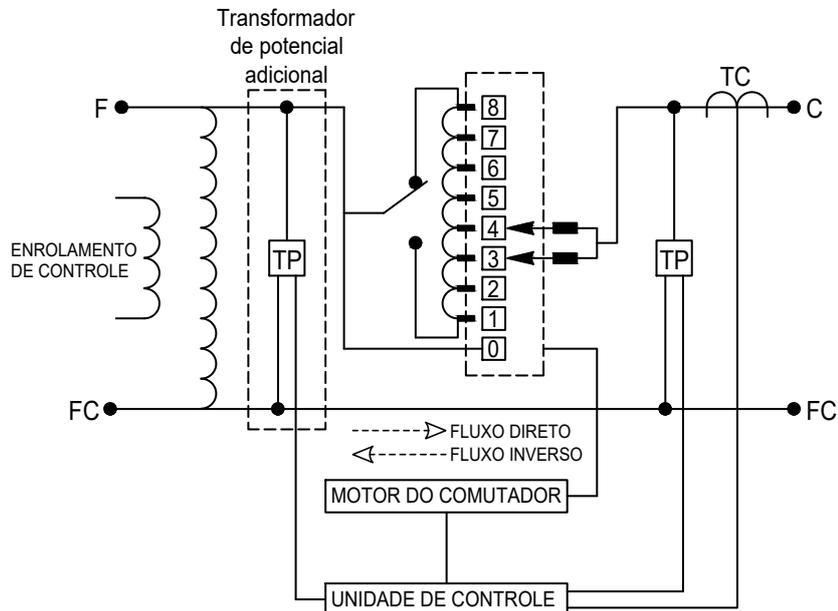


Figura 11 – Diagrama esquemático de um RT tipo A com medição de tensão em ambos os lados do regulador. Fonte: adaptado de [32]

Ao detectar fluxo de potência inverso no RT, a metodologia proposta em [32], enquanto monitora a tensão em ambos os terminais do regulador, executa duas comutação de *tap* de teste para identificar o lado da rede com a maior capacidade de curto-circuito. Particularmente, se a tensão no terminal C do regulador mudar um certa quantidade em

resposta as duas comutações de *tap*, isso indica que a subestação está conectada do lado do terminal fonte do regulador e a regulação deve ser ajustada de modo a controlar a tensão do lado do terminal C do RT. Por outro lado, se a tensão no terminal F mudar uma certa quantidade em resposta as duas comutações de *tap*, isso indica que a subestação está conectada ao lado do terminal C do regulador. Nesse caso, o modo de controle do RT deve ser ajustado para controlar a tensão do lado do terminal F.

Finalmente, uma desvantagem importante dos algoritmos propostos em [17, 32] está relacionada com a necessidade das duas comutações de *tap* de teste, já que mudanças excessivas na direção do fluxo de potência ativa causadas por GDs renováveis variáveis (exemplo de plantas de geração fotovoltaica), podem resultar em quantidades significativas de comutações de *tap* de teste. Esta situação pode afetar negativamente a vida útil dos comutadores de *tap* dos RTs.

## 2.5 Considerações Finais

A revisão da literatura evidência a relevância do problema da condição de *runaway*, sobretudo no contexto atual de contínuo crescimento das conexões de GD à rede. As soluções propostas para mitigar o problema da condição de *runaway* envolvem estratégias que se estendem desde a participação da GD no controle de tensão, até metodologias complexas com requerimento de comunicação entres os diversos dispositivos da rede. As soluções baseadas unicamente em informações coletadas a partir dos terminais do RT são aplicadas para mitigar a condição de *runaway* decorrente apenas de fluxo de potência ativa inverso no regulador. Nesta tese, propõe-se um algoritmo baseado em informações locais para mitigar o problema da condição de *runaway* ocasionado tanto por fluxo inverso quanto por fluxo direto.



## 3 Reguladores de Tensão

### 3.1 Introdução

A tensão em um alimentador de distribuição varia de um valor máximo no cliente mais próximo da fonte até um valor mínimo no final do circuito, onde está localizado o cliente mais distante da subestação. Essa variação na tensão é comumente conhecida como queda de linha, que por sua vez é regida pela lei de Ohm, expressa pela equação  $V = IZ$ , onde  $I$  representa a corrente que flui através da linha,  $Z$  corresponde a impedância da linha e  $V$  equivale a diferença de tensão entre as duas extremidades. A análise dessa lei revela que a queda de linha está intrinsecamente ligada à carga conectada ao alimentador, visto que uma maior demanda de potência resulta em uma corrente maior. Assim, embora a impedância da linha permaneça constante, a queda de tensão varia proporcionalmente com a carga demandada [33, 34].

Na prática, as quedas de tensão nos sistemas de distribuição são bastante significativas, especialmente em alimentadores longos. Reconhecendo a impossibilidade física de manter o perfil de tensão perfeitamente plano entre fonte e as cargas, as agências de energia de todo o mundo estabeleceram limiares para a tensão que as distribuidoras de energia devem entregar aos clientes [34]. No Brasil, a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) estabeleceu três faixas para tensão primária (2,3 kV a 69 kV) que as distribuidoras de energia devem fornecer aos clientes, conforme detalhado na Tabela 1 [35]. Nota-se, por exemplo, que um cliente atendido em tensão nominal de 13.800 V deve esperar medir, em condições normais de operação, uma tensão entre 12.834 V e 14.490 V.

Tabela 1 – Pontos de conexão em tensão nominal igual ou superior a 2,3 kV e inferior a 69 kV.

Tensão de atendimento	Faixa de variação da tensão de leitura (TL) em relação à tensão de referência (TR)
Adequada	$0,93TR \leq TL \leq 1,05TR$
Precária	$0,90TR \leq TL < 0,93TR$
Crítica	$TL < 0,90TR$ ou $TL > 1,05TR$

Fonte: [35]

A Figura 12 ilustra o problema da queda de tensão ao longo de um alimentador. Se o alimentador for muito longo, a queda de tensão pode exceder a janela de tolerância, de modo que se o primeiro cliente não estiver recebendo mais do que 14.490 V, o último receberá menos que 12.834 V. Para manter um nível de tensão permitido ao longo de toda a extensão de um alimentador, pode ser necessário intervir e aumentar a tensão em algum ponto ao longo do caminho. Além disso, como a queda de tensão varia com a

carga, esse aumento pode precisar ser ajustado em momentos diferentes ao longo dia. O regulador de tensão de linha é o principal instrumento de controle usado em alimentadores de distribuição longos para promover a melhoria da tensão fornecida aos clientes pela concessionária de energia [35].

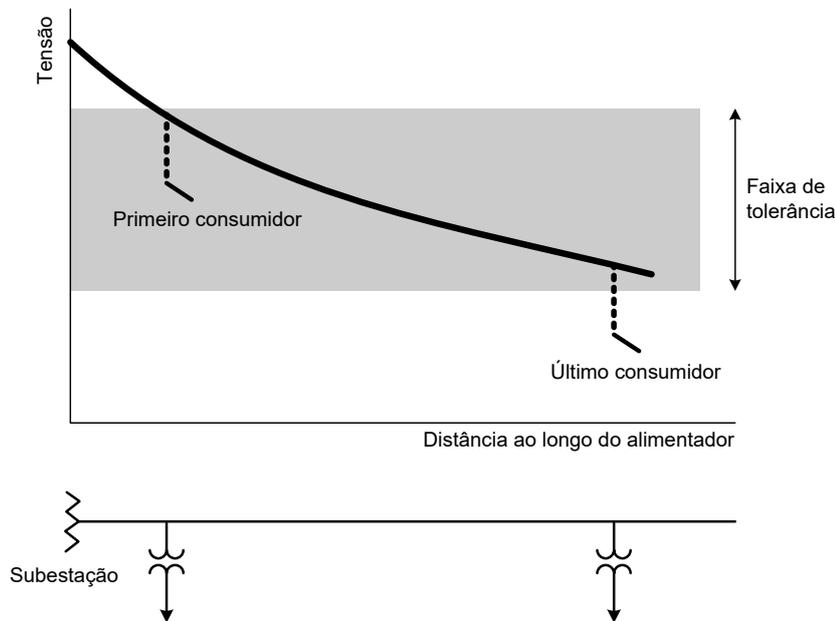


Figura 12 – Queda de tensão ao longo de um alimentador de distribuição. Fonte: Adaptado de [34].

Neste capítulo, inicialmente são abordados aspectos gerais sobre os reguladores, tais como: características construtivas, sistema de controle e modos de operação. Em seguida, é realizada uma análise operacional dos RTs, considerando o problema tratado nesta tese sobre a condição de *runaway*. O fenômeno de *runaway* foi reproduzido em uma rede de distribuição de laboratório, utilizando reguladores de tensão reais em escala reduzida, e os resultados são apresentados neste capítulo.

## 3.2 Características Construtivas

O regulador de tensão de linha é um equipamento eletromecânico, tipicamente construído com a arquitetura de um autotransformador, no qual os enrolamentos primário e secundário são acoplados fisicamente de forma a permitir ajustes na relação de transformação com a finalidade de possibilitar o controle de tensão em redes de distribuição nas quais são instalados. RTs usuais, comumente, disponibilizam 33 derivações no enrolamento série, das quais 16 são destinadas a aumentar a tensão na barra controlada, 16 a abaixar a tensão e uma posição neutra. Através dessas derivações, os reguladores tem capacidade de corrigir desvios de tensão na barra controlada de até  $\pm 10\%$  com passos de  $0,625\%$  da tensão base de 120 V.

De acordo com a norma técnica NBR 11809, os RTs podem ser fabricados em unidades monofásicas ou trifásicas. Os reguladores monofásicos podem suportar tensão nominal entre 7,62 kV e 19,92 kV. Quando esses reguladores são associados, tornam-se adequados para redes trifásicas com tensões de linha entre 13,8 kV e 34,5 kV. Por outro lado, os reguladores trifásicos podem suportar tensões nominais entre 13,2 kV e 69 kV. Apesar disso, é mais comum encontrar os reguladores monofásicos sendo empregados pelas concessionárias, inclusive para regular circuitos trifásicos, devido à sua maior flexibilidade [Ref.].

Os reguladores monofásicos podem ser conectados de várias maneiras, como em configuração estrela, delta e delta aberto, dependendo das necessidades específicas da rede. Além disso, as unidades monofásicas têm a capacidade de controlar a tensão nas fases de maneira independente, uma característica que não está presente nos reguladores trifásicos, os quais controlam todas as três fases simultaneamente. Outra dificuldade envolvida na aplicação dos reguladores trifásicos está relacionada com as dimensões do equipamento, já que esses tendem a ser maiores e mais volumosos em comparação com os reguladores monofásicos, o que pode representar desafios adicionais em termos de espaço, logística de transporte e instalação.

Além dos aspectos construtivos relativos ao número de fases, os reguladores de tensão são projetados e fabricados em duas construções básicas, conforme definido pelos padrões IEEE, denominadas Tipo A e Tipo B.

### 3.2.1 Regulador de Tensão Tipo A

Os reguladores de tensão Tipo A têm o circuito primário (tensão da fonte) conectado diretamente ao enrolamento paralelo do regulador. O enrolamento série, onde estão alocadas as derivações responsáveis pelos ajustes da tensão, é conectado ao circuito regulado. Com a construção Tipo A, a excitação do núcleo varia com a tensão da fonte porque o enrolamento paralelo está conectado diretamente ao circuito primário, conforme ilustrado na Figura 13, que trata do diagrama esquemático de um regulador de tensão Tipo A.

As relações entre a tensão e a corrente do terminal fonte e a tensão e a corrente do terminal carga para os reguladores de tensão tipo A são expressas pelas equações 3.1 e 3.2 a seguir.

$$V_F = \frac{1}{a_R} \cdot V_C \quad (3.1)$$

$$I_F = a_R \cdot I_C \quad (3.2)$$

Para o regulador de tensão tipo A, posicionado no sentido de elevar a tensão,  $a_R$  é dado por:

$$a_R = 1 + \frac{N_2}{N_1} \quad (3.3)$$

Para o regulador de tensão tipo A, posicionado no sentido de abaixar a tensão,  $a_R$  é dado por:

$$a_R = 1 - \frac{N_2}{N_1} \quad (3.4)$$

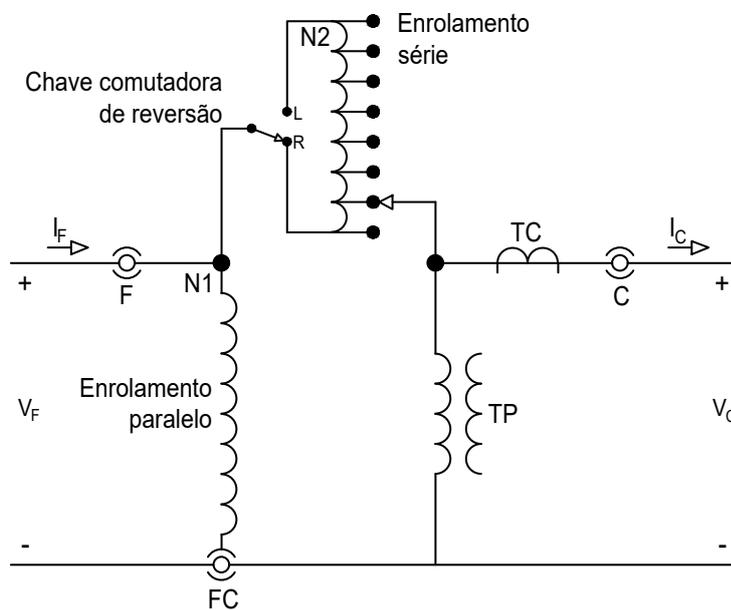


Figura 13 – Diagrama simplificado de um regulador de tensão tipo A. Fonte: Adaptado de [34].

### 3.2.2 Regulador de Tensão Tipo B

Os reguladores de tensão tipo B são construídos de modo que o circuito primário (tensão da fonte) seja aplicado por meio de derivações ao enrolamento em série do regulador, que está conectado do lado do terminal fonte do regulador. Com a construção Tipo B, a excitação do núcleo é constante, uma vez que o enrolamento paralelo está conectado diretamente ao circuito regulado, conforme ilustrado na Figura 14, que trata do diagrama esquemático de um regulador de tensão Tipo B.

As relações entre a tensão e a corrente do terminal fonte e a tensão e a corrente do terminal carga para os reguladores de tensão tipo B são expressas pelas equações 3.5 e 3.6 a seguir.

$$V_F = a_R \cdot V_C \quad (3.5)$$

$$I_F = \frac{1}{a_R} \cdot I_C \quad (3.6)$$

Para o regulador de tensão tipo B, posicionado no sentido de elevar a tensão,  $a_R$  é dado por:

$$a_R = 1 - \frac{N_2}{N_1} \quad (3.7)$$

Para o regulador de tensão tipo B, posicionado no sentido de abaixar a tensão,  $a_R$  é dado por:

$$a_R = 1 + \frac{N_2}{N_1} \quad (3.8)$$

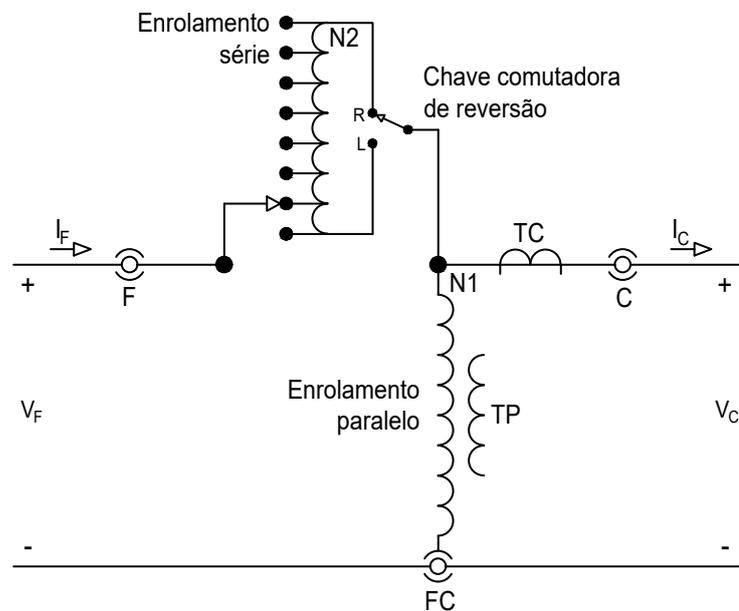


Figura 14 – Diagrama simplificado de um regulador de tensão tipo B. Fonte: Adaptado de [34].

### 3.2.3 Generalidade

A principal diferença entre esses dois modelos diz respeito à forma de excitação do núcleo do regulador. No tipo A, o enrolamento paralelo está conectado diretamente ao circuito primário, o que torna a excitação do núcleo desse regulador variável. Em contrapartida, no tipo B, a excitação do núcleo permanece constante devido ao enrolamento paralelo estar ligado ao circuito regulado. Essa característica torna o regulador tipo B mais amplamente adotado, em detrimento do tipo A.

A operação em paralelo de reguladores de tipos diferentes não é recomendada, já que pode causar corrente circulante excessiva entre eles, mesmo nos casos de operação de curto prazo.

### 3.3 Controle e Parametrização

A Figura 15 ilustra, de maneira esquemática, a dinâmica da tensão na barra controlada pelo RT, juntamente com os principais parâmetros de controle. A partir das configurações pré-definidas no controlador, o RT tende a fornecer uma ação de saída como resultado das alterações das condições de entrada. No modernos controladores de RTs há uma variedade muito grande de parâmetros a serem configurados. No entanto, as configurações básicas que estão presentes em qualquer controlador são: (a) tensão de referência, (b) banda morta e (c) temporização.

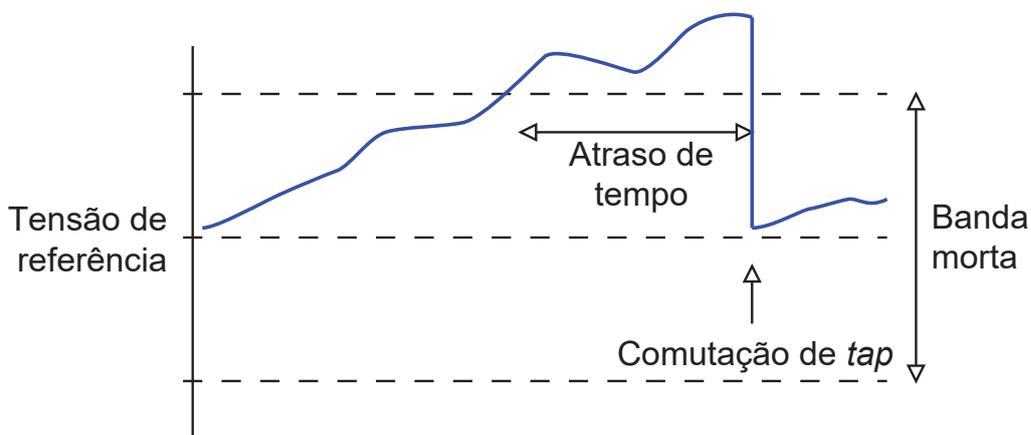


Figura 15 – Controle de *tap* do regulador de tensão com base na tensão de referência, banda morta e atraso de tempo. Fonte: Adaptado de [36].

#### 3.3.1 Tensão de Referência

A tensão de referência, ou tensão desejada no ponto regulado, corresponde ao valor alvo que o RT buscar manter. O sistema de controle de RT coleta amostras de tensão no ponto regulado e as compara com a tensão de referência definida inicialmente. Sempre que for verificado um erro entre essas duas tensões superior ao limiar de banda morta, o mecanismo de *tap* é acionada para mudar a relação de espiras do regulador e, com isso, corrigir os desvios entre as tensões de referência e medidas.

#### 3.3.2 Banda Morta

A banda morta, também nomeada como insensibilidade ou largura de banda, refere-se à faixa total de tensão em torno da tensão de referência, que o controle considera como operação normal. Por exemplo, uma largura de banda de 2 V em uma configuração de 120 V significa que o controle não acionará uma mudança de *tap* até que a tensão monitorada esteja acima de 121 V ou abaixo de 119 V. Geralmente, a largura de banda é ajustada em uma fixa bastante estreita para manter a tensão na barra controlada o mais próxima possível da tensão de referência [37].

Aumentar a largura de banda pode reduzir a frequência das operações do comutador de *tap*, mas às custas da qualidade da tensão. Por outro lado, reduzir a largura de banda pode aumentar excessivamente o número de operações de *tap*, o que pode ser prejudicial para o equipamento. Conforme descrito na referência [37], a largura de banda mínima recomendada é de 1,5 V. Esse valor corresponde a duas vezes a variação de tensão observada durante uma comutação de *tap* (5/8 % ou 0,75 V) em condições normais de operação.

### 3.3.3 Temporização

A temporização, também conhecida como atraso de tempo, refere-se ao período de tempo em segundos que o controle aguarda desde o momento em que a tensão monitorada ultrapassa a largura de banda até o acionamento do mecanismo de comutação de *tap*. Com isso, evita-se comutações desnecessárias em decorrência de flutuações de tensão de natureza temporária, como as resultantes de partida de motor ou mesmo condições de falhas. Portanto, ao especificar atraso de tempo de 15 ou 30 segundos, o regulador ignora a maioria das oscilações temporárias e opera apenas para as variações de tensão lentas, como as decorrentes de entrada ou saída de grandes blocos de carga [37].

Tipicamente, a temporização dos reguladores de tensão varia entre 30 a 60 segundos [36]. A referência [37] sugere que a temporização mínima adequada seja de 15 segundos. De acordo com as especificações dos reguladores em [38], o menor ajuste de temporização permitido é de 10 segundos, com a possibilidade de alteração na faixa de 10 a 180 segundos. Uma prática comum adotada pelas concessionárias é a temporização dupla, na qual a primeira comutação de *tap* é sempre mais lenta que as subsequentes. Nessa filosofia de operação, define-se uma temporização típica de 15 ou 30 segundos, por exemplo, para a primeira comutação, enquanto para as subsequentes, considera-se apenas o tempo necessário para o carregamento da mola do mecanismo de comutação *tap*, que varia entre 3 a 5 segundos.

A configuração da temporização também traz outro benefício importante para os reguladores de tensão em operação em cascata, já que nesses casos a interferência de um regulador sobre o outro é uma preocupação. Assim, para evitar interações indesejadas e prejudiciais, é crucial que o regulador mais próximo da subestação seja o primeiro a responder às violações de tensão no alimentador, enquanto a temporização dos demais reguladores deve ser progressivamente aumentada à medida que se distanciam da subestação. Recomenda-se uma diferença mínima de 15 segundos entre os atrasos de tempo entre os bancos de reguladores. Essa coordenação entre os bancos de reguladores em cascata, conforme ilustrado na Figura 16, elimina comutações desnecessárias, resultando em uma melhoria significativa na eficiência do sistema [37].

Observa-se, a partir da Figura 16, que os reguladores de tensão de ramais laterais não estão incluídos na coordenação dos RTs em cascata, que é limitada aos reguladores

localizados no tronco principal do alimentador. Nesse esquema de coordenação, a comutação de *tap* do RT mais próximo da subestação promove melhoria da tensão em toda a extensão da rede, de modo que os demais reguladores só entram em operação se a comutação de *tap* do primeiro regulador não for suficiente para restaurar a tensão do alimentador dentro da faixa desejada.

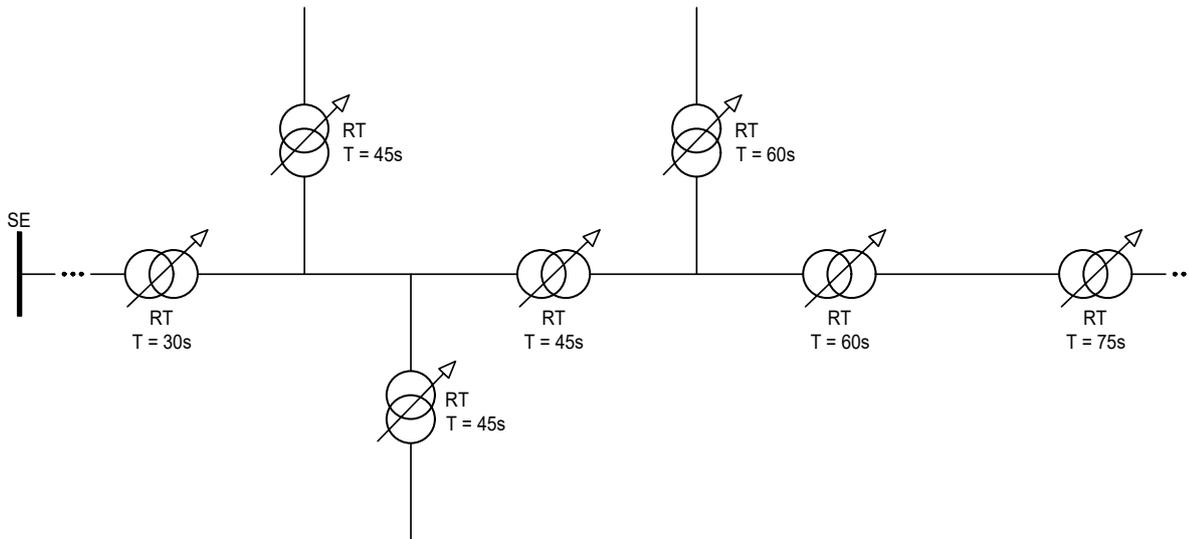


Figura 16 – Reguladores de tensão em cascata. Fonte: Adaptado de [37].

## 3.4 Modos de Operação

Esta subseção sumariza os três modos de operação normalmente disponíveis nos controles dos RTs. Esta Tese enfoca os modos bidirecional, cogeração e inverso constante, que são os modos de operação utilizados no algoritmo proposto.

### 3.4.1 Bidirecional

O modo bidirecional é recomendado para aplicações em redes de distribuição reconfiguráveis onde o fluxo de potência ativa direto ou inverso emerge em RTs a partir de operações de chaves automáticas de manobras. Quando o controle do RT está configurado para o modo bidirecional, ele é capaz de operar em ambas as direções de fluxo de potência ativa, conforme exemplificado na Figura 17. O controle do RT opera na direção do fluxo detectado quando identifica uma corrente superior ao limiar (uma porcentagem da corrente nominal) pré-definido. Quando a corrente detectada se move dentro dos valores limite de corrente, a mudança de *tap* é inibida e o controle do RT fica inativo na mesma posição de *tap* mantida antes do limite ser ultrapassado. Como o fluxo de corrente excede novamente o limite em qualquer direção do fluxo de potência, a operação do mecanismo de mudança de *tap* é retomada naquela direção.

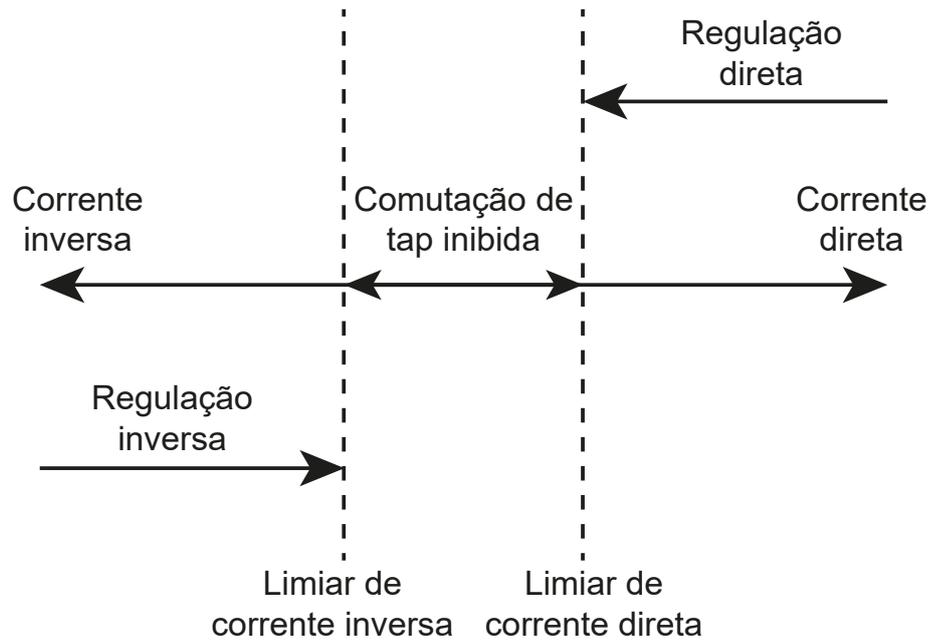


Figura 17 – Modo de operação bidirecional. Fonte: Adaptado de [38].

### 3.4.2 Cogeração

Por sua vez, o modo de cogeração é recomendado para aplicações em redes de distribuição ativas onde as GDs estão conectadas do lado do terminal carga do RT e onde o fluxo de potência inverso surge nos RTs apenas por meio da injeção de energia ativa das GDs. Quando o controle do RT está configurado no modo de cogeração, ele opera sempre no sentido direto, conforme ilustrado na Figura 18. Quando o controle do RT detecta uma corrente inversa superior ao limiar de corrente inversa, ele opera na direção direta usando configurações inversas. O controle do RT continua a usar as configurações inversas até que uma corrente direta superior ao limiar de corrente direta seja detectada. Vale ressaltar que o modo de cogeração não é capaz de operar adequadamente durante situações de corrente direta nos RTs, criadas pela injeção de potência ativa das GDs. Se essas situações ocorrerem quando o controle do RT estiver configurado para o modo de cogeração, o RT tentará operar na direção direta, levando a prováveis incidentes de condição de *runaway* no comutador de *tap*.

### 3.4.3 Inverso

Por fim, o modo inverso constante é recomendado para aplicações em redes de distribuição onde o fluxo de potência direto não surge no RT a partir de operações de chaves automáticas de manobras. Quando o controle do RT é definido para o modo inverso constante, ele sempre opera na direção inversa, inclusive através da detecção de fluxo direto, conforme exemplificado na Figura 19. Medições ou estimativas de tensão no lado de alimentação são necessárias quando o controle do RT é definido para modo inverso constante. Este modo pode ser opcionalmente substituído pelo modo de cogeração inverso,

destinado a aplicações em redes de distribuição ativas onde as GDs estão conectadas do lado do terminal fonte do RT.

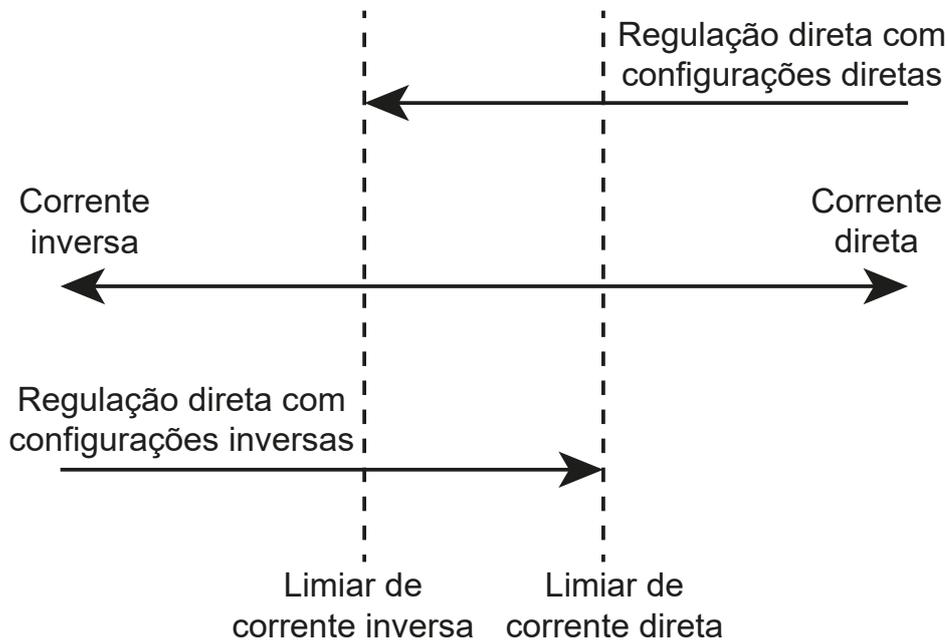


Figura 18 – Modo de operação cogeração. Fonte: Adaptado de [38].

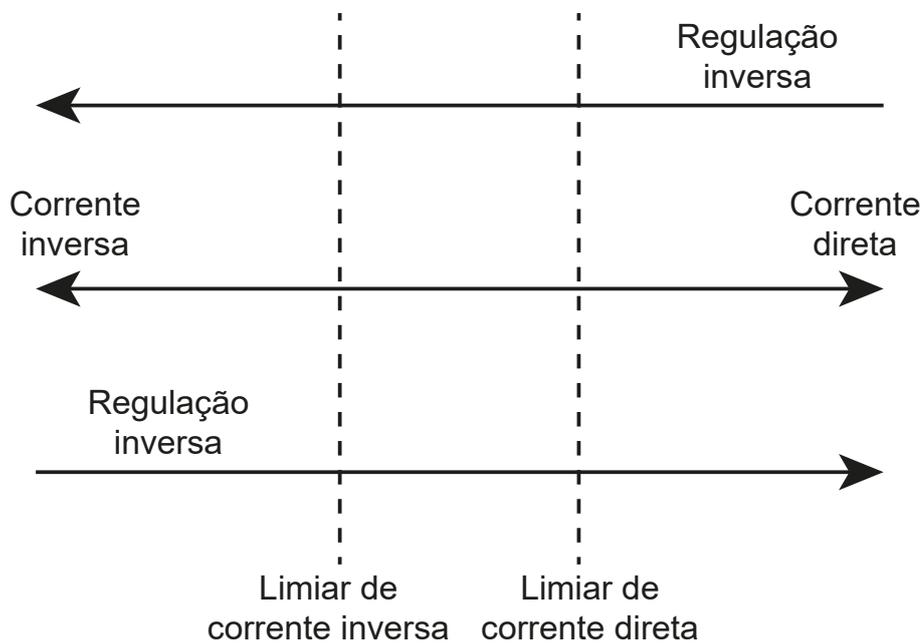


Figura 19 – Modo de operação inverso. Fonte: Adaptado de [38].

### 3.5 Reprodução do Fenômeno de *Runaway* em Rede de Distribuição em Escala Reduzida

Esta subsecção destina-se à apresentação dos resultados obtidos no laboratório de controle de tensão em redes de distribuição da UFPA, com foco específico na condição de

*runaway*. Por meio das múltiplas possibilidades de manobras na rede em escala reduzida, o lado carga do banco de reguladores monofásicos foi configurado para operar do lado da rede com a maior capacidade de curto-circuito, na situação em que o fluxo de potência ativa foi invertido nos reguladores por meio da subestação. Nesse contexto, dois cenários foram investigados: (a) quanto a tensão de referência do banco de reguladores é menor que a tensão medida e (b) quando é maior. Além dos resultados, serão descritos alguns aspectos importantes da rede de distribuição em escala reduzida nas próximas subseções.

### 3.5.1 Rede Teste em Escala Reduzida

A Figura 20 ilustra o diagrama simplificado da rede de distribuição em escala reduzida com reguladores de tensão de linha. O lado da rede com a maior capacidade de curto-circuito foi estabelecido por meio de um transformador trifásico de 150 kVA existente e responsável pela alimentação exclusiva do prédio onde a rede foi implantada. O lado primário desse transformador é alimentado pela rede de média tensão em 13,8 kV da UFPA e o lado secundário, por sua vez, alimenta o Quadro Geral de Baixa Tensão (QGBT) do prédio, onde foi adicionado o disjuntor tripolar DJ2, com capacidade de corrente de 40 A, para alimentar o barramento principal da rede de distribuição em escala reduzida.

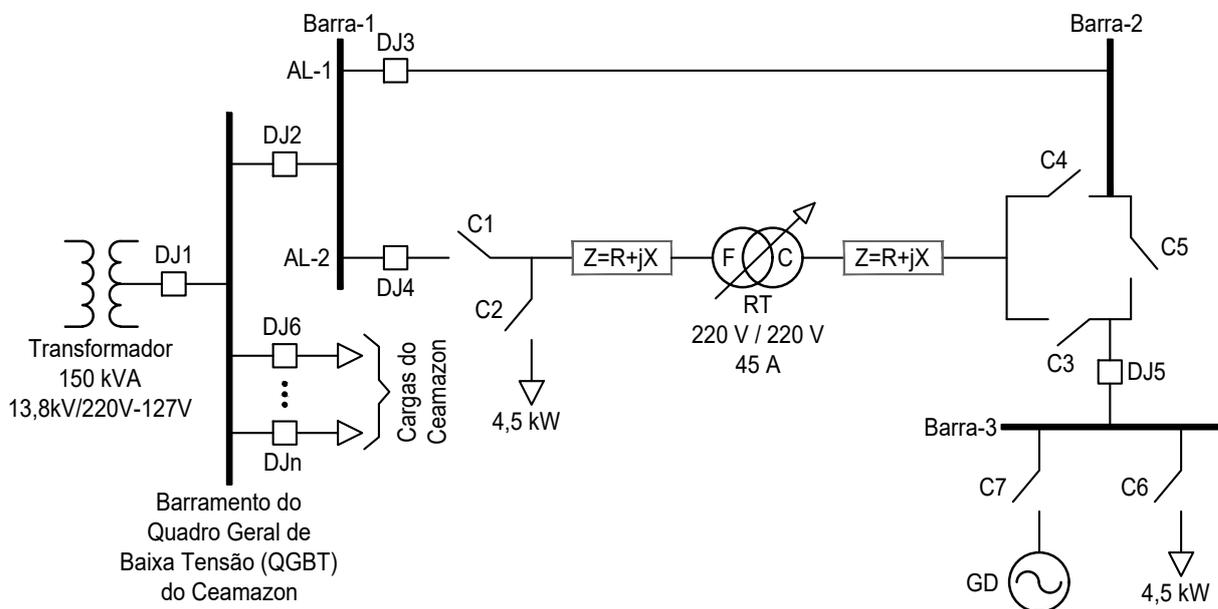


Figura 20 – Diagrama simplificado da rede de distribuição em escala reduzida com reguladores de tensão de linha. Fonte: Próprio autor.

Conforme exemplificado na Figura 20, a rede em escala reduzida é composta por dois alimentadores denominados AL-1 e AL-2, os quais são energizados a partir do mesmo barramento denominado Barra-1. O alimentador AL-1 possibilita a manobra da subestação entre o lado carga e o lado fonte do banco de reguladores, enquanto o alimentador AL-2

abriga os reguladores, as cargas e GD<sup>1</sup>. A impedância  $Z = R + jX$ , onde  $R = 0,9467$  ohm e  $X = 1,9061$  ohm, presente a montante e a jusante do banco de reguladores, foi dimensionada para reproduzir as características de um alimentador de distribuição de 10 km de extensão construído em cabo de ALUMÍNIO NU 336 MCM.

As chaves C1 a C7, indicadas na Figura 20, foram implementadas por meio de contadoras. Através da combinação de fechamento e abertura dessas chaves é possível fazer o remanejamento de cargas entre os alimentadores AL-1 e AL-2.

O circuito de comandos elétricos desenvolvido para operacionalizar as chaves supramencionadas está indicado na Figura 21. O fluxo de potência ativa direto no banco de reguladores é estabelecido mantendo energizado o disjuntor DJ4, desenergizado o disjuntor DJ3 e acionando a boteira liga B1 do circuito de comandos. Por outro lado, o fluxo inverso por subestação ocorre quando o disjuntor DJ3 é energizado, DJ4 é desenergizado e a botoeira liga B3 é acionada. A carga e a GD conectadas a Barra-3 são acionadas de forma independentes pelas boteiras exclusivas S1 e S2, respectivamente.

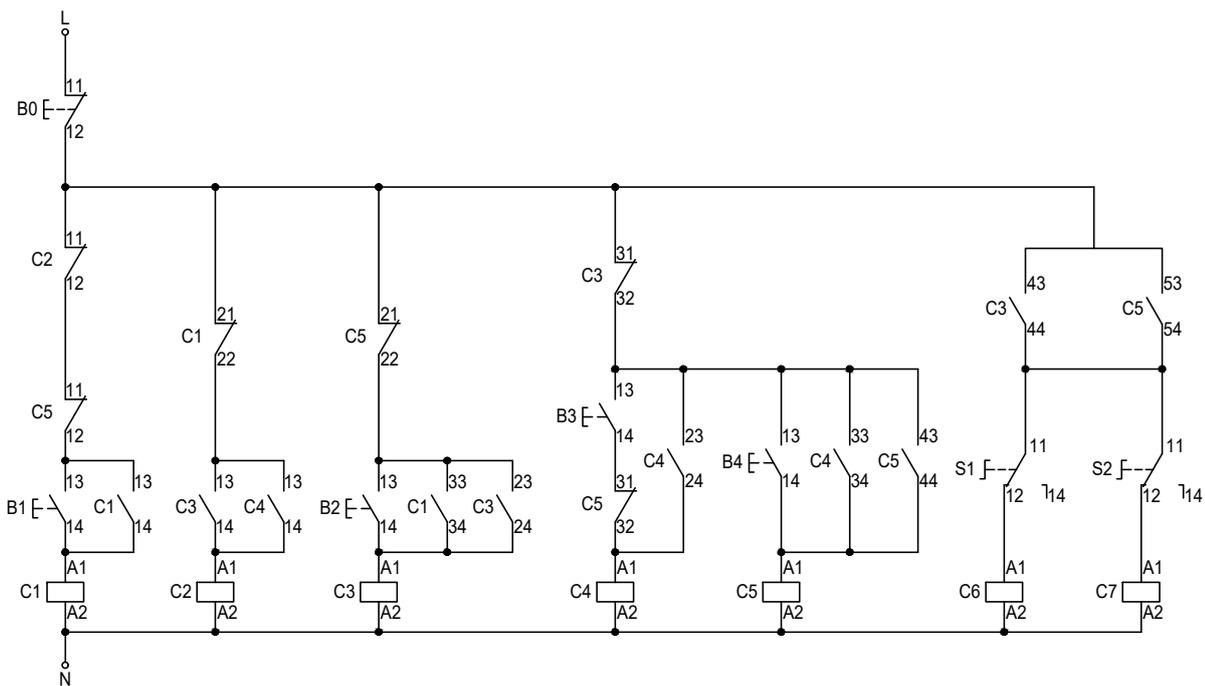


Figura 21 – Circuito de comandos elétricos responsável pelas manobras na rede em escala reduzida. Fonte: Próprio autor.

A conexão trifásica dos reguladores monofásicos em escala reduzida também foi automatizada por meio de contadoras. A Figura 22 ilustra de forma esquemática as conexões típicas para reguladores de tensão monofásicos. Além da conexão by-pass, onde os reguladores não participam do controle de tensão da rede, as unidades monofásicas podem ser conectadas em estrela, delta fechado e delta aberto. Na tabela da Figura 22 estão indicados os estados das chaves para cada tipo de conexão.

<sup>1</sup> A GD ainda não foi instalada no laboratório, por esta razão não serão apresentados resultados envolvendo inversão de fluxo por GD.

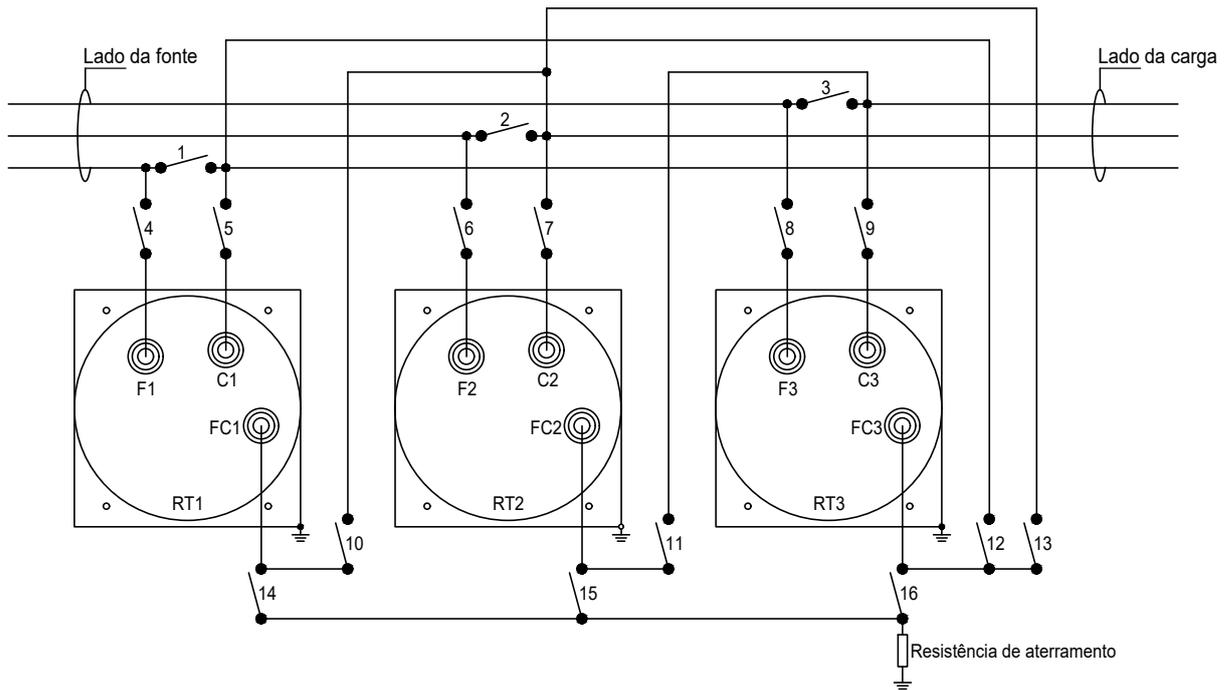


TABELA DE FECHAMENTO PARA MÚLTIPLAS CONEXÕES DE BANCOS																
CONEXÃO BANCO	CONFIGURAÇÃO DAS CHAVES (FUNCIONAMENTO)															
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
BY-PASS	X	X	X													
ESTRELA				X	X	X	X	X	X					X	X	X
DELTA FECHADO				X	X	X	X	X	X	X	X					
DELTA ABERTO		X		X	X			X	X	X			X			

Figura 22 – Diagrama esquemático de ligação de três reguladores de tensão de linha em escala reduzida com possibilidade de conexão by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor.

A Figura 23 trata do circuito de força que foi estruturado para automatizar as conexões típicas dos reguladores monofásicos, tais como: by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. No diagrama, F1, F2 e F3 representam os terminais fonte dos reguladores monofásicos. Do mesmo modo, C1, C2 e C3 correspondem aos terminais carga. Por fim, FC1, FC2 e FC3 indicam os terminais comuns. Em uma conexão envolvendo aterramento, como estrela, são os terminais comuns que são aterrados. A compressão do funcionamento do circuito da Figura 23 pode ser melhor elucidada a partir do circuito de comandos elétricos ilustrado na Figura 24.

Para cada tipo conexão, há uma botoeira liga no circuito de comandos da Figura 24. A conexão de by-pass é ativada pressionando a botoeira liga B1. Nesse caso, a bobina do contator BY é energizada e a carga é alimentada sem a intervenção do banco de reguladores no controle de tensão.

Ao pressionar a botoeira liga B2, o banco de reguladores monofásicos é configurado na ligação estrela. Isso resulta na energização das bobinas KY, KYD e KC das contadoras. A bobina KY conecta os terminais FC1, FC2 e FC3 dos reguladores à malha de aterramento.

A bobina KYD energiza os terminais fontes dos reguladores, enquanto a bobina KC conecta os terminais C1, C2 e C3 ao barramento de carga.

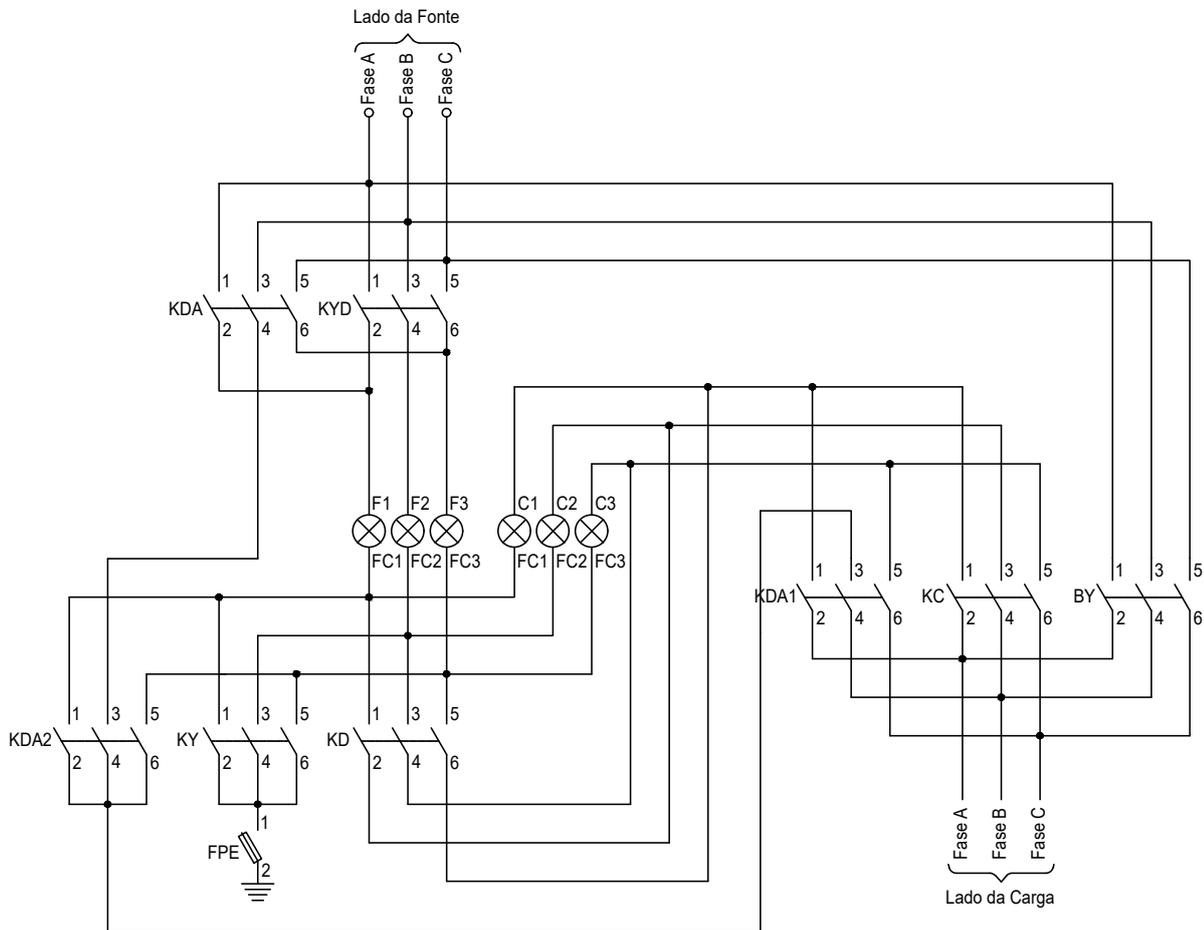


Figura 23 – Circuito de força referente às conexões dos reguladores monofásicos em by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor.

Ao pressionar a botoeira liga B3, o banco de reguladores monofásicos é configurado na ligação delta fechado. Isso leva à energização das bobinas KD, KYD e KC das contadoras. A bobina KD conecta os terminais FC1, FC2 e FC3 aos terminais C2, C3 e C1, respectivamente. A bobina KYD energiza os terminais fontes dos reguladores, enquanto a bobina KC conecta os terminais C1, C2 e C3 ao barramento de carga.

Por fim, ao pressionar a botoeira liga B4, o banco de reguladores monofásicos é configurado na ligação delta aberto. Nesta configuração, apenas os reguladores 1 e 3 participam da conexão. Isso resulta na energização das bobinas KDA, KDA1 e KDA2 das contadoras. A bobina KDA energiza os terminais fontes dos reguladores 1 e 3. A bobina KD2 conecta os terminais FC1 e FC3 à fase B, enquanto a bobina KDA1 conecta os terminais C1, C3 e a fase B, fechada com os terminais FC1 e FC3, ao barramento de carga.

As figuras 25 e 26 tratam de registros fotográficos do banco de reguladores em operação. O esquema de controle é baseado em um único controlador, conforme ilustrado na Figura 26, que coordena a operação dos três reguladores monofásicos.

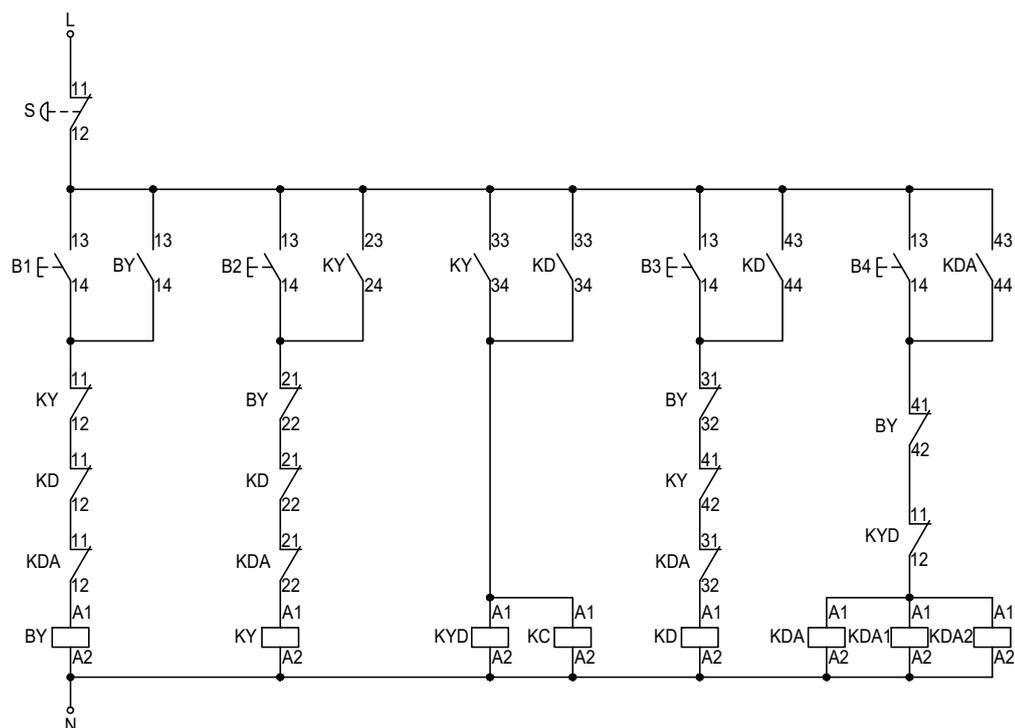


Figura 24 – Circuito de comandos elétricos referente as conexões dos reguladores monofásicos em by-pass, estrela, delta fechado e delta aberto. Fonte: Próprio autor.



Figura 25 – Laboratório de controle de tensão em redes de distribuição. Fonte: Próprio autor.



Figura 26 – Controlador CTR-3 dos reguladores de tensão monofásicos. Fonte: Próprio autor.

A placa com todos os parâmetros dos reguladores de tensão monofásicos tipo B está representada na Figura 27

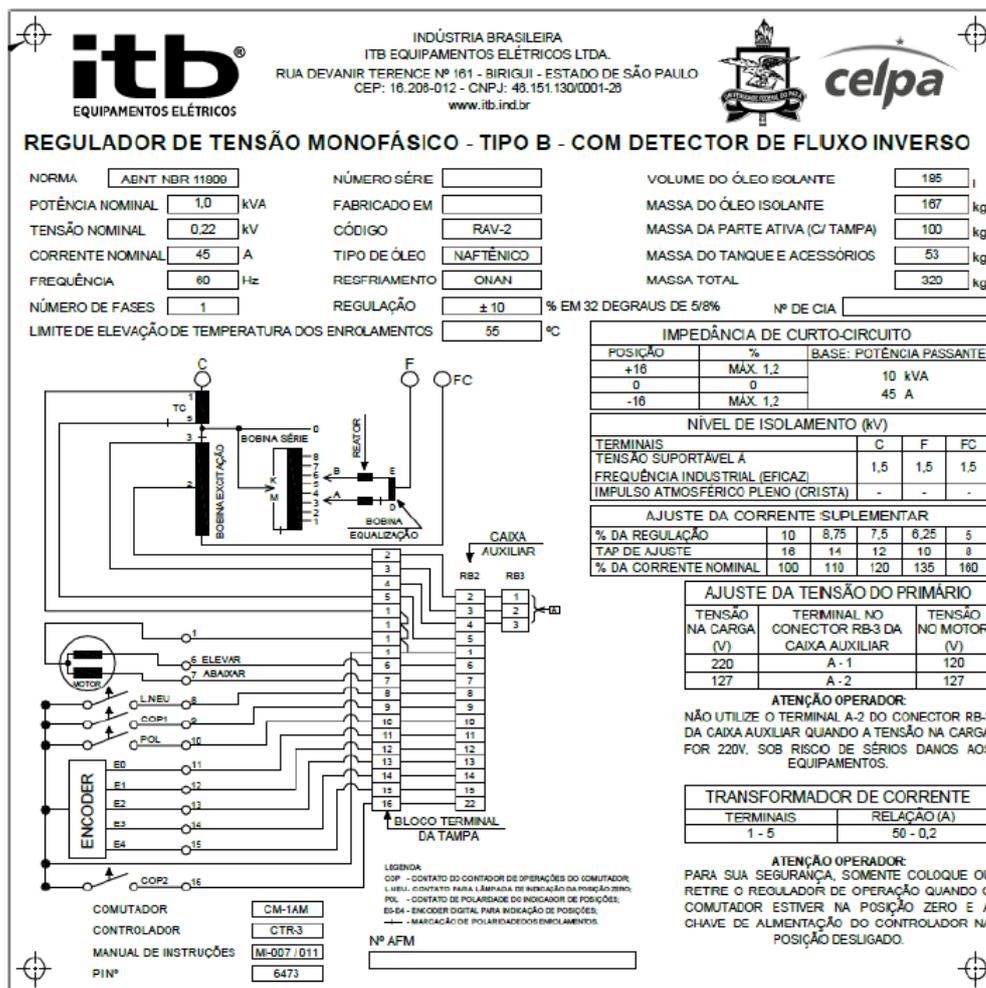


Figura 27 – Placa dos reguladores de tensão monofásicos tipo B. Fonte: Próprio autor.

### 3.5.2 Testes Experimentais

Os testes experimentais consistem em reproduzir o fenômeno da condição de *runaway* em laboratório, utilizando reguladores de tensão em escala reduzida. A investigação analisa a condição de *runaway* decorrente de manobra na rede, especificamente quando ocorre a inversão de fluxo de potência ativa nos reguladores por subestação e estes estão configurados para operar no modo cogeração, o que significa que, independentemente do sentido do fluxo de potência ativa, a regulação é sempre realizada do lado do terminal de carga dos reguladores.

Neste cenário, o lado da carga do banco de RTs é o seu lado forte e o lado da fonte do banco de RTs é seu lado fraco. O lado forte do banco de RTs é alimentado por um transformador de distribuição de 150 kVA, com uma relação de tensão de 13,8 kV / 220-127 V. Por sua vez, o lado da fonte do banco de RTs alimenta um banco de cargas. Como a impedância desse transformador de distribuição é muito maior que impedância do equivalente de Thévenin da rede, o transformador de distribuição é praticamente uma barra infinita conectada do lado do terminal carga do banco de RTs. A rede de distribuição

em escala reduzida emula um alimentador de 10 km de extensão, conforme detalhado nas subseções anteriores.

A Figura 28 ilustra um registro fotográfico dos testes experimentais. Os dados foram capturados por meio de dois analisadores de qualidade de energia HIOKI PW3198, sendo um conectado aos terminais fonte dos reguladores e outro conectado aos terminais carga. A taxa de amostragem para a coleta de dados foi de 60 amostras por segundo. No primeiro experimento a tensão de referência dos RTs foi ajustada para 123 V, enquanto no segundo foi ajustada para 132 V. A tensão medida em ambos os experimentos estava na faixa de 126 V.



Figura 28 – Testes experimentais com o banco de reguladores de tensão em escala reduzida. Fonte: Próprio autor.

#### ✓ Testes experimentais com tensão de referência em 123 V

Neste experimento, com os reguladores no modo cogeração e a subestação conectada aos terminais cargas no banco de RTs, o sistema de controle detecta que a tensão medida nos terminais de carga está acima da tensão de referência. Em resposta, o banco de RTs realiza comutações para reduzir a tensão medida para o valor desejado de 123 V. No entanto, essas comutações resultaram no efeito oposto, causando sobretensão no lado da fonte, o que caracteriza o fenômeno conhecido como condição *runaway* nos três reguladores

do banco. Conforme ilustrado na Figura 29 (a), a sobretensão do lado da rede com a menor capacidade de circuito-circuito é de aproximadamente 10 %. Na Figura 29 (b), observa-se que as comutações sucessivas de *tap* não foram suficientes para reduzir a tensão nos terminais cargas do banco de reguladores, que permaneceram praticamente constantes.

Nota-se na Figura 29 (a) que entre os degraus há sempre um vale. Isso ocorre devido à corrente de partida do motor do comutador de *tap*. Embora os reguladores sejam em escala reduzida, a estrutura do comutador de *tap* é a mesma dos reguladores de tensão comerciais. Nas operações de RTs em redes reais, esse afundamento de tensão não é verificado porque a corrente de partida não é significativa em relação à tensão terminal desses reguladores, que operam comumente na faixa de tensão de 13,8 kV ou 34,5 kV.

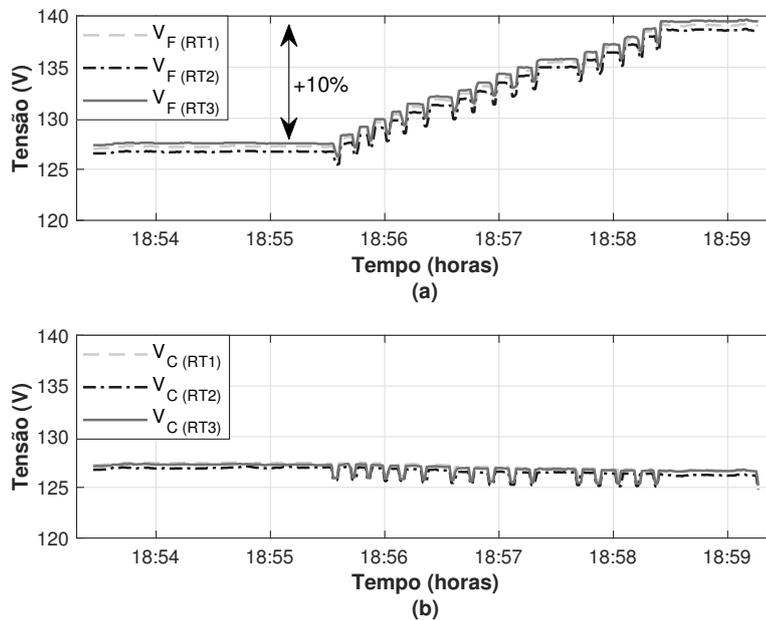


Figura 29 – Tensão nos terminais fonte (a) e tensão nos terminais carga (b) do banco de reguladores de tensão em escala reduzida, para  $V_{ref} = 123$  V. Fonte: Próprio autor.

### ✓ Testes experimentais com tensão de referência em 132 V

Neste experimento, com os reguladores no modo cogeração e a subestação conectada aos terminais cargas no banco de RTs, o sistema de controle detecta que a tensão medida nos terminais de carga está abaixo da tensão de referência. Em resposta, o banco de RTs realiza comutações no sentido de elevar a tensão medida para o valor desejado de 132 V. No entanto, essas comutações resultaram no efeito oposto, causando subtensão no lado da fonte, o que caracteriza o fenômeno conhecido como condição *runaway* nos três reguladores do banco. Conforme ilustrado na Figura 30 (a), a subtensão do lado da rede

com a menor capacidade de circuito-circuito é de aproximadamente -10 %. Na Figura 30 (b), observa-se que as comutações sucessivas de *tap* não foram suficientes para elevar a tensão nos terminais cargas do banco de reguladores, que permaneceram praticamente constantes.

Portanto, conforme demonstrado, o problema da condição de *runaway* pode conduzir a tensão do lado fraco da rede a sobretensão ou subtensão, a depender da tensão de referência e da tensão medida nos terminais cujas as tensões são reguladas.

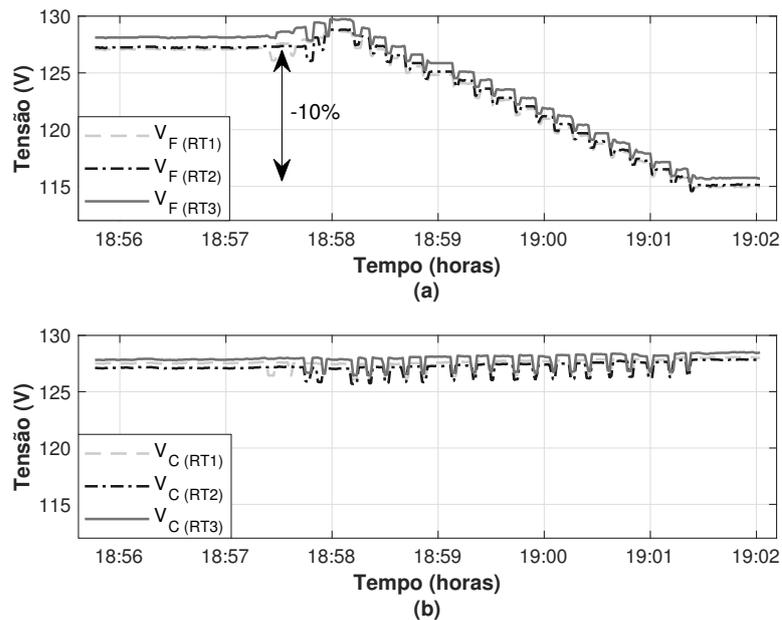


Figura 30 – Tensão nos terminais fonte (a) e tensão nos terminais carga (b) do banco de reguladores de tensão em escala reduzida, para  $V_{ref} = 132$  V. Fonte: Próprio autor.

### 3.6 Considerações Finais

A condição de *runaway* não é um problema documentado na literatura em termos práticos. Os poucos estudos existentes tendem a focar em análises computacionais. Em vista disso, este capítulo detalhou a montagem de um laboratório em escala reduzida, equipado com reguladores de tensão, onde foram conduzidos experimentos para demonstrar a ocorrência e a cronologia da condição de *runaway*.



## 4 Metodologia

### 4.1 Introdução

A condição de *runaway* é um fenômeno que tem preocupado cada vez mais os operadores de redes de distribuição, porque é um problema que se agrava à medida que mais unidades de GD são conectadas às redes equipadas com RTs, em razão desses reguladores não disporem de funcionalidades de controle capazes de lidar de forma efetiva com os fluxos bidirecionais de potência. Embora não haja dúvidas a respeito da importância dos RTs no controle de tensão de redes rurais extensas em cenários com elevada penetração de GDs, a possibilidade da ocorrência da condição de *runaway* torna desafiadora a operação dos reguladores nesses casos. Neste capítulo será apresentado o algoritmo proposto para a inibição bidirecional local robusta *on-line* da condição de *runaway* no comutador de *tap* de RTs em redes reconfiguráveis com GDs.

Inicialmente, este capítulo introduzirá alguns aspectos relacionados ao problema da condição de *runaway* e à solução proposta, com o objetivo de esclarecer a razão da escolha do método de mínimos quadrados recursivo em detrimento de outras abordagens de identificação de sistema. Em seguida, serão descritos a formulação matemática e o princípio de operação do algoritmo proposto. Como a metodologia proposta envolve uma abordagem linear, a validade do modelo foi investigada por meio de análise de resíduos envolvendo interpretação gráfica e a aplicação do teste de Durbin-Watson para autocorrelação dos erros. O fluxograma que sintetiza o algoritmo proposto será então apresentado, seguido das considerações finais deste capítulo.

### 4.2 Problemática

Os modos de controle tradicionais que regem a operação dos RTs são baseados exclusivamente no monitoramento do sentido do fluxo de potência ativa que passa pelos reguladores. No contexto das redes tradicionais, onde há garantias de que a subestação é a única fonte de energia do sistema, a identificação do sentido do fluxo de potência ativa é suficiente para determinar em qual lado da rede o RT deve regular a tensão. Os modos de controle tradicionais se destacam pela simplicidade da lógica de controle, pelo baixo consumo de memória para processamento das informações e pela robustez em cenários onde a subestação é única fonte de curto-circuito do sistema. Por outro lado, são vulneráveis em redes com elevada penetração de geração distribuída, especialmente quando há ocorrência fluxos bidirecionais de potência ativa.

Qualquer interpretação errada a respeito sentido do fluxo de potência ativa, pode levar o RT a condição de *runaway*. Essa confusão do controle do RT pode ocorrer em redes de distribuição que possuem pontos de ligação, com um ou mais alimentadores adjacentes, situados do lado do terminal carga do RT e uma ou mais unidades de GD conectadas tanto do lado do terminal fonte quanto do lado do terminal carga do RT, conforme ilustrado na Figura 31. Portanto, o problema de *runaway* está relacionado à falta de capacidade do RT em distinguir entre situações de fluxos bidirecionais causados por subestação primária e aquelas causadas por GDs.

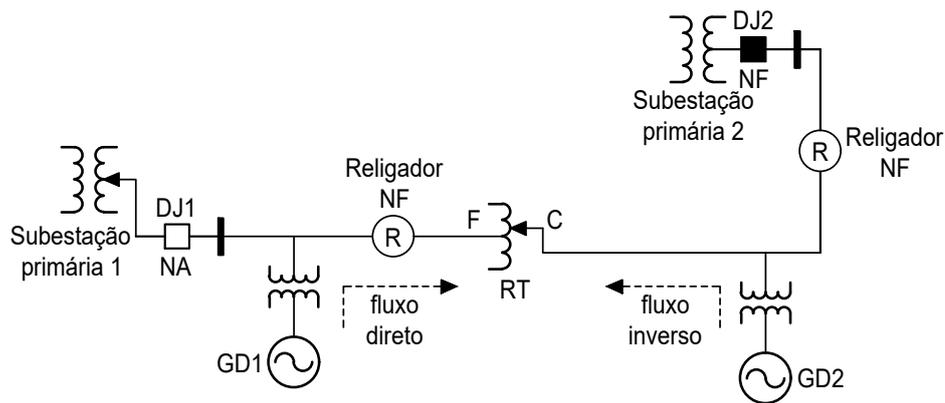


Figura 31 – Rede de distribuição com um religador de interconexão localizado do lado do terminal carga do RT e uma unidade de GD conectada em cada lado do RT. Fonte: Próprio autor.

Para que os RTs possam lidar adequadamente com esses cenários de fluxos bidirecionais, é crucial um modo de controle local que seja capaz de discernir a natureza do fluxo, identificando se ele provém da subestação primária ou de unidades de GD. Entretanto, essa abordagem deve levar em consideração que o controlador do RT possui capacidade limitada de memória para armazenamento de dados. Apesar disso, o controle deve ser capaz de processar as informações em tempo real de modo a coordenar as ações de controle dos RTs. Nesse contexto, o método dos mínimos quadrados recursivos é apropriado, pois não exige grande capacidade de armazenamento de dados. A recursividade deste método permite levar em consideração as informações passadas sem a necessidade de armazenar os dados históricos.

## 4.3 Algoritmo Proposto

### 4.3.1 Formulação Matemática

A tensão RMS do lado do terminal carga do RT segue uma trajetória aproximadamente linear, apesar dos ruídos e erros grosseiros presentes nas medições os quais são inerentes à operação das redes de distribuição. A comutação de *tap* promovida pelo RT

costuma distorcer essa linearidade. No entanto, a tensão após a comutação tende a retomar a trajetória linear do período pré-comutação, embora a partir de uma nova referência. Portanto, é razoável modelar a tensão RMS do lado do terminal carga do RT por meio de uma expressão linear, conforme Equação 4.1. No âmbito do algoritmo proposto nesta tese, os parâmetros  $m_k$  e  $b_k$  desse modelo de regressão linear são rastreados sempre duas vezes consecutivas, antes e após a comutação de *tap* de teste.

$$V_{Ck}(t) = m_k t_k + b_k \quad (4.1)$$

Onde  $V_{Ck}(t)$  é a tensão do lado do terminal carga RT,  $m_k$  é o parâmetro relacionado com a inclinação da reta do modelo de regressão linear,  $b_k$  é a constante que indica o ponto de interseção do modelo linear com o eixo das ordenadas,  $t_k$  é o intervalo de tempo e  $k$  é a amostra de tempo.

Essa relação entre a tensão medida do lado do terminal carga do RT e os coeficientes de regressão linear na amostra de tempo  $k$ , pode ser tratada por meio de uma abordagem matricial, conforme a Equação 4.2.

$$\Upsilon = A\theta \quad (4.2)$$

Onde

$$\Upsilon = \begin{bmatrix} V_{C0} \\ V_{C1} \\ \vdots \\ V_{Ck} \end{bmatrix} \quad A = \begin{bmatrix} t_0 & 1 \\ t_1 & 1 \\ \vdots & \vdots \\ t_k & 1 \end{bmatrix} \quad \theta = \begin{bmatrix} m_k \\ b_k \end{bmatrix}$$

Onde  $\Upsilon$  é o vetor com as tensões medidas no barramento do lado do terminal carga do RT na amostra  $k$  e  $\theta$  é o vetor dos parâmetros desconhecidos  $m_k$  e  $b_k$ .

A solução da Equação 4.2 depende das medições de tensão coletadas do lado do terminal carga do RT. Esses dados são medidos e disponibilizados sequencialmente para cada período de amostragem. Portanto, à medida que os dados são disponibilizados, o vetor de parâmetros é atualizado por meio do método dos mínimos quadrados recursivo. Segundo [39], técnicas recursivas como a de MQR são muito úteis por dois motivos. Em primeiro lugar, porque permitem estimar os parâmetros de um modelo à medida que os dados medidos são disponibilizados. Em segundo lugar, porque tais algoritmos são úteis também na resolução de problemas numéricos cuja a solução em batelada<sup>1</sup> é de difícil solução.

<sup>1</sup> Refere-se ao caso em que toda a massa de dados está disponível antes de começar a estimativa dos parâmetros e, tendo definido a estrutura do modelo, monta-se a matriz de regressores e resolve o problema número "de uma só vez", ou seja, em batelada

Uma declaração do método de MQR é fornecida a seguir. A otimização de  $J_k$  atualiza a estimativa  $\theta_k$  de  $\theta$  à medida que as medições e dados ficam disponíveis.  $\lambda$  é o fator de esquecimento, que fornece maior peso para medições mais recentes [40, 41].

**Teorema 1.** Para todo  $k \geq 0$ ,  $\phi \in \mathbb{R}^{p \times n}$  e  $y_k \in \mathbb{R}^p$ . Além disso,  $\theta_0 \in \mathbb{R}^n$ ,  $P_0 \in \mathbb{R}^{n \times n}$  é positivo definido, e  $\lambda \in (0, 1]$ . Para todo  $k \geq 0$ , denota-se o minimizador da função

$$J_k(\hat{\theta}) = \sum_{i=0}^k \lambda^{k-i} (y_i - \phi_i \hat{\theta})^T (y_i - \phi_i \hat{\theta}) + \lambda^{k+1} (\hat{\theta} - \theta_0)^T P_0^{-1} (\hat{\theta} - \theta_0) \quad (4.3)$$

com

$$\theta_{k+1} = \underset{\hat{\theta} \in \mathbb{R}^n}{\operatorname{argmin}} J_k(\hat{\theta}) \quad (4.4)$$

Então, para todo  $k \geq 0$ ,  $\theta_{k+1}$  é dado por:

$$\theta_{k+1} = \theta_k + P_{k+1} A_k^T (\Upsilon_k - A_k \theta_k) \quad (4.5)$$

$$P_{k+1} = \frac{1}{\lambda} P_k - \frac{1}{\lambda} P_k A_k^T (\lambda I + A_k P_k A_k^T)^{-1} A_k P_k \quad (4.6)$$

Onde  $I$  é uma matriz identidade. O fator de esquecimento  $\lambda$  define a memória do sistema e afeta a convergência e a capacidade do filtro em rastrear os parâmetros que variam no tempo. O comprimento efetivo da memória, denotado por  $N$ , representa o número de iterações antes que o peso de contribuição de um ponto histórico de dados decaia  $e^{-1}$  do seu valor inicial. O Valor de  $N$  é calculado de acordo com a Equação 4.7.

$$N = \frac{1}{1 - \lambda} \quad (4.7)$$

Neste trabalho, o fator de esquecimento será examinado através de um estudo de sensibilidade, visando determinar o ajuste ótimo de  $\lambda$  para alcançar os objetivos do algoritmo proposto.

### 4.3.2 Princípio de Operação

O princípio de operação do algoritmo proposto para identificação da direção de controle do RT é baseado no monitoramento da variação da tensão no lado do terminal carga do RT decorrente de uma única comutação de *tap* de teste, utilizando a abordagem de mínimos quadrados recursivos, conforme descrito na subseção 4.3.1. A variação de tensão é calculada utilizando um modelo de regressão linear com inclinação zero, ajustado duas vezes consecutivas pela abordagem de MQR em uma janela de dados máxima de 10

segundos. Esta janela de dados é composta por duas sub-janelas, cada uma com duração máxima de 5 segundos. Cada sub-janela corresponde ao atraso de tempo  $t_{mct}$  necessário para o RT executar a comutação de *tap* de teste, o qual está intrinsecamente associado à operação do mecanismo de comutação através do acionamento por mola.

Para a primeira janela de dados máxima de 5 segundos, a abordagem de MQR é iniciada logo após a detecção de uma situação de fluxo de potência ativa direto ou inverso no RT e termina imediatamente antes da comutação de *tap* de teste. Já para a segunda janela de dados máxima de 5 segundos, a abordagem de MQR é iniciada logo após a comutação de *tap* de teste e termina em  $t = t_{mct}$ . A Figura 32 ilustra a linha reta de inclinação zero ajustada duas vezes consecutivas para medições de tensão ruidosas, quando uma fonte de alimentação fraca é conectada do lado do terminal carga do RT. A abordagem de MQR é aplicada a essas medições de tensão com ruído para calcular o valor estimado da tensão antes da comutação de *tap* de teste,  $V^{pré}(t)$ , em  $t = t_{mct}$ , e o valor estimado da tensão após a comutação de *tap* de teste,  $V^{pós}(t)$ , em  $t = t_{mct}$ .

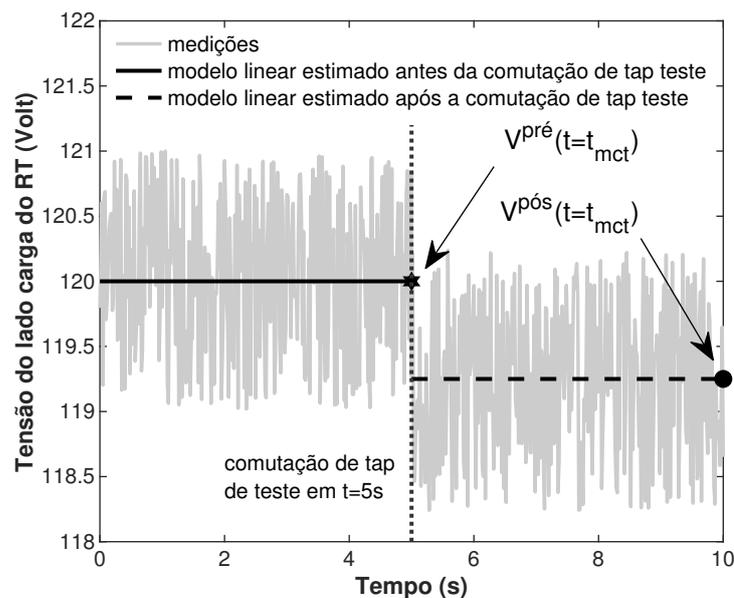


Figura 32 – Modelo de regressão linear ajustado duas vezes consecutivas para medições de tensão ruidosas do lado do terminal carga do RT com uma abordagem de MQR a partir de uma comutação de *tap* de teste. Fonte: Próprio autor.

A diferença entre esses valores de tensão estimados resulta em uma variação de tensão que é utilizada como indicador para acionar o modo de controle adequado. Uma comutação de *tap* resulta em uma variação de tensão em pu de 0,625 % ou 0,75 V na base de 120 V. Se a variação de tensão calculada for maior que o limite, o sentido de operação do controle do RT deve estar do lado do terminal carga do RT, caso contrário, deve estar do lado do terminal fonte do RT. Normalmente, a tensão nominal no secundário do TP que alimenta o circuito de controle do regulador é de 120 V.

Pode-se observar que a linha reta de inclinação zero, ajustada a cada janela de dados de 5 segundos, corresponde à evolução da tensão no tempo sem desvios não aleatórios entre o modelo linear estimado e as medições ruidosas. Isto é um indicativo de um bom ajuste. A solução inovadora de estimar uma linha reta com inclinação zero duas vezes consecutivas, uma antes e outra depois da comutação de *tap* teste, elimina os padrões de *overshoots* e *undershoots* observados na metodologia proposta em [17]. Além disso, esta solução tem a vantagem de utilizar apenas uma comutação de teste.

### 4.3.3 Análise de Resíduos

Nesta seção é investigada a validade do modelo linear proposto por meio de análise de resíduos. Os resíduos desempenham um papel fundamental na verificação da adequação do modelo, pois representam a diferença entre os valores observados e os valores previstos pelo modelo ajustado. Em outras palavras, os resíduos são uma medida do quanto os pontos de dados reais se desviam da linha de regressão. Por meio desta análise, pode-se identificar possíveis padrões ou tendências nos erros do modelo, o que ajuda a determinar se o modelo está capturando com precisão a relação entre as variáveis ou se há algo que precisa ser considerado. Diz-se que um modelo é adequado, quando os resíduos são distribuídos de forma aleatória, sem nenhum padrão evidente.

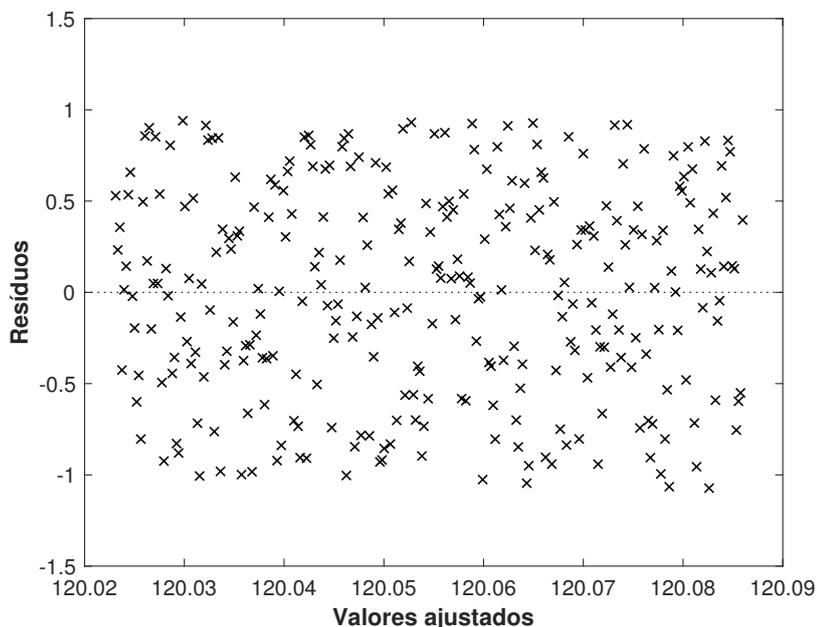


Figura 33 – Resíduos versus valores ajustados. Fonte: Próprio autor.

Na Figura 33, apresentam-se os resíduos em relação aos valores ajustados. A linha reta horizontal traçada no valor zero do eixo das ordenadas corresponde ao resíduo zero. É indicativo de um modelo bem ajustado, quando os resíduos estão dispersos aleatoriamente

em torno dessa reta e concentrados no intervalo de -3 e 3. Qualquer observação cujo resíduo esteja fora deste intervalo é potencialmente uma observação atípica, e deve ser cuidadosamente examinada, uma vez que pode ser consequência de um erro de medição ou de registro [42]. Conforme evidenciado no gráfico da Figura 33, os pontos estão distribuídos simetricamente em torno do zero e concentrados aleatoriamente no intervalo de -1 e 1, sugerindo a independência dos erros, com média zero e variância constante, atestando, portanto, o bom ajuste do modelo de regressão linear proposto.

Os gráficos da Figura 34 tratam da autocorrelação simples (a) e autocorrelação parcial (b) dos resíduos. O intervalo de confiança é de 95 %, ou seja, os pontos fora do intervalo  $\pm 5\%$  são considerados estaticamente correlacionados. Como se observa em ambos os gráficos, todos os pontos estão nas regiões delimitadas pelas linhas tracejadas, o que demonstra não haver correlação entre os resíduos.

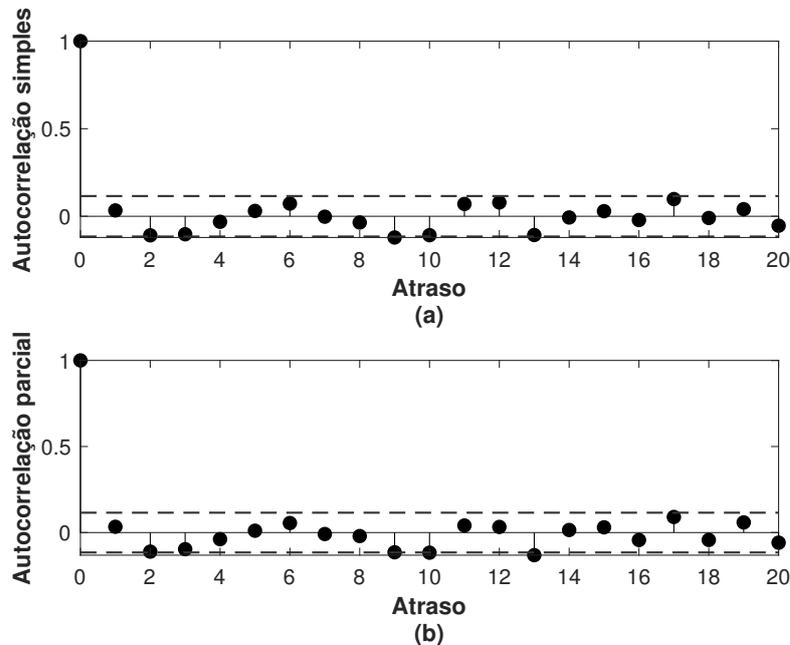


Figura 34 – Autocorrelação simples e parcial. Fonte: Próprio autor.

A detecção de violações nos pressupostos do modelo nem sempre é fácil ao usar um gráfico residual, e essas violações podem ocorrer mesmo quando os gráficos parecem satisfatórios. Desse modo, a presença de autocorrelação entre os resíduos será investigada também por meio do teste estatístico de Durbin-Watson, que é uma abordagem comumente empregada para investigar a existência de autocorrelação em modelos de regressão linear. Essa metodologia avalia se há correlação entre os resíduos dos dados de séries temporais [43, 44]. A estatística de teste DW é dada por pela Equação 4.8:

$$DW = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} (r_{i+1} - r_i)^2}{\sum_{i=1}^{n-1} r_i^2} \quad (4.8)$$

onde  $r_i$  é o  $i$ -ésimo resíduo bruto e  $n$  é o número de observações.

Conforme representado na Figura 35, o resultado da estatística de Durbin-Watson sempre resultará em um valor compreendido entre 0 e 4, ou seja,  $0 \leq DW \leq 4$ . Os valores críticos  $d_L = 1,804$  e  $d_U = 1,817$  foram extraídos da tabela de Durbin-Watson considerando a quantidade de 300 dados simulados e significância de 5 % [36,37]. Desse modo, tendo em vista o gráfico da Figura 35,  $4 - d_U = 4 - 1,817 = 2,183$  e  $4 - d_L = 4 - 1,804 = 2,196$ . A estatística de Durbin-Watson aplicada ao modelo proposto resultou em  $DW = 2,0793$ . Portanto, a hipótese de autocorrelação nula é aceita, já que o teste de Durbin-Watson forneceu o valor de 2,0793 que está dentro do intervalo  $[d_U, 4 - d_U]$ . Com base nesta análise residual, a validade do modelo linear com inclinação zero é confirmada, fornecendo garantias para uma operação confiável do algoritmo proposto em campo.

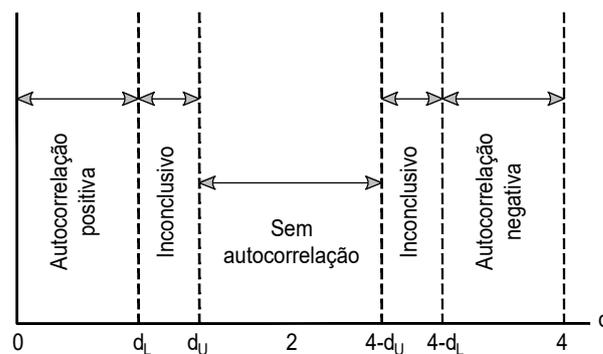


Figura 35 – Regra de decisão de Durbin-Watson. Fonte: Próprio autor.

#### 4.3.4 Descrição do Algoritmo Proposto

O algoritmo proposto utiliza apenas informações locais disponíveis no controlador do RT, tais como: tensão no terminal carga, fluxo de potência ativa, limites de banda morta, posição de *tap*, temporização e três modos de controle. O algoritmo proposto está sumarizado no fluxograma ilustrado na Figura 36, o qual inicializa verificando se o fluxo de potência ativa através do RT ( $P_{RT}$ ) encontra-se dentro da banda morta ( $\pm DB$ ). Se o  $P_{RT}$  estiver dentro da banda morta, o algoritmo será reinicializado. Caso contrário, o algoritmo verifica se a direção direta do  $P_{RT}$  foi detectada. A sintaxe do pseudocódigo desta instrução é a seguinte:

```
if  $-DB \leq P_{RT} \leq +DB$  then
    reinicialização o algoritmo
else
    verifica se a direção de  $P_{RT}$  é direta
```

Se a banda morta for excedida e  $P_{RT} \geq +DB$ , a direção do  $P_{RT}$  será direta. Caso contrário, a direção do  $P_{RT}$  é inversa. Após identificada a direção do  $P_{RT}$ , o algoritmo

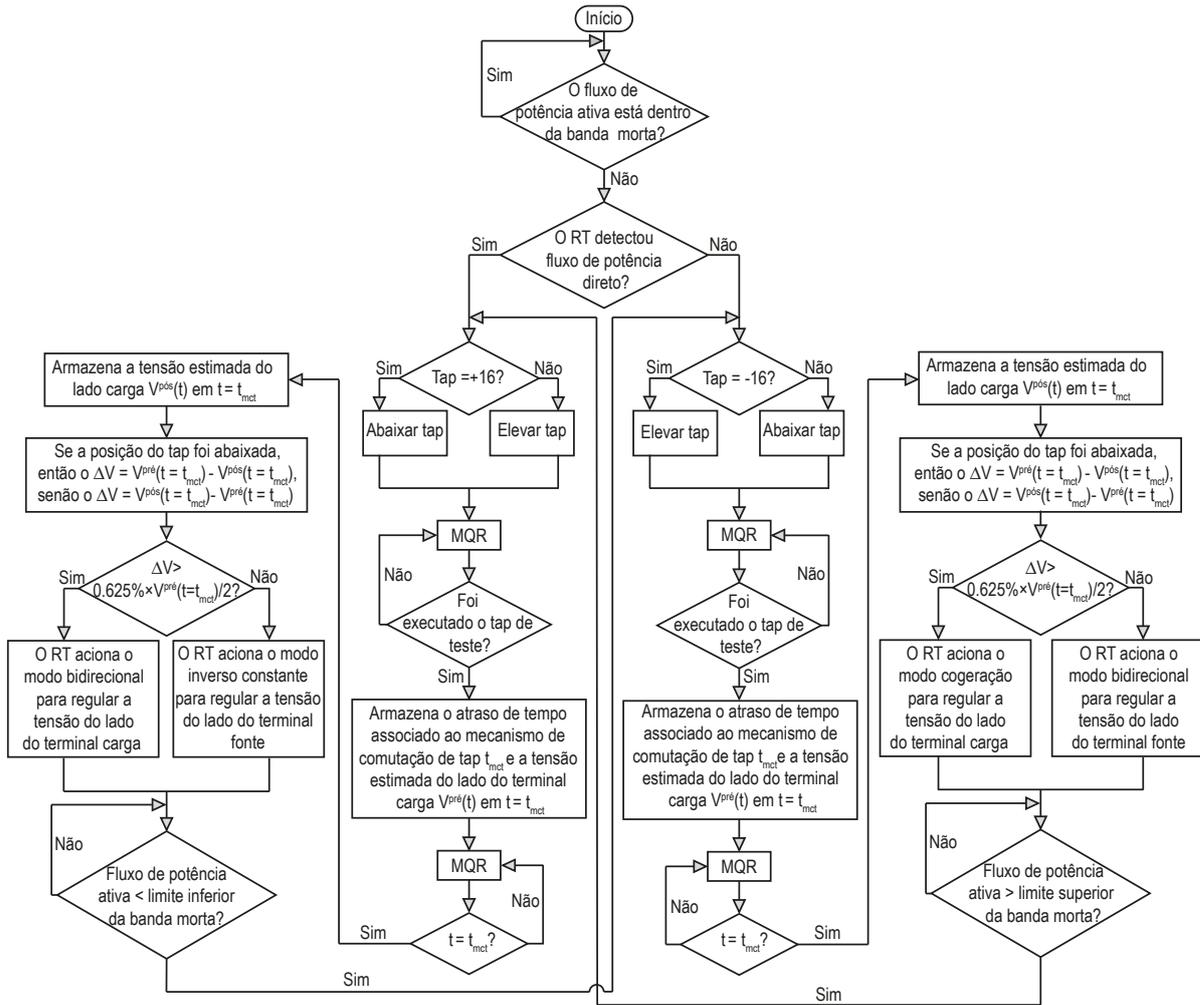


Figura 36 – Fluxograma do algoritmo inibidor bidirecional da condição de *runaway*. Fonte: Próprio autor.

seleciona um dos dois caminhos para inibição da condição de *runaway*. Cada caminho da ramificação binária consiste em um módulo que processa a identificação do sentido de operação do controle RT e aciona o modo de controle adequado. Em outras palavras, o algoritmo é dividido em dois módulos, um construído para inibir eventos de *runaway* no comutador de *tap* do RT em caso de fluxo de potência ativa direto e outro para inibir eventos induzidos por fluxo inverso. Se  $P_{RT} \geq +DB$ , então o módulo que inibe condição de *runaway* induzida por fluxo direto é executado. Caso contrário, o módulo que inibe o descontrole induzido por fluxo inverso é executado. Uma instrução if-then-else pode ser usada para implementar uma estrutura de controle de seleção bidirecional em sua forma mais simples, escolhendo entre duas alternativas. A sintaxe desta instrução de seleção if-then-else é a seguinte:

**if**  $P_{RT} \geq +DB$  **then**

    executa o módulo de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* para fluxo direto

**else**

executa o módulo de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* para fluxo inverso

O módulo no lado esquerdo do fluxograma é processado quando a direção do  $P_{RT}$  é direta. Enquanto o módulo do lado direito do fluxograma é executado quando a direção do  $P_{RT}$  é inversa. Os dois módulos consistem em modos de controle que combinam funções recomendadas para situações de fluxo de potência direto e inverso emergidos no RT tanto pela reconfiguração do alimentador quanto pela injeção de potência ativa por GD.

O uso de uma estrutura de controle de seleção bidirecional permite a tomada de decisão para a inibição bidirecional de evento de *runaway* no comutador de *tap* baseada na detecção do sentido do fluxo de potência ativa no RT. Esta solução inovadora pode suportar aplicações em redes reconfiguráveis com unidades de GDs conectadas de ambos os lados do RT, diferentemente das soluções de estrutura de controle em *loop* propostas em [17, 32].

Assim, se for detectada uma situação de fluxo de potência direto no RT, o algoritmo verifica se o *tap* está na posição +16. Se o *tap* estiver na posição +16, o comando para abaixar a posição do *tap* é acionado. Caso contrário, o comando para subir a posição de *tap* é acionado. Esta é uma declaração de regra de salvaguarda, uma vez que o aumento da posição do *tap* pode reduzir um possível aumento de tensão no lado do terminal fonte do RT resultante de uma situação de fluxo de potência direta causada pela injeção de potência ativa fornecida por uma GD. Como os RTs padrão contêm geralmente 16 posições de elevação de *tap* e 16 posições de abaixamento de *tap*, o comando para abaixar a posição de *tap* é obviamente dado quando o *tap* está na posição +16. As posições -16 e +16 são as posições de *tap* mínima e máxima de um RT padrão, respectivamente.

Posteriormente, a abordagem de MQR é aplicada às medições de tensão do lado do terminal carga do RT para estimar a linha reta ao longo da primeira janela de dados até a última amostra de medição antes da comutação de *tap* de teste. Em seguida, o atraso de tempo associado ao mecanismo de comutação de *tap* ( $t_{mct}$ ) e a tensão estimada do lado da carga  $V_L^{pré}(t)$  em  $t = t_{mct}$  são armazenados.  $V_L^{pré}(t = t_{mct})$  é a tensão estimada na k-ésima amostra antes da comutação de *tap* de teste. Em seguida, a abordagem de MQR é aplicada às medições de tensão do lado do terminal carga do RT para estimar a linha reta ao longo da segunda janela de dados até a última amostra de medição após a mudança de *tap* de teste que corresponde a  $t = t_{mct}$ . Em seguida, a tensão estimada do lado da carga  $V_L^{pós}(t)$  em  $t = t_{mct}$  é armazenada.  $V_L^{pós}(t = t_{mct})$  é a tensão estimada na k-ésima amostra após a comutação de *tap* de teste.

Então, se a posição do *tap* foi abaixada, a variação de tensão  $\Delta V$  é calculada da seguinte forma:

$$\Delta V = V_L^{pré}(t = t_{mct}) - V_L^{pós}(t = t_{mct}) \quad (4.9)$$

Caso contrário,  $\Delta V$  é calculado da seguinte forma:

$$\Delta V = V_L^{pós}(t = t_{mct}) - V_L^{pré}(t = t_{mct}) \quad (4.10)$$

Esta regra para cálculo de  $\Delta V$  é baseada na direção do movimento da comutação de *tap* de teste no RT. Sabe-se que a relação entre a tensão do lado do terminal fonte e a tensão do lado do terminal carga para RTs monofásicos tipo B e a relação efetiva do regulador  $a_R$  são dadas por 4.11 e 4.12, respectivamente [21]. Em 4.12, o sinal de menos é aplicado para a posição de *tap* para cima e o sinal de mais para a posição de *tap* para baixo.

$$V_L = \frac{1}{a_R} \cdot V_S \quad (4.11)$$

$$a_R = 1 \mp 0,00625 \cdot Tap \quad (4.12)$$

Onde Tap é a posição do *tap*.

Com base nas equações 4.11 e 4.12, observa-se que  $V_L$  diminui quando a posição do *tap* é abaixada e aumenta quando a posição do *tap* é elevada, para situações onde o lado do terminal carga do RT é o seu lado fraco. Para alimentadores com um RT, onde o lado carga é o seu lado fraco,  $\Delta V$  será igual a +0,625% (ou +0,75 V) independente da direção do movimento da comutação de *tap* de teste. Já para alimentadores com um RT onde o lado carga é o seu lado forte,  $\Delta V$  será aproximadamente igual a zero. Para alimentadores com dois RTs em cascata onde seus lados carga são fracos, o  $\Delta V$  do RT mais distante da subestação será igual a +1,25% (ou +1,5 V) se as mudanças de *tap* de teste ocorrerem na mesma direção. Já para alimentadores com dois RTs em cascata onde os seus lados carga são fortes, o  $\Delta V$  do RT mais distante da subestação será igual a -0,625% (ou -0,75 V) se as mudanças de *tap* de teste ocorrerem na mesma direção. A solução inovadora de cálculo de  $\Delta V$  a partir da direção do movimento de comutação de teste no RT é capaz de lidar com tais situações de RTs em cascata. Esta solução dispensa a necessidade de comutações de *tap* de teste coordenadas em RTs em cascata. Uma discussão sobre esta solução e como sua aplicação dispensa comutação de *tap* de teste coordenadas em RTs em cascata é introduzida na subseção 5.3.4

A seguir,  $\Delta V$  é comparado ao limite. O limite é igual a  $0,625\%V^{pré}(t = t_{mct})/2$ . Se  $\Delta V$  for maior que o limite, o controlador do RT aciona o modo bidirecional para regular a tensão do lado carga. Caso contrário, o controlador RT aciona o modo inverso constante para regular a tensão do lado fonte. Por último, o algoritmo verifica se o  $P_{RT}$  excede o

limite inferior da banda morta (-DB). Se o limite inferior da banda morta for excedido, então o algoritmo identifica uma situação de fluxo de potência inverso no RT e vai para o módulo do lado direito do fluxograma da Figura 36.

Em seguida, o algoritmo verifica se o *tap* está na posição -16. Se o *tap* estiver na posição -16, o comando para subir a posição do *tap* é acionado. Caso contrário, o comando para abaixar a posição do *tap* é acionado.

A partir daqui, repetem-se os passos da situação de fluxo de potência direto até o passo que compara a variação da tensão com o limiar. A seguir, se  $\Delta V$  for maior que o limite, então o controlador do RT aciona o modo de cogeração para regular a tensão do lado carga. Caso contrário, o controlador do RT aciona o modo bidirecional para regular a tensão do lado fonte. Finalmente, o algoritmo verifica se o  $P_{RT}$  excede o limite superior da banda morta (+DB). Se o limite superior da banda morta for excedido, então o algoritmo identifica uma situação de fluxo de potência direto no RT e vai para o módulo no lado esquerdo do fluxograma da Figura 36. Quando o RT é energizado ou reenergizado, o algoritmo é inicializado.

## 4.4 Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentada a metodologia proposta para inibição bidirecional da condição de *runaway*. Essa metodologia é estruturada com base na aplicação do método dos mínimos quadrados recursivo a um modelo linear, ajustado duas vezes consecutivas para estimar a tensão antes e após a comutação de *tap* de teste. A solução inovadora envolve apenas uma comutação de *tap* de teste para identificar a direção de controle do RT e pode ser aplicada em redes com reguladores de tensão em cascata e com múltiplas unidades de GD na rede, conectadas tanto do lado do terminal fonte quanto do lado do terminal carga dos RT. O algoritmo baseado em seleção bidirecional opera com informações coletadas localmente, já disponíveis nos RTs comerciais, e não requer comunicação com o centro de operação da concessionária de energia. Por meio de uma análise de resíduos, foi demonstrado que não há qualquer correlação entre os resíduos do modelo de regressão linear, o que fornece garantias de robustez na operação em campo do algoritmo proposto.

# 5 Resultados e Discussões

## 5.1 Introdução

O presente capítulo tem como objetivo principal apresentar os resultados dos estudos de validação do algoritmo proposto, obtidos por meio de simulação computacional. Esses estudos foram estruturados em dois grupos distintos: Caso I e Caso II. No Caso I, foram conduzidos os estudos de sensibilidade da metodologia proposta em uma rede de distribuição simplificada com apenas um regulador de tensão. Os fatores que impactam a robustez e a efetividade do algoritmo proposto na inibição da condição de *runaway* foram investigados por meio de uma análise probabilística abrangente, utilizando o método de Monte Carlo. Ademais, os métodos propostos em [17, 32] foram reproduzidos nesta tese com a finalidade de estabelecer uma análise comparativa entre o desempenho desses métodos e do algoritmo proposto.

No Caso II, o desempenho do algoritmo proposto foi avaliado em uma rede real de distribuição reconfigurável, a qual possui reguladores de tensão em cascata. Inicialmente, por meio de análise probabilística utilizando o Método de Monte Carlo, foi investigada a necessidade de coordenação entre RTs em cascata, quando operam com a metodologia proposta. Um estudo de simulação em séries temporais ao longo de 24 horas foi realizado no alimentador real, operando com GD fotovoltaica de alta capacidade conectada do lado do terminal fonte dos RTs. Esse estudo objetiva demonstrar o desempenho do algoritmo proposto em cenários de múltiplas inversões de fluxo de potência ativa em RTs em cascata ao longo do dia, decorrentes da operação de GD fotovoltaica. A partir das análises dos Casos I e II, foram extraídos valiosos *insights* industriais dos estudos.

## 5.2 Estudo de Caso I: Rede Teste de Distribuição com RT

### 5.2.1 Descrição da Rede Teste

O sistema teste em estudo, apresentado na Figura 37, é composto por um alimentador teste principal de 6 barras (denominado AL1) e um alimentador teste secundário (intitulado AL2) que opera suprindo as suas próprias cargas de maneira independente do alimentador AL1, mas que pode assumir completamente a carga de AL1 em situações de contingência na rede. O alimentador AL1 – estruturado numa configuração tipicamente rural com 60 km de extensão – contém uma subestação denominada SE1; que opera sob tensão base de 13,8 kV, sendo esta a tensão base da rede; um RT tipo B instalado na região central do alimentador; equivalentes de cargas concentrados a montante e a jusante

do RT e minigeradores distribuídos de alta capacidade conectados em ambos os lados do regulador. O alimentador AL2 encontra-se representado no diagrama unifilar por meio da sua subestação denominada SE2, que opera também sob tensão base de 13,8 kV.

Em decorrência da extensão da rede e da conseqüente queda de tensão ao longo dos alimentadores, especialmente em áreas mais distantes das subestações, foi definido *setpoint* tensão de 1,04 pu para ambas as subestações. Este ajuste visa garantir uma tensão adequada para todos os consumidores conectados à rede. Durante os estudos, esses valores de tensão foram mantidos constantes em todas as situações operacionais, uma vez que essas subestações são os pontos da rede com as maiores capacidade de curto-circuito. As chaves DJ1 e DJ2 se referem aos disjuntores de média tensão das subestações SE1 e SE2, respectivamente. A chave R1 é um religador automático que opera normalmente aberto e viabiliza a transferência de carga entre os alimentadores.

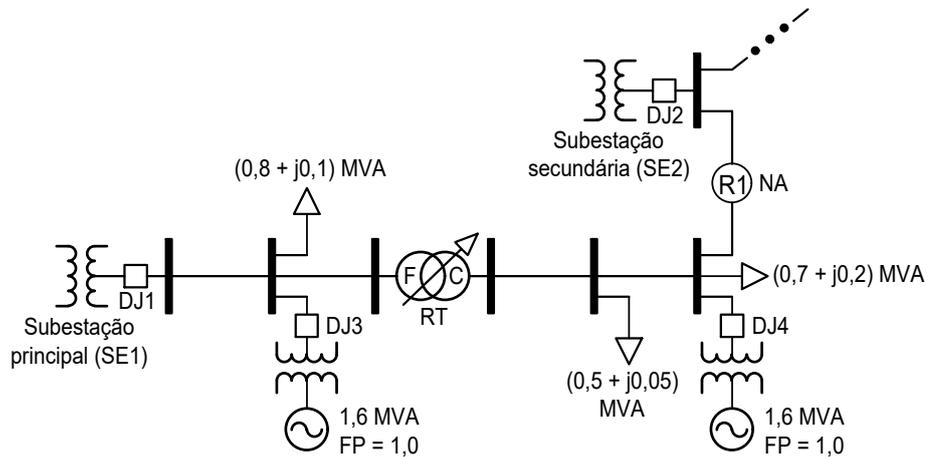


Figura 37 – Diagrama unifilar de um sistema teste com dois alimentadores, regulador de tensão centralizado no alimentador AL1 e recurso de manobra na rede para transferência de cargas entre alimentadores. Fonte: Próprio autor.

O cabo empregado na totalidade das linhas aéreas do alimentador AL1 é o 4/0 AWG CAA. Trata-se de um condutor encordoado concêntrico composto por 6 fios de alumínio NU, liga 1350, diâmetros individuais de  $4,77 \text{ mm}^2$ , têmpera dura (H19) e núcleo de aço formado por um fio de aço galvanizado de alta resistência mecânica de diâmetro nominal também de  $4,77 \text{ mm}^2$ . O encordoamento é feito sobre o referido núcleo de aço. As inúmeras possibilidades de combinações de fios de alumínio e aço desses condutores alteram as suas capacidades de transporte de corrente e resistência mecânica. Na aplicação tratada nesta Tese, o condutor tem capacidade nominal de corrente de 330 A, resistência de  $0,29940 \Omega$ , reatância de  $0,39782 \Omega$  e relação X/R de aproximadamente 1,32872. No que se refere a modelagem matemática das linhas, foi adotado o modelo  $\pi$  por ser adequado para a representação de redes áreas de distribuição de energia elétrica. O modelo  $\pi$  é também a metodologia padrão do *software* OpenDSS para modelagem de linhas áreas.

O modelo monofásico do RT segue a configuração comercial usual contendo dois

terminais: um denominado terminal fonte (F) e outro denominado terminal carga (C). O dispositivo inclui um comutador de *tap* com 32 degraus, além da aposição de neutro, e um controlador com os principais modos de controle, tais como: cogeração, bidirecional e inverso constante. O relé temporizado foi parametrizado para permitir a operação do RT com dupla temporização, onde a primeira comutação é mais lenta que as subsequentes. Nas aplicações analisadas neste trabalho, o atraso de tempo da primeira comutação é de 30 segundos<sup>1</sup> e das comutações subsequentes equivale ao tempo de carregamento da mola do comutador de *tap* que ocorre em um intervalo variável entre 3 a 5 segundos. A tensão de referência do regulador foi ajustada em 1.0 pu e a banda morta em 1,2 %. No caso do RT tipo B, as medições de corrente e tensão utilizadas para alimentar o sistema de controle foram obtidas exclusivamente do terminal carga do regulador. Já para o regulador tipo A, na aplicação da metodologia proposta em [32], as medições de tensão e corrente foram coletadas em ambos os terminais do dispositivo.

As unidades de GD, que operam com fator de potência unitário, iniciam sua operação em cada cenário estudado a partir de uma rampa de geração que dura 125 segundos. Durante esse intervalo, a potência ativa gerada é gradualmente aumentada e injetada no ponto de acoplamento comum até atingir a potência nominal de cada gerador. Após os primeiros 125 segundos, presume-se que a geração permanece constante. Cada unidade geradora está conectada a rede por meio de um transformador de acoplamento, que opera com *tap* fixo e tem seu lado de baixa tensão conectado à unidade geradora. O fluxo de potência ativa através de cada transformador segue sempre na mesma direção, da unidade consumidora para a rede.

As cargas foram modeladas como potência constante, o que implica que seus valores nominais permanecem inalterados independentemente do nível de tensão na barra da rede à qual estão conectadas. Ou seja, a carga consome uma quantidade fixa de potência (em watts) não importando a variação da tensão do sistema.

### 5.2.2 Estudo de Sensibilidade

A metodologia proposta para inibição da condição de *runaway* em RTs envolve a aplicação do algoritmo de mínimos quadrados recursivo, conforme já descrito nos capítulos anteriores. Esse algoritmo possui um parâmetro, particularmente importante, denominado fator de esquecimento ( $\lambda$ ), relacionado com o comprimento da memória do próprio algoritmo. Na literatura, costuma-se recomendar um  $\lambda$  na ordem de 0,95. Entretanto, não há uma padronização do mencionado parâmetro que seja adequada para todos os casos, embora se saiba que 0,95 é uma boa escolha para muitas aplicações. Nos estudos conduzidos neste

---

<sup>1</sup> Nas aplicações envolvendo o método proposto, a comutação de *tap* de teste ocorre de forma imediata de modo que o único tempo envolvido na operação é o tempo necessário para o carregamento da mola. O tempo de 30s para a primeira comutação é uma configuração usual adotado pelos operadores de rede nos modos de controle convencionais

trabalho, o fator de esquecimento foi analisado sob uma ótica probabilística, via método de Monte Carlo, com o intuito de entender o comportamento do  $\lambda$  e obter o valor mais adequado para ser adotado no algoritmo proposto. Além disso, foram realizados estudos de sensibilidade com a taxa de amostragem, com a finalidade de mostrar como a quantidade de amostras de tensão coletadas interfere na acurácia do algoritmo proposto.

Nos estudos, todas as medições de tensão estão corrompidas com ruído gaussiano distribuído no intervalo de  $[-1,0\%$  a  $+1,0\%$ ] de um valor base de 120 V. Dois erros grosseiros são adicionados aleatoriamente às medições de tensão simuladas, um antes da comutação de *tap* de teste e outro após a comutação de *tap* de teste. Cada erro grosseiro é distribuído no intervalo de  $[-30\%$  a  $+30\%$ ] de um valor base de 120 V. O tempo de carregamento da mola é selecionado aleatoriamente no intervalo de tempo de [3s a 5s]. A taxa de amostragem foi definida como 1/60s.

As configurações das chaves da rede teste para cada cenário simulado de fluxo de potência ativa através do RT são detalhadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Configuração das chaves da rede teste para cada cenário simulado de fluxo de potência ativa no RT

Sentido do fluxo de potência ativa no RT	Configuração das chaves				
	DJ1	DJ2	DJ3	DJ4	R1
Inverso por GD	Fechado	Aberto	Aberto	Fechado	Aberto
Inverso por SE	Aberto	Fechado	Aberto	Aberto	Fechado
Direto por GD	Aberto	Fechado	Fechado	Aberto	Fechado
Direto por SE	Fechado	Aberto	Aberto	Aberto	Aberto

Fonte: Próprio autor.

### 5.2.2.1 Efeito do Fator de Esquecimento $\lambda$

Na rede teste foram simulados os quatros cenários possíveis de fluxo de potência ativa através do RT: (a) fluxo inverso por GD, (b) fluxo inverso por subestação, (c) fluxo direto por GD e (d) fluxo direto por subestação. Para cada cenário, o fator de esquecimento foi avaliado no intervalo de [0,95 a 0,997]. No intervalo de [0,95 a 0,99], o incremento no valor de  $\lambda$  foi de 0,01. A partir de 0,99 até 0,997, o incremento foi de 0,001. Cada resultado de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do RT, detalhado na Tabela 3, foi obtido mediante a execução de 2000 simulações de Monte Carlo, considerando as variáveis aleatórias mencionadas na subseção 5.2.2.

Pode-se observar, a partir dos dados da Tabela 3, que a acurácia da inibição aumenta à medida que o fator de esquecimento se aproxima de valores mais altos, de 0,95 a 0,997. Para valores de  $\lambda$  maiores ou iguais a 0,994, ainda é possível notar uma melhoria de desempenho do algoritmo proposto, porém a partir de uma escala menor. Importar notar que a metodologia proposta é aplicada no intervalo de tempo correspondente a uma

comutação de *tap*, que varia entre [3s 5s]. Dado que a taxa de amostragem considerada na análise desta seção é de 1/60s, a quantidade de dados disponíveis varia no intervalo de [180 a 300]. Para  $\lambda = 0,994$ , o comprimento da memória do MQR obtido pela expressão  $\lambda/(1-\lambda)$  resulta em, aproximadamente, 166 dados históricos. Do mesmo modo, o comprimento de memória para  $\lambda = 0,997$  resulta em, aproximadamente, 333 dados históricos.

Portanto, a partir dos resultados obtidos para diversos valores do fator de esquecimento, nota-se que o desempenho do algoritmo não diminui quando a totalidade da memória do método recursivo é utilizada. Isso é evidenciado pelos resultados descritos na Tabela 3, obtidos para  $\lambda = 0,997$ . Como a memória em questão não requer capacidade física para armazenamento de dados, o fator de esquecimento adotado no algoritmo proposto será de 0,997, visto que através deste valor de  $\lambda$  a metodologia proposta apresentou os melhores desempenhos dentre todos os casos analisados.

Tabela 3 – Efeito do fator de esquecimento ( $\lambda$ ) na acurácia da inibição da condição de *runaway*

$\lambda$	Acurácia (%)			
	Fluxo inverso por GD	Fluxo inverso por SE	Fluxo direto por GD	Fluxo direto por SE
0,95	92,70	92,80	92,50	93,25
0,96	93,30	93,50	94,00	94,15
0,97	94,25	94,50	94,65	94,80
0,98	94,20	95,30	95,80	95,70
0,99	96,45	96,50	96,90	97,00
0,991	96,35	96,70	97,10	97,00
0,992	96,50	96,90	97,30	97,00
0,993	96,55	97,00	97,35	97,15
0,994	96,80	97,30	97,45	97,20
0,995	96,75	97,50	97,50	97,25
0,996	96,85	97,60	97,60	97,40
0,997	96,95	97,65	97,65	97,40

Fonte: Próprio autor.

### 5.2.2.2 Efeito da Taxa de Amostragem

Para testar o efeito da taxa de amostragem na acurácia do algoritmo proposto, foram realizadas simulações para as seguintes taxas de amostragem: 1s, 1/2s, 1/40s e 1/60s. O fator de esquecimento foi ajustado em 0,997. Os resultados das simulações para os cenários de fluxo de potência ativa inverso e direto são apresentados na Tabela 4. A partir desses resultados, trona-se claro que a precisão da inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do RT aumenta à medida que a taxa de amostragem é maior. Pode-se notar que a acurácia é relativamente baixa para taxas de amostragem de 1s e 1/2s. Por

outro lado, a acurácia é relativamente alta para taxas de amostragem de 1/20, 1/40 e 1/60.

Tabela 4 – Efeito da taxa de amostragem na acurácia da inibição da condição de *runaway*

Taxa de amostragem	Acurácia (%)			
	Fluxo inverso por GD	Fluxo inverso por SE	Fluxo direto por GD	Fluxo direto por SE
1s	52,15	53,60	52,85	53,30
1/2s	54,95	56,35	56,65	55,65
1/20s	85,15	87,95	84,30	82,30
1/40s	94,10	94,55	94,35	94,35
1/60s	97,10	97,30	97,70	97,60

Fonte: Próprio autor.

Como se observa nos resultados apresentados na Tabela 4, a taxa de amostragem é um fator chave no desempenho do algoritmo proposto. Apesar disso, valores superiores a 1/60s não foram investigadas devido a limitações práticas dos controladores atuais dos RT, que comumente operam com uma amostra por segundo. No entanto, dependendo do fabricante, é possível alcançar taxas de amostragem superiores a uma amostra por segundo, incluindo 60 amostras por segundo.

### 5.2.3 Análise Comparativa com Outros Métodos

Nesta subseção, o algoritmo proposto é comparado com outros métodos de inibição da condição de *runaway* em comutações de *tap* de RT, baseados em medições locais, tais como as soluções comerciais propostas em [17] e [32]. O fator de esquecimento e a taxa de amostragem do algoritmo proposto foram definidos em 0,997 e 1/60s, respectivamente. No caso das soluções reproduzidas, nenhuma alteração ou adaptação foi realizada na estrutura da soluções. Todos os métodos foram submetidos às mesmas condições de teste e 2000 simulações de Monte Carlo foram realizadas para cada cenário de fluxo de potência ativa através do RT.

Os resultados de simulação para os cenários de fluxo de potência ativa direto e inverso são descritos na Tabela 5. Observa-se que o algoritmo proposto apresenta a maior acurácia na inibição da condição de *runaway* no comutador do *tap*, em comparação com as soluções propostas em [17] e [32]. É importante ressaltar que, apesar do monitoramento em ambos os terminais do RT, a solução proposta em [32] demonstrou menor acurácia em comparação com as outras soluções. Os casos de condição de *runaway* induzidos por fluxo de potência ativa direto no RT foram analisados apenas para o método proposto, pois os métodos propostos em [17] e [32] não são aplicáveis a esses casos. Na Tabela 5, a sigla NF significa "Não Funciona".

Tabela 5 – Análise comparativa com outros métodos para os quatro cenários de fluxo de potência ativa

Métodos	Acurácia (%)			
	Fluxo inverso por GD	Fluxo inverso por SE	Fluxo direto por GD	Fluxo direto por SE
Método [17]	95,60	95,70	NF*	NF*
Método [32]	88,25	87,70	NF*	NF*
Algoritmo Proposto	97,10	97,30	97,70	97,60

Fonte: Próprio autor.

## 5.3 Estudo de Caso II: Rede Real de Distribuição Reconfigurável com RTs em Cascata

### 5.3.1 Descrição da Rede Real

A rede real de distribuição de energia elétrica, sobre a qual são analisados os casos de RTs em operação em cascata, está representada na Figura 38. Trata-se de uma rede aérea contendo dois alimentadores, denominados PR-09 e PR-11, ambos energizados na tensão base de 34,5 kV pela mesma subestação localizada na cidade de Paragominas, no estado do Pará, região norte do Brasil. O alimentador PR-09 percorre a PA-125 e atende, prioritariamente, as cargas rurais dos municípios de Paragominas e Ulianópolis. O tronco principal desse alimentador totaliza, aproximadamente, 100 km de extensão. Já o alimentador PR-11 percorre o trecho da BR-010 entre as cidades de Paragominas e Ulianópolis e atende de forma *expressa*<sup>2</sup> as cargas urbanas do município de Ulianópolis. O tronco principal desse alimentador também possui cerca de 100 km de extensão. Os dados que permitiram a modelagem computacional dos alimentadores foram fornecidos pela própria concessionária de energia local.

Um diagrama unifilar simplificado dos alimentadores PR-09 e PR-11 é apresentado na Figura 39. Por intermédio desse diagrama unifilar são evidenciadas as características preponderantes do diagrama geográfico contido na Figura 38, tais como: reguladores de tensão em cascata em ambos os alimentadores, presença de geração distribuída de alta capacidade no PR-09 – a montante do RT3 e a jusante do RT4 – e operação independente dos alimentadores, porém com recursos topológicos que permitem manobras de cargas entre os alimentadores em questão. No PR-09, os consumidores estão distribuídos ao longo de toda a extensão do alimentador, enquanto no PR-11, por se tratar de um alimentador expresso, os consumidores estão concentrados, majoritariamente, a jusante do RT2 onde se localiza a zona urbana da cidade de Ulianópolis.

<sup>2</sup> Refere-se ao alimentador construído com a finalidade de fornecer energia a uma carga específica ou um conjunto delas, em uma mesma região geográfica, de modo que ao longo do seu percurso nenhuma outra carga é energizada pelo alimentador.

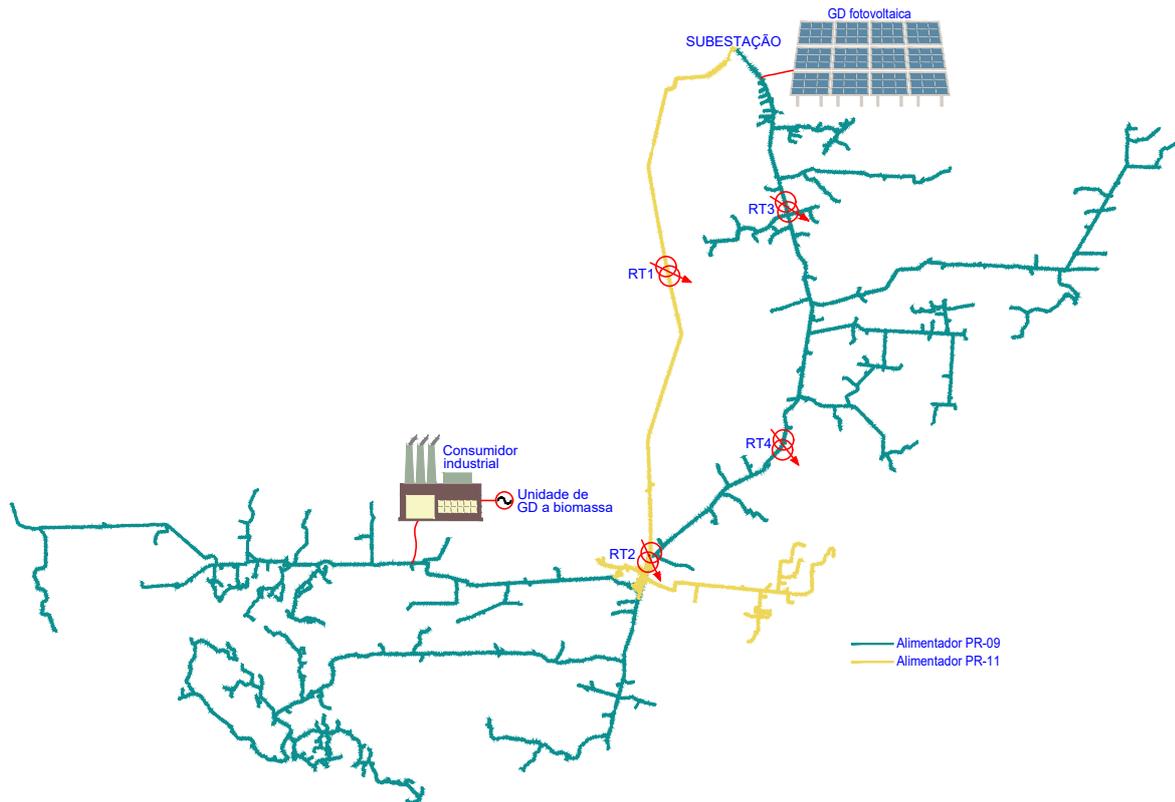


Figura 38 – Diagrama unifilar geográfico dos alimentadores PR-09 e PR-11. Fonte: Próprio autor.

A subestação que supre os alimentadores teve o *setpoint* de tensão ajustado para 1,04 pu com intuito de mitigar, juntamente com os reguladores de tensão, a acentuada queda de tensão que se verifica ao longo de toda a extensão da rede, especialmente nos consumidores mais afastados da subestação. Diferentemente do que foi adotado nas subestações da rede teste, as quais foram representadas como barramentos infinitos, a subestação dessa rede real não pode ser tratada como uma barra infinita, embora se saiba que continua sendo o ponto da rede com a maior capacidade de curto-circuito. Na modelagem computacional, buscou-se representar com fidelidade a capacidade de curto-circuito da rede real por meio da adoção da impedância equivalente de Thévenin "vista" a partir da subestação no sentido da fonte de suprimentos. A impedância de sequência positiva disponibilizada pela concessionária foi de  $Z_1 = 1.369 + j17.633 \Omega$ .

Ao longo da extensão do alimentador PR-09 predominam condutores de alumínio NU encordado, fabricado sem alma (CA) e com alma de aço (CAA), quais sejam: 1/0 AWG CAA, 4/0 AWG CA e 336 MCM CAA. Nas derivações predomina o cabo de alumínio NU encordado, fabricado com alma de aço, 2 AWG CAA. Por outro lado, o tronco principal do alimentador PR-11 foi construído com condutores de alumínio NU encordado: 4/0 AWG CAA e 336 MCM. Nos ramais de derivação do tronco principal prevalece o cabo de alumínio NU encordado 2 AWG CAA. Algumas das principais características dos cabos que compõem os alimentadores PR-09 e PR-11 estão resumidas na Tabela 6.

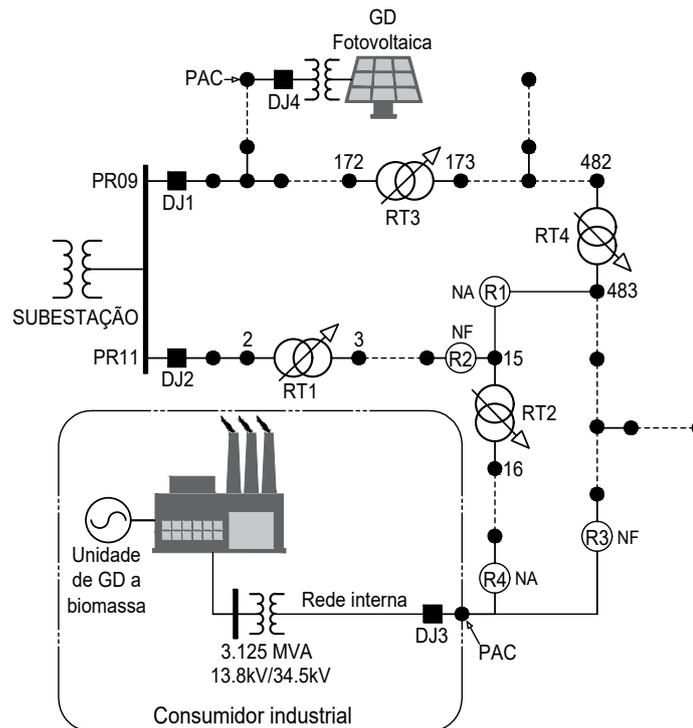


Figura 39 – Diagrama unifilar simplificado dos alimentadores PR-09 e PR-15. Fonte: Próprio autor.

Tabela 6 – Resumo de algumas das principais características dos condutores que compõem os alimentadores PR-09 e PR-11.

Item	Descrição	Capacidade de corrente (A)	R ( $\Omega/\text{km}$ )	X ( $\Omega/\text{km}$ )	Relação R/X
1	Alumínio NU 2 AWG CAA	160	0,95712	0,44158	2,16749
2	Alumínio NU 1/0 AWG CAA	220	0,60020	0,42402	1,41550
3	Alumínio NU 4/0 AWG CAA	330	0,29940	0,39782	0,75260
4	Alumínio NU 4/0 AWG CA	365	0,30139	0,40356	0,74683
5	Alumínio NU 336 MCM CAA	480	0,18933	0,37518	0,50464
6	Alumínio NU 336 MCM	495	0,18933	0,38122	0,49664

Fonte: Próprio autor.

Os RTs presente nos alimentadores são todos do tipo B de modo que o sistema de controle desses reguladores são alimentados por meio de medição de parâmetros oriunda do terminal carga dos RTs. Os controladores, por sua vez, são munidos com os principais modos de controle disponíveis comercialmente, dentre as quais é possível mencionar: modo cogeração, modo bidirecional, modo inverso constante, modo direto constante, dentre outros. O sistema comutador de *tap* dos RTs segue o mesmo padrão construtivo do regulador descrito na seção anterior com 32 degraus, sendo 16 degraus no sentido de elevar a tensão e 16 degraus no sentido de abaixar a tensão. Na região central do comutador, onde ocorre a mudança de sentido do *tap*, encontra-se posicionado o neutro do regulador. Em termos computacionais, os RTs foram configurados para operarem com banda morta de 1,2 %, tensão de referência de 1.0 pu e temporização dupla por meio da qual a primeira

comutação é sempre mais lenta que as subsequentes. O tempo de carregamento da mola foi avaliado no intervalo variável de 3 a 5 segundos. O modo de controle é sempre escolhido após a execução do algoritmo proposto.

Na extremidade do alimentador PR-09, zona rural do município de Ulianópolis, está conectada uma agroindústria do setor sucroalcooleiro. A partir dos resíduos da cana-de-açúcar, a indústria produz a sua própria energia por meio de um gerador síncrono de 12,5 MW e injeta o excedente de 3 MW na rede ininterruptamente durante o período da safra da cana-de-açúcar que dura aproximadamente 6 meses. Do ponto de conexão, representado na Figura 39 pelo disjuntor DJ3, até o gerador síncrono, há uma rede interna de média tensão em 34,5 kV de 22 km extensão que também foi representada modelagem computacional. Eventualmente, a depender da configuração topológica de rede, a agroindústria pode ser realocado para o alimentador PR-11 por meio da operação de abertura da chave R3 e fechamento de chave R4. Uma GD fotovoltaica de 1 MW está conectada a montante do RT3. As topologias adotadas nas simulações serão descritas nos estudos de caso.

A Figura 40 trata das curvas de carga do alimentador PR-09 ao longo de uma semana. Observa-se que o comportamento do sistema não varia significativamente entre os dias da semana: o nível de carregamento geralmente fica entre 2 MW e 2,6 MW, e o menor carregamento do alimentador costuma ocorrer no período compreendido entre 6h e 18h. As simulações realizadas neste Tese foram conduzidas com base em um perfil de demanda típico desse alimentador.

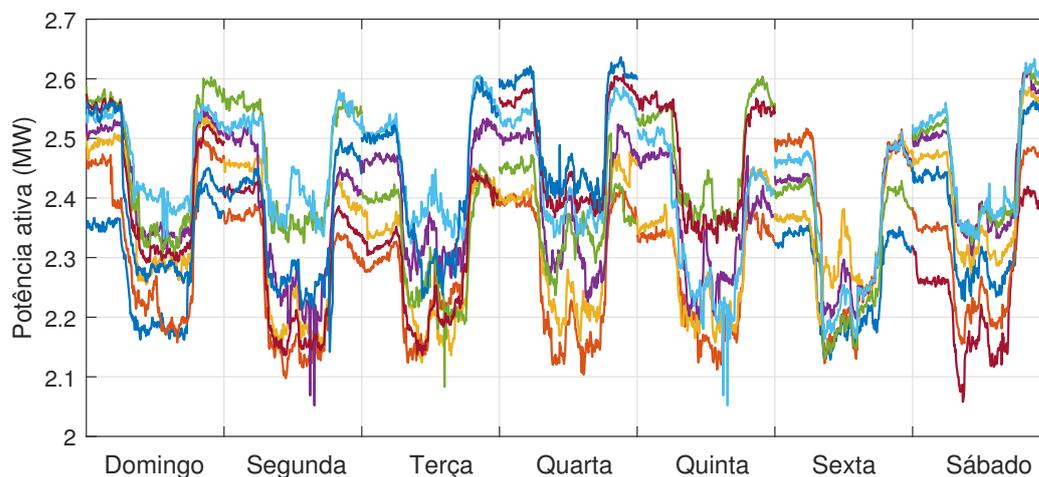


Figura 40 – Perfis de carga do alimentador PR-09 ao longo de uma semana. Fonte: Próprio autor.

Os perfis de demanda do PR-11 ao longo de uma semana podem ser observados na Figura 41. Nesse caso, há diferenças notáveis entre as curvas do final de semana e as dos demais dias, tanto no nível de carregamento quanto nas variações de demanda ao longo do dia. Nos domingos, porém, os perfis de demanda entre 6h e 18h normalmente ficam abaixo de 3 MW, o que resulta na inversão do fluxo de potência ativa nos RTs deste alimentador.

Por essa razão, as simulações realizadas nesta Tese foram conduzidas com base em um perfil de demanda típico de domingo para este alimentador.

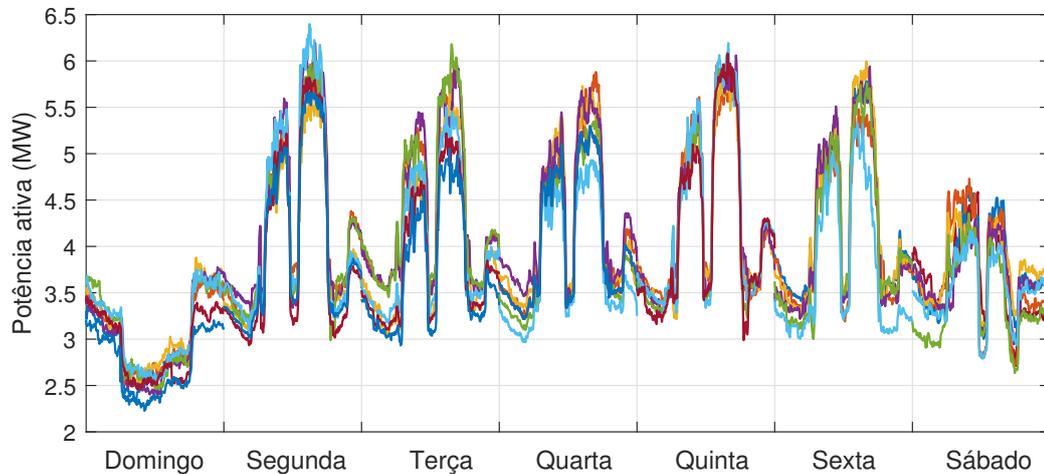


Figura 41 – Perfis de carga do alimentador PR-11 ao longo de uma semana. Fonte: Próprio autor.

### 5.3.2 Efeitos das Mudança de *Tap* de Teste em RTs em Cascata

Nas simulações realizadas nesta seção, o *setpoint* de tensão da subestação foi ajustado para 1,04 pu. A tensão de referência e a banda morta dos reguladores foram configuradas para 1,0 pu e 1,2 %, respectivamente. O fator de esquecimento do algoritmo proposto foi configurado para 0,997, enquanto a taxa de amostragem foi definida como 1/60s. As mesmas incertezas aleatórias e seus respectivos dados de entrada utilizados no Caso I foram considerados nas 2.000 simulações de Monte Carlo realizadas para cada conjunto de casos de fluxo de potência. O efeito das operações de *tap* de teste descoordenadas nos RTs em cascata na precisão do algoritmo proposto é verificado nesta seção em quatro conjuntos de casos de fluxo de potência ativa: (a) inverso por GD a biomassa, (b) inverso por subestação, (c) direto por GD fotovoltaica e (d) direto por subestação. As configurações das chaves para cada cenário simulado estão descritas na Tabela 7

Tabela 7 – Configuração das chaves da rede real para cada cenário simulado de fluxo de potência ativa nos RTs

Sentido do fluxo de potência ativa nos RTs	Configuração das chaves							
	DJ1	DJ2	DJ3	DJ4	R1	R2	R3	R4
Inverso por GD	Fechado	Aberto	Fechado	Aberto	Aberto	Aberto	Fechado	Aberto
Inverso por SE	Aberto	Fechado	Aberto	Aberto	Fechado	Fechado	Fechado	Aberto
Direto por GD	Aberto	Fechado	Aberto	Fechado	Fechado	Fechado	Fechado	Aberto
Direto por SE	Fechado	Aberto	Aberto	Aberto	Aberto	Aberto	Fechado	Aberto

Fonte: Próprio autor.

### 5.3.2.1 Fluxo de Potência Inverso por GD a Biomassa

A Figura 42 trata das distribuições de casos de fluxo de potência inverso relacionados à injeção de potência ativa pela unidade de GD a biomassa, onde as comutações de *tap* de teste nos reguladores em cascata (RT3 e RT4) são operadas alternadamente na mesma direção e na direção oposta, respectivamente. Pode-se observar que a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 é significativamente afetada pela direção das comutações de *tap* de teste de ambos os reguladores. Como a GD a biomassa (fonte fraca) está conectada do lado do terminal carga dos reguladores RT3 e RT4, o terminal carga de cada regulador sofre variação de tensão em resposta às comutações de *tap* de teste do próprio regulador. Além disso, tanto o lado do terminal fonte quanto o lado do terminal carga do RT4 sofrem variações de tensão devido às comutações de *tap* de teste no RT3, uma vez que o RT4 está conectado do lado do terminal carga do RT3 (lado fraco do RT3).

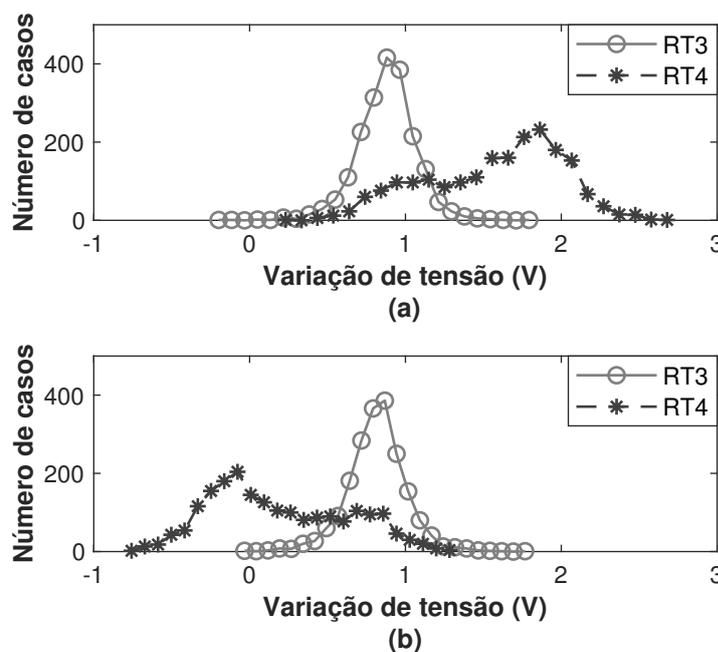


Figura 42 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa inverso nos RTs por GD para movimentos de comutação de *tap* de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor

Para as comutações de *tap* de teste na mesma direção (ambas as posições de *tap* dos reguladores RT3 e RT4 são abaixadas, pois não são iguais a -16), a distribuição de casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 é uma curva assimétrica negativa, conforme ilustrado na Figura 42(a). Isso ocorre porque as comutações de *tap* de teste no RT3 e RT4 produzem um efeito cumulativo na variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 e uma consequente estimativa positiva da variação de tensão do lado do terminal carga do RT4, dado que  $\Delta V_{RT4} = V^{pré}(t = t_{mct}) - V^{pós}(t = t_{mct}) + \Delta V_{RT3}$  com

$V^{pré}(t = t_{mct}) > V^{pós}(t = t_{mct})$ . Por esta razão, o controlador do RT4 aciona corretamente o modo de controle cogeração para regulação da tensão do lado do terminal carga. Isto leva diretamente ao aumento do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT4.

Por outro lado, para comutações de *tap* de teste na direção oposta (apenas a posição de *tap* do RT4 é elevada, pois é igual a -16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 é uma curva assimétrica positiva, conforme ilustrado na Figura 42(b). Isso se deve ao fato de que as comutações de *tap* de teste no RT3 e RT4, conjuntamente, produzem uma diminuição da variação de tensão no lado do terminal carga do RT4, resultando em uma estimativa de variação de tensão próxima de zero no lado carga do RT4, dado que  $\Delta V_{RT4} = V^{pré}(t = t_{mct}) - V^{pós}(t = t_{mct}) + \Delta V_{RT3}$  com  $V^{pré}(t = t_{mct}) < V^{pós}(t = t_{mct})$ . Como consequência, o controlador do RT4 aciona incorretamente o modo de controle bidirecional para regulação da tensão no terminal fonte. Isso resulta em uma diminuição significativa do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT4.

A Tabela 8 contém os dados relativos ao estudo de acurácia do algoritmo proposto para os casos de fluxo de potência inverso relacionado à injeção de potência ativa pela GD a biomassa. As comutações de *tap* de teste na mesma direção e na direção oposta levam o algoritmo proposto, aplicado ao controlador do RT4, a fornecer uma acurácia muito alta e uma acurácia baixa, respectivamente.

Tabela 8 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa inverso relacionado à injeção de potência pela unidade de GD a biomassa

Movimento da mudança do <i>tap</i> de teste	Acurácia (%)	
	RT3	RT4
Mesma direção	98,15	99,95
Direção oposta	98,05	33,55

Fonte: Próprio autor.

### 5.3.2.2 Fluxo de Potência Inverso por Subestação

A Figura 43 trata das distribuições de casos de fluxo de potência inverso relacionados à injeção de potência ativa pela subestação, onde as comutações de *tap* de teste nos reguladores em cascata (RT3 e RT4) são operadas alternadamente na mesma direção e na direção oposta, respectivamente. Pode-se observar que a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT3 é significativamente afetada pela direção das comutações de *tap* teste de ambos os reguladores. Como a subestação está conectada do lado do terminal carga do reguladores RT3 e RT4, o terminal carga de cada regulador não sofre variação de tensão em resposta às comutações de *tap* de teste do próprio regulador. Já o lado do terminal carga do RT3 sofre variação devido à

comutação de *tap* de teste no RT4, uma vez que ele está conectado do lado do terminal fonte do RT4 (lado fraco).

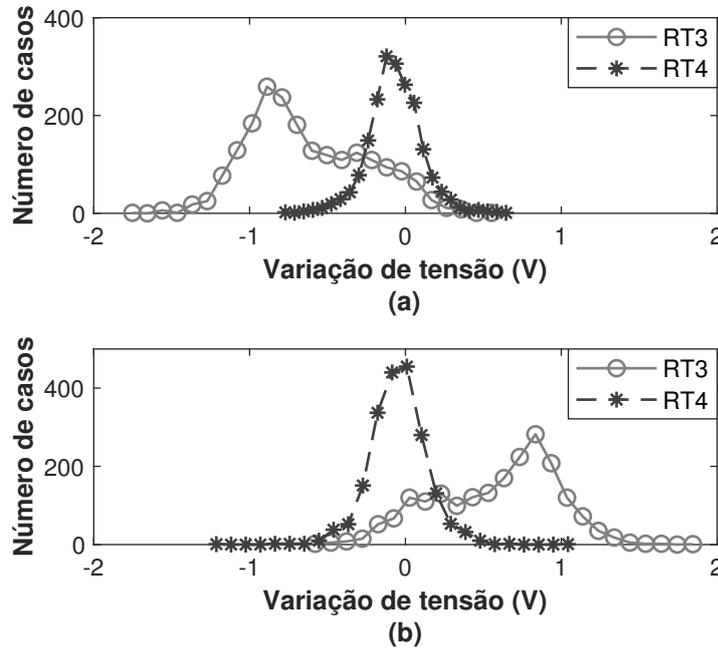


Figura 43 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa inverso nos RTs por subestação para movimentos de comutação de *tap* de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor

Para as comutações de *tap* de teste na mesma direção (ambas as posições de *tap* são abaixadas, pois não são iguais a -16), a distribuição de casos sobre as estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga RT3 é uma curva assimétrica positiva, conforme ilustrado na Figura 43(a). Isso ocorre porque à comutação de *tap* de teste no RT4 produz uma variação de tensão positiva no lado carga do RT3 e uma consequente estimativa de variação de tensão negativa no lado do terminal carga do RT3, dado que  $\Delta V_{RT3} = V^{pré}(t = t_{mct}) - V^{pós}(t = t_{mct})$  e  $V^{pré}(t = t_{mct}) < V^{pós}(t = t_{mct})$ . Como consequência, o controlador do RT3 aciona corretamente o modo bidirecional para regulação da tensão do lado fonte. Isto leva diretamente ao aumento do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT3.

Por outro lado, para as comutações de *tap* de teste na direção oposta (apenas a posição de *tap* do RT3 é elevada, pois é igual a -16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT3 é uma curva assimétrica negativa, conforme ilustrado na Figura 43(b). Isso acontece porque a comutação de *tap* de teste no RT4 produz uma variação de tensão positiva no lado do terminal carga do RT3, resultando em uma estimativa de variação de tensão positiva no lado da carga do RT3, dado que  $\Delta V_{RT3} = V^{pós}(t = t_{mct}) - V^{pré}(t = t_{mct})$  e  $V^{pré}(t = t_{mct}) < V^{pós}(t = t_{mct})$ . Como consequência, o controlador do RT3 aciona incorretamente o modo de controle cogeração para regulação da tensão do lado do terminal carga. Isso resulta em uma diminuição significativa do

número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT3.

A Tabela 9 contém os dados relativos ao estudo de acurácia do algoritmo proposto para casos de fluxo de potência inverso relacionado à injeção de potência ativa por subestação. As comutações de *tap* de teste na mesma direção e na direção oposta levam o algoritmo proposto, aplicado ao controlador do RT3, a fornecer uma acurácia muito alta e uma acurácia baixa, respectivamente.

Tabela 9 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa inverso relacionado à injeção de potência pela subestação

Movimento da mudança do <i>tap</i> de teste	Acurácia (%)	
	RT3	RT4
Mesma direção	99,75	98,01
Direção oposta	30,10	98,12

Fonte: Próprio autor.

### 5.3.2.3 Fluxo de Potência Direto por GD Fotovoltaica

A Figura 44 trata das distribuições dos casos de fluxo de potência direto relacionados à injeção de potência ativa pela unidade de GD fotovoltaica, onde as comutações de *tap* de teste nos reguladores em cascata (RT3 e RT4) são operadas alternadamente na mesma direção e na direção oposta, respectivamente. Pode-se observar que a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado da carga do RT3 é significativamente impactada pela direção das comutações de *tap* de ambos os reguladores. Como o GD fotovoltaica (fonte fraca) está conectado do lado do terminal fonte tanto do RT3 quanto do RT4, o terminal carga de cada regulador não sofre variação de tensão em resposta às comutações de *tap* de teste do próprio regulador. Porém, o lado do terminal carga do RT3 sofre variação de tensão devido à comutação de *tap* de teste no RT4, pois ele está conectado do lado do terminal fonte do RT4 (lado fraco).

Para comutações de *tap* de teste na mesma direção (ambas as posições de *tap* são elevadas, pois não são iguais a +16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT3 é uma curva assimétrica positiva, conforme ilustrado na Figura 44(a). Isso ocorre porque a comutação de *tap* de teste no RT4 produz uma variação de tensão negativa no lado do terminal carga do RT3 e uma consequente estimativa de variação de tensão negativa do lado do terminal carga do RT3, dado que  $\Delta V_{RT3} = V^{pós}(t = t_{mct}) - V^{pré}(t = t_{mct})$  com  $V^{pré}(t = t_{mct}) > V^{pós}(t = t_{mct})$ . Por esta razão, o controlador do RT3 aciona corretamente o modo inverso constante para regulação da tensão no lado do terminal fonte, levando ao aumento do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT3.

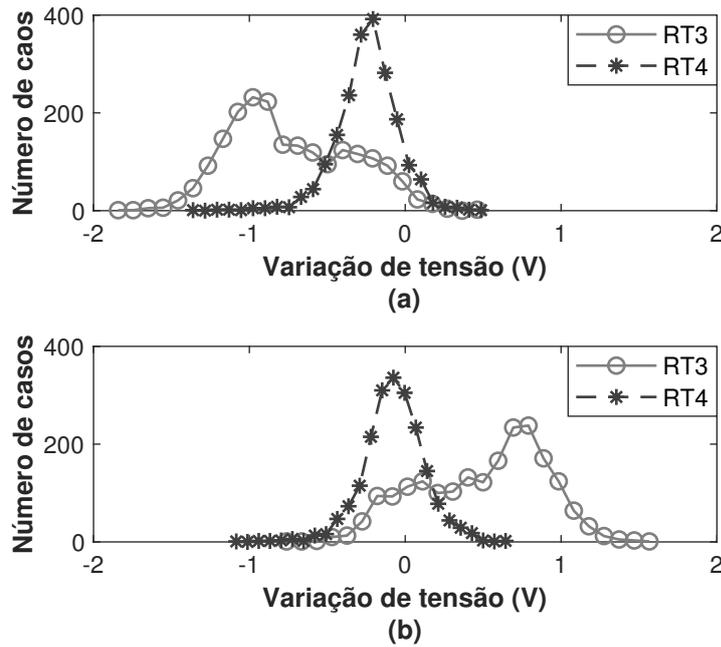


Figura 44 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa direto nos RTs por GD Fotovoltaica para movimentos de comutação de *tap* de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor

Por outro lado, para mudanças de *tap* de teste na direção oposta (apenas a posição de *tap* do RT3 é abaixada, pois é igual a +16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT3 é uma curva assimétrica negativa, conforme ilustrado na Figura 44(b). Isso se deve ao fato de que a comutação de *tap* de teste no RT4 produz uma variação de tensão negativa no lado do terminal carga do RT3, resultando em uma estimativa de variação de tensão positiva do lado do terminal carga do RT3, dado que  $\Delta V_{RT3} = V^{pré}(t = t_{mct}) - V^{pós}(t = t_{mct})$  e  $V^{pré}(t = t_{mct}) > V^{pós}(t = t_{mct})$ . Como consequência, o controle RT3 aciona incorretamente o modo bidirecional para regulação da tensão do lado do terminal carga, resultando em diminuição significativa do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT3.

Tabela 10 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa direto relacionado à injeção de potência pela unidade de GD fotovoltaica

Movimento da mudança do <i>tap</i> de teste	Acurácia (%)	
	RT3	RT4
Mesma direção	99,90	98,15
Direção oposta	36,00	98,25

Fonte: Próprio autor.

A Tabela 10 contém os dados relativos ao estudo de acurácia do algoritmo proposto para os casos de fluxo de potência direto relacionados à injeção de potência ativa pela GD

fotovoltaica. As comutações de *tap* de teste na mesma direção e na direção oposta levam o algoritmo proposto, aplicado ao controlador do RT3, a fornecer uma acurácia muito alta e uma acurácia baixa, respectivamente.

#### 5.3.2.4 Fluxo de Potência Direto por Subestação

A Figura 45 trata das distribuições dos casos de fluxo de potência direto relacionados à injeção de potência por subestação, onde as mudanças de *tap* de teste nos reguladores em cascata (RT3 e RT4) são operadas alternadamente na mesma direção e na direção oposta, respectivamente. Pode-se observar que a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 é significativamente afetada pela direção das comutações de *tap* de teste de ambos os reguladores. Como a subestação está conectada do lado do terminal fonte dos reguladores RT3 e RT4, o terminal carga de cada regulador sofre variação de tensão em resposta às comutações de *tap* de teste do próprio regulador. Além disso, tanto o lado do terminal fonte quanto o lado do terminal carga do RT4 sofrem variações de tensão devido às comutações de *tap* de teste no RT3, uma vez que o RT4 está conectado do lado do terminal carga do RT3 (lado fraco).

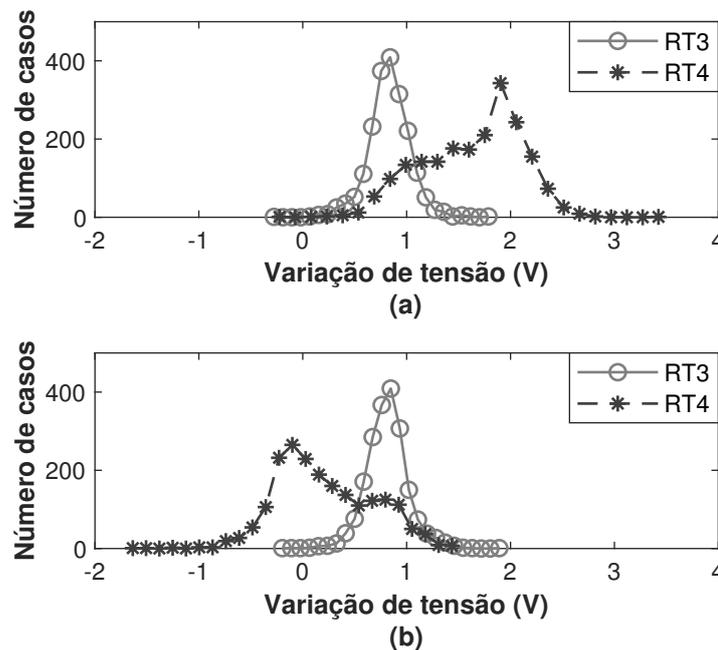


Figura 45 – Distribuição de casos de tensão relacionados a fluxo de potência ativa direto nos RTs por subestação para movimentos de comutação de *tap* de teste: (a) no mesmo sentido e (b) em sentido contrário. Fonte: Próprio autor

Para comutações de *tap* de teste na mesma direção (ambas as posições de *tap* são elevadas, pois não são iguais a +16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado da carga do RT4 é uma curva assimétrica negativa, conforme ilustrado na Figura 45(a). Isso ocorre porque as comutações de *tap* de teste no RT3 e RT4 produzem um efeito cumulativo na variação de tensão do lado do terminal carga do RT4 e uma

consequente estimativa positiva da variação de tensão no lado da carga do RT4, dado que  $\Delta V_{RT4} = V^{pós}(t = t_{mct}) - V^{pré}(t = t_{mct}) + \Delta V_{RT3}$  com  $V^{pré}(t = t_{mct}) < V^{pós}(t = t_{mct})$ . Assim, o controlador do RT4 aciona corretamente o modo bidirecional para regulação da tensão do lado do terminal carga, favorecendo o aumento do número de casos de inibição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT4.

Por outro lado, para comutações de *tap* de teste na direção oposta (apenas a posição de *tap* do RT4 é abaixada, pois é igual a +16), a distribuição dos casos nas estimativas de variação de tensão do lado da carga do RT4 é uma curva assimétrica positiva, conforme ilustrado na Figura 45(b). Isso se deve ao fato de que as comutações de *tap* de teste no RT3 e RT4 produzem uma diminuição da variação de tensão no lado da carga do RT4, resultando em uma estimativa de variação de tensão próxima de zero no lado do terminal carga do RT4, dado que  $\Delta V_{RT4} = V^{pré}(t = t_{mct}) - V^{pós}(t = t_{mct}) + \Delta V_{RT3}$  com  $V^{pré}(t = t_{mct}) < V^{pós}(t = t_{mct})$ . Como consequência, o controlador do RT4 aciona incorretamente o modo de controle inverso constante para regulação da tensão no terminal fonte. Isso resulta em uma diminuição significativa do número de casos de inibição da condição de *runaway* no comutador de *tap* do regulador RT4.

A Tabela 11 contém os dados relativos ao estudo de acurácia do algoritmo proposto para os casos de fluxo de potência direto relacionados à injeção de potência ativa por subestação. As comutações de *tap* de teste na mesma direção e na direção oposta levam o algoritmo proposto, aplicado ao controlador do RT4, a fornecer uma acurácia muito alta e uma acurácia baixa, respectivamente.

Tabela 11 – Acurácia do algoritmo proposto para o caso de fluxo de potência ativa direto relacionado à injeção de potência pela subestação

Movimento da mudança do <i>tap</i> de teste	Acurácia (%)	
	RT3	RT4
Mesma direção	97,95	99,75
Direção oposta	98,05	33,95

Fonte: Próprio autor.

### 5.3.3 Discussões a Respeito dos Casos Especiais de Baixa Precisão

Os resultados apresentados na subseção 5.3.2, evidenciam alguns casos de baixa acurácia. Isso significa que a probabilidade de o método proposto ter um bom desempenho no RT situado mais próximo da unidade de GD, em casos de comutações descoordenadas de *tap* de teste na direção oposta ocorridas em RTs em cascata, é baixa. No entanto, esses casos são raros e ocorrem apenas quando um dos *taps* dos RTs em cascata está na posição -16 ou +16. Nessas circunstâncias, ao detectar uma mudança de sentido no fluxo de potência, o RT com o *tap* em uma dessas posições extremas, não têm outra alternativa que não seja elevar ou abaixar uma posição de *tap*. No entanto, em condições normais de

operação, as comutações de *tap* ocorrem mais próximas da posição de neutro do que das posições -16 ou +16. Portanto, é razoável presumir que o risco de ocorrência de tais casos seja baixo.

#### 5.3.4 Discussões a Respeito das Coordenações Desnecessárias das Comutações de *Tap* de Teste em RTs em Cascata

Com base nos resultados da subseção 5.3.2, esta subseção discute como o algoritmo proposto dispensa a necessidade de operação coordenada de comutações de *tap* de teste no RT em cascata.

Comutações de *tap* de teste descoordenadas em RTs em cascata beneficiam ou prejudicam a inibição da condição de *runaway* do RT situado mais distante da subestação dependendo da direção dos movimentos da posição de *tap*, como pode ser observado na subseção 5.3.2. A situação crítica de comutações de *tap* de teste descoordenadas em RTs em cascata ocorre quando os lados carga dos RTs em cascata são seus lados fortes (conectados à subestação). Esta situação é crítica porque a comutação de *tap* de teste no RT mais próximo da subestação causa um efeito oposto de variação indesejada de tensão no lado do terminal carga do RT mais distante da subestação. O RT situado mais próximo da subestação não é afetado por tais mudanças de *tap* de teste descoordenadas em RTs em cascata, independentemente da direção das comutações de *tap*.

Por outro lado, o RT situado mais distante da subestação é afetado por comutações de *tap* de teste descoordenadas na direção oposta. Se as comutações de *tap* de teste nos RTs em cascata ocorrerem na mesma direção, a solução inovadora captura o efeito oposto mencionado acima e identifica adequadamente a direção de controle do RT mais distante da subestação.

Ressalta-se que a solução proposta identifica indevidamente a direção de controle do RT mais distante da subestação quando as mudanças de *tap* de teste nos RTs em cascata ocorrem na direção oposta. Porém, conforme mencionado acima na subseção 5.3.3, o risco assumido para a ocorrência desses casos é baixo. Por esta razão, o método proposto pode ser aplicado em casos reais sem a necessidade de coordenação entre os RTs em cascata e com isso evitar custos adicionais com a implementação de uma estrutura complexa de comunicação para mitigar a condição de *runaway*.

#### 5.3.5 Efeito da Variabilidade da Fonte Solar Fotovoltaica no Desempenho do Algoritmo Proposto

Nesta seção é analisado o impacto da variabilidade da geração fotovoltaica no desempenho do algoritmo proposto para um cenário de dia nublado.

A Figura 46 ilustra as respostas temporais dos fluxos de potência ativa nos RT3 e RT4, durante um dia parcialmente nublado. Dados de medição de potência fotovoltaica de um dia nublado, extraídos de um gerador fotovoltaico real, foram usados na simulação de fluxo de potência em séries temporais. Conforme se verifica na Figura 46, múltiplas transições de fluxo de potência ativa ocorreram em ambos os reguladores no período simulado. No RT3, regulador mais próximo da GD fotovoltaica, a primeira transição ocorre no início da manhã e as demais transições de fluxo ativa são registradas a partir das 9h30 e permanecem ocorrendo ao longo do dia. Já no RT4, mais distante da GD, as transições estão concentradas no período compreendido entre 10h00 e 15h00.

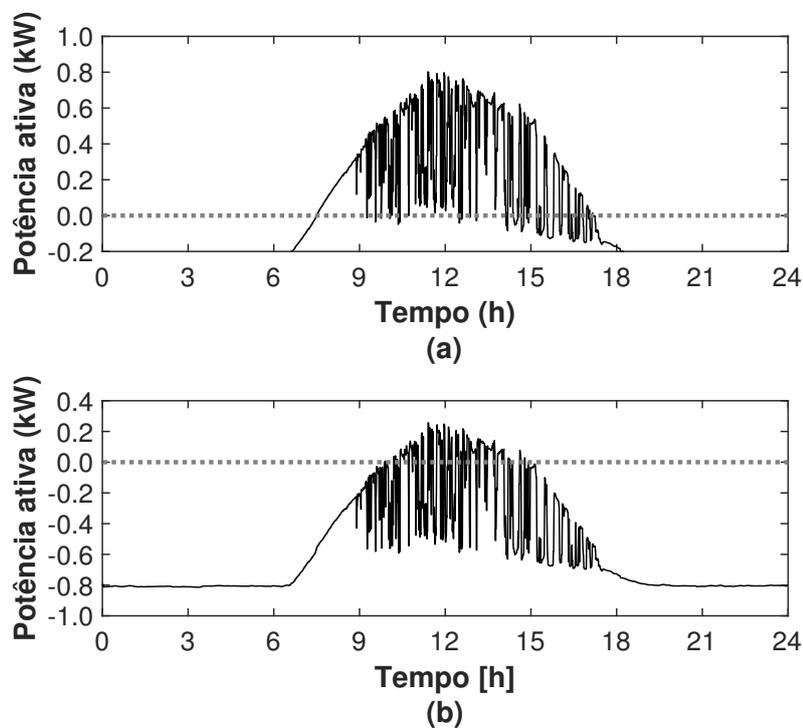


Figura 46 – Fluxo de potência ativa através do (a) RT3 e (b) RT4 durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Fonte: Próprio autor

Os gráficos correspondentes de tensões e posições de *tap* do RT3 e RT4 são apresentados nas figuras 47 e 48. O número total de operações de *tap* de teste no RT3 e RT4 foi de 62 e 72, respectivamente. Das 62 transições entre o fluxo inverso e o fluxo direto no RT3, 61 eventos de *runaway* do comutador foram inibidos, resultando em uma precisão de 98,38%. O caso registrado de condição de *runaway* ocorreu pouco antes das 15h, conforme ilustrado nas figuras 47 e 48. Por outro lado, a precisão do algoritmo proposto aplicado ao RT4 foi de 100%, uma vez que não ocorreu nenhum evento de *runaway* durante as 72 transições entre o fluxo inverso e o fluxo direto nesse regulador.

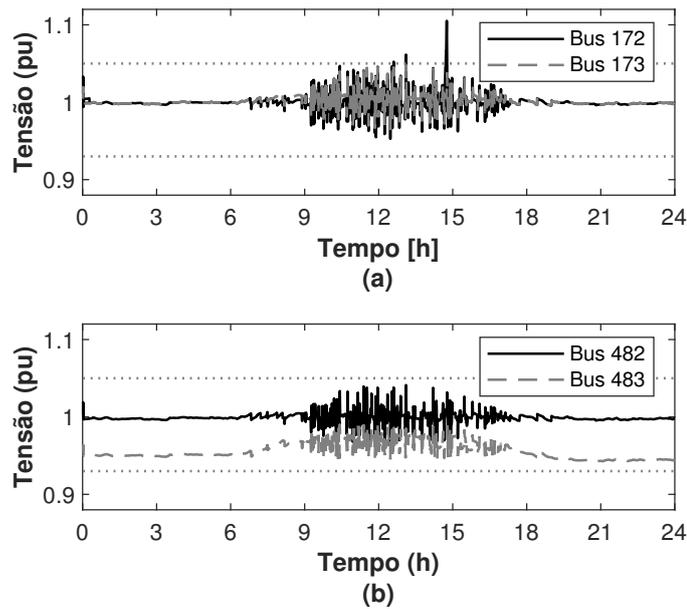


Figura 47 – Tensão nos terminais fonte e carga do (a) RT3 e (b) RT4 obtidos durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Próprio autor

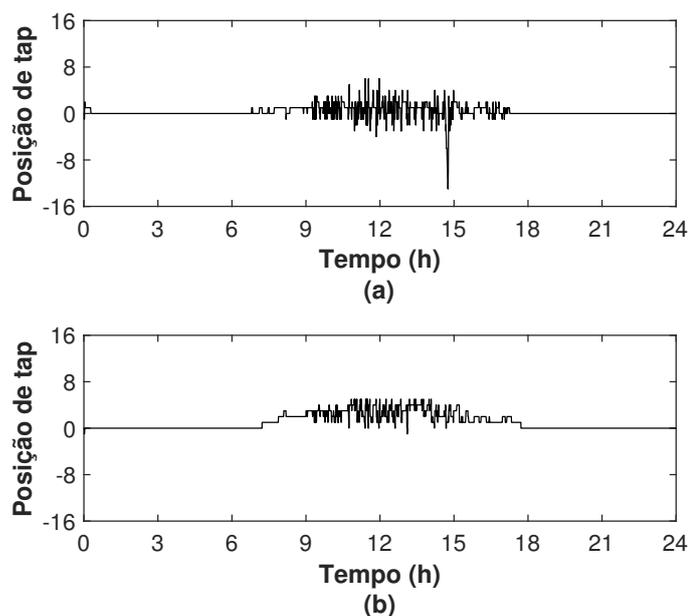


Figura 48 – Respostas temporais dos *taps* dos reguladores (a) RT3 e (b) RT4 durante um dia nublado com alta variabilidade da potência fotovoltaica. Fonte: Próprio autor

## 5.4 Considerações Finais

Neste capítulo, a robustez e a efetividade do algoritmo proposto na detecção e proteção da condição de *runaway* foram investigadas por meio de simulação computacional. Os estudos foram realizados em duas redes aéreas de distribuição: (a) rede teste e (b) rede real. Na rede teste, o algoritmo foi submetido a um estudo de sensibilidade com a

finalidade de obter os melhores ajustes para o fator de esquecimento e taxa de amostragem, que são os dois principais parâmetros do algoritmo. Além disso, duas soluções comerciais baseadas em controle local para a inibição da condição de *runaway* foram reproduzidas nesta tese para comparar o desempenho desses métodos e do algoritmo proposto. Na rede real, foi realizado um estudo detalhado a respeito de RTs em cascata operando com o algoritmo proposto. O impacto da variabilidade da fonte fotovoltaica na acurácia do algoritmo também foi investigada por meio de simulação computacional ao longo de um período de 24 horas.

Sob o aspecto comparativo, o algoritmo proposto apresentou o melhor desempenho em relação as duas soluções comerciais tanto para o caso de inversão de fluxo por GD quanto por subestação. Os casos que conduzem o RT à condição de *runaway* a partir de fluxo de potência ativa direto no RT, não foram objetos da análise comparativa, já que as duas soluções se limitam a identificação e proteção da condição de *runaway* emergida apenas por fluxo inverso. Os resultados da operação dos RTs em cascata demonstraram a robustez do algoritmo na inibição da problema de *runaway*. Casos de baixa acurácia foram obtidos, mas por se tratarem de eventos raros, não interferem no uso do algoritmo em redes reais com reguladores descoordenados. Os resultados obtidos para o cenário simulado de 24 horas com a GD fotovoltaica, evidenciaram a elevada acurácia do algoritmo, do mesmo modo que foi verificado nos estudos probabilístico por meio do método de Monte Carlo.

## 6 Conclusão

### 6.1 Considerações Finais

Esta tese forneceu *insights* industriais valiosos sobre as questões relacionadas à inibição local robusta *on-line* da condição de *runaway* no comutador de *tap* do RT em redes de distribuição reconfiguráveis com elevada penetração de GD. Um algoritmo com estrutura de controle de seleção bidirecional é proposto para inibição bidirecional de eventos de *runaway* do comutador de *tap* do RT. Esse algoritmo opera usando apenas informações coletadas localmente, as quais estão atualmente disponíveis nos controladores dos RTs, e pode ser aplicado a redes reconfiguráveis com GDs conectadas tanto do lado do terminal fonte, quando do lado do terminal carga do RT. Como os GDs renováveis são uma das tecnologias-chave para a transição energética global, a aplicação inovadora do algoritmo pode promover mais segurança de tensão nas redes de distribuição modernas.

Para identificar a direção de operação do controle do RT quando surge uma condição de fluxo de potência ativa direto ou inverso no regulador, o algoritmo utiliza apenas uma comutação de *tap* de teste e fornece garantias sobre sua robustez. Para esse propósito, a variação de tensão do lado do terminal carga do RT é impulsionada pela comutação de *tap* de teste e então calculada usando um modelo de linha reta de inclinação zero ajustado duas vezes consecutivas por uma abordagem de MQR em uma janela de dados máxima de 10 segundos. Esta solução ajuda a reduzir o número de operações de *tap* de teste impulsionadas por mudanças de direção do fluxo de energia ativa associadas à variabilidade de saída de energia fotovoltaica e, portanto, aumenta a vida útil dos comutadores de derivação.

A robustez da solução é garantida em cenários do mundo real pela validação examinada do modelo de linha reta com inclinação zero através do teste Durbin-Watson. Para tornar desnecessária a coordenação das comutações de *tap* de teste em RTs em cascata, uma regra baseada na direção do movimento da comutação de *tap* de teste é proposta e usada no algoritmo para calcular a variação de tensão do lado do terminal carga. A vantagem desta solução baseada em instruções é que a prática usual de parametrizar configurações de atraso para garantir a sequência adequada de comutações de *tap* de teste torna-se desnecessária. Esses *insights* industriais podem ser muito úteis para os fabricantes de RTs, e seu uso pode promover práticas mais eficazes para regulação de tensão em redes reconfiguráveis com elevada penetração de GDs e com RTs.

Estudos de sensibilidade em um alimentador simples mostraram que o algoritmo proposto possui alta acurácia e robustez quando a taxa de amostragem é 1/40s ou 1/60s.

Mostra-se também que o algoritmo proposto possui maior precisão e robustez quando comparado a outras soluções. Ressalta-se que a taxa de amostragem de 1/40 ou 1/60 deve ser utilizada apenas na estimativa do modelo linear ajustado duas vezes consecutivas em uma janela de dados máxima de 10 segundos. Portanto, esta taxa de amostragem não é necessária para fins de regulação de tensão.

Estudos de caso abrangentes em uma rede de distribuição real com GDs renováveis mostraram que comutações de *tap* de teste coordenadas em RTs em cascata podem ser consideradas desnecessárias na aplicação do algoritmo proposto. A robustez do algoritmo proposto foi avaliada por meio de simulações de Monte Carlo em quatro conjuntos de casos de fluxo de potência tanto no alimentador simples quanto na rede real. Finalmente, a eficácia do algoritmo proposto foi validada por uma simulação realista de 24 horas na rede real para um dia parcialmente nublado.

## 6.2 Trabalhos Futuros

Com base nos resultados obtidos nesta tese, é possível apresentar os seguintes temas como propostas de trabalhos futuros:

- ✓ Elaborar um algoritmo para detecção e proteção da condição de *runaway* bidirecional sem a necessidade de comutação de *tap* de teste, usando apenas informações locais disponíveis nos reguladores de tensão.
- ✓ Propor uma estratégia de controle para solucionar os casos de baixa acurácia para RTs em operação cascata nas situações em as comutações de *tap* de teste ocorrem em sentido contrário.
- ✓ Avaliar o desempenho do algoritmo proposto em situações de operação ilhada.
- ✓ Avaliar o desempenho do algoritmo proposto em uma aplicação de campo.

## Referências

- [1] Empresa de Pesquisa Energética (EPE), "Nota Técnica: Energia e Meio Ambiente - Plano Decenal de Expansão de Energia - PDE 2032", EPE. [Online]. Disponível em: <https://www.epe.gov.br/pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes>.
- [2] International Renewable Energy Agency (IRENA), "World Energy Transitions Outlook 2023: 1.5°C Pathway", Volume 1, Abu Dhabi, 2023. [Online]. Disponível em: <https://www.irena.org/Publications/2023/Jun/World-Energy-Transitions-Outlook-2023>.
- [3] United Nations Framework Convention on Climate Change (UNFCCC), "The Paris Agreement", UNFCCC. [Online]. Disponível em: <https://unfccc.int/process-and-meetings/the-paris-agreement>.
- [4] International Energy Agency (IEA), "Renewables 2023 Analysis and forecast to 2028", França, 2024. [Online]. Disponível em: <https://www.iea.org/reports/renewables-2023>.
- [5] Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), "Sistema de Informações de Geração da ANEEL", Brasil, 2024. [Online]. Disponível em: <https://app.powerbi.com>.
- [6] Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), "Geração Distribuída", Brasil, 2024. [Online]. Disponível em: <https://app.powerbi.com>.
- [7] Empresa de Pesquisa Energética (EPE), "Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2023", EPE. [Online]. Disponível em: <https://dashboard.epe.gov.br/apps/anuario-livro/>.
- [8] Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), "Resolução Normativa ANEEL n° 1059, de 7 de fevereiro de 2023". [Online]. Disponível em: <https://www2.aneel.gov.br/cedoc/ren20231059.html>. Acesso em 11 de fev. de 2024.
- [9] Presidência da República, "Lei n° 9.074, de 7 de julho de 1995". [Online]. Disponível em: <https://www.planalto.gov.br>. Acesso em 11 de fev. de 2024.
- [10] Empresa de Pesquisa Energética (EPE), "Balanco Energético Nacional 2023", EPE. [Online]. Disponível em: <https://www.epe.gov.br/pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/balanco-energetico-nacional-2023>.
- [11] R. A. Walling, R. Saint, R. C. Dugan, J. Burke and L. A. Kojovic, "Summary of Distributed Resources Impact on Power Delivery Systems," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 23, no. 3, pp. 1636-1644, July 2008, doi: 10.1109/TPWRD.2007.909115.
- [12] T. A. Short, *Electric Power Distribution Handbook*, CRC Press, 2004.

- 
- [13] M. L. Di Silvestre, S. Favussa, E. R. Sanseverino, G. Zizzo, "How Decarbonization, Digitalization and Decentralization are changing key power infrastructure", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 93, pp. 483-498, Oct. 2018.
- [14] H. Sun, et al., "Review of Challenges and Research Opportunities for Voltage Control in Smart Grids," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 34, pp. 2790-2801, Jul. 2019.
- [15] M. Mcgranaghan, T. Ortmeier, D. Crudele, T. Key, J. Smith and P. Barker, "Renewable Systems Interconnection Study: Advanced Grid Planning and Operations," Sandia National Laboratories, SAND2008-0944 P, Feb. 2008.
- [16] P. Bagheri, "An Actual System with Voltage Control Issues due to Distributed Energy Resources," 2018, [Online]. Available: ActualSysDsc.pdf - Google Drive.
- [17] D. d. C. Pinheiro et al., "Robust Local Inhibitor of Reverse Power Tap Changer Runaway Events in Reconfigurable and Active Distribution Networks," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 37, no. 2, pp. 813-822, April 2022, doi: 10.1109/TPWRD.2021.3071865.
- [18] C. W. Taylor, "Power System Voltage Stability," New York: McGraw-Hill, 1994.
- [19] H. M. Ayres, "Desenvolvimento de Metodologias de Análise de Geradores Distribuídos em Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica", Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas, São Paulo, 2010.
- [20] N. Jenkins, J.B. Ekanayake, e G. Strbac, "Distributed Generation," 1ª ed., London: Institution of Engineering and Technology, 2010.
- [21] W. H. Kersting, "Distribution system modeling and analysis," [S.l.]: CRC press, 2006.
- [22] R. T. Borges, "Desenvolvimento de Metodologias de Análise Sistêmica de Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica com Geração Ultra-Dispersa," Dissertação de Mestrado, UNICAMP, Campinas, São Paulo, 2014.
- [23] T. J. E. Miller, Reactive Power Control in Electric Systems. New York, NY, USA: Wiley, 1982, pp. 13–18.
- [24] H. R. Brito, et al., "Impact of Distributed Generation on Distribution Systems with Cascaded Bidirectional Step Voltage Regulators," In Proc. 13th *IEEE International Conf. on Industry Applications*, São Paulo, Brazil, 2018.
- [25] V. M. Souza, J. P. A. Vieira, H. R; Brito, "Mitigating the impact of high-capacity dispatchable distributed generation on reconfigurable distribution networks with step voltage regulators: A real case study on voltage issues," *Electric Power Systems Research*, vol. 207, Jun, 2022.

- [26] M. Chamana and B. H. Chowdhury, "Optimal Voltage Regulation of Distribution Networks with Cascaded Voltage Regulators in the Presence of High PV Penetration," *IEEE Trans. Sustainable Energy*, vol. 9, pp. 1427-1436, Apr. 2018.
- [27] D. Ranamuka, A. P. Agalgaonkar and K. M. Muttaqi, "Online Voltage Control in Distribution Systems with Multiple Voltage Regulating Devices," *IEEE Trans. Sustain. Energy*, vol. 5, pp. 617-628, Apr. 2014.
- [28] D. Ranamuka, A. P. Agalgaonkar and K. M. Muttaqi, "Online Coordinated Voltage Control in Distribution Systems Subjected to Structural Changes and DG Availability," *IEEE Transactions on Smart Grid*, vol. 7, no. 2, pp. 580-591, March 2016.
- [29] Y. P. Agalgaonkar, B. Pal, and R. Jabr, "Distribution Voltage Control Considering the Impact of PV Generation on Tap Changers and Autonomous Regulators," *IEEE Trans. Power Systems*, vol. 29, pp. 182-192, Jan. 2014.
- [30] Y. Agalgaonkar, B. Pal, and R. Jabr, "Stochastic Distribution System Operation considering Voltage Regulation Risks in the Presence of PV Generation," *IEEE Trans. Sustain Energy*, vol. 6, pp. 1315-1324, Oct. 2015.
- [31] P. Bagheri, Y. Lio, W. Xu, and D. Fekadu, "Mitigation of DER-caused over-voltage in MV Distribution Systems Using Voltage Regulators," *IEEE Power and Energy Technol. Syst. J.*, vol. 6, pp. 1-10, Mar. 2019.
- [32] D. J. Daley, "Voltage Regulator for a Power Distribution System and Method of Controlling Same," US Patent 2016/0041568, Feb. 11, 2006.
- [33] T. Gonen, *Electric Power Distribution System Engineering*. California, CA, USA: CRC Press, 2008, pp. 442.
- [34] A. V. Meier, *Electric Power System: A Conceptual Introduction*. New Jersey, NJ, USA: Wiley Interscience, 2006, pp. 202-204.
- [35] Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), *Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional: Módulo 8 - Qualidade do Fornecimento de Energia Elétrica*. [Online]. Disponível em: [https://www2.aneel.gov.br/cedoc/aren2021956\\_2\\_7.pdf](https://www2.aneel.gov.br/cedoc/aren2021956_2_7.pdf). Acesso em 01 de may. de 2024.
- [36] T. A. Short, *Electric Power Distribution Handbook*. CRC Press, 2014.
- [37] J. H. Harlow, *Electric Power Transformer Engineering*. CRC Press, 2012.
- [38] ITB Equipamento Elétricos, *Controle para Bancos de Reguladores de Tensão Modelo CTR-3*, Brasil, 2024. [Online]. Disponível em: <https://itb.ind.br/download/mic-004-manual-de-instruc%cc%a7o%cc%83es-ctr-3-rev202312/>.

- 
- [39] L. A. Aguirre, *Introdução à Identificação de Sistemas: Técnicas Lineares e Não Lineares: Teoria e Aplicação*. UFMG, 2015.
- [40] S. A. U. Islam and D. S. Bernstein, "Recursive Least Squares for Real-Time Implementation [Lecture Notes]," *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 39, no. 3, pp. 82-85, June 2019.
- [41] A. Goel, A. L. Bruce and D. S. Bernstein, "Recursive Least Squares With Variable-Direction Forgetting: Compensating for the Loss of Persistency [Lecture Notes]," *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 40, no. 4, pp. 80-102, Aug. 2020.
- [42] Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio). Regressão Linear. Disponível em: [https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/5789/5789\\_3.PDF](https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/5789/5789_3.PDF).
- [43] J. Durbin and G. S. Watson, "Testing for Serial Correlation in Least Squares Regression: I," *Biometrika*, vol. 37, no. 3/4, 1950, pp. 409–28. JSTOR, <https://doi.org/10.2307/2332391>. Accessed 20 Apr. 2024.
- [44] J. Durbin and G. S. Watson, "Testing for Serial Correlation in Least Squares Regression. II," *Biometrika*, vol. 38, no. 1/2, 1951, pp. 159–77. JSTOR, <https://doi.org/10.2307/2332325>. Accessed 20 Apr. 2024.