



Universidade Federal do Pará

Instituto de Tecnologia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**Formulação Analítica para Estudo de Redes de Distribuição Ativas
Considerando a Presença de Reguladores de Tensão**

Hugo Rodrigues de Brito

DM: 31/2019

UFPA / ITEC / PPGEE

Campus Universitário do Guamá

Belém – Pará – Brasil

2019

Universidade Federal do Pará
Instituto de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Hugo Rodrigues de Brito

Formulação Analítica para Estudo de Redes de Distribuição Ativas Considerando a
Presença de Reguladores de Tensão

DM: 31/2019

UFPA / ITEC / PPGEE
Campus Universitário do Guamá
Belém – Pará – Brasil

2019

Universidade Federal do Pará
Instituto de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Hugo Rodrigues de Brito

Formulação Analítica para Estudo de Redes de Distribuição Ativas Considerando a
Presença de Reguladores de Tensão

Dissertação submetida à Banca Examinadora do
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
da UFPA para a obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Elétrica na área de Sistemas de Energia
Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. João Paulo Abreu Vieira

UFPA / ITEC / PPGEE
Campus Universitário do Guamá
Belém – Pará – Brasil

2019

Dados Internacionais de Catalogação - na – Publicação (CIP) Sistema de Bibliotecas da UFPA

B862f Brito, Hugo Rodrigues de, 1993-
Formulação analítica para estudo de redes de distribuição ativas considerando presença de reguladores de tensão / Hugo Rodrigues de Brito.-2019
Orientador: João Paulo Abreu Vieira
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Pará, Instituto de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Belém, 2019.

1. Reguladores de voltagem – Testes. 2. Geração distribuída de energia elétrica – Modelos matemáticos. 3. Carga e distribuição elétrica. I. Título.

CDD 23. ed. 621.3743

Elaborada por Lucicléa S. de Oliveira – CRB -2/648

**“FORMULAÇÃO ANALÍTICA PARA ESTUDO DE REDES DE
DISTRIBUIÇÃO ATIVAS CONSIDERANDO A PRESENÇA DE
REGULADORES DE TENSÃO”**

AUTOR: HUGO RODRIGUES DE BRITO

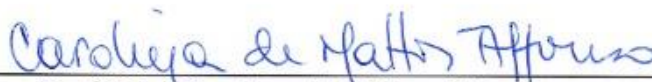
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA À BANCA EXAMINADORA APROVADA PELO
COLEGIADO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA, SENDO
JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA
ELÉTRICA NA ÁREA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA.

APROVADA EM: 26/09/2019

BANCA EXAMINADORA:



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



Prof.ª Dr.ª Carolina de Mattos Affonso
(Avaliadora Interna – PPGEE/UFPA)



Prof. Dr. Walmir de Freitas Filho
(Avaliador Externo – UNICAMP)

VISTO.

Prof.ª Dr.ª Maria Emília de Lima Tostes
(Coordenadora do PPGEE/ITEC/UFPA)

AGRADECIMENTOS

Expresso minha gratidão a todos os que de alguma maneira contribuíram à minha formação pessoal e profissional ao longo desses inesquecíveis anos de graduação e mestrado na Universidade Federal do Pará (UFPA). Em especial, agradeço à Valéria Monteiro de Souza pela compreensão, companheirismo e influência positiva na minha vida como um todo (e pelo Sushi, que é fofo).

Aos meus pais, Maria Regina Salviano Rodrigues de Brito e Paulo Sérgio de Lima Brito, pelo incentivo contínuo ao meu desenvolvimento intelectual e pelo ambiente propício que construíram nesse sentido. Também à Elielza Cristiana Assunção, pela conservação desse ambiente.

Aos amigos do Instituto Dom Bosco (IDB) e da UFPA, pelas boas memórias e pelos momentos compartilhados de aprendizado e/ou descontração. Do IDB, destaco: Gabriel Silva de Oliveira, Penélope Lopes de Lima, Ian Ponciano Barreto e Camila Assunção Santana. Da UFPA: Hugo Rafael Freitas Negrão e, é claro, José Amâncio Rodrigues Neto (sem nenhuma relação com o José Amancio Rodrigues Neto).

Não posso deixar de agradecer ainda aos excelentes professores que tive no decorrer do meu percurso acadêmico. Do IDB, entre outros: Iranildo Lima, Simague Rocha, Telma Paes, Ivanilson Favacho e Irmã Frassinetti. Da UFPA, devo citar: Alessandra Macedo, Juaci Picanço, Elizabeth Rodrigues, Ângela Vilhena, Rui Vilão (Coimbra), Esmeralda Gonçalves (Coimbra), Victoria Matsunaga, Marcos Galhardo, Orlando “Nick” Fonseca, João Paulo Vieira, Ubiratan Bezerra e Wilson Pacheco. Ao prof. João Paulo Vieira, dedico um agradecimento adicional pelo seu ótimo trabalho como orientador e por ter fomentado meu interesse pela pesquisa acadêmica.

Por fim, sou grato aos membros da banca examinadora, profa. Carolina Affonso e prof. Walmir Freitas, pela avaliação e pelas contribuições ao enriquecimento desta dissertação. E à Capes, pelo suporte financeiro.

*“Do not go gentle into that good night, / Old age
should burn and rave at close of day; / Rage,
rage against the dying of the light. / Though
wise men at their end know dark is right, /
Because their words had forked no lightning
they / Do not go gentle into that good night.”*

(Dylan Thomas)

RESUMO

Reguladores de tensão (RTs) localizados em alimentadores radiais de média tensão têm participação recorrente em diversas estratégias de mitigação dos impactos da interconexão de unidades de geração distribuída (GD). Entretanto, análises expeditas de parâmetros característicos de redes de distribuição ativas não costumam considerar o efeito das comutações de tape dos RTs em seus equacionamentos. Esta dissertação propõe uma formulação analítica para avaliar a influência desses dispositivos, baseada na adaptação matemática de equações clássicas da literatura. O aparato teórico deduzido diz respeito à variação de tensão ao longo da linha, ao requerimento de potência reativa, às perdas elétricas do sistema e à capacidade de hospedagem de GDs. A proposta é validada via estudos comparativos em um sistema-teste simples, bem como em um alimentador rural extenso de 34,5 kV que inclui dois RTs em conexão cascata e uma GD de elevada penetração em sua extremidade. O *Open Distribution Simulator Software* (OpenDSS) é utilizado para fins de modelagem e simulações de fluxo de carga convencional e de séries temporais. Os resultados evidenciam os méritos da formulação desenvolvida na correta estimação de parâmetros de redes de distribuição ativas com a presença de RTs, o que caracteriza uma melhoria em relação às ferramentas convencionais para estudos preliminares de integração de GDs.

Palavras-chave: Regulador de tensão, geração distribuída, variação de tensão, requerimento de potência reativa, perdas elétricas, capacidade de hospedagem

ABSTRACT

Step voltage regulators (SVRs) located at medium-voltage radial feeders are often part of many strategies to mitigate interconnection impacts of distributed generation (DG) units. However, conventional methods for rapid analysis of characteristic parameters of active distribution networks do not usually factor the effect of SVR tap operations in their calculations. This dissertation proposes a novel analytical formulation for the assessment of the influence of such devices, based on mathematical modification of traditional expressions found in the literature. The developed theoretical framework concerns voltage variation along the feeder, requirement of reactive power, electrical losses and DG hosting capacity. The proposed approach is validated via comparative studies conducted in a simple test-system, as well as in a long 34.5 kV rural feeder that contains two cascaded SVRs along with a high penetration DG at its far end. The Open Distribution Simulator Software (OpenDSS) is used for modelling, traditional load flow simulations and quasi-static time series analyses. Results show the merits of the developed formulation in correctly estimating active distribution networks' parameters in the presence of SVRs, which marks an improvement over conventional tools for DG integration preliminary studies.

Keywords: Step voltage regulator, distributed generation, voltage variation, reactive power requirement, electrical losses, hosting capacity

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 – Produção bruta de eletricidade dos países da OCDE no período 2000-2018.....	15
Figura 1.2 – Oferta interna de energia elétrica por fonte no Brasil	16
Figura 1.3 – Potência instalada de micro e minigeração distribuída por tipo de geração.....	16
Figura 2.1 – Faixas de classificação normalizadas em relação à tensão de referência.....	21
Figura 2.2 – Circuito equivalente exato de um transformador real de dois enrolamentos	23
Figura 2.3 – Equivalente exato após referimento das impedâncias de perda ao lado secundário.....	24
Figura 2.4 – Acoplamento elétrico necessário para um autotransformador elevador de tensão.....	25
Figura 2.5 – Acoplamento elétrico necessário para um autotransformador redutor de tensão	27
Figura 2.6 – RT tipo A ideal.....	30
Figura 2.7 – Autotransformador elevador de tensão invertido	30
Figura 2.8 – Autotransformador redutor de tensão invertido	31
Figura 2.9 – RT tipo B ideal.....	32
Figura 2.10 – Integração do RT monofásico à rede monofásica	35
Figura 2.11 – Representação simbólica do RT ideal com seus principais parâmetros	36
Figura 2.12 – Sistema de controle discreto do RT	37
Figura 2.13 – Cenário operativo aceitável para ambos os modos bidirecional e cogeração do RT	39
Figura 2.14 – Cenário operativo inaceitável para o modo cogeração do RT	40
Figura 2.15 – Cenário operativo inaceitável para o modo bidirecional do RT	41

Figura 2.16 – Conexão cascata de bancos de RTs monofásicos	41
Figura 3.1 – Alimentador radial genérico de 2 barras com carga e GD concentradas	44
Figura 3.2 – Alimentador radial genérico de 3 barras com cargas e GDs concentradas	45
Figura 3.3 – Alimentador radial genérico de n barras com cargas e GDs concentradas	46
Figura 3.4 – Perfil de tensão após interconexão de GD no (a) fim; (b) meio; (c) início do alimentador	58
Figura 4.1 – Alimentador radial genérico de 2 barras com carga e GD concentradas após a inclusão de 1 RT	62
Figura 4.2 – Alimentador radial genérico de 3 barras com cargas e GDs concentradas após a inclusão de 2 RTs	63
Figura 4.3 – Alimentador radial genérico de n barras com cargas e GDs concentradas após a inclusão de n – 1 RTs	64
Figura 4.4 – Perfil de tensão após interconexão de GD no (a) fim; (b) meio; (c) início do alimentador com a presença de RTs	76
Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema-teste de 2 barras com RT monofásico	79
Figura 5.2 – Diagrama unifilar do alimentador PR-11 com dois RTs em conexão cascata	81
Figura 5.3 – Exemplo de um sistema ramificado (a) antes; (b) depois do método de agregação.	84
Figura 5.4 – Equivalente reduzido do PR-11 após método de agregação de cargas	84
Figura 5.5 – Lógica de programação para determinação de tapes de forma comparável às simulações de fluxo de carga convencional	86
Figura 5.6 – Lógica de programação para determinação de tapes de forma comparável às simulações de fluxo de carga de séries temporais	87
Figura 6.1 – Avaliação das abordagens de cálculo de tensão	90

Figura 6.2 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta	91
Figura 6.3 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	92
Figura 6.4 – Avaliação das abordagens de cálculo do requerimento de potência reativa	92
Figura 6.5 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta	93
Figura 6.6 – Tensão controlada pela GD a partir do requerimento de potência reativa calculado.....	94
Figura 6.7 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	95
Figura 6.8 – Avaliação das abordagens de cálculo de tensão	96
Figura 6.9 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.....	97
Figura 6.10 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	98
Figura 6.11 – Avaliação das abordagens de cálculo do requerimento de potência reativa	98
Figura 6.12 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.....	99
Figura 6.13 – Tensão controlada pela GD a partir do requerimento de potência reativa calculado	100
Figura 6.14 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	101
Figura 6.15 – Penetração máxima da GD em função da fração de carga considerada	103
Figura 6.16 – Penetração máxima da GD em função da fração de carga considerada	104
Figura 6.17 – Rampa de potência ativa da GD ao longo dos 250 s de simulação	105
Figura 6.18 – Avaliação da proposta de cálculo de tensão	106

Figura 6.19 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta	107
Figura 6.20 – Avaliação da proposta de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	108
Figura 6.21 – Rampa de potência ativa da GD ao longo dos 250 s de simulação	109
Figura 6.22 – Avaliação da proposta de cálculo de tensão	109
Figura 6.23 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.....	110
Figura 6.24 – Avaliação da proposta de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas	111

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	Motivação	15
1.2	Objetivo	18
1.3	Revisão Bibliográfica	18
1.4	Organização do Trabalho	19
2	REGULADOR DE TENSÃO	21
2.1	Introdução.....	21
2.2	Fundamentação Teórica.....	22
2.3	Tipos de RTs	29
2.4	Equações Características de RTs Ideais	32
2.5	Integração à Rede de Distribuição	35
2.5.1	Sistema de Controle Discreto	36
2.5.2	Modos de Operação	38
2.5.3	RTs em Conexão Cascata.....	41
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DE REDES DE DISTRIBUIÇÃO ATIVAS ..	43
3.1	Introdução	43
3.2	Alimentadores Radiais Genéricos	44
3.3	Variação de Tensão	46
3.4	Requerimento de Potência Reativa	50
3.5	Perdas do Sistema	53
3.6	Capacidade de Hospedagem	57
4	FORMULAÇÃO ANALÍTICA PROPOSTA	61
4.1	Introdução	61
4.2	Alimentadores Radiais Genéricos Incluindo RTs	62
4.3	Variação de Tensão	64

4.4	Requerimento de Potência Reativa	69
4.5	Perdas do Sistema	71
4.6	Capacidade de Hospedagem	74
5	METODOLOGIA	79
5.1	Introdução	79
5.2	Sistema-Teste de 2 Barras com RT	79
5.3	Alimentador Rural com 2 RTs em Cascata	81
5.4	Tipos de Simulação e Rotinas de Cálculo de Tape	85
6	RESULTADOS	89
6.1	Introdução	89
6.2	Comparação com o Fluxo de Carga Convencional	89
6.2.1	Sistema-Teste	89
6.2.1.1	GD no Modo de Controle de Fator de Potência	90
6.2.1.2	GD no Modo de Controle de Tensão	92
6.2.2	Alimentador PR-11.....	95
6.2.2.1	GD no Modo de Controle de Fator de Potência	95
6.2.2.2	GD no Modo de Controle de Tensão	98
6.3	Avaliação da Capacidade de Hospedagem	101
6.3.1	Sistema-Teste	102
6.3.2	Alimentador PR-11.....	103
6.4	Comparação com o Fluxo de Carga de Séries Temporais	104
6.4.1	Sistema-Teste	105
6.4.2	Alimentador PR-11.....	108
7	CONCLUSÃO	113
7.1	Considerações Finais	113
7.2	Trabalhos Futuros	114
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	116

1 INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Uma tendência marcante no cenário mundial se refere à diversificação cada vez maior das matrizes elétrica e energética. Isso é particularmente notável ao se analisar a produção total bruta de eletricidade dos países integrantes da Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico (OCDE), dividida por fonte na Figura 1.1.

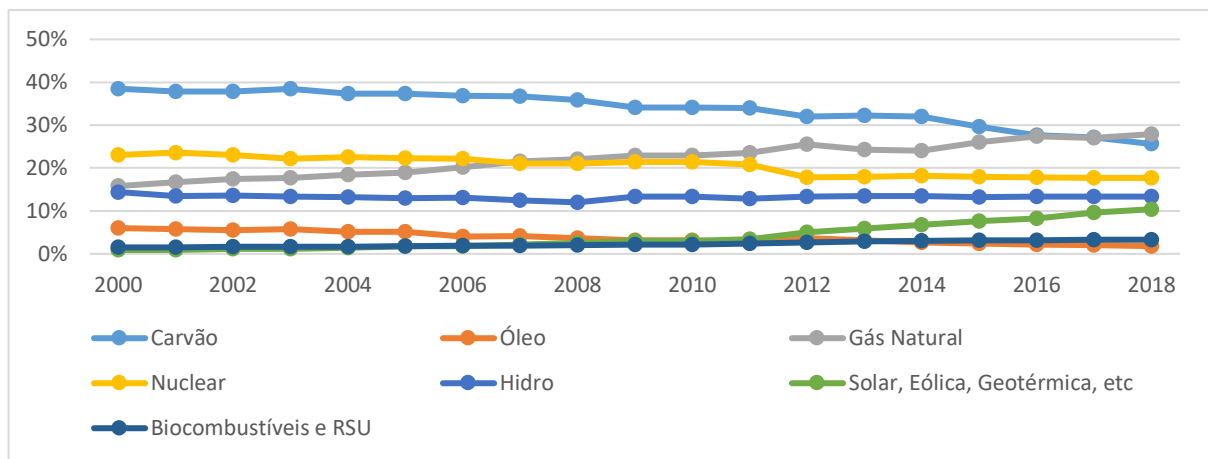


Figura 1.1 – Produção bruta de eletricidade dos países da OCDE no período 2000-2018. Fonte: [1].

Nota-se que, no período considerado, houve importantes alterações sobretudo na produção a partir de carvão, a qual sofreu uma queda de mais de 12 pontos percentuais, e na geração derivada de gás natural e de alternativas renováveis (solar, eólica, geotérmica, etc.), as quais cresceram mais de 10 pontos percentuais cada.

No Brasil, iniciativas de simplificação do acesso à micro e à minigeração distribuída tais como o estabelecimento de resoluções normativas das condições gerais de conexão, a desoneração de impostos incidentes na produção independente de energia e a ampliação do estímulo à geração do lado do consumidor vêm gradativamente alterando o quadro de oferta interna de energia elétrica. A Figura 1.2 traça um comparativo por fonte dos anos de 2018 e 2019.

Observa-se em 2019 o crescimento de 21 TWh (3,31%) em relação ao ano anterior e a composição da oferta cada vez tendendo mais às alternativas renováveis (total de 566,87 TWh contra 529,67 TWh em 2018). Evidencia-se ainda o crescimento das fontes eólica e solar, em contraste com o declínio dos derivados de petróleo e do carvão. A energia proveniente de hidrelétricas continua, em todo caso, a compor uma fatia progressivamente maior da oferta total brasileira.

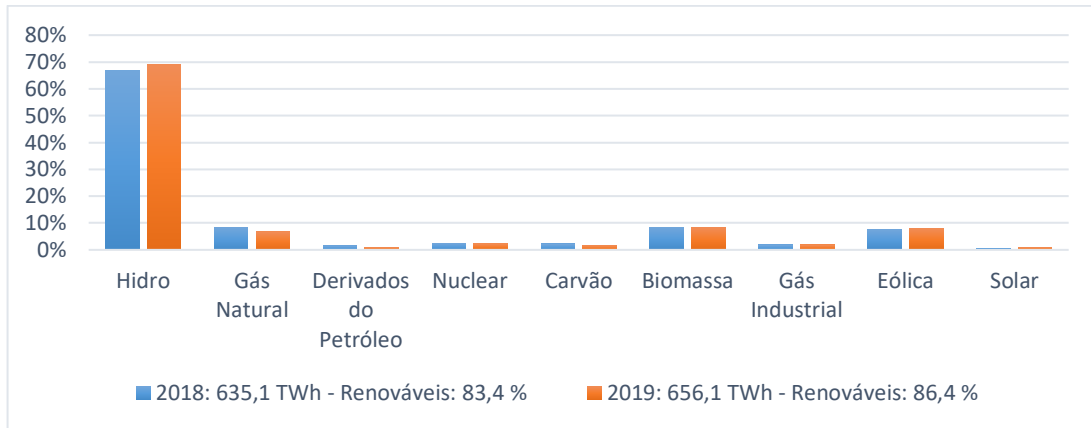


Figura 1.2 – Oferta interna de energia elétrica por fonte no Brasil. Fonte: [2].

Uma visão mais aprofundada pode ser obtida ao se considerar na análise somente a potência instalada em nível de micro e minigeração distribuída, conforme possibilitado pela Figura 1.3. Nela, as quatro principais alternativas de geração em pequena escala são apresentadas, e percebe-se a predominância das centrais geradoras solares fotovoltaicas nesse contexto.

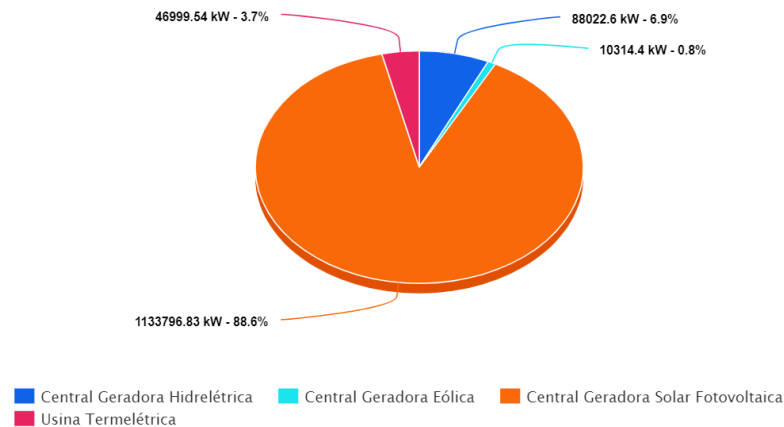


Figura 1.3 – Potência instalada de micro e minigeração distribuída por tipo de geração. Fonte: [3].

Diante desses dados, pode-se entender porque as redes de distribuição de energia elétrica de baixa e média tensão vêm gradativamente sendo impactadas e se adaptando às novas perspectivas de planejamento energético e operação inteligente, as quais são marcadas por níveis elevados de penetração de geração distribuída (GD) ao longo de alimentadores radiais.

Cenários como o descrito proporcionam o fluxo bidirecional de potência ativa e de corrente de curto-circuito entre a subestação primária (SE) e os consumidores finais, acarretando condições operacionais atípicas às redes convencionais [4]. Dentre os impactos associados, a sobretensão agravada pela alta razão R/X dos cabos se

destaca como principal fator limitante aos empreendimentos de integração da GD em larga escala [5].

Assim, a correta atuação dos dispositivos de controle autônomo de tensão como o comutador de *tape* sob carga (em inglês, *on-load tap changer* – OLTC), o banco de capacitores fixo ou chaveado e o regulador de tensão (RT) se faz indispensável à manutenção da tensão de atendimento em patamares adequados.

No Brasil, em particular, conexões em cascata de RTs não-coordenados são frequentemente encontradas em alimentadores rurais extensos. Muitas estratégias de mitigação da sobretensão em nível de distribuição se baseiam nas interações entre o RT e diferentes modos de controle da GD. Em geral, a GD opera com fator de potência (FP) constante ou com tensão constante a depender do esquema de controle de tensão existente e da necessidade de compensação local de potência reativa.

O problema da regulação de tensão na presença de GDs pode ser melhor compreendido através do uso de formulações analíticas derivadas da teoria de circuitos elétricos. Tais descrições matemáticas de grandezas como a variação de tensão ao longo de um alimentador, o requerimento de potência reativa, as perdas elétricas e a capacidade de hospedagem de uma unidade de GD, por exemplo, demonstram a influência de diferentes parâmetros da rede na operação do sistema.

Em estudos da interconexão de GD às redes de distribuição, equacionamentos aproximados são úteis para análises expeditas de comportamento ou para etapas iniciais de estudos mais detalhados, uma vez que não há necessidade de se recorrer a modelos e técnicas de simulação de alta complexidade e esforço computacional.

Além da praticidade assegurada ao operador da rede de distribuição, a formulação aproximada encurta processos demasiadamente longos de simulação computacional, como os conduzidos em estudos de otimização (tanto determinística quanto estocástica) ou através de técnicas iterativas como a análise via Monte Carlo. Nesse sentido, a necessidade de cálculos com um número elevado de iterações pode ser evitada, sobretudo ao se lidar com alimentadores radiais e balanceados.

Entretanto, expressões analíticas que consideram o efeito das comutações de *tape* de RTs não são encontradas na literatura existente. Estudos preliminares de redes reguladas por RTs, portanto, podem ser sujeitos a imprecisões e, no momento

da operação, consequências adversas como a subestimação dos perfis reais de parâmetros de interesse podem surgir.

Faz-se necessária, assim, uma investigação mais aprofundada da influência desses efeitos, a partir de desenvolvimentos analíticos capazes de integrar o modelo do RT em estudo às formulações convencionais de análises expeditas sem aumento significativo da complexidade dos cálculos.

1.2 Objetivo

Este trabalho tem por objetivo desenvolver e validar formulações analíticas, baseadas em equacionamentos da literatura, que incluam o efeito das comutações de tape de reguladores de tensão na análise expedita de parâmetros característicos de redes de distribuição ativas. O aparato teórico proposto visa à melhoria das estimações realizadas em etapas iniciais de estudos de impactos da interconexão de unidades de geração distribuída em alimentadores radiais dotados de controle autônomo via bancos de reguladores de tensão monofásicos. Adicionalmente, investiga-se a possibilidade de aplicar as formulações desenvolvidas na reprodução da dinâmica de atuação contínua do dispositivo, ao se considerar na programação recursiva suas especificações dependentes do tempo.

1.3 Revisão Bibliográfica

Abordagens analíticas voltadas à estimação de parâmetros de redes de distribuição fundamentaram muitos trabalhos da literatura da área ao longo das últimas décadas. Em 1982, ao testemunhar a rápida expansão da geração em nível de distribuição, o autor de [6] propôs um fator de correção da expressão clássica de queda de tensão que melhor a adaptasse ao fluxo bidirecional de potência resultante. O procedimento analítico empregado foi submetido a aperfeiçoamentos, como em [7], e até os dias atuais embasa metodologias de estimação paramétrica e topológica [8].

Com efeito, o problema da integração de GDs de elevada penetração estimulou diversas modificações nas técnicas de análise expedita usualmente empregadas em etapas iniciais de estudos. Em [9], um método de fluxo de carga linear aproximado é desenvolvido para lidar com os diferentes modos de operação da GD. Em [10], uma alternativa de controle híbrido da GD é derivada da teoria da variação de tensão ao longo de um alimentador. Esse parâmetro traduz o principal impacto da interconexão

à rede e sua minimização é o foco de muitas estratégias de otimização da alocação de unidades de GD [11, 12]. A partir dele, também é possível conduzir investigações analíticas de perdas elétricas e capacidade de hospedagem de unidades geradoras, via procedimentos especificados em [13, 14].

Outra grandeza de interesse em investigações preliminares envolvendo GDs é a potência reativa requerida para o seu controle local de tensão. Ao observarem o erro inerente à formulação tradicional desse parâmetro, os autores de [15] apresentaram um novo conceito de cálculo exato, o qual foi posteriormente utilizado por [16] a fim de maximizar a captura de energia de um sistema de distribuição e por [17] no intuito de mitigar sobretensões em redes secundárias. Uma concepção alternativa desse requerimento é dada por [18], a partir de hipóteses linearizadoras.

Por outro lado, uma característica escassamente estudada e ausente nos trabalhos mencionados é a influência de dispositivos de controle de tensão nessas expressões de parâmetros de rede. Trabalhos como [19] e [20], os quais consideram, respectivamente, o efeito da inclusão de bancos de capacitores e OLTCs nos desenvolvimentos teóricos, são alguns dos poucos que tentam preencher essa lacuna. Quanto ao RT, embora consista num equipamento de modelagem matemática bem definida [21], não há estudos na literatura conhecida que o considerem parte integrante de modelos destinados a abordagens analíticas.

Dessa forma, a presente investigação se faz relevante dentro do contexto apresentado, uma vez que constitui contribuição original aos métodos atuais de estudo de redes de distribuição ativas.

1.4 Organização do Trabalho

Esta dissertação apresenta uma divisão de sete capítulos, estruturados conforme a seguir:

- Capítulo 2 – Principais conceitos relativos ao dispositivo regulador de tensão. Aborda-se o seu embasamento teórico como autotransformador, os tipos de configurações construtivas regulamentadas, as equações características dos modelos ideais e aspectos da sua operação integrada à rede de distribuição, tanto individualmente quanto em conexão cascata;

- Capítulo 3 – Considerações teóricas sobre parâmetros característicos de redes de distribuição ativas. Formulações analíticas convencionalmente encontradas na literatura são apresentadas, e dizem respeito à variação de tensão ao longo de um alimentador, ao requerimento de potência reativa, às perdas elétricas do sistema e à capacidade de hospedagem de uma única GD;
- Capítulo 4 – Desenvolvimento da proposta de análise da influência de RTs em alimentadores radiais. O modelo previamente especificado desse dispositivo é integrado às formulações clássicas no intuito de se verificar teoricamente o efeito das comutações de tape em cada um dos parâmetros de interesse no contexto das redes de distribuição ativas com a presença de RTs;
- Capítulo 5 – Aspectos organizacionais referentes à obtenção dos resultados deste trabalho. Os sistemas utilizados para a validação dos equacionamentos são descritos, bem como os tipos de simulação empregados na reprodução do comportamento real desses sistemas e as lógicas de programação de tape para comparação com os desenvolvimentos matemáticos;
- Capítulo 6 – Análises comparativas conduzidas via programação e simulação computacional. Para os parâmetros e sistemas em estudo, resultados de fluxo de carga convencional e de séries temporais servem de base para uma discussão sobre os efeitos dos tapes dos RTs em cenários reais e os méritos da abordagem proposta em reproduzi-los;
- Capítulo 7 – Conclusões finais sobre os estudos realizados e sugestões de trabalhos futuros acerca da temática desta dissertação.

2 REGULADOR DE TENSÃO

2.1 Introdução

Uma das principais responsabilidades da concessionária de distribuição de energia elétrica é a de garantir níveis adequados de tensão de atendimento aos consumidores finais. A faixa de valores considerados aceitáveis no momento da leitura desse parâmetro de rede varia em função não só da localização geográfica como também da tensão nominal do ponto de conexão em estudo. No Brasil, a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), através de seus Procedimentos de Distribuição (PRODIST), estipula os patamares classificatórios da Tabela 2.1 para média tensão.

Tensão de Atendimento (TA)	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 $TL > 1,05TR$

Tabela 2.1 – Faixas de classificação de tensões em regime permanente para pontos de conexão em tensão nominal superior a 1kV e inferior a 69kV. Fonte: [22].

Em valores normalizados, $TR = 1,0$ p.u. e TL pode ser diretamente relacionada aos patamares de TA por meio da Figura 2.1.

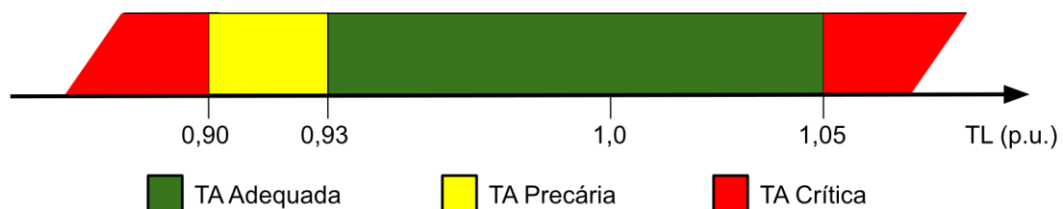


Figura 2.1 – Faixas de classificação normalizadas em relação à tensão de referência. Fonte: [23].

A violação dos limites adequados é quantificada via indicadores de duração da transgressão relativos ao período de observação, os quais se traduzem em muitas onerosas para a concessionária. Além disso, uma vez que grande parte das cargas dos consumidores finais são sensíveis a desvios de tensão, a ocorrência de sobretensões ou subtensões prolongadas pode resultar em desempenho aquém do esperado, desligamento de eletrodomésticos, desgaste de dispositivos eletrônicos e

sobreaquecimento ou até mesmo queima de equipamentos elétricos [24]. Portanto, é de interesse de ambas as partes que tais limites sejam sempre respeitados.

Na prática, variações de demanda e de produção independente através de GD afetam de maneira significativa o perfil da tensão ao longo de alimentadores de distribuição, sobretudo daqueles radiais e extensos encontrados em zonas predominantemente rurais. Os dispositivos de controle de tensão, baseados em comutações de tape de transformadores ou em compensação de potência reativa, se fazem assim indispensáveis à melhoria da qualidade de energia. Na maioria dos casos, esses equipamentos operam autonomamente em resposta a sinais locais, isto é, de forma não-coordenada [25].

Dentre tais dispositivos, o RT instalado em pontos estratégicos da rede de distribuição tem encontrado cada vez mais aceitação por parte das concessionárias brasileiras. Isso se deve não apenas à simplicidade e à versatilidade de sua operação como também à vasta extensão territorial do país, o que torna vantajosa a sua utilização. Outro fator de ordem econômica concerne à existência de fabricantes nacionais de RTs, o que minimiza os custos de obtenção, manutenção e reposição de peças [26].

Este capítulo apresenta os principais conceitos relativos ao regulador de tensão a ser utilizado no desenvolvimento da proposta desta dissertação, com enfoque na sua modelagem matemática básica e na sua integração à rede de distribuição ativa.

2.2 Fundamentação Teórica

O regulador de tensão consiste essencialmente num dispositivo autotransformador com mecanismo de comutação de tape sob carga e uma chave inversora de polaridade no seu enrolamento série, o que permite correção bilateral de pequenos desvios de tensão no ponto regulado [21]. Esse controle local de tensão é sua atribuição única na rede elétrica, uma vez que a operação a tapes fixos e a ausência de isolamento elétrica entre seus enrolamentos o tornam inadequado à função de transformação do nível de tensão [27].

Bancos de RTs monofásicos encontram aplicação frequente em alimentadores de distribuição monofásicos ou até mesmo trifásicos, por associação de duas (na conexão delta aberto) ou três (nas conexões delta fechado e estrela) unidades

monofásicas. A utilização de bancos de RTs trifásicos é restrita a redes cujas cargas são predominantemente trifásicas ou consistentemente balanceadas, pois o sistema de controle é compartilhado e as ações corretivas são comuns às três fases. Além de garantirem melhores resultados em redes desbalanceadas, o que inclui grande parte dos alimentadores rurais, os RTs monofásicos ainda apresentam vantagens em termos de dimensões, peso e custo operacional [28].

Os fatores supracitados justificam a preferência das concessionárias locais por bancos de RTs monofásicos e motivam uma investigação teórica mais aprofundada de tais dispositivos. Neste contexto, convém a princípio analisar o circuito equivalente exato de um transformador real de dois enrolamentos, mostrado na Figura 2.2.

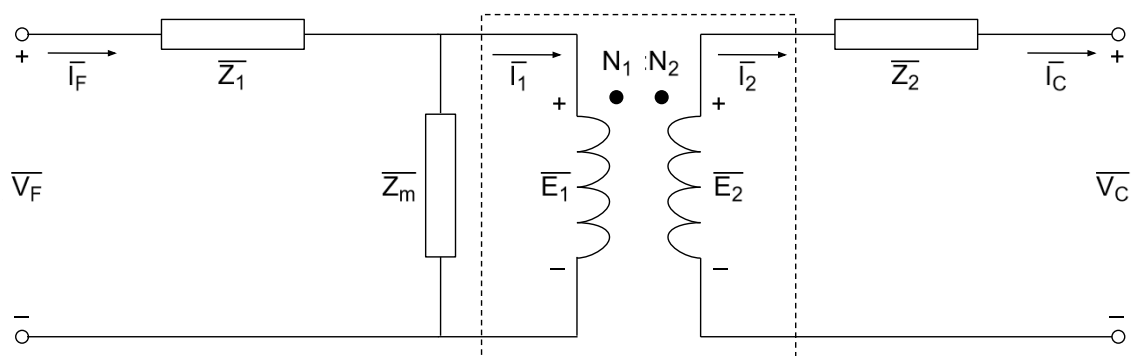


Figura 2.2 – Circuito equivalente exato de um transformador real de dois enrolamentos.

Fonte: adaptada de [29].

A parte central destacada corresponde ao modelo do transformador ideal, caracterizado com base no número de espiras dos enrolamentos primário (N_1) e secundário (N_2) como elevador ou redutor de tensão. Seus fasores internos de tensão e corrente do secundário, \bar{E}_2 e \bar{I}_2 respectivamente, estão relacionados às mesmas grandezas do lado primário, \bar{E}_1 e \bar{I}_1 , pelas Equações (2.1) e (2.2).

$$\bar{E}_2 = n_t \bar{E}_1 \quad (2.1)$$

$$\bar{I}_2 = n_t^{-1} \bar{I}_1 \quad (2.2)$$

Em que:

$$n_t = \frac{N_2}{N_1} \quad (2.3)$$

É a relação de espiras ou de transformação, a qual tem influência sobre os módulos dos fasores, mas não sobre seus ângulos. Pela Figura 2.2, nota-se que a convenção do ponto é respeitada, isto é, as tensões internas têm a mesma polaridade e as correntes internas fluem em sentidos opostos em relação ao terminal marcado com ponto em cada enrolamento [29].

A diferença entre os parâmetros internos e os parâmetros terminais do lado fonte (\bar{V}_F e \bar{I}_F) e carga (\bar{V}_C e \bar{I}_C) é devida aos variados tipos de perdas que figuram nos transformadores reais e que devem ser incluídos numa análise detalhada desses dispositivos. As imperfeições consideradas no equivalente exato são:

- R_1, R_2 : perdas no cobre por aquecimento resistivo em cada enrolamento;
- X_1, X_2 : reatâncias de dispersão por conta do fluxo disperso que concatena cada enrolamento;
- R_c : perdas no núcleo do transformador por correntes parasitas e por histerese;
- X_m : reatância de magnetização a vazio (com circuito aberto no secundário).

De modo que $\bar{Z}_1 = R_1 + jX_1$, $\bar{Z}_2 = R_2 + jX_2$ e $\bar{Z}_m = R_c \parallel (jX_m)$. A única imprecisão de regime permanente desconsiderada no circuito apresentado é o efeito capacitivo associado aos enrolamentos em aplicações de alta frequência [30]. Sem prejuízo de generalidade, pode-se referir as impedâncias de perda do primário ao secundário conforme mostrado na Figura 2.3.

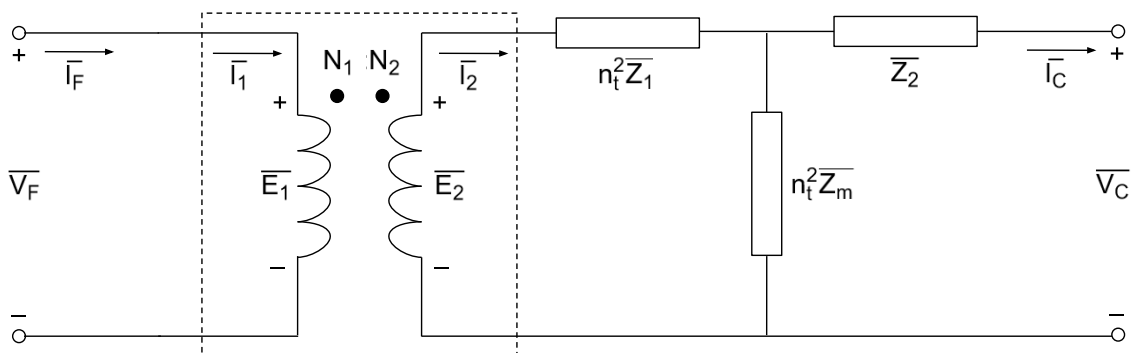


Figura 2.3 – Equivalente exato após referimento das impedâncias de perda ao lado secundário.

Fonte: adaptada de [29].

O transformador na forma estudada até então não é, entretanto, uma opção economicamente interessante para a construção de um RT. Ao se abrir mão da

isolação elétrica (galvânica) entre os enrolamentos, obtém-se uma alternativa de dimensões reduzidas, menores perdas e maior eficiência no ajuste de pequenos desvios de tensão: o autotransformador [31]. Por convenção, os enrolamentos primário e secundário dessa configuração passam a se chamar, respectivamente, enrolamento comum (ou, por vezes, *shunt*) e enrolamento série.

Embora o dispositivo autotransformador mantenha a classificação de elevador ou redutor de tensão, esta depende agora de que terminais são utilizados na realização do acoplamento elétrico. A Figura 2.4 mostra o autotransformador elevador de tensão construído a partir do circuito da Figura 2.3. A conexão física do terminal negativo da carga ao terminal positivo da fonte é o que define a configuração, bem como explicita as relações matemáticas existentes entre os parâmetros do sistema.

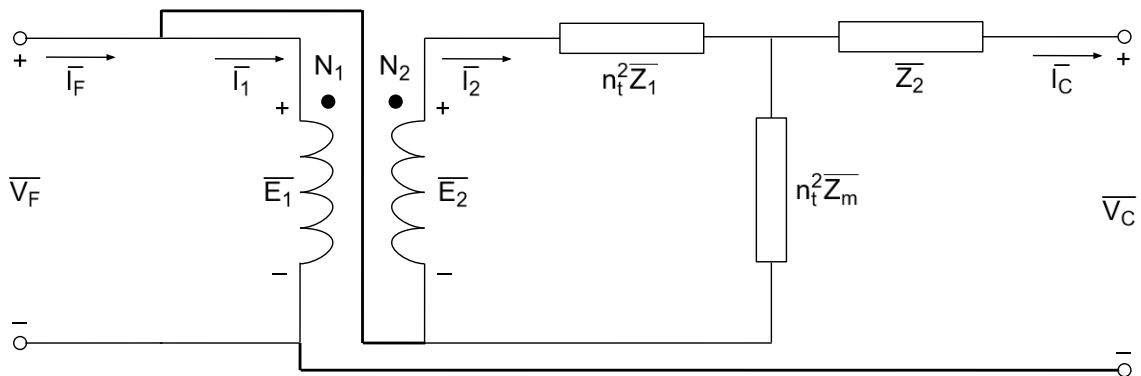


Figura 2.4 – Acoplamento elétrico necessário para um autotransformador elevador de tensão.

Fonte: adaptada de [21].

Vale ressaltar que, por não interferir com o acoplamento magnético entre os enrolamentos, a modificação realizada não invalida as relações internas dadas pelas Equações (2.1) e (2.2). Pela aplicação da lei das tensões de Kirchhoff à Figura 2.4, deduz-se a Equação (2.4).

$$\bar{E}_1 + \bar{E}_2 = n_t^2 \bar{Z}_1 \bar{I}_2 + \bar{Z}_2 \bar{I}_C + \bar{V}_C \quad (2.4)$$

Utilizando (2.1) e o fato de que $\bar{E}_1 = \bar{V}_F$:

$$(1 + n_t) \bar{V}_F = n_t^2 \bar{Z}_1 \bar{I}_2 + \bar{Z}_2 \bar{I}_C + \bar{V}_C \quad (2.5)$$

Pretende-se obter uma relação direta entre os parâmetros terminais do sistema, o que requer a eliminação de \bar{I}_2 . Pela lei das correntes de Kirchhoff:

$$\bar{I}_C = \bar{I}_2 + \frac{n_t^2 \bar{Z}_1 \bar{I}_2 - \bar{E}_2}{n_t^2 \bar{Z}_m} \quad (2.6)$$

Em que o segundo termo do lado direito da igualdade corresponde à corrente do ramo de magnetização. Utilizando novamente (2.1) e rearranjando os termos:

$$\bar{I}_2 = \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{I}_C + \frac{1}{n_t (\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m)} \bar{V}_F \quad (2.7)$$

Por introdução de (2.7) em (2.5), tem-se (2.8).

$$(1+n_t) \bar{V}_F = n_t^2 \frac{\bar{Z}_1 \bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{I}_C + n_t \frac{\bar{Z}_1}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{V}_F + \bar{Z}_2 \bar{I}_C + \bar{V}_C \quad (2.8)$$

A qual, ao se isolar \bar{V}_F , leva à Equação (2.9).

$$\bar{V}_F = \frac{1}{1+n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{V}_C + \frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{1+n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{I}_C \quad (2.9)$$

Essa equação estabelece efetivamente uma relação entre \bar{V}_F e os parâmetros do terminal carga. Com ela, é possível verificar de imediato a influência de n_t na ação corretiva de elevação de tensão. Para \bar{I}_F , é verdadeiro que:

$$\bar{I}_F = \bar{I}_C + \bar{I}_1 \quad (2.10)$$

Utilizando as Equações (2.2) e (2.7) para eliminar \bar{I}_1 , obtém-se:

$$\bar{I}_1 = n_t \bar{I}_2 = n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{I}_C + \frac{1}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{V}_F \quad (2.11)$$

Com isso, pode-se introduzir (2.9) em (2.11) para chegar a (2.12).

$$\bar{I}_1 = n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \bar{I}_C + \frac{1}{(1+n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{V}_C + \frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{(1+n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{I}_C \quad (2.12)$$

O último passo consiste em substituir (2.12) em (2.10) e rearranjar os termos.

$$\bar{I}_F = \frac{1}{(1+n_t)\bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{V}_C + \left(\frac{n_t^2(\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{(1+n_t)\bar{Z}_m + \bar{Z}_1} + 1 + n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \right) \bar{I}_C \quad (2.13)$$

A Equação (2.13) define \bar{I}_F em função dos parâmetros do terminal carga, o que facilita a compreensão do funcionamento do dispositivo. As Equações (2.9) e (2.13) são as relações características do autotransformador elevador de tensão, levando em conta o equivalente exato das impedâncias de perda. O mesmo raciocínio pode ser estendido à ação de reduzir a tensão, ao se considerar a Figura 2.5.

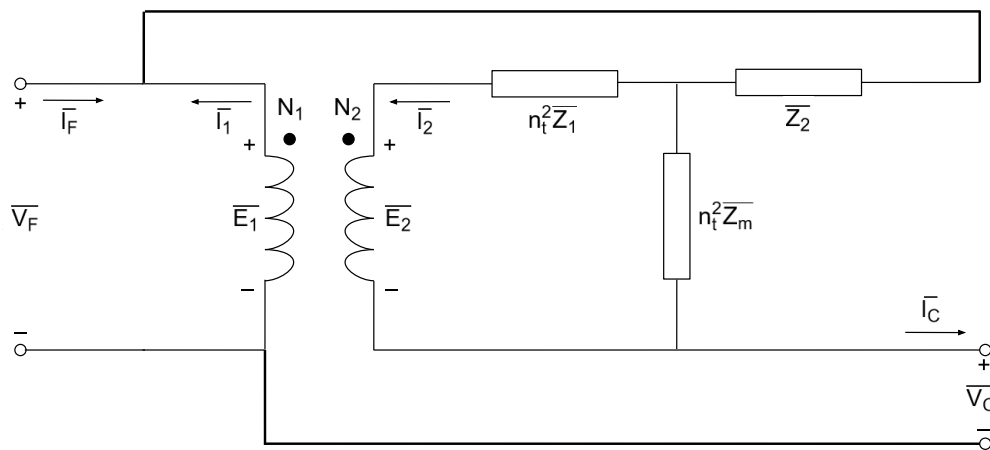


Figura 2.5 – Acoplamento elétrico necessário para um autotransformador redutor de tensão.

Fonte: adaptada de [21].

Neste caso, o acoplamento elétrico é efetuado entre os terminais positivos de ambos os lados. Devido a isso, \bar{I}_C deve fluir até o novo terminal positivo da carga, correspondente ao terminal negativo de carga da Figura 2.3, o que inverte o sentido real da corrente interna \bar{I}_2 e ainda, pela convenção do ponto, o sentido da corrente interna \bar{I}_1 . Apenas \bar{I}_F mantém-se inalterada em relação ao transformador original.

Como anteriormente, os passos de análise dependem das leis de tensão e corrente de Kirchhoff aplicadas ao circuito resultante. Para o cálculo de \bar{V}_F , é importante notar a mudança de sinal de \bar{E}_2 nas Equações (2.4) e (2.6), oriunda da nova conexão física entre os enrolamentos comum e série. Especificamente:

$$\bar{E}_1 - \bar{E}_2 = n_t^2 \bar{Z}_1 \bar{I}_2 + \bar{Z}_2 \bar{I}_C + \bar{V}_C \quad (2.14)$$

$$\bar{I}_C = \bar{I}_2 + \frac{n_t^2 \bar{Z}_1 \bar{I}_2 + \bar{E}_2}{n_t^2 \bar{Z}_m} \quad (2.15)$$

Assim, a relação entre \bar{V}_F e os parâmetros do terminal carga pode ser representada pela Equação (2.16) para a ação de reduzir a tensão.

$$\bar{V}_F = \frac{1}{1 - n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{V}_C + \frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{1 - n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{I}_C \quad (2.16)$$

Da mesma forma, a inversão de sentido de \bar{I}_1 influi no equacionamento de \bar{I}_F . A Equação (2.10) modificada para esta configuração dá origem à Equação (2.17).

$$\bar{I}_F = \bar{I}_C - \bar{I}_1 \quad (2.17)$$

A qual, após as etapas de eliminação e substituição de (2.16), resulta na relação entre \bar{I}_F e os parâmetros do terminal carga dada pela Equação (2.18).

$$\bar{I}_F = \frac{1}{(1 - n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{V}_C + \left(\frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{(1 - n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} + 1 - n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \right) \bar{I}_C \quad (2.18)$$

As Equações (2.16) e (2.18) são, portanto, as relações características do autotransformador redutor de tensão. Ao compará-las às Equações (2.9) e (2.13), é evidente que a única diferença reside no sinal da relação de transformação n_t . Essa constatação permite generalizar as configurações do autotransformador por meio das Equações (2.19) e (2.20), utilizando a notação de mais ou menos (\pm).

$$\bar{V}_F = \frac{1}{1 \pm n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{V}_C + \frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{1 \pm n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{I}_C \quad (2.19)$$

$$\bar{I}_F = \frac{1}{(1 \pm n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{V}_C + \left(\frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{(1 \pm n_t) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} + 1 \pm n_t \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \right) \bar{I}_C \quad (2.20)$$

Em que o sinal positivo corresponde ao elevador de tensão e o sinal negativo, ao redutor de tensão.

Além dos fatores econômicos, a simplicidade das operações físicas que regem o funcionamento do autotransformador, capazes de serem traduzidas em formulações matemáticas de fácil compreensão, justifica o emprego desse equipamento na correção bilateral de pequenos desvios de tensão [31]. Trata-se do mecanismo apropriado à concepção de RTs para redes de distribuição.

Vale frisar que os equacionamentos desenvolvidos são condizentes com os de [21], porém com um grau maior de precisão para um autotransformador sujeito a todos os tipos de perdas previamente mencionados. Isso se deve ao fato de que o autor dessa referência optou por um modelo aproximado do equivalente exato mostrado na Figura 2.2 no intuito de simplificar os cálculos, diminuindo a influência das impedâncias de perda nas relações características. Em todo caso, as conclusões quanto à importância do sinal de η_i no sentido da correção de tensão são as mesmas.

2.3 Tipos de RTs

Com base nos circuitos autotransformadores discutidos, é possível analisar os dois tipos de reguladores definidos pela norma revisada IEEE C57.15-2017, a qual padroniza requerimentos, terminologias e códigos-teste relacionados a RTs: o RT tipo A, ou direto, e o RT tipo B, ou invertido [32]. No Brasil, ambos os tipos são frequentemente utilizados em alimentadores de distribuição e regulamentados de acordo com o Item 3.10 da NBR 11809 [33].

O RT tipo A é caracterizado pela conexão direta entre o enrolamento comum do autotransformador e o lado da fonte, isto é, o lado tipicamente não-regulado da rede, conforme visto nas Figuras 2.4 e 2.5. Seu enrolamento série é então conectado via mecanismo de comutação de tapes ao lado da carga, correspondente ao lado tipicamente regulado da rede, e uma chave inversora de polaridade permite a alternância entre as ações corretivas de elevação e redução de tensão.

Tal configuração é mostrada na Figura 2.6, a qual consiste numa combinação das Figuras 2.4 e 2.5 aliada aos dispositivos de chaveamento e comutação mencionados. As impedâncias de perda foram desconsideradas para facilitar a visualização, estando representado na figura, portanto, o RT tipo A ideal.

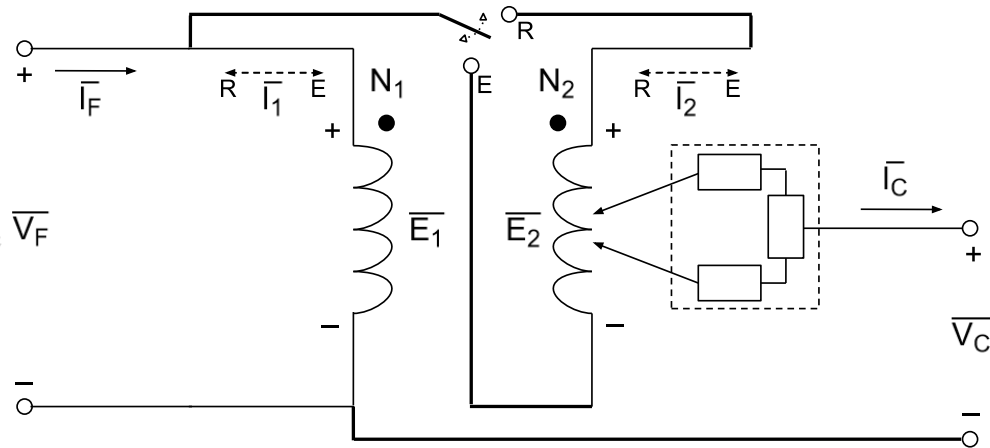


Figura 2.6 – RT tipo A ideal. Fonte: autor.

A chave inversora alterna entre as posições de elevador (E) e redutor (R) de tensão, o que também define o sentido das correntes internas \bar{I}_1 e \bar{I}_2 em concordância com a convenção do ponto. A parte destacada constitui o circuito do comutador de tapes associado ao enrolamento série, composto de reatores e bobina de equalização. Além de realizar a interface física com o lado da carga, ele é responsável pela divisão da tensão em degraus idênticos ao longo da faixa de correção bilateral do equipamento. Pormenores construtivos desse circuito estão detalhados em [26, 28].

O RT tipo B, por sua vez, é caracterizado pela conexão direta entre o lado da carga e o enrolamento comum, com o comutador de tapes fazendo agora a interface entre o enrolamento série e o lado da fonte. Para tal, é necessário que os enrolamentos dos autotransformadores das Figuras 2.4 e 2.5 sejam invertidos em relação aos terminais aos quais estão conectados. O autotransformador elevador de tensão invertido é mostrado na Figura 2.7.

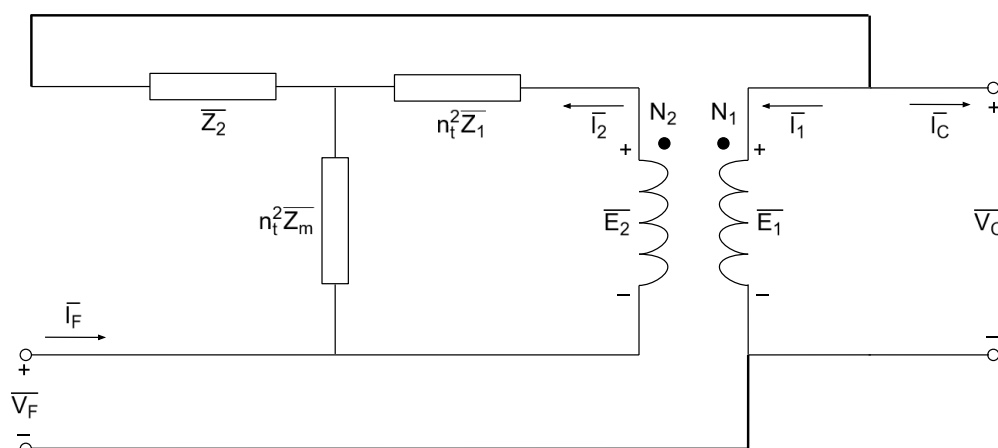


Figura 2.7 – Autotransformador elevador de tensão invertido. Fonte: adaptada de [21].

Nota-se que o acoplamento elétrico é realizado da mesma maneira que no autotransformador redutor de tensão da Figura 2.5, o que indica que as ações corretivas do RT tipo B também são invertidas em relação ao RT tipo A. Essa constatação é confirmada pela Figura 2.8, que mostra o autotransformador redutor de tensão invertido.

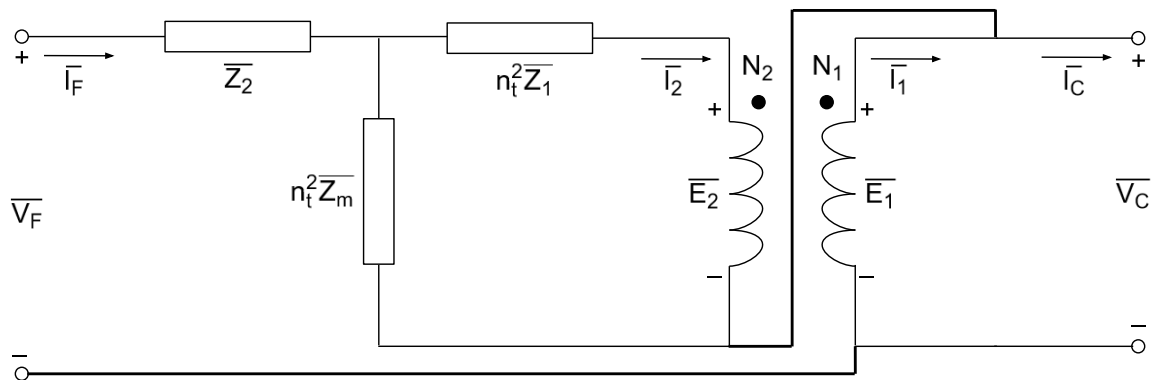


Figura 2.8 – Autotransformador redutor de tensão invertido. Fonte: adaptada de [21].

Analogamente, a conexão física equivale à realizada no autotransformador elevador de tensão da Figura 2.4. Por meio de desenvolvimentos analíticos similares aos conduzidos na seção anterior, é possível deduzir expressões generalizadas para ambas as configurações invertidas apresentadas em função do sinal de n_t . As relações características resultantes estão reproduzidas nas Equações (2.21) e (2.22).

$$\bar{V}_F = \left(\frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{(1 - (\pm n_t)) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} + 1 - (\pm n_t) \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m} \right) \bar{V}_C + \frac{n_t^2 (\bar{Z}_1 \parallel \bar{Z}_m) + \bar{Z}_2}{1 - (\pm n_t) \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{I}_C \quad (2.21)$$

$$\bar{I}_F = \frac{1}{(1 - (\pm n_t)) \bar{Z}_m + \bar{Z}_1} \bar{V}_C + \frac{1}{1 - (\pm n_t) \frac{\bar{Z}_m}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_m}} \bar{I}_C \quad (2.22)$$

Em que o sinal positivo em \pm corresponde ao elevador de tensão e o sinal negativo, ao redutor de tensão. Observa-se que, em comparação ao tipo A, as únicas consequências matemáticas da inversão de enrolamentos são o sinal negativo na frente de n_t e o intercâmbio entre os coeficientes de \bar{V}_C em (2.19) e \bar{I}_C em (2.20).

A Figura 2.9 mostra o RT do tipo B ideal, a partir da combinação das Figuras 2.7 e 2.8 e da desconsideração das impedâncias de perda.

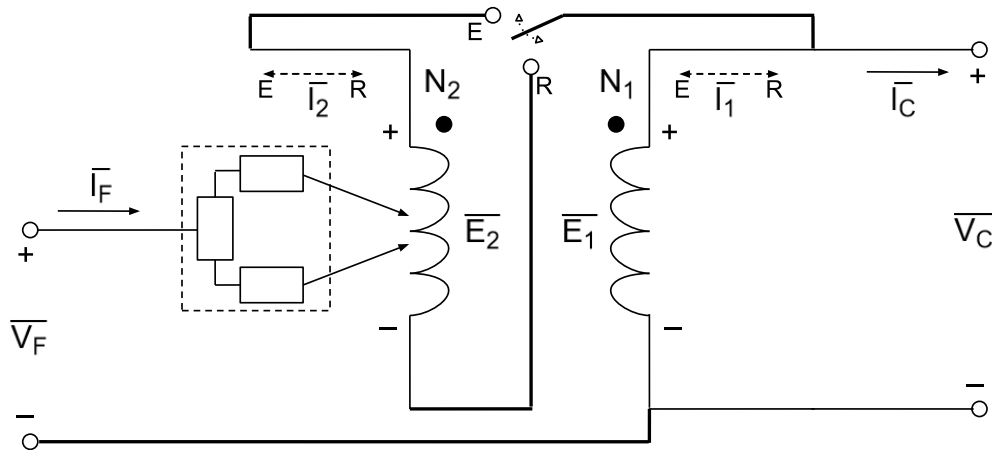


Figura 2.9 – RT tipo B ideal. Fonte: autor.

Novamente, a chave inversora de polaridade define o sentido das correntes internas pela convenção do ponto. O circuito de comutação de tapes acompanha a inversão do enrolamento série, promovendo agora a interface física com o lado não-regulado da rede. O enrolamento comum é diretamente acoplado ao lado regulado.

Comparado ao RT tipo A, o RT tipo B tende a ter dimensões maiores devido à corrente mais intensa circulando no interior do dispositivo comutador de tapes, o que demanda um radiador maior para refrigeração [26]. Em contrapartida, ele é capaz de manter a excitação no núcleo essencialmente constante graças à conexão direta do enrolamento comum ao lado regulado, o que o torna insensível às variações de tensão do lado não-regulado. Outra vantagem significativa é a necessidade de apenas um transformador de potencial (TP), conectado no terminal carga, contra dois requeridos pelo RT tipo A, um em cada terminal [32]. Tais fatores fundamentam a predileção das concessionárias locais por RTs monofásicos tipo B.

2.4 Equações Características de RTs Ideais

Apesar dos RTs tipo A e B mostrado nas Figuras 2.6 e 2.9 não apresentarem modelagem completa devido à ausência de perdas, considerá-los ideais é uma premissa muito adotada em estudos de RTs integrados a redes de distribuição. Isso se deve ao fato de o autotransformador ter dimensões reduzidas em relação ao transformador de dois enrolamentos e garantir, devido ao acoplamento elétrico, maior rendimento na transmissão da potência complexa de linha [27].

O autor de [29] argumenta que o ramo de magnetização, denotado por \bar{Z}_m , pode ser desconsiderado mesmo em aplicações de transformadores com isolamento

elétrica. Em [21], estima-se que as perdas associadas aos enrolamentos comum e série, \bar{Z}_1 e \bar{Z}_2 , correspondem a somente cerca de 10% das mesmas perdas em enrolamentos de um transformador equivalente. Esses fatores, aliados aos diversos tipos de perdas significativas em alimentadores, tornam a premissa do RT ideal válida e amplamente tida como realística [34].

Assim, pode-se simplificar as expressões generalizadas das Equações (2.19) e (2.20) para o RT tipo A e das Equações (2.21) e (2.22) para o RT tipo B sem introduzir erros relevantes. Neste sentido, deve-se curto-circuitar as impedâncias em série \bar{Z}_1 e \bar{Z}_2 e abrir o ramo da impedância em paralelo \bar{Z}_m . Matematicamente, essas operações equivalem a considerar $\bar{Z}_1, \bar{Z}_2 \rightarrow 0$ e $\bar{Z}_m \rightarrow +\infty$. As equações citadas podem ser assim reescritas como:

$$\bar{V}_F = \frac{1}{1 \pm n_t} \bar{V}_C \quad (2.23)$$

$$\bar{I}_F = (1 \pm n_t) \bar{I}_C \quad (2.24)$$

Para o RT tipo A, e:

$$\bar{V}_F = (1 - (\pm n_t)) \bar{V}_C \quad (2.25)$$

$$\bar{I}_F = \frac{1}{1 - (\pm n_t)} \bar{I}_C \quad (2.26)$$

Para o RT tipo B.

A simplificação possibilita que cada variável dependa apenas da sua contraparte no terminal oposto. Adicionalmente, torna possível a elaboração de uma formulação única que englobe ambos os tipos de RTs.

Sempre tomando os parâmetros do terminal fonte como funções dos parâmetros do terminal carga, deduz-se as Equações (2.27) e (2.28).

$$\bar{V}_F = a_R \bar{V}_C \quad (2.27)$$

$$\bar{I}_F = a_R^{-1} \bar{I}_C \quad (2.28)$$

Em que:

$$a_R = \begin{cases} (1 \pm n_t)^{-1}, & \text{RT tipo A} \\ 1 - (\pm n_t), & \text{RT tipo B} \end{cases} \quad (2.29)$$

E a convenção de sinais em \pm é mantida nas conexões direta e invertida: positivo, para elevar a tensão; e negativo, para reduzir a tensão. A variável a_R , nomeada relação efetiva de transformação, é função unicamente de n_t e partilha da sua propriedade de modificar apenas os módulos dos fasores, e não seus ângulos. Por caracterizar completamente o RT ideal como elemento integrado à rede de distribuição, a_R consiste no principal parâmetro utilizado na proposta desta dissertação para analisar a influência da atuação de RTs em alimentadores radiais.

As Equações (2.27) e (2.28) mostram que há uma relação de proporcionalidade entre os parâmetros dos terminais fonte e carga, podendo ser indiscriminadamente aplicadas para os RTs tipo A e B. A distinção é feita pela Equação (2.29), mas não de maneira prática já que a relação de espiras num dado instante de observação não é usualmente conhecida [21]. A divisão de tensão propiciada pelo dispositivo comutador, entretanto, possibilita reformular n_t através da Equação (2.30).

$$n_t = (\Delta V_{p.u./tape}) \cdot \text{Tape} \quad (2.30)$$

Em que a posição instantânea de tape (Tape) é armazenada na memória do controlador do dispositivo e em alguns modelos é acessível em tempo real via indicador externo de posições. Por sua vez, $\Delta V_{p.u./tape}$ é a variação de tensão em p.u. resultante de uma única operação de comutação de tape. Como os RTs possuem degraus idênticos de variação de tensão, esse parâmetro depende da faixa de correção bilateral disponibilizada pelo modelo do regulador empregado.

Neste trabalho, o modelo adotado é especificado em [35] e trabalha com faixa de correção de $\pm 10\%$, dividida em 32 posições de tape – 16 posições no sentido de elevar a tensão e 16 posições no sentido de reduzir a tensão – além de uma posição neutra correspondente ao tape central (Tape = 0). Assim, a variação unilateral de tensão por comutação é de 10/16% ou 0,625% (isto é, $\Delta V_{p.u./tape} = 0,00625$ p.u.). Com base nessas considerações, reescreve-se a Equação (2.29) como a Equação (2.31).

$$a_R = \begin{cases} (1 \pm 0,00625 \cdot \text{Tape})^{-1} , & \text{RT tipo A} \\ 1 - (\pm 0,00625 \cdot \text{Tape}) , & \text{RT tipo B} \end{cases} \quad (2.31)$$

Com $-16 \leq \text{Tape} \leq 16$, $\text{Tape} \in \mathbb{Z}$. Desse modo, $a_R \in \mathbb{R}$ e assume valores discretos no intervalo aproximado $0,909 \text{ p.u.} \leq a_R \leq 1,111 \text{ p.u.}$ para o RT tipo A e no intervalo $0,9 \text{ p.u.} \leq a_R \leq 1,1 \text{ p.u.}$ para o RT tipo B. Isso mostra que apenas o tipo B é capaz de corrigir a tensão simetricamente em $\pm 10\%$, enquanto que a faixa de correção real do tipo A é assimétrica e varia de $-11,11\%$ a $+9,09\%$, o que é condizente com o descrito em [5]. As Equações (2.27), (2.28) e (2.31) fundamentam a abordagem analítica a ser desenvolvida no Capítulo 4 desta dissertação.

2.5 Integração à Rede de Distribuição

Além dos aspectos teóricos discutidos, algumas particularidades da integração do RT monofásico às redes de distribuição se fazem importantes para o entendimento de sua operação autônoma. Como questões relativas ao desbalanceamento de carga e geração estão fora do escopo deste trabalho, o foco reside na influência de RTs monofásicos em alimentadores radiais monofásicos ou trifásicos que possam ser representados por equivalentes unifilares aproximados.

Nesse sentido, o diagrama de conexões da Figura 2.10 mostra a interface do equipamento com a rede através de chaves de manobra, utilizadas nos procedimentos de entrada e saída de serviço com o comutador de tapes na posição neutra.

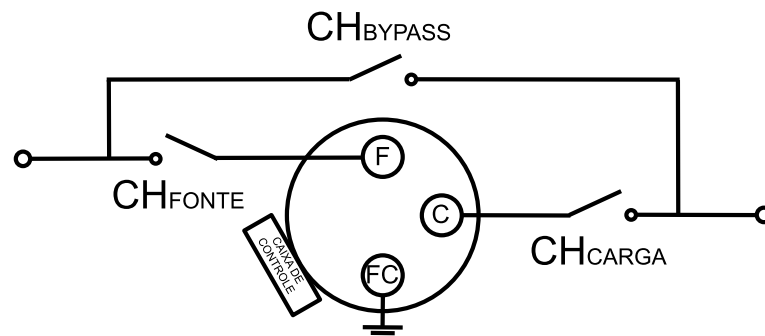


Figura 2.10 – Integração do RT monofásico à rede monofásica. Fonte: adaptada de [35].

Nota-se que além das buchas dos terminais fonte (F) e carga (C) é incluída a bucha do terminal neutro, denominado terminal fonte-carga (FC). A caixa de controle

embute todos os recursos responsáveis pela aquisição e armazenamento de dados, seleção do modo de alimentação, proteção de componentes internos ao equipamento, bem como estabelece comunicação com o operador via indicadores e periféricos.

As chaves fonte (CH_{FONTE}) e carga (CH_{CARGA}) devem ser fechadas nessa ordem durante a entrada em serviço, seguidas da abertura da chave *bypass* (CH_{BYPASS}), e abertas na ordem inversa durante a saída, após o fechamento de CH_{BYPASS} . Em nenhum momento ao longo desses procedimentos é necessário que a linha seja desenergizada, o que constitui uma das principais vantagens do RT em relação a outros dispositivos de controle de tensão [28].

Considerando que o RT ideal opere integrado à rede de maneira contínua, é possível retratá-lo pela Figura 2.11. Trata-se de uma representação simbólica mais conveniente às análises já que explicita os principais parâmetros discutidos e, como a Figura 2.10, não distingue entre os tipos A e B: a diferença é implícita à equação associada ao a_R . É o modelo adotado no restante deste trabalho.

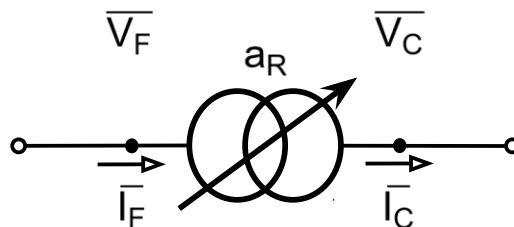


Figura 2.11 – Representação simbólica do RT ideal com seus principais parâmetros. Fonte: autor.

As próximas subseções abordam brevemente conceitos relacionados ao controle do dispositivo durante a atuação integrada à rede, tanto para um banco individual de RTs quanto para a conexão cascata de múltiplos bancos.

2.5.1 Sistema de Controle Discreto

Para que as comutações de tape atendam adequadamente às necessidades de correção de tensão do sistema, deve-se proceder com cautela na seleção de parâmetros de controle referentes à magnitude do desvio aceitável e à duração tolerável de um desvio inaceitável. Uma escolha irrefletida pode levar o RT a comutar com pouca frequência, não respondendo eficazmente à violação de tensão no ponto regulado, ou de maneira excessiva, comprometendo a vida útil do dispositivo e

elevando os custos de manutenção associados [36]. A Figura 2.12 mostra o sistema de controle discreto do RT dividido em blocos funcionais.

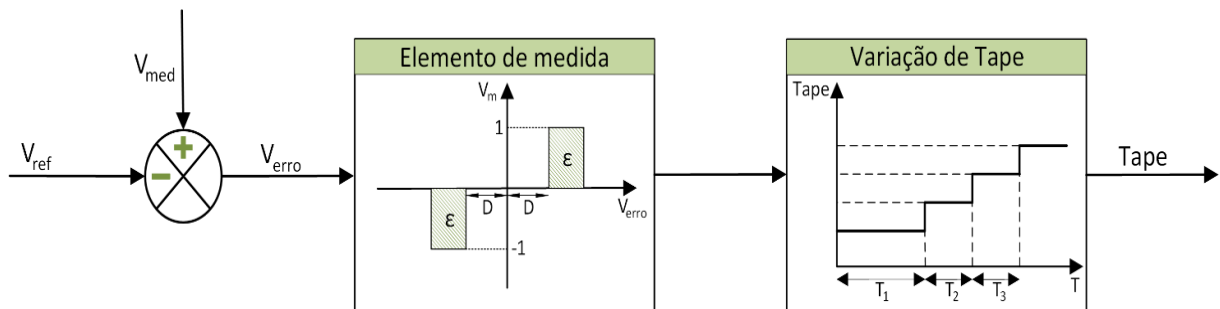


Figura 2.12 – Sistema de controle discreto do RT. Fonte: adaptada de [36].

Inicialmente, a tensão medida (V_{med}) é obtida através de um TP aos terminais do dispositivo ou estimada em pontos remotos ao longo do alimentador via função de compensação da queda de tensão de linha (em inglês, *line drop compensation* – LDC).

A função LDC requer o ajuste fino de parâmetros de impedância equivalente entre o RT e o ponto regulado e é fortemente influenciada pela alta penetração da GD, a qual pode provocar imprecisões na estimativa em relação à leitura real no ponto [21]. Além disso, concessionárias locais não costumam utilizar tal funcionalidade no controle de suas redes de distribuição. Por essas razões, desconsidera-se a função LDC no desenvolvimento da proposta, isto é, o ponto regulado encontra-se sempre aos terminais do RT.

Subtraindo de V_{med} a tensão de referência ou de *setpoint* (V_{ref}), produz-se um sinal de erro (V_{erro}) que serve de entrada ao bloco de elementos de medida. Nele, o desvio indicado por V_{erro} é comparado a dois parâmetros: à banda morta (D), faixa bilateral de variação permissível em torno de V_{ref} ; e à banda de histerese (ϵ), complemento que evita excesso de comutações durante oscilações próximas aos limites de D. Assim, um sinal de ativação (V_m) é enviado ao bloco de variação de tape.

A depender de V_{erro} , V_m assume três possíveis valores: 0, se os limites forem respeitados; +1, se uma ação de elevação de tensão for necessária; e -1, se uma ação de redução de tensão for necessária [36]. Fisicamente, esse sinal corresponde aos estados da chave inversora de polaridade das Figuras 2.6 e 2.9.

Para valores não-nulos de V_m , um relé temporizador é sensibilizado no último bloco em função dos atrasos de tempo adotados. Uma prática comum de configuração deste relé é o esquema de temporização dupla, no qual o atraso de tempo associado à primeira comutação de tape (T_1) é maior que os atrasos de tempo idênticos associados às comutações subsequentes ($T_2 = T_3 = \dots$) [25].

Por fim, o comando de mudança de tape é enviado ao comutador, o qual altera quase instantaneamente (na ordem de milissegundos) a posição ao deslocar um de seus contatos, os ponteiros mostrados nas Figuras 2.6 e 2.9, ao longo do enrolamento série do RT. Esse procedimento se repete sequencialmente até que a tensão do ponto regulado seja corrigida ou até que o comutador atinja a posição limite de tape em um dos sentidos de regulação [28].

De acordo com a Figura 2.12, os ajustes requeridos para a modelagem do RT ideal se resumem a V_{ref} , D e ϵ , para a tomada de decisão quanto à necessidade de comutação de tape, bem como a T_1 e $T_2 = T_3 = \dots$, para a caracterização do deslocamento temporal associado às comutações. Como esses parâmetros dependem das especificações dos sistemas em estudo, são definidos junto a estes no Capítulo 5 desta dissertação.

2.5.2 Modos de Operação

Um recurso que garante maior versatilidade ao controle do RT é a configuração de diferentes modos de operação, adaptados às características do sistema estudado. Por meio deles, é possível lidar com questões técnicas cada vez mais recorrentes no contexto das redes de distribuição ativas, em especial a inversão do fluxo de potência ao longo do alimentador. Dentre eles, dois se destacam por encontrarem ampla aplicação em redes brasileiras: o modo bidirecional e o modo cogeração [26, 35].

No modo bidirecional, o sistema de controle do RT se baseia no sentido do fluxo de potência ativa através do equipamento para determinar o ponto regulado: no sentido convencional direto, do terminal fonte ao terminal carga, o RT comuta de forma a corrigir desvios na tensão \overline{V}_c ; já no sentido inverso, do terminal carga ao terminal fonte, sua atuação concerne \overline{V}_f . Neste último, o lado tipicamente não-regulado passa

a ser o lado regulado e vice-versa, de maneira que a excitação do núcleo do RT tipo A se mantém essencialmente constante e a do RT tipo B se torna variável.

A medição de \overline{V}_F para os procedimentos de controle da Figura 2.12 é realizada pelo segundo TP já presente no RT tipo A e pela adição de um TP extra no lado da fonte no RT tipo B. Como alternativa para este tipo, pode-se estimar o valor da tensão a partir dos dados de tape disponíveis e das medições do transformador de corrente (TC) pela Equação (2.21) ou aproximações, a depender do grau de precisão desejado. Trata-se de uma opção mais econômica e frequentemente adotada [37].

No modo cogeração, o sistema de controle do RT não é mais sensibilizado pelo sentido do fluxo de potência ativa na determinação do ponto regulado, mantendo-o invariavelmente no terminal carga, isto é, em \overline{V}_C . Devido a isso, esse modo não requer estimativas de \overline{V}_F e nem acarreta mudanças na excitação típica do núcleo dos RTs.

Como cada modo de operação aborda a situação de inversão de fluxo de forma distinta, é importante entender os cenários operativos aos quais eles são destinados. Para isso, a Figura 2.13 mostra um RT apto a operar nos modos bidirecional (BD) ou cogeração (CG) inserido em um alimentador com duas possibilidades de inversão de fluxo de potência ativa: (1) por comutação de estado das chaves presentes na primeira subestação (CH_{SE1}), normalmente fechada, e na interconexão com uma segunda subestação vizinha ($CH_{MANOBRA}$), normalmente aberta; e (2) pela injeção de potência ativa por parte da GD (P_G) capaz de exceder a demanda à jusante do RT.

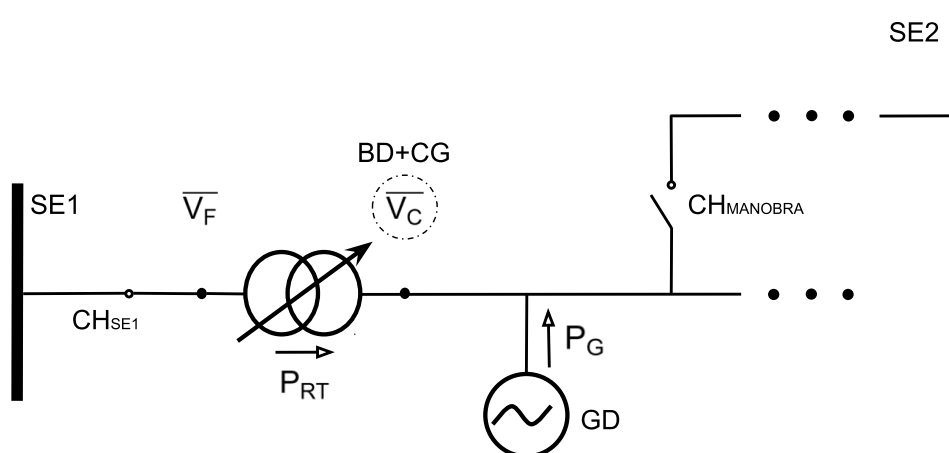


Figura 2.13 – Cenário operativo aceitável para ambos os modos bidirecional e cogeração do RT.

Fonte: adaptada de [38].

Inicialmente, nenhuma das duas possibilidades de inversão ocorrem, ou seja, as chaves estão em seus estados habituais e a GD produz menos do que a demanda à jusante do RT. Assim, o fluxo potência ativa pelo RT (P_{RT}) transcorre no sentido direto e ele controla tanto em BD quanto em CG a tensão \overline{V}_C , no lado de menor nível de curto-circuito da rede. É, portanto, um cenário operativo no qual ambos os modos são considerados aceitáveis.

A Figura 2.14 ilustra a primeira condição de inversão de fluxo, em que uma manobra de rede causa o chaveamento de CH_{SE1} e $CH_{MANOBRA}$, reconfigurando a topologia e invertendo o sentido de P_{RT} . Assim, no modo BD, a tensão regulada passa a ser \overline{V}_F , localizada no lado de menor nível de curto-circuito do sistema modificado.

Já o modo CG, por manter a regulação em \overline{V}_C , passa a atuar no lado de maior nível de curto-circuito do sistema modificado, o que leva a uma circunstância de perda de capacidade de controle conhecida como *reverse power tap changer runaway* ou simplesmente condição de *runaway*, descrita em [19]. Os elevados desvios de tensão associados a esse fenômeno tornam o CG inaceitável para esse cenário operativo.

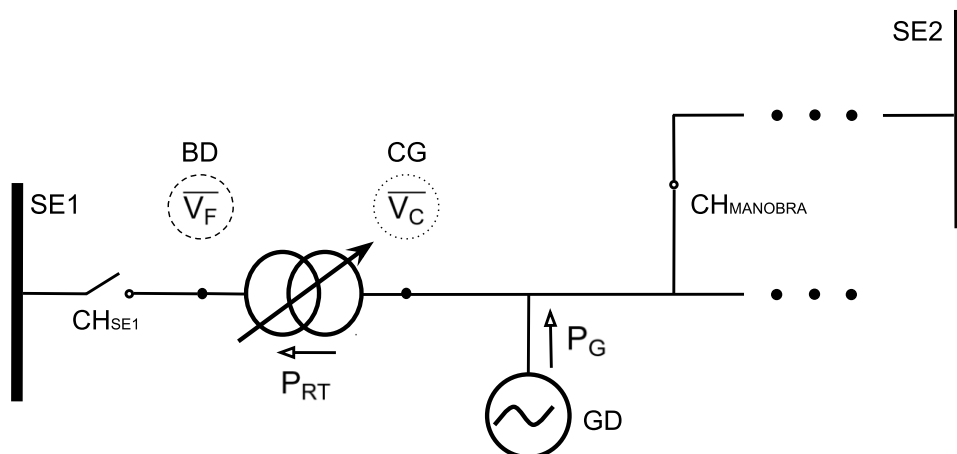


Figura 2.14 – Cenário operativo inaceitável para o modo cogeração do RT. Fonte: adaptada de [38].

A segunda condição de inversão é ilustrada na Figura 2.15, em que P_G se eleva ao ponto de inverter por si própria o fluxo de P_{RT} . Novamente, o ponto regulado muda para \overline{V}_F em BD e permanece \overline{V}_C em CG. Dessa vez, no entanto, não há modificação nos lados de maior e menor nível de curto-circuito, de maneira que a atuação no modo BD incorre em condição de *runaway* e o torna inaceitável para esse cenário operativo.

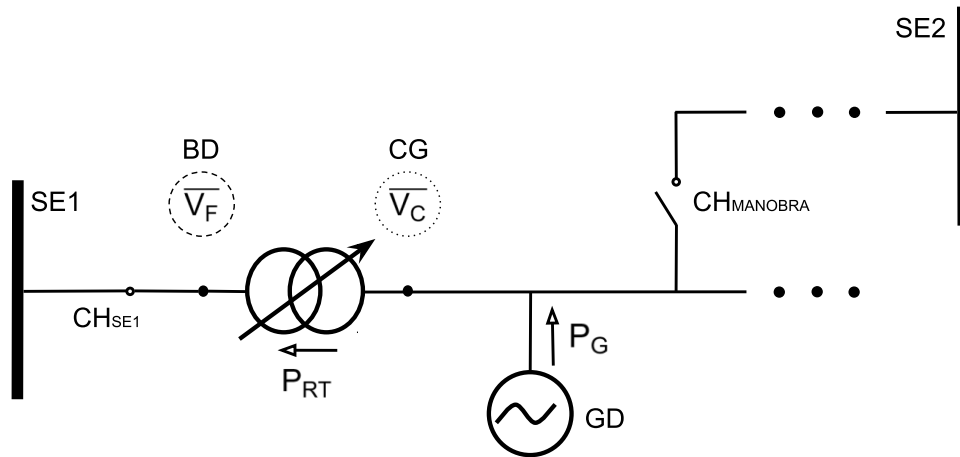


Figura 2.15 – Cenário operativo inaceitável para o modo bidirecional do RT. Fonte: adaptada de [38].

Em resumo, o modo bidirecional é recomendado diante da possibilidade de inversão por manobra de rede, enquanto que o modo cogeração é indicado quando a inversão se dá pela alta penetração da GD [38]. Vale frisar que há cenários operativos nos quais ambos os modos de operação se tornam inaceitáveis, como quando ambos os tipos de inversão mencionados são simultaneamente possíveis ou quando se acrescenta à montante do RT da Figura 2.13 outra GD capaz de inverter o fluxo. Essas circunstâncias deveras específicas fogem do escopo das análises posteriores.

Ademais, os alimentadores utilizados na proposta desta dissertação não são sujeitos a cenários de reconfiguração topológica, limitando-se o risco de inversão de fluxo à injeção da GD. No intuito de evitá-lo, portanto, o modo cogeração foi adotado para todos os RTs estudados no restante deste trabalho.

2.5.3 RTs em Conexão Cascata

No intuito de cobrir uma área maior de correção de tensão, é prática comum em alimentadores extensos de zonas rurais a alocação de dois ou mais bancos de RTs ao longo do tronco principal. Esse arranjo é nomeado conexão cascata ou série de RTs e está representado na Figura 2.16.

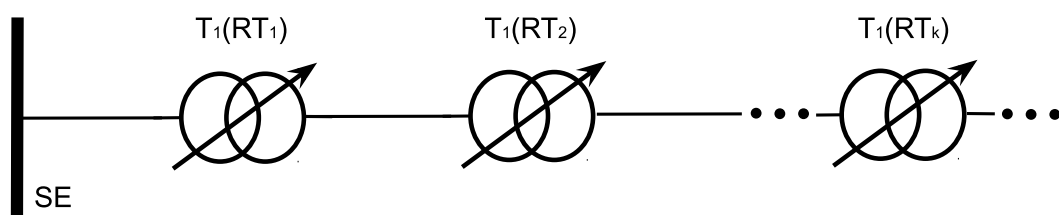


Figura 2.16 – Conexão cascata de bancos de RTs monofásicos. Fonte: autor.

Embora a Figura 2.16 vislumbre a possibilidade de um número k de RTs em conexão cascata, $k \geq 2$, no Brasil há um limite regulamentado de $k \leq 4$ bancos nesse arranjo devido a possíveis problemas de coordenação com religadores. Tal restrição é válida tanto para configurações monofásicas quanto trifásicas de RTs [26].

Um aspecto operacional importante relacionado a essa conexão é o ajuste dos atrasos de tempo de primeira comutação em esquemas de temporização dupla. Como as comutações de tape do RT mais próximo da SE têm influência sobre uma extensão maior da linha, é conveniente que esse dispositivo seja o primeiro a responder a violações de tensão no seu ponto regulado. Assim, cada componente subsequente da conexão cascata deve ter um atraso de tempo T_1 progressivamente maior, o que efetivamente reduz o número de operações dos RTs mais distantes da SE.

Esse esquema de ajustes é descrito por meio da Equação (2.32), e exclui RTs localizados fora do tronco principal do alimentador (isto é, instalados em ramais laterais ou em alimentadores vizinhos).

$$T_1(\text{RT}_k) = T_1(\text{RT}_1) + (k - 1) \cdot \Delta T \quad (2.32)$$

$(k - 1) \cdot \Delta T$ é a parcela de atraso de tempo adicional para o banco k da cascata, em relação ao T_1 do primeiro RT. Convencionalmente, $\Delta T = 15$ s.

Demais parâmetros de controle, tanto invariantes (V_{ref} , D e ε) quanto dependentes ($T_2 = T_3 = \dots$) do tempo, não apresentam esquemas de coordenação similares. Em vários estudos, no entanto, são atribuídos aos RTs conectados dessa maneira valores idênticos ou muito próximos entre si desses parâmetros, como reflexo das práticas adotadas em redes de distribuição reais [39].

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DE REDES DE DISTRIBUIÇÃO ATIVAS

3.1 Introdução

Metodologias de estudo de redes de distribuição derivam de uma base comum: o desenvolvimento de relações entre parâmetros de interesse associados a alimentadores genéricos com topologia tipicamente radial. Tais sistemas costumam ser simplificações de redes extensas por equivalente de Thévenin visto a partir do elemento de referência angular, via de regra um transformador de serviço na baixa tensão e uma SE na média tensão [40, 41]. Em todo caso, modela-se esse referencial como um barramento infinito, o qual representa a natureza eletricamente forte da interligação com o restante do sistema de potência.

O cenário descrito propicia a investigação teórica de diversas características do sistema, em especial o perfil de tensão ao longo do alimentador e as perdas ativas e reativas da linha. Se o foco do estudo concerne aos impactos da conexão de unidades de GD, essas características são severamente modificadas e novas questões técnicas são introduzidas, relacionadas sobretudo ao fluxo bidirecional de potência e à capacidade de hospedagem em diferentes pontos da rede [42].

Outro aspecto crucial dessa integração é o modo de operação adotado na unidade de GD. Além do controle de fator de potência, a revisão da norma IEEE 1547 já admite controle de tensão por parte da GD mediante acordo com a concessionária [43]. Embora constitua uma nova ferramenta de regulação local de tensão, esse modo pode levar a imprecisões na análise clássica via equivalente de Thévenin devido à introdução de uma barra de geração (PV) no sistema, o que contrasta com o modelo típico de barra de carga (PQ) associado às cargas e à GD operando com controle de fator de potência [44].

Adicionalmente, a vasta extensão dos alimentadores brasileiros intensifica os erros relacionados à obtenção de equivalentes de Thévenin, o que potencialmente compromete a precisão dos resultados. Faz-se necessária, portanto, uma formulação alternativa que lide com os problemas levantados ao passo que mantenha a simplicidade e a versatilidade demandadas de uma análise expedita.

Este capítulo investiga expressões analíticas que descrevem alguns dos principais parâmetros de redes de distribuição radiais e ativas, utilizando para tal

alimentadores genéricos de diferentes números de barras. O aparato teórico desenvolvido é oriundo de formulações clássicas da literatura e diz respeito à variação de tensão ao longo do alimentador, ao requerimento de potência reativa, às perdas do sistema e à capacidade de hospedagem de uma GD. O objetivo final é obter equações generalizadas que respaldem a proposta de inclusão de RTs do Capítulo 4.

3.2 Alimentadores Radiais Genéricos

Os diagramas unifilares das Figuras 3.1, 3.2 e 3.3 representam alimentadores radiais genéricos de média tensão que embasam os equacionamentos deste capítulo. A todos são válidas as seguintes considerações:

- O barramento infinito de tensão \bar{V}_1 representa uma SE e é a referência angular do sistema, isto é, $\bar{V}_1 = V_1 \angle 0^\circ$ com magnitude conhecida. Não há possibilidade de manobras de reconfiguração topológica;
- As cargas e unidades de GD espalhadas pelo alimentador são modeladas de maneira concentrada em cada barra à jusante de \bar{V}_1 ;
- As capacitâncias associadas ao modelo π das linhas são desprezadas.

É possível incluir cargas uniformemente distribuídas na restrição b) através de um método de agregação como o apresentado em [7]. As barras $\bar{V}_2, \dots, \bar{V}_n$ podem ser PQ ou PV a depender do parâmetro em estudo, como especificado posteriormente.

Na Figura 3.1, é mostrado o caso mais simples de 2 barras, similar aos circuitos equivalentes de Thévenin encontrados na literatura. Seu estudo tem o objetivo de revisar as relações clássicas de cada parâmetro, bem como as aproximações utilizadas em análises expeditas.

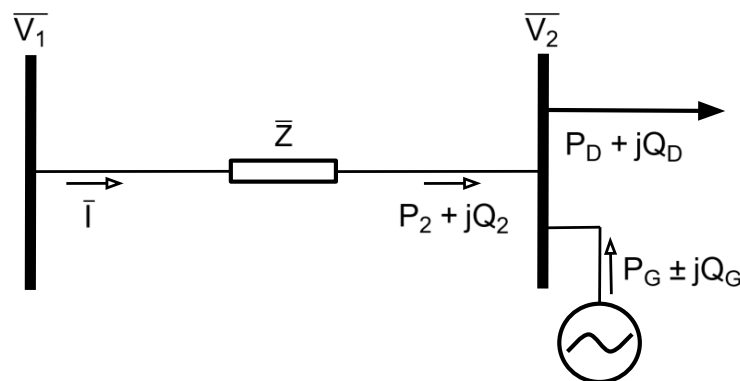


Figura 3.1 – Alimentador radial genérico de 2 barras com carga e GD concentradas. Fonte: autor.

O requerimento de potência complexa na parte final da rede, também conhecido como *mismatch* de potência complexa demandada e gerada na barra, é dado por $P_2 + jQ_2 = (P_D - P_G) + j(Q_D \pm Q_G)$. O sentido dessa variável é sempre o mostrado na Figura 3.1, mesmo se a injeção da GD excede a demanda da carga. O sinal de \pm determina a atuação da GD: positivo, se estiver absorvendo potência reativa da rede; negativo, se a estiver injetando.

A Figura 3.2 consiste numa expansão da Figura 3.1 com a adição de um trecho à jusante da barra \bar{V}_2 . O sistema de 3 barras resultante acomoda a possibilidade de dois pontos de carga e GD concentradas, com requerimentos de potência complexa definidos analogamente ao circuito anterior. Para evitar ambiguidades, índices e subíndices foram designados aos parâmetros em função dos números das barras às quais estão associados.

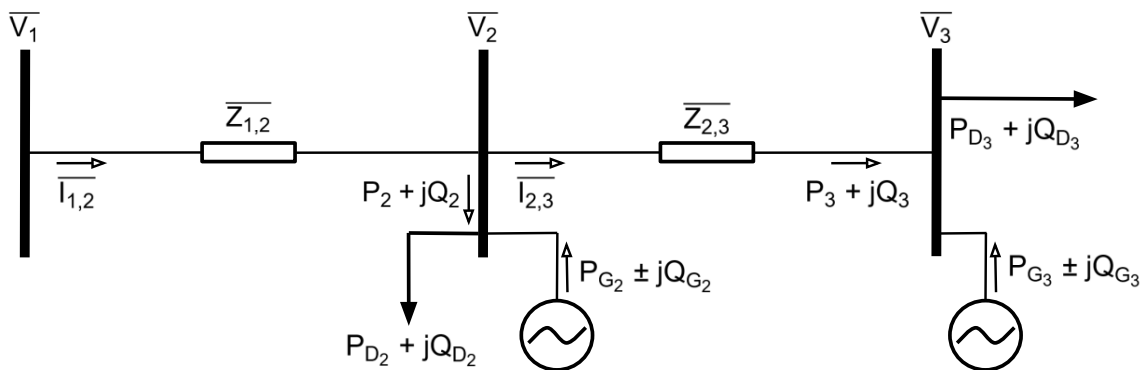


Figura 3.2 – Alimentador radial genérico de 3 barras com cargas e GDs concentradas. Fonte: autor.

A intenção por trás da análise do circuito da Figura 3.2 é de verificar os padrões que emergem entre as variáveis conforme mais trechos são adicionados ao alimentador. A compreensão desses padrões favorece o entendimento do raciocínio matemático utilizado na elaboração das expressões generalizadas.

Por fim, a Figura 3.3 expande a Figura 3.1 com a adição de $n - 1$ trechos à jusante de \bar{V}_2 . Isso leva a um sistema generalizado de n barras, $n \in \mathbb{N}$ tal que $n \geq 2$, com $n - 1$ possíveis pontos de concentração de carga e GD. Requerimentos de potência complexa das barras seguem o padrão estabelecido, bem como a convenção de índices e subíndices dos parâmetros. Fasores de corrente de linha são omitidos no intuito de facilitar a visualização.

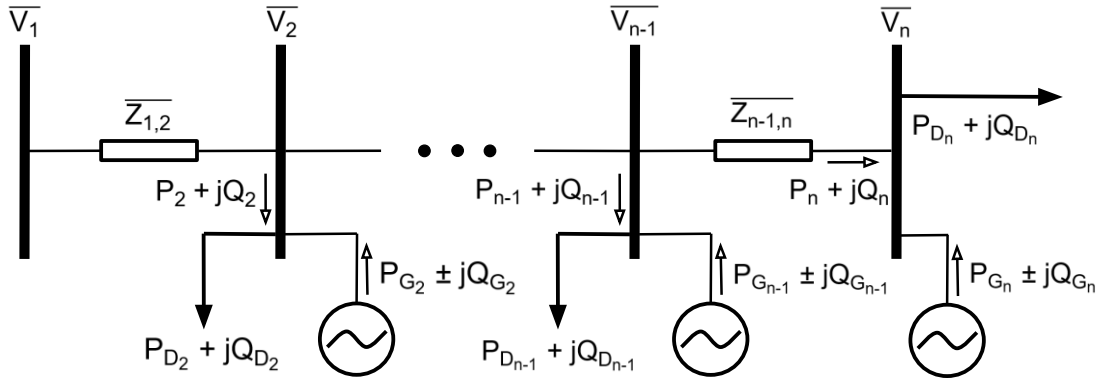


Figura 3.3 – Alimentador radial genérico de n barras com cargas e GDs concentradas. Fonte: autor.

Do circuito da Figura 3.3 se deduz expressões generalizadas que podem ser empregadas num alimentador de extensão qualquer, dependentes apenas de dados de *setpoints* de tensão, de impedâncias de linha, e de curvas de carga e geração prontamente disponibilizados pela concessionária local.

3.3 Variação de Tensão

Ao se considerar que a GD da Figura 3.1 opera no modo de controle de fator de potência, tem-se uma relação direta entre sua injeção de potência reativa (Q_G) e de potência ativa (P_G), expressa pela Equação (3.1).

$$Q_G = P_G \tan(\cos^{-1}(\text{FP})) \quad (3.1)$$

FP representa o fator de potência mantido constante. Dessa forma, a barra de conexão da GD é do tipo PQ e o parâmetro desconhecido é \bar{V}_2 . Para obtê-lo, deve-se a princípio observar a relação existente entre o fasor de corrente \bar{I} e o requerimento de potência complexa da barra, dada por:

$$\bar{I} = \left(\frac{P_2 + jQ_2}{\bar{V}_2} \right)^* = \frac{P_2 - jQ_2}{\bar{V}_2^*} \quad (3.2)$$

Como $\bar{V}_1 = V_1 \angle 0^\circ$ é a referência angular, pode-se escrever a forma fasorial $\bar{V}_2 = V_2 \angle \delta$ para caracterizar o magnitude e a defasagem angular de \bar{V}_2 . Na forma polar, esse fasor se torna $\bar{V}_2 = V_2 (\cos \delta + j \sin \delta)$. Substituindo-o em (3.2) e separando os termos reais e imaginários, obtém-se (3.3).

$$\bar{I} = \frac{P_2 \cos \delta + Q_2 \sin \delta}{V_2} + j \frac{P_2 \sin \delta - Q_2 \cos \delta}{V_2} \quad (3.3)$$

Com isso, é possível calcular a diferença entre as tensões das duas barras através da aplicação da lei das tensões de Kirchhoff. Assim:

$$\bar{V}_1 - \bar{V}_2 = (R + jX) \bar{I} \quad (3.4)$$

Em que $\bar{Z} = R + jX$. Substituindo (3.3) em (3.4) e novamente separando partes real e imaginária, chega-se à Equação (3.5).

$$\begin{aligned} \overline{\Delta V} &= \frac{1}{V_2} [(RP_2 + XQ_2) \cos \delta + (RQ_2 - XP_2) \sin \delta] \\ &+ j \frac{1}{V_2} [(RP_2 + XQ_2) \sin \delta + (XP_2 - RQ_2) \cos \delta] \end{aligned} \quad (3.5)$$

$\overline{\Delta V} = \bar{V}_1 - \bar{V}_2$ é comumente denominado fasor variação de tensão complexa do alimentador. Conforme descritas em (3.5), sua parte real é o componente em fase com \bar{V}_1 e sua parte imaginária é o componente em quadratura com \bar{V}_1 [45].

Para dar continuidade, duas aproximações são geralmente associadas à Equação (3.5): desconsiderar o componente em quadratura de $\overline{\Delta V}$, o qual apresenta pouca influência na variação de tensão efetiva do alimentador; e admitir $\delta \approx 0^\circ$ devido à pequena defasagem angular encontrada em nível de distribuição. Graças a essas hipóteses, a Equação (3.5) é reescrita de maneira simplificada pela Equação (3.6).

$$\Delta V = \frac{R}{V_2} P_2 + \frac{X}{V_2} Q_2 \quad (3.6)$$

E o parâmetro desconhecido se resume a V_2 . Essa expressão caracteriza a variação de tensão ao longo do alimentador de forma aproximada, porém útil para a maioria dos estudos de redes de distribuição. Muitos autores a tomam como base no desenvolvimento de análises expeditas para avaliação do impacto da GD [19, 46].

Além disso, as imprecisões associadas às aproximações realizadas só se tornam notáveis em elevados índices de penetração da GD, como conclui [6]. Esse autor e o de [7] propõem correções à Equação (3.6) para minimizar os erros de desprezar a defasagem angular, com diferentes graus de precisão. No entanto, por se

tratarem de fatores aditivos de segunda ordem ou ordens superiores, esses métodos aumentam consideravelmente a complexidade das formulações e, por isso, não são adotados neste trabalho.

Como $\Delta V = V_1 - V_2$, a Equação (3.6) não fornece a tensão na barra 2 de maneira explícita. Desenvolvê-la em função dessa tensão leva à Equação (3.7).

$$V_2^2 - V_1 V_2 + R P_2 + X Q_2 = 0 \quad (3.7)$$

Embora (3.7) seja fácil de resolver, a adição de novos trechos ao sistema para fins de generalização a torna progressivamente mais complexa. Para os propósitos deste trabalho, uma alternativa conveniente de computação de V_2 por (3.6) consiste nas 3 etapas a seguir:

1. Atribuir um valor inicial a V_2 , $V_2^{(0)}$;
2. Calcular $V_2^{(i+1)} = V_1 - \frac{R}{V_2^{(i)}} P_2 - \frac{X}{V_2^{(i)}} Q_2$, $i \in \mathbb{N}$;
3. Avaliar se $|V_2^{(i+1)} - V_2^{(i)}| > \varepsilon$, em que $\varepsilon \in \mathbb{R}_+^*$ é um limiar pré-estabelecido de convergência. Em caso positivo, fazer $i = i + 1$ e retornar à etapa 2. Em caso negativo, $V_2 = V_2^{(i+1)}$.

Tal rotina caracteriza a aplicação mais simples do método iterativo de Gauss [45]. Graças a ela, é possível determinar todas as tensões de um alimentador radial sequencialmente, usando a ideia básica da Equação (3.6).

Assim, passa-se à análise da Figura 3.2. As barras de tensão \bar{V}_2 e \bar{V}_3 são consideradas barras PQ, e as aproximações adotadas são mantidas para ambos os trechos em estudo (isto é, despreza-se os componentes em quadratura das equações de variação de tensão e $\delta_2 \approx \delta_3 \approx 0^\circ$). Por desenvolvimentos similares aos anteriores, pode-se escrever a Equação (3.8) para o trecho 2-3.

$$\Delta V_{2,3} = V_2 - V_3 = \frac{R_{2,3}}{V_3} P_3 + \frac{X_{2,3}}{V_3} Q_3 \quad (3.8)$$

Porém, tanto V_2 quanto V_3 são desconhecidas. O cálculo da variação de tensão nesse trecho deve ser então antecedido pelo do trecho 1-2, dado por:

$$\Delta V_{1,2} = V_1 - V_2 = \frac{R_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3) + \frac{X_{1,2}}{V_2} (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3) \quad (3.9)$$

Em que $P_{\text{Perdas}_{2,3}} = R_{2,3} I_{2,3}^2$ e $Q_{\text{Perdas}_{2,3}} = X_{2,3} I_{2,3}^2$ são, respectivamente, as perdas ativas e reativas do trecho 2-3. Elas, junto a P_3 e Q_3 , devem ser somadas a P_2 e Q_2 devido à relação existente entre $\overline{I_{1,2}}$ e a potência recebida na barra 2, a qual se divide nesses três componentes. Ao se aplicar a Equação (3.2) a $\overline{I_{2,3}}$, obtém-se uma relação para as perdas em função somente das variáveis da barra 3. Entretanto, isso introduziria na expressão da variação de tensão termos quadráticos indesejáveis.

Essa constatação leva à adoção de uma nova hipótese simplificadora, a qual consiste em desprezar por completo as parcelas de variação de tensão associadas às perdas de linha, para qualquer número de barras. Tal aproximação linearizadora é amplamente empregada na literatura e justificada por [47], a qual mostra que essas parcelas exercem influência negligenciável no perfil de tensão global de sistemas de distribuição. A Equação (3.9) pode, portanto, ser reescrita pela Equação (3.10).

$$\Delta V_{1,2} = V_1 - V_2 = \frac{R_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{X_{1,2}}{V_2} (Q_2 + Q_3) \quad (3.10)$$

Com isso, o método de Gauss permite deduzir V_2 por (3.10) e, em sequência, V_3 por (3.8). Esse comportamento se repete para um número qualquer de trechos, com o cálculo sempre começando do trecho mais à montante e terminando no trecho mais à jusante do sistema. Além disso, pela Equação (3.10), nota-se que a variação de tensão de um trecho depende da soma do seu próprio requerimento de potência com o de todos os trechos a sua jusante.

Uma última observação quanto à Figura 3.2 diz respeito à sua variação total de tensão, $\Delta V_{1,3}$. Por conta das aproximações tomadas no sentido de simplificar o equacionamento, torna-se válida a propriedade da superposição de circuitos lineares para as magnitudes dos fasores considerados, de modo que $\Delta V_{1,3} = \Delta V_{1,2} + \Delta V_{2,3}$. Isso indica que a variação de tensão ao longo de uma extensão qualquer da rede é simplesmente a soma das variações de tensão de todos os trechos que a compõem.

Estendendo todas as considerações feitas previamente ao alimentador radial de n barras da Figura 3.3, pode-se utilizar a notação de somatório (Σ) para generalizar suas variações de tensão por meio da Equação (3.11).

$$\Delta V_{k,m} = \sum_{i=k+1}^m \left[\frac{R_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i}^n P_j \right) + \frac{X_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i}^n Q_j \right) \right] \quad (3.11)$$

Com $k, m \in \mathbb{N}$ tais que $1 \leq k < m \leq n$. Assim, a Equação (3.11) fornece a variação de tensão entre a k -ésima e a m -ésima barra independentemente da localização de cada uma no sistema. Isso é possível graças aos somatórios internos, responsáveis pela inclusão de todos os requerimentos de potência ativa e reativa à jusante do trecho k - m considerado, e ao somatório externo, responsável pela aplicação da propriedade da superposição. O método de Gauss efetuado trecho por trecho, partindo da barra k até a barra m , garante a computação de todas as tensões desconhecidas e, com isso, a resolução simplificada do problema.

A Equação (3.11) e variantes constituem uma boa aproximação do perfil de tensão real de um alimentador radial sem RTs, sendo uma ferramenta muito útil no contexto das análises expeditas. As considerações adotadas durante sua dedução neste trabalho tiveram a finalidade de adequá-la aos dados disponibilizados pela concessionária local, bem como à proposta de inclusão de RTs do Capítulo 4.

3.4 Requerimento de Potência Reativa

Até o momento, não se trabalhou com a possibilidade de GDs ao longo do alimentador operarem no modo de controle de tensão, modo esse que caracteriza a modelagem via barra PV. Esse tipo de operação incorre em certas complicações às equações de variação de tensão mostradas, já que, apesar da tensão na barra ser agora uma variável conhecida, o seu requerimento de potência reativa se torna uma incógnita.

Isso ocorre porque, diferentemente da Equação (3.1), não há uma expressão fechada que relacione a potência reativa da GD a sua potência ativa por meio de parâmetros locais da máquina, como o FP mantido constante ou a tensão no ponto de conexão. A análise deve ser feita em nível de sistema, envolvendo muitos dos parâmetros de linha e progredindo em complexidade conforme as redes estudadas se tornam maiores. A questão da formulação mais apropriada para o controle de tensão da GD ainda é um assunto muito discutido em trabalhos atuais da literatura [18, 48].

Como o enfoque desta dissertação reside em expor a influência da integração de RTs em equacionamentos simplificados destinados a análises expeditas, escolhe-se para tal uma das versões mais usuais da formulação de requerimento de potência reativa. No sistema da Figura 3.1, com barra 2 do tipo PV, ela consiste em manipular a Equação (3.6) de modo a escrever Q_2 em função do V_2 pré-definido, isto é:

$$Q_2 = \frac{\Delta V - \frac{R}{V_2} P_2}{\frac{X}{V_2}} \quad (3.12)$$

Em que V_2 é a tensão a ser mantida constante, estabelecida mediante prévio acordo entre o operador da GD e a concessionária. Caso a GD seja responsável por corrigir todo o desvio de tensão resultante da sua conexão, é comum admitir $V_2 = V_1$, o que deixa Q_2 em função somente do requerimento de potência ativa e da razão R/X do equivalente de Thévenin. Esse procedimento, todavia, pode levar a uma injeção de potência reativa excessiva sobretudo em altos graus de penetração, podendo assim ultrapassar os limites internos de capacidade da máquina.

Nota-se que a Equação (3.12) exprime Q_2 , conseqüentemente Q_G , de maneira direta e linear em decorrência das aproximações adotadas anteriormente. Isso pode comprometer a precisão dos resultados, como aponta [15]. Esse autor propõe uma alternativa que se aproxima melhor, comparativamente, ao requerimento de potência reativa de um sistema real, em especial na baixa tensão [17]. A formulação desenvolvida não inclui nenhuma das aproximações aqui consideradas e exprime Q_G por uma equação de segundo grau, mostrada a seguir:

$$Q_G^2 - 2 \left(\frac{V_2^2 X}{R^2 + X^2} + Q_L \right) Q_G + \frac{V_2^2 (V_2^2 - V_1^2 + 2(XQ_L + RP_2))}{R^2 + X^2} + P_2^2 + Q_L^2 = 0 \quad (3.13)$$

Entretanto, similarmente à Equação (3.7), trabalhar com generalizações de (3.13) aumentaria substancialmente o esforço computacional. Mesmo com suas possíveis imprecisões, opta-se pela Equação (3.12) para o cálculo desse parâmetro.

Para a Figura 3.2, há de se considerar três possíveis cenários operativos: (1) barra 2 do tipo PV e barra 3 do tipo PQ; (2) barra 2 do tipo PQ e barra 3 do tipo PV; e (3) barras 2 e 3 do tipo PV.

No cenário (1), a Equação (3.8) pode ser usada na obtenção de V_3 pelo método de Gauss, já que V_2 é conhecida. Para Q_2 , é suficiente a manipulação da Equação (3.10) no intuito de explicitar essa incógnita do lado esquerdo da igualdade, ou seja:

$$Q_2 = \frac{\Delta V_{1,2} - \left(\frac{R_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{X_{1,2}}{V_2} Q_3 \right)}{\frac{X_{1,2}}{V_2}} \quad (3.14)$$

Para o cenário (2), convém primeiro explicitar a formulação $\Delta V_{1,3} = \Delta V_{1,2} + \Delta V_{2,3}$ para fins de generalização. Assim:

$$\Delta V_{1,3} = \frac{R_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{X_{1,2}}{V_2} (Q_2 + Q_3) + \frac{R_{2,3}}{V_3} P_3 + \frac{X_{2,3}}{V_3} Q_3 \quad (3.15)$$

Reorganizando os termos para que apareça Q_3 do lado esquerdo da igualdade:

$$Q_3 = \frac{\Delta V_{1,3} - \left(\frac{R_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{R_{2,3}}{V_3} P_3 + \frac{X_{1,2}}{V_2} Q_2 \right)}{\frac{X_{1,2}}{V_2} + \frac{X_{2,3}}{V_3}} \quad (3.16)$$

Pode-se então substituir Q_3 em (3.8) e proceder com a computação de V_2 pelo método de Gauss. O valor estabelecido para essa variável é em seguida utilizado em (3.16) para determinar Q_3 . Essas substituições sucessivas se multiplicam em redes com números maiores de barras, de modo que quanto mais à jusante do alimentador se encontra a GD que controla a tensão, maior é o esforço computacional demandado através da formulação apresentada.

O cenário (3) é na atualidade bastante incomum, uma vez que o controle de tensão da GD ainda não é amplamente difundido e é por vezes desaconselhado devido aos efeitos adversos que pode acarretar, principalmente em termos de aumento das perdas de linha [39]. Em todo caso, é o cenário mais simples entre os

três considerados, uma vez que Q_3 é diretamente obtido de (3.8) e, em sequência, (3.14) pode ser usada para determinar Q_2 . Iterações não se fazem necessárias.

Os padrões observados nas Equações (3.12), (3.14) e (3.16) podem ser utilizados a fim de generalizar o requerimento de potência reativa. Especificamente, vê-se que persistem as somas internas relativas aos requerimentos de potência de barras à jusante da considerada, porém o requerimento de potência reativa da própria barra não se encontra mais do lado direito da igualdade. Outrossim, a soma relativa à extensão do alimentador agora se faz presente tanto no numerador, funcionando de forma similar a (3.11), quanto no denominador, contabilizando as razões X/V de cada trecho considerado.

Com isso, o requerimento de potência reativa de uma barra qualquer do alimentador da Figura 3.3 é dado pela Equação (3.17).

$$Q_m = \frac{\Delta V_{1,m} - \sum_{i=2}^m \left[\frac{R_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i}^n P_j \right) + \frac{X_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i, j \neq m}^n Q_j \right) \right]}{\sum_{i=2}^m \frac{X_{i-1,i}}{V_i}} \quad (3.17)$$

Novamente com $m \in \mathbb{N}$ tal que $1 < m \leq n$. Esse equacionamento acomoda um número qualquer de barras PV no alimentador radial de n barras, complementando a análise da Equação (3.11) conforme a necessidade. Os resultados, embora nem sempre acurados, são satisfatórios em estudos preliminares na maioria dos alimentadores radiais sem a presença de RTs e nos quais o controle de tensão por parte da GD é uma opção.

3.5 Perdas do Sistema

Um dos parâmetros mais utilizados para a alocação de novas GDs num alimentador é o impacto que essa integração acarreta às perdas de linha do sistema, as quais são consequência dos efeitos térmicos e magnéticos que envolvem o processo de transporte de energia através de condutores com determinada impedância. Nesse sentido, as elevadas razões R/X dos cabos e a operação em baixa ou média tensão fazem com que o maior volume de perdas elétricas ocorra em nível de distribuição em redes tradicionais [49].

Embora em princípio a GD seja tida como um elemento benéfico em termos de redução de perdas, pois alivia o carregamento das linhas em cenários de carga pesada, muitos estudos atuais provam que esse não é necessariamente o caso no contexto da elevação do fluxo bidirecional de potência resultante.

Em [50], por exemplo, viu-se que o efeito dessa integração nas perdas é fortemente condicionado à capacidade do gerador, bem como à tecnologia associada à conversão de sua fonte primária de energia. Outros aspectos verificados foram o número de GDs interconectadas à rede e a intermitência do suprimento de cada unidade. Em [39], as perdas foram estudadas em termos do modo de operação configurado na GD, concluindo-se que o controle de tensão se intensifica de maneira bem mais significativa que o controle de fator de potência, sob as mesmas condições operativas.

As considerações utilizadas nas seções anteriores facilitam a obtenção de expressões generalizadas para as perdas, válidas para qualquer dos dois modos de operação das GDs e, conseqüentemente, para qualquer número de barras PQ e PV presentes no alimentador. Da Figura 3.1, as perdas ativas e reativas são por definição dadas por (3.18) e (3.19), respectivamente.

$$P_{\text{Perdas}} = \frac{R}{V_2^2} (P_2^2 + Q_2^2) \quad (3.18)$$

$$Q_{\text{Perdas}} = \frac{X}{V_2^2} (P_2^2 + Q_2^2) \quad (3.19)$$

Em ambas, a dependência quadrática com a corrente foi explicitada em termos de parâmetros da barra 2 a partir do módulo da Equação (3.2), ou seja:

$$\bar{I} = \frac{P_2 - jQ_2}{V_2^*} \Rightarrow I^2 = \frac{P_2^2 + Q_2^2}{V_2^2} \quad (3.20)$$

Para a computação de (3.18) e (3.19), é esperado que os procedimentos de dedução de V_2 (barra PQ) ou Q_2 (barra PV) tenham sido previamente realizados. A expressão das perdas tem então uma relação de segundo grau com qualquer que seja a incógnita, resultando graficamente numa curva em formato de “U” característica. Observa-se ainda que nenhuma aproximação é necessária, e conseqüentemente nenhum fator de correção, já que a defasagem angular não influencia as formulações.

Caso a perda complexa seja requerida, basta calcular $S_{\text{Perdas}} = \sqrt{P_{\text{Perdas}}^2 + Q_{\text{Perdas}}^2}$.

A versatilidade dos equacionamentos motiva a utilização desses em análises expeditas, por mais que impliquem a resolução de equações de segundo grau. Passando à análise da Figura 3.2, as perdas relativas ao trecho 2-3 são diretamente calculadas pelas Equações (3.21) e (3.22).

$$P_{\text{Perdas}_{2,3}} = \frac{R_{2,3}}{V_3^2} (P_3^2 + Q_3^2) \quad (3.21)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{2,3}} = \frac{X_{2,3}}{V_3^2} (P_3^2 + Q_3^2) \quad (3.22)$$

Já para o trecho 1-2, a relação da corrente com a potência recebida na barra 2 depende não somente do requerimento de potência da barra como também da soma todos os requerimentos de potência e perdas à jusante. Assim:

$$P_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{R_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] \quad (3.23)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{X_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] \quad (3.24)$$

Nesse caso, a hipótese simplificadora de desconsiderar perdas internas aos equacionamentos não é utilizada. Essas equações explicitam a sequência de cálculos que deve ser seguida: sempre do trecho mais à jusante para o trecho mais à montante do sistema, devido à dependência sucessiva entre as perdas de cada trecho. Tal procedimento decorre de maneira inversa à computação da variação de tensão anteriormente discutida.

As perdas ativas e reativas totais do sistema, dadas sempre da SE até a última barra em alimentadores radiais, são somas simples: $P_{\text{Perdas}_{1,3}} = P_{\text{Perdas}_{1,2}} + P_{\text{Perdas}_{2,3}}$ e $Q_{\text{Perdas}_{1,3}} = Q_{\text{Perdas}_{1,2}} + Q_{\text{Perdas}_{2,3}}$. Isso decorre diretamente da independência em relação à defasagem angular que essas variáveis possuem e não consiste numa aproximação. As Equações (3.25) e (3.26) representam esse cenário.

$$P_{\text{Perdas}_{1,3}} = \frac{R_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] + P_{\text{Perdas}_{2,3}} \quad (3.25)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,3}} = \frac{X_{1,2}}{V_2^2} \left[\left(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3 \right)^2 + \left(Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3 \right)^2 \right] + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} \quad (3.26)$$

No intuito de generalizar essas expressões, convém encontrar uma formulação que forneça não só as perdas totais como também as específicas de qualquer extensão da linha considerada. Isso é um artifício útil porque, por vezes, apenas as perdas numa certa área do sistema são de interesse às análises expeditas, e a possibilidade de cálculos em nível local acelera o estudo preliminar de impactos da interconexão da GD a um ponto específico.

Da observação das equações desenvolvidas a partir da Figura 3.2, percebe-se que há internamente somatórios relativos aos requerimentos de potência ativa e reativa, bem como um elemento representativo da soma de todas as perdas à jusante. Caso a perda esteja sendo calculada para mais de um trecho, como em (3.25) e (3.26), esse elemento se repete como termo aditivo à expressão final.

Desse modo, as Equações (3.27) e (3.28) são deduzidas ao se considerar o alimentador genérico de n barras da Figura 3.3.

$$P_{\text{Perdas}_{k,m}} = \frac{R_{k,k+1}}{V_{k+1}^2} \left[\left(P_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n P_i \right)^2 + \left(Q_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n Q_i \right)^2 \right] + P_{\text{Perdas}_{k+1,m}} \quad (3.27)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{k,m}} = \frac{X_{k,k+1}}{V_{k+1}^2} \left[\left(P_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n P_i \right)^2 + \left(Q_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n Q_i \right)^2 \right] + Q_{\text{Perdas}_{k+1,m}} \quad (3.28)$$

Com $k, m \in \mathbb{N}$ tais que $1 \leq k < m \leq n$, e $P_{\text{Perdas}_{m,m}} = Q_{\text{Perdas}_{m,m}} = 0$ pois não há perdas em barras. Essas equações fornecem as perdas ativas e reativas de um trecho k - m qualquer, somando para isso as perdas nos trechos $(k+1)$ - $(k+2)$, ..., $(n-1)$ - n previamente calculadas. A computação recursiva se inicia sempre no último trecho do alimentador, percorrendo-o inversamente até a barra k . As perdas totais do sistema são facilmente obtíveis ao se admitir $k=1$ (relativo à SE) e $m=n$.

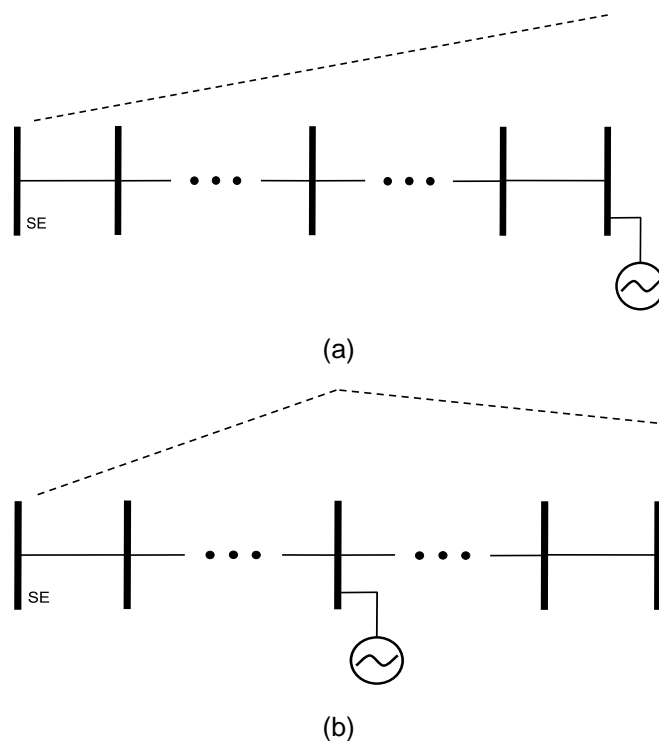
As Equações (3.27) e (3.28) se assemelham às fórmulas exatas de perdas, conforme nomeadas na literatura [51]. As manipulações realizadas tiveram a intenção de evidenciar a natureza recursiva das perdas e, com isso, facilitar o entendimento da lógica de programação. Ademais, foram necessárias para adequar os cálculos aos dados providenciados pela concessionária de distribuição local.

3.6 Capacidade de Hospedagem

A capacidade de hospedagem pode ser definida como a máxima penetração de GD para a qual a operação do sistema ainda se encontra dentro de limites aceitáveis, estabelecidos de acordo com algum indicador de desempenho [52]. Em nível de distribuição, é o limiar de sobretensão estipulado pelo PRODIST/ANEEL (Tabela 2.1) que é costumeiramente utilizado como indicador de integração máxima permissível de novas unidades de GD.

Muitas formulações de análise expedita propostas na literatura concernem à capacidade de hospedagem de uma ou múltiplas GDs, avaliando os possíveis pontos de conexão que maximizem a injeção de potência ativa e buscando, simultaneamente, estimativas confiáveis que garantam em quaisquer cenários considerados uma tensão de atendimento adequada às cargas. Para esse efeito, a maioria admite a condição de pior caso segundo a qual a carga mínima do alimentador é nula e a unidade de GD a ser integrada de maneira individual opera no modo de FP constante e unitário [53].

Essa hipótese, embora conservadora, restringe a necessidade de estudo aos arredores do ponto de conexão da GD, pois assegura que a maior variação de tensão decorrente da integração ocorre nessa área. A Figura 3.4 exemplifica o exposto, mostrando os perfis de tensão resultantes da interconexão de uma GD com $FP = 1,0$ em diferentes pontos de um alimentador radial típico, sob a circunstância de pior caso.



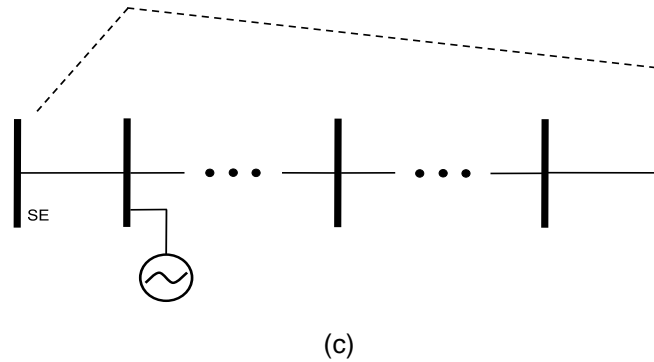


Figura 3.4 – Perfil de tensão após interconexão de GD no (a) fim; (b) meio; (c) início do alimentador.

Fonte: autor.

O equacionamento desse problema para os alimentadores estudados é feito a partir das relações de variação de tensão. Especificamente, para a Figura 3.1, reescreve-se a Equação (3.6) substituindo $\Delta V = V_1 - V_2$, $P_2 = P_D - P_G$ e $Q_2 = Q_D \pm Q_G$.

$$V_1 - V_2 = \frac{R}{V_2} (P_D - P_G) + \frac{X}{V_2} (Q_D \pm Q_G) \quad (3.29)$$

Em se tratando da condição de pior caso, $P_D = P_{D,\min} = 0$ e $Q_D = Q_{D,\min} = 0$. Além disso, como $FP = 1,0$, $Q_G = 0$ por (3.1). A Equação (3.30) é assim deduzida para a penetração máxima da GD, $P_G = P_{G,\max}$:

$$P_{G,\max} = \frac{V_2 - V_1}{\frac{R}{V_2}} \quad (3.30)$$

V_2 , nesse caso, é a tensão limiar do ponto de conexão da nova unidade de GD, definida pelo operador. Em geral, toma-se $V_2 = 1,05$ p.u. ou menor a depender do alimentador. Desconsiderando-se as parcelas de carga mínima, apenas a resistência da linha é influente na capacidade de hospedagem e de maneira inversamente proporcional, o que constitui um fator limitante em nível de distribuição já que os cabos utilizados tendem a ter elevadas razões R/X .

Analogamente às formulações de requerimento de potência reativa, as aproximações adotadas tornam a Equação (3.30) uma relação linear para $P_{G,\max}$, o que pode comprometer a precisão dos resultados sobretudo em elevadas penetrações

de GD. Por meio da Equação (3.13), é possível derivar uma relação mais precisa para $P_{G,\max}$ da unidade de GD a ser inserida no cenário de pior caso, assumindo $Q_G = 0$:

$$P_{G,\max}^2 - 2 \frac{V_2^2 R}{R^2 + X^2} P_{G,\max} + \frac{V_2^2 (V_2^2 - V_1^2)}{R^2 + X^2} = 0 \quad (3.31)$$

Todavia, a natureza quadrática dessa expressão a torna demasiadamente complexa para fins de generalização. Ademais, no contexto da capacidade de hospedagem para análises expeditas, imprecisões por subestimação da penetração máxima real do sistema são esperadas e por vezes necessárias para garantir que os limites normalizados sejam respeitados sob qualquer circunstância operativa.

Para a Figura 3.2, há dois pontos de integração possível da GD, modelada de maneira concentrada. A questão do compartilhamento de capacidade de hospedagem via interconexão simultânea de duas ou mais GDs foge do escopo deste trabalho, podendo ser vista com maiores detalhes em [52]. Outras GDs podem estar presentes na rede no momento da avaliação da capacidade de hospedagem, porém suas injeções devem ser contabilizadas como parcelas negativas da carga mínima.

Supondo a conexão da GD na barra 2, pode-se recorrer à Equação (3.10) com suas parcelas de carga e geração evidenciadas:

$$V_1 - V_2 = \frac{R_{1,2}}{V_2} (P_{D_2} + P_{D_3} - (P_{G_2} + P_{G_3})) + \frac{X_{1,2}}{V_2} (Q_{D_2} + Q_{D_3} \pm (Q_{G_2} + Q_{G_3})) \quad (3.32)$$

Conforme mencionado, as variáveis relativas à GD pré-existente na barra 3 são tratadas da mesma forma que a carga mínima e, no pior caso, anuladas. Isolando $P_{G_2} = P_{G_2,\max}$, tem-se a Equação (3.33).

$$P_{G_2,\max} = \frac{V_2 - V_1}{\frac{R_{1,2}}{V_2}} \quad (3.33)$$

Com V_2 definida pelo operador. Essa expressão é similar a de (3.30), o que indica que a adição de um trecho à jusante não modifica a capacidade de hospedagem no pior caso. Para a conexão da GD na barra 3, o mesmo procedimento de análise é conduzido a partir da Equação (3.15).

$$\begin{aligned}
V_1 - V_3 = & \frac{R_{1,2}}{V_2} (P_{D_2} + P_{D_3} - (P_{G_2} + P_{G_3})) + \frac{X_{1,2}}{V_2} (Q_{D_2} + Q_{D_3} \pm (Q_{G_2} + Q_{G_3})) \\
& + \frac{R_{2,3}}{V_3} (P_{D_3} - P_{G_3}) + \frac{X_{2,3}}{V_3} (Q_{D_3} \pm Q_{G_3})
\end{aligned} \tag{3.34}$$

Dessa vez, são as variáveis da GD da barra 2 que devem ser associadas à carga mínima. Assim, com $P_{G_3} = P_{G_3,\max}$, tem-se a Equação (3.35).

$$P_{G_3,\max} = \frac{V_3 - V_1}{\frac{R_{1,2}}{V_2} + \frac{R_{2,3}}{V_3}} \tag{3.35}$$

Com V_3 definida pelo operador e V_2 obtida iterativamente pelo método de Gauss. Também é prática comum, por simplicidade, atribuir um valor típico a V_2 baseado em estudos prévios de fluxo de carga do sistema.

Das Equações (3.33) e (3.35), percebe-se a repetição de um padrão válido para a interconexão da GD em qualquer ponto do sistema, e que pode se estender para o da Figura 3.3. Nota-se que a diferença no numerador é sempre entre a tensão definida pelo usuário e a tensão da SE, e que no denominador há a soma das parcelas R/V correspondentes aos trechos que separam a SE do ponto de conexão em estudo. Portanto, para o alimentador de n barras da Figura 3.3, deduz-se a Equação (3.36).

$$P_{G_m,\max} = \frac{V_m - V_1}{\sum_{i=2}^m \frac{R_{i-1,i}}{V_i}} \tag{3.36}$$

$m \in \mathbb{N}$ tal que $1 < m \leq n$. O equacionamento resultante é uma relação simples para a determinação da penetração máxima da nova unidade de GD em qualquer ponto ao longo de um alimentador radial, na hipótese conservadora do pior caso. Se a carga mínima for não-nula, é necessário o uso de fatores de correção dependentes do conhecimento prévio do perfil de tensão da rede. Procedimentos mais elaborados também devem ser conduzidos no caso de a GD atuar com FP diferente da unidade.

Vale ressaltar que a Equação (3.36) parte da premissa de que a barra de conexão da GD, integrada individualmente, é sempre a mais afetada pelos desvios de tensão resultantes, o que pode induzir a estimativas imprecisas se o alimentador contiver dispositivos de controle de tensão capazes de regular tal ponto.

4 FORMULAÇÃO ANALÍTICA PROPOSTA

4.1 Introdução

Assim como a operação da GD no modo controle de tensão, a presença do RT na rede de distribuição dificulta a obtenção de equivalentes de Thévenin precisos para estudos convencionais. Isso se deve não só a sua atuação contínua de regulação via comutação de tapes como também a sua natureza de elemento de linha (isto é, de transporte de energia), pela qual é capaz de modificar a magnitude da corrente através de sua relação efetiva de transformação. A possibilidade de operação em conexão cascata impõe ainda mais desafios a essa abordagem.

Por esse motivo, variadas são as considerações tomadas na literatura para contornar o problema da modelagem do RT. Ele é por vezes configurado com tape fixo [42], com seus parâmetros modificados [54], ou até mesmo desconsiderado nos equacionamentos [55]. Outra prática comum é modelá-lo de maneira similar ao OLTC [56, 57], o que pode levar a resultados imprecisos já que esses dispositivos, embora compartilhem do mesmo princípio de funcionamento, possuem dinâmicas de operação distintas. Além disso, o OLTC não costuma ser empregado no meio da linha, mas sim próximo à SE, facilitando o cálculo do equivalente de Thévenin visto a partir desse ponto [58].

Tais hipóteses simplificadoras se baseiam na ideia de que, por ter atuação lenta e ser destinado à correção de pequenos desvios de tensão, o RT tem pouca influência nos parâmetros do sistema em relação a outros dispositivos de controle de tensão. Essa premissa é adotada sobretudo em estudos preliminares de impactos da GD na média tensão, os quais frequentemente negligenciam os efeitos das comutações de tape do RT, e pode levar a conclusões errôneas sobre o perfil da rede.

Este capítulo apresenta uma proposta de inclusão desses efeitos em redes de distribuição radiais e ativas, fundamentando-se nos desenvolvimentos precedentes. A ideia básica consiste em integrar o modelo do RT especificado no Capítulo 2 nos alimentadores utilizados no Capítulo 3, para assim se verificar teoricamente como esse dispositivo modifica os equacionamentos clássicos da literatura e como é possível incorporá-lo sem aumento significativo da complexidade dos cálculos. Novamente, analisa-se variação de tensão ao longo do alimentador, requerimento de potência reativa, perdas do sistema e capacidade de hospedagem de uma única GD.

4.2 Alimentadores Radiais Genéricos Incluindo RTs

Os diagramas unifilares das Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 representam os alimentadores radiais genéricos das Figuras 3.1, 3.2 e 3.3 após a inserção do modelo do RT mostrado na Figura 2.11 em algum ponto de cada trecho. Todas as considerações mencionadas para esses circuitos no Capítulo 3 permanecem válidas, bem como as características adotadas para o RT no Capítulo 2. Ademais, a definição dada para o requerimento de potência complexa por barra não se altera.

Na Figura 4.1, é mostrado o circuito equivalente de Thévenin de 2 barras, com o RT dividindo a impedância original da linha (\bar{Z}) em impedâncias de fonte (\bar{Z}_F) e de carga (\bar{Z}_C). A fração da impedância original que constitui cada uma dessas impedâncias depende da distância do RT em relação à barra a sua montante. Porém, com o RT assumido ideal, garante-se que não há perdas associadas ao fluxo de potência complexa que atravessa o equipamento ($P_{RT} + jQ_{RT}$) e que $\bar{Z} = \bar{Z}_F + \bar{Z}_C$ independentemente da sua localização no trecho.

Dessa forma, é fácil notar que a operação do RT com tape central (Tape = 0) equivale a retirá-lo de serviço, uma vez que $a_R = 1$ pela Equação (2.31) e, por conseguinte, $\bar{V}_F = \bar{V}_C$ e $\bar{I}_F = \bar{I}_C$ pelas Equações (2.27) e (2.28) respectivamente. Ao se somar as impedâncias, o circuito original da Figura 3.1 é recuperado. Esse artifício é válido para todos os RTs em todas as situações estudadas, e fornece uma base de comparação entre os desenvolvimentos deste capítulo e do anterior.

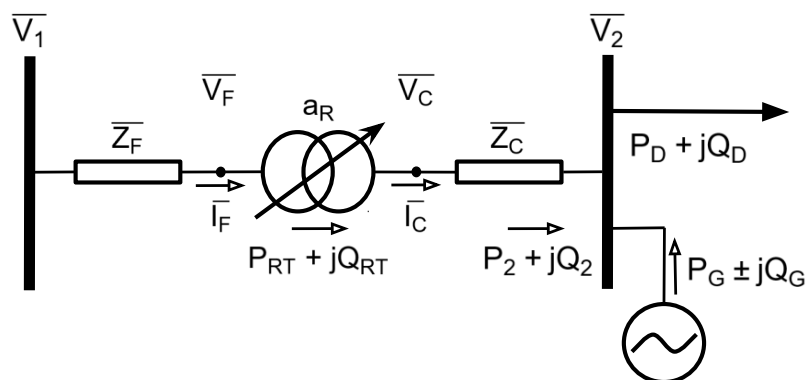


Figura 4.1 – Alimentador radial genérico de 2 barras com carga e GD concentradas após a inclusão de 1 RT. Fonte: autor.

O objetivo da análise da Figura 4.1 é, portanto, introduzir o efeito das comutações de tape do RT nas relações clássicas da literatura, sobretudo através da variável a_R válida para ambos os tipos de RT. A partir disso e das aproximações, deriva-se novas formulações para a análise expedita do sistema de 2 barras.

A Figura 4.2 ilustra a expansão da Figura 4.1 com um trecho à jusante de \bar{V}_2 que inclui RT. Índices e subíndices são novamente designados a todos os parâmetros no intuito de evitar ambiguidades. Cabe ressaltar que não importa qual seja o sentido real de P_{RT} através de cada RT, pois ambos sempre regulam seus respectivos pontos de tensão \bar{V}_C devido à operação no modo cogeração, o que evita conflitos de controle.

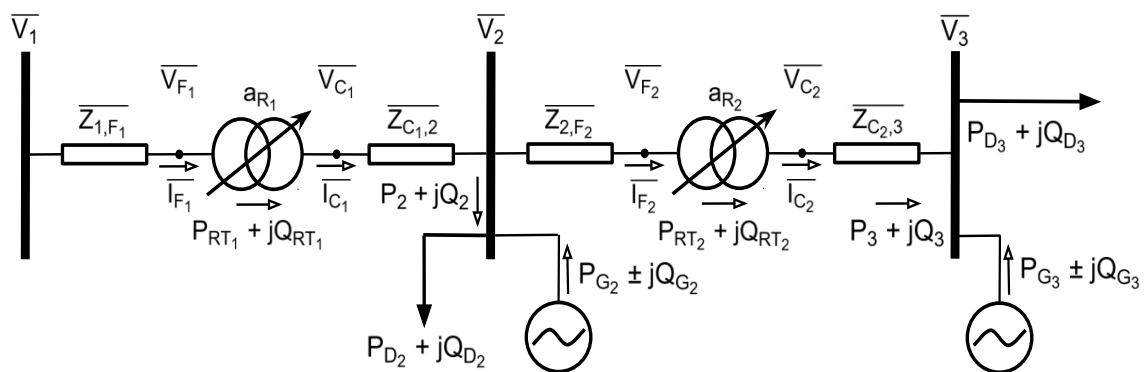


Figura 4.2 – Alimentador radial genérico de 3 barras com cargas e GDs concentradas após a inclusão de 2 RTs. Fonte: autor.

Como no Capítulo 3, a Figura 4.2 serve de intermédio entre o estudo do circuito equivalente de Thévenin e o generalizado de n barras. É verificado se os padrões estabelecidos anteriormente ainda são verdadeiros após a introdução das variáveis dos RTs nos equacionamentos.

Por fim, a Figura 4.3 introduz $n-1$ trechos à jusante de \bar{V}_2 da Figura 4.1, $n \in \mathbb{N}$ tal que $n \geq 2$, cada um contendo um banco de RT. O fluxo de potência complexa através dos RTs e os fasores de corrente de linha não são mostrados no intuito de facilitar a visualização.

É importante frisar que, como mencionado no Capítulo 2, não é permitida a conexão cascata de mais de 4 bancos de RTs em alimentadores brasileiros. A consideração de um banco por trecho é realizada em prol da generalidade das formulações, já que cada concessionária de distribuição segue regras diferentes de

alocação de RTs ao longo da linha conforme a conveniência. No momento da aplicação das equações, basta admitir $Tape = 0$ nos trechos desprovidos de RTs para retirar esses dispositivos de serviço e recuperar as impedâncias originais, conforme previamente explicado.

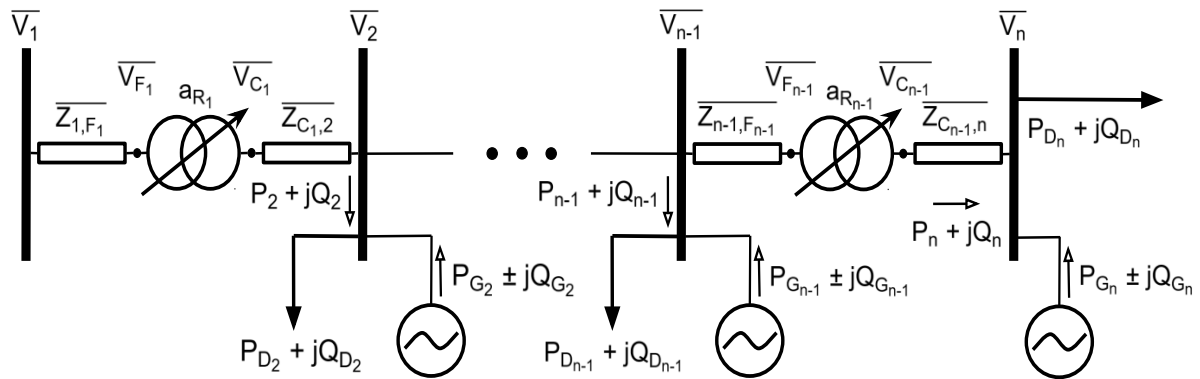


Figura 4.3 – Alimentador radial genérico de n barras com cargas e GDs concentradas após a inclusão de $n - 1$ RTs. Fonte: autor.

As formulações analíticas derivadas da Figura 4.3 para cada parâmetro considerado constituem a principal contribuição teórica desta dissertação, pois viabilizam estudos preliminares de alimentadores radiais de qualquer extensão nos quais consta a presença de ao menos um banco de RT instalado em qualquer ponto da linha. Estes são conduzidos sem demandar nenhum dado além dos que já são utilizados nos equacionamentos clássicos e disponibilizados pela concessionária.

4.3 Variação de Tensão

A princípio, convém recordar as três hipóteses simplificadoras adotadas no desenvolvimento das equações de variação de tensão do Capítulo 3: (1) nos fasores de variação de tensão complexa, desprezou-se a parte imaginária também conhecida como componente em quadratura; (2) nos fasores de tensão de todas as barras, admitiu-se nula a defasagem angular; e (3) na generalização das relações de variação de tensão obtidas por meio das duas primeiras aproximações, desconsiderou-se as parcelas relativas às perdas de linha.

Todas elas são consideradas válidas nas deduções deste capítulo, o que é consistente com a ideia de inserir o RT mantendo as mesmas características do sistema original. A hipótese (2) é facilmente verificada ao se retomar as Equações (2.27), (2.28) e (2.31), as quais em conjunto mostram que o RT estudado influencia

somente a magnitude dos parâmetros, e não a defasagem angular. A hipótese (3) é tida como verdadeira devido ao RT ideal, desprovido de perdas internas, mas também pela constatação de que esse dispositivo modifica as perdas existentes na linha de maneira significativa apenas durante o controle de tensão da GD, conforme será mostrado no Capítulo 6.

Como a integração dos RTs não altera as relações paramétricas lineares pré-existentes, é seguro dizer que a propriedade da superposição considerando apenas a magnitude dos fasores ainda é aplicável. Isso facilita a análise do alimentador da Figura 4.1, ao se considerar que as tensões dos terminais fonte e carga (com $\delta_F \approx \delta_C \approx 0^\circ$) demarcam os trechos 1-F, F-C e C-2 para cálculos individuais de variação de tensão. A variação total de tensão no trecho 1-2 é dada então por $\Delta V_{1,2} = \Delta V_{1,F} + \Delta V_{F,C} + \Delta V_{C,2}$, em que cada uma das parcelas do lado direito da igualdade é obtida, respectivamente, pelas Equações (4.1) a (4.3).

$$\Delta V_{1,F} = V_1 - V_F = \frac{R_F}{V_F} P_{RT} + \frac{X_F}{V_F} Q_{RT} \quad (4.1)$$

$$\Delta V_{F,C} = V_F - V_C = (a_R - 1) V_C \quad (4.2)$$

$$\Delta V_{C,2} = V_C - V_2 = \frac{R_C}{V_2} P_2 + \frac{X_C}{V_2} Q_2 \quad (4.3)$$

Com $\bar{Z}_F = R_F + jX_F$ e $\bar{Z}_C = R_C + jX_C$. As Equações (4.1) e (4.3) foram derivadas da aplicação de (3.6) nos trechos, enquanto que a Equação (4.2) vem da aplicação direta de (2.27). Para o controle de fator de potência da GD, Q_2 é a variável conhecida da barra 2 (PQ), e deseja-se calcular V_2 . No entanto, há parâmetros desconhecidos introduzidos pelo RT tanto em (4.1) – V_F , P_{RT} e Q_{RT} – quanto em (4.2) – V_C . Certas manipulações matemáticas devem ser utilizadas para eliminá-los das formulações.

A primeira consiste em somar V_2 aos dois lados da segunda igualdade de (4.3), o que põe V_C somente em função dessa incógnita, além de outras variáveis conhecidas. A expressão é então substituída em (4.2), dando origem à Equação (4.4).

$$\Delta V_{F,C} = (a_R - 1) \left(\frac{R_C}{V_2} P_2 + \frac{X_C}{V_2} Q_2 + V_2 \right) \quad (4.4)$$

A segunda, associada a (4.1), requer preliminarmente o cálculo dos fasores de corrente em cada lado do RT, \bar{I}_F e \bar{I}_C , pelas respectivas relações de potência complexa dadas por (4.5) e (4.6).

$$\bar{I}_F = \left(\frac{P_{RT} + jQ_{RT}}{V_F} \right)^* = \frac{P_{RT} - jQ_{RT}}{V_F^*} \quad (4.5)$$

$$\bar{I}_C = \left(\frac{P_2 + jQ_2}{V_2} \right)^* = \frac{P_2 - jQ_2}{V_2^*} \quad (4.6)$$

Pela hipótese da defasagem nula, \bar{V}_F^* e \bar{V}_2^* se resumem as suas magnitudes. Ademais, com o auxílio da Equação (2.28), encontra-se uma relação entre (4.5) e (4.6) através da variável a_R^{-1} .

$$\frac{P_{RT} - jQ_{RT}}{V_F} = a_R^{-1} \frac{P_2 - jQ_2}{V_2} \quad (4.7)$$

Separando as partes real e imaginária da igualdade de (4.7), deduz-se:

$$\frac{P_{RT}}{V_F} = a_R^{-1} \frac{P_2}{V_2} \quad (4.8)$$

$$\frac{Q_{RT}}{V_F} = a_R^{-1} \frac{Q_2}{V_2} \quad (4.9)$$

Embora não seja possível fornecer cada uma das três variáveis desconhecidas em função de parâmetros conhecidos, as razões dadas por (4.8) e (4.9) já possibilitam a reescrita de (4.1) de modo conveniente para os desenvolvimentos deste trabalho. Assim, tem-se a Equação (4.10).

$$\Delta V_{1,F} = a_R^{-1} \frac{R_F}{V_2} P_2 + a_R^{-1} \frac{X_F}{V_2} Q_2 \quad (4.10)$$

Por fim, as Equações (4.3), (4.4) e (4.10) podem ser somadas e reorganizadas para a determinação de $\Delta V = V_1 - V_2$, resultando na Equação (4.11).

$$\Delta V = \frac{R'}{V_2} P_2 + \frac{X'}{V_2} Q_2 + (a_R - 1) V_2 \quad (4.11)$$

Com $R' = a_R^{-1}R_F + a_R R_C$ e $X' = a_R^{-1}X_F + a_R X_C$ representativos da influência do RT sobre os termos da variação de tensão existentes no cálculo sem o dispositivo. Nota-se que, com a atuação em tape central, $Tape = 0$ e $a_R = 1$, de modo que $R' = R$ e $X' = X$ pois $\bar{Z} = \bar{Z}_F + \bar{Z}_C$ conforme mencionado anteriormente.

Para a nova parcela aditiva de (4.11), admitir a mesma situação anterior acarreta sua eliminação da equação, o que faz com que as variações de tensão calculadas pelas Equações (3.6) e (4.11) se igualem. Isso reafirma a validade da abordagem proposta e promove a expansão da relação clássica da literatura à análise expedita de equivalentes de Thévenin incluindo RT.

Como as aproximações são as mesmas do Capítulo 3, as imprecisões analogamente associadas se elevam apenas em altos índices de penetração da GD, e nenhum fator de correção é considerado neste trabalho. O cálculo de (4.11) por vias tradicionais leva novamente a uma equação de segundo grau, dada por:

$$a_R V_2^2 - V_1 V_2 + R' P_2 + X' Q_2 = 0 \quad (4.12)$$

Cuja complexidade de resolução em alimentadores maiores a torna inviável em estudos preliminares. O método de Gauss previamente apresentado ainda pode ser empregado na computação iterativa de V_2 , porém não sozinho: há de se estabelecer uma rotina que leve em conta o controle das comutações de tape, seja em relação somente aos parâmetros invariantes no tempo associados (V_{ref} , D e ϵ), seja em relação a esses junto aos parâmetros dependentes do tempo (T_1 e $T_2 = T_3 = \dots$).

Dessa forma, as posições instantâneas de tape traduzidas na variável a_R em (4.11) não precisam ser dados a mais fornecidos pela concessionária, mas sim parâmetros computados de maneira sequencial em conjunto com V_2 . Uma vez que a rotina do tape depende das características temporais associadas à análise, descrições mais detalhadas da lógica de programação se encontram no Capítulo 5.

Os desenvolvimentos realizados permitem generalizar a Equação (4.11) através de procedimentos similares aos do Capítulo 3. Considerando a Figura 4.2 com barras PQ à jusante da SE e todas as aproximações mantidas, a variação de tensão no trecho 2-3 é diretamente expressa por:

$$\Delta V_{2,3} = V_2 - V_3 = \frac{R'_{2,3}}{V_3} P_3 + \frac{X'_{2,3}}{V_3} Q_3 + (a_{R_2} - 1) V_3 \quad (4.13)$$

Com $R'_{2,3} = a_{R_2}^{-1} R_{2,F_2} + a_{R_2} R_{C_{2,3}}$ e $X'_{2,3} = a_{R_2}^{-1} X_{2,F_2} + a_{R_2} X_{C_{2,3}}$. Novamente, a análise preliminar do trecho 1-2 se faz necessária, já que se desconhece tanto V_2 quanto V_3 . Assim, tem-se:

$$\Delta V_{1,2} = V_1 - V_2 = \frac{R'_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{X'_{1,2}}{V_2} (Q_2 + Q_3) + (a_{R_1} - 1) V_2 \quad (4.14)$$

Com $R'_{1,2} = a_{R_1}^{-1} R_{1,F_1} + a_{R_1} R_{C_{1,2}}$ e $X'_{1,2} = a_{R_1}^{-1} X_{1,F_1} + a_{R_1} X_{C_{1,2}}$. As parcelas de variação de tensão relativas às perdas ativas e reativas no trecho 2-3 já estão desconsideradas em (4.14) devido à hipótese simplificadora. Também graças a ela, é possível escrever $\Delta V_{1,3} = \Delta V_{1,2} + \Delta V_{2,3}$ pela propriedade da superposição. A aplicação do método de Gauss resolve então (4.14) e (4.13) sequencialmente para V_2 e V_3 , ao passo que a rotina dos comutadores de tape fornece os valores adequados de a_{R_1} e a_{R_2} para tal.

Nota-se pelas equações deduzidas que os RTs não interferem nos padrões de generalização da variação de tensão. Há novamente somas internas correspondentes aos requerimentos de potência ativa e reativa da própria barra e das barras à jusante do trecho estudado, bem como uma soma externa relativa à extensão desse trecho. As únicas mudanças promovidas pelos RTs dizem respeito às resistências e às reatâncias de linha, agora dotadas de coeficientes em a_R nas formulações, e às novas parcelas aditivas, as quais podem ser facilmente incorporadas no somatório externo.

Esse raciocínio simplifica a análise da Figura 4.3, cuja variação de tensão entre duas barras quaisquer ao longo do alimentador deriva, portanto, da Equação (4.15).

$$\Delta V_{k,m} = \sum_{i=k+1}^m \left[\frac{R'_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=1}^n P_j \right) + \frac{X'_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=1}^n Q_j \right) + (a_{R_{i-1}} - 1) V_i \right] \quad (4.15)$$

Com $R'_{i-1,i} = a_{R_{i-1}}^{-1} R_{i-1,F_{i-1}} + a_{R_{i-1}} R_{C_{i-1,i}}$, $X'_{i-1,i} = a_{R_{i-1}}^{-1} X_{i-1,F_{i-1}} + a_{R_{i-1}} X_{C_{i-1,i}}$ e $k, m \in \mathbb{N}$ tais que $1 \leq k < m \leq n$. Evidencia-se que (4.15) e (3.11) fornecem os mesmos resultados ao se adotar $a_{R_{i-1}} = 1, \forall i$, o que garante que a primeira é uma expansão da segunda para alimentadores n barras com até $n - 1$ RTs instalados em quaisquer pontos.

Além disso, a Equação (4.15) permite tratar os trechos desprovidos de RTs ideais de forma igualmente facilitada ao atribuir-lhes a premissa da operação em tape central, o que efetivamente retira os dispositivos extras de serviço. Essa flexibilidade, aliada à possibilidade de acomodar múltiplos RTs em cascata dos tipos A ou B, torna o equacionamento vantajoso no contexto das análises expeditas. A comparação conduzida no Capítulo 6 entre essa formulação e a Equação (3.11) evidencia o efeito das comutações de tape no perfil de tensão de alimentadores reais.

4.4 Requerimento de Potência Reativa

A interação entre o RT e a GD operando no modo de controle de tensão pode ser problemática, uma vez que ambos esses dispositivos costumam regular tensões em locais remotos do alimentador, em geral de maneira não-coordenada. Tal ação pode levar a conflitos de controle e cenários de risco de violação de tensão, a depender dos *setpoints* de cada equipamento e do nível de curto-circuito na área de atuação [59].

No entanto, o desenvolvimento de alternativas de controle descentralizado e hierárquico, como a proposta de [48], pode vir a aprimorar esse tipo de interação estabelecendo ordens de prioridade no controle de certa extensão da rede, por exemplo, ou mesmo escolhendo o dispositivo que deve atuar numa dada circunstância operacional através de algoritmos de tomada de decisão. De qualquer maneira, a elaboração de estratégias nesse sentido é condicionada ao profundo entendimento dos impactos desse tipo de operação conjunta, e as ferramentas de análise expedita devem similarmente se desenvolver para melhor descrevê-la em linhas gerais e sem grandes exigências de esforço computacional.

Esses motivos fundamentam os equacionamentos desta seção, baseados nos da seção anterior e do Capítulo 3. Partindo da Figura 4.1 com a barra 2 assumida PV, pode-se isolar Q_2 do lado esquerdo da igualdade de (4.11) através da Equação (4.16).

$$Q_2 = \frac{\Delta V - \left(\frac{R'}{V_2} P_2 + (a_R - 1) V_2 \right)}{\frac{X'}{V_2}} \quad (4.16)$$

Essa expressão remete à Equação (3.12) caso $\text{Tape} = 0$, pois $a_R = 1$. Novamente, a determinação do requerimento de potência reativa é linear e direta por

conta das aproximações adotadas, o que pode gerar imprecisões nos resultados. Com a adição do RT, ela depende também linearmente da rotina de cálculo de a_R e, devido a isso, é mais suscetível que a variação de tensão a comutações de tape (isto é, a potência requerida numa barra PV varia mais após uma comutação que a tensão numa barra PQ, em valores normalizados).

A Equação (4.17) expressa a formulação de segundo grau sem aproximações, proposta por [15], para o cálculo da injeção de potência reativa por parte da GD com a integração do RT em algum ponto da linha. Como anteriormente, trata-se de um equacionamento demasiadamente intrincado para fins de generalização, de modo que mesmo com a presença de RTs a Equação (4.16) é a alternativa mais conveniente.

$$Q_G^2 - 2 \left(\frac{a_R^2 V_2^2 X'}{(R')^2 + (X')^2} + Q_L \right) Q_G + \frac{a_R^2 V_2^2 (a_R^2 V_2^2 - V_1^2 + 2(X'Q_L + R'P_2))}{(R')^2 + (X')^2} + P_2^2 + Q_L^2 = 0 \quad (4.17)$$

No sistema da Figura 4.2, a ideia da análise de cenários operativos com as barras 2 e 3 assumidas PV alternadamente e simultaneamente é a mesma, exceto com a inclusão das rotinas de cálculo de a_{R_1} e a_{R_2} . Os equacionamentos referentes aos requerimentos de potência reativa na barra 2, deduzido de (4.14), e da barra 3, deduzido da soma de (4.13) e (4.14), são respectivamente:

$$Q_2 = \frac{\Delta V_{1,2} - \left(\frac{R'_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{X'_{1,2}}{V_2} Q_3 + (a_{R_1} - 1) V_2 \right)}{\frac{X'_{1,2}}{V_2}} \quad (4.18)$$

$$Q_3 = \frac{\Delta V_{1,3} - \left(\frac{R'_{1,2}}{V_2} (P_2 + P_3) + \frac{R'_{2,3}}{V_3} P_3 + \frac{X'_{1,2}}{V_2} Q_2 + (a_{R_1} - 1) V_2 + (a_{R_2} - 1) V_3 \right)}{\frac{X'_{1,2}}{V_2} + \frac{X'_{2,3}}{V_3}} \quad (4.19)$$

Pelos quais é possível notar que a presença de RTs não modifica os padrões de generalização já estabelecidos anteriormente. Além das novas resistências e reatâncias equivalentes, os termos aditivos introduzidos nas frações são a única alteração em relação às Equações (3.14) e (3.16). Analogamente à Equação (4.15), eles podem ser facilmente incorporados no somatório do numerador, propiciando uma formulação generalizada similar à do Capítulo 3.

Assim, pela análise da Figura 4.3, o requerimento de potência reativa em qualquer barra assumida PV é sumarizado pela Equação (4.20).

$$Q_m = \frac{\Delta V_{1,m} - \sum_{i=2}^m \left[\frac{R'_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i}^n P_j \right) + \frac{X'_{i-1,i}}{V_i} \left(\sum_{j=i,j \neq m}^n Q_j \right) + (a_{R_{i-1}} - 1) V_i \right]}{\sum_{i=2}^m \frac{X'_{i-1,i}}{V_i}} \quad (4.20)$$

$m \in \mathbb{N}$ tal que $1 < m \leq n$. Com $a_{R_{i-1}} = 1, \forall i$, os resultados dessa equação e da Equação (3.17) se igualam, o que atesta a validade dos desenvolvimentos. Por acomodar não só um número qualquer de barras PV como também um número qualquer de RTs, a Equação (4.20) consiste numa ferramenta útil de verificação preliminar de impactos da inclusão de GDs com controle de tensão em alimentadores extensos nos quais a regulação de tensão é realizada por meio de RTs em cascata. A comparação das Equações (3.17) e (4.20) embasa alguns resultados do Capítulo 6.

4.5 Perdas do Sistema

Um dos parâmetros mais frequentemente utilizados no problema da alocação de RTs num alimentador de distribuição é a ordem de magnitude da redução de perdas ativas e reativas [60]. É esperado que, ao otimizar o ponto de conexão desses dispositivos, o perfil de tensão apresente poucos desvios em relação à tensão nominal e seja pouco sensível a flutuações de carga e geração, garantindo-se assim a minimização das perdas ao longo da linha. Estratégias de controle coordenado entre RTs e GDs de elevada penetração também partem desse mesmo princípio, embora nesses casos o foco resida na adaptação das unidades de GD aos RTs já instalados na rede [61].

Entretanto, esses tipos de estudo requerem múltiplas simulações baseadas em fluxo de potência ótimo, por vezes com alta complexidade e demanda de esforço computacional. No que se refere às análises expeditas, investigações relativas às perdas não costumam levar em consideração o efeito das comutações de tape, partindo da premissa de que as variações de carga e GD possuem uma influência muito maior nas perdas que a atuação reguladora desses dispositivos [38].

A fim de preencher essa lacuna, o aparato teórico desenvolvido anteriormente foi utilizado para pôr em evidência o verdadeiro grau de influência dos RTs nas fórmulas exatas de perdas mostradas no Capítulo 3.

Para a Figura 4.1, a perda complexa total no trecho 1-2 pode ser dividida em três: $S_{\text{Perdas}_{1,F}}$, $S_{\text{Perdas}_{F,C}}$ e $S_{\text{Perdas}_{C,2}}$, em que $S_{\text{Perdas}_{F,C}} = 0$ devido ao modelo ideal assumido ao RT. As demais estão relacionadas aos quadrados das correntes de fonte e carga, de modo que convém a princípio manipular esses termos. Com base na Equação (4.6), pode-se escrever:

$$\bar{I}_C = \frac{P_2 - jQ_2}{V_2^*} \Rightarrow I_C^2 = \frac{P_2^2 + Q_2^2}{V_2^2} \quad (4.21)$$

E por meio da relação entre correntes da Equação (2.28), tem-se:

$$\bar{I}_F = a_R^{-1} \bar{I}_C \Rightarrow I_F^2 = a_R^{-2} \frac{P_2^2 + Q_2^2}{V_2^2} \quad (4.22)$$

Assim, as perdas ativas e reativas totais podem ser equacionadas como:

$$P_{\text{Perdas}_{1,2}} = R_F I_F^2 + R_C I_C^2 = (a_R^{-2} R_F + R_C) \frac{P_2^2 + Q_2^2}{V_2^2} \quad (4.23)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,2}} = X_F I_F^2 + X_C I_C^2 = (a_R^{-2} X_F + X_C) \frac{P_2^2 + Q_2^2}{V_2^2} \quad (4.24)$$

Alternativamente, através das notações $R' = a_R^{-1} R_F + a_R R_C$ e $X' = a_R^{-1} X_F + a_R X_C$ previamente introduzidas, deduz-se as Equações (4.25) e (4.26).

$$P_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{a_R^{-1} R'}{V_2^2} (P_2^2 + Q_2^2) \quad (4.25)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{a_R^{-1} X'}{V_2^2} (P_2^2 + Q_2^2) \quad (4.26)$$

Como de praxe, assumir $a_R = 1$ acarreta $R' = R$ e $X' = X$, o que iguala (4.25) a (3.18) e (4.26) a (3.19). Ambas as parcelas de perda são obtidas diretamente dessas equações, uma vez que se admite que as incógnitas relacionadas à variação de tensão ou ao requerimento de potência reativa já foram deduzidas, bem como, no caso, a relação efetiva de transformação já foi determinada pela rotina de tape.

Nota-se assim que a presença do RT no equivalente de Thévenin é marcada apenas pela modificação dos coeficientes multiplicadores $R \rightarrow a_R^{-1} R'$ e $X \rightarrow a_R^{-1} X'$.

Para a Figura 4.2, as mesmas etapas precedentes se aplicam ao trecho 2-3, o qual não é afetado pelas perdas a sua montante. Adaptando as Equações (4.25) e (4.26) aos parâmetros desse sistema, obtém-se:

$$P_{\text{Perdas}_{2,3}} = \frac{a_{R_2}^{-1} R'_{2,3}}{V_3^2} (P_3^2 + Q_3^2) \quad (4.27)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{2,3}} = \frac{a_{R_2}^{-1} X'_{2,3}}{V_3^2} (P_3^2 + Q_3^2) \quad (4.28)$$

E, para o trecho 1-2, o conceito de recursividade em relação às perdas à jusante apresentado no Capítulo 3 se mantém, isto é, a sequência de cálculos da jusante à montante não é afetada. Introduzindo os coeficientes do RT, tem-se:

$$P_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{a_{R_1}^{-1} R'_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] \quad (4.29)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,2}} = \frac{a_{R_1}^{-1} X'_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] \quad (4.30)$$

Observa-se que a relação das perdas com os RTs se torna mais complexa, uma vez que suas relações efetivas de transformação aparecem de forma explícita ou implícita em várias partes das equações. Isso é reforçado pelas expressões de perdas ativas e reativas totais do sistema, dadas novamente pela soma simples das parcelas correspondentes a cada trecho:

$$P_{\text{Perdas}_{1,3}} = \frac{a_{R_1}^{-1} R'_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] + P_{\text{Perdas}_{2,3}} \quad (4.31)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{1,3}} = \frac{a_{R_1}^{-1} X'_{1,2}}{V_2^2} \left[(P_2 + P_{\text{Perdas}_{2,3}} + P_3)^2 + (Q_2 + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} + Q_3)^2 \right] + Q_{\text{Perdas}_{2,3}} \quad (4.32)$$

Da análise dessas formulações, é possível inferir que o RT mais distante da SE é o mais influente nas perdas totais do sistema, já que o efeito das suas comutações de tape é contabilizado um número maior de vezes durante o cálculo recursivo.

Isso pode explicar parcialmente a intensificação das perdas de linha durante o controle de tensão de uma GD num ponto remoto do alimentador, uma vez que esse modo de operação tende a forçar o RT mais próximo a comutar sucessivamente no

intuito de conter os desvios de tensão associados às trocas de potência reativa entre a GD e a rede. Essas conclusões teóricas são melhor avaliadas através das simulações conduzidas no Capítulo 6.

Com o método de inclusão dos RTs proposto, é fácil perceber que nenhum raciocínio adicional é necessário para a generalização dos equacionamentos no contexto da Figura 4.3. Fora a inclusão explícita do coeficiente multiplicativo do RT no início das expressões e implícita nas parcelas de perdas à jusante do trecho calculado, as Equações (4.33) e (4.34), mostradas a seguir, são análogas às Equações (3.27) e (3.28), respectivamente.

$$P_{\text{Perdas}_{k,m}} = \frac{a_{R_k}^{-1} R'_{k,k+1}}{V_{k+1}^2} \left[\left(P_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n P_i \right)^2 + \left(Q_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n Q_i \right)^2 \right] + P_{\text{Perdas}_{k+1,m}} \quad (4.33)$$

$$Q_{\text{Perdas}_{k,m}} = \frac{a_{R_k}^{-1} X'_{k,k+1}}{V_{k+1}^2} \left[\left(P_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n P_i \right)^2 + \left(Q_{\text{Perdas}_{k+1,n}} + \sum_{i=k+1}^n Q_i \right)^2 \right] + Q_{\text{Perdas}_{k+1,m}} \quad (4.34)$$

$k, m \in \mathbb{N}$ tais que $1 \leq k < m \leq n$, e $P_{\text{Perdas}_{m,m}} = Q_{\text{Perdas}_{m,m}} = 0$. Para o trecho k - m considerado, as perdas (totais, se $k=1$ e $m=n$) levam em consideração tanto o efeito dos tapes dos RTs inseridos no trecho quanto o efeito daqueles inseridos em quaisquer ponto à jusante do trecho. Essas constatações levam ao entendimento de que os RTs podem ter um impacto não-negligenciável nas perdas em certos cenários operativos, sobretudo quando comutam excessivamente em resposta a grandes variações de tensão, oriundas do elevado grau de penetração da GD.

Através das comparações entre as Equações (4.33), (4.34) e as Equações (3.27), (3.28) em um alimentador provido de RTs, pode-se atestar a validade dessas afirmações, assim como justificar a importância da integração desses dispositivos nas formulações clássicas empregadas em estudos preliminares.

4.6 Capacidade de Hospedagem

A presença de bancos de RTs em redes de distribuição é usualmente ignorada em verificações preliminares de capacidade de hospedagem em pontos de conexão de GD dispersos ao longo do alimentador. No entanto, o controle de tensão propiciado pelas suas comutações de tape, sobretudo durante a operação em modo cogeração, garante uma melhora significativa no perfil de tensão do lado regulado.

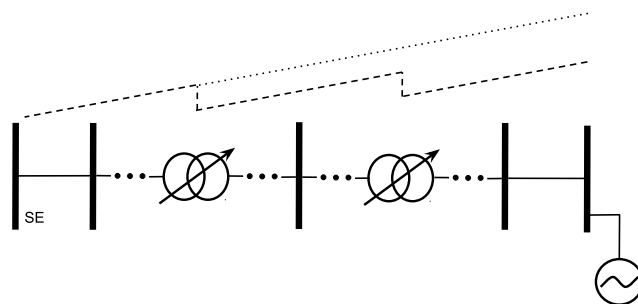
Graças a isso, níveis de penetração ainda maiores do que os estimados via análises expeditas tradicionais podem ser alcançados sem incorrer em violação do limiar de sobretensão adotado, mesmo ao se considerar o cenário de pior caso (carga mínimas nula e GD integrada individualmente com $FP=1,0$). O ganho de capacidade de hospedagem propiciado pelos RTs varia, porém, com o ponto de conexão da GD.

A fim de embasar matematicamente essas hipóteses, é necessário a princípio entender como as comutações de tape influenciam o perfil de tensão no momento da integração de uma GD à rede. Para tal, assume-se as condições de pior caso segundo as quais, como explicitado no Capítulo 3, o ponto de conexão da unidade de GD é tido como o mais suscetível às variações de tensão oriundas da sua própria integração.

Dependendo da localização dessa nova unidade de GD em relação aos RTs já instalados no sistema, essa premissa pode ser invalidada. A Figura 4.4 compara os perfis de tensão para diferentes pontos de conexão da GD sem (pontilhado) e com (tracejado) os RTs da rede em serviço.

Observa-se que, com a atuação dos RTs nos cenários (a) e (b), não é evidente qual ponto do alimentador é mais afetado pela integração da GD. Isso ocorre porque, estando do lado regulado de ao menos um dos RTs, a tensão do ponto de conexão da GD é submetida a sucessivas comutações de tape no intuito de reduzir o desvio à jusante do sistema. Somente no cenário (c), em que a GD se encontra à montante de todos os RTs, é que se pode garantir que a variação de tensão no seu ponto de conexão é maior que no restante do sistema.

Essa constatação leva a uma expansão do conceito tradicional de capacidade hospedagem, destinada a alimentadores dotados de RTs: tanto o ponto de conexão da GD quanto o terminal fonte do RT mais próximo da SE devem ter suas tensões monitoradas ou, no caso das análises expeditas, levadas em conta nos cálculos.



(a)

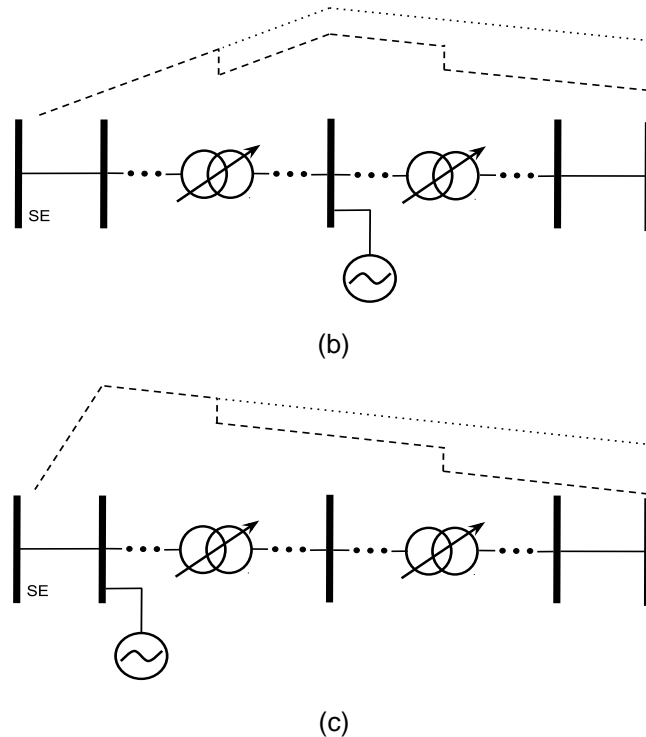


Figura 4.4 – Perfil de tensão após interconexão de GD no (a) fim; (b) meio; (c) início do alimentador com a presença de RTs. Fonte: autor.

Teoricamente, as tensões V_F de todos os RTs ao longo da linha deveriam ser analisadas, uma vez que podem atingir o limiar de sobretensão antes do ponto de conexão da GD. Na prática, todavia, como os *setpoints* dos RTs em cascata costumam ser similares, é suficiente incluir a tensão V_F do RT mais à montante nos equacionamentos. Assim, a menor entre as capacidades de hospedagem calculadas a partir desses dois critérios é tomada como verdadeira.

No circuito da Figura 4.1, por exemplo, a penetração máxima deve ser calculada com base tanto na Equação (4.11) quanto na Equação (4.1), ou seja, respectivamente:

$$P_{G_2, \max}(V_2) = \frac{a_R V_2 - V_1}{\frac{R'}{V_2}} \quad (4.35)$$

$$P_{G_2, \max}(V_F) = \frac{V_F - V_1}{\frac{R_F}{V_F}} \quad (4.36)$$

Em que, por simplificação, admitiu-se $P_{RT} \approx P_2$ e $Q_{RT} \approx Q_2$.

A capacidade de hospedagem final é então expressa pela Equação (4.37).

$$P_{G_2,\max} = \min\{P_{G_2,\max}(V_2), P_{G_2,\max}(V_F)\} \quad (4.37)$$

No cenário (c) da Figura 4.4, sempre é verdadeiro que $P_{G_2,\max} = P_{G_2,\max}(V_2)$. Para os outros dois cenários, V_F pode transgredir o limiar de violação num momento anterior a V_2 , o que é contabilizado como $P_{G_2,\max} = P_{G_2,\max}(V_F) < P_{G_2,\max}(V_2)$. A nova concepção proposta acarreta não só maiores níveis de penetração como também maior confiabilidade à análise expedita.

Para a Figura 4.2, em que há dois pontos de conexão possíveis da unidade de GD integrada sem compartilhamento de capacidade de hospedagem, as penetrações máximas em cada um são calculadas a partir de (4.13) e (4.14). A penetração máxima no terminal fonte do primeiro RT é similar a (4.36).

$$P_{G_2,\max}(V_2) = \frac{a_{R_1} V_2 - V_1}{\frac{R'_{1,2}}{V_2}} \quad (4.38)$$

$$P_{G_3,\max}(V_3) = \frac{(a_{R_1} - 1)V_2 + a_{R_2} V_3 - V_1}{\frac{R'_{1,2}}{V_2} + \frac{R'_{2,3}}{V_3}} \quad (4.39)$$

$$P_{G_2,\max}(V_{F_1}) = P_{G_3,\max}(V_{F_1}) = \frac{V_{F_1} - V_1}{\frac{R_{1,F_1}}{V_{F_1}}} \quad (4.40)$$

De modo que, para cada ponto de conexão, tem-se como capacidade de hospedagem real:

$$P_{G_2,\max} = \min\{P_{G_2,\max}(V_2), P_{G_2,\max}(V_{F_1})\} \quad (4.41)$$

$$P_{G_3,\max} = \min\{P_{G_3,\max}(V_3), P_{G_3,\max}(V_{F_1})\} \quad (4.42)$$

Observa-se que a introdução de RTs não modifica o padrão de generalização estabelecido no Capítulo 3. Assim, para o sistema da Figura 4.3, o conceito modificado de capacidade de hospedagem é apresentado através do conjunto de Equações (4.43), (4.44) e (4.45).

$$P_{G_m, \max}(V_m) = \frac{\sum_{i=2}^m (a_{R_{i-1}} V_i - V_{i-1})}{\sum_{i=2}^m \frac{R'_{i-1,i}}{V_i}} \quad (4.43)$$

$$P_{G_m, \max}(V_{F_1}) = \frac{V_{F_1} - V_1}{\frac{R_{1,F_1}}{V_{F_1}}} \quad (4.44)$$

$$P_{G_m, \max} = \min\{P_{G_m, \max}(V_m), P_{G_m, \max}(V_{F_1})\} \quad (4.45)$$

$m \in \mathbb{N}$ tal que $1 < m \leq n$. A consideração do efeito do RT mais próximo da SE, bem como dos demais RTs na Equação (4.43), garante resultados mais acurados em relação à formulação tradicional. Todos os cenários da Figura 4.4 são também incluídos, o que torna a proposta versátil em diversos cenários operacionais. Essa formulação, idêntica a (3.36) se $a_{R_{i-1}} = 1, \forall i$, é utilizada no Capítulo 6 para uma verificação aproximada da capacidade de hospedagem dos sistemas com RTs em estudo, sob o viés do cenário de pior caso de inserção de uma única unidade de GD.

5 METODOLOGIA

5.1 Introdução

A validação de desenvolvimentos teóricos é usualmente conduzida via estudos comparativos em relação tanto às abordagens existentes na literatura quanto aos parâmetros obtidos na prática, ou mesmo através de simulações que reproduzam satisfatoriamente o comportamento real do sistema. Para facilitar o entendimento das análises, faz-se preliminarmente necessária a especificação de dados, modelos e procedimentos utilizados, bem como a justificativa de tais escolhas.

Este capítulo objetiva detalhar todos os aspectos relativos à metodologia de validação por meio de simulações computacionais da proposta apresentada. Inicialmente, um sistema-teste correspondente ao equivalente de Thévenin da Figura 4.1 é descrito, pois representa o caso mais simples de verificação da influência de um RT. Em seguida, a modelagem de um alimentador rural extenso, cujos parâmetros foram disponibilizados pela concessionária local, é investigada a fim de propiciar os principais resultados deste trabalho. Por fim, os tipos de simulação utilizados são brevemente analisados, uma vez que possuem configurações distintas na plataforma computacional escolhida. Com isso, adaptações na lógica de programação associada à rotina de comutação de tapes são necessárias no sentido de comparar resultados.

5.2 Sistema-Teste de 2 Barras com RT

A Figura 5.1 mostra um sistema-teste simples de 2 barras, o qual é composto por SE, linha de distribuição típica, RT monofásico e equivalentes concentrados de carga e GD na sua extremidade. Valores usuais de cada parâmetro de modelagem foram escolhidos e estão especificados na figura. Adota-se uma tensão base de 34,5 kV.

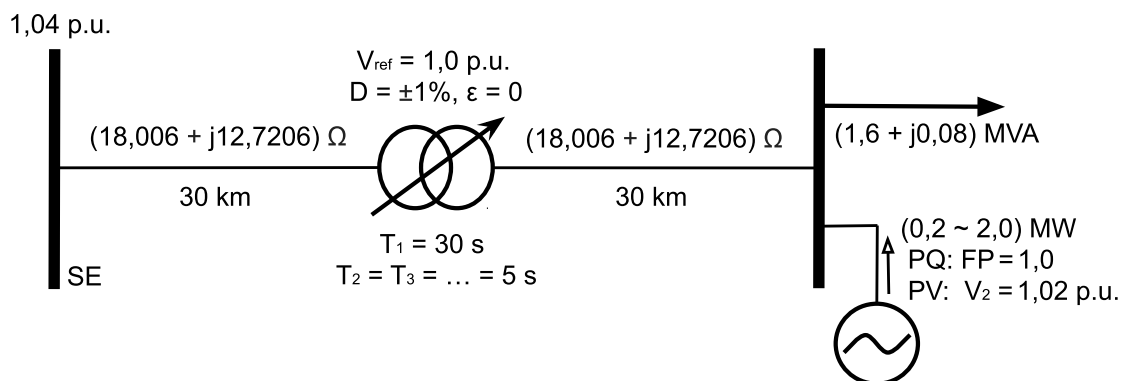


Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema-teste de 2 barras com RT monofásico. Fonte: autor.

O *setpoint* de 1,04 p.u. atribuído à barra da SE, referência angular do sistema, propicia uma margem mais ampla para a queda de tensão ao longo da extensão da linha em cenários de carga pesada. É também um valor maior que o *setpoint* do RT, o que é uma configuração típica. Como se trata de um barramento infinito, a tensão da SE é mantida constante sob todas as circunstâncias operativas.

O cabo empregado no alimentador de 60 km é de alumínio com alma de aço (CAA) e bitola aproximada de 53,5 mm², o que em padrões americanos corresponde ao cabo 1/0 AWG ACSR. Seus valores tabelados de resistência e reatância são de, respectivamente, 0,6002 Ω/km e 0,42402 Ω/km, mostrados na figura já ponderados pela distância percorrida. Trata-se de um cabo de alta razão R/X ($\approx 1,41$) com aplicação frequente em redes de distribuição radiais [62]. Nas simulações, ele é representado via modelo π , com capacitâncias desprezadas e impedância uniformemente distribuída.

O RT monofásico instalado no meio da linha foi modelado de acordo com as considerações do Capítulo 2. Seu *setpoint* foi escolhido de modo a manter a tensão do lado regulado próxima à nominal, com banda morta garantindo que atuações só decorram após transgressões acima de 1,01 p.u. ou abaixo de 0,99 p.u. e sem banda de histerese. O esquema de temporização dupla foi utilizado, com atrasos de tempo de primeira comutação e de comutações subsequentes dentro das faixas de valores típicos encontradas na literatura [24]. Além disso, o RT foi configurado como ideal, do tipo B e com operação no modo cogeração, regulando a tensão do seu terminal carga.

O modelo associado à carga foi do tipo potência constante, e flutuações em torno do valor estabelecido na figura, um cenário de demanda média, foram desprezadas. Na análise de capacidade de hospedagem de uma GD, a carga mínima adotada no mesmo ponto foi de 75% da carga total, isto é, $(1,2 + j0,06)$ MVA.

Já a GD teve sua injeção de potência ativa aumentada linearmente a partir do valor inicial de 0,2 MW até o valor final de 2 MW. Esse incremento é realizado ponto a ponto em passos de 0,2 MW ou em rampa contínua, a depender do tipo de simulação. Assim, com $FP=1,0$, o grau de penetração MVA da GD em relação à demanda normal varia no intervalo de 12,48% a 124,8%, indicando inversão de fluxo pelo alimentador nos momentos finais dessas simulações.

O tipo da barra na extremidade da rede é determinado pelo modo de operação da GD. Para o tipo PQ, o fator de potência foi mantido unitário no intuito de assegurar o pior caso na análise de capacidade de hospedagem. Para o tipo PV, o *setpoint* foi ajustado em 1,02 p.u. de modo a coincidir com práticas operacionais desse modo.

O estudo desse sistema-teste objetiva avaliar a formulação proposta num contexto simples, no qual seja possível evidenciar as diferenças em relação aos dados simulados e à abordagem analítica clássica de maneira direta. Essa análise propicia o embasamento necessário para o entendimento dos resultados do alimentador real, o qual apresenta um nível maior de complexidade.

5.3 Alimentador Rural com 2 RTs em Cascata

A Figura 5.2 mostra o diagrama unifilar do alimentador rural de 365 barras denominado PR-11, conectado à SE de Paragominas, na região Norte do Brasil. Trata-se de uma rede de distribuição real que integra o sistema interligado nacional (SIN), de característica radial e contendo dois bancos de RTs em cascata. Configurações desses dispositivos, bem como dados de linha e de curvas de carga e geração foram fornecidos pela concessionária local e motivaram as adaptações teóricas realizadas neste trabalho. A tensão base de operação é 34,5 kV.

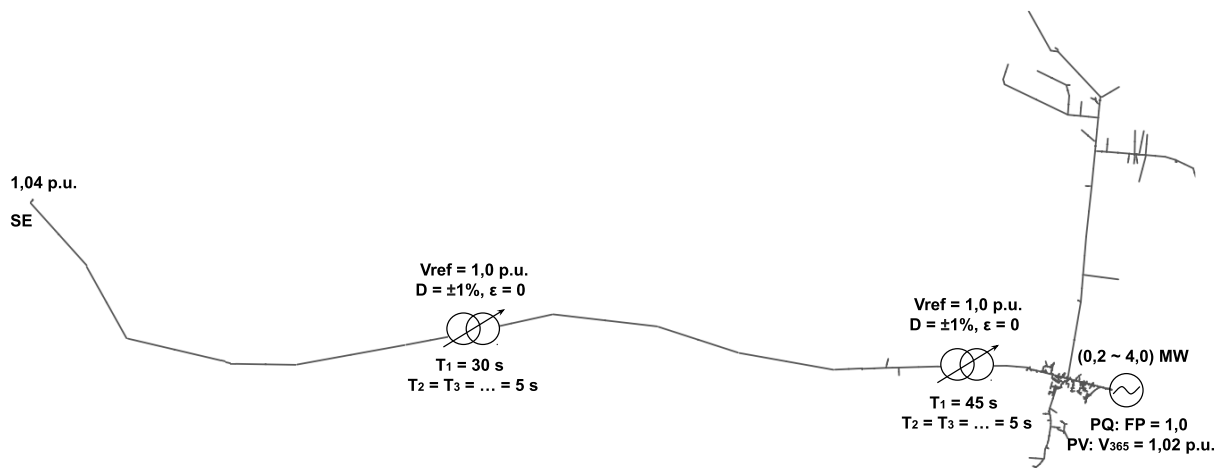


Figura 5.2 – Diagrama unifilar do alimentador PR-11 com dois RTs em conexão cascata. Fonte: autor.

O *setpoint* de 1,04 p.u. da SE é um nível típico de tensão mantido constante por seu OLTC. Como no sistema-teste, é um valor maior que o dos demais dispositivos de controle de tensão presentes no sistema, o que é uma prática da concessionária. Apesar de o nível de curto-circuito real dessa barra não ser infinito, é suficientemente grande a ponto de não invalidar a modelagem baseada nessa premissa.

O tronco principal desse alimentador, o qual interliga a SE à barra 365, última do sistema e ponto de conexão da GD, possui 99,61 km de extensão e 39 ramais laterais para atendimento de pequenos consumidores concentrados sobretudo na sua parte final. O cabo que predominantemente compõe a rede é o 2 AWG ACSR, com impedância de $(0,95712 + j0,44158) \Omega/\text{km}$. Porém, seu uso é restrito aos ramais laterais. No tronco principal, os únicos dois cabos utilizados são o 4/0 AWG ACSR (ao longo de 92,49 km) e o 336 MCM (ao longo de 7,12 km), com impedâncias de, respectivamente, $(0,2994 + j0,39782) \Omega/\text{km}$ e $(0,18933 + j0,38122) \Omega/\text{km}$. Nota-se que todos apresentam altas razões R/X ($0,496 \sim 2,167$) condizentes com o nível de tensão adotado. O modelo π é novamente atribuído a todas as linhas, com capacitâncias desprezadas e impedâncias distribuídas uniformemente.

A conexão cascata é composta pelo RT HL688R, doravante RT1, conectado a cerca de 45% da extensão do tronco principal, e pelo RT IV039, doravante RT2, conectado a cerca de 93% dessa mesma extensão. Seus atrasos de tempo de primeira comutação seguem o esquema de coordenação da Equação (2.32), com $\Delta T = 15$ s. Demais parâmetros são idênticos entre si, garantindo um perfil de tensão próximo ao nominal ao longo da linha. Ambos os RTs são monofásicos, ideais, do tipo B e operam no modo cogeração, sempre regulando seus respectivos terminais carga.

Embora na prática o PR-11 apresente a possibilidade de reconfiguração topológica por manobra de chaveamento com um alimentador vizinho, essa opção não pertence ao escopo deste trabalho e não foi considerada; o risco de inversão de fluxo se limita à injeção da GD. Em [63], várias situações operacionais envolvendo os dois tipos de inversão de fluxo dessa rede são detalhadas.

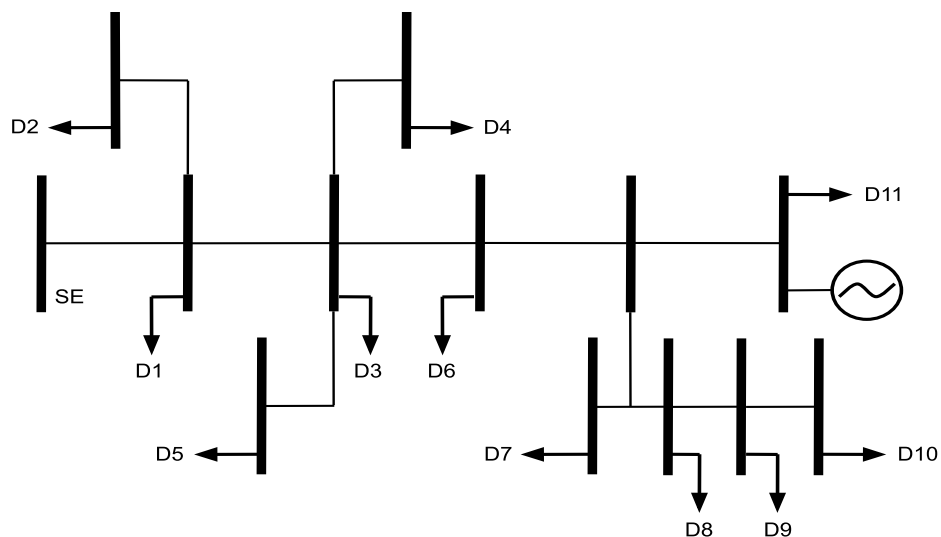
Para a carga, modelada de maneira concentrada nas diversas barras do sistema, considerou-se o cenário de demanda média do PR-11, em que a potência total atendida é de $(3,95 + j1,3185)$ MVA. Na análise de capacidade de hospedagem, a carga mínima adotada foi de 75% da média, isto é, $(2,9625 + j0,988875)$ MVA. Já para a GD, procedimento similar ao sistema-teste foi estabelecido: incremento linear de sua potência ativa, agora de 0,2 MW a 4 MW, em passos de 0,2 MW ou em rampa contínua de acordo com a simulação especificada. Com $FP = 1,0$, isso significa que seu grau de penetração MVA em relação à demanda normal varia de 4,8% a 96,06%. Mesmo que esse parâmetro não ultrapasse 100%, a inversão do fluxo de potência ativa dos RTs ainda ocorre ao final das simulações.

A todas as barras do alimentador foi atribuído o modelo PQ, com exceção da barra 1 de referência e possivelmente da barra 365. Esta depende do modo de controle da GD, o qual alterna entre $FP = 1,0$ e $V_{365} = 1,02$ p.u. com o tipo de análise.

A comparação entre as formulações clássicas, a proposta analítica e as simulações do comportamento real desse sistema constitui o foco do Capítulo 6. No entanto, os equacionamentos apresentados nos Capítulos 3 e 4 não são diretamente aplicáveis no PR-11 devido às ramificações laterais nele presentes. Com efeito, todos os desenvolvimentos teóricos se basearam na consideração de que os alimentadores radiais não possuíam ramais ou, se os possuíssem, poderiam ser desprezados sem incorrer em erros relevantes por se tratarem de pequenas parcelas da demanda total.

No PR-11, por outro lado, grande parte da demanda se encontra fora do tronco principal, dividida em múltiplos consumidores atendidos via laterais, de maneira que ignorá-los acarretaria imprecisões significativas nos cálculos. Viu-se, assim, a necessidade de recorrer a um método simples de agregação de cargas, adequado ao contexto das análises expeditas.

Dessa forma, o método escolhido foi proposto por [64] e consiste na eliminação de ramais laterais por adição de suas demandas às respectivas barras dentro do tronco principal das quais eles derivam. Essa adição nada mais é do que a soma simples dos parâmetros das cargas, como mostrado no exemplo da Figura 5.3 para as demandas D1, ..., D11. As barras e impedâncias das ramificações são então desconsideradas por não mais pertencerem à área de interesse do estudo.



(a)

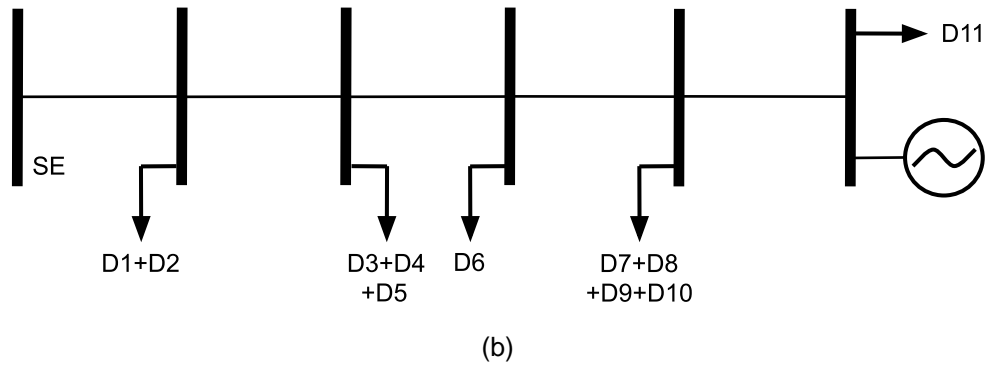


Figura 5.3 – Exemplo de um sistema ramificado (a) antes; (b) depois do método de agregação.

Fonte: adaptada de [64].

Nota-se que nenhum outro parâmetro do tronco principal do sistema necessita de modificações, e que a complexidade da sua análise diminui substancialmente. Segundo os autores de [64], o erro introduzido pelas agregações é mínimo em alimentadores cujo número de ramais laterais é pequeno em relação à extensão total, o que se adequa bem ao PR-11 conforme evidenciado na Figura 5.2. Em estudos preliminares, é uma alternativa que contribui à precisão das estimativas e que apresenta baixa exigência de tratamento de dados.

Aplicando o método mencionado ao PR-11, obtém-se o equivalente reduzido da Figura 5.4. O tronco principal mantém sua extensão original e as cargas advindas de ramais laterais são acrescidas às suas barras, de modo que as demandas total e mínima se mantêm. Nenhuma alteração é feita na SE, RTs e GD. Após redução, o número de barras do alimentador passa a ser 58, cerca de 6 vezes menor que o original, e a GD passa por conseguinte a se situar na barra 58, com os mesmos modos de operação de $FP = 1,0$ e $V_{58} = 1,02$ p.u..

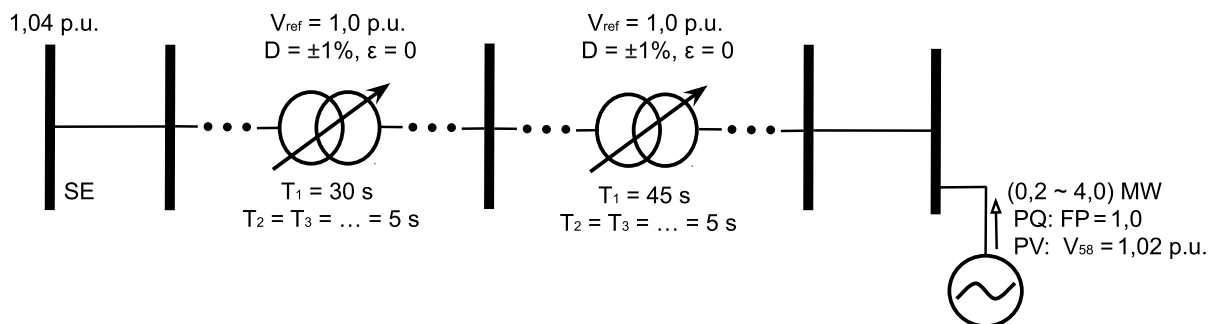


Figura 5.4 – Equivalente reduzido do PR-11 após método de agregação de cargas. Fonte: autor.

Com isso, o equivalente reduzido constitui um caso particular da Figura 4.3, em que em múltiplos trechos admite-se $Tape = 0$ para desconsiderar a presença de RTs.

Todas as equações desenvolvidas nos Capítulos 3 e 4 são agora diretamente aplicáveis, a partir de lógicas de programação generalizadas. Vale ressaltar que o sistema reduzido é apenas uma adequação necessária à melhor aplicação das formulações clássicas e modificadas. O PR-11 completo ainda é o critério de comparação dos resultados de simulação, já que o objetivo das análises expeditas é a aproximação satisfatória do comportamento real do sistema.

5.4 Tipos de Simulação e Rotinas de Cálculo de Tape

Para as simulações desta dissertação, o *software* OpenDSS foi utilizado devido a sua característica de plataforma de código aberto em desenvolvimento constante, com configurações facilitadas para a maioria dos estudos de impactos de interconexão da GD em redes de distribuição. Ademais, é a ferramenta recomendada pela ANEEL para cálculo de perdas elétricas via fluxo de carga [65].

Os sistemas anteriormente descritos foram programados no *software* através dos modelos pré-existentes de cada elemento. Já os algoritmos das formulações analíticas foram escritos na linguagem de programação do *software* MATLAB, a partir do qual foi feita a interface com o OpenDSS para facilitar a comparação de resultados. Maiores detalhes relativos à modelagem e ao interfaceamento do OpenDSS estão disponíveis em [66].

Dois tipos de simulação já configurados no *software* foram utilizados: o fluxo de carga convencional (FCC) e o fluxo de carga de séries temporais (em inglês, *quasi-static time series* – QSTS). O primeiro foi escolhido por ser o modo típico de avaliar a precisão de formulações teóricas, ao se verificar a diferença entre suas estimativas e o valor real do parâmetro estudado, sob as mesmas condições operacionais. O segundo se tornou uma possibilidade a partir do momento em que a dinâmica do RT foi incluída nos equacionamentos, o que viabiliza comparações considerando parâmetros variantes no tempo. Analogamente, duas rotinas de determinação dos tapes dos RTs em conjunto com a aplicação do método de Gauss foram especificadas.

Para as comparações com o FCC, a implementação da lógica de tapes é conforme o esquemático da Figura 5.5. A partir de um chute inicial e o cálculo da primeira estimativa da tensão regulada (pela Equação (4.3) ou generalizações), o tape é submetido a um ajuste recursivo que reproduz o sistema de controle real do RT em termos dos parâmetros invariantes no tempo, ou seja, V_{ref} , D e ϵ .

Além da avaliação relativa aos limiares de desvio tolerável, feita de maneira similar ao explicado na Figura 2.12, é incluída uma verificação relativa aos limites físicos bilaterais de posição do comutador de tape, especificados na Figura 5.5 para o modelo utilizado (32 posições + posição neutra). Caso ainda seja possível comutar, o contador de posições é modificado e o *loop* se reinicia com o recálculo de V_C .

O procedimento persiste até que os limiares de banda morta e banda de histerese sejam respeitados ou até que posições limite de tape sejam atingidas. Independentemente da condição, a lógica termina com a aplicação do método de Gauss para cálculo da tensão de interesse, com base no tape obtido.

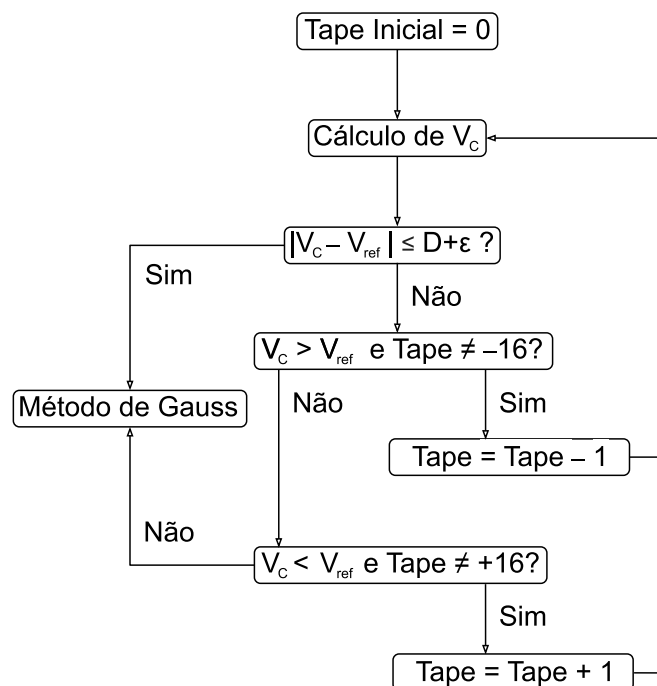


Figura 5.5 – Lógica de programação para determinação de tapes de forma comparável às simulações de fluxo de carga convencional. Fonte: autor.

A lógica desse esquemático é empregada sequencialmente em todos os trechos do sistema, partindo da SE até a última barra em conformidade com o cálculo convencional sem a presença de RTs. Assim, é possível comparar os dois conjuntos de formulações com o comportamento real do sistema para esse tipo de simulação.

Para as comparações com o QSTS, o esquemático da programação temporal é mostrado na Figura 5.6. Essa rotina retém os passos da Figura 5.5, usando um chute inicial advindo do cálculo desta, porém expande-a ao considerar, além de V_{ref} , D e ϵ , os parâmetros dependentes do tempo de cada RT, isto é, T_1 e $T_2 = T_3 = \dots$.

O principal acréscimo da Figura 5.6 diz respeito às variáveis CT_1 e CT_2 , responsáveis, respectivamente, pela contagem do tempo decorrido desde a violação do limiar até os atrasos de tempo de primeira comutação (T_1) e comutações subsequentes (resumidas em T_2). O incremento entre iterações se baseia no tempo de resolução (T_R) da simulação QSTS. Neste trabalho, $T_R = 1$ s em todos os cenários.

Ao final das contagens, a lógica de comutação de tape com as verificações de limites físicos de posição é novamente empregada, após a qual há modificação no contador de tapes e aplicação do método de Gauss. Ainda que a posição de tape não mude, o cálculo da tensão na barra de interesse é executado, uma vez que deve ser realizado a cada iteração ao longo do tempo total destinado à simulação. Em todas as circunstâncias operativas estudadas via QSTS, o tempo total foi de 250 s.

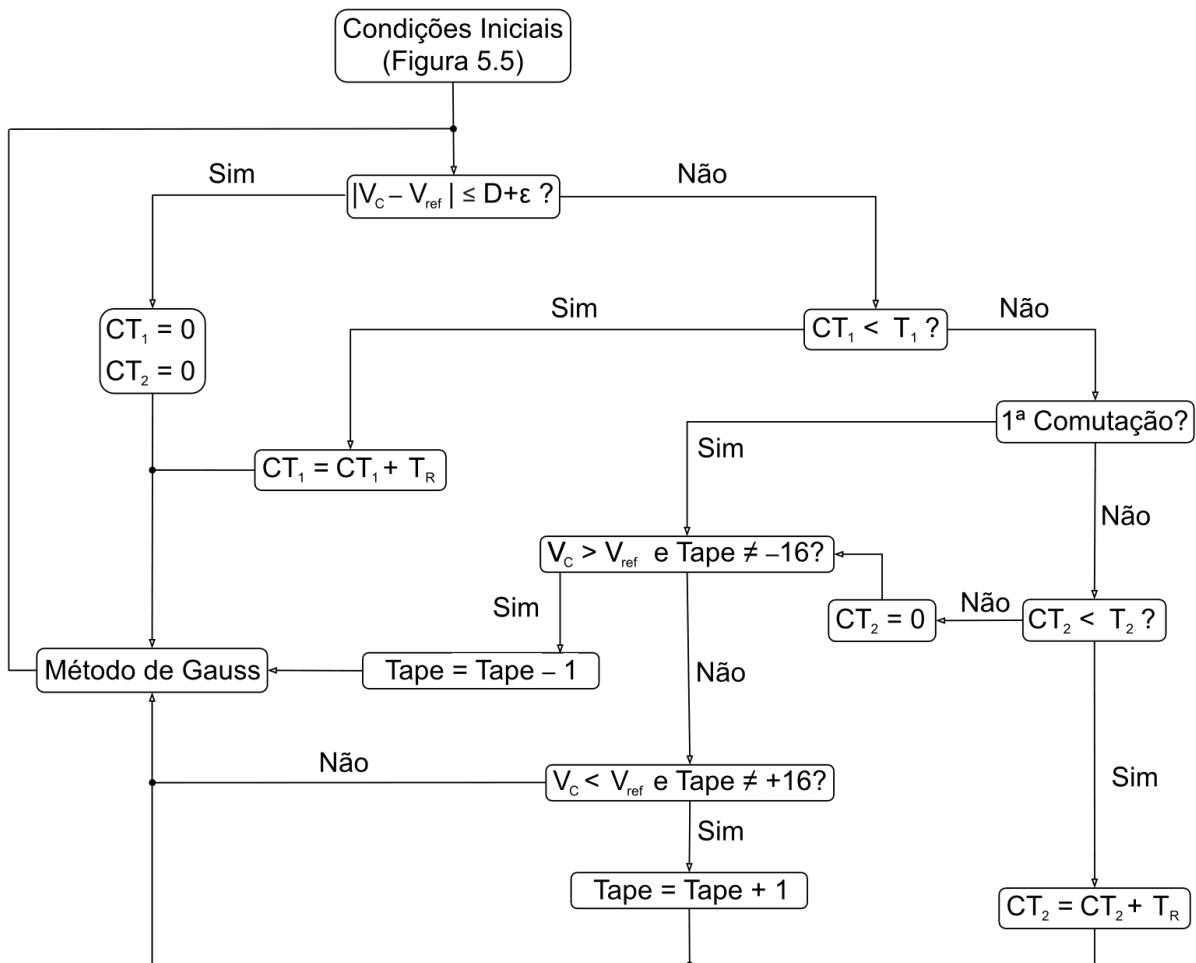


Figura 5.6 – Lógica de programação para determinação de tapes de forma comparável às simulações do fluxo de carga de séries temporais. Fonte: autor.

O uso de séries temporais para a computação do fluxo de carga apresenta vantagens em redes dotadas de controle de tensão via RTs, já que a dinâmica lenta das comutações desses dispositivos pode ser satisfatoriamente reproduzida sem a necessidade de modelos dinâmicos complexos, cuja simulação requer elevado esforço computacional. Os benefícios do QSTS em relação às análises FCC e dinâmica em casos de comutação excessiva de tapes de RTs, como a condição de *runaway*, são detalhados em [67]. Esse tipo de análise corresponde, assim, a um meio alternativo de validar a formulação proposta em comparação à simulação do sistema.

6 RESULTADOS

6.1 Introdução

Este capítulo objetiva apresentar as comparações conduzidas via programação e simulação no OpenDSS, a fim de verificar a precisão da formulação proposta em relação aos equacionamentos clássicos no sentido de estimar satisfatoriamente os resultados do sistema real em estudo. A partir disso, pode-se tirar conclusões quanto à influência das comutações de tapes dos RTs no cálculo de parâmetros tipicamente avaliados em análises expeditas de impactos da interconexão de unidades de GD.

O capítulo é dividido em três seções, duas das quais dependem do tipo de simulação utilizado (FCC ou QSTS) e uma a parte para o tratamento do problema de capacidade de hospedagem de uma única GD. Cada uma dessas seções possui subdivisões relativas à rede de distribuição analisada (sistema-teste ou alimentador PR-11), as quais podem ainda tratar separadamente das situações de controle de fator de potência e controle de tensão da GD, conforme a necessidade. As duas primeiras seções concernem às formulações dos Capítulos 3 e 4, enquanto que última concerne apenas às do Capítulo 4, em ambos os casos sempre em contraposição ao comportamento real da rede. Esse esquema é adotado no intuito de propiciar o pleno entendimento da comparação de resultados.

6.2 Comparação com o Fluxo de Carga Convencional

Por meio da modelagem dos sistemas detalhados no Capítulo 5 e configuração dos modos de solução e controle do OpenDSS em *snapshot* e *static*, respectivamente, é possível obter resultados do comportamento real dos alimentadores ponto a ponto, caracterizando o FCC. Já para as formulações, utiliza-se a programação em MATLAB com rotina recursiva do método de Gauss e cálculo de tapes pela Figura 5.5 para obtenção de estimativas comparáveis às simulações.

Com todos os demais parâmetros de controle mantidos constantes, a diferença entre iterações das análises reside na injeção de potência ativa por parte da GD, incrementada em 0,2 MW/iteração, e no seu modo de operação.

6.2.1 Sistema-Teste

Nesse sistema, a potência ativa da GD varia de 0,2 MW a 2 MW, correspondendo a 10 soluções de FCC.

As formulações avaliadas são as deduzidas para os circuitos equivalentes de Thévenin com e sem RT das Figuras 3.1 e 4.1, isto é: Equações (3.6) e (4.11), para a tensão na barra da GD com $FP=1,0$; Equações (3.12) e (4.16), para a injeção de potência reativa da GD com $V_2 = 1,02$ p.u.; Equações (3.18) e (4.25), para as perdas ativas do sistema; e Equações (3.19) e (4.26), para as perdas reativas do sistema. Cálculos de perdas totais são conduzidos para ambos os modos de operação da GD.

6.2.1.1 GD no Modo de Controle de Fator de Potência

A Figura 6.1 avalia a precisão das abordagens convencional e proposta na estimação da tensão na barra da GD. Observa-se que a Equação (4.11) reproduz de maneira satisfatória a variação real dessa tensão com o aumento da penetração da GD. A Equação (3.6), por outro lado, fornece resultados cada vez mais superestimados da tensão na barra, indicando inclusive a iminência de sobretensão no último ponto ao passo que o perfil real se encontra em níveis adequados durante toda a simulação.

Erros máximos das formulações convencional e proposta, respectivamente, foram de 5,11% e 0,28% em relação ao simulado na última iteração.

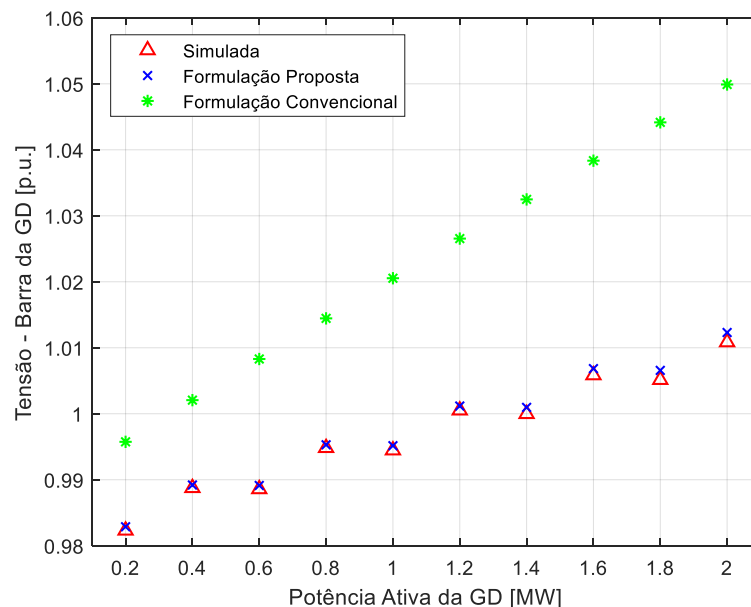


Figura 6.1 – Avaliação das abordagens de cálculo de tensão. Fonte: autor.

As severas imprecisões verificadas na abordagem clássica são provocadas pelas comutações de tape do RT. Pela Figura 6.2, nota-se que o RT em cogeração comuta no sentido de reduzir a tensão do seu lado regulado quatro vezes ao longo da simulação, o que é reproduzido sem nenhum erro de posição pela rotina de tape

programada. Essas correções sequenciais mitigam a possibilidade de violações mesmo nas situações em que a GD inverte o fluxo de potência ativa através do RT.

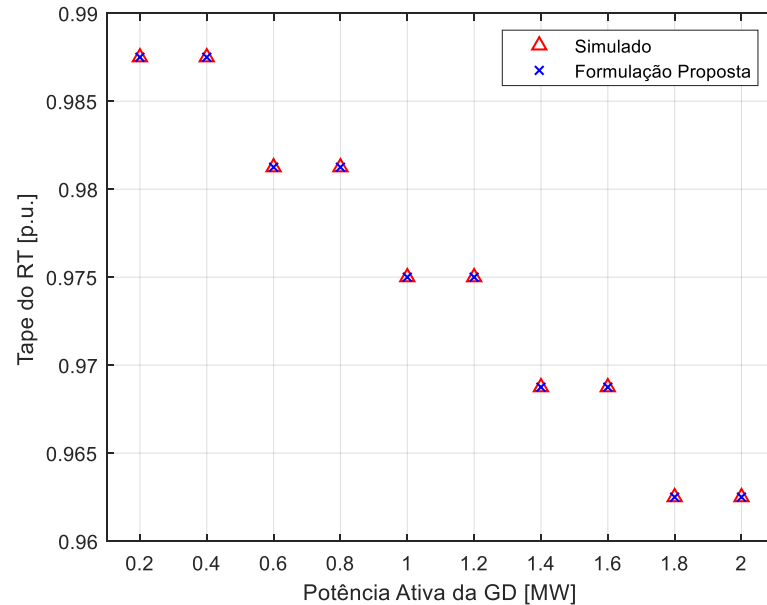
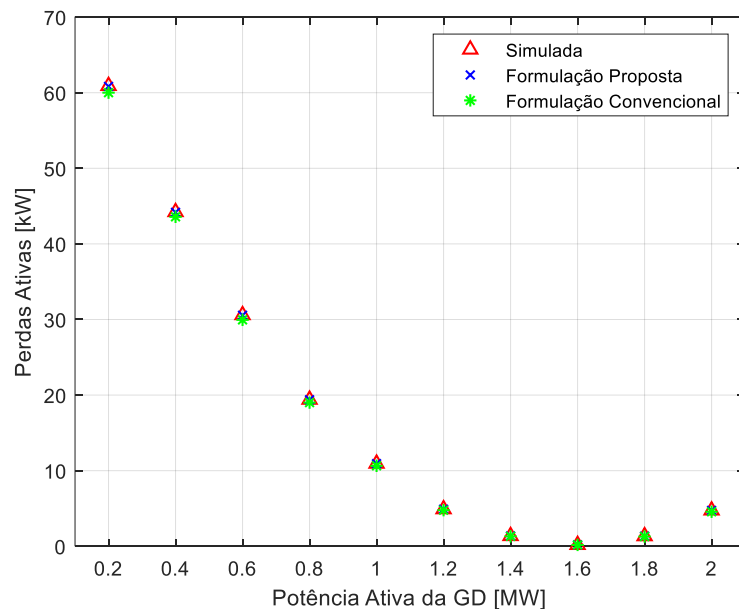
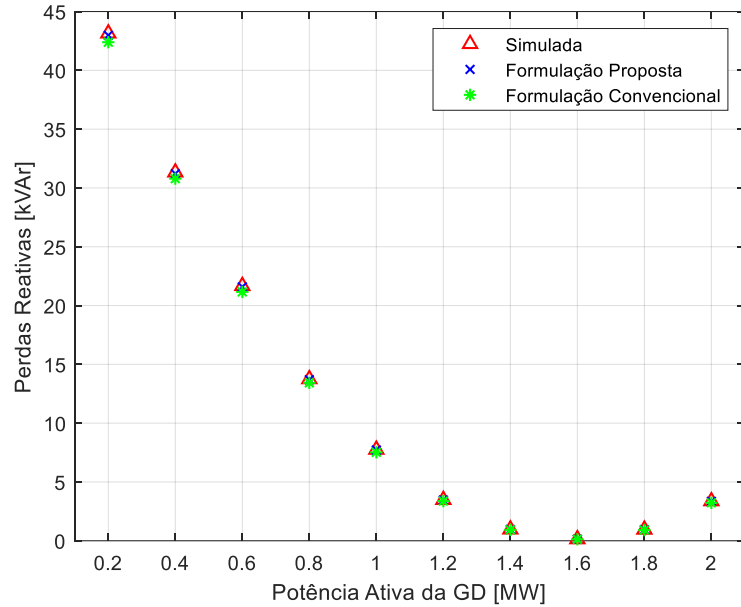


Figura 6.2 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta. Fonte: autor.

A Figura 6.3 mostra as perdas ativas e reativas totais do sistema conforme a penetração da GD cresce, formando uma parte da curva “U” característica desses parâmetros. O uso das equações exatas de cálculo propiciou estimativas bem próximas do perfil real do sistema. Nesse caso, porém, as comutações de tape do RT não influíram significativamente nos resultados, o que indica fraca dependência entre as perdas e a relação efetiva de transformação para esse modo de controle da GD.



(a)



(b)

Figura 6.3 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

6.2.1.2 GD no Modo de Controle de Tensão

Na Figura 6.4, é feita a comparação entre as abordagens convencional e proposta de estimação da potência reativa requerida para o controle de tensão da GD. Enquanto a Equação (4.16) acompanha de perto o comportamento real do sistema, a Equação (3.12) subestima demasiadamente a potência reativa que deve ser injetada pela GD. Essa formulação chega ao ponto de indicar erroneamente, nas altas penetrações, a necessidade de absorver potência reativa para o devido controle da tensão na barra.

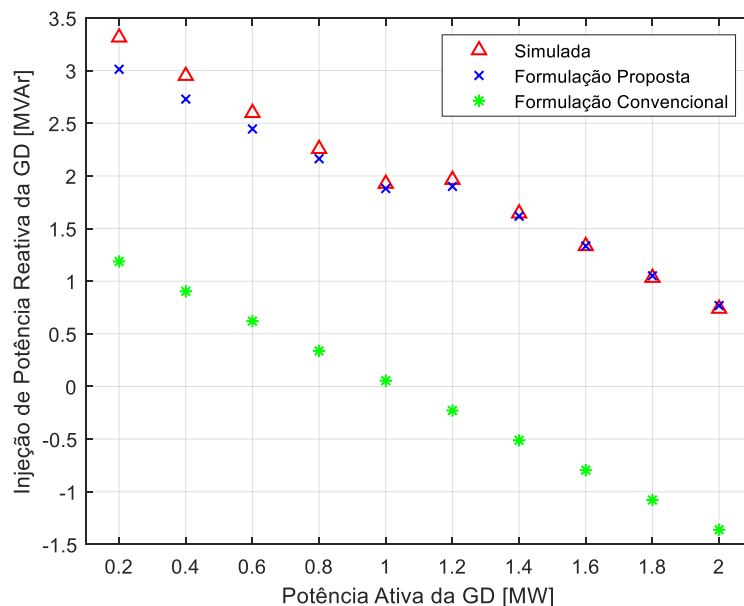


Figura 6.4 – Avaliação das abordagens de cálculo do requerimento de potência reativa. Fonte: autor.

Tal imprecisão pode ser justificada pela Figura 6.5, em que a evolução do tape do RT é simulada e replicada sem erros de posição pela rotina da Figura 5.5. Nota-se que apenas uma comutação ocorre com o passar das iterações, porém a condição inicial do sistema já requer um tape correspondente à posição -6 , relativamente distante da posição neutra. Desconsiderar esse efeito leva, portanto, a um mau condicionamento da formulação clássica, o qual afeta todas as suas estimativas posteriores de requerimento de potência reativa.

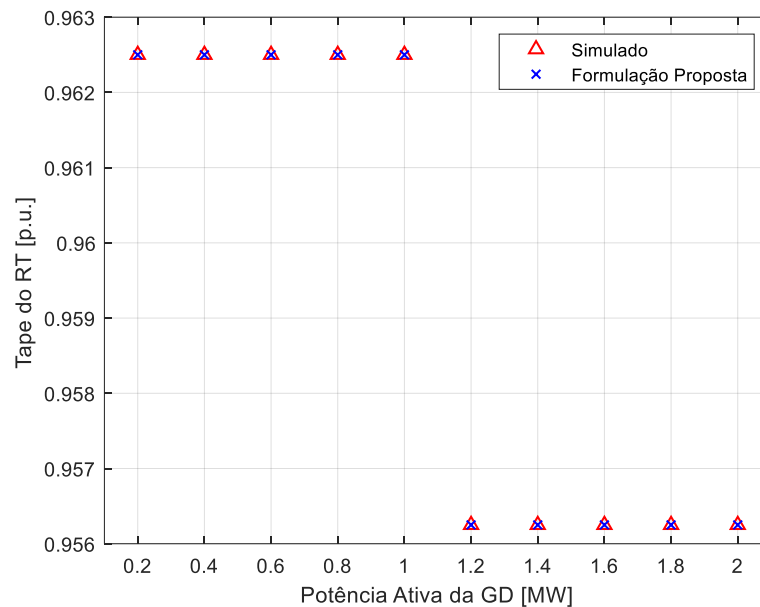


Figura 6.5 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta. Fonte: autor.

A principal consequência dos erros observados na Figura 6.4 reside na tensão efetivamente controlada na barra da GD considerando os valores calculados a cada iteração. Essa análise é mostrada na Figura 6.6, em que a formulação proposta parte de um erro de cerca de 0,004 p.u. e converge ao valor desejado graças ao bom condicionamento do tape. Em contrapartida, a formulação convencional tem erro inicial de 0,04 p.u. e apresenta uma piora nas estimativas ao longo das iterações, mantendo a tensão muito abaixo do nível desejado.

A evolução das perdas ativas e reativas totais é ilustrada na Figura 6.7. Com a GD operando no modo de controle de tensão, evidencia-se que há uma dependência mais forte entre esses parâmetros e a relação efetiva de transformação. Isso é notável não só pelo deslocamento da curva “U”, que ocorre no momento da única comutação desse cenário, como também pelo erro expressivo da formulação clássica em relação às demais, ainda que um equacionamento exato de perdas tenha sido empregado.

As situações estudadas até o momento validam alguns dos principais desenvolvimentos teóricos deste trabalho, relativos ao equivalente de Thévenin de redes de distribuição. Mostrou-se, no sistema-teste simplificado, que as comutações de tape de um banco de RT acarreta modificações importantes nos parâmetros em estudo, e que essas variam de acordo com o modo de controle da GD. Faz-se importante, no entanto, verificar a validade dessas assertivas no contexto de um sistema de distribuição real.

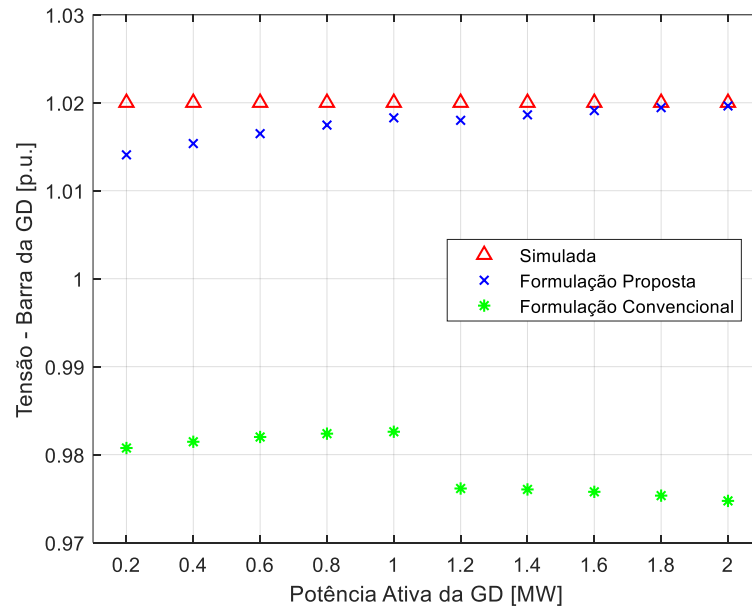
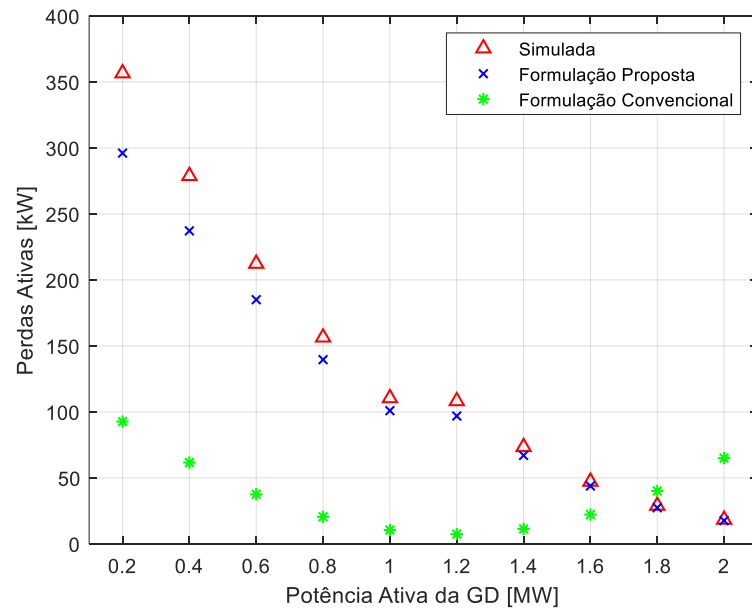


Figura 6.6 – Tensão controlada pela GD a partir do requerimento de potência reativa calculado.

Fonte: autor.



(a)

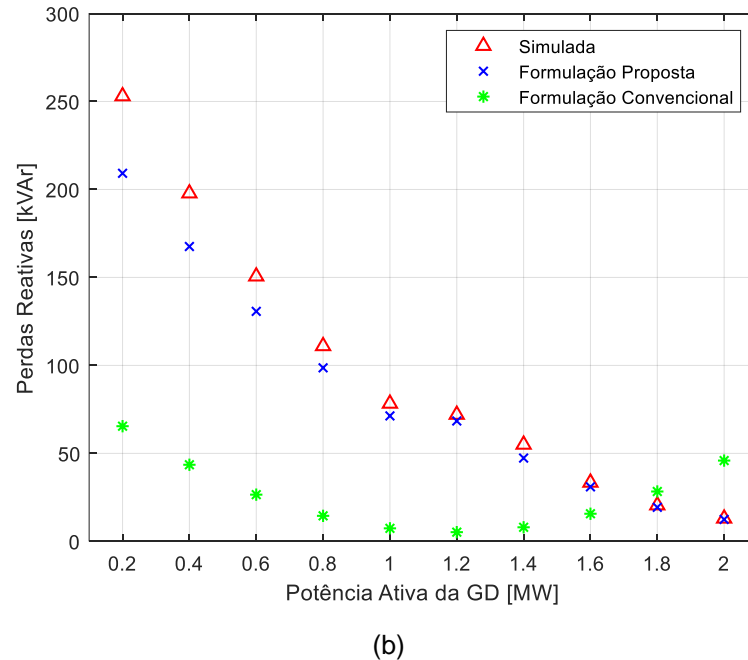


Figura 6.7 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

6.2.2 Alimentador PR-11

Nesse alimentador, a potência ativa da GD varia de 0,2 MW a 4 MW, correspondendo a 20 soluções de FCC. A reprodução do comportamento real se deu por meio de simulações do sistema original, à medida que as estimativas analíticas foram viabilizadas pelo sistema reduzido da Figura 5.4.

As formulações avaliadas são as deduzidas para os circuitos generalizados com e sem RTs das Figuras 3.3 e 4.3, isto é: Equações (3.11) e (4.15), para a tensão na barra da GD com $FP = 1,0$; Equações (3.17) e (4.20), para a injeção de potência reativa da GD com $V_{365} = 1,02$ p.u.; Equações (3.27) e (4.33), para as perdas ativas do sistema; e Equações (3.28) e (4.34), para as perdas reativas do sistema. Cálculos de perdas totais são conduzidos para ambos os modos de operação da GD.

6.2.2.1 GD no Modo de Controle de Fator de Potência

A Figura 6.8 mostra resultados da comparação entre as formulações convencional e proposta na estimação da tensão da barra da GD. Nota-se que a Equação (4.15), apesar das aproximações consideradas, é uma representação acurada do perfil de tensão conforme a penetração da GD aumenta. A Equação (3.11), por sua vez, leva a valores excessivamente subestimados sobretudo nas baixas penetrações da GD, indicando subtensões nas primeiras iterações não condizentes com o perfil simulado, o qual está dentro dos limites de atendimento aceitáveis em todos os momentos.

Erros máximos das formulações convencional e proposta, respectivamente, foram de 9,9% (primeira iteração) e 1,33% (última iteração).

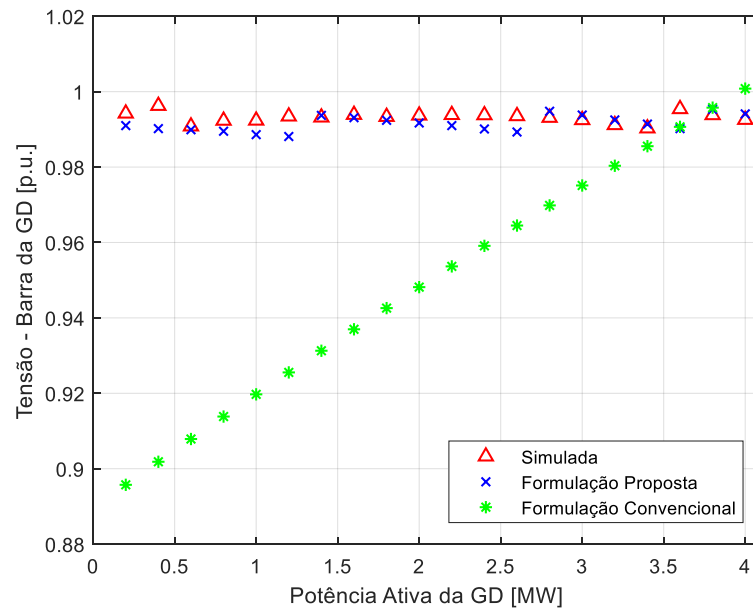
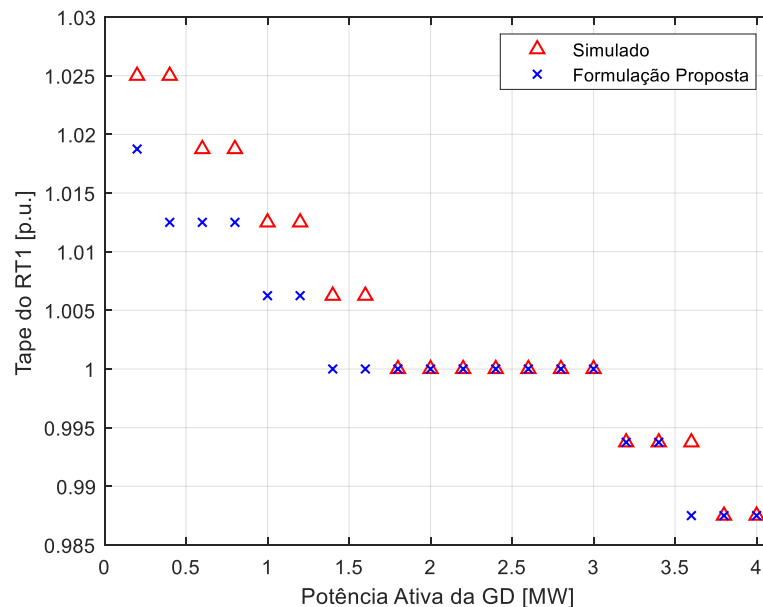
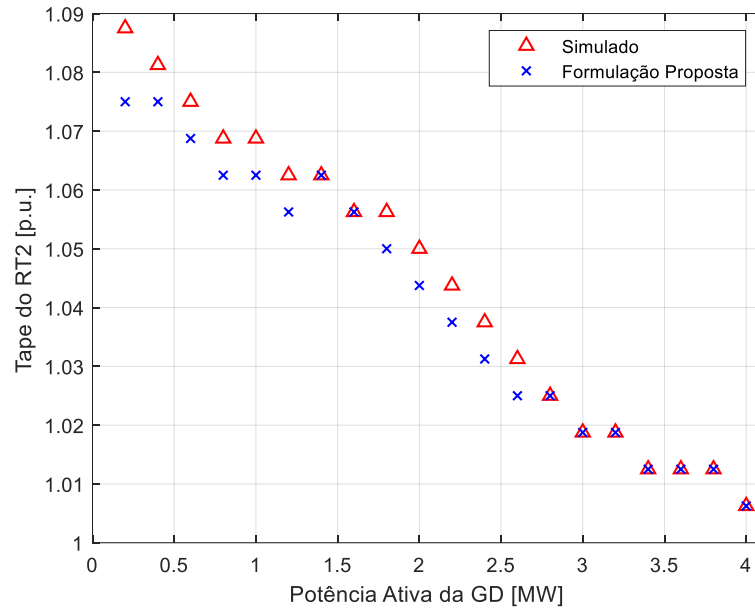


Figura 6.8 – Avaliação das abordagens de cálculo de tensão. Fonte: autor.

A Figura 6.9 mostra a evolução dos tapes do RT1, o qual comuta seis vezes ao longo da simulação, e do RT2, o qual comuta um total de 13 vezes. A rotina de tape replica adequadamente essas operações, com erro máximo de duas posições em algumas iterações. A quantidade de atuações no sentido de reduzir a tensão do lado regulado dos RTs, bem como suas respectivas condições iniciais nas posições 4 e 14, justificam a magnitude das imprecisões nos resultados da formulação convencional.



(a)

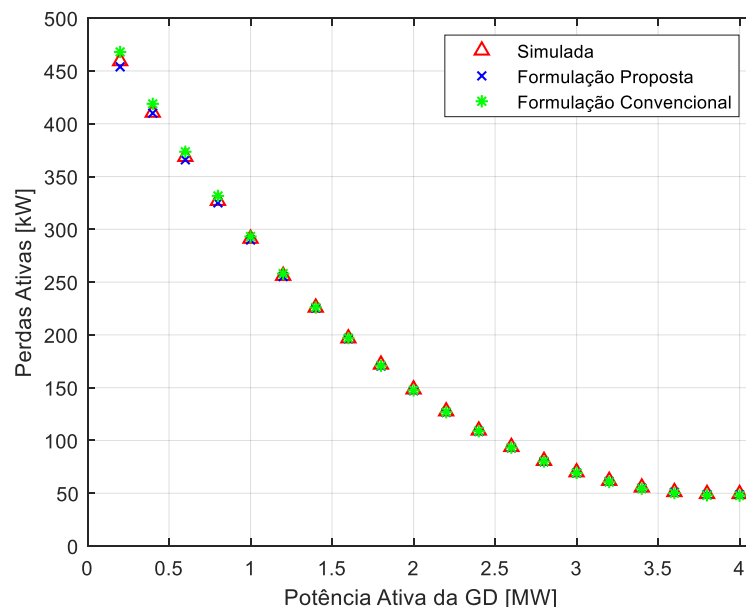


(b)

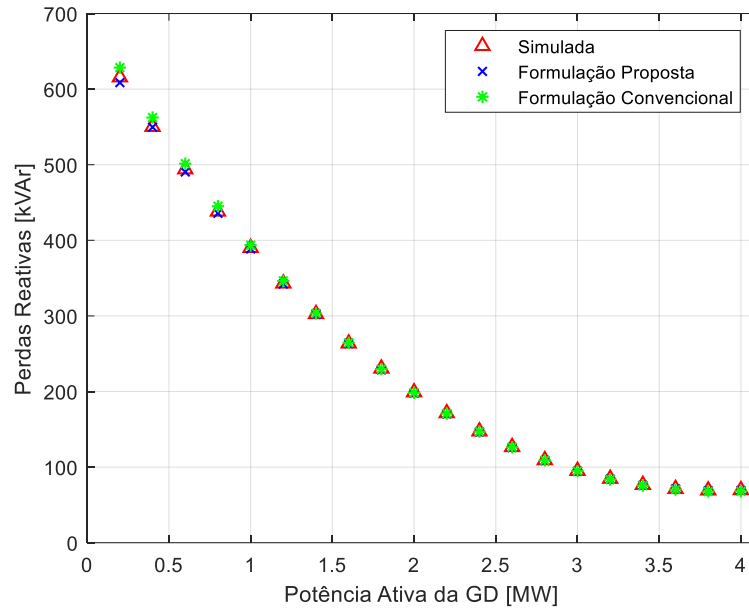
Figura 6.9 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.

Fonte: autor.

As perdas ativas e reativas totais do PR-11 estão representadas na Figura 6.10, decrescendo conforme a GD alivia o carregamento dos cabos suprindo a demanda nas suas proximidades. Novamente, o emprego das equações exatas adaptadas aos dados da concessionária possibilitou uma estimativa muito similar ao perfil real, por meio de ambas as formulações. Mesmo em conexão cascata e com um número maior de atuações, os RTs não modificaram a curva “U” característica, o que atesta à fraca dependência entre perdas e tapes no modo de controle de fator de potência da GD.



(a)



(b)

Figura 6.10 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

6.2.2.2 GD no Modo de Controle de Tensão

A potência reativa requerida para o controle de tensão da GD é mostrada na Figura 6.11 para as diferentes abordagens. A Equação (3.17), devido à desconsideração dos taps iniciais e comutações ao longo das iterações, erra por subestimação em todas as estimativas, e de maneira progressiva. Já a Equação (4.20), embora aproximada, reproduz bem as variações na injeção de potência reativa da GD, independentemente do nível de penetração utilizado.

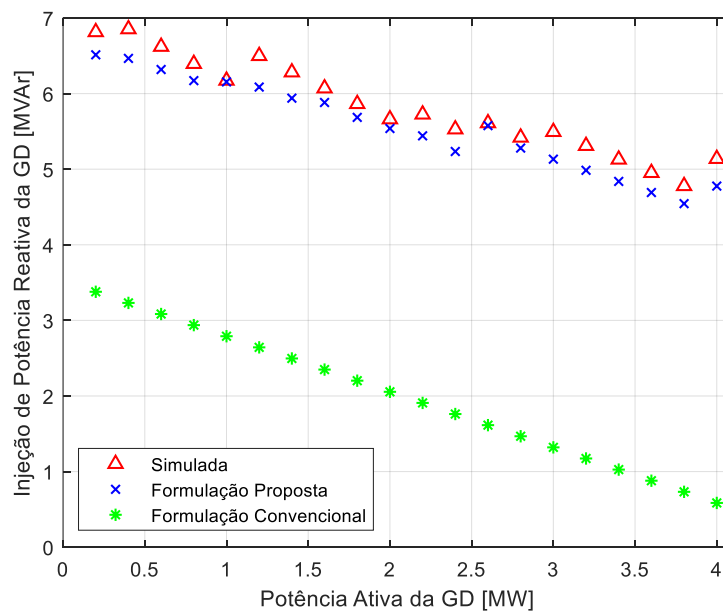
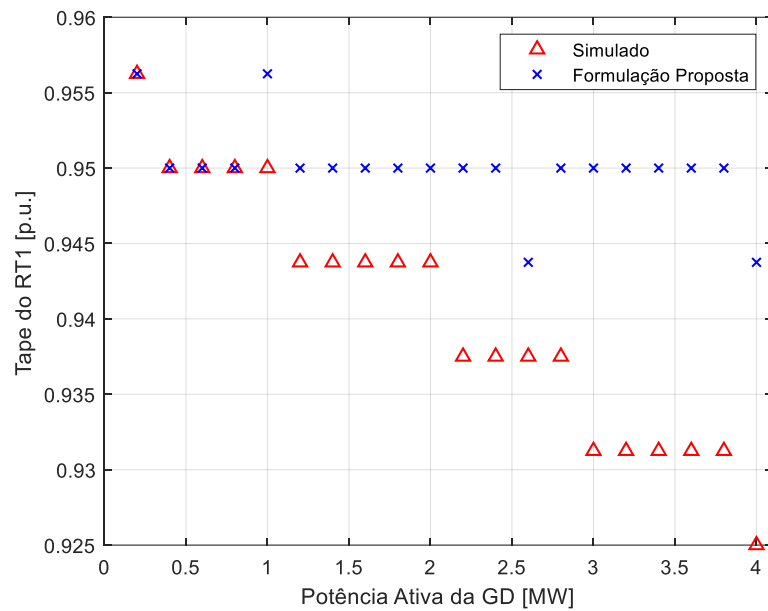
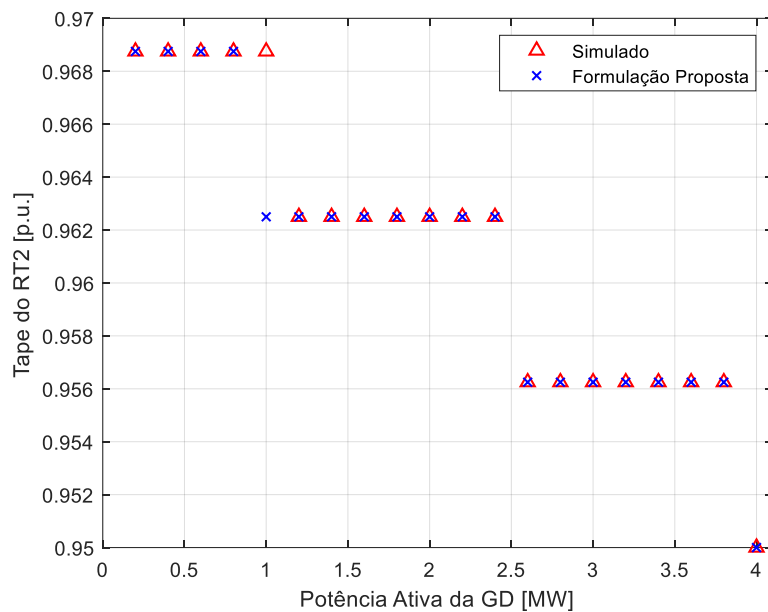


Figura 6.11 – Avaliação das abordagens de cálculo do requerimento de potência reativa. Fonte: autor.

Na Figura 6.12, estão representadas as evoluções de tape do RT1, o qual comuta cinco vezes a partir da posição -7 , e do RT2, o qual comuta três vezes a partir da posição -5 . Tais posições iniciais distantes do tape central são as principais responsáveis pelo mau condicionamento da Equação (3.17). Ademais, evidencia-se que a rotina de tape captura com precisão a atuação RT2, porém tem erros frequentes de até três posições em relação ao RT1. Como os resultados anteriores são pouco afetados por esses erros, pode-se afirmar que o RT2 é o mais influente nesse cenário.



(a)



(b)

Figura 6.12 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.

Fonte: autor.

Essa afirmação condiz com o teoricamente esperado, já que o RT2 se encontra bem mais próximo à extremidade do alimentador. A Figura 6.13 ilustra a tensão efetivamente controlada na barra da GD ao se considerar os valores calculados. Por meio da formulação convencional, a situação seria de subtensão em níveis precários no início e críticos no final das iterações. A formulação proposta, por outro lado, satisfaz a condição de controle com erro máximo de 0,01 p.u., ainda que com certas imprecisões na determinação do tape do RT mais distante.

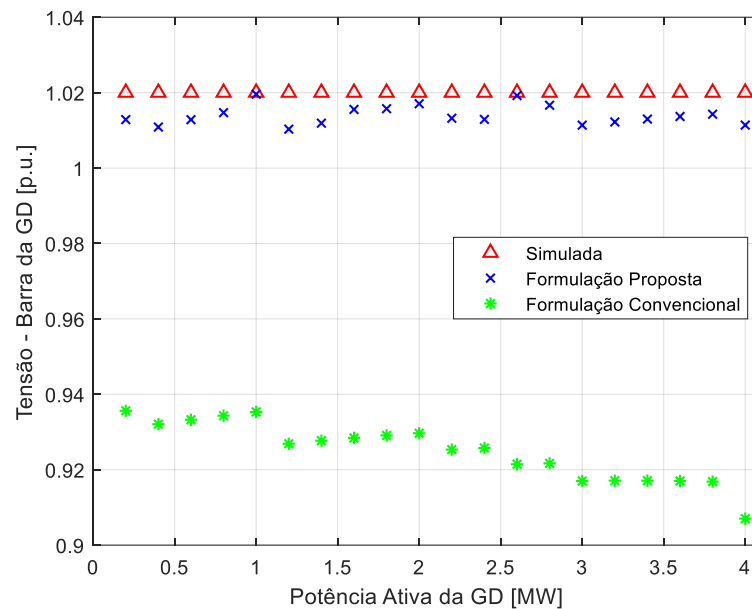


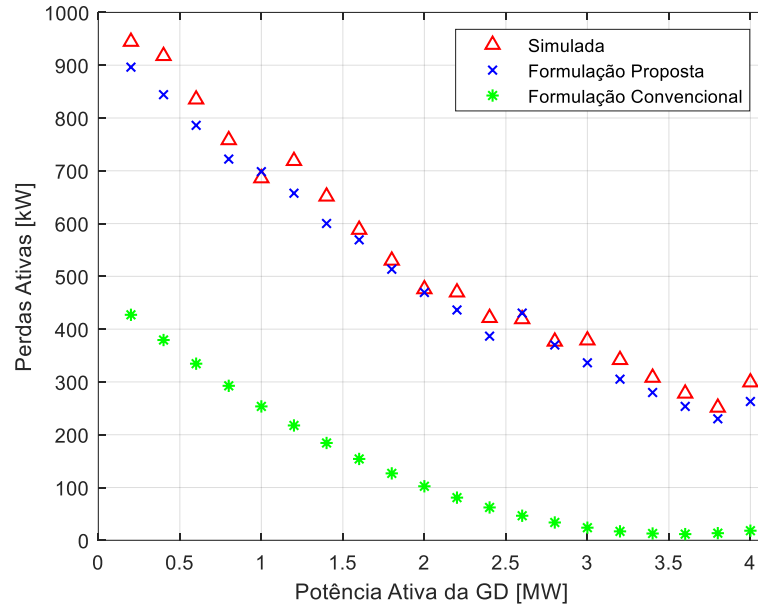
Figura 6.13 – Tensão controlada pela GD a partir do requerimento de potência reativa calculado.

Fonte: autor.

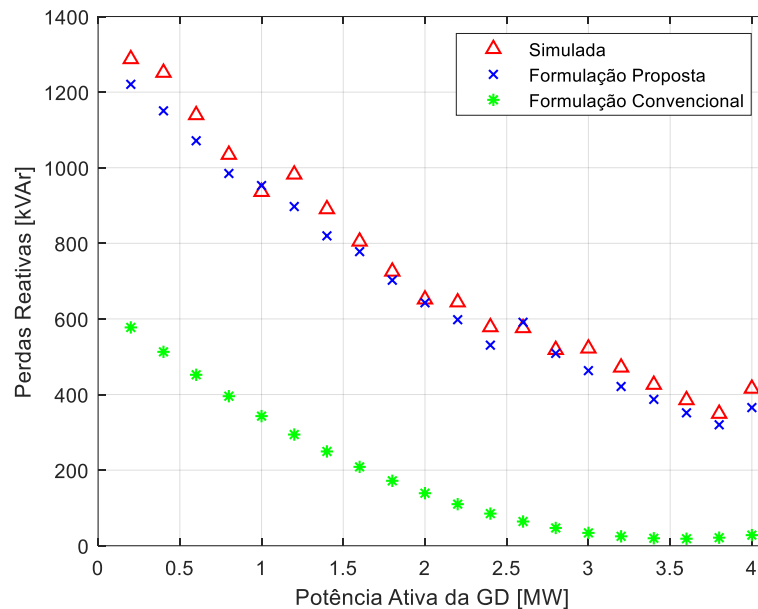
Por fim, a Figura 6.14 trata das perdas ativas e reativas totais do alimentador. Como no sistema-teste, há alterações na curva típica oriundas das comutações de tape. Cada atuação corresponde a um deslocamento da curva, e as iterações em que as comutações coincidem (a última, por exemplo) representam as modificações mais notáveis. Esse fato, aliado ao erro significativo na estimação da formulação exata clássica, atesta à forte dependência entre perdas e tapes no modo de controle de tensão da GD.

Os cenários analisados reforçam os resultados do sistema-teste e validam a aplicação das formulações generalizadas propostas neste trabalho em redes de distribuição radiais de qualquer número de barras na presença de RTs. Graças ao método simples de agregação de cargas, até mesmo alimentadores como o PR-11, com poucos ramais em relação a sua extensão, podem ter seus principais parâmetros

bem representados via análises expeditas. Em comparação ao fluxo de carga convencional, pode-se dizer que a proposta reproduziu satisfatoriamente o comportamento real em todas as situações e níveis de penetração.



(a)



(b)

Figura 6.14 – Avaliação das abordagens de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

6.3 Avaliação da Capacidade de Hospedagem

A verificação da capacidade de hospedagem é considerada um problema a parte porque não se trata de uma simulação com iterações baseadas na elevação da penetração da GD para a comparação de parâmetros inerentes ao sistema. Pelo

contrário, a injeção de potência ativa da GD passa a ser a variável em estudo e não há necessidade de iterações, pois apenas o ponto de máximo é de interesse.

Assim, a determinação da capacidade de hospedagem real dos sistemas modelados se deu através do OpenDSS, com o auxílio da análise de FCC para monitoração das tensões da barra de conexão da GD e do terminal fonte do RT mais próximo da SE, conforme o conceito expandido apresentado no Capítulo 4. Para as formulações, o MATLAB foi utilizado na resolução do cálculo direto, não-iterativo, e a lógica de programação da Figura 5.5 foi conduzida apenas uma vez, no intuito de obter os tapes correspondentes à penetração máxima.

Em ambos os sistemas, a alocação da GD com $FP = 1,0$ foi realizada na última barra, isto é, no seu ponto de conexão habitual, a fim de se obter uma estimativa associada a um cenário típico. Ademais, para testar a robustez dos equacionamentos, quatro frações da demanda média foram consideradas: 0% (pior caso), 25%, 50% e 75% (carga mínima de ambos os sistemas).

6.3.1 Sistema-Teste

As formulações utilizadas são aquelas desenvolvidas com base nos equivalentes de Thévenin das Figuras 3.1 e 4.1, isto é, a Equação (3.30) convencional e as Equações (4.35), (4.36) e (4.37) propostas. Fatores de correção específico ao sistema foram aplicados a esses equacionamentos, válidos ao pior caso, de modo a incluir as diferentes frações da demanda média.

A Figura 6.15 mostra a penetração máxima da GD de acordo com o conceito clássico e o desenvolvido. Nota-se que a capacidade de hospedagem tem uma relação diretamente proporcional com a carga, e que o aumento dessa fração não influencia de maneira significativa a precisão das formulações nesse alimentador. Em todas as situações, foi a tensão do terminal fonte do RT que determinou a capacidade de hospedagem real segundo o critério da Equação (4.37), o que levou a uma estimativa mais correta do valor real por parte da formulação proposta em relação à formulação convencional, em relação à integração de uma unidade individual de GD.

A diferença absoluta entre o simulado e o calculado via (3.30) se manteve constante em 0,36 MW, enquanto que por (4.37) houve certa variação com maior erro de 0,03 MW na fração de 50%. No pior caso, há um aumento de 102,9% (de 0,34 MW

para 0,69 MW) ao se considerar o efeito do RT na capacidade de hospedagem, enquanto que na fração da carga mínima real de 75%, esse incremento é de 21,38% (de 1,59 MW para 1,93 MW). A posição de tape relativa à penetração máxima e a tensão no terminal fonte do RT, portanto, devem ser contabilizadas no cálculo para melhoria da estimativa de penetração máxima de uma GD nesse sistema.

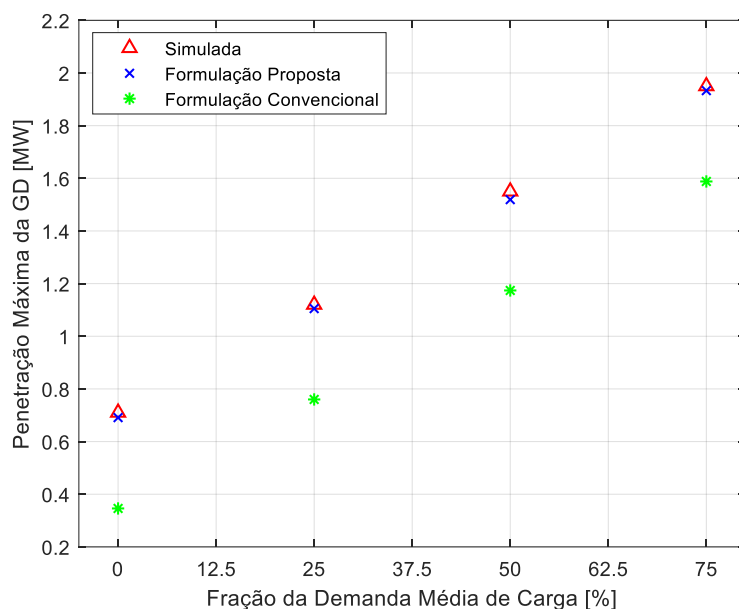


Figura 6.15 – Penetração máxima da GD em função da fração de carga considerada. Fonte: autor.

6.3.2 Alimentador PR-11

Com o auxílio do sistema reduzido da Figura 5.4, é possível aplicar os últimos equacionamentos desenvolvidos nos Capítulos 3 e 4 para circuitos generalizados, ou seja: Equação (3.36) convencional e Equações (4.43), (4.44) e (4.45) propostas. O problema da fração de carga diferente de 0% foi novamente resolvido com o emprego de fatores de correção específicos ao sistema para adaptar as equações de pior caso.

A Figura 6.16 mostra a evolução linear da penetração máxima da GD conforme a fração da demanda considerada aumenta. Mais uma vez, foi a tensão do terminal fonte do RT mais próximo à SE (RT1) que determinou a capacidade de hospedagem real de acordo com o critério de (4.45), o que justifica a diferença entre as abordagens convencional e proposta na inserção individual de unidades de GD.

Nesse caso, no entanto, a fração da carga utilizada afetou progressivamente a precisão de ambas as formulações em relação ao simulado. Isso pode ser explicado pelas aproximações admitidas e pelo erro associado ao método de agregação de

cargas usado para viabilizar os cálculos. O erro máximo absoluto no último ponto foi de 1 MW para a Equação (3.36) e de 0,44 MW para a Equação (4.45).

Quanto ao erro relativo ao efeito das comutações de tape dos RTs, é possível notar que no pior caso houve um aumento de 113,95% (de 0,43 MW a 0,92 MW) e no caso da carga mínima real esse incremento foi de 12,07% (de 4,64 MW a 5,2 MW).

Mesmo com as imprecisões associadas, é evidente que a formulação proposta se aproxima bem mais da capacidade de hospedagem real do sistema para diferentes níveis de carregamento e tende a errar por subestimação, cumprindo um critério importante de segurança requerido em análises expeditas. Ressalta-se, assim, o benefício de considerar o tape dos RTs nos equacionamentos relativos à capacidade de hospedagem no contexto de um sistema de distribuição real.

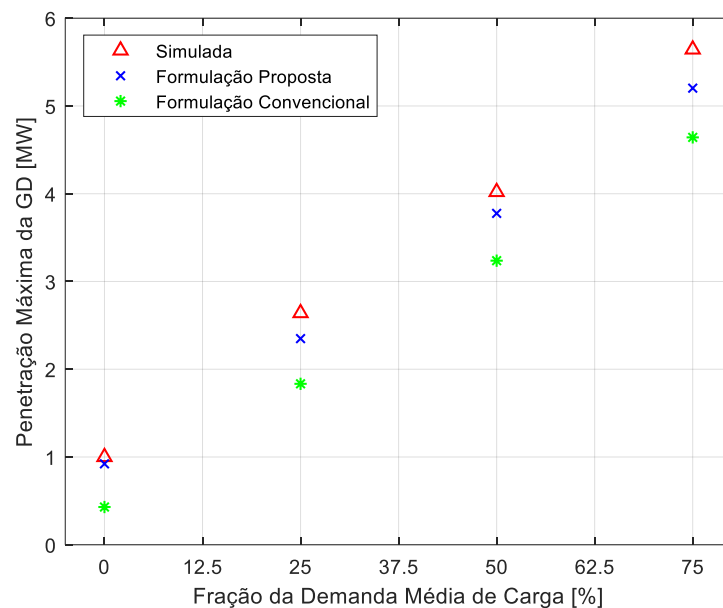


Figura 6.16 – Penetração máxima da GD em função da fração de carga considerada. Fonte: autor.

6.4 Comparação com o Fluxo de Carga de Séries Temporais

Para a simulação QSTS, a partir dos mesmos modelos de sistemas utilizados anteriormente, configurou-se no OpenDSS os modos de solução e controle em *dutycycle* e *time*, respectivamente. Esses ajustes, aliados à definição de uma rampa contínua para a injeção de potência ativa da GD, possibilitaram a obtenção do comportamento dos sistemas com base em parâmetros invariantes e dependentes do tempo, o que caracteriza o QSTS. A formulação proposta foi novamente programada em MATLAB, com atrasos de tempo considerados via rotina de tape da Figura 5.6.

Dessa forma, e com demais parâmetros de controle mantidos constantes, foi possível traçar comparações entre o aparato teórico desenvolvido e as simulações em ambos os sistemas para o modo de controle de fator de potência unitário da GD. Como previamente mencionado, o tempo de resolução adotado foi de 1 s e o tempo total das simulações foi de 250 s em todas as situações (ou seja, 250 soluções de QSTS).

6.4.1 Sistema-Teste

A curva de potência ativa associada à GD é mostrada na Figura 6.17. Nos primeiros 10 s, a injeção é mantida em 0,2 MW. Em seguida, até os 200 s, ocorre o aumento em rampa contínua com taxa de variação de cerca de 10 kW/s, o que leva a injeção ao valor de 2 MW. Por fim, essa penetração é mantida constante pelos últimos 50 s.

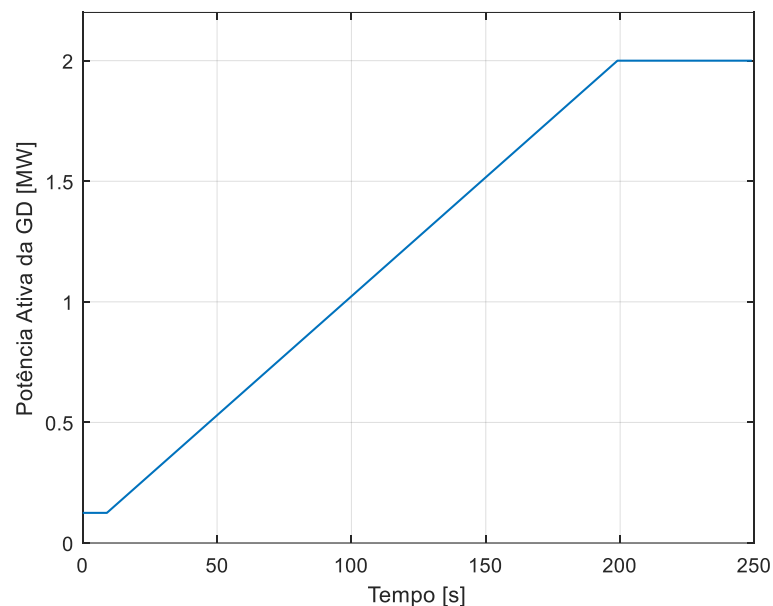


Figura 6.17 – Rampa de potência ativa da GD ao longo dos 250 s de simulação. Fonte: autor.

Assim, as formulações em estudo concernem às propostas de cálculo de parâmetros característicos do modo de controle de $FP = 1,0$ da GD, no contexto do circuito equivalente de Thévenin, isto é: Equação (4.11), para a tensão na barra de conexão da GD; Equação (4.25), para as perdas ativas totais do sistema; e Equação (4.26), para as perdas reativas totais do sistema.

A Figura 6.18 traça a comparação entre a abordagem desenvolvida e a simulação QSTS para a tensão da barra da GD. Observa-se que a Equação (4.11), associada à rotina de tape com atrasos de tempo, é capaz de reproduzir corretamente o perfil de tensão do sistema mesmo considerando a passagem do tempo, o que é

outra vantagem em relação à abordagem convencional. As imprecisões se traduzem em ligeiros deslocamentos temporais de cerca de 5 s, os quais afetam sobretudo o valor de estabilização ao final da rampa. O erro máximo da proposta, nesses instantes finais, é de cerca de 0,15% em relação ao simulado.

O cenário descrito na Figura 6.18 é bastante similar ao da Figura 6.1, particularmente em termos de valores iniciais e finais e efeitos das comutações de tape. O que a simulação QSTS fornece a mais que a FCC é a informação de como a sequência de eventos se desenrola, especialmente útil na análise das dinâmicas lentas do controle de tensão via tapes do RT, conforme evidenciado.

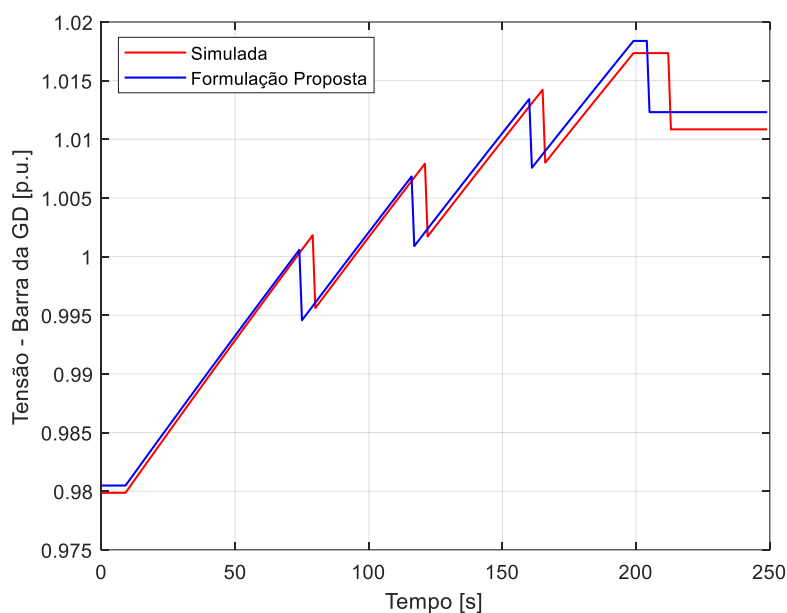


Figura 6.18 – Avaliação da proposta de cálculo de tensão. Fonte: autor.

Esse ponto é reforçado pela Figura 6.19, a qual mostra a evolução de tapes ao longo da simulação. Os deslocamentos temporais da figura, nos mesmos instantes da anterior, validam a hipótese de que não é a formulação proposta que provoca as imprecisões, mas sim a lógica de obtenção do tape utilizada. Essa rotina pode ter sido afetada pelos erros inerentes ao método iterativo de Gauss.

Além disso, em relação à Figura 6.2, nota-se que o mesmo número de comutações ocorre, e que a elevação de tensão do lado regulado do RT é mitigada independentemente do sentido do fluxo de potência ativa através desse dispositivo. Graças ao QSTS, sabe-se adicionalmente os instantes dessas atuações e que todas se referem ao primeiro atraso de tempo de 30 s, isto é, em nenhum momento foram requeridas comutações subsequentes de 5 s na correção de desvios oriundos da GD.

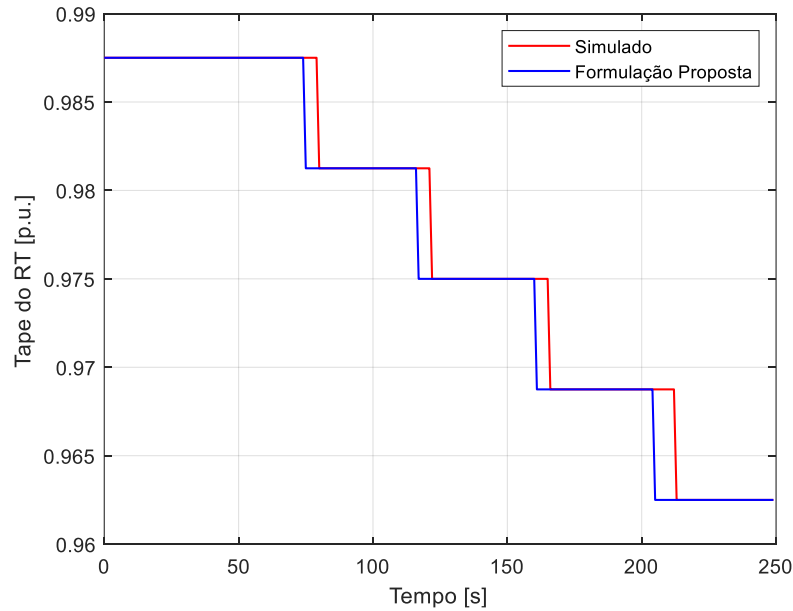
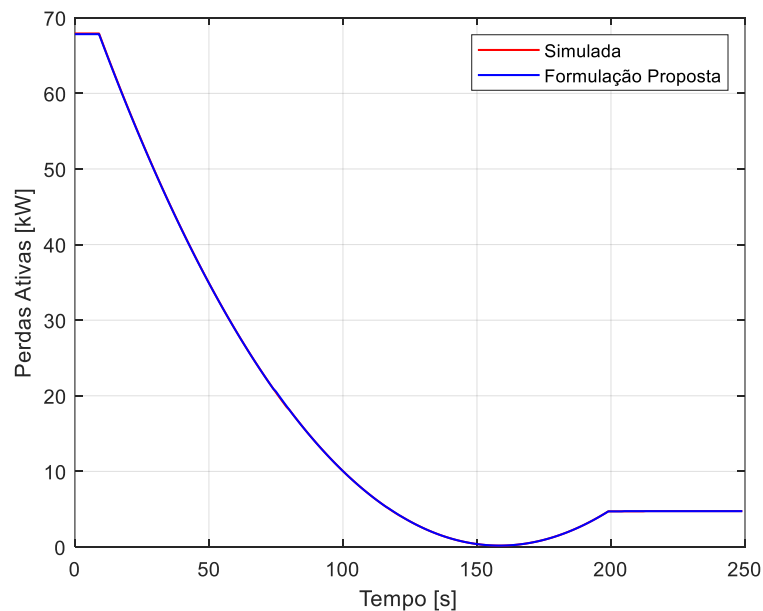


Figura 6.19 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta. Fonte: autor.

A Figura 6.20 mostra a curva “U” característica das perdas ativas e reativas totais do sistema. Percebe-se que, nesse caso, a formulação proposta replica de maneira quase idêntica o comportamento real, estando sobreposta à curva simulada durante grande parte do tempo decorrido. Isso é devido não somente aos equacionamentos exatos empregados nos desenvolvimentos teóricos como também à baixa dependência entre perdas e tapes nesse modo de controle da GD, o que torna as imprecisões anteriormente evidenciadas pouco influentes mesmo no contexto da análise QSTS.



(a)

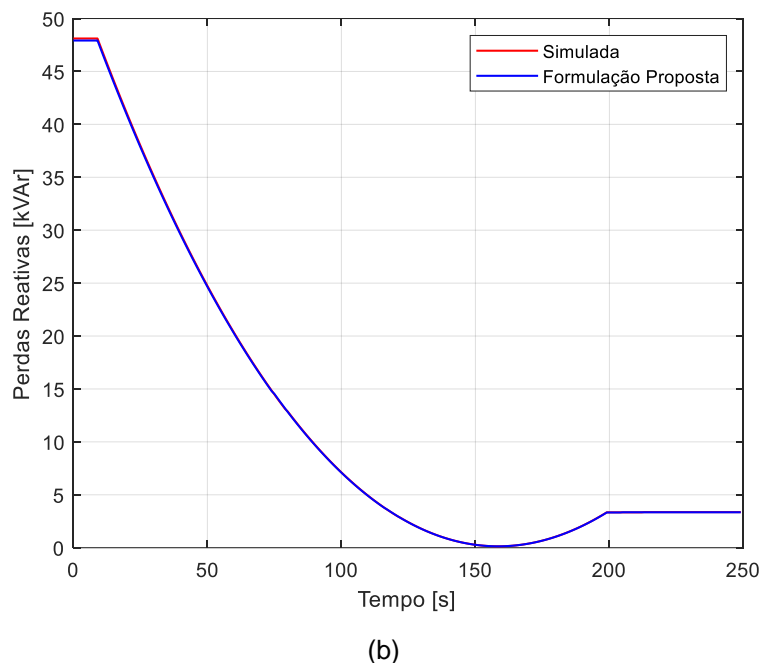


Figura 6.20 – Avaliação da proposta de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

Portanto, em relação ao sistema-teste, é notável que há boa correspondência entre os resultados de FCC e de QSTS, e que a este último estão associados benefícios relativos à cronologia. Ademais, em ambos os casos o conjunto de equacionamentos propostos levou a estimativas adequadas dos perfis reais de tensão, tapes e perdas totais do sistema.

6.4.2 Alimentador PR-11

A Figura 6.21 apresenta a curva de potência ativa associada à GD na última barra do PR-11. Após os 10 s iniciais de injeção em 0,2 MW, há 190 s de crescimento em rampa contínua com taxa de variação de cerca de 20 kW/s. Dos 200 s ao final da simulação, há 50 s de injeção constante no valor de 4 MW.

Como no caso do FCC, as formulações consideradas se referem à proposta de cálculo dos parâmetros estudados no modo de controle de $FP = 1,0$ da GD, em relação ao alimentador radial generalizado com um número qualquer de barras. Assim, tem-se a Equação (4.15) para a tensão na barra de conexão da GD, a Equação (4.33) para as perdas ativas totais e a Equação (4.34) para as perdas reativas totais do sistema. No intuito de aplicar corretamente o aparato teórico desenvolvido, recorre-se mais uma vez ao alimentador reduzido e sem ramificações da Figura 5.4, oriundo do método de agregação de cargas.

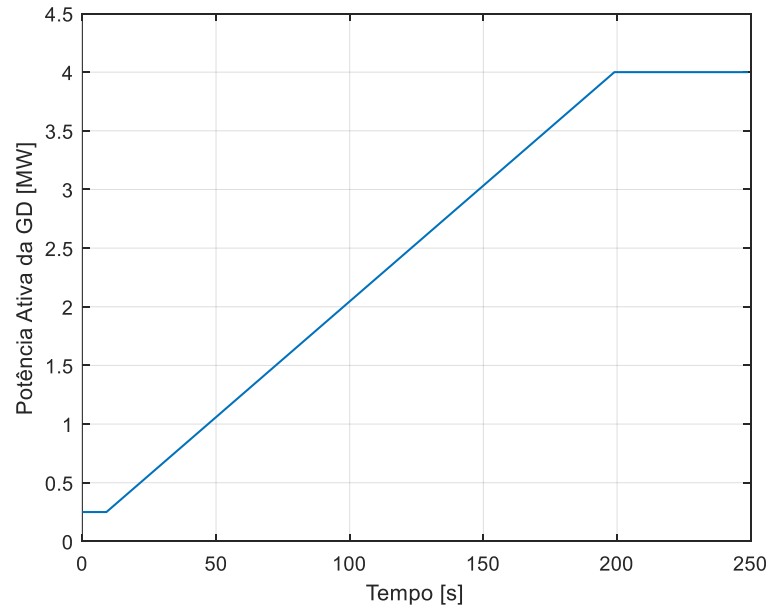


Figura 6.21 – Rampa de potência ativa da GD ao longo dos 250 s de simulação. Fonte: autor.

Na Figura 6.22, é avaliada a tensão na barra da GD obtida através de estimação e de simulação. Nessa situação, a formulação proposta apresenta certos problemas em acompanhar o comportamento real, sobretudo nos momentos de comutação de tapes. Apesar disso, ela reproduz bem os instantes inicial e final da simulação, com erros da ordem de 0,003 p.u. e 0,002 p.u., respectivamente, e o erro máximo ao longo do aumento em rampa é de 0,023 p.u.. Possíveis justificativas para as imprecisões observadas incluem as aproximações adotadas tanto nos desenvolvimentos teóricos quanto na concepção da rotina de tapes e no emprego do método de agregação.

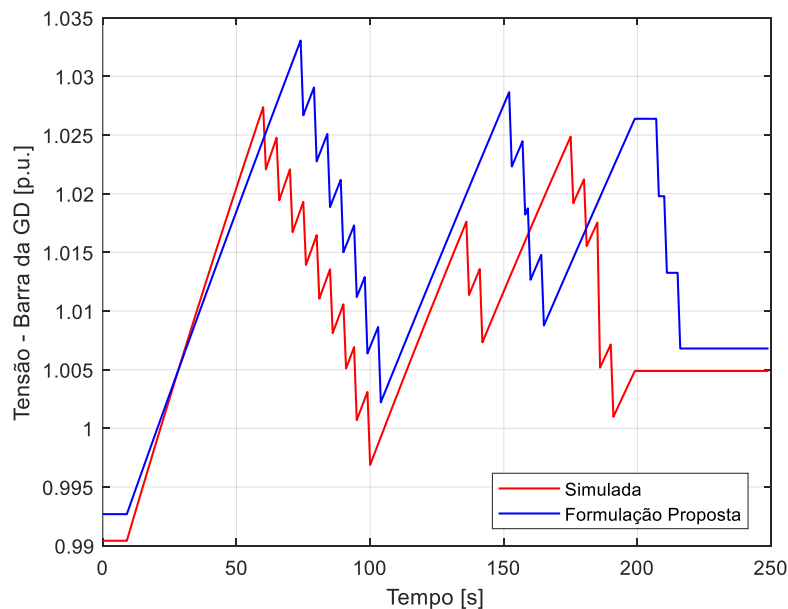
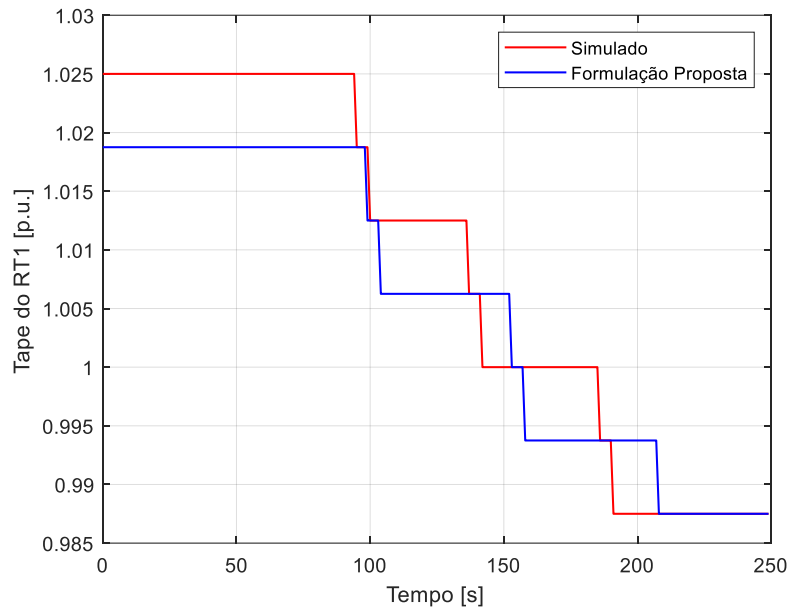
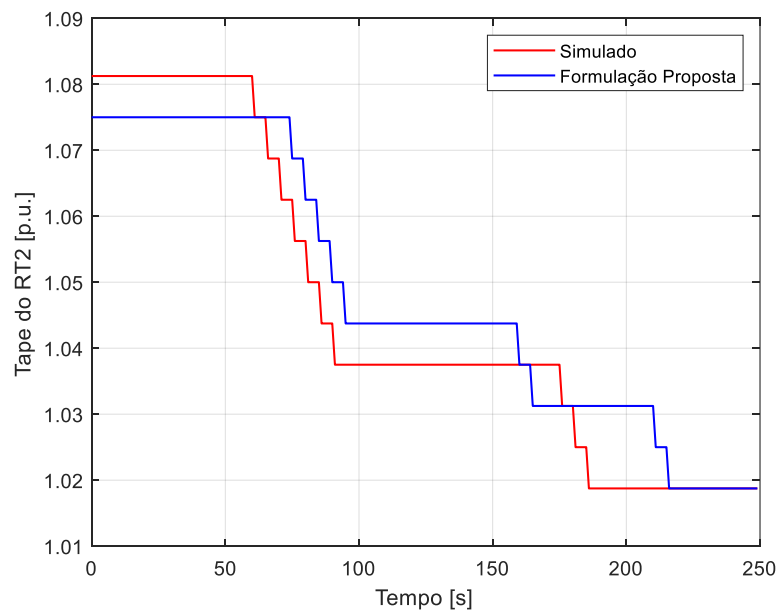


Figura 6.22 – Avaliação da proposta de cálculo de tensão. Fonte: autor.

Um melhor entendimento do problema pode ser derivado da Figura 6.23, em que a evolução dos tapes do RT1 e do RT2 é traçada. O erro de uma posição no início da simulação, em ambos os RTs, parece ser o principal responsável pelas imprecisões no restante da análise, uma vez que induz a estimativas equivocadas de tensão e deslocamento temporal das comutações subsequentes. Embora erros de posição também ocorram no FCC, as consequências se tornam mais visíveis quando se considera a cronologia de eventos conforme viabilizado pela simulação QSTS.



(a)

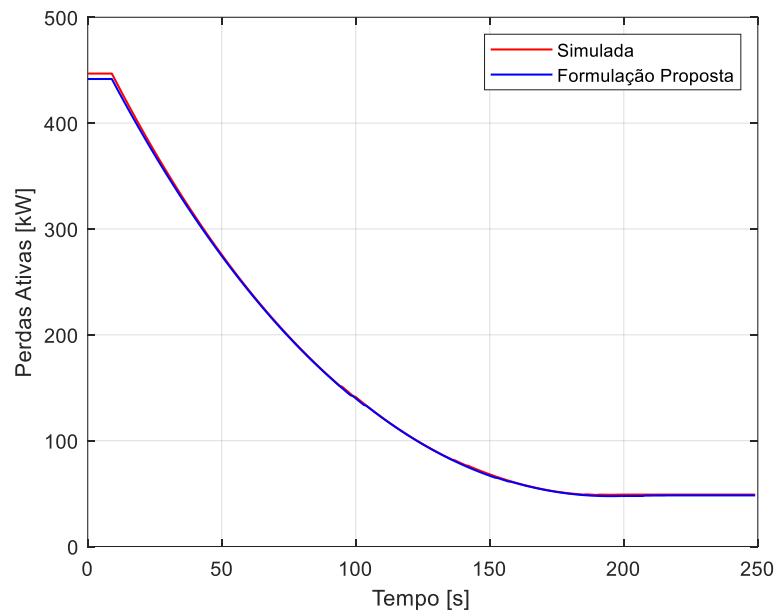


(b)

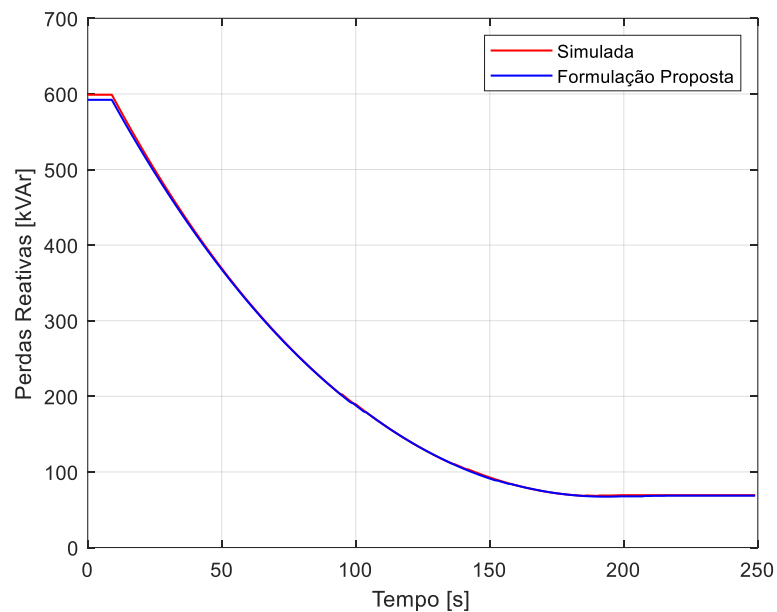
Figura 6.23 – Avaliação dos tapes calculados pela formulação proposta no (a) RT1; (b) RT2.

Fonte: autor.

Por fim, a Figura 6.24 apresenta as perdas ativas e reativas totais do PR-11. Como nas demais situações, há uma reprodução muito semelhante ao original por meio do equacionamento exato, apesar das questões discutidas e limitações inerentes à metodologia do estudo. Isso mostra que, em certos aspectos, as abordagens destinadas a análises expeditas de alimentadores genéricos podem representar adequadamente o comportamento do sistema, mesmo considerando a passagem do tempo e sob a influência de hipóteses simplificadoras.



(a)



(b)

Figura 6.24 – Avaliação da proposta de cálculo de perdas (a) ativas; (b) reativas. Fonte: autor.

Da comparação dos resultados relativos ao PR-11, entende-se que erros advindos das aproximações utilizadas podem incorrer em imprecisões na sequência de eventos real proporcionada pela simulação QSTS, de modo que considerações referentes ao nível de precisão desejado se fazem importantes em etapas iniciais de estudos de impactos da GD. Ainda assim, no que concerne às análises expeditas, as formulações propostas constituem boas ferramentas de estimação de parâmetros em redes de distribuição com RTs, tanto em relação à simulação FCC quanto, em certo grau, à simulação QSTS.

7 CONCLUSÃO

7.1 Considerações Finais

As investigações teóricas e simulações conduzidas nesta dissertação apresentaram e constataram os méritos de um conjunto de formulações analíticas capaz de integrar matematicamente o efeito das comutações de tape de RTs em equacionamentos convencionais da literatura. Por meio dos estudos comparativos, foi possível destacar a influência desses dispositivos nos perfis de comportamento real de redes de distribuição mediante diferentes circunstâncias operativas.

Graças às etapas de dedução detalhadas nos capítulos teóricos, evidenciou-se que os RTs utilizados em nível de distribuição podem ser satisfatoriamente descritos por modelos simplificados. Essa constatação propiciou a introdução de suas atuações, sumarizadas através da relação efetiva de transformação, nas expressões clássicas de parâmetros de interesse sem aumento significativo da complexidade dos cálculos.

Além disso, a análise de alimentadores radiais genéricos de diferentes números de barras facilitou a compreensão dos procedimentos efetuados, bem como dos padrões entre variáveis que emergem conforme os sistemas se tornam mais extensos. Pôde-se, assim, generalizar as formulações desenvolvidas de forma a adequá-las aos dados prontamente disponibilizados pela concessionária local.

Com as devidas hipóteses simplificadoras justificadas ao longo do trabalho, obteve-se por meio da proposta reproduções bem aproximadas dos perfis simulados via fluxo de carga convencional. Observou-se que o modo de operação associado à GD modifica as relações paramétricas do sistema, e que sua interação com os RTs da linha compromete a precisão das estimativas advindas das formulações clássicas. Isso se mostrou verdade durante todas as investigações de variação de tensão, requerimento de potência reativa e perdas elétricas dos sistemas.

Em relação à capacidade de hospedagem, o cenário de pior caso usualmente adotado em estudos preliminares serviu de ponto de partida para a expansão do conceito clássico de penetração máxima tolerável de uma única GD. Essa adaptação levou em consideração os efeitos benéficos das comutações de tape ao perfil de tensão e teve desempenho verificado com diversas frações de demanda. Viu-se que o conceito tradicional subestima demasiadamente a capacidade de hospedagem real

de redes reguladas por RTs, enquanto que o conceito proposto fornece estimativas mais acuradas, embora sensíveis ao valor de carga mínima fixado.

As comparações com as simulações de fluxo de carga de séries temporais constituíram, ainda, um benefício adicional da abordagem, uma vez que a dinâmica lenta dos RTs pôde ser satisfatoriamente traduzida em rotinas de programação. Com as pertinentes ressalvas relativas à reprodução da sequência de eventos, atestou-se à importância da análise de séries temporais e à flexibilidade da formulação proposta como ferramentas de estudo das interações entre RTs e GD.

Em suma, as formulações analíticas deste trabalho se provaram de grande valia ao aperfeiçoamento das estimações nos sistemas estudados. Isso as torna particularmente úteis no contexto das análises expeditas, pois possibilitam melhor entendimento e aproveitamento dos parâmetros descritivos de alimentadores radiais.

Adicionalmente aos benefícios práticos obtidos pelo operador da rede de distribuição, tais desenvolvimentos encontram aplicação em estratégias voltadas ao controle de tensão descentralizado, envolvendo por exemplo comunicação local entre RTs e unidades de GD, e em problemas de otimização de elevado número de iterações, uma vez que reduzem significativamente o custo computacional e o número total de etapas iterativas associadas à lógica de programação. A simplicidade das formulações analíticas deduzidas pode, dessa maneira, ser um artifício conveniente tanto aos procedimentos da concessionária quanto à elaboração de novas propostas de mitigação dos impactos da inserção de unidades de GD de alta penetração nas redes de distribuição.

7.2 Trabalhos Futuros

Sugestões de trabalhos correlatos à temática apresentada são citadas a seguir:

- Adaptação das formulações propostas à questão da reconfiguração topológica por manobra de chaveamento com alimentadores vizinhos;
- Avaliação da influência de diferentes níveis de curto-circuito dos sistemas nos equacionamentos e nas interações simuladas entre RTs e GD;
- Melhoria dos resultados mostrados por meio da generalização de equações exatas para parâmetros como a variação de tensão e o requerimento de potência reativa;

- Elaboração de estratégias de otimização da alocação de GDs em redes de distribuição com RTs através do conceito de capacidade de hospedagem descrito, ou variantes para lidar com o problema do compartilhamento;
- Estudos comparativos do aparato teórico desenvolvido com outras práticas de análise expedita encontradas na literatura, como métodos heurísticos;
- Desenvolvimento de abordagens analíticas similares para a modelagem matemática dos demais dispositivos de controle de tensão utilizados no âmbito da distribuição.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] IEA. Estatísticas de Eletricidade, 2019. Disponível em: <https://www.iea.org/statistics/electricity>.
- [2] MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. Boletim Mensal de Monitoramento do Sistema Elétrico Brasileiro, Janeiro 2019. Disponível em: www.mme.gov.br.
- [3] ANEEL. Unidades Consumidoras com Geração Distribuída, 2019. Disponível em: http://www2.aneel.gov.br/scg/gd/GD_Fonte.asp.
- [4] WALLING, R.A. et al. Summary of Distributed Resources Impact on Power Delivery Systems, IEEE Transactions On Power Delivery, [s. L.], v. 23, n. 3, p.1636-1644, 27 Junho 2008.
- [5] MASTER, C. L. Voltage rise: the Big Issue when Connecting Embedded Generation to Long 11kV Overhead Lines, Power Engineering Journal, [s. L.], v. 16, n. 1, pp. 5-12, Fevereiro 2002.
- [6] BRICE, C. W. Comparison of Approximate and Exact Voltage Drop Calculations for Distribution Lines, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, [s. L.], v. PAS-101, n. 11, pp. 4428-4431, Novembro 1982.
- [7] BOLLEN, M. H. J., GU, I. Y. H. Signal Processing of Power Quality Disturbances. [s. L.]: IEEE Press, 2006. 882 p.
- [8] LAVE, M., RENO M. J., PEPPANEN J. Distribution System Parameter and Topology Estimation Applied to Resolve Low-Voltage Circuits on Three Real Distribution Feeders, IEEE Transactions on Sustainable Energy, [s. L.], v. 10, n. 3, pp. 1585-1592, Julho 2019.
- [9] LIU, K., et al. Linear Power Flow Calculation of Distribution Networks with Distributed Generation, IEEE Access, [s. L.], v. 7, pp. 44686-44695, Abril 2019.
- [10] VOVOS, P. N., et al. Centralized and Distributed Voltage Control: Impact on Distributed Generation Penetration, IEEE Transactions On Power Systems, [s. L.], v. 22, n. 1, pp. 476-483, Fevereiro 2007.

- [11] ABDEL-MAWGOUD, H., et al. An Efficient Hybrid Approach for Optimal Allocation of DG in Radial Distribution Networks, International Conference on Innovative Trends in Computer Engineering, Aswan, Egito, Fevereiro 2018.
- [12] MIRZAEI, M., et al. An Analytical Method for Optimal Sizing of Different Types of DG in a Power Distribution System, IEEE International Conference on Power and Energy, Kuching, Malásia, Dezembro 2014.
- [13] KRYONIDIS, G. C., et al. A Nearly Decentralized Voltage Regulation Algorithm for Loss Minimization in Radial MV Networks with High DG Penetration, IEEE Transactions on Sustainable Energy, [s. L.], v. 7, n. 4, pp. 1430-1349, Outubro 2016.
- [14] MAHMUD, M. A., HOSSAIN, M. J., POTA, H. R. Voltage Variation on Distribution Networks with Distributed Generation: Worst Case Scenario, IEEE Systems Journal, [s. L.], v. 8, n. 4, pp. 1096-1103, Dezembro 2014.
- [15] CARVALHO, P. M. S., CORREIA, P. F., FERREIRA, L. A. F. M. Distributed Reactive Power Generation Control for Voltage Rise Mitigation in Distribution Networks, IEEE Transactions on Power Systems, [s. L.], v. 23, n. 2, pp. 766-772, Maio 2008.
- [16] SANSAWATT, T., et al. Decentralised Voltage Control for Active Distribution Networks, International Universities Power Engineering Conference, Glasgow, Reino Unido, Setembro 2009.
- [17] TESHOME, D. F., et al. A Reactive Power Control Scheme for DER-Caused Voltage Rise Mitigation in Secondary Systems, IEEE Transactions on Sustainable Energy, [s. L.], in press, 2019.
- [18] STANKOVIC, S., SODER, L. Analytical Estimation of Reactive Power Capability of a Radial Distribution System, IEEE Transactions on Power Systems, [s. L.], v. 33, n. 6, pp. 6131-6141, Novembro 2018.
- [19] MAHMUD, M. A., et al. Voltage Control of Distribution Networks with Distributed Generation Using Reactive Power Compensation, Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Melbourne, Austrália, Novembro 2011.

- [20] CARPANETO, E., et al. Voltage Controllability of Distribution Systems with Local Generation Sources, Bulk Power System Dynamics and Control, Cortina d'Ampezzo, Itália, Agosto 2004.
- [21] KERSTING, William H. Distribution System Modeling and Analysis. [s. L.]: Crc Press, 2001. 328 p.
- [22] ANEEL. Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – PRODIST, Módulo 8 – Qualidade da Energia Elétrica. Janeiro 2017
- [23] SZUVOVIVSKI, I. Alocação Simultânea de Bancos de Capacitores e Reguladores de Tensão em Sistemas de Distribuição Usando Algoritmos Genéticos e Fluxo de Potência Ótimo, Dissertação de Mestrado, Curitiba, 2008.
- [24] SHORT, T. A. Electric Power Distribution Handbook. 2. ed. [s. L.]: Crc Press, 2014. 898 p.
- [25] BRITO, H. R., SOUZA, V. M., VIEIRA, J. P. A. QSTS Simulation of Reverse Power Tap Changer Runaway Condition in Active Distribution Networks, Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, Niterói, Brasil, Maio 2018.
- [26] TOSHIBA AMÉRICA DO SUL LTDA. O que Interessa Saber sobre os Reguladores de Tensão Monofásicos com 32 Degraus, Outubro 2000.
- [27] KOSOW, I. L. Máquinas Elétricas e Transformadores. 1. ed. Globo, 1982. 689 p.
- [28] HARLOW, J. H. Electric Power Transformer Engineering. 3. ed. Crc Press, 2017. 693 p.
- [29] CHAPMAN S. J. Fundamentos de Máquinas Elétricas. 5. ed. Mc Graw-Hill, 2013.
- [30] FITZGERALD, A. E., KINGSLEY JR. C., UMANS, S. D. Máquinas Elétricas. 6. ed. Artmed, 2006. 505 p.
- [31] CASTRO, C. A., MURARI, C. A. F. A Lecture on Autotransformers for Power Engineering Students, IEEE Transactions on Education, [s. L.], v. 46, n. 3, pp. 373-378, Agosto 2003.
- [32] IEEE. Standard Requirements, Terminology and Test Code for Step-Voltage Regulators, Janeiro 2017.
- [33] ABNT. NBR 11809: Reguladores de Tensão – Especificação, 1991.

- [34] BAZRAFESHAN M., GATSIIS N., ZHU, H. Optimal Power Flow with Step-Voltage Regulators in Multi-Phase Distribution Networks, IEEE Transactions on Power Systems, [s. L.], in press, 2019.
- [35] ITB EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS. Regulador de Tensão Monofásico Tipo Transformador Por Degraus – Manual de Instruções; Jun. 2017, [Online]. Available: <https://www.itb.ind.br>
- [36] KUNDUR, P. Power System Stability and Control. Nova Iorque: McGraw-Hill, 1994, pp. 679-683.
- [37] COOPER POWER SERIES. CL-7 Voltage Regulator Control; Installation, Operation and Maintenance Instructions, Abril 2018.
- [38] BAGHERI, P., LIU, Y., XU, W., FEKADU, D. Mitigation of DER-caused over-voltage in MV distribution systems using voltage regulators. IEEE Power and Energy Technology Systems Journal, vol. 6, no. 1, pp. 1-10, Março 2019.
- [39] BRITO, H.R. et al. Impact of distributed generation on distribution systems with cascaded bidirectional step voltage regulators; International Conference on Industry Applications, São Paulo, 2018.
- [40] CARVALHO, R. C. Uma Metodologia para Análise Expedida da Máxima Injeção de Potência Ativa por Gerador Distribuído, Tese de Doutorado, Rio de Janeiro, Junho 2015.
- [41] BOGDAN, A. V., BOGDAN, V. A., GARKAVYI, K. A. Optimization of Power and Place of Connection of Photovoltaic System for Power Supply of Poultry Farm, International Ural Conference on Green Energy, Chelyabinsk, Rússia, Outubro 2018.
- [42] AYRES, H. M. Desenvolvimento de Metodologias de Análise de Geradores Distribuídos em Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica, Tese de Doutorado, Campinas, Outubro 2010.
- [43] IEEE. IEEE Guide for Conducting Distribution Impact Studies for Distributed Resource Interconnection IEEE Std 1547.7, 2013.
- [44] ROBERTSON J. New Optimal Power Flow Techniques to Improve Integration of Distributed Generation in Responsive Distribution Networks, Tese de Doutorado, Edimburgo, Inglaterra, Março 2015.

- [45] JENKINS, N.; EKANAYAKE, J.b.; STRBAC, G.. Distributed Generation. [s. L.]: The Institution Of Engineering And Technology, 2010. 296 p.
- [46] RANAMUKA, D., AGALGAONKAR, A. P., MUTTAQI, K. M. Innovative Volt/VAr control philosophy for future distribution systems embedded with voltage-regulating devices and distributed renewable energy resources. IEEE Systems Journal, in press, 2019.
- [47] TURITSYN, K., et al. Distributed Control of Reactive Power Flow in a Radial Distribution Circuit with High Photovoltaic Penetration, IEEE PES General Meeting, Providence, Estados Unidos, Julho 2010.
- [48] ZHANG, Z., OCHOA, L. F., VALVERDE, G. A Novel Voltage Sensitivity Approach for the Decentralized Control of DG Plants, IEEE Transactions on Power Systems, [s. L.], v. 33, n. 2, pp. 1566-1576, Março 2018.
- [49] TONHÁ, H. M. Análise da Geração Distribuída sob a Perspectiva da Maximização de Potência Injetada em Sistemas de Distribuição, Dissertação de Mestrado, Goiânia, Maio 2017.
- [50] QUEZADA, V. H. M., ABBAD, J. R., ROMAN, T. G. S. Assessment of Energy Distribution Losses for Increasing Penetration of Distributed Generation, IEEE Transactions on Power Systems, [s. L.], v. 21, n. 2, pp. 533-540, Maio 2006.
- [51] BISWAS, P. P., et al. A Multiobjective Approach for Optimal Placement and Sizing of Distributed Generators and Capacitors in Distribution Network, Applied Soft Computing, v. 60, pp. 268-280, Novembro 2017.
- [52] BOLLEN, M; HASSAN, F.; Integration of Distributed Generation in the Power System. [s. L.]; IEEE Press, 2011. 507 p.
- [53] ISMAEL, S. M., et al. State-Of-The-Art of Hosting Capacity in Modern Power Systems with Distributed Generation, Renewable Energy, v. 130, pp. 1002-1020, Janeiro 2019.
- [54] SENA, C. J., SOUSA, G. C. D. Tecnologias de Controle Dinâmico do Nível e Desequilíbrio de Tensão em Redes de Distribuição de 13,8 kV. Seminário Nacional de Distribuição de Energia Elétrica, Olinda, Brasil, Outubro 2008.

- [55] SINGHAL, A., AJJARAPU, V. Impact Assessment and Sensitivity Analysis of Distribution Systems with DG, North American Power Symposium, Charlotte, Estados Unidos, Outubro 2015.
- [56] SENJYU, T., et al. Optimal Distribution Voltage Control and Coordination with Distributed Generation, IEEE Transactions on Power Delivery, [s. L.], v. 23, n. 2, pp. 1236-1242, Abril 2008.
- [57] CANHA, L. N. PEREIRA, P. R., ANTUNES, M. Smart Voltage Regulator to Active Voltage Level Management of Distribution Networks, CIRED – Open Access Proceedings Journal, [s. L.], v. 2017, n. 1, pp. 855-859, Outubro 2017.
- [58] BAHADORNEJAD, M., NAIR, N. K. C. System Thevenin Impedance Estimation through On-Load Tap Changer Action, Australasian Universities Power Engineering Conference, Christchurch, Nova Zelândia, Dezembro 2010.
- [59] AGALGAONKAR, Y. P., PAL, B. C., JABR, R. A. Distribution voltage control considering the impact of PV generation on tap changers and autonomous regulators. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 29, no. 1, pp. 182-192, Janeiro 2014.
- [60] PEREIRA, C. A. N., CASTRO, C. A. Optimal Placement of Step Voltage Regulators in Distribution Systems, Bucharest PowerTech, Bucareste, Romênia, Junho/Julho 2009.
- [61] IBRAHIM, S., CRAMER A. M., LIAO, Y. Integrated Control of Voltage Regulators and Distributed Generation Inverters, Electric Power Systems Research, [s. L.], v. 169, pp. 45-52, Abril 2019
- [62] KERSTING, W. H. Radial Distribution Test Feeders, IEEE Engineering Society Winter Meeting, Columbus, Estados Unidos, Janeiro/Fevereiro 2001.
- [63] BRITO, H. R. et al. Efeitos 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, Belo Horizonte, 2019.
- [64] RENO, M. J., BRODERICK, R. J., GRIJALVA, S. Formulating a Simplified Equivalent Representation of Distribution Circuits for PV Impact Studies, Sandia National Laboratories Report, Abril 2013.

[65] ANEEL. Nota Técnica nº 0057/2014-SRD/ANEEL. Disponível em: http://www2.aneel.gov.br/aplicacoes/audiencia/arquivo/2014/026/documento/nota_tecnica_0057_srd.pdf.

[66] EPRI. Reference Guide: The Open Distribution System Simulator (OpenDSS), 2016.

[67] SOUZA, V. et al. Comparação entre Fluxo de Carga Convencional, Simulação QSTS e Simulação Dinâmica na Análise da Operação de Reguladores de Tensão em Redes de Distribuição Ativas, Encontro Regional Ibero-americano do CIGRÉ. Foz do Iguaçu, 2019.