

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA

LAURA CARVALHO DE CASTRO

Estudo da aplicação conjunta de reator a núcleo saturado e capacitor chaveado a tiristor como
solução para tensão em regime permanente de rede de distribuição.

Uberlândia

2026

LAURA CARVALHO DE CASTRO

Estudo da aplicação conjunta de reator a núcleo saturado e capacitor chaveado a tiristor como solução para tensão em regime permanente de rede de distribuição.

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à Faculdade de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia como requisito parcial para obtenção do título de bacharel em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Qualidade de Energia Elétrica

Orientador: Ivan Nunes Santos

Coorientador: Luciano Jorge Menezes

Uberlândia

2026

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

C355 Castro, Laura Carvalho de, 1999-
2026 Estudo da aplicação conjunta de reator a núcleo saturado e capacitor chaveado a tiristor como solução para tensão em regime permanente de rede de distribuição. [recurso eletrônico] / Laura Carvalho de Castro. - 2026.

Orientador: Ivan Nunes Santos.

Coorientador: Luciano Jorge Menezes.

Trabalho de Conclusão de Curso (graduação) - Universidade Federal de Uberlândia, Graduação em Engenharia Elétrica.

Modo de acesso: Internet.

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia elétrica. I. Santos, Ivan Nunes, 1979-, (Orient.). II. Menezes, Luciano Jorge, 1988-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

CDU: 621.3

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091

Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074

LAURA CARVALHO DE CASTRO

Estudo da aplicação conjunta de reator a núcleo saturado e capacitor chaveado a tiristor como solução para tensão em regime permanente de rede de distribuição.

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à Faculdade de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia como requisito parcial para obtenção do título de bacharel em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Qualidade de Energia Elétrica

Uberlândia, 08/07/2026.

Banca Examinadora:

Ivan Nunes Santos – Doutor (UFU)

Luciano Jorge Menezes – Mestre/Doutorando (UFU)

Paulo Henrique Oliveira Rezende – Doutor (UFU)

Jordana Alves de Freitas – Mestre/Doutorando (UFU)

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por estar sempre do meu lado, me guiando em cada decisão e me capacitando para vencer cada obstáculo.

A minha avó, Maria Divina, por tudo. Ela é meu exemplo e inspiração! Sempre me incentivou a estudar e me apoiou em todas as fases da minha vida.

Ao meu namorado, Lucas, por ser meu companheiro. Ele me traz leveza e calma em todos os momentos difíceis.

Ao meu orientador e coorientador, Ivan e Luciano, por todo apoio durante a execução desse trabalho. Eu admiro o trabalho e dedicação de vocês.

“Confie no Senhor de todo o seu coração e
não se apoie em seu próprio entendimento;
reconheça-o em todos os seus caminhos, e ele
endireitará as suas veredas.”
(Provérbios 3:5-6)

RESUMO

O presente trabalho aborda os desafios operativos na rede de distribuição de energia elétrica decorrentes da expansão da geração distribuída e da eletromobilidade. O objetivo consiste em modelar, analisar e mitigar as variações de tensão de longa duração, focando nos fenômenos de sobretensão diurna e subtensão noturna.

Para a realização da pesquisa, adota-se uma metodologia de modelagem computacional no ambiente Matlab/Simulink. Utiliza-se como base o sistema de teste de quatorze barras do IEEE, adaptado para a tensão de treze mil e oitocentos volts, com foco em um barramento periférico. O método divide-se na calibração de um cenário de distúrbios sem compensação e na posterior implementação de duas tecnologias mitigadoras: um reator a núcleo saturado com configuração de doze pulsos e um capacitor chaveado a tiristor. Os parâmetros de modelagem baseiam-se em critérios de curto-circuito normativos de concessionárias brasileiras e nos limites de qualidade estipulados pela agência reguladora nacional.

Os resultados obtidos no sistema base validam a gravidade dos distúrbios, registrando uma sobretensão crítica devido à injeção solar fotovoltaica e um afundamento crítico decorrente do carregamento de veículos elétricos. Com a inserção dos sistemas mitigadores, o reator drena o excesso de reativos e limita a sobretensão ao teto normativo. A análise espectral confirma o cancelamento das harmônicas de ordens inferiores no Reator a Núcleo Saturado, restringindo as distorções à décima primeira e décima terceira ordens. No cenário noturno, o capacitor chaveado compensa a demanda reativa e restabelece a tensão em menos de um ciclo após o acionamento, mitigando transientes por meio de estratégias de gatilho síncrono.

Conclui-se que a atuação conjunta entre o controle magnético do reator e a flexibilidade eletrônica do capacitor chaveado constitui uma solução integrada, robusta e eficiente. Como perspectivas futuras, aponta-se o desenvolvimento de filtros passivos para as harmônicas residuais e a aplicação de algoritmos de controle preditivo ou lógica nebulosa para a adaptação em tempo real ao comportamento da eletromobilidade.

Palavras-chave: qualidade de energia elétrica; reator a núcleo saturado; capacitor chaveado a tiristor; geração distribuída; veículos elétricos.

ABSTRACT

This study addresses the operational challenges in the electrical energy distribution network resulting from the expansion of distributed generation and electromobility. The objective consists in modeling, analyzing, and mitigating long-duration voltage variations, focusing on the phenomena of daytime overvoltage and nighttime undervoltage.

To conduct the research, a computational modeling methodology is adopted within the Matlab/Simulink environment. The IEEE fourteen-bus test system is used as a base, adapted for a voltage of thirteen thousand eight hundred volts, focusing on a peripheral busbar. The method is divided into the calibration of a disturbance scenario without compensation and the subsequent implementation of two mitigating technologies: a twelve-pulse configuration saturated-core reactor and a thyristor-switched capacitor. The modeling parameters are based on standard short-circuit criteria from Brazilian utilities and on quality limits stipulated by the national regulatory agency.

The results obtained in the base system validate the severity of the disturbances, recording a critical overvoltage due to photovoltaic solar injection and a critical sag resulting from electric vehicle charging. With the insertion of the mitigating systems, the reactor drains the excess of reactives and limits the overvoltage to the regulatory ceiling. The spectral analysis confirms the cancellation of lower-order harmonics, restricting distortions to the eleventh and thirteenth orders. In the nighttime scenario, the switched capacitor compensates for the reactive demand and restores the voltage in less than one cycle after activation, mitigating transients through synchronous triggering strategies.

It is concluded that the joint operation between the magnetic control of the reactor and the electronic flexibility of the switched capacitor constitutes an integrated, robust, and efficient solution. As future perspectives, the development of passive filters for residual harmonics and the application of predictive control algorithms or fuzzy logic are pointed out for real-time adaptation to electromobility behavior.

Keywords: electric power quality; saturated-core reactor; thyristor-switched capacitor; distributed generation; electric vehicles.

Sumário

1	INTRODUÇÃO.....	9
1.1	Considerações Iniciais	9
1.2	Variações de Tensão de Longa Duração.....	10
1.3	Critérios de Classificação de Tensão.....	11
1.4	Reator a Núcleo Saturado (RNS)	12
1.5	Configuração RNS Twin-Triples de 12 pulsos	13
1.6	Capacitor Chaveado a Tiristor (CCT).....	14
2	MODELAGEM COMPUTACIONAL	17
2.1	Modelagem do cenário de Distúrbios Dinâmicos (Sistema Base).....	17
2.2	Validação dos Resultados no Barramento.....	22
2.3	Implementação dos Sistemas de Mitigação: Reator a Núcleo Saturado Twin-Tripler e Capacitor Chaveado a Tiristor.....	24
2.3.1	<i>Parametrização Eletromagnética do RNS</i>	<i>24</i>
2.3.2	<i>Parametrização do Capacitor Chaveado a Tiristor</i>	<i>29</i>
3	CONCLUSÃO.....	35
	REFERÊNCIAS.....	36

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

A transição energética global tem impulsionado a busca por modelos de desenvolvimento sustentável, centrados na descarbonização das matrizes elétricas. No cenário brasileiro, esse movimento manifesta-se de forma expressiva por meio da expansão da Geração Distribuída (GD), especialmente a fonte fotovoltaica. Esse crescimento foi catalisado por incentivos regulatórios estabelecidos pela agência setorial, que instituiu critérios favoráveis à micro e minigeração. Tal política não apenas fomenta a produção de energia renovável próxima ao centro de carga, reduzindo a dependência de fontes fósseis e a emissão de gases de efeito estufa, como também democratiza o acesso à geração própria de eletricidade.

Contudo, a inserção massiva de GD nas redes de distribuição acarreta desafios operacionais significativos, sendo o aumento dos níveis de tensão um dos principais efeitos colaterais. Em diversos casos, a injeção de potência ativa durante os períodos de pico de irradiação solar eleva a tensão para patamares que excedem os limites normativos estabelecidos pelos Procedimentos de Distribuição (PRODIST). Essa sobretensão representa um risco crítico, podendo causar danos a equipamentos de consumidores e gerar multas severas às concessionárias de energia. Diante da necessidade de mitigação desse problema, observa-se o ressurgimento de pesquisas voltadas a dispositivos eletromagnéticos, com destaque para o Reator a Núcleo Saturado, equipamento capaz de atuar no controle de tensão através do consumo de potência reativa excedente.

Todavia, o desafio da estabilidade de tensão na rede contemporânea não se restringe ao período diurno. Verifica-se, paralelamente, o surgimento de problemas de subtensão durante o período noturno, fenômeno gerado sobretudo pela crescente inserção de veículos elétricos (VEs) nas redes de baixa tensão. Dessa forma, o sistema de distribuição passa a enfrentar um regime de operação complexo: sobretensões causadas pela geração solar durante o dia e subtensões decorrentes do carregamento de VEs à noite. Nesse contexto, faz-se necessária uma estratégia de compensação de reativos abrangente. Para tanto, propõe-se a atuação conjunta do Reator a Núcleo Saturado com bancos de capacitores. Enquanto o primeiro mitiga a sobretensão ao consumir reativos, o segundo fornece o suporte necessário para corrigir a subtensão, constituindo uma solução completa para a manutenção da conformidade dos níveis de tensão em ambos os cenários críticos.

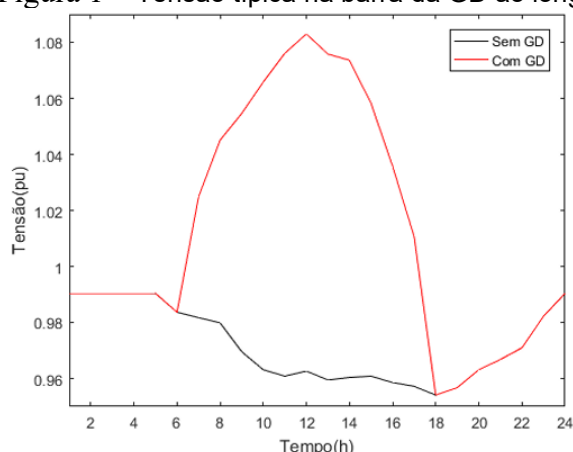
1.2 Variações de Tensão de Longa Duração

As Variações de Tensão de Longa Duração (VTLD) consistem em desvios do valor eficaz da tensão por períodos superiores a três minutos, caracterizando o comportamento do sistema elétrico em regime permanente. Diferente dos fenômenos transitórios, que possuem natureza curta e muitas vezes aleatória, as VTLDs estão diretamente ligadas ao equilíbrio entre a carga e a geração no sistema, sendo influenciadas pelas impedâncias da rede e pelos dispositivos de regulação existentes.

O controle dessas variações é um dos pilares da Qualidade de Energia Elétrica (QEE), uma vez que a operação fora dos limites nominais pode comprometer o desempenho de equipamentos, elevar as perdas joulicas, reduzir a vida útil de isolantes, entre outros efeitos danosos. No cenário atual, esse controle enfrenta desafios bidirecionais:

- **Sobretensões em Regime Permanente:** Fenômeno frequentemente associado à penetração de Geração Distribuída (GD). Em períodos de alta irradiância e baixa demanda de carga, o fluxo reverso de potência pode elevar o perfil de tensão acima dos limites suportáveis pela rede (Figura 1).

Figura 1 – Tensão típica na barra da GD ao longo do dia.



Fonte: Revista Matheus Garcia (2022, p. 6).

- **Subtensões em Regime Permanente:** Historicamente ligadas à sobrecarga de circuitos ou finais de linha, essas quedas de tensão tendem a ser intensificadas pela nova dinâmica da eletromobilidade. O carregamento simultâneo de Veículos Elétricos (VEs), especialmente no período noturno, introduz uma carga considerável que exige suporte de reativos para a manutenção dos níveis de tensão.

Para lidar com esses desafios, a engenharia de sistemas de potência utiliza técnicas de mitigação que buscam ajustar o fluxo de potência reativa. Dispositivos como o Reator de Núcleo Saturado (RNS) e o Capacitor Chaveado a Tiristor (CCT) destacam-se pela velocidade de resposta, permitindo uma compensação dinâmica que mantém o regime permanente dentro de padrões operacionais seguros. A avaliação rigorosa dessas condições, bem como os critérios para classificação da severidade dessas variações, segue as diretrizes regulatórias vigentes no país, conforme detalhado a seguir.

1.3 Critérios de Classificação de Tensão

No Brasil, a conformidade dos níveis de tensão de regime permanente é estabelecida pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) através dos Procedimentos de Distribuição (PRODIST). De acordo com o **Módulo 8** (ANEEL, 2021), a qualidade do produto é avaliada pela conformidade da tensão de leitura (V_l) em relação à tensão nominal (V_n) do sistema.

Para o nível de tensão de **13,8 kV**, classificado como Média Tensão (MT), os limites de variação são definidos em três faixas operacionais. Este nível representa o principal nível de tensão do sistema brasileiro de distribuição. Conforme a Tabela 1, a classificação considera o impacto técnico na rede e nos equipamentos conectados.

Tabela 1 – Limites de Tensão para 13,8 kV

CLASSIFICAÇÃO	FAIXA DE VARIAÇÃO (P.U.)	VALORES CALCULADOS
Adequada	$0,93 V_n \leq V_l \leq 1,05 V_n$	12,83 kV a 14,49 kV
Precária	$0,90 V_n \leq V_l < 0,93 V_n$	12,42 kV a 12,83 kV
Crítica	$V_l < 0,90 V_n$ ou $V_l > 1,05 V_n$	Abaixo de 12,42 kV ou Acima de 14,49 kV

Fonte: Adaptado de ANEEL (2021).

Além disso, a distribuidora deve garantir que a tensão permaneça na faixa adequada na maior parte do tempo. O descumprimento é medido por dois indicadores principais:

- **DRP (Duração Relativa de Transgressão de Tensão Precária):** Percentual de tempo em que a tensão ficou na faixa precária.

$$DRP = \frac{n_p}{n} 100\%$$

- DRC (Duração Relativa de Transgressão de Tensão Crítica): Percentual de tempo em que a tensão ficou na faixa crítica.

$$DRC = \frac{n_c}{n} 100\%$$

Onde:

- n_p : número de leituras classificadas como precárias;
- n_c : número de leituras classificadas como críticas;
- n : número total de leituras válidas no período de integração (normalmente 1008 leituras para uma semana de medição com intervalos de 10 minutos).

A distribuidora é considerada em conformidade quando os valores apurados respeitam os limites estabelecidos pela agência reguladora. Para unidades consumidoras individuais, os limites usuais são:

- $DRP \leq 3\%$
- $DRC \leq 0,5\%$

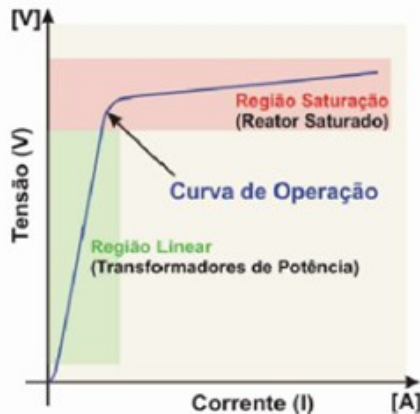
Caso sejam ultrapassados, a norma prevê o pagamento de uma compensação financeira ao consumidor, o que torna esses indicadores ferramentas essenciais de regulação econômica e técnica.

1.4 Reator a Núcleo Saturado (RNS)

O RNS é um dispositivo eletromagnético cujas propriedades físicas e aspectos construtivos apresentam grande similaridade com os transformadores de potência, embora sua filosofia operacional seja divergente por apresentar um comportamento fortemente não-linear. Amplamente difundida na década de 60, essa tecnologia se destaca por utilizar princípios físicos simples, demandar menores investimentos financeiros e oferecer maior robustez e manutenção reduzida em comparação a sistemas com controle rígido de tensão.

O princípio de funcionamento do RNS fundamenta-se na sua curva característica de operação ($V \times I$), que é diretamente relacionada ao material magnético do núcleo, conferindo ao equipamento uma impedância variável de acordo com o nível de tensão do barramento. A Figura [2] ilustra a condição de funcionamento em que o reator saturado irá atuar.

Figura 2 – Relação $V \times I$ para dispositivos não lineares.



Fonte: Tese Camilla Chaves (2016, p. 49).

Diferente dos reatores tradicionais lineares, o RNS atua na região de saturação da sua curva, de modo que, sob tensões inferiores a um valor de projeto, opera com baixa saturação e reduzida corrente indutiva, mas, ao atingir o ponto de saturação, a corrente é aumentada drasticamente para pequenos incrementos de tensão.

Apesar de sua eficácia, a natureza não-linear do reator saturado introduz níveis apreciáveis de correntes harmônicas, criando um ambiente propício à ocorrência de fenômenos de ressonância e ferro-ressonância. Para atenuar tais efeitos, foi utilizado o arranjo *Twin-Tripler* de 12 pulsos que será descrito no próximo tópico.

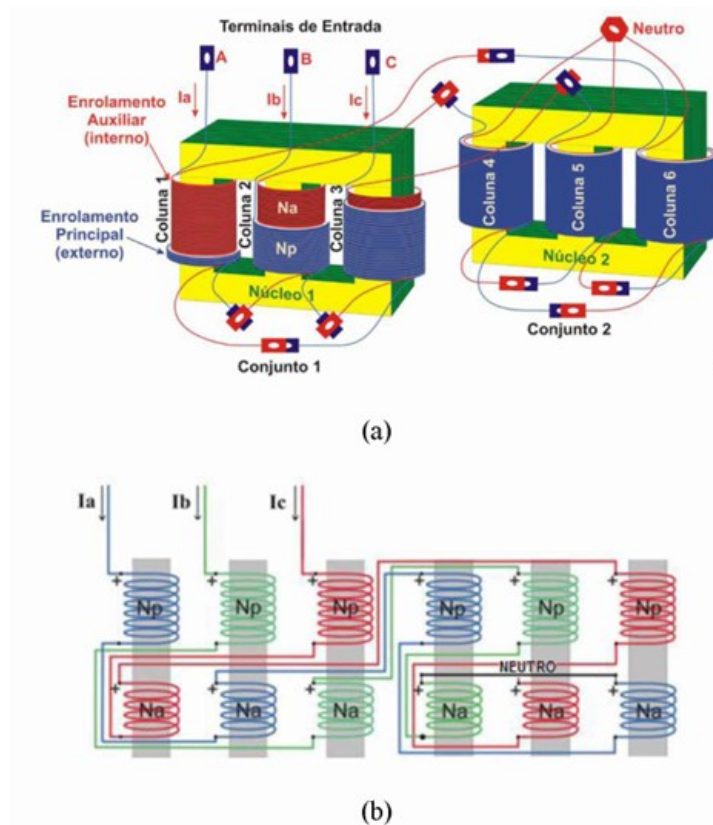
1.5 Configuração RNS Twin-Triple de 12 pulsos

A principal desvantagem do emprego de RNS em sistemas elétricos é a introdução de elevados níveis de distorções harmônicas, visto que as correntes obtidas de unidades monofásicas revelam a presença de todos os componentes de ordem ímpar, bem como perdas elétricas.

Para mitigar esses efeitos de distorções harmônicas e viabilizar a aplicação dessa solução, utiliza-se o regulador *Twin-Tripler*, ou reator saturado de 12 pulsos, que consiste em um equipamento constituído por dois núcleos magnéticos trifásicos idênticos, cada qual formado por três colunas sobre as quais são montados dois enrolamentos concêntricos interconectados em série (Figura 3). Esses enrolamentos, denominados principal (N_p) e auxiliar (N_a), assemelham-se a dois transformadores cujas fases estão interligadas na formação zigzague e estrela com neutro flutuante.

Sob condições ideais, o Twin-Tripler produz apenas harmônicas de ordem $12k \pm 1$, sendo o cancelamento das ordens inferiores, como a 5ª e a 7ª, garantido pela relação de 0,366 entre o número de espiras dos enrolamentos auxiliar e principal. Essa proporção assegura um conjunto de seis ondas de forças magnetomotrizes (fmm's) deslocadas entre si em 30° , permitindo que, durante o ciclo operativo dividido em seis intervalos, cada unidade passe por estágios sucessivos de saturação plena e não-saturação. Durante a fase não saturada, a coluna correspondente absorve a maior parte da tensão da fonte e as fmm's criadas pelas correntes são equilibradas em zero, resultando em uma configuração construtiva que elimina grande parte do espectro harmônico e injeta na rede apenas componentes de ordens superiores, como a 11ª e a 13ª.

Figura 3 – Reator a núcleo saturado: (a) arranjo construtivo Twin-Tripler; (b) conexão entre as bobinas.



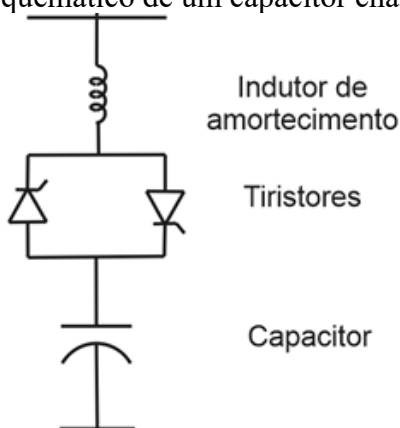
Fonte: Tese Camilla Chaves (2016, p. 52).

1.6 Capacitor Chaveado a Tiristor (CCT)

Complementando a atuação do Reator de Núcleo Saturado no controle de tensões elevadas, o Capacitor Chaveado a Tiristor surge como uma solução voltada ao suporte de

reativos e à correção de subtensões na rede. O funcionamento deste dispositivo baseia-se na comutação eletrônica de estágios capacitivos através de pares de tiristores em antiparalelo (Figura 4), permitindo que a inserção de potência reativa ocorra de maneira dinâmica e fracionada em degraus. Para assegurar a integridade da operação, utiliza-se um indutor de amortecimento em série com o banco, componente essencial para restringir as taxas de variação de corrente ($\frac{di}{dt}$) e deslocar a frequência de ressonância do conjunto, protegendo o sistema contra ressonâncias harmônicas e picos de corrente durante o chaveamento.

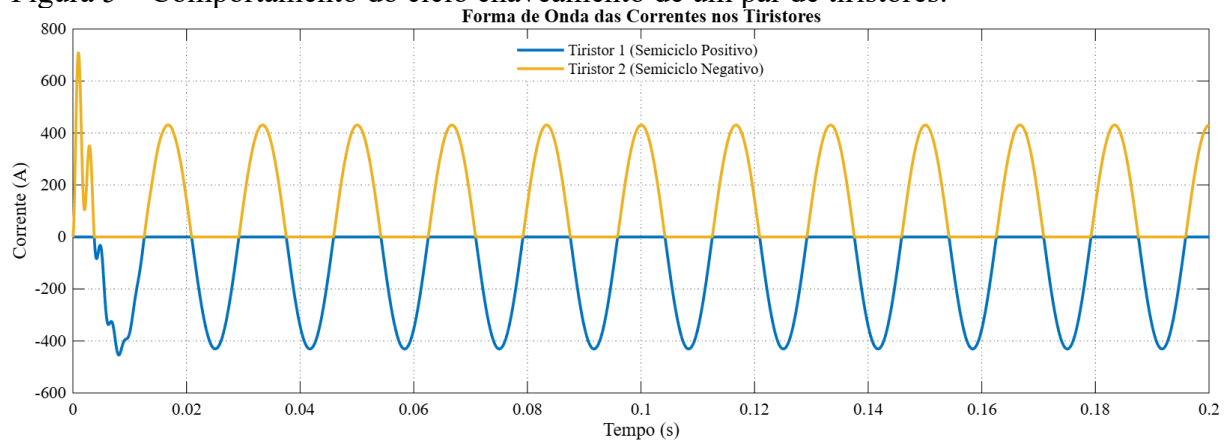
Figura 4 – Esquemático de um capacitor chaveado a tiristor.



Fonte: Dissertação Rodrigo Lima (2017, p. 61).

A fim de facilitar o entendimento do ciclo de chaveamento dos tiristores, o circuito foi montado no simulador Simulink e o gráfico da onda de tensão gerada é ilustrado na Figura 5. No semiciclo positivo (onda azul), o tiristor que está polarizado diretamente recebe um pulso de disparo no terminal de gatilho (gate). Ele fecha o circuito e a corrente flui, acompanhando o formato da tensão da fonte. O tiristor só para de conduzir quando a corrente atinge o zero natural da rede (comutação natural). Já no semiciclo negativo (onda amarela), o primeiro tiristor entra em bloqueio reverso e o segundo (montado em oposição) fica polarizado diretamente. Um novo pulso de disparo é enviado ao gate e assumindo a condução, ele permite que a parte negativa da senoide passe para a carga. Da mesma forma, ele se desliga automaticamente quando a corrente tenta inverter o sentido ao final do semiciclo.

Figura 5 – Comportamento do ciclo chaveamento de um par de tiristores.



Fonte: A autora.

Nesse exemplo, os tiristores disparam com ângulo de 0° , fazendo com que a senoide esteja praticamente completa. Com um atraso no disparo, a onda teria um “degrau” no início de cada semiciclo.

A aplicação desta tecnologia neste trabalho foca especificamente no período noturno, visando compensar as quedas de tensão acentuadas pelo carregamento de Veículos Elétricos (VEs). A precisão no controle do ângulo de disparo dos semicondutores permite uma resposta ágil e suave à demanda de carga desses veículos, superando as limitações dos métodos de manobra mecânica tradicionais. Portanto, é importante que o disparo ocorra no pico da tensão da rede (se o capacitor estiver descarregado) ou quando a tensão da rede igualar a do capacitor, para evitar transientes de corrente.

2 MODELAGEM COMPUTACIONAL

Neste ponto, o trabalho visa validar o comportamento dinâmico do sistema de compensação e garantir que os parâmetros definidos anteriormente atendam aos requisitos de mitigação. Desta forma, utilizando o software Matlab/Simulink, a simulação computacional é realizada em etapas.

2.1 Modelagem do cenário de Distúrbios Dinâmicos (Sistema Base)

Originalmente, a rede teste utilizada (IEEE 14 barras) foi modificada para projetar um arranjo computacional capaz de simular, em duas simulações independentes, ambas parametrizadas sob uma janela temporal de 0,3 segundos, estruturadas da seguinte forma:

Ensaio 1: Análise do Impacto Fotovoltaico e Atuação do RNS

- Intervalo de 0,0 a 0,1 s (Regime Permanente Inicial): Período em que a tensão opera estabilizada em seu valor nominal;
- Intervalo de 0,1 a 0,2 s (Sobretensão): Período em que a amplitude da tensão sofre uma elevação abrupta induzida pelo perfil de injeção da geração fotovoltaica distribuída, atingindo um patamar crítico antes da compensação magnética;
- Intervalo de 0,2 a 0,3 s (Retorno ao Regime Permanente): Período de recuperação em que o sistema restabelece o equilíbrio, retornando a tensão para o patamar nominal;

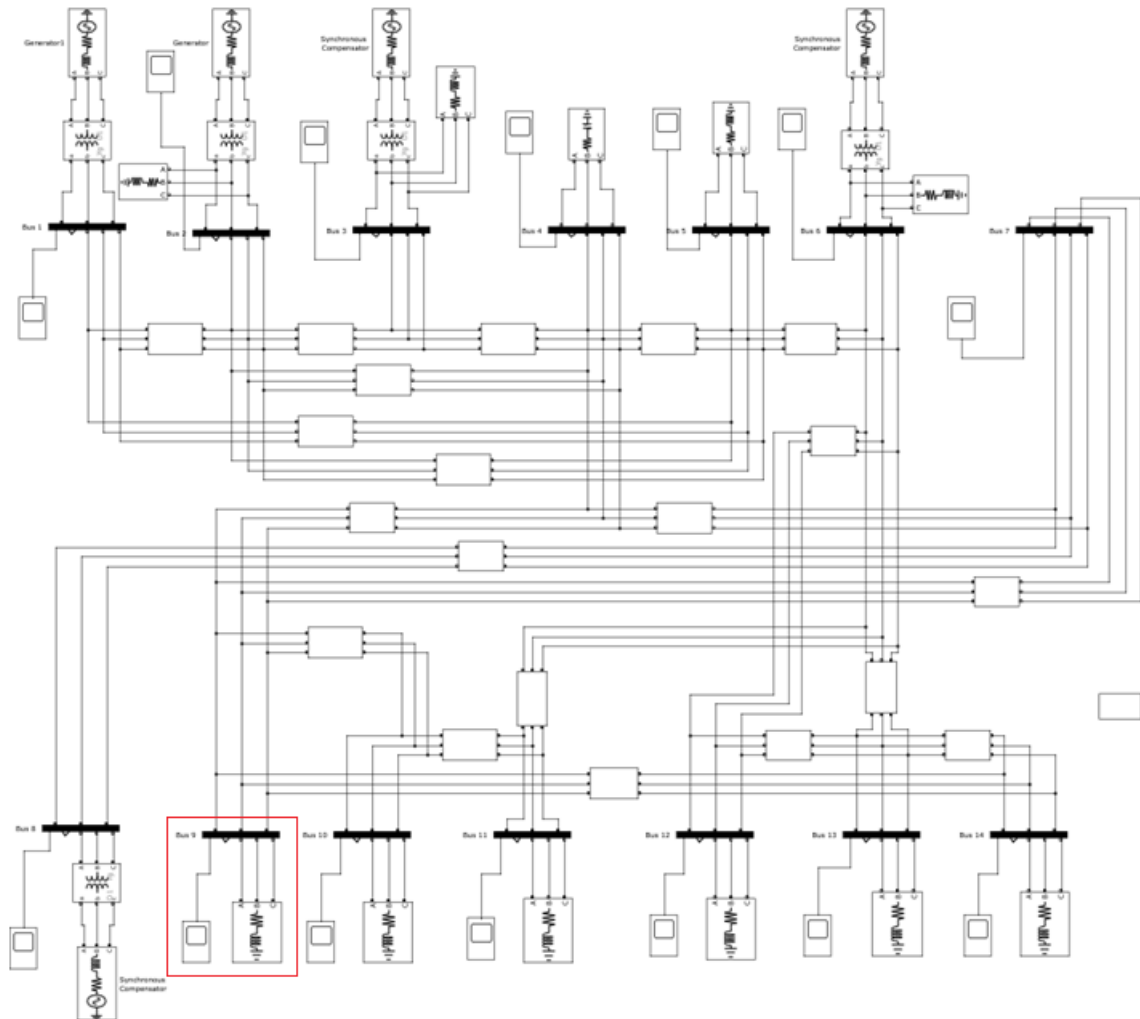
Ensaio 2: Análise da Demanda por Eletromobilidade e Atuação do CCT

- Intervalo de 0,0 a 0,1 s (Regime Permanente Inicial): Período inicial de estabilização da rede com a onda operando em seu valor nominal;
- Intervalo de 0,1 a 0,2 s (Subtensão): Período em que ocorre uma queda acentuada e severa na amplitude da onda, atingindo um patamar crítico devido ao acoplamento dinâmico simultâneo de veículos elétricos;
- Intervalo de 0,2 a 0,3 s (Pós-recuperação e Regime Permanente Final): Intervalo final de simulação onde o sistema volta a operar estabilizado.

O sistema de teste IEEE 14 barras é um modelo padrão amplamente utilizado em estudos de fluxo de carga, estabilidade, transitórios e otimização de sistemas de potência. A rede é composta por 14 barramentos e 20 ramais de interconexão (linhas de transmissão e transformadores com comutação de tap sob carga), sendo estruturada com dois geradores síncronos ativos nas barras 1 (adotada como barra de folga) e 2, três compensadores síncronos para suporte de reativos nas barras 3, 6 e 8, e 11 barras de carga do tipo PQ.

Representada na Figura 6 (sublinhada em vermelho), a barra 9 (Bus 9) foi selecionada por sua distância elétrica dos geradores síncronos e demanda de carga fortemente indutiva. Essa elevada vulnerabilidade a distúrbios elétricos a torna o cenário ideal para a avaliação das soluções propostas neste trabalho.

Figura 6 – Sistema IEEE 14 barras.



Fonte: A autora.

Conectada a essa rede equivalente, o barramento já conta com uma carga pesada em regime permanente de 29,5 MW de potência ativa e 16,6 MVar de potência reativa, que faz com que a tensão inicialmente já esteja um pouco abaixo da nominal (0,977 p.u.).

Precedendo a simulação do regime de sobretensão, implementou-se uma etapa de ensaio utilizando o circuito acoplado a um banco de capacitores trifásico em paralelo (Figura 7). O propósito central dessa configuração foi quantificar a potência reativa de dimensionamento do RNS necessária para a regulação do perfil de tensão na Barra 9. Para tanto, estabeleceu-se uma capacitância fixa de 1,755 mF de modo a forçar o estresse da barra até o patamar de 1,10 p.u. (15.180 V), considerando a impedância equivalente do sistema IEEE 14 barras, de acordo com a Equação 1:

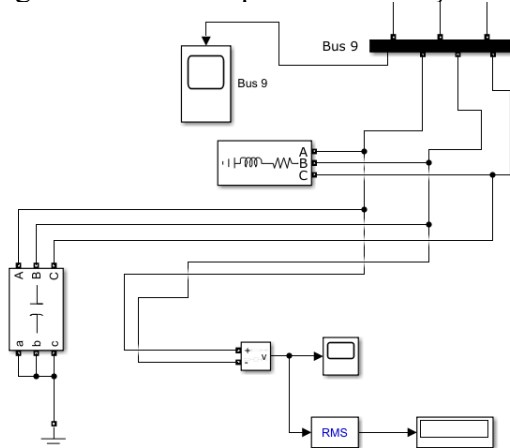
$$Q_C = 2\pi * \mathcal{F} * C * V_{RMS}^2 \quad (1)$$

Onde:

- Q_C é a potência reativa trifásica injetada pelo banco de capacitores (Var);
- $\mathcal{F}$ é a frequência fundamental da rede brasileira (60 Hz);
- C é a capacitância equivalente alocada (1,755 mF);
- V_{RMS} é a tensão eficaz de linha resultante na barra (15.180V).

O cálculo resultou em uma injeção reativa de $Q_C \approx 152,05$ MVar. A partir desse montante, determinou-se de forma analítica a potência nominal necessária para o Reator de Núcleo Saturável (RNS).

Figura 7 – Circuito para determinação da potência reativa necessária do RNS.



Fonte: A autora.

Concluída essa etapa de determinação analítica e o mapeamento da potência reativa requerida pelo Reator a Núcleo Saturado, o banco de capacitores foi retirado do circuito de

simulação. Para a simulação definitiva do cenário de distúrbio e análise do comportamento do reator mitigador, configurou-se a própria Fonte de Tensão Trifásica Programável (*Three-Phase Programmable Voltage Source*) para aplicar um degrau de sobretensão. Esse distúrbio foi parametrizado para elevar a tensão de 1,0 p.u. para 1,10 p.u. no instante $t = 0,1$ s, mantendo-se esse patamar até 0,2 s. Essa estratégia eliminou transientes numéricos severos de chaveamento físico e correntes de inrush que comprometeriam a convergência do solver contínuo ao utilizarmos o capacitor com disjuntor. Uma vez que essa fonte programável opera como um barramento infinito ideal, implementou-se em série um bloco *Three-Phase Series RLC Branch* configurado como um ramo indutivo-resistivo (RL), concebendo o circuito equivalente de Thévenin da rede. O dimensionamento dos parâmetros de resistência (R_S) e indutância (L_S) do equivalente baseou-se nos critérios de proteção e dimensionamento vigentes nas concessionárias de energia elétrica brasileiras para a tensão de 13,8 kV. Adotou-se como premissa uma potência de curto-circuito simétrica de $S_{CC} = 350$ MVA, valor normativo padrão estabelecido para garantir que o ponto de conexão possua capacidade de interrupção compatível com disjuntores comerciais de 16 kA, em conformidade com as diretrizes para fornecimento em tensão primária de distribuição (ENERGISA, 2024). O módulo da impedância de curto-circuito (Z_{CC}) foi obtido por meio da Equação 2:

$$Z_{CC} = \frac{V_n^2}{S_{CC}} \quad (2)$$

Considerando que a Barra 9 (IEEE 14 barras) atua como um barramento periférico robusto abastecido por acoplamentos magnéticos de transformadores, sua impedância de curto-circuito apresenta um comportamento predominantemente indutivo. Para refletir essa característica física, adotou-se como premissa de projeto a relação $X/R = 10$, patamar que se alinha aos parâmetros de assimetria transitória observados em subestações dessa classe de tensão. A partir da aplicação do arco-tangente sobre essa relação ($\theta = \arctan(10)$), fixa-se o ângulo da impedância equivalente em aproximadamente $84,29^\circ$, validando matematicamente a predominância da reatância sobre as perdas ôhmicas da rede.

A decomposição do módulo Z_{CC} nos componentes de resistência de curto-circuito (R_S) e reatância de curto-circuito (X_S) foi realizada pelas Equações 3 e 4, respectivamente:

$$R_S = Z_{CC} * \cos(\theta) \quad (3)$$

$$X_S = Z_{CC} * \sin(\theta) \quad (4)$$

Por fim, a indutância equivalente de inserção (L_S) foi calculada considerando a frequência fundamental do sistema elétrico brasileiro de $f = 60$ Hz, conforme expresso pela Equação 5:

$$L_S = \frac{X_S}{2\pi * \mathcal{F}} \quad (5)$$

A substituição dos valores numéricos nas formulações supracitadas resultou nos parâmetros:

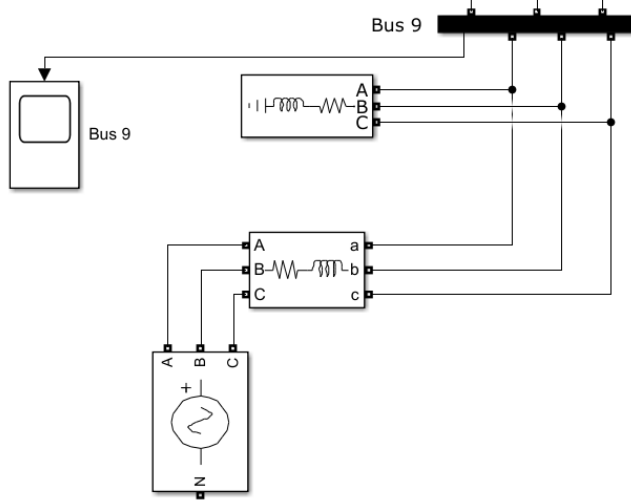
$$Z_{CC} = 0,5441;$$

$$R_S = 0,0538 \, \Omega;$$

$$L_S = 1,4282 \, \text{mH}.$$

A inclusão dessa impedância série garante que, ao aplicar o degrau de sobretensão programado para 1,10 p.u. no instante $t = 0,1 \, \text{s}$, a circulação de corrente reativa drenada pelo reator promova uma queda de tensão real sobre o equivalente de rede. Dessa forma, simula-se com fidelidade a dinâmica de regulação de regime permanente na Barra 9, mitigando o estresse elétrico sem mascarar os efeitos de saturação magnética. O arranjo topológico resultante é apresentado na Figura 8.

Figura 8 – Esquema de modelagem para aplicação de degrau de sobretensão.



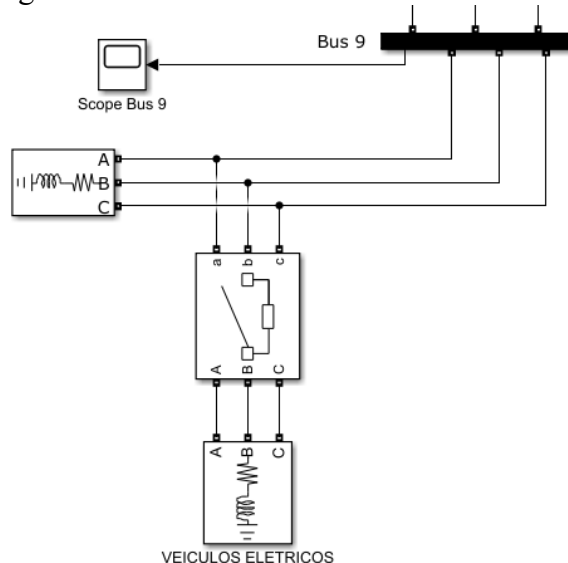
Fonte: A autora.

Para gerar o afundamento de tensão, inseriu-se um disjuntor trifásico (*Three-Phase Breaker*) programado para fechar exatamente no instante $t = 0,1$ segundos e abrir em 0,2 segundos novamente. Este disjuntor acoplou em paralelo na *Bus 9* uma carga trifásica industrial massiva (*Three-Phase Series RLC Load*). Para estimar o parâmetro da potência ativa e reativa desse bloco, projetou-se um cenário de demanda focado na expansão da mobilidade elétrica em larga escala. Para configurar o pior cenário operacional possível para a rede, representando uma condição crítica onde os sistemas de recarga operam sob regime de forte demanda de reativos

e sem sistemas avançados de compensação local, adotou-se um fator de potência de 0,85 indutivo.

Dessa forma, com base na resposta dinâmica do modelo, a carga foi parametrizada no *software* Simulink com uma potência ativa total de 130MW e uma demanda reativa indutiva calculada de 80,57MVar. O circuito completo é mostrado na Figura 9.

Figura 9 – Circuito de análise de subtensão.



Fonte: A autora.

2.2 Validação dos Resultados no Barramento

A resposta dinâmica do sistema foi monitorada através de blocos de medição trifásicos conectados ao instrumento de leitura (*Scope*) da *Bus 9*. O modelo do ensaio 1 foi processado em modo contínuo através do bloco *powergui* e do ensaio 2 em modo discreto.

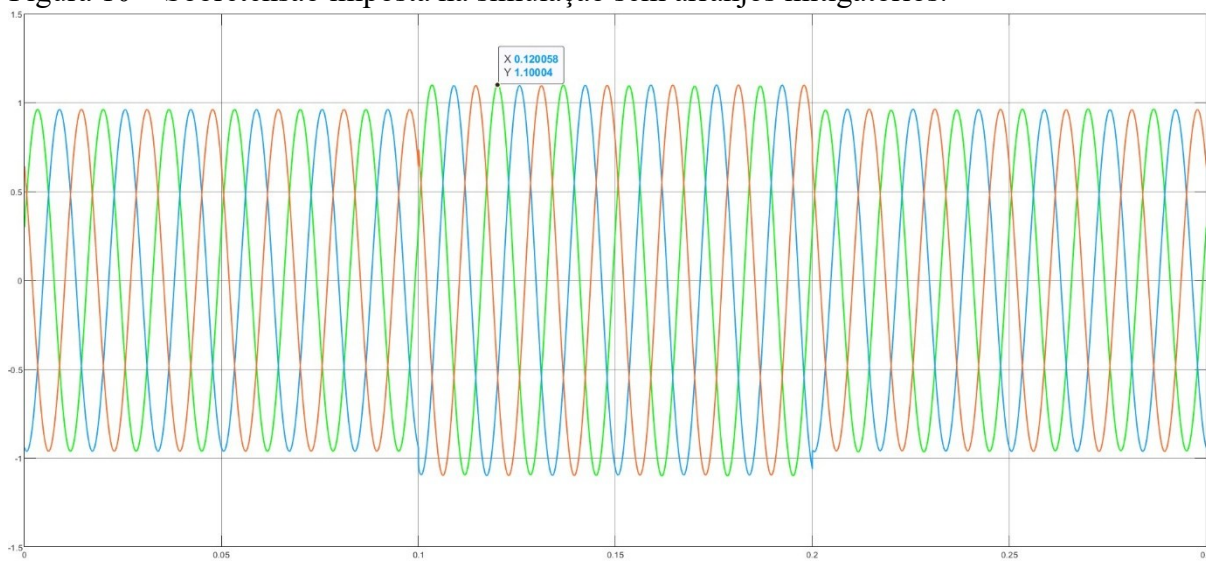
Os valores por unidade (p.u.) registrados pelos cursores validaram o cenário planejado de acordo com as faixas de qualidade do PRODIST:

- Métrica durante os regimes permanentes (0-0,1s; 0,2-0,3s): O cursor registrou aproximadamente 0,97 p.u., inserindo o sistema na Faixa Adequada de operação (entre 0,95 e 1,05 p.u.).
- Métrica de 0,1 a 0,2 s (Ensaio 1): O degrau de amplitude superou a rigidez da rede interconectada, elevando a tensão para a casa de 1,10 p.u., consolidando o sistema na Faixa Crítica superior.

- Métrica de 0,1 a 0,2 s (Ensaio 2): O cursor posicionado em 0,120 s registrou uma queda acentuada para 0,8939 p.u., rompendo o limite regulatório de 0,90 p.u. e caracterizando a zona de subtensão crítica.

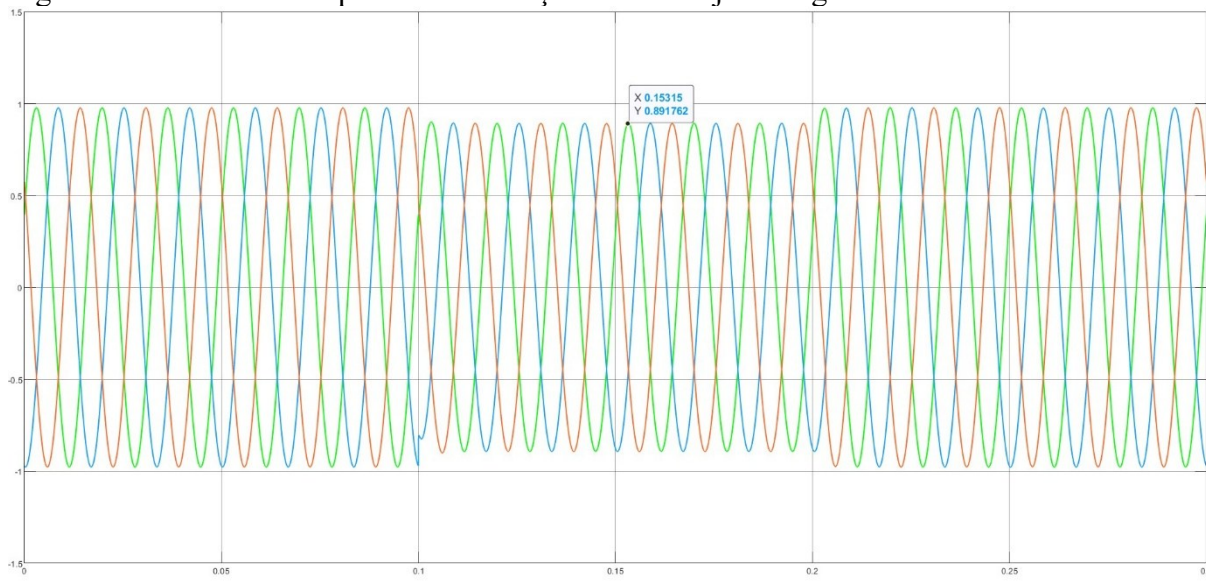
A sobretensão é mostrada na Figura 10 e a subtensão na Figura 11.

Figura 10 – Sobretensão imposta na simulação sem arranjos mitigatórios.



Fonte: A autora.

Figura 11 – Subtensão imposta na simulação sem arranjos mitigatórios.



Fonte: A autora.

Desta forma, o sistema base foi considerado validado e calibrado, estabelecendo as necessidades físicas exatas para a atuação posterior dos sistemas mitigadores (RNS e CCT).

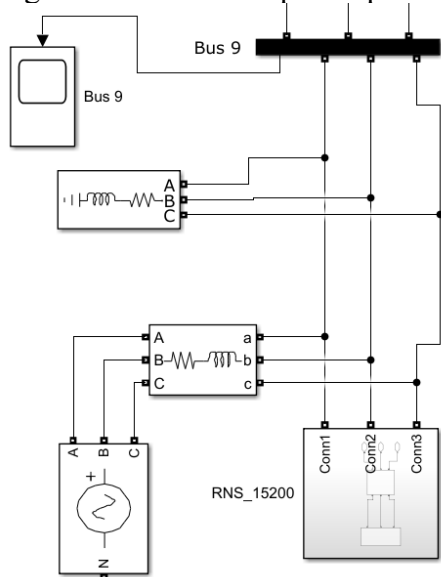
2.3 Implementação dos Sistemas de Mitigação: Reator a Núcleo Saturado Twin-Tripler e Capacitor Chaveado a Tiristor

Esta seção detalha os procedimentos para a implementação do reator e do capacitor, dimensionados para atuar no intervalo de 0,1 s a 0,2 s, correspondente à janela de distúrbio.

2.3.1 Parametrização Eletromagnética do RNS

Para a validação computacional do dispositivo mitigador da sobretensão, o subsistema do reator saturado *Twin-Tripler* foi implementado por meio de um arranjo customizado de seis unidades de transformadores saturáveis monofásicos independentes (*Saturable Transformers*), divididos em dois agrupamentos simétricos trifásicos de três pernas magnéticas cada. Essa abordagem de modelagem foi adotada para garantir a representação exata dos fluxos magnéticos individuais de fase e o correto fechamento dos caminhos de circulação harmônica. Todo esse arranjo foi encapsulado em um único bloco de subsistema customizado, facilitando a sua conexão em paralelo diretamente na Barra 9, conforme mostra a Figura 12.

Figura 12 – Circuito após implementação do RNS.



Fonte: A autora.

Esse arranjo foi alimentado por meio de um script de inicialização (.m), mapeando os parâmetros nominais e a curva de magnetização não-linear característica do núcleo ($V \times I$), conforme apresentado na Figura 13. A potência do reator calculada anteriormente (152,05

MVAr), foi inserida no código como POT1, enquanto a tensão nominal de operação base (V_n) foi inicialmente fixada em 14,2 kV.

O ponto de saturação profunda do reator foi calibrado por meio do ajuste do *tap* operacional para atuar de forma instantânea e puramente magnética assim que o perfil de tensão da Barra 9 ultrapassasse o limiar regulamentar devido à inserção da geração fotovoltaica.

Figura 13 – Script param_reator.m para modelagem e parametrização do RNS.

```

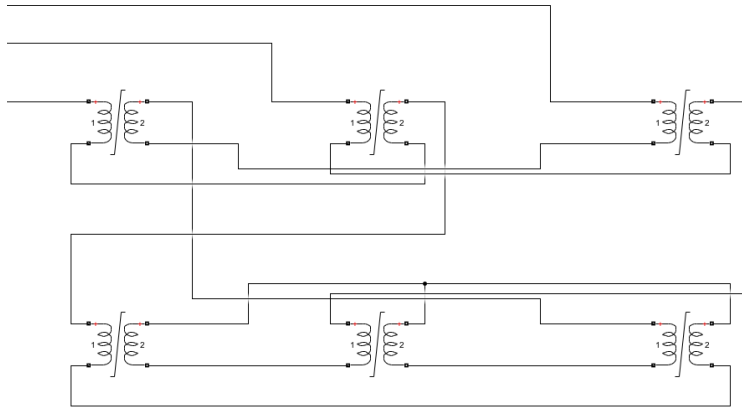
1  POT1 = 152.05e6;
2  Vn = 14.2e3;
3  SituationCharac=[0 0;
4      4.0796e-05 0.068722;
5      6.7994e-05 0.13744;
6      0.00010879 0.27488;
7      0.00014604 0.41232;
8      0.00019334 0.48104;
9      0.00039377 0.54976;
10     0.00083662 0.58413;
11     0.0058102 0.63567;
12     0.045529 0.6872;
13     0.18409 0.72156];
14  Rm = 500;
15  %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
16  TAP = 1;
17  V_RNS = TAP*Vn;
18  Param1 = [V_RNS*(3654/14236) 0.0048113 0.16624];
19  Param2 = [V_RNS*(1337/14236) 0.0048893 0.16635];

```

Fonte: A autora.

Para a convergência elétrica do modelo no ambiente Simulink, os enrolamentos primários das seis unidades monofásicas foram interconectados em configuração Estrela Aterrada (Y_n), provendo o caminho de retorno sólido para o neutro do sistema, enquanto os secundários foram fechados em malha em configuração Delta (Δ). Essa amarração topológica (Figura 14) mostrou-se mandatória para garantir o correto acoplamento magnético do arranjo *Twin-Tripler* de 12 pulsos.

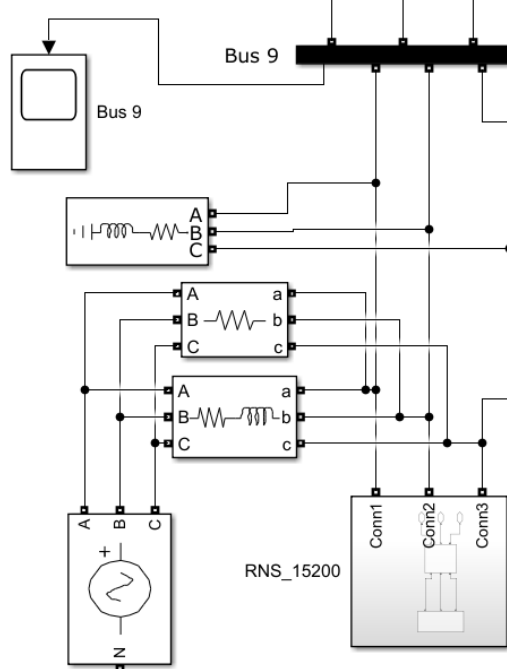
Figura 14 – Topologia do RNS.



Fonte: A autora.

Inicialmente, a conexão direta da impedância série de Thévenin da rede ($S_{CC} = 350$ MVA) resultou em instabilidades numéricas no instante inicial da simulação ($t = 0$ s), manifestadas por picos de tensão de ordem elevada. Para contornar esse problema do simulador sem alterar a resposta em regime permanente do sistema, inseriu-se um ramo trifásico resistivo de amortecimento com o valor de 1Ω em paralelo com a impedância de Thévenin. Essa abordagem proporcionou um caminho galvânico estável para o cálculo das condições iniciais do solver, atenuando o transiente numérico de inicialização para patamares seguros. O circuito completo pode ser visto na Figura 15.

Figura 15 – Circuito final com a implementação do RNS.



Fonte: A autora.

Em decorrência da inclusão dessa resistência de amortecimento, o divisor de tensão equivalente do arranjo de transmissão sofreu uma readequação, trata-se, de fato, de um circuito do tipo snubber para simulação. Dessa forma, para reproduzir com fidelidade o cenário de estresse elétrico estipulado na metodologia, realizou-se um ensaio em malha aberta (sem a conexão do elemento mitigador) para calibração da fonte programável. Constatou-se que a aplicação de um degrau de magnitude de 0,35 p.u. sobre a tensão nominal de partida da fonte — totalizando uma tensão de 1,35 p.u. na fonte ideal interna — foi a parametrização necessária para vencer a queda de tensão nas impedâncias e garantir que a sobretensão efetiva mensurada nos terminais da Barra 9 atingisse rigorosamente o patamar crítico de 1,10 p.u. reestabelecendo a base de referência para o distúrbio.

Por fim, para garantir que o RNS conseguisse conter a sobretensão um ajuste em seu dimensionamento por meio de simulações iterativas foi necessário. Inicialmente, testou-se a tensão $V_n = 14.2\text{kV}$ imposta no Script anteriormente, mas o reator não alcançou uma saturação intensa o suficiente durante o distúrbio. Como o núcleo ferromagnético não entrava em condução profunda, ele drenava poucos reativos, mantendo a tensão da barra acima do limite regulamentar. Para solucionar essa limitação de projeto, a tensão nominal de especificação do RNS foi reduzida para 13,1 kV. Na prática de engenharia, essa alteração equivale a projetar um reator que atinge o seu “joelho de saturação” mais cedo. Ao deslocar toda a curva de magnetização ($\phi \times i$) do arranjo de 12 pulsos para baixo, fez-se com que o dispositivo se tornasse muito mais sensível às elevações de tensão. Dessa forma, imediatamente após a aplicação do degrau em $t = 0,1\text{ s}$, o núcleo ferromagnético entrou em região de saturação profunda. Essa transição reduziu drasticamente a impedância do dispositivo, permitindo que o RNS Twin-Tripler expandisse sua capacidade de absorver o excesso de potência reativa indutiva da rede. Como consequência direta, a sobretensão foi severamente mitigada, estabilizando o perfil de tensão da Barra 9 rigorosamente no limite de 1,05 p.u.. O Script corrigido e o perfil de tensão podem ser vistos na Figura 16 e Figura 17, respectivamente.

Figura 16 – Script final para parametrização do RNS.

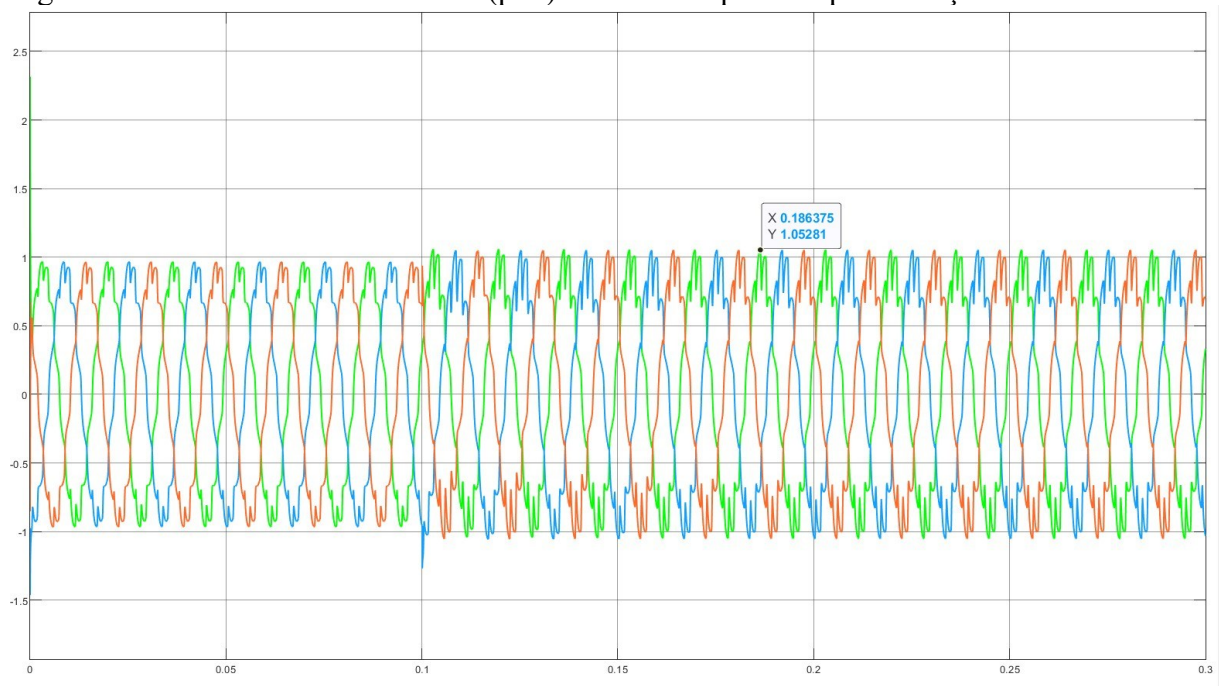
```

1  POT1 = 152.05e6;
2  Vn = 13.1e3;
3  SituationCharac=[0 0;
4      4.0796e-05 0.068722;
5      6.7994e-05 0.13744;
6      0.00010879 0.27488;
7      0.00014604 0.41232;
8      0.00019334 0.48104;
9      0.00039377 0.54976;
10     0.00083662 0.58413;
11     0.0058102 0.63567;
12     0.045529 0.6872;
13     0.18409 0.72156];
14  Rm = 500;
15  %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
16  TAP = 1;
17  V_RNS = TAP*Vn;
18  Param1 = [V_RNS*(3654/14236) 0.0048113 0.16624];
19  Param2 = [V_RNS*(1337/14236) 0.0048893 0.16635];

```

Fonte: A autora.

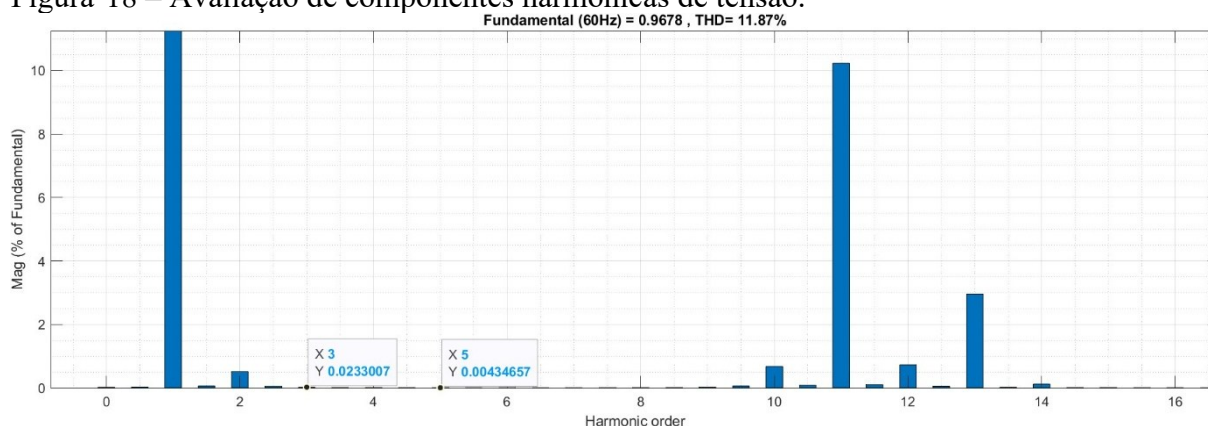
Figura 17 – Perfil de tensão trifásica (p.u.) na Barra 9 após a implementação do RNS.



Fonte: A autora.

Para avaliar o desempenho do RNS Twin-Tripler quanto à mitigação de componentes harmônicas na rede elétrica durante o regime de saturação profunda ($t > 0,1$ s), realizou-se a análise espectral por meio da ferramenta FFT (*Fast Fourier Transform*) do Simulink, cujos resultados são ilustrados na Figura 18.

Figura 18 – Avaliação de componentes harmônicas de tensão.



Fonte: A autora.

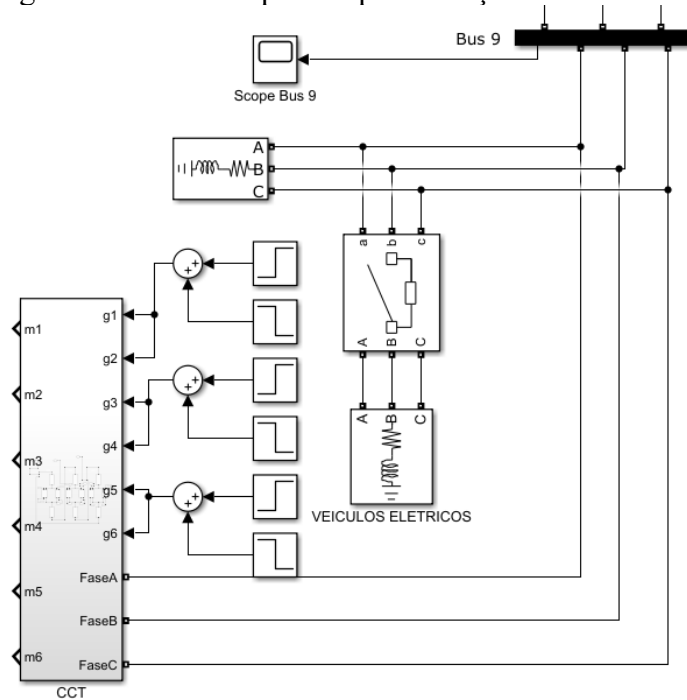
O espectro de harmônico de tensão obtido valida com rigor a eficácia da topologia de 12 pulsos proposta. Observa-se o cancelamento integral das harmônicas de ordem inferior mais severas, tais como a 3ª, 5ª, 7ª e 9ª ordens, cujas magnitudes decaíram a níveis nulos na Barra 9. Esse fenômeno é justificado pelo confinamento das correntes de tripla ordem nos enrolamentos conectados em Delta (Δ) associado ao cancelamento mútuo de fluxo proporcionado pelo defasamento do arranjo simétrico de seis transformadores monofásicos.

Em contrapartida, conforme previsto pela fundamentação teórica de sistemas de doze pulsos regidos pela expressão $h = 12k \pm 1$, as primeiras componentes deletérias proeminentes manifestaram-se estritamente na 11ª ordem ($\approx 10,2\%$) e na 13ª ordem ($\approx 3,0\%$). Apesar de a Distorção Harmônica Total (THD) registrar o patamar de 11,87% na janela permanente do distúrbio (0,1667 s a 0,20 s), o deslocamento do perfil harmônico para frequências mais altas facilita o dimensionamento e a aplicação de filtros passivos simplificados, uma vez que elimina a necessidade de mitigar harmônicos de baixa ordem com elevados volumes físicos e financeiros.

2.3.2 Parametrização do Capacitor Chaveado a Tiristor

Para a validação computacional do dispositivo mitigador da subtensão, o Capacitor Chaveado a Tiristor (CCT) foi implementado por meio de um arranjo trifásico conectado em Delta (Δ). Cada ramo do Delta é composto por um banco de capacitores fixos em série com um indutor de amortecimento (*damping inductor*) e uma chave estática bidirecional, formada por dois tiristores antiparalelos (configuração back-to-back). Todo esse arranjo foi encapsulado em um único bloco de subsistema customizado, facilitando a sua conexão em paralelo diretamente na Barra 9, conforme mostra a Figura 19.

Figura 19 – Circuito para implementação do CCT.



Fonte: A autora.

Para o dimensionamento desses componentes, utilizou-se a potência de curto-circuito da rede e a demanda de reativos calculada na seção anterior ($Q = 80,57 \text{ MVar}$).

Sabendo que o arranjo está conectado em Delta, a tensão sobre cada fase do CCT equivale a tensão de linha do sistema ($V_L = 13,8 \text{ kV}$). A potência reativa por fase (Q_{fase}) é determinada pela Equação 6:

$$Q_{fase} = \frac{Q}{3} \quad (6)$$

$$Q_{fase} = \frac{80,57 \text{ MVar}}{3} \approx 26,857 \text{ MVar}$$

A partir desse valor, a reatância capacitiva (X_C) necessária para fornecer a potência de compensação é calculada pela Equação 7:

$$X_C = \frac{V_L^2}{Q_{fase}} \quad (7)$$

$$X_C = \frac{(13.800)^2}{26.857.000} \approx 7,091 \, \Omega$$

Consequentemente, a capacitância por fase (C) para a frequência fundamental de 60 Hz é obtida por:

$$C = \frac{1}{\omega * X_C} \quad (8)$$

$$C = \frac{1}{376,99 * 7,091} \approx 374,13 \mu F$$

Para evitar fenômenos de ressonância com as indutâncias equivalentes da rede de 14 barras e limitar o surto de corrente (*inrush*) no instante de gatilhamento dos tiristores, adotou-se uma ordem de sintonia padrão de mercado ($n = 4,3$), tipicamente empregada para a rejeição de harmônicos de baixa ordem. Dessa forma, a reatância indutiva de amortecimento (X_L) é calculada por:

$$X_L = \frac{X_C}{n^2} \quad (9)$$

$$X_L = \frac{7,091}{(4,3)^2} \approx 0,3835 \Omega$$

A indutância de amortecimento por fase (L_S) correspondente é dada por:

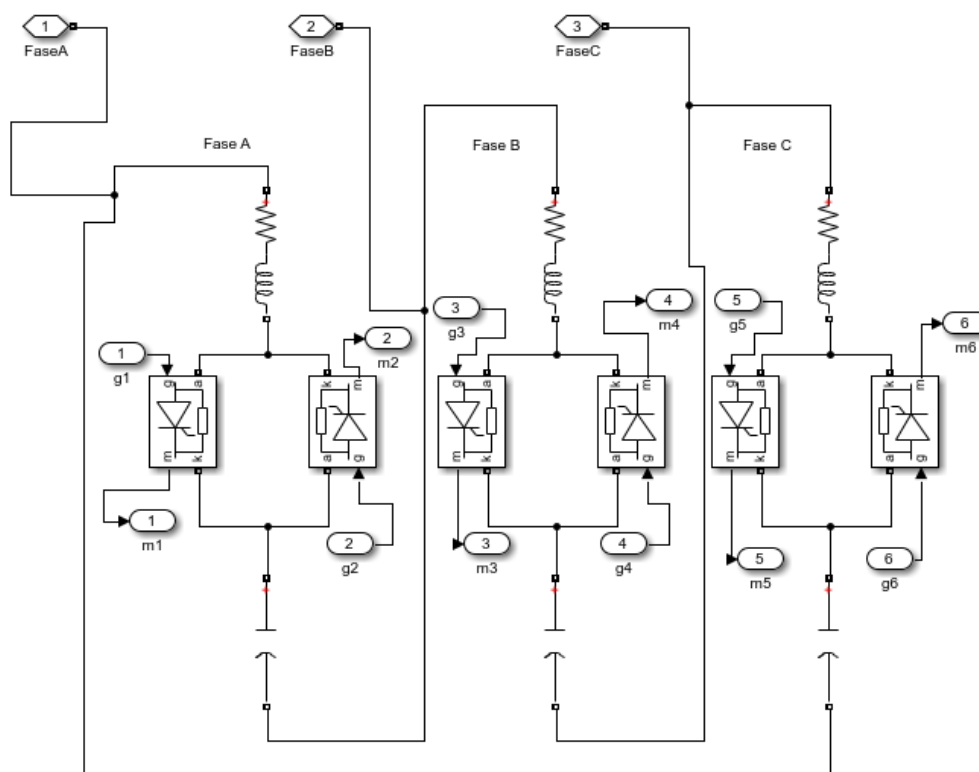
$$L_S = \frac{X_L}{\omega} \quad (10)$$

$$L_S = \frac{0,3835}{376,99} \approx 1,017 mH$$

E, apenas para estabilidade interna do bloco, utiliza-se uma resistência própria do indutor de $0,01 \Omega$.

A organização detalhada e a topologia elétrica implementada no interior desse subsistema customizado são ilustradas na Figura 20. Conforme exposto na modelagem interna, as ramificações em triângulo associam em série os elementos passivos dimensionados e o par de tiristores em paralelo inverso, responsáveis pelo controle bidirecional da corrente em ambos os semiciclos da onda senoidal. O bloco dispõe ainda de portas de entrada específicas para o recebimento dos sinais lógicos de gatilho (g), permitindo que o controle gerencie o disparo síncrono dos semicondutores de maneira individualizada por fase. Para viabilizar esse controle, conectaram-se os blocos do tipo *Step* diretamente nas entradas de gatilho de cada tiristor do arranjo.

Figura 20 – Topologia interna do CCT.



Fonte: A autora.

A inserção abrupta de capacitores na rede é associada a severos transientes de tensão. Esse fenômeno ocorre, pois, um capacitor descarregado funciona, inicialmente, como um curto-circuito instantâneo quando é conectado à rede elétrica. Caso o chaveamento seja efetuado em um instante aleatório da onda senoidal de tensão, manifesta-se uma elevada diferença de potencial que resulta na corrente de inrush (surto de corrente). Esse distúrbio provoca distorções na onda e impõe o risco de danificar os tiristores.

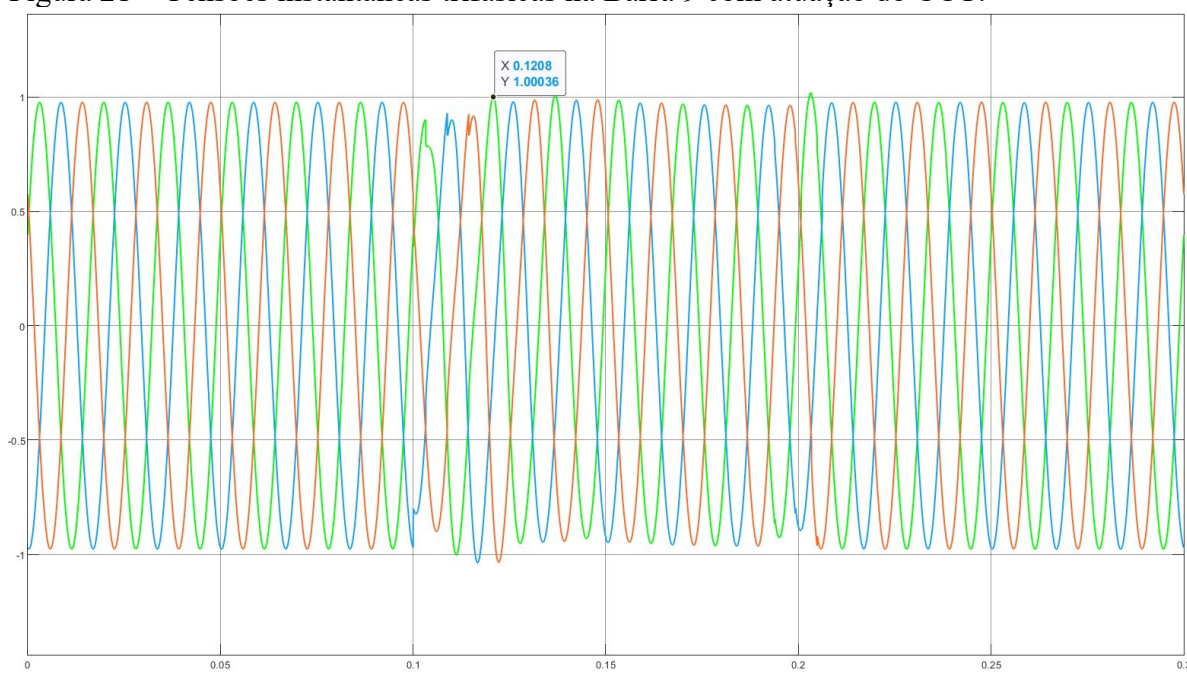
Para suavizar a entrada do banco capacitivo e evitar distorções nas ondas senoidais, adotou-se uma estratégia de disparo síncrono e independente por fase. Primeiramente, realizou-se um mapeamento do circuito em malha aberta, sem a conexão do compensador, para identificar os instantes exatos em que ocorriam os primeiros picos reais da onda de tensão após o impacto da carga. Com base nesses dados, os blocos lógicos *step* de entrada foram calibrados individualmente para disparar nos pontos de máxima energia de cada fase:

- Fase A (Verde): $t_A = 0,10328 \text{ s}$;
- Fase B (Azul): $t_B = 0,10886 \text{ s}$;
- Fase C (Vermelho): $t_C = 0,11442 \text{ s}$;

Além disso, embora o cálculo teórico apontasse para uma indutância de 1,017 mH, as simulações dinâmicas iniciais revelaram transientes acentuados e o surgimento de uma componente d.c. transitória de lento decaimento, decorrente do fechamento de malha no Delta trifásico. Para conferir maior robustez ao filtro, acelerar o amortecimento dessas oscilações e estabilizar o acoplamento mútuo entre as fases, realizou-se uma otimização empírica dos parâmetros. Portanto, os valores definitivos implementados no modelo foram ajustados para uma indutância de 3,0 mH em série com uma resistência de amortecimento de $0,3 \, \Omega$ por fase.

O perfil definitivo das tensões instantâneas trifásicas na barra sob perturbação é apresentado na Figura 21.

Figura 21 – Tensões instantâneas trifásicas na Barra 9 com atuação do CCT.



Fonte: A autora.

Ao analisar o gráfico, observa-se que imediatamente após o fechamento do disjuntor da carga ($t = 0,1 \, \text{s}$), a tensão na Fase A (Verde) sofre um afundamento abrupto, atingindo o valor mínimo de 0,8951 p.u. em $t = 0,103 \, \text{s}$. Esse comportamento é fisicamente esperado e representa o tempo de atraso (*delay*) de 3,28 ms necessário para que a tensão atinja o ponto de pico estabelecido para o disparo síncrono. Durante esse breve intervalo subciclo, a carga é suprida apenas pela rede, evidenciando o tempo de resposta intrínseco do sistema de controle.

Logo após o disparo dos tiristores e o consequente fechamento sequencial do Delta, o CCT passa a injetar a potência reativa necessária. A nova parametrização do circuito de amortecimento $L_S = 3,0 \, \text{mH}$ e $R_S = 0,3 \, \Omega$ atuou eficazmente como um filtro passa-baixas,

mitigando as oscilações de inserção e limitando o pico transitório a um valor seguro de 1,039 p.u. na Fase B (Azul). Como resultado, em $t = 0,121$ s (menos de um ciclo após a equalização do banco), a tensão da Fase A estabiliza-se perfeitamente em 1,0 p.u., mantendo o regime permanente simétrico e equilibrado.

Por fim, para coordenar o desligamento do sistema com a abertura da carga em $t = 0,2$ s, os blocos lógicos de bloqueio (*Step 2*) foram programados para completar ciclos senoidais inteiros de condução por fase ($t_{A,off} = 0,18661$ s, $t_{B,off} = 0,19219$ s e $t_{C,off} = 0,19775$ s).

Essa estratégia enviou a ordem lógica de desligamento ligeiramente antes da extinção da carga, permitindo que os tiristores bloqueassem a condução de forma suave através de sua comutação natural por corrente nula. Esse desligamento coordenado eliminou surtos indutivos na rejeição da carga, limitando o pico residual a 1,024 p.u. e restabelecendo o regime nominal de 1,0 p.u. de maneira rápida e estável.

3 CONCLUSÃO

A transição para matrizes elétricas descarbonizadas e a modernização da infraestrutura de distribuição trazem à tona desafios operativos complexos. Este trabalho cumpriu com êxito o objetivo de modelar, analisar e mitigar as Variações de Tensão de Longa Duração (VTLD) na Barra 9 periférica do sistema teste IEEE 14 barras adaptado para 13,8 kV, sob as estritas diretrizes de qualidade do Módulo 8 do PRODIST da ANEEL.

A simulação validou a gravidade dos distúrbios dinâmicos sem compensação. O pico de injeção da geração fotovoltaica elevou a tensão para o patamar crítico de 1,10 p.u. O carregamento noturno concentrado de veículos elétricos provocou um afundamento severo para 0,89 p.u. Ambos os regimes violaram os limites normativos da Faixa Adequada.

O Reator a Núcleo Saturado *Twin-Tripler* de 12 pulsos controlou com eficácia a sobretensão diurna. A redução da tensão de especificação do RNS para 13,1 kV foi a calibração ideal de projeto. Essa mudança antecipou o joelho de saturação magnética do núcleo ferromagnético. Sob condução profunda, o dispositivo drenou o excesso de reativos e estabilizou a tensão em 1,05 p.u. A análise FFT comprovou o cancelamento das harmônicas de ordem mais baixa. O espectro residual concentrou-se na 11ª e 13ª ordens, registrando uma THD de 11,87%.

O Capacitor Chaveado a Tiristor corrigiu com sucesso a subtensão noturna. O banco em Delta injetou a potência reativa calculada de 80,57 MVar com capacitância de 374,13 μ F por fase. A estratégia de gatilho síncrono nos pontos de pico de tensão eliminou transientes severos de corrente. A otimização do circuito de amortecimento para 3,0 mH e 0,3 Ω atenuou com rapidez a componente transitória de corrente contínua. A tensão na barra reestabeleceu o equilíbrio em 1,0 p.u. em menos de um ciclo ($t = 0,121$ s).

Em suma, a atuação conjunta do RNS e do CCT constitui uma solução integrada, robusta e eficiente. Os modelos desenvolvidos em MATLAB/Simulink confirmaram o atendimento aos critérios regulatórios de qualidade de energia elétrica brasileiros.

Como proposta de continuidade para esta pesquisa, sugere-se o desenvolvimento de novos estudos voltados ao dimensionamento de filtros passivos secundários de menor volume físico e financeiro para mitigar as harmônicas residuais de 11ª e 13ª ordens geradas pelo reator. Por fim, vislumbra-se a aplicação de algoritmos de controle preditivo ou lógica *fuzzy*. Essa implementação computacional permitirá que o banco de capacitores aprenda e se adapte sozinho, em tempo real, ao comportamento dinâmico e intermitente do carregamento dos veículos elétricos na rede, otimizando de forma inteligente o ângulo de disparo dos tiristores.

REFERÊNCIAS

- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA (ANEEL). Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST): Módulo 8 – Qualidade do Fornecimento de Energia Elétrica. Resolução Normativa nº 956/2021. Brasília: ANEEL, 2021. Disponível em: normal.dot. Acesso em: 10 maio 2026.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA (ANEEL). Resolução Normativa nº 687, de 24 de novembro de 2015. Altera a Resolução Normativa nº 482, de 17 de abril de 2012, e os Procedimentos de Distribuição (PRODIST). Brasília: ANEEL, 2015.
- CHAVES, Camilla de Sousa. Projeto, modelagem e avaliação da eficácia dos reatores a núcleo saturado ao processo da regulação de tensão. 2016. 186 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2016.
- DUGAN, Roger C.; MCGRANAGHAN, Mark F.; SANTOSO, Surya; BEATY, H. Wayne. Electrical Power Systems Quality. 2. ed. Nova York: McGraw-Hill Professional, 2002.
- ENERGISA. Errata/Adendo da Norma de Distribuição Unificada NDU 002: Fornecimento de Energia Elétrica em Tensão Primária. João Pessoa: Coordenação de Normas e Padrões Construtivos (CNPC); Gerência Técnica de Distribuição (GTD), 06 ago. 2024. Errata 13. Referente à norma de 01 ago. 2019.
- GARCIA, Matheus Magno de Araújo. Mitigação de sobretensão causada pela geração fotovoltaica com técnicas de controle Volt-Var e Volt-Watt. Revista de Engenharia e Tecnologia, v. 14, n. 2, p. 1-8, jun. 2022. ISSN 2176-7270. Disponível em: <https://revistas.uepg.br/index.php/ret/article/view/19941>. Acesso em: 10 maio 2026.
- LIMA, Rodrigo Nobis da Costa. Compensação dinâmica de potência não ativa em média tensão. 2017. 205 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2017.