

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



CAMILLA DE SOUSA CHAVES

PROJETO, MODELAGEM E AVALIAÇÃO DA EFICÁCIA
DOS REATORES A NÚCLEO SATURADO AO PROCESSO DA
REGULAÇÃO DE TENSÃO

Uberlândia, MG

2016

CAMILLA DE SOUSA CHAVES

**PROJETO, MODELAGEM E AVALIAÇÃO DA EFICÁCIA
DOS REATORES A NÚCLEO SATURADO AO PROCESSO DA
REGULAÇÃO DE TENSÃO**

Tese de Doutorado apresentada como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica, junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia.

Banca examinadora:

José Carlos de Oliveira, PhD – UFU (Orientador)

Carlos Eduardo Tavares, Dr. – UFU

José Wilson Rezende, Dr. – UFU

Marcus Vinícius Borges Mendonça – UFTM

Ivan Camargo – UnB

Uberlândia, MG

2016

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

C512p
2016

Chaves, Camilla de Sousa, 1984-
Projeto, modelagem e avaliação da eficácia dos reatores a núcleo saturado ao processo da regulação de tensão / Camilla de Sousa Chaves. - 2016.
186 f. : il.

Orientador: José Carlos de Oliveira.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Sistemas de energia elétrica - Controle de qualidade - Teses. 3. Reatores elétricos - Teses. I. Oliveira, José Carlos de, 1947- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. III. Título.

CDU: 621.3

CAMILLA DE SOUSA CHAVES

**PROJETO, MODELAGEM E AVALIAÇÃO DA EFICÁCIA
DOS REATORES A NÚCLEO SATURADO AO PROCESSO DA
REGULAÇÃO DE TENSÃO**

Tese de Doutorado apresentada como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica, junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia.

Prof. José Carlos de Oliveira, PhD.
(Orientador) – UFU

Prof. Darizon Alves de Andrade, PhD.
Coordenador do Curso de Pós-Graduação

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus familiares, pelo suporte e amor incondicional, e a todos os professores que passaram pela minha vida e me proporcionaram os alicerces do conhecimento.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço ao meu orientador, **Prof. José Carlos de Oliveira**, pelas palavras sábias e amizade, oferecendo suporte nos momentos difíceis e me guiando para a concretização deste trabalho.

À **CAPES** e à **Fundação de Apoio Universitário – FAU**, muito obrigada pelo suporte financeiro fornecido ao longo da pesquisa por meio da bolsa de doutorado e subsídios concedidos para a publicação de artigos em eventos nacionais e internacionais.

Agradeço também aos professores e amigos, **Isaque, Ivan, Arnaldo, João Areis, Loana, Fernanda, Paulo Henrique, Thiago, Alex**, pelas contribuições técnicas e pelos momentos de descontração que ajudaram a revigorar os ânimos. Aos funcionários **Cinara, Rubinho, Kátia, José Maria**, muito obrigada pela cordialidade e presteza nos seus afazeres, pois isto facilitou todos os trâmites relacionados com este trabalho.

Gostaria também de agradecer imensamente ao **Instituto Federal do Triângulo Mineiro – IFTM** – pelo apoio e suporte durante todo o meu período de afastamento para conclusão do doutorado. Em especial, aos companheiros de trabalho, **Aline Furtado, Paulo César, Afonso Bernardino**, dentre vários outros não menos importantes, e ao Diretor Geral do Campus Patrocínio, **Flamarion Assis Jerônimo Inácio**, muito obrigada pelo apoio que recebi diretamente de vocês, pois foi imprescindível para a conclusão deste trabalho.

Agradeço ao meu pai, o **Prof. Marcelo Lynce Ribeiro Chaves**, por permanecer ao meu lado ao longo deste período, me proporcionando todo o suporte e orientação como pai e professor. Agradeço igualmente aos meus irmãos, **Ludmilla e Marcelo Júnior**, minha mãe **Cleide de Sousa Chaves** e meu esposo **Gustavo Barbosa Ferreira**, pelo companheirismo e por me compreenderem nos momentos em que não estive presente.

Agradeço também à minha terapeuta, **Maria Alzira Marçola**, pelos anos de convivência e suporte por meio das sessões de terapia.

Agradeço aos amigos e companheiros de laboratório, **Raquel, Márcio, Andréia, Leandro, Arthur, Gustavo**, dentre outros que sempre se fazem presentes ou que contribuíram de algum modo para esta conquista, mesmo não citando todos os nomes gostaria de agradecê-los pelo carinho e apoio, os quais foram essenciais ao longo desta jornada.

Acima de tudo, agradeço a **Deus**, por ter me iluminado e abençoado durante toda a minha vida, sendo a fonte primária de força e sabedoria para a superação das dificuldades e conclusão desta etapa.

RESUMO

Dentre uma diversidade de recursos existentes para fins da regulação da tensão, no passado, os Reatores a Núcleo Saturado (RNS) representaram uma estratégia de compensação bastante difundida. Não obstante os atrativos desta solução, o fato é que, por décadas, tal filosofia foi substituída por outros dispositivos, com princípios funcionais mais atuais. Todavia, a busca por alternativas que conciliem aspectos econômicos e técnicos têm, no momento, motivado a procura por produtos que proporcionem um equilíbrio entre estes dois requisitos. Neste contexto e congregando novos recursos disponibilizados pelo mercado, a filosofia que embasa os reatores saturados pode, para muitas situações, representar uma solução que oferece vantagens quanto aos aspectos econômicos e eficácia operacional. Focando, pois, em tais reguladores, esta tese de doutorado se apresenta voltada para o estabelecimento de uma metodologia para o pré-projeto destes equipamentos seguido por sua modelagem e implementação computacional para a realização de estudos de desempenho, visando avaliar sua eficácia para o processo da regulação ora almejada. Objetivando o estabelecimento de meios para a validação da proposta de projeto e modelagem computacional, estudos comparativos entre os resultados obtidos pelas simulações e testes em campo conduzidos para um protótipo de reator em escala real são também realizados. Ainda, à luz da existência de novos materiais magnéticos desenvolvidos e comercialmente disponibilizados, a pesquisa contempla uma análise comparativa entre o uso dos aços silícios convencionais e as ligas amorfas para a fabricação do núcleo de reatores saturados.

Palavras-Chave: FEMM, ATP, Regulador de Tensão, Qualidade da Energia Elétrica, Reator a Núcleo Saturado.

ABSTRACT

Among a diversity of existing resources for voltage regulation, in the past, the Saturated Core Reactors (SCR) represented a widespread compensation strategy. Despite the attractiveness of this solution, the fact is that, for decades, other devices with latest functional principles have replaced this philosophy. However, at this moment the demand for products that provide a balance between economic and technical aspects motivates the search for alternatives that reconcile these two requirements. In this context and gathering new resources available in the market, the idea based on saturate reactors may represent in many situations a solution that offers advantages related to economic aspects and operational efficiency. Therefore, focusing on such regulators, this PhD project proposal has the objective of establishing a pre-design methodology for these devices followed by computational modelling and implementation for performance studies, which aims at evaluating the effectiveness of the desired regulation process. In order to establishing means to validate the project proposal and computational modelling, comparative studies between the results obtained by simulations and field tests executed on a full-scale reactor prototype are also performed. Still, in light of the existence of new magnetic materials developed and commercially available, the research includes a comparative investigation between the use of conventional silicon steels and amorphous alloys to design the saturated reactors core.

Keywords: FEMM, ATP, Voltage Regulator, Electrical Energy Quality, Saturated Core Reactor.

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO	26
1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA	26
1.2. O ESTADO DA ARTE SOBRE OS REGULADORES A NÚCLEO SATURADO	30
1.3. ÁREAS DE CARÊNCIA SOBRE O TEMA E CONTRIBUIÇÕES DA TESE	37
1.4. ESTRUTURA DA TESE.....	38
CAPÍTULO II – REGULADORES DE TENSÃO A NÚCLEO SATURADO: ESTRUTURA FÍSICA, CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS E DIMENSIONAMENTO BÁSICO	42
2.1. ASPECTOS GERAIS.....	42
2.2. PRINCÍPIO OPERATIVO DO COMPENSADOR ESTÁTICO A NÚCLEO SATURADO.....	45
2.3. CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS DO REATOR A NÚCLEO SATURADO	48
2.4. A CONSTITUIÇÃO FÍSICA DOS REATORES E ESTRATÉGIA PARA MITIGAÇÃO DE HARMÔNICOS	51
2.5. DETERMINAÇÃO DA POTÊNCIA REATIVA DO REATOR SATURADO.....	61
2.6. METODOLOGIA PARA O DIMENSIONAMENTO BÁSICO DE UM REATOR A NÚCLEO SATURADO <i>TWIN-TRIPLER</i>	63
2.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS	76

CAPÍTULO III – MODELAGEM, ESTUDOS DE DESEMPENHO E VALIDAÇÃO DA REPRESENTAÇÃO COMPUTACIONAL DO REATOR <i>TWIN-TRIPLER</i>	78
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	78
3.2 REPRESENTAÇÃO DO REATOR SATURADO <i>TWIN-TRIPLER</i> NO SIMULADOR FEMM...	80
3.3 REPRESENTAÇÃO DO REATOR SATURADO <i>TWIN-TRIPLER</i> NO SIMULADOR ATP	94
3.4 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES NO FEMM	106
3.5 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES NO ATP	114
3.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	120
CAPÍTULO IV – REATORES A NÚCLEO SATURADO CONSTITUÍDOS POR LIGAS AMORFAS	123
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	123
4.2 OS MATERIAIS CRISTALINOS.....	125
4.3 OS MATERIAIS AMORFOS	130
4.4 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE O AÇO SILÍCIO E AS LIGAS AMORFAS.....	132
4.5 ESPECIFICAÇÃO BÁSICA DE UM REATOR A NÚCLEO SATURADO DE 12 PULSOS COM LIGAS AMORFAS.....	136
4.6 AVALIAÇÃO COMPUTACIONAL DO DESEMPENHO DO REATOR <i>TWIN-TRIPLER</i> COM NÚCLEO DE LIGAS AMORFAS	140
4.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS	146

CAPÍTULO V – ANÁLISE COMPARATIVA DOS COMPENSADORES A AÇO SILÍCIO E LIGAS AMORFAS NUMA REDE DE DISTRIBUIÇÃO	149
5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	149
5.2. SISTEMA TESTE	151
5.3. ESTUDOS DE CASOS.....	154
5.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	167
CAPÍTULO VI – CONCLUSÕES	169
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	175
ANEXOS.....	185
ANEXO I: MODELAGEM COMPLETA DO REATOR <i>TWIN-TRIPLER</i> NO PROGRAMA ATP ...	185

LISTA DE FIGURAS

Figura 2. 1 – Concepção física e característica básica do compensador estático a núcleo saturado: (a) diagrama unifilar; (b) curvas características.....	46
Figura 2.2 – Diagramas fasoriais representativos da operação do regulador: (a) predominância da potência reativa indutiva – limitação da tensão V ; (b) predominância da potência reativa capacitiva – sustentação da tensão V	48
Figura 2.3 – Relação $V \times I$ para dispositivos não lineares.	49
Figura 2.4 – Arranjo constituído por um reator suprido por uma fonte senoidal – (a) Circuito equivalente no domínio do tempo; (b) Relação $V \times I$ ou $\Phi \times I$ para o reator magnético; - (c) Formas de onda da tensão, corrente e fluxos.	50
Figura 2.5 – Reator a núcleo saturado: (a) arranjo construtivo <i>Twin-Tripler</i> ; (b) conexão entre as bobinas.	52
Figura 2.6 – Diagrama fasorial para o reator <i>Twin-Tripler</i> : (a) disposição das tensões e fluxos para uma das fases do reator; (b) fmm's; (c) fluxos magnéticos; (d) tensão de fase para o ponto comum estrela.....	53
Figura 2.7 – Regime de operação do <i>Twin-Tripler</i> : (a) diagrama do circuito do reator; (b) circuitos equivalentes em cada intervalo de meio ciclo.	54
Figura 2.8 – Formas de onda das tensões e correntes teóricas de cada fase do <i>Twin-Tripler</i> (12 pulsos): (a) Formas de onda da tensão fase-neutro; (b) Formas de onda das correntes de fase.	55
Figura 2.9 – Formas de onda das correntes nas três fases de um reator <i>Twin-Tripler</i> e o espectro harmônico de uma das fases.	56
Figura 2.10 – Arranjo <i>Treble-Tripler</i> com reator saturado auxiliar.	57

Figura 2.11 – Diagramas fasoriais das forças magnetomotrizes e fluxos existentes em cada coluna do reator <i>Treble-Tripler</i>	58
Figura 2.12 – Diagramas fasoriais das tensões fase-neutro da fase A para a fundamental e cada uma das principais harmônicas.....	59
Figura 2.13 – Formas de onda teóricas das correntes em cada fase do reator <i>Treble-Tripler</i>	60
Figura 2.14 – Formas de onda das correntes nas três fases de um reator <i>Treble-Tripler</i> e o espectro harmônico de uma das fases, desconsiderando o reator auxiliar.....	60
Figura 2.15 – Planilha 1: Parâmetros do sistema elétrico, carregamentos impostos e limites de tensão admissíveis pelas normas vigentes.	62
Figura 2.16 – Planilha 2: Potências reativas requeridas e tensões obtidas com a compensação determinada.	63
Figura 2.17 – Principais dimensões do núcleo magnético de reatores <i>Twin-Tripler</i>	64
Figura 2.18 – Corte transversal de um dos núcleos magnéticos do reator <i>Twin-Tripler</i> com os respectivos enrolamentos.	67
Figura 2.19 – Principais dimensões dos enrolamentos: principal e auxiliar.	68
Figura 2.20 – Protótipo do reator <i>Twin-Tripler</i> em escala real: (a) estágio construtivo (núcleo e enrolamentos); (b) Produto final.....	75
Figura 3.1 – Representação geométrica do reator <i>Twin-Tripler</i> no programa FEMM. .	82
Figura 3.2 – Curvas BxH: (a) advinda de ensaio em campo (b) fornecida pelo fabricante da chapa.	84
Figura 3.3 – Relação $B \times P_{ferro}$: dados advindos dos ensaios em campo (curva azul) e das informações obtidas em catálogo do fabricante da chapa (curva vermelha).	85
Figura 3.4 – Janela da plataforma FEMM para a determinação das propriedades de uma dada região (<i>block</i>) definida pela geometria construída.	88

Figura 3.5 – Malhas criadas pelo programa FEMM para o cálculo de grandezas magnéticas.	89
Figura 3.6 – Curvas características de permeabilidade magnética relativa μ_r dos materiais considerados para o tanque do equipamento regulador de 12 pulsos: (a) <i>416 stainless steel, annealed</i> ($\mu_{rmax} = 754 \text{ T}\cdot\text{m/A}$); (b) <i>Pure iron, annealed</i> ($\mu_{rmax} = 12171 \text{ T}\cdot\text{m/A}$).’	91
Figura 3.7 – Resultados das simulações considerando o tanque de material <i>416 stainless steel, annealed</i> (máxima indução observada – 0,57 T).	92
Figura 3.8 – Resultados das simulações considerando o tanque de material <i>Pure iron, annealed</i> (máxima indução observada – 0,80 T).....	93
Figura 3.9 – Circuito elétrico equivalente do reator <i>Twin-Tripler</i> no programa ATP. ..	96
Figura 3.10 – Relação Perdas no núcleo x indução magnética obtida pelo MATLAB.	101
Figura 3.11 – Distribuição de fluxo magnético em um dos núcleos do reator de 12 pulsos.	102
Figura 3.12 – Reator <i>Twin-Tripler</i> no ATP: (a) Representação de uma das colunas do reator; (b) ícone criado para a sintetização do circuito elétrico equivalente.	104
Figura 3.13 – Reprodução do ensaio de curto-circuito considerando uma das unidades do reator <i>Twin-Tripler</i> : valor máximo de corrente na fase B (coluna 2), indução máxima observada igual a 0,004 T na coluna 2 e parâmetros calculados pelo programa.....	107
Figura 3.14 – Linhas de fluxo e indução magnética para a condição do enrolamento principal da coluna 1 energizado (fase A) e demais desligados. Valor da corrente instantânea igual a 0,7 A, máxima indução observada igual a 1,35 T.....	109
Figura 3.15 – Indutância de dispersão do enrolamento principal da fase A ao longo do ciclo em 60 Hz.....	110

Figura 3.16 – Linhas de fluxo e indução magnética para a considerando o ensaio de sequência zero. Valor da corrente instantânea igual a 0,7 A, máxima indução observada no núcleo igual a 0,32 mT.	111
Figura 3.17 – Densidade de fluxo magnético e orientação das linhas de fluxo no reator <i>Twin-Tripler</i> – condição de fluxo máximo nas colunas 2 e 5 - tensão de 34,6 kV.	113
Figura 3.18 – Densidade de fluxo magnético e orientação das linhas de fluxo no reator <i>Twin-Tripler</i> – condição de fluxo máximo nas colunas 2 e 5 - tensão de 36,6 kV.	113
Figura 3.19 – Formas de onda das correntes do RNS para a tensão de 34,6 kV: (a) resultados experimentais; (b) resultados computacionais.	115
Figura 3.20 – Formas de onda das correntes do RNS para a tensão de 36,6 kV: (a) resultados experimentais; (b) resultados computacionais.	116
Figura 3.21 – Espectros harmônicos das correntes do reator <i>Twin-Tripler</i> obtidos no ATP: (a) tensão de 34,6 kV; (b) tensão de 36,6 kV.	117
Figura 3.22 – Espectros harmônicos das correntes do reator <i>Twin-Tripler</i> obtidos experimentalmente: (a) tensão de 34,6 kV; (b) tensão de 36,6 kV.	118
Figura 4.1 – Várias unidades estruturais capazes de descrever uma estrutura cristalina esquemática. A unidade mais simples é denominada de célula unitária.	126
Figura 4.2 – Anisotropia magnética dos cristais: (a) cristal de ferro (eixo preferencial 100) e (b) cristal de níquel (eixo preferencial 111).	128
Figura 4.3 – Comparação entre os sólidos cristalinos e amorfos: (a) material cristalino, cuja ordenação se faz à longa distância; (b) material amorfo, cuja ordenação é inexistente ou a curta distância.	131
Figura 4.4 – Comparação entre os laços de histerese das ligas amorfas e do aço silício.	133

Figura 4.5 – Análise comparativa das perdas no núcleo para o aço silício e ligas amorfas.	134
Figura 4.6 – Curva de saturação da liga amorfa.	138
Figura 4.7 – Densidade de fluxo magnético nos núcleos nas condições nominais do sistema elétrico: valor de pico de corrente igual a 3,1 A na fase B, máxima densidade igual a 1,53 T.	141
Figura 4.8 – Densidade de fluxo magnético nos núcleos nas condições de sobretensão do sistema elétrico: valor de pico da corrente igual a 67,66 A na fase A, máxima densidade igual a 1.61 T.	141
Figura 4.9 – Formas de onda para a condição de tensão de 34,5 kV imposta nos terminais de entrada do RNS com núcleo de aço silício: (a) correntes e (b) fluxos concatenados.	143
Figura 5.1 – Sistema elétrico implementado.	152
Figura 5.2 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 1: sistema sem regulador de tensão.	156
Figura 5.3 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 1: (a) carregamento pesado – $V=33,6$ kV (0,97 pu), $DTT\% = 0,035$; (b) carregamento médio – $V=35,7$ kV (1,035 pu), $DTT\% = 0,145$; (c) carregamento leve – $V= 36,9$ kV (1,07 pu), $DTT\% = 0,61$	157
Figura 5.4 – Detalhes das correntes no alimentador - Caso 1: (a) carregamento pesado – $I=111$ A e $DHT_I\%=0,1$; (b) carregamento médio – $I=40,3$ A e $DHT_I\%=0,34$; (c) carregamento leve – $I=13,5$ A e $DHT_I\% = 3,35$	158
Figura 5.5 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 2: sistema com regulador de tensão constituído por um RNS a aço silício.	159

Figura 5.6 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 2: (a) carregamento pesado – $V = 33,53$ kV (0,97 pu), $DTT\% = 0,46$; (b) carregamento médio – $V = 35,18$ kV (1,02 pu), $DTT\% = 2,54$; (c) carregamento leve – $V = 35,93$ kV (1,041 pu), $DTT\% = 4,06$.	159
Figura 5.7 – Detalhes das formas de onda das correntes no alimentador – Caso 2: (a) carregamento pesado – $I = 114,45$ A, $DHT_I\% = 0,57$; (b) carregamento médio – $I = 52,7$ A, $DHT_I\% = 8,77$; (c) carregamento leve – $I = 31,9$ A, $DHT_I\% = 24,2$.	160
Figura 5.8 – Detalhes das formas de onda das correntes do RNS – Caso 2: (a) carregamento pesado – $I = 10,25$ A (0,21 pu), $DHT_I\% = 1,5$; (b) carregamento médio – $I = 25,82$ A (0,54 pu), $DHT_I\% = 12$; (c) carregamento leve – $I = 38,91$ A (0,81 pu), $DHT_I\% = 14,2$.	161
Figura 5.9 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 2: sistema com regulador de tensão constituído por um RNS a ligas amorfas.	162
Figura 5.10 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 3: (a) carregamento pesado – $V = 33,83$ kV (0,98 pu), $DTT\% = 0,14$; (b) carregamento médio – $V = 35,53$ kV (1,03 pu), $DTT\% = 2,12$; (c) carregamento leve – $V = 36,07$ kV (1,045 pu), $DTT\% = 4,28$.	162
Figura 5.11 – Detalhes das formas de onda das correntes no alimentador - Caso 3: (a) carregamento pesado – $I = 110,19$ A, $DHT_I\% = 0,15$; (b) carregamento médio – $I = 44,01$ A, $DHT_I\% = 8,28$; (c) carregamento leve – $I = 29,32$ A, $DHT_I\% = 26,2$.	163
Figura 5.12 – Detalhes das formas de onda das correntes do RNS – Caso 3: (a) carregamento pesado – $I = 0,66$ A (0,014 pu), $DHT_I\% = 0,62$; (b) carregamento médio – $I = 17,85$ A (0,37 pu), $DHT_I\% = 20,9$; (c) carregamento leve – $I = 40,45$ A (0,85 pu), $DHT_I\% = 39,12$.	163

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Desenvolvimentos realizados por autores brasileiros relacionados aos Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado.	32
Tabela 2.1 – Principais dimensões físicas do reator de 3 MVAR: grandezas estimadas pela metodologia e determinadas pelo fabricante.....	74
Tabela 3.1 – Relação $V \times I$ medida no protótipo e respectiva curva $B \times H$	84
Tabela 3.2 – Principais propriedades elétricas e magnéticas dos materiais utilizados para a modelagem do RNS.	86
Tabela 3.3 – Indutâncias de dispersão, sequência zero e resistências dos enrolamentos do reator saturado.	112
Tabela 3.4 – Resultados do FEMM para tensões de 34,6 kV e 36,6 kV de acordo com as situações de fluxo máximo em cada coluna.	114
Tabela 3.5 – Síntese dos resultados das simulações e dos ensaios experimentais para tensão de 34,5 kV e 36,6 kV.....	118
Tabela 3.6 – Comparação entre as grandezas magnéticas obtidas pelos programas ATP e FEMM.	120
Tabela 4.1 – Características das ligas amorfas e do tradicional aço silício de grãos orientados.	135
Tabela 4.2 – Ensaio a vazio e em curto-circuito realizados em um transformador monofásico com núcleo de ligas amorfas.	137
Tabela 4.3 – Principais características físicas e magnéticas da liga amorfa utilizada..	138
Tabela 4.4 – RNS <i>Twin-Tripler</i> com núcleo de ligas amorfas.	139
Tabela 4.5 – Resultados obtidos após simulações no programa FEMM.....	142

Tabela 4.6 – Resultados obtidos através do simulador ATP.	144
Tabela 5.1 – Parâmetros da rede elétrica e do CERNs.	153
Tabela 5.2 – Resultados das simulações.	164

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A	Vetor potencial magnético;
ANEEL	Agência nacional de energia elétrica;
ATP	<i>Alternative transients program</i> ;
B	Valor de pico da densidade de fluxo magnético;
B_{op}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético de operação;
$B(t)$	Densidade de fluxo magnético instantânea;
C	Capacitância;
C_1, C_2, C_3	Cargas 1, 2 e 3, respectivamente;
CAD	<i>Computer aided design</i> ;
c_{bobina}	Comprimento do enrolamento;
$C_{bobina(a)}$	Comprimento do enrolamento auxiliar;
$C_{bobina(p)}$	Comprimento do enrolamento principal;
CCT	Capacitor controlado a tiristor;
CERNS	Compensador estático de reativos a núcleo saturado;
C_p	Capacitor paralelo do compensador estático;
C_s	Capacitor série do compensador estático;
DC	<i>Direct Current</i> ;
D_{fio}	Diâmetro ou altura da seção transversal do condutor;
$d_{isolante}$	Espessura do isolante presente entre os enrolamentos;
d_{nucleo}	Densidade do material magnético do núcleo;
DHT _I %	Distorção harmônica total de corrente
DTT%	Distorção harmônica total de tensão

DVR	<i>Dynamic voltage restorer;</i>
e_{lam}	Espessura das lâminas que compõem o núcleo magnético;
e_{nucleo}	Espessura da coluna do núcleo;
$F_1, F_2, F_3, F_4,$ F_5, F_6, F_7, F_8, F_9	Forças magnetomotrizes das colunas 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8 e 9, respectivamente;
f	Frequência fundamental de operação;
F_{al}	Fonte de alimentação
FEMM	<i>Finite element method magnetics;</i>
f_{emp}	Fator de empilhamento;
f_{mm}	Força magnetomotriz;
G	Coefficiente adimensional;
GEC	<i>General electric company;</i>
GNO	Grãos não orientados;
GO	Grãos orientados;
H	Intensidade do campo magnético;
h_a	Altura do enrolamento auxiliar;
h_{cb}	Distância entre o núcleo e o enrolamento, nas extremidades (cabeça de bobina);
h_{nucleo}	Altura total do núcleo magnético;
H_{op}	Intensidade do campo magnético de operação do material magnético do reator;
h_p	Altura do enrolamento principal;
$H(t)$	Intensidade de campo magnético instantânea;
h_w	Altura da janela do núcleo;
I	Corrente;

I_a, I_b, I_c	Valores eficazes das correntes das fases A, B e C, respectivamente;
$i_A, i_B \text{ e } i_C$	Valores instantâneos das correntes das fases A, B e C, respectivamente;
I_{Cp}	Corrente drenada pelo capacitor paralelo;
I_{Cs}	Corrente drenada pelo capacitor série;
I_o	Corrente de sequência zero;
I_{pk}	Valor de pico da corrente;
I_{RNS}	Corrente drenada pelo reator a núcleo saturado;
$i(t)$	Valor instantâneo de corrente;
$I_{\text{twin-tripler}}$	Corrente nominal do reator saturado;
I_x	Corrente no enrolamento x;
J	Vetor densidade de corrente;
k	Parâmetro de projeto do núcleo magnético, dado por S_{mag}/I_{mag} ;
L_a	Indutância de dispersão do enrolamento auxiliar;
L_{disp}	Indutância de dispersão;
L_e	Indutância externa;
l_c	Largura da coluna do núcleo;
l_{mag}	Comprimento do caminho magnético;
l_{nucleo}	Largura total do núcleo magnético;
L_o	Indutância de sequência zero total do reator;
$L_{0(1\phi)}$	Indutância de sequência zero por fase do reator;
L_p	Indutância de dispersão do enrolamento principal;
L_r	Indutância do reator saturado;
$LT1, LT2$	Linhas de transmissão 1 e 2, respectivamente;
l_w	Largura da janela do núcleo;

L_x	Indutância própria do enrolamento x;
l_x	Indutância de dispersão do enrolamento x;
MATLAB	<i>Matrix laboratory</i> ;
$M_{nucleos}$	Peso dos núcleos;
M_{xy}	Indutância mútua entre os enrolamentos x e y;
N_1, N_2 e N_3	Enrolamentos primários 1, 2 e 3 do reator <i>Treble-Tripler</i> , respectivamente;
n	Ordem harmonica;
N_a	Número de espiras do enrolamento auxiliar;
N_{eq}	Número de espiras do enrolamento equivalente;
N_p	Número de espiras do enrolamento principal;
ONS	Operador nacional do sistema elétrico;
P_e	Perdas em excesso;
P_D	Perdas dinâmicas;
P_F	Perdas por correntes parasitas (Foucault);
P_{ferro}	Perdas totais no ferro;
P_H	Perdas por histerese;
Q_L	Potência reativa do reator <i>Twin-Tripler</i> por núcleo;
Q_{LT}	Potência reativa de regulação do reator <i>Twin-Tripler</i> ;
R	Resistência elétrica;
R_a	Resistência elétrica do enrolamento auxiliar;
R_{bobina}	Resistência elétrica do enrolamento;
RCT	Reator controlado a tiristor;
R_e	Resistência externa;
R_m	Resistência representativa das perdas no ferro;

RNS	Reator a núcleo saturado;
R_p	Resistência elétrica do enrolamento principal;
S_{fio}	Seção transversal mínima do condutor;
S_g	Seção geométrica do núcleo;
S_{mag}	Seção magnética do núcleo;
SIPCON	<i>Siemens power conditioner</i> ;
STATCOM	<i>Static synchronous compensator</i> ;
t	Valor instantâneo de tempo.
T	Período de análise para a frequência fundamental;
T_1, T_2, T_3	Transformadores 1, 2 e 3, respectivamente;
TACS	<i>Transients analysis of control systems</i> ;
UPFC	<i>Unified power flow controller</i> ;
V	Queda de tensão;
v_1	Queda de tensão externa;
v_2	Queda de tensão no reator a núcleo saturado;
V_a, V_b, V_c	Tensões nos enrolamentos a, b, c, d, e, respectivamente;
V_d, V_e	
v_A, v_B, v_C	Valores instantâneos das tensões nas fases A, B e C, respectivamente;
V_{barra}	Tensão de linha do barramento sob regulação;
V_{cap}	Tensão no capacitor;
V_{Cp}	Tensão no capacitor paralelo;
V_{Cs}	Tensão no capacitor série;
v_{enr}	Tensão aplicada no ramo de magnetização;
V_{eq}	Tensão fase neutro por núcleo;

V_o	Parâmetro que descreve a distribuição estatística dos campos coercivos locais;
V_{ol}	Volume;
V_{RNS}	Tensão no reator a núcleo saturado;
$v(t)$	Valor instantâneo de tensão;
v_{xN}	Tensão entre o ponto comum “x” da ligação estrela e o neutro “N” do sistema;
W_o	Energia magnética total armazenada no ambiente sob análise;
X_s	Reatância externa (sistema);
Z_{cc}	Nível de curto-circuito;
θ_1	Ângulo inicial em que o reator sai da região de saturação;
θ_2	Ângulo inicial em que o reator entra na região de saturação;
λ	Fluxo concatenado;
λ_{op}	Fluxo concatenado pelo enrolamento equivalente de operação do reator saturado;
$\lambda_{op(p)}$	Fluxo concatenado pelo enrolamento principal de operação do reator saturado;
λ_x	Fluxo concatenado pelo enrolamento x;
μ_{max}	Valor máximo da permeabilidade magnética relativa do material;
μ_{op}	Permeabilidade magnética de operação do material do núcleo;
μ_r	Permeabilidade magnética relativa do material;
ρ_c	Resistividade do cobre;
σ_{core}	Condutividade elétrica do material do núcleo;
Φ	Fluxo magnético;
Φ_l	Fluxo de dispersão, proveniente da tensão v_l ;

Φ_2	Fluxo do reator saturado, proveniente da tensão v_2 ;
Φ_{comp}	Fluxo magnético do compensador;
Φ_{col}	Fluxo magnético presente na coluna do reator saturado;
Φ_{cul}	Fluxo magnético presente na culatra do reator saturado;
Φ_{disp}	Fluxo de dispersão dos enrolamentos do reator saturado;
Φ_o	Fluxo de sequência zero do reator saturado;
Φ_s	Valor de pico do fluxo magnético;
$\emptyset_1, \emptyset_2, \emptyset_3, \emptyset_4,$	Fluxos magnéticos resultantes nas colunas 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8 e 9, respectivamente.
$\emptyset_5, \emptyset_6, \emptyset_7, \emptyset_8, \emptyset_9$	

INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

A regulação da tensão nos barramentos do sistema elétrico se apresenta como tema que oferece contínuos desafios para a engenharia elétrica. De fato, a junção de fatores como: extensão das linhas de transmissão, dinamicidade do consumo dos centros de cargas, padrões de desempenho requeridos, exigências dos consumidores a nível da rede básica e distribuição, dentre outros; determinam a necessidade, para muitas aplicações, de medidas mitigatórias, nos termos previstos pelas legislações próprias e definidas pelos órgãos reguladores (ONS e ANEEL) [1], [2], [3].

Em se tratando dos dispositivos reguladores de tensão, reconhece-se, comercialmente, diferentes tipos de produtos, os quais, de um modo geral, podem ser englobados nos princípios da compensação direta [4], [5], e outros, embasados na compensação indireta [6], [7], [8].

Em relação aos dispositivos fundamentados no controle direto da tensão, destacam-se os equipamentos que fazem a alteração manual ou automática de tapes e aqueles que realizam a inserção de tensões de compensação controladas, aditivas ou subtrativas,

àquelas disponibilizadas pela rede supridora. No que se refere aos reguladores baseados em mudanças de tapes, pode-se destacar produtos comerciais bastante clássicos, a exemplo dos reguladores Toshiba TB-R1000, e outros de fabricação brasileira, como o COOPER VR-32 e o ITB RAV-2 [9], [10], [11]. Quanto aos dispositivos que injetam tensões de compensação controladas, surgiram há relativamente pouco tempo linhas mais modernas de produtos que empregam recursos da eletrônica de potência. Estes equipamentos possuem como filosofia básica a produção e injeção de tensões complementares às de suprimento, de forma aditiva ou subtrativa, proporcionando assim incrementos de tensões com valores e posicionamentos angulares eletronicamente controláveis. Tais recursos, caso desejado, podem ainda viabilizar a compensação de forma independente por fase, contribuindo, concomitantemente, para o equilíbrio do suprimento. Dentro desta linha de equipamentos, ressaltam as tecnologias comercialmente conhecidas por: SIPCON S, DVR, *Softswitching* DySC, etc [12]-[15].

No cenário da compensação indireta via controle do fluxo de potência reativa, a solução mais clássica consiste no emprego de bancos de capacitores e/ou reatores, fixos ou variáveis, e outras, baseadas em recursos com tecnologia mecânica, eletromagnética e eletrônica. Ainda no contexto desta filosofia de compensação, não se pode deixar de mencionar os conhecidos compensadores síncronos, os quais ainda são amplamente utilizados e se apresentam como uma alternativa bastante atrativa para aplicações específicas [16]. Em se tratando dos equipamentos com controle eletrônico, os conhecidos RCTs (Reatores Controlados a Tiristores) e CCTs (Capacitores Chaveados a Tiristores), já em uso há décadas, se apresentam com comprovada eficácia [17], porém com indícios de serem superados pelos dispositivos fundamentados no emprego de um conceito mais atual produzido pela eletrônica de potência. Nesta categoria, incluem-se dispositivos diversos, os quais atuam no sentido de propiciar potências reativas

continuamente controladas, tanto indutivas como capacitivas. O princípio no qual se fundamenta tais compensadores encontra sustentação em princípios denominados internacionalmente pela tecnologia UPFC (*Unified Power Flow Controller*) [18], a partir da qual foram originados uma série de produtos hoje disponíveis no mercado e designados por: STATCOM, SIPCON P, dentre outros [12], [19], [20].

Apesar das reconhecidas e incontestáveis qualidades oferecidas pelos equipamentos já existentes no mercado destinados à regulação das tensões, para algumas situações específicas, a utilização destas estratégias, sobretudo aquelas fundamentadas na eletrônica de potência, podem não se apresentar como soluções mais indicadas. Isto se deve, sobretudo, ao fato da relação custo/benefício não ser atrativa, dos maiores requisitos de instalação e manutenção, dentre outras características. Disto, ressalta que, para muitas aplicações, produtos baseados em princípios físicos mais simples, com menores investimentos financeiros, maior robustez às condições ambientais, manutenção reduzida, dentre outros fatores, em detrimento de um controle rígido de tensão, podem se mostrar mais vantajosos. Neste contexto, ressurge uma opção interessante e promissora, a qual se apresenta na forma de um equipamento com reconhecida simplicidade construtiva e operativa, assim como boa eficácia no processo de compensação. Esta tecnologia foi amplamente difundida na década de 60 do século passado, quando os recursos da eletrônica de potência ainda eram embrionários. Este é o caso do Reator a Núcleo Saturado (RNS), dispositivo de cunho totalmente eletromagnético e que dispensa qualquer meio para medições, tomadas de decisão e controle outro que não sua característica intrínseca de operação. Quando associado paralelamente a um banco de capacitores fixo, forma o denominado Compensador Estático de Reativos a Núcleo Saturado (CERNS). O interesse por esta tecnologia, apesar de ter estado inerte durante várias décadas, se justifica, na atualidade, pelo desenvolvimento de novos materiais

magnéticos hoje disponibilizados comercialmente, e ainda, pela busca de soluções para os processos de regulação que conciliem eficácia e custos competitivos.

O princípio de funcionamento do RNS é bastante peculiar, pois tem por fundamento a curva característica de operação ($V \times I$), a qual é diretamente relacionada com o tipo de material magnético utilizado no núcleo. Vale lembrar que a tensão V está presente no barramento junto ao qual o reator encontra-se conectado e I corresponde a corrente indutiva de suprimento desta unidade. Isto confere ao equipamento um comportamento de impedância variável de acordo com o nível de tensão do barramento ao qual o mesmo encontra-se inserido. Assim sendo, sob tensões inferiores a um valor pré-definido em projeto, o dispositivo eletromagnético opera numa região de menor saturação, demandando assim, uma pequena potência reativa do sistema. Idealmente, esta deveria ser nula, todavia, as características reais dos arranjos não viabilizam tal hipótese e, nestas circunstâncias, é de se esperar níveis reduzidos de corrente indutiva. Em contrapartida, em situações de baixos carregamentos impostos à rede de transmissão ou de distribuição, isto pode ocasionar elevações das tensões e, por conseguinte, o dispositivo ora referido é levado a estados de saturação mais elevados, fato este que implicará num maior valor para sua corrente e sua potência reativa. Tal comportamento, em consonância com princípios conhecidos da engenharia elétrica, possuem uma pronta correlação com as tensões e promovem um controle contínuo destas grandezas visando, sobretudo, seu enquadramento nos padrões almejados [21], [22]. Ao se colocar os capacitores em paralelo, estes atuam em situações de subtensões, o que permite então uma boa regulação da tensão independente da condição de carregamento do sistema.

1.2. O ESTADO DA ARTE SOBRE OS REGULADORES A NÚCLEO SATURADO

As primeiras propostas de reatores saturados de múltiplos núcleos são provenientes dos desenvolvimentos efetuados pelo Dr. E. Friedlander [7], por volta da década de 40 durante a segunda guerra mundial. Nesta época, o principal objetivo da tecnologia era obter um multiplicador de frequências e gerador de pulsos para alimentação e controle de retificadores à válvula de mercúrio [23]. O processo de regulação de tensão nos terminais de barramentos elétricos por meio dos reatores saturados passou a ser explorada dez anos depois, na década de 50 [24], quando a GEC (*General Electric Company* – Inglaterra) construiu o primeiro compensador estático baseado nesta filosofia.

Apesar do baixo desempenho dos primeiros exemplares construídos, a proposta motivou os pesquisadores da época no desenvolvimento de reatores mais eficientes, podendo ser destacado o aprimoramento do material magnético utilizado nos núcleos. O uso de aços e ligas com propriedades superiores e mais interessantes proporcionou consideráveis avanços para a viabilidade técnica e econômica do equipamento.

A utilização comercial do regulador em pauta iniciou na década de 60, quando as potencialidades do dispositivo foram testadas no controle de flutuações de tensão em indústrias siderúrgicas [25], [26]. Posteriormente, o equipamento foi empregado em sistemas de transmissão [27]-[30], podendo-se destacar seu uso junto ao sistema de transmissão de corrente contínua *Cross Chanel*, ligando a Inglaterra à França. No final da década de 70, devido ao surgimento dos dispositivos de compensação reativa fundamentados nas modernas técnicas da eletrônica de potência, a GEC optou pela transferência desta tecnologia para um instituto da China, mantendo apenas a produção de compensadores estáticos controlados a tiristores [31].

A tecnologia de regulação de tensão por meio da utilização dos reguladores a núcleo saturado também foi desenvolvida por grupos de pesquisa da Rússia [31], tendo estes optado pelo desenvolvimento de reatores saturáveis compostos por um sistema de controle. Os dispositivos eletrônicos possuem o papel de minimizar os efeitos negativos das distorções harmônicas e perdas no ferro elevadas, tendo em vista a não-linearidade presente no processo de regulação aqui referido e a operação do reator em níveis de altíssima saturação magnética. A filosofia operacional é muito semelhante com o dispositivo regulador saturável sem controle, existindo diferença no fato de que o comando para a drenagem ou injeção de reativos para a rede elétrica é dado pelos componentes eletrônicos ao invés de ser obtido naturalmente pelos elementos capacitivos e indutivos. Além disso, a faixa de variação da corrente entre os valores de menor saturação e saturação plena é também obtida pelo controle no lugar do nível de tensão imposto nos terminais do reator. Esta solução, apesar de apresentar maiores atrativos em relação aos reguladores sem controle aqui contemplados, possui um custo inicial maior e menor robustez devido aos componentes eletrônicos, não sendo aplicável em algumas situações em que o equipamento permanecerá em regiões mais afastadas dos centros urbanos e será submetido a condições climáticas adversas.

Quanto aos efeitos nocivos devido à introdução de indesejáveis níveis de distorções harmônicas na rede elétrica pelos reatores saturados, a utilização de topologias para a disposição de núcleos e conexão de enrolamentos, conforme demonstrado pelos arranjos *Twin-Tripler* (12 pulsos) e *Treble-Tripler* (18 pulsos), [32]-[42] conduzem a uma minimização destas desvantagens. Em [35] e [42], é evidenciado que a tecnologia *Twin-Tripler* é uma solução mais simples e econômica, apesar do maior cancelamento harmônico proporcionado pelo arranjo *Treble-Tripler*. Adicionalmente, foram construídos protótipos de reatores *Twin-Tripler*, tanto em escala real quanto em escala

reduzida, além da existência de dados experimentais já efetuados em campo e laboratório. Estes fatores, juntamente com as análises efetuadas nesta presente tese, contribuíram para a utilização da topologia *Twin-Tripler* como referência para os estudos de desempenho.

Visando resgatar o dispositivo regulador em foco, no âmbito acadêmico, reconhece-se que trabalhos de pesquisas realizados na Universidade Federal de Uberlândia e na Universidade Federal de Pernambuco, através de teses e dissertações, voltaram a suscitar o interesse pela estratégia ora referida. A Tabela 1.1 exemplifica alguns destes trabalhos desempenhados nas respectivas universidades, considerando a ordem cronológica de cada documento e as principais contribuições alcançadas.

Tabela 1.1 – Desenvolvidos realizados por autores brasileiros relacionados aos Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado.

Eduardo Pacheco	
Trabalho	Tese de Doutorado – “ <i>Systems Voltage Control Using Saturated Iron Cored</i>
Desempenhado:	<i>Reactors</i> ”
Referência:	[32]
Instituição/ Ano:	Umist, 1977
Principais Contribuições:	Estudo dos reatores a núcleo saturado para controle de tensão do sistema elétrico por meio da drenagem de potência reativa. Dentre os arranjos elétricos existentes, é feita a avaliação do reator monofásico e são obtidos resultados experimentais para este tipo de dispositivo. Adicionalmente, são consideradas as unidades trifásicas e, mais especificamente, a possibilidade do cancelamento harmônico de corrente.

Capítulo I – INTRODUÇÃO

Tabela 1.1 – Desenvolvidos realizados por autores brasileiros relacionados aos Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado.

Fabiana da Silva Leal	
Trabalho	Dissertação de Mestrado – “Reatores Saturados com Excitação Paralela”
Desempenhado:	
Referência:	[33]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Pernambuco (UFPe) – 2000
Principais Contribuições:	Apresentação das bases teóricas referentes ao projeto e operação do reator saturado com ligação paralela de seus enrolamentos, tendo em vista a definição de um algoritmo simplificado para cálculo dos parâmetros físicos e dedução do circuito elétrico equivalente do reator. Realização de propostas de projetos para a operação de um reator no nível de tensão de 525 kV e potência de 150 MVAR, considerando estudos de desempenho por meio de simulações computacionais. Verificação das harmônicas produzidas e aperfeiçoamento do projeto do compensador por meio da inserção de filtros.
Luiz Antônio Magnata da Fonte	
Trabalho	Tese de Doutorado – “Desenvolvimento de Reatores com Saturação Natural para
Desempenhado:	Aplicação em Sistemas de Potência”
Referência:	[34]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Pernambuco (UFPe) - 2004
Principais Contribuições:	Técnica para o projeto básico de RNS, a qual atende todos os tipos conhecidos deste equipamento. Formulação de modelos matemáticos para representar o RNS e implementação no programa EMTP/ATP por meio dos recursos disponíveis em sua biblioteca. Validação dos modelos computacionais por meio de testes desempenhados no laboratório do DEESP, em um protótipo de aproximadamente 13 kVA e 235 V, arranjo <i>Treble-Tripler</i> .

Capítulo I – INTRODUÇÃO

Tabela 1.1 – Desenvolvidos realizados por autores brasileiros relacionados aos Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado.

Arnulfo Barroso de Vasconcellos	
Trabalho	Tese de Doutorado – “Modelagem, Projeto e Construção de Compensadores
Desempenhado:	Estáticos tipo Reator a Núcleo Saturado para Melhoria da Qualidade da Energia: Análise Computacional e Validação Experimental”
Referência:	[35]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Uberlândia (UFU) - 2004
Principais Contribuições:	Modelagem, projeto, construção e avaliação da interação entre o CERNs na compensação de fenômenos atrelados à qualidade da energia elétrica, bem como os efeitos da rede elétrica de suprimento sobre o desempenho do equipamento. Implementação de modelos representativos no simulador SABER.
Jackson Marques Pacheco	
Trabalho	Tese de Doutorado – “Determinação dos Parâmetros de Compensadores Estáticos
Desempenhado:	de Reativos e Estratégia para o Projeto Otimizado de Reatores Saturados”
Referência:	[36]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Uberlândia (UFU) - 2008
Principais Contribuições:	Estratégia computacional para o dimensionamento básico do RNS e otimização das perdas associadas com a operação do dispositivo, tomando por base um protótipo em escala real e modelagens computacionais para a análise de desempenho.
Eraldo da Silva Pereira	
Trabalho	Dissertação de Mestrado – “Avaliação do Desempenho de um Protótipo de Reator
Desempenhado:	Saturado em Escala Real: Uma Abordagem Experimental”
Referência:	[37]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Uberlândia (UFU) - 2008
Principais Contribuições:	Investigação do comportamento de um protótipo de RNS ligado a uma rede de suprimento e avaliações de desempenho relacionados a afundamentos e elevações de tensão, distorções harmônicas, desequilíbrios, temperatura e ruídos.

Capítulo I – INTRODUÇÃO

Tabela 1.1 – Desenvolvidos realizados por autores brasileiros relacionados aos Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado.

Saulo Emmanuel Constantino Carneiro Leão	
Trabalho	Dissertação de Mestrado – “Análise do Auto-Regulador Magnético de Tensão
Desempenhado:	(ARMT) para Controle da Tensão em Redes de Distribuição de 13,8 kV”
Referência:	[38]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Pernambuco (UFPe) - 2008
Principais Contribuições:	Desenvolvimento de um Auto-Regulador Magnético de Tensão (ARMT) e avaliação do seu desempenho frente às variações de tensão em um sistema elétrico de distribuição em 13,8 kV. Para tanto, foi desenvolvido o modelo computacional no programa ATP constituído por um RNS e capacitor série. Além disso, o modelo proporciona o controle de afundamentos de tensão durante a ocorrência de um curto-circuito, visto a presença do conjunto reator linear e saturado em sua constituição.
João Areis Ferreira Barbosa Júnior	
Trabalho	Dissertação de Mestrado – “Modelagem e Análise de Desempenho Transitório e Dinâmico de Compensadores Estáticos de Reativos Utilizando Reatores Saturados”.
Desempenhado:	Tese de Doutorado – “Uma Contribuição para a Modelagem, Construção e Análise de Desempenho de Compensadores de Tensão a Reator Saturado”.
Referências:	[39], [40]
Instituição/ Ano:	Universidade Federal de Uberlândia (UFU) – 2009 (mestrado) e Universidade Federal de Uberlândia (UFU) – 2013 (doutorado)
Principais Contribuições:	Implementação computacional dos reatores a núcleo saturado e investigações sobre o desempenho do compensador completo diante dos processos de energização e ocorrência de súbitas variações operativas do complexo elétrico. Desenvolvimento de uma estratégia computacional para o dimensionamento do compensador, projeto básico do reator saturado e análise de desempenho no domínio do tempo por meio da plataforma ATP.

Apesar destas contribuições, percebe-se atualmente que este tipo de equipamento está sendo visado não somente para a regulação de tensão, como também para a limitação de curtos-circuitos por meio de diferentes mecanismos [38], [43], [44] dentre os quais destaca-se a metodologia discutida na dissertação de mestrado previamente mencionada, do autor Saulo Leão [38]. Isso se explica devido ao desenvolvimento dos materiais elétricos e magnéticos, os quais apresentam novas perspectivas para os reatores a núcleo saturado, o que torna esta técnica de regulação de tensão novamente objeto de estudos e aprimoramentos.

Tem-se atualmente os procedimentos de projeto que poderiam ser melhor direcionados às características de operação do dispositivo, além de uma avaliação mais precisa de seu desempenho durante o processo de regulação de tensão antes mesmo da construção do equipamento. O estudo sobre o efeito da alta saturação do núcleo na produção das distorções harmônicas e perdas no ferro ainda não foi amplamente explorado, fato este que motivou o desenvolvimento da presente tese. Adicionalmente, tem-se atualmente a utilização de diversos tipos de materiais magnéticos de altíssimo desempenho, cada qual com suas particularidades e aplicações, para a fabricação de núcleos magnéticos. Mais precisamente, o uso das ligas amorfas vem se tornando cada vez mais comum e mais atraente em comparação ao tradicional aço silício de grão orientado, sendo isto observado em equipamentos do tipo transformadores de tensão. Dentro deste contexto, são apresentadas na sequência as contribuições desta tese diante das áreas de carências observadas até o presente momento.

1.3. ÁREAS DE CARÊNCIA SOBRE O TEMA E CONTRIBUIÇÕES DA TESE

Não obstante os avanços obtidos no passado quanto ao resgate da tecnologia em foco, vale ressaltar que o tema ainda se apresenta com desafios importantes a serem transpostos. Destes destacam-se:

- O dimensionamento básico de reatores saturados para o atendimento à demanda requerida de potência reativa;
- A adequação da modelagem computacional no domínio do tempo através do simulador ATP;
- A representação do dispositivo por técnicas de elementos finitos através do simulador FEMM e;
- A análise da utilização de ligas amorfas aos fins aqui almejados.

Em consonância com o exposto, o trabalho aqui proposto, num primeiro momento, se apresenta imbuído do propósito de estabelecer as diretrizes para o estabelecimento das principais dimensões físicas dos reatores saturados, com destaque aos dispositivos do tipo *Twin-Tripler*. Partindo dos princípios tradicionais e utilizados para projetos de transformadores [45], [46], [47], são feitas adaptações e proposições para a determinação das características físicas construtivas dos núcleos magnéticos e enrolamentos elétricos do reator saturado. Os fundamentos apresentados para tal procedimento são então comparados com as dimensões de um reator em escala real construído [48], objetivando, sobretudo, uma primeira validação da metodologia para determinação das premissas de dimensionamento físico do equipamento.

No que tange à representação computacional do reator saturado, duas estratégias de estudos são contempladas. Uma primeira, através da melhoria da modelagem do dispositivo no domínio do tempo empregando-se o *software* ATP [22], [40], [48], [49]. Numa segunda via, o reator saturado é modelado através da técnica dos elementos finitos, nos termos oferecidos pelo simulador FEMM. Assim procedendo tornar-se-á factível a obtenção de meios computacionais que viabilizem estudos de desempenho do reator, quer no que tange aos aspectos elétricos como magnéticos, em etapas que antecedam o seu projeto final e construção. Tais modelos serão objetos de validação através da correlação entre estudos teóricos com resultados experimentais extraídos do protótipo [48].

Uma outra linha para os desenvolvimentos se apoia na análise computacional de desempenho de reatores constituídos pelas ligas magnéticas convencionais e materiais amorfos. Estas últimas [50], [51] se apresentam como materiais mais recentemente disponibilizados no mercado, com custos atrativos, e evidenciam uma série de vantagens sob o ponto de vista eletromagnético, dentre as quais destacam-se: a reduzida espessura das lâminas, alta resistividade elétrica, alta permeabilidade magnética e principalmente perdas magnéticas surpreendentemente inferiores.

1.4. ESTRUTURA DA TESE

Somado a este capítulo inicial que contextualizou o tema proposto e as diretrizes para os desenvolvimentos desta pesquisa, o trabalho, como um todo, se apresenta constituído das seguintes unidades:

- **CAPÍTULO II – Reguladores de Tensão a Núcleo Saturado: Estrutura Física, Características Operativas e Dimensionamento Básico**

Neste capítulo, é contemplado o embasamento teórico relacionado ao tema reatores a núcleo saturado, contemplando uma revisão dos princípios operativos do compensador estático a núcleo saturado. Muito embora o reconhecimento que o CERNs se apresenta constituído por um banco de capacitores fixo e um RNS, o foco principal das análises recai sobre o princípio de funcionamento deste último componente, com destaque a sua topologia construtiva designada por *Twin-Tripler* ou 12 pulsos. De modo complementar, são também tecidas considerações sobre a configuração *Treble-Tripler* ou 18 pulsos, cuja estrutura conduz a um maior cancelamento das componentes harmônicas produzidas pelo reator saturado. Complementarmente, são realizados desenvolvimentos visando a determinação dos parâmetros construtivos básicos na forma de dimensões físicas dos núcleos magnéticos e enrolamentos do reator de 12 pulsos, os quais são fundamentados no montante de potência reativa do RNS. A validação da proposta de pré-projeto é feita por meio da comparação entre as dimensões teóricas e as extensões reais de um protótipo de 3 MVAR associado com uma rede elétrica de 34,5 kV.

- **CAPÍTULO III – Modelagem, Estudos de Desempenho e Validação da Representação Computacional do Reator *Twin-Tripler***

Visando a obtenção de meios para a realização de estudos de desempenho de um reator saturado sob distintas condições operacionais, resta que o emprego de ferramentas computacionais se apresenta com fortes atratividades ainda na fase do pré-dimensionamento do dispositivo. Para tanto, nesta tese, são considerados dois recursos

clássicos. Um primeiro se apresenta na forma do simulador ATP, o qual, empregando técnicas de modelagem no domínio do tempo, permite a representação do reator e respectivas avaliações operacionais no que tange as suas características elétricas. Complementarmente, objetivando a determinação das grandezas magnéticas operativas e de parâmetros elétricos equivalentes, trabalhos de modelagem são também direcionados ao emprego do simulador FEMM, o qual, sabidamente, emprega técnicas de elementos finitos.

- **CAPÍTULO IV – Reatores a Núcleo Saturado Constituídos por Ligas Amorfas**

Tendo em vista a disponibilidade comercial com preços competitivos das ligas amorfas, este capítulo contemplará uma síntese teórica destes materiais, quantificação experimental das perdas magnéticas relativas a este material e a realização de estudos investigativos sobre a substituição dos materiais magnéticos convencionais pela liga supra referida. Para tanto, os princípios estabelecidos para o pré-projeto de reatores serão aplicados para duas unidades similares em termos de potência reativa e tensão. Na sequência, serão realizados estudos investigativos por meio dos recursos computacionais obtidos, visando um aprimoramento de desempenho operacional do regulador ora referido.

- **CAPÍTULO V – Análise Comparativa dos Compensadores a Aço Silício e Ligas Amorfas numa Rede de Distribuição**

Objetivando a consolidação quanto ao uso de ligas amorfas para a concepção dos núcleos magnéticos de reatores saturados, em especial o arranjo *Twin-Tripler*, este

capítulo encontra-se centrado no estabelecimento da topologia e parametrização de uma rede de distribuição junto a qual são inseridos, separadamente, dois compensadores a núcleo saturado, sendo um constituído por um RNS a aço silício e outro por um de ligas amorfas. As análises consideram a atuação dos dois tipos de RNS dentro do contexto do CERNS, isto é, a atuação do reator em paralelo com um banco de capacitores para a regulação dos níveis de tensão em um dado barramento. São realizadas simulações computacionais na plataforma ATP para análise da performance dos dois equipamentos obtidos pela metodologia de pré-projeto, em que os resultados são tidos como base comparativa entre um regulador e outro.

- **CAPÍTULO VI – Conclusões**

Por fim, são tecidas as principais constatações sobre o trabalho realizado, evidenciando os avanços oferecidos e as diretrizes para a continuidade das pesquisas.

REGULADORES DE TENSÃO A NÚCLEO SATURADO: ESTRUTURA FÍSICA, CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS E DIMENSIONAMENTO BÁSICO

2.1. ASPECTOS GERAIS

Em consonância com os objetivos desta pesquisa, a qual encontra-se direcionada para investigações atreladas com a modelagem e avaliação de desempenho dos reatores a núcleo saturado, o presente capítulo destina-se, num primeiro plano, a contextualizar o tema quanto aos princípios físicos que regem o funcionamento do equipamento em pauta, principais dimensões e estruturas, a filosofia de compensação interna de harmônicos, dentre outros aspectos.

Inicialmente, vale ressaltar que o Compensador Estático a Núcleo Saturado (CERNS) consiste num equipamento capaz de ajustar os níveis de tensão dentro dos valores admissíveis, sendo constituído por um Reator a Núcleo Saturado (RNS) em paralelo com um banco de capacitores. Esta característica confere ao equipamento propriedades que lhe permite elevar ou reduzir o valor eficaz da tensão do barramento em que está inserido, de forma dinâmica e sem exigências de sistemas de controle e/ou chaveamentos. Não obstante a composição supra posta, para fins do presente capítulo, a unidade indutiva formada pelo reator saturado se apresenta com maior foco das atenções, visto que a mesma incita maiores investigações em relação ao seu funcionamento. No que tange a unidade capacitiva em paralelo, por ser um dispositivo fixo e de funcionamento estático, este componente não oferece maiores desafios e interesses para discussões, motivo pelo qual o mesmo não será tratado com a mesma ênfase.

Em se tratando dos RNS e sua filosofia operacional, é feita uma abordagem sobre seu comportamento em relação à tensão aplicada por meio da análise da curva de saturação do material magnético dos núcleos, sendo esta característica responsável pelos diferentes níveis de corrente requisitadas pelo equipamento e consequente ajuste da tensão de entrada. Nesta sessão também é considerada a questão da produção de harmônicos pelo RNS devido a esta característica não linear do material magnético, o que implica no conceito de dois arranjos elétricos para o cancelamento intrínseco de harmônicos: os arranjos *Twin-Tripler* e *Treble-Tripler*.

Tomando por base o arranjo *Twin-Tripler*, são apresentados os detalhes construtivos do equipamento e das interconexões entre seus enrolamentos. Além disso, são abordados os princípios físicos que regem o funcionamento deste tipo de regulador e o cancelamento harmônico proporcionado pela soma vetorial das tensões em cada enrolamento, o que resulta nas formas de onda de corrente e ordens harmônicas típicas do dispositivo.

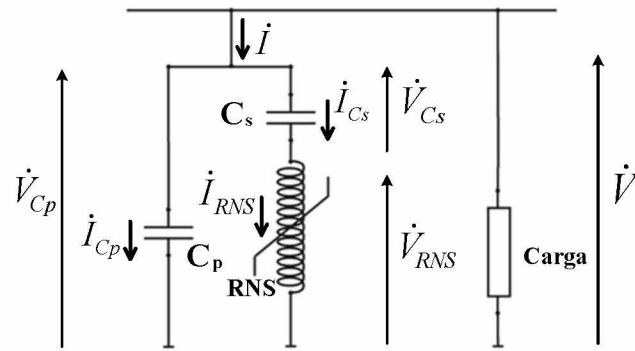
Com o intuito de apresentar uma solução alternativa para promover um maior cancelamento harmônico nas formas de onda da corrente drenada pelos RNS, são também tecidas considerações sobre a topologia denominada por *Treble-Tripler*. Para esta configuração são exploradas suas características construtivas e interligações entre os enrolamentos, visando o propósito da mitigação de parte das distorções harmônicas. O processo intrínseco da compensação das componentes harmônicas e as formas de onda das correntes são também avaliadas.

Tomando por base o reator *Twin-Tripler*, são contemplados os fundamentos que norteiam a obtenção dos seus parâmetros físicos básicos, ou seja, o pré-dimensionamento do seu núcleo magnético e bobinas. Com estes objetivos em mente, a partir de uma planilha para o cálculo dos montantes de potências reativas requeridas, obtida em trabalho anterior ao presente, apresenta-se uma sequência de procedimentos destinados à determinação das características físicas dos mencionados componentes que perfazem o produto em pauta.

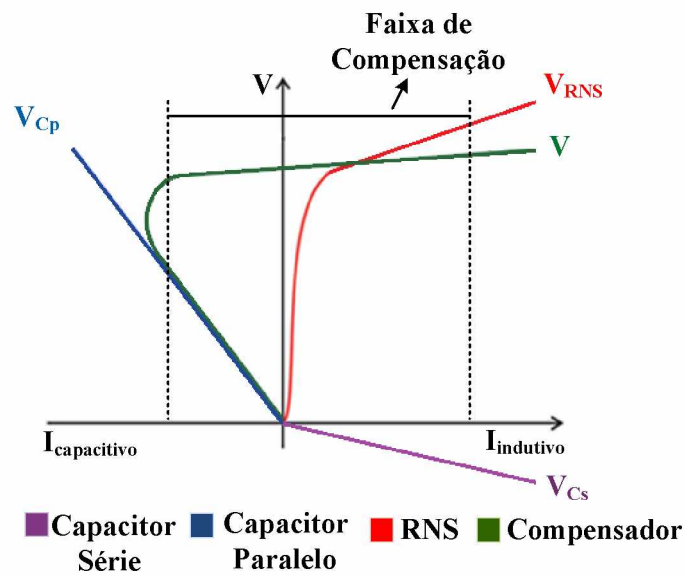
Muito embora o reconhecimento que os trabalhos conduzidos nesta tese destinam-se a oferecer as primeiras diretrizes para o projeto final e construção do reator saturado, deve-se ressaltar que as contribuições aqui expostas fornecem, tão apenas, as principais informações exigidas pelos modelos eletromagnéticos computacionais a serem posteriormente empregados. Destaca-se também que a metodologia elaborada, no cenário do estabelecimento das dimensões e características físicas deste componente do compensador, se diferencia das demais existentes, visto que os processos até então encontrados se apresentam mais diretamente afeitos a projetos de transformadores.

2.2. PRINCÍPIO OPERATIVO DO COMPENSADOR ESTÁTICO A NÚCLEO SATURADO

A estrutura básica de um compensador constituído por reator a núcleo saturado pode ser visualizada na Figura 2.1 (a). Esta ilustra a existência de um reator saturado e dois bancos de capacitores, um em paralelo (C_p) e outro em série (C_s) com o reator. Este arranjo determina que a potência reativa injetada ou absorvida pelo equipamento dependerá das condições impostas pela tensão do barramento de conexão do equipamento. A curva característica ($V \times I$) de operação do compensador encontra-se exposta na Figura 2.1 (b), a qual evidencia a faixa de compensação do dispositivo. À esquerda do eixo da ordenada, pode-se verificar que o equipamento produz potência reativa de carácter capacitivo ao sistema, enquanto que à direita o reator domina o processo, absorvendo potência reativa. Isto implica que a forma de operação do compensador, assim como sua capacidade na compensação de reativos, será influenciada, como esperado, pela tensão do barramento em que o mesmo encontra-se conectado. Além disso, a regulação da tensão proporcionada pelo reator será regida pela não-linearidade da curva ($B \times H$) do material magnético empregado na construção de seu núcleo.



(a)



(b)

Figura 2. 1 – Concepção física e característica básica do compensador estático a núcleo saturado: (a) diagrama unifilar; (b) curvas características.

Outra importante característica que pode ser ressaltada e advinda da Figura 2.1 é a presença do capacitor conectado em série com o reator, destacando-se a finalidade deste elemento no conjunto que consiste na correção do estatismo ou inclinação da região de saturação da curva e operação do compensador [32]. A queda de tensão no elemento C_s promove uma maior regularização da tensão do barramento V , melhorando o estatismo do dispositivo.

À medida que a tensão no barramento tende a aumentar de valor, o RNS aumenta de saturação, o que implica em um consequente aumento da corrente \dot{I}_{RNS} . A impedância do capacitor C_s proporciona uma queda de tensão \dot{V}_{Cs} contrária à diferença de potencial no reator \dot{V}_{RNS} , visto que a corrente \dot{I}_{Cs} , sendo igual a \dot{I}_{RNS} , possui característica indutiva. Isso permite com que o capacitor C_s contribua para uma limitação ainda maior da tensão resultante \dot{V} , pois mesmo com a elevação da saturação do RNS, a tensão final será inferior à tensão \dot{V}_{RNS} .

Em um segundo momento, quando a tensão \dot{V} decresce conforme o aumento do carregamento do sistema elétrico, o RNS sai da sua região de saturação e a corrente consumida por este elemento diminui drasticamente. O capacitor C_s , evidentemente, continua fornecendo reativos juntamente com o capacitor C_p , tendo em vista à característica capacitiva da corrente resultante \dot{I} , drenada pelo compensador. Nesse sentido, a tensão \dot{V}_{Cs} auxilia na sustentação do valor de \dot{V} , a qual tende a permanecer, portanto, mais estável independentemente das impedâncias do sistema.

Visando um esclarecimento físico através da técnica de modelagem no domínio da frequência, as figuras 2.2 (a) e (b) representam, na forma de diagramas fasoriais, duas situações associadas com o funcionamento do dispositivo regulador. A primeira indicando uma condição operacional tal que o efeito indutivo prevalece e, na segunda, o domínio se mostra capacitivo. Estas figuras evidenciam, como estabelece a teoria clássica, que a condição identificada por (a) conduz a uma limitação da tensão do barramento, enquanto que a segunda esclarece que sob a ação de uma potência reativa total com características capacitivas, há uma sustentação da tensão.

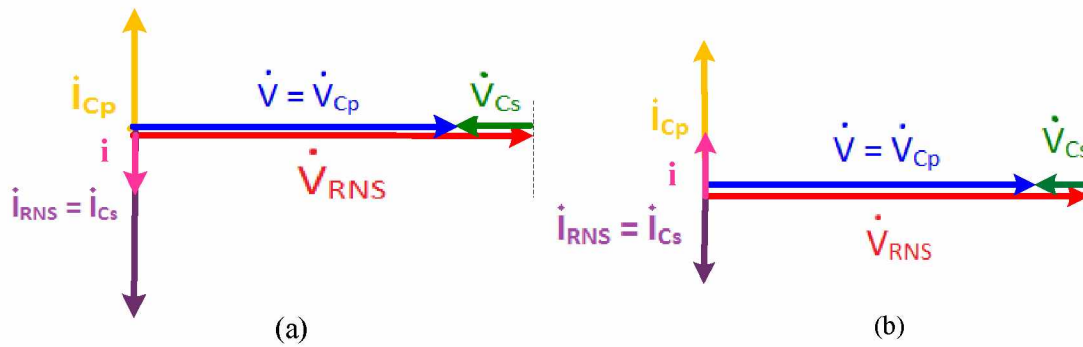


Figura 2.2 – Diagramas fasoriais representativos da operação do regulador: (a) predominância da potência reativa indutiva – limitação da tensão V ; (b) predominância da potência reativa capacitiva – sustentação da tensão V .

Mais uma vez, tendo em mente que o componente mais complexo do arranjo consiste no reator saturado, este é considerado em maiores detalhes na sequência.

2.3. CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS DO REATOR A NÚCLEO SATURADO

Os reatores saturados se apresentam com características operacionais amplamente conhecidas pela literatura e com bastante similaridade aos princípios que regem o funcionamento dos transformadores e reatores convencionais [5], [10], [11]. Vale ressaltar que, enquanto que os transformadores e reatores lineares trabalham em regiões de menor intensidade para as suas respectivas induções magnéticas máximas, os denominados reatores saturados atuam com um comportamento fortemente não-linear para curva de operação. A Figura 2.3 [40] ilustra a condição de funcionamento em que o reator saturado irá atuar. Partindo de uma região linear, em consonância com o aumento da tensão, haverá uma correspondente elevação do nível de saturação, o qual, como

indicado, poderá conduzir o dispositivo para elevados níveis de densidade magnética. Nestas últimas condições, certamente, o equipamento implicará em consumos elevados de potência reativa, ressaltando que, a passagem dos pontos de funcionamento de baixa saturação até os mais elevados ocorre de forma gradual e contínua, com tempo de resposta compatíveis com os fenômenos eletromagnéticos.

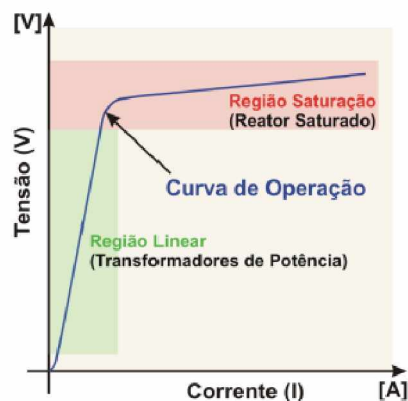


Figura 2.3 – Relação $V \times I$ para dispositivos não lineares.

Diante destas constatações, pode ser notado que a corrente drenada pelo reator nas condições de baixa saturação será reduzida, ao passo que, nas condições de saturação, a corrente é aumentada drasticamente para pequenos incrementos de tensão. Isso implica no fato de que o reator saturado possui uma reatância auto ajustável e que não requer dispositivos de controle ou enrolamentos de controle DC como os usados em transdutores [35]. A título de simplificação, admite-se que, abaixo da região de saturação, a impedância do reator é suposta, idealmente, como infinita, de modo que a corrente correspondente se faz na forma de pulsos, com formação iniciada tão logo se atinja o ponto de saturação e terminada quando o funcionamento determina uma magnetização abaixo do referido ponto [32]. Admitindo um circuito série simples, a corrente terá a forma de pulsos negativos e positivos discretos, com amplitude e forma determinadas

pela tensão de linha $v(t)$ e impedância externa, conforme a Figura 2.4 [35]. Obviamente, a forma de onda da corrente não será mais senoidal devido à saturação do núcleo, o qual é laminado para minimizar os efeitos das perdas por Foucault [32].

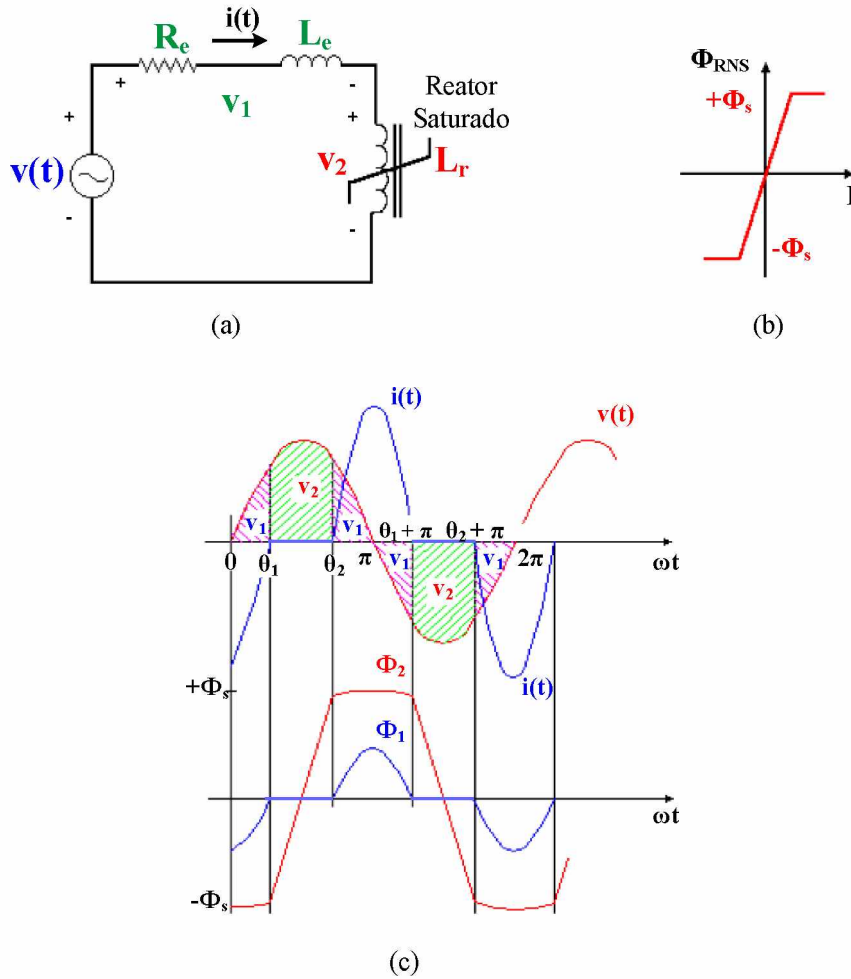


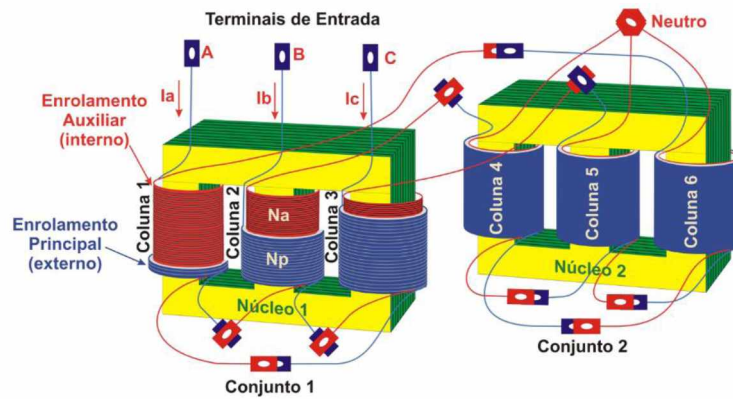
Figura 2.4 – Arranjo constituído por um reator suprido por uma fonte senoidal – (a) Circuito equivalente no domínio do tempo; (b) Relação $V \times I$ ou $\Phi \times I$ para o reator magnético; - (c) Formas de onda da tensão, corrente e fluxos.

Diante desta característica não-linear, os RNS introduzem consideráveis níveis de distorções harmônicas no barramento em que está conectado, sendo isto uma das mais marcantes desvantagens deste dispositivo. As correntes obtidas a partir da operação da

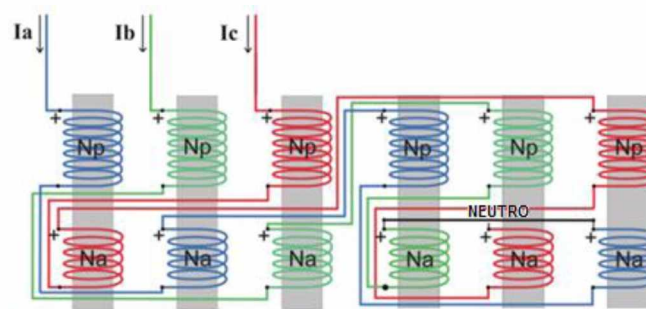
unidade monofásica revelam a presença de todos os componentes de ordem ímpar, sendo isto um forte empecilho para a aplicação desta solução nos sistemas elétricos. Dessa forma, existem alguns arranjos elétricos especiais que visam atenuar tais efeitos negativos, a começar pela configuração trifásica constituída por enrolamentos conectados em estrela e neutro não aterrado. A corrente em cada fase irá obedecer os princípios postos para o reator monofásico, todavia, o fato de existir a interconexão entre os enrolamentos em um ponto comum elimina os harmônicos triplos, fornecendo expressivas melhorias nas formas de onda de tensão e corrente. Buscando então uma eliminação ainda maior dos componentes harmônicos e melhoria do desempenho dos reatores a núcleo saturado, são apresentados, na sequência, dois arranjos elétricos concebidos para o cancelamento intrínseco de harmônicos, os quais recebem as designações de *Twin-Tripler* e *Treble-Tripler*.

2.4. A CONSTITUIÇÃO FÍSICA DOS REATORES E ESTRATÉGIA PARA MITIGAÇÃO DE HARMÔNICOS

O regulador *Twin-Tripler*, ou reator saturado de 12 pulsos, consiste em um equipamento que possui uma topologia construtiva sintetizada na Figura 2.5 [40]. Constata-se que o equipamento se apresenta constituído, basicamente, por dois núcleos magnéticos trifásicos idênticos, cada qual formado por três colunas magnéticas, sobre os quais são montados dois enrolamentos concêntricos por coluna interconectados em série.



(a)



(b)

Figura 2.5 – Reator a núcleo saturado: (a) arranjo construtivo *Twin-Tripler*; (b) conexão entre as bobinas.

Os dois enrolamentos existentes em cada coluna são denominados, respectivamente, de principal (N_p) e auxiliar (N_a), os quais estão elétrica e magneticamente interligados entre si e com as bobinas das colunas vizinhas, conforme mostra a Figura 2.5. De acordo com esta mesma figura, o reator *Twin-Tripler* é um equipamento similar a dois transformadores de três colunas em que os enrolamentos de cada fase estão interligados em série, na formação zig-zague e estrela com neutro flutuante. Como a própria nomenclatura “12 pulsos” sugere e considerando as condições ideais de alimentação e operação, os reatores do tipo *Twin-Tripler* produzem harmônicas da ordem $12k \pm 1$, isto é, a partir da 11ª ordem. O fator determinante que proporciona o cancelamento das harmônicas de ordem inferior é a relação entre o número de espiras dos enrolamentos

auxiliar e principal. Sendo essa igual a 0,366, é assegurada um conjunto de seis ondas de fmm 's (forças magnetomotrizes) deslocadas entre si de 30° . A Figura 2.6 ilustra a composição fasorial das fmm 's produzidas por cada enrolamento, a fmm resultante em cada coluna, os respectivos fluxos magnéticos e o cancelamento das harmônicas de ordem 5 e 7.

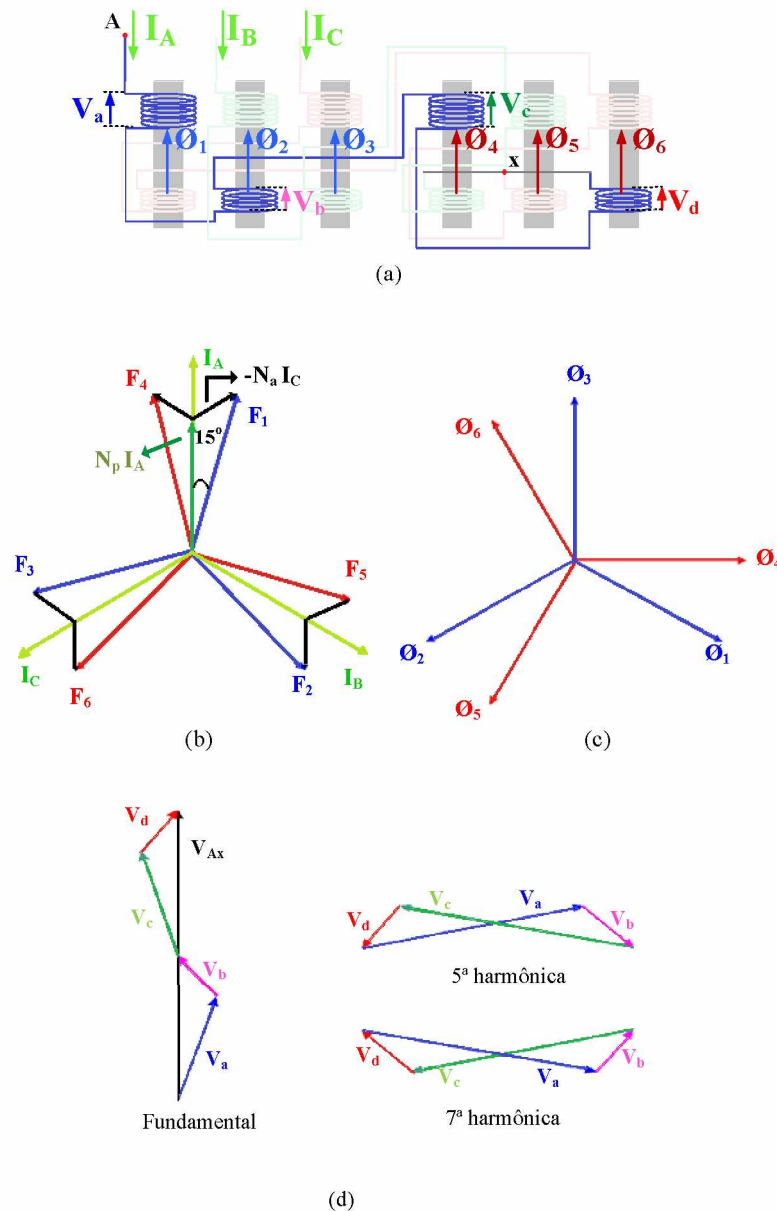


Figura 2.6 – Diagrama fasorial para o reator *Twin-Tripler*: (a) disposição das tensões e fluxos para uma das fases do reator; (b) fmm 's; (c) fluxos magnéticos; (d) tensão de fase para o ponto comum estrela.

Uma vez que as unidades estejam sob alimentação equilibrada e elevada o suficiente para levá-las à saturação, durante meio ciclo da frequência de linha o reator *Twin-Tripler* passa por uma sequência operativa através da qual cada unidade passa por estágios de saturação e não-saturação. Na primeira metade de um semiciclo, o fluxo resultante em uma das fases passa do estágio de saturação plena para a não saturação e, na segunda metade, retorna para o seu estado inicial de saturação plena. No semiciclo seguinte, o mesmo comportamento de saturação se repete, porém as linhas de fluxo mudam de sentido em relação ao processo anterior. O ciclo de operação de um reator *Twin-Tripler* pode ser dividido em seis diferentes intervalos, sendo isto evidenciados na Figura 2.7 [35]. A fase não saturada, em cada intervalo, deve absorver a maior parte da tensão da fonte de alimentação, sendo a outra parcela da tensão presente como queda devido à impedância do sistema. Visto que cada coluna dos núcleos possui dois enrolamentos, as *fmm*'s criadas pelas correntes que os percorrem no período não saturado são equilibradas em zero.

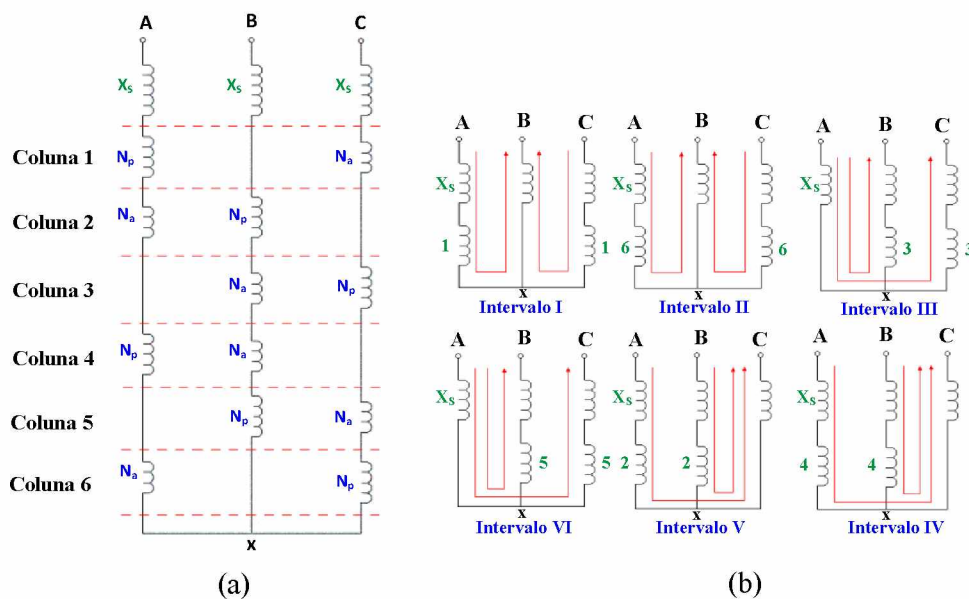


Figura 2.7 – Regime de operação do *Twin-Tripler*: (a) diagrama do circuito do reator; (b) circuitos equivalentes em cada intervalo de meio ciclo.

No intervalo I, a coluna 1 não está saturada para 30° . As correntes não são nulas, mas devem satisfazer a condição $N_p i_A = N_a i_c$, isto é, $i_A = 0,366 i_c$, de forma a produzir zero ampère-espiras nesta coluna. Desta forma, $i_B = -1,366 i_c$ durante este intervalo. Os dois enrolamentos presentes na coluna 1, assim como nas outras colunas, não são iguais e, sendo assim, aparecem tensões proporcionais ao número de espiras e respeitando as respectivas polaridades. A Figura 2.8 ilustra as formas de onda da tensão e corrente para cada intervalo de meio ciclo. Maiores informações associadas com a lógica operacional do dispositivo podem ser encontradas em [35], motivo pelo qual são omitidos os detalhes sobre a composição das formas de onda quando da operação do reator nas regiões saturadas e não saturadas.

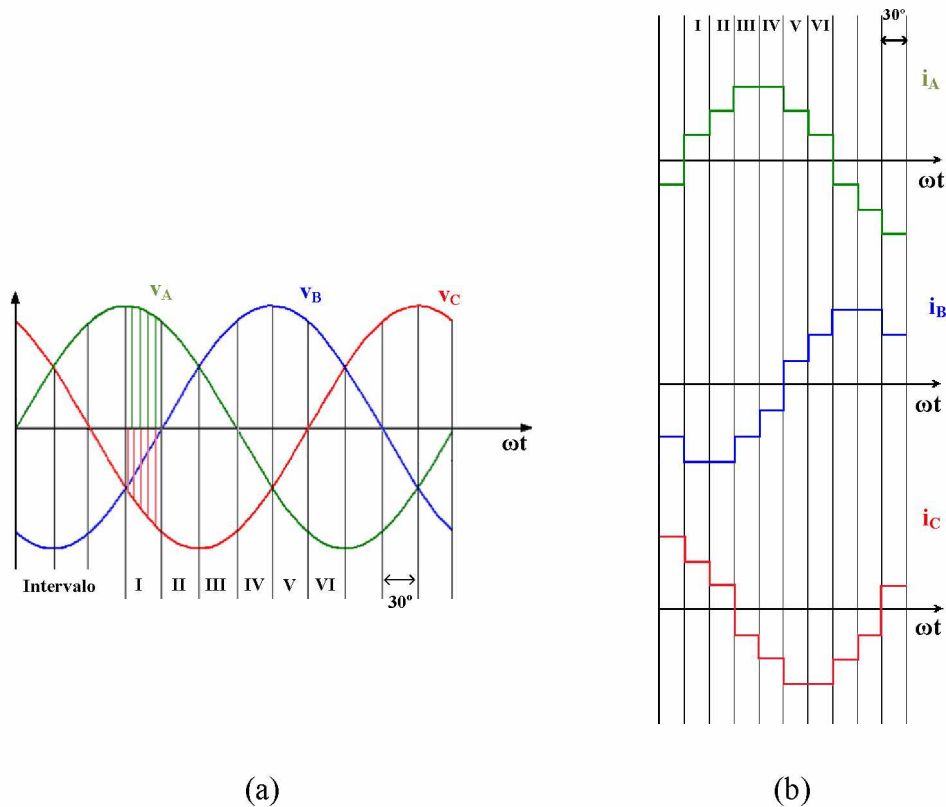


Figura 2.8 – Formas de onda das tensões e correntes teóricas de cada fase do *Twin-Tripler* (12 pulsos): (a)

Formas de onda da tensão fase-neutro; (b) Formas de onda das correntes de fase.

Diante do exposto, fica evidenciado que, diferentemente do arranjo físico básico indicado na Figura 2.4 (a), o equipamento em pauta se apresenta com uma configuração construtiva que resulta na eliminação de uma grande parte do espectro harmônico das correntes produzidas por ele próprio e injetadas na rede. O resultado desta técnica construtiva leva a um dispositivo responsável pela produção de componentes harmônicas de ordem $n=12k\pm1$, ou seja, apenas as ordens 11, 13, 23, 25, etc são produzidas, como pode ser visto na Figura 2.9.

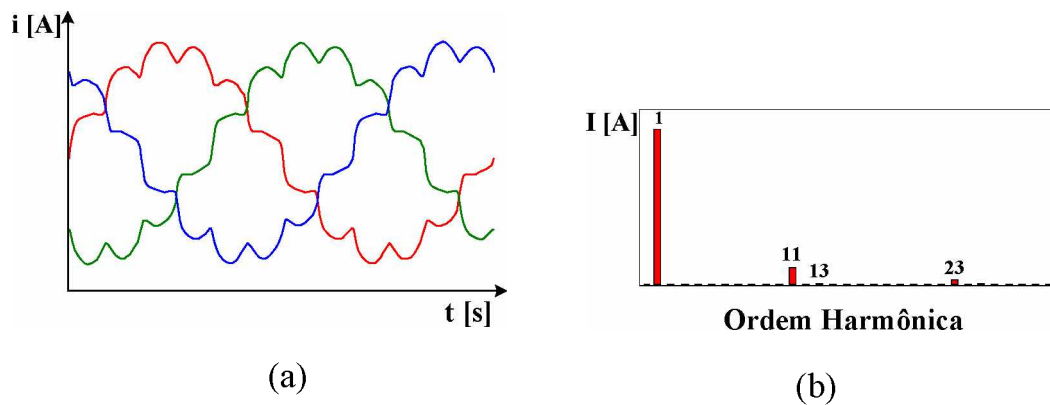


Figura 2.9 – Formas de onda das correntes nas três fases de um reator *Twin-Tripler* e o espectro harmônico de uma das fases.

Avançando na direção do estabelecimento de uma configuração construtiva que conduza a uma eliminação ainda maior do espectro harmônico, vale aqui lembrar que o arranjo *Twin-Tripler* pode ser alvo de melhorias, fato este que conduz ao equipamento conhecido como *Treble-Tripler*, o qual é considerado na sequência.

No que tange aos reguladores de tensão com a concepção 18 pulsos ou *Treble-Tripler*, estes possuem avanços em comparação com a topologia *Twin-Tripler* (12 pulsos) quanto ao cancelamento harmônico. Devido ao fato de eliminarem quase que totalmente as componentes harmônicas de ordem abaixo de 35, estes então oferecem uma corrente

muito mais próxima da forma senoidal. Conforme ilustra a Figura 2.10, o reator *Treble-Tripler* é constituído por um conjunto de três núcleos trifásicos, com a conexão dos enrolamentos em estrela e ziguezague, além de um pequeno reator saturado auxiliar.

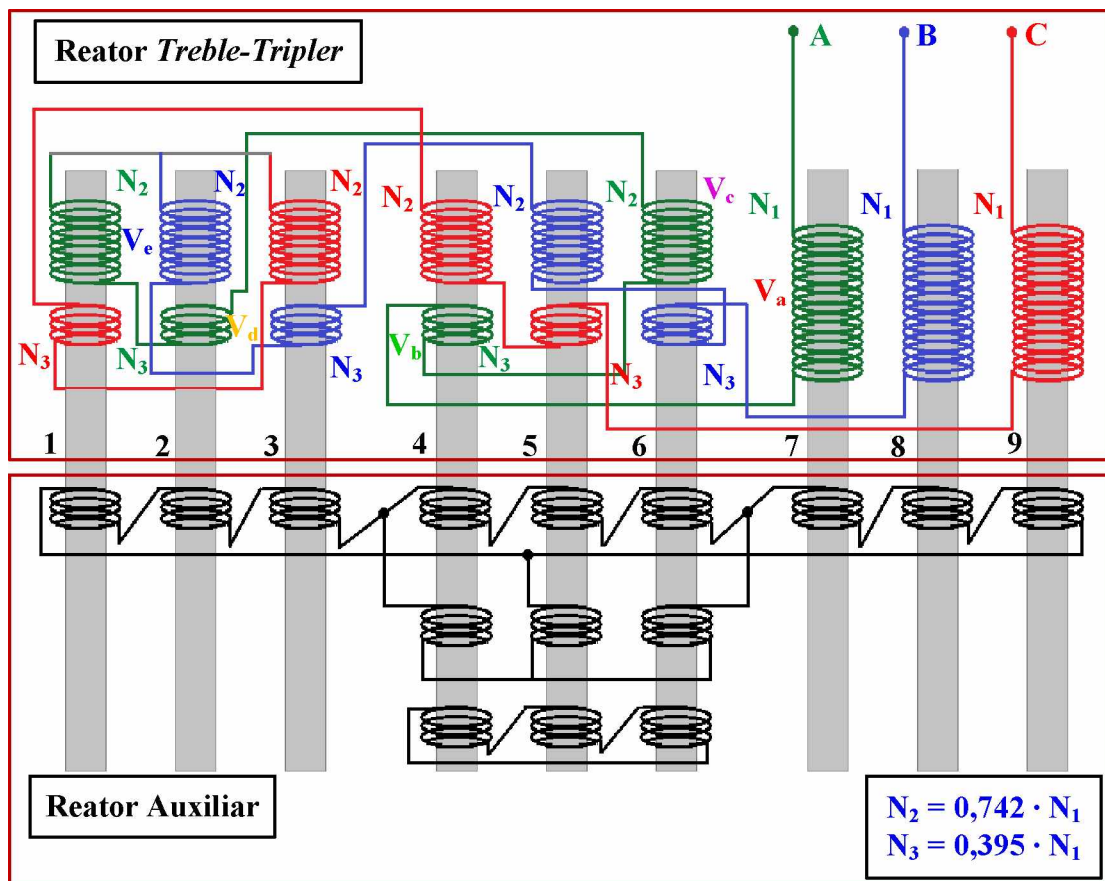


Figura 2.10 – Arranjo *Treble-Tripler* com reator saturado auxiliar.

Considerando o seu princípio de operação e com a relação de espiras ilustrada na Figura 2.10, o fluxo, tensão por espira e o total de ampères-espiras são idênticos em todas as nove colunas, exceto pelo defasamento angular entre elas de 40°. Os números de espiras dos enrolamentos primários (N_1 , N_2 e N_3) são determinados de modo a haver um intervalo de tempo na passagem por zero de duas *fmm*'s consecutivas de 20°, sendo isto o fator determinante da compensação harmônica necessária. Além dos enrolamentos

primários, os enrolamentos secundários são fechados em delta e alimentam o reator saturado auxiliar. Se este é desconsiderado, as correntes nos terminais do reator irão conter, além da fundamental, harmônicas de ordem 17, 19, 35, 37... $18K \pm 1$. A adição desta malha de enrolamentos, com relações convenientes entre espiras, reduz substancialmente as harmônicas da corrente de linha, podendo desaparecer quase que por completo a 17ª e 19ª ordem. A Figura 2.11 ilustra os diagramas fasoriais das forças magnetomotrizes e fluxos gerados em cada coluna, desconsiderando a presença do reator auxiliar. Já na Figura 2.12, é mostrada a tensão fase-neutro induzida na fase A e a sua composição de acordo com as tensões em cada enrolamento constituinte.

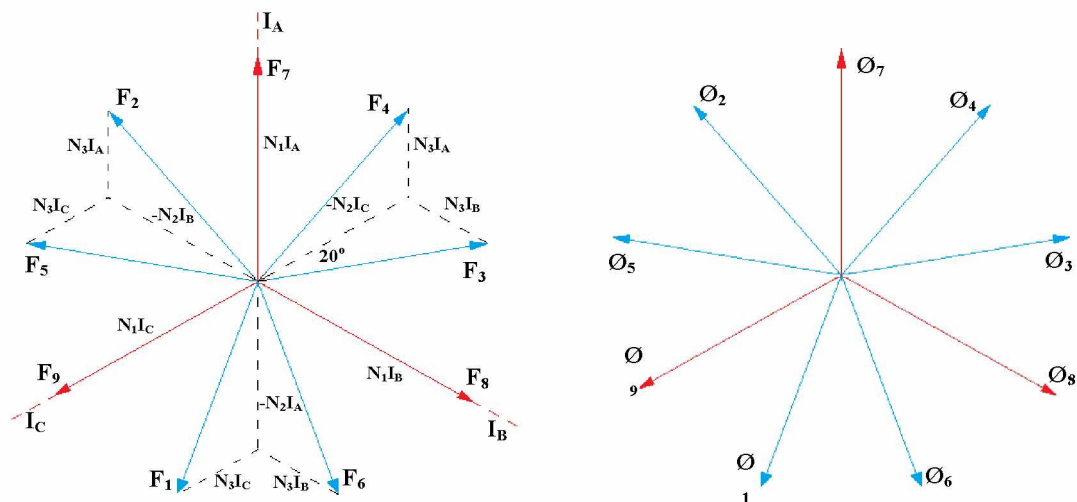


Figura 2.11 – Diagramas fasoriais das forças magnetomotrizes e fluxos existentes em cada coluna do reator *Treble-Tripler*.

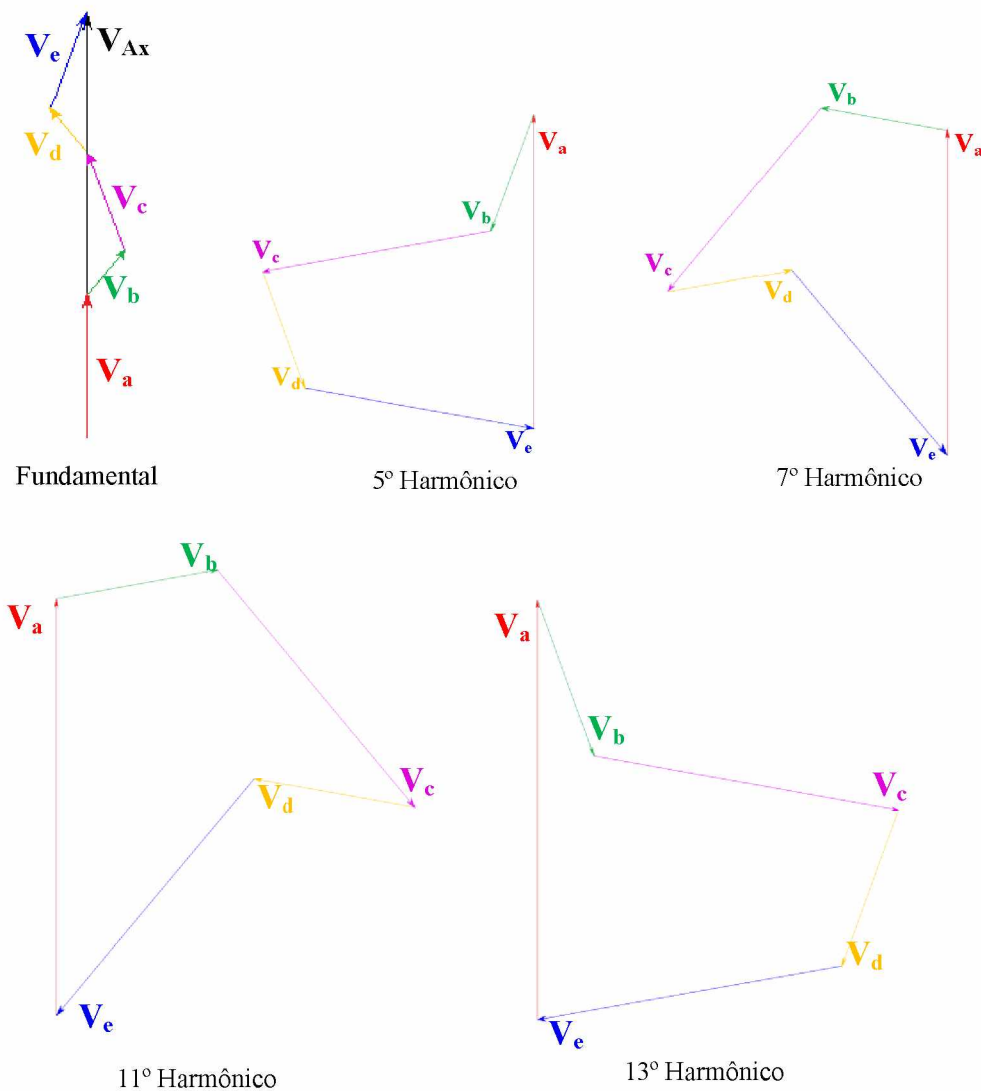


Figura 2.12 – Diagramas fasoriais das tensões fase-neutro da fase A para a fundamental e cada uma das principais harmônicas.

A Figura 2.13 mostra as formas de onda teóricas e a Figura 2.14 as ondas obtidas por meio de simulação computacional das correntes que circulam pelos enrolamentos do *Treble-Tripler*. Pelas figuras supra mencionadas, é possível verificar a semelhança entre as filosofias operacionais deste dispositivo e o reator *Twin-Tripler*, havendo diferença apenas no intervalo angular (30° para o *Twin-Tripler* e 20° para o *Treble-Tripler*) necessário para a mudança de um estágio para outro. As formas de onda das tensões fase-

neutro para o reator *Treble-Tripler* são então semelhantes às tensões ilustradas na Figura 2.8 (a), se diferenciando apenas nos intervalos de 20° entre um estágio e outro.

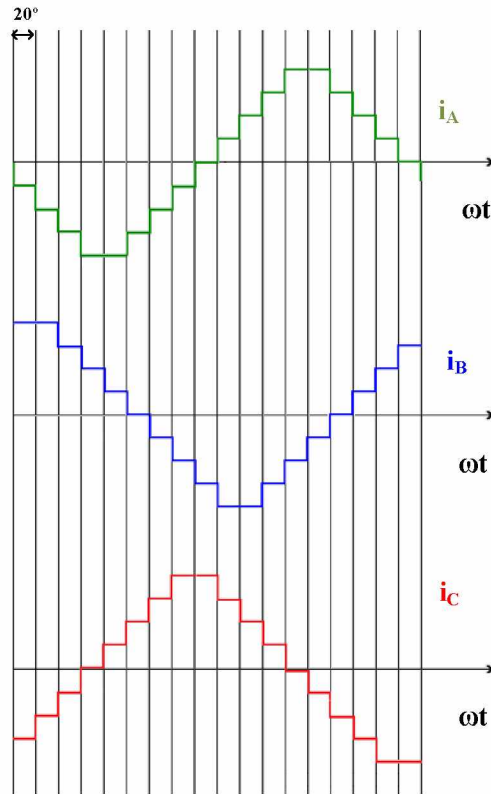


Figura 2.13 – Formas de onda teóricas das correntes em cada fase do reator *Treble-Tripler*.

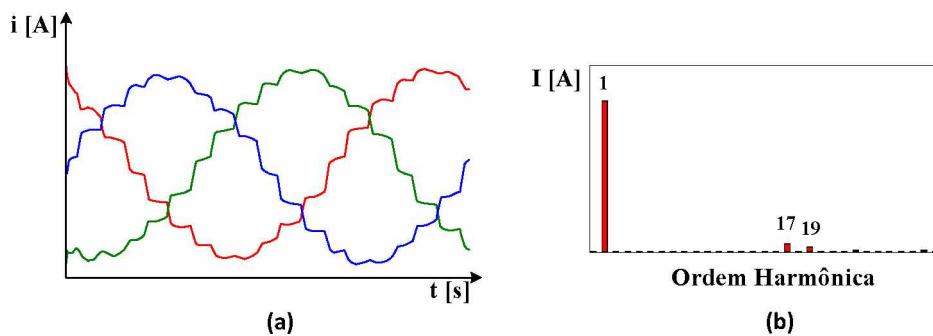


Figura 2.14 – Formas de onda das correntes nas três fases de um reator *Treble-Tripler* e o espectro harmônico de uma das fases, desconsiderando o reator auxiliar.

Ao considerar o reator saturado auxiliar, as formas de onda das correntes drenadas pelo *Treble-Tripler* são muito próximas de uma senóide, visto o cancelamento quase que completo de harmônicas abaixo da 35ª ordem. As harmônicas residuais dominantes são de 35ª e 37ª ordem, mas estas são muito pequenas, tipicamente inferiores a 3 ou 4% da fundamental. As componentes de malha são principalmente de ordem 9 mais componentes reduzidas de ordem 27, 54 etc.

A utilização do arranjo *Treble-Tripler* em substituição do arranjo *Twin-Tripler* não se mostra trivial, visto que, conforme pode ser constatado na figura 2.10, a solução é mais onerosa e, dessa forma, se restringe a aplicações onde a distorção harmônica é crítica. Todavia, em relação aos reatores de grande porte, esta solução não pretende somente reduzir as harmônicas de ordem mais elevadas, como também minimizar possíveis assimetrias, evitar conexões paralelas na malha do circuito compensador e melhorar as instalações de ajuste [32].

2.5. DETERMINAÇÃO DA POTÊNCIA REATIVA DO REATOR SATURADO

A partir das características do sistema e das cargas consumidoras, é possível determinar os montantes de potências reativas necessárias a adequação dos padrões das tensões de suprimento aos requisitos definidos pela legislação vigente. Com este objetivo em foco, as figuras 2.15 e 2.16 mostram o resultado, materializado na forma de um aplicativo computacional desenvolvido em [36], que conduz aos valores das potências reativas requeridas para o cumprimento destas metas. Portanto, seus resultados expressam

Capítulo II – REGULADORES DE TENSÃO A NÚCLEO SATURADO: ESTRUTURA FÍSICA, CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS E DIMENSIONAMENTO BÁSICO

as potências reativas indutivas e capacitivas requeridas para um dado regulador de tensão à base dos princípios supra postos. Neste particular, vale à pena ressaltar que a potência reativa destinada à especificação do capacitor série para a melhoria do estatismo da curva do RNS não está prevista no montante determinado por este aplicativo, não havendo ainda estudos que contemplem a especificação deste componente. Adicionalmente, o aplicativo não detalha a metodologia necessária para o projeto do RNS e minimização de suas perdas, tendo sido aplicado tão somente os procedimentos efetuados em transformadores.

Como se percebe, os trabalhos encontram-se sintetizados em duas planilhas. A primeira delas, ilustrada pela Figura 2.15, tem por meta a caracterização paramétrica da rede sob estudo, com destaque as condições operativas impostas e os limites de tensão admissíveis. Suplementarmente, a segunda planilha (Figura 2.16) expressa o processo iterativo utilizado até a definição dos valores das potências reativas, indutivas e capacitivas, destinadas ao enquadramento das tensões aos padrões regulamentados. Maiores detalhes sobre os procedimentos de cálculo ora referidos encontram-se em [36].

DADOS DO SISTEMA

Entre com os dados do sistema

DADOS DA CARGA

Entre com os dados da carga

CONDIÇÃO DO PROJETO

Entre com a percentagem que se deseja que o reator opere abaixo do máximo admissível e acima do mínimo admissível

DADOS DO SISTEMA

			Bases	pu
Nível de curto circuito	0.42	MVA	1	0.42
Relação X/R	3.69			
Tensão sem carga	36.490	KV		1.058
Tensão contratada	34.500	KV	34.500	1
Classe da tensão	34.500	KV		
Frequência	60	Hz		

DADOS DA CARGA

	V (kV)	P (MW)	Q (MVar)	S (MVA)
Carga leve	36.490	0.330	0.405	0.522
Carga nominal	34.450	3.360	6.230	7.078
Carga Pesada	32.130	6.255	11.840	13.391

CONDIÇÃO DO PROJETO

	%	pu	kV
Limite máximo admissível	2	1.030	35.54
Limite mínimo admissível	2	0.950	32.78

NORMA

Entre com os limites da norma

Critico superior

Precário

1.07

Tc

1.05

Tc

Adequada

Tc

0.93

Tc

Precário

0.90

Tc

Critico inferior

Adequada superior

Tensão Contratada

Adequado inferior

Figura 2.15 – Planilha 1: Parâmetros do sistema elétrico, carregamentos impostos e limites de tensão admissíveis pelas normas vigentes.

Capítulo II – REGULADORES DE TENSÃO A NÚCLEO SATURADO: ESTRUTURA FÍSICA, CARACTERÍSTICAS OPERATIVAS E DIMENSIONAMENTO BÁSICO

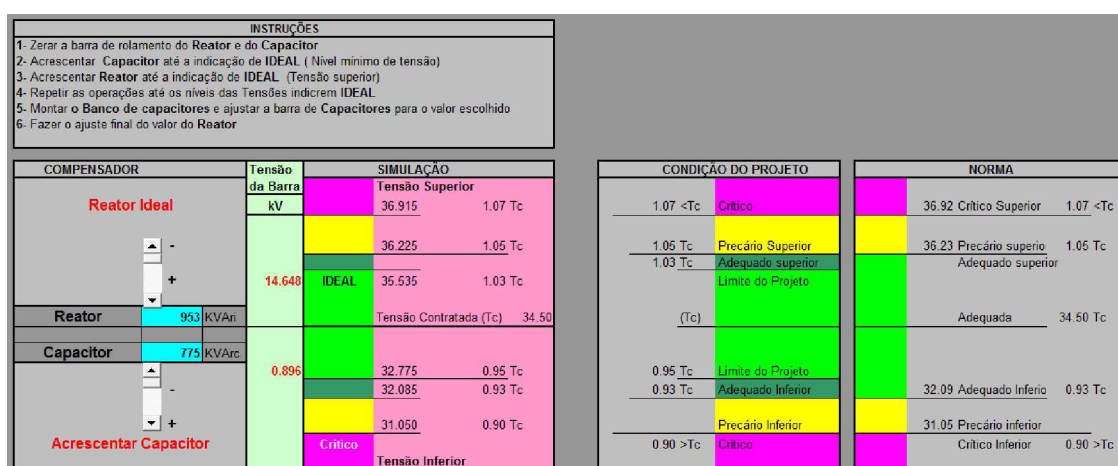


Figura 2.16 – Planilha 2: Potências reativas requeridas e tensões obtidas com a compensação determinada.

A partir do aplicativo apresentado em [36] e ilustrado pelas figuras 2.15 e 2.16, fica, pois, evidenciada a potência reativa indutiva almejada para a regulação de tensão, sendo materializada na forma do reator a núcleo saturado *Twin-Tripler*, dispositivo este focado na presente tese. Uma vez configurada a rede nas condições indicadas, as tensões do barramento de conexão do regulador estarão enquadradas nos patamares indicados nas planilhas.

2.6. METODOLOGIA PARA O DIMENSIONAMENTO BÁSICO DE UM REATOR A NÚCLEO SATURADO *TWIN-TRIPLER*

Considerando os requisitos de potência determinados pelas planilhas desenvolvidas em [36], ressaltando que a potência reativa encontrada deverá ser consumida pelo reator na condição plena de saturação, o dimensionamento básico deste componente é feito

através do cálculo das principais dimensões dos núcleos magnéticos e enrolamentos, como a seguir.

2.6.1. Núcleos Magnéticos

A Figura 2.17 ilustra as principais dimensões físicas a serem determinadas para os núcleos magnéticos dos reatores a núcleo saturado *Twin-Tripler*.

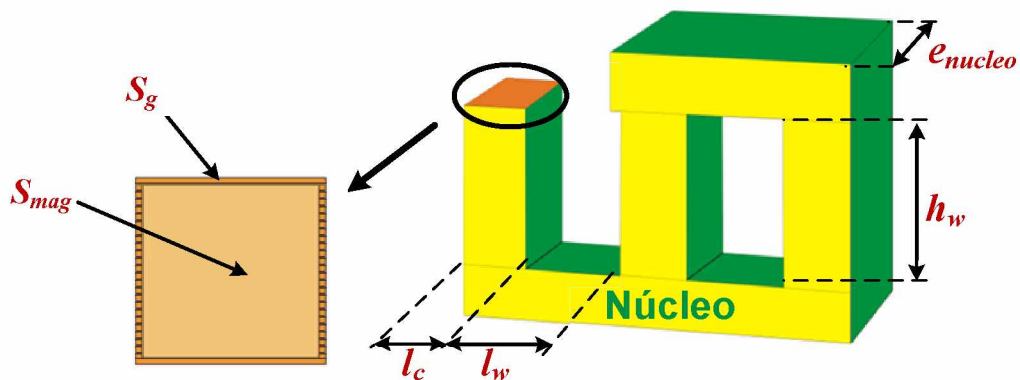


Figura 2.17 – Principais dimensões do núcleo magnético de reatores *Twin-Tripler*.

No que tange a estrutura física de cada núcleo magnético, este deverá possuir uma seção magnética (S_{mag}) e geométrica (S_g) que atendam ao desempenho esperado durante as fases de inércia e regulação de tensão. Estas dimensões se correlacionam com a densidade de fluxo magnético observada no núcleo, perdas magnéticas e, conseqüentemente, com o consumo de corrente nas condições nominais e sobretensão do sistema elétrico. O material ferromagnético a ser adotado é crucial para a determinação das respectivas seções transversais. Para fins deste trabalho, para o momento é utilizado

o aço silício de grãos orientados. Este se apresenta como a liga magnética de maior difusão na área industrial.

A equação (2.1) define a seção magnética do núcleo em função das distintas variáveis envolvidas no processo.

$$S_{mag} = \frac{\sqrt{k \cdot f \cdot \mu_{op} \cdot Q_L}}{0,163 \cdot B_{op} \cdot f} \text{ [m}^2\text{]} \quad (2.1)$$

Em que:

k – relação entre a seção magnética (S_{mag} , em m²) e o comprimento do caminho magnético (l_{mag} , em metros), tendo esta grandeza um valor empírico e padronizado pelos fabricantes de acordo com a potência nominal dos equipamentos (via de regra aplicável a transformadores);

f – frequência do sistema (Hz);

μ_{op} – permeabilidade magnética do material do núcleo associada com a tensão de regulação (T·m/A);

Q_L – Potência reativa absorvida pelo reator por um dos núcleos trifásicos que perfazem o dispositivo *Twin-Tripler*, portanto, com potência igual a 50% da especificada (kVA);

B_{op} – valor de pico da densidade de fluxo magnético do núcleo associada com a tensão de regulação (T);

f_{emp} – fator de empilhamento.

Conforme a equação (2.1), entende-se então que os valores B_{op} , μ_{op} e k são grandezas definidas pelo projetista. Mais uma vez, o valor de k é relacionado com a

proporcionalidade das dimensões do núcleo, tal que este seja o mais conveniente e capaz de prover a absorção da potência requerida. Conforme as práticas construtivas adotadas para a concepção de núcleos magnéticos, considera-se para este caso o valor de k em torno de 0,2 m, visto que pretende-se obter uma seção magnética relativamente pequena para um comprimento magnético consideravelmente extenso e compatível com a intensidade de campo magnético requerida – H_{op} . No que se refere ao valor de B_{op} , este deverá ser suficientemente elevado para proporcionar uma significativa excursão de corrente entre a situação operacional com tensão nominal e aquela que define a potência reativa requerida, o que determina, por consequência, o nível da intensidade de campo H_{op} .

A seção geométrica S_g , calculada pela expressão (2.2), é obtida a partir de S_{mag} e do fator de empilhamento (f_{emp}) utilizado para o dado material magnético, correspondendo assim à área real da seção transversal das colunas e culatras do núcleo magnético após sua montagem.

$$S_g = \frac{S_{mag}}{f_{emp}} \quad (2.2)$$

Uma vez determinadas as seções do núcleo, procede-se com o dimensionamento da largura (l_c) e espessura (e_{nucleo}) das colunas. Para tanto, será considerado que a seção transversal do núcleo possui o formato quadrado e, dessa forma, os valores de l_c e e_{nucleo} são iguais e podem ser calculados pela equação (2.3).

$$l_c = e_{nucleo} = \sqrt{S_g} \quad (2.3)$$

Vale observar que o procedimento de cálculo para núcleos “dentados” envolve algumas constantes que variam de acordo com o número de dentes do núcleo. Todavia, a metodologia aqui proposta considerará a seção S_g quadrada, visto que se trata das especificações básicas para o dimensionamento de reatores *Twin-Tripler* e não do seu projeto final.

Por fim, para a determinação das demais dimensões do núcleo magnético, as quais são indicadas na Figura 2.18 por h_w e l_w , assim como o seu peso final, deve-se projetar primeiramente os enrolamentos principais e auxiliares que irão compor as fases do reator, sendo isto detalhado a seguir.

2.6.2.Enrolamentos

As figuras 2.18 e 2.19 ilustram as principais dimensões destes componentes físicos.

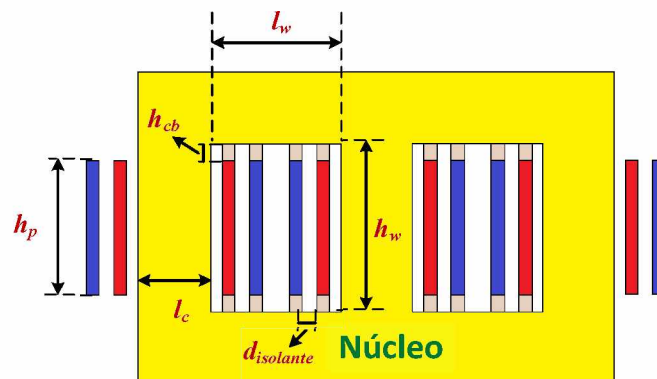


Figura 2.18 – Corte transversal de um dos núcleos magnéticos do reator *Twin-Tripler* com os respectivos enrolamentos.

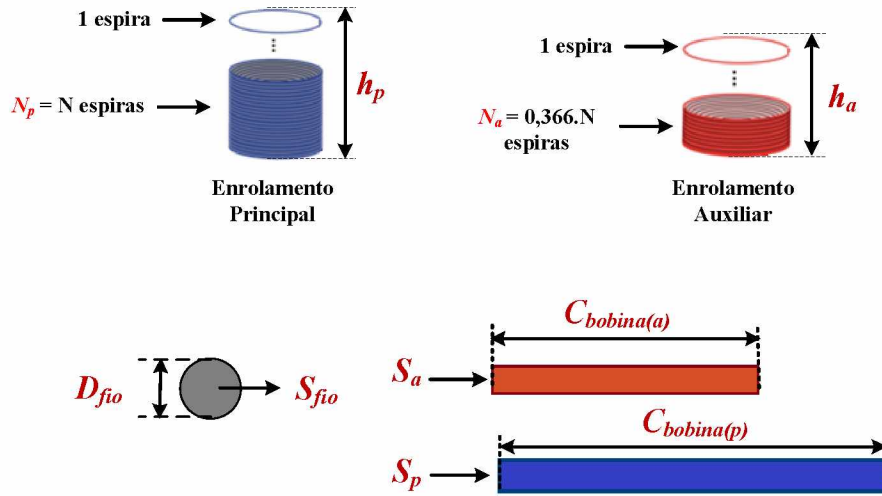


Figura 2.19 – Principais dimensões dos enrolamentos: principal e auxiliar.

Considerando inicialmente a corrente nominal dos enrolamentos, esta pode ser determinada pela equação (2.4).

$$I_{\text{twin-tripler}} = \frac{Q_{LT}}{\sqrt{3} \cdot V_{\text{barra}}} \quad (2.4)$$

Em que:

Q_{LT} – Potência reativa de regulação total do reator *Twin-Tripler*, sendo $Q_{LT} = 2 \cdot Q_L$;

V_{barra} – tensão de linha do barramento sob regulação.

A partir do valor calculado em (2.4), pode-se determinar a seção transversal mínima (S_{fio}) do condutor a ser utilizado, admitindo-se valores tabelados de densidade de corrente (J) em função da potência nominal de transformadores [47]. Sabendo que, para cada fase do arranjo *Twin-Tripler*, as bobinas principal e auxiliar estão interligadas em série, conclui-se que S_{fio} de ambos os enrolamentos deverão ser iguais. A grandeza S_{fio} é dada pela equação (2.5).

$$S_p = S_a \geq S_{fio} = \frac{I_{\text{twin-tripler}}}{J} \quad (2.5)$$

No que tange ao número de espiras, este poderá ser calculado inicialmente considerando um enrolamento equivalente (N_{eq}) responsável pela produção do fluxo magnético resultante por fase de cada núcleo. A equação (2.6) determina o valor de N_{eq} e mostra que esta grandeza se relaciona com a tensão fase-neutro de cada núcleo (V_{eq}), a qual corresponde à metade da tensão fase-neutro do arranjo completo, isto é, $V_{eq} = V_{\text{barra}}/(2 \cdot \sqrt{3})$.

$$N_{eq} = \frac{V_{eq}}{4,44 \cdot f \cdot B_{op} \cdot S_{mag}} \quad (2.6)$$

Uma vez conhecido o valor de N_{eq} , pode-se calcular o número de espiras dos enrolamentos principais (N_p) e auxiliares (N_a), considerando a análise do diagrama vetorial ilustrado pela Figura 2.6 (a). Admitindo que N_{eq} se relaciona com a força magnetomotriz resultante por fase de cada núcleo, e esta é proveniente da decomposição vetorial das forças magnetomotrizes produzidas pelas bobinas principal e auxiliar, obtém-se a relação entre os respectivos números de espiras através da equação (2.7), o que permite obter prontamente N_p e N_a através das formulações (2.8) e (2.9).

$$(N_a \cdot I)^2 = (N_{eq} \cdot I)^2 + (N_p \cdot I)^2 - 2 \cdot (N_{eq} \cdot I) \cdot (N_p \cdot I) \cdot \cos 15^\circ \quad (2.7)$$

$$N_p = 0,81 \cdot N_{eq} \quad (2.8)$$

$$N_a = 0,366 \cdot N_p \quad (2.9)$$

Uma vez conhecida a seção transversal dos condutores e admitindo que seu formato seja circular (conforme Figura 2.19), e ainda, que haja uma única camada constituinte para cada enrolamento, obtém-se a altura do enrolamento principal (h_p) ou auxiliar (h_a) pela equação (2.10).

$$h_p = D_{fio} \cdot N_p ; h_a = D_{fio} \cdot N_a \quad (2.10)$$

Em que:

D_{fio} – Diâmetro da seção transversal do condutor.

O comprimento dos enrolamentos pode ser estimado a partir das equações (2.11) e (2.12), sendo um parâmetro de projeto importante para o cálculo posterior das resistências elétricas e perdas ativas no cobre.

$$C_{bobina(a)} = 4 \cdot (l_c + 2 \cdot d_{isolante}) \cdot N_a \quad (2.11)$$

$$C_{bobina(p)} = 4 \cdot (l_c + 4 \cdot d_{isolante} + 2 \cdot D_{fio}) \cdot N_p \quad (2.12)$$

Em que:

$d_{isolante}$ – largura do isolante entre os enrolamentos e núcleo;

$C_{bobina(a)}$ – comprimento do enrolamento auxiliar;

$C_{bobina(p)}$ – comprimento do enrolamento principal.

Deve-se ressaltar que as equações supramencionadas oferecem um valor aproximado do comprimento de um enrolamento por duas questões. Primeiramente, a consideração feita para o formato de S_g influencia fortemente nos comprimentos $C_{bobina(p)}$ e $C_{bobina(a)}$. Conforme já destacado anteriormente, a metodologia de dimensionamento aqui exposta considera a forma quadrada para S_{mag} e S_g , o que interfere nos cálculos propostos pelas equações (2.11) e (2.12). Adicionalmente, os resultados das respectivas equações não contemplam extensões adicionais para a interconexão entre enrolamentos de diferentes colunas e núcleos, ou para a conexão do dispositivo com o sistema elétrico. Não obstante a tais considerações, os valores finais indicam uma boa correlação com os comprimentos observados na prática, sendo isto melhor detalhado posteriormente, na seção 2.6.4 deste capítulo.

2.6.3. Dimensões Complementares do Núcleo do Reator

As dimensões das janelas do núcleo são proporcionais ao espaço ocupado pelos enrolamentos em seu interior e à extensão do caminho magnético associado com a intensidade de campo magnético H_{op} , o qual é correspondente com a indução escolhida para a operação do reator – B_{op} . O comprimento do caminho magnético l_{mag} depende da largura da coluna l_c , altura da janela h_w e largura da janela l_w , havendo então uma correlação entre estas três dimensões para que seja possível a operação do reator no ponto escolhido, B_{op} e H_{op} . Dessa forma, a equação (2.13) correlaciona as grandezas l_{mag} , l_w e h_w em função do valor de H_{op} .

$$l_{mag} = h_w + 2 \cdot (l_c + l_w) = \frac{N_{eq} \cdot I_{twin-tripler}}{H_{op}} \quad (2.13)$$

Ao analisar a equação (2.13), nota-se que H_{op} possui correspondência direta com a corrente $I_{twin-tripler}$. Isto permite determinar, por meio das inequações (2.14) e (2.15), os valores mínimos e máximos para a largura – l_w – e altura – h_w – das janelas de acordo com as dimensões dos enrolamentos e isolantes. A origem das constantes presentes em (2.14) e (2.15) pode ser facilmente compreendida ao se observar a disposição dos enrolamentos e isolantes presentes na Figura 2.18.

$$4 \cdot D_{fio} + 5 \cdot d_{isolante} < l_w < \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{N_{eq} \cdot I_{twin-tripler}}{H_{op}} - h_p - 2 \cdot h_{cb} - 2 \cdot l_c \right) \quad (2.14)$$

$$h_p + 2 \cdot h_{cb} < h_w < \frac{N_{eq} \cdot I_{twin-tripler}}{H_{op}} - 2 \cdot (l_c + 4 \cdot D_{fio} + 5 \cdot d_{isolante}) \quad (2.15)$$

Sendo:

h_{cb} – distância entre o núcleo e o enrolamento, nas extremidades (cabeça de bobina).

Ao observar as inequações (2.14) e (2.15), conclui-se que l_w deve possuir uma dimensão tal que seja suficientemente adequada para encaixar os enrolamentos no interior das janelas do núcleo. Ao mesmo tempo, o mesmo não deve ultrapassar o resultado de l_{mag} obtido devido ao valor mínimo de h_w . Em contrapartida, a altura da janela deve possuir uma dimensão compatível com o tamanho do maior enrolamento (principal), e ao mesmo tempo inferior ao comprimento l_{mag} determinado pelo mínimo valor de l_w .

Finalmente, conhecidas as principais dimensões do núcleo e material magnético constituinte, pode-se estimar o peso das duas unidades ($M_{nucleos}$) através da relação entre

o volume, densidade do material magnético e fator de empilhamento considerado, como a seguir:

$$l_{nucleo} = 3 \cdot l_c + 2 \cdot l_w \quad (2.16)$$

$$h_{nucleo} = 2 \cdot l_c + h_w \quad (2.17)$$

$$M_{nucleos} = 2 \cdot d_{nucleo} \cdot [l_{nucleo} \cdot h_{nucleo} \cdot e_{nucleo} - 2 \cdot (l_w \cdot h_w \cdot e_{nucleo})] \cdot f_{emp} \quad (2.18)$$

Em que:

l_{nucleo} – largura total do núcleo;

h_{nucleo} – altura total do núcleo;

d_{nucleo} – densidade do material magnético do núcleo.

A estimativa do peso dos núcleos é importante para a avaliação das perdas no ferro, as quais podem ser obtidas através da relação fornecida pelo fabricante do material magnético entre a indução de operação e as perdas no ferro por quilo de chapa (W/kg).

Com isso, tem-se todas as formulações necessárias para a realização do pré-projeto de um reator *Twin-Tripler*, considerando como dados iniciais a potência e tensão de regulação do equipamento. Objetivando o estabelecimento de uma base comparativa entre os valores obtidos pelos procedimentos descritos pela metodologia aqui apresentada, as formulações são, na sequência, direcionadas para a determinação dos principais parâmetros construtivos de um equipamento de potência nominal de 3 MVAR a ser instalado em um barramento de 34,5 kV visando a regulação da tensão da instalação.

2.6.4. Análise de Aderência da Metodologia de Cálculo

Em [35] e [48] são apresentadas maiores informações sobre o equipamento utilizado para o processo de validação aqui referido, onde é possível encontrar detalhes do projeto, construção e testes de desempenho do protótipo de reator previamente mencionado. Como pode ser identificado nestes trabalhos, o equipamento em pauta, para uma tensão de 36,2 kV, consome o montante de 3 MVAR, oferecendo, nestas condições, uma regulação de tensão em torno de 5% do valor nominal (faixa considerada adequada para este nível de tensão).

A Tabela 2.1 permite uma pronta correlação entre as grandezas obtidas pela proposta de pré-projeto e aquelas efetivamente utilizadas para a construção do protótipo.

Tabela 2.1 – Principais dimensões físicas do reator de 3 MVAR: grandezas estimadas pela metodologia e determinadas pelo fabricante.

Dimensões	Unid.	Pré-Projeto	Protótipo
S_g	[cm ²]	620,08	604,8
l_c, e_{nucleo}	[mm]	249,01	300
S_{fio}	[mm ²]	$\geq 21,75$	29,0 (principal) 2 x 24,9 (auxiliar)
D_{fio}	[mm]	$\geq 5,3$	5,8 (principal) 2 x 8,3 (auxiliar)

Tabela 2.1 – Principais dimensões físicas do reator de 3 MVAR: grandezas estimadas pela metodologia e determinadas pelo fabricante.

Dimensões	Unid.	Pré-Projeto	Protótipo
$C_{bobina(p)}$	[m]	325	350
$C_{bobina(a)}$	[m]	104	115
N_p	-	257	241
N_a	-	94	88
l_w	[mm]	$96,05 < l_w < 1948$	160
h_w	[mm]	$1456 < h_w < 3125$	1982

Os resultados evidenciam, para a maioria das grandezas, uma boa correlação entre a metodologia descrita e o reator construído. O protótipo de reator saturado em pautas encontra-se ilustrado na Figura 2.20 (a) e (b).



Figura 2.20 – Protótipo do reator *Twin-Tripler* em escala real: (a) estágio construtivo (núcleo e enrolamentos); (b) Produto final.

As diferenças apresentadas na Tabela 2.1 e que refletem discrepâncias entre alguns dos valores calculados pela metodologia proposta e o produto final podem ser justificadas pelo fato que, certamente, o fabricante utilizou princípios convencionais aplicados a projetos e fabricação de transformadores. Uma das maiores evidências desta constatação está no fato que, para os reatores, as correntes nos enrolamentos principais e auxiliares são as mesmas e, de acordo com dados do fabricante, este utilizou distintas seções transversais para as mencionadas bobinas. De toda forma, as divergências mostram que, não obstante o processo de cálculo proposto tenha se mostrado condizente com os desafios explorados e as necessidades desta pesquisa, ainda há pontos de carência a serem levados em conta para a plena consolidação do projeto detalhado do produto em foco, questões estas de domínio dos fabricantes.

Uma questão meritória de atenção refere-se as inequações apresentadas para o cálculo de l_w e h_w . Estas evidenciam que, uma vez conhecida uma destas grandezas, a outra é obtida como consequência direta da opção feita. Isto se prende, sobremaneira, a necessidade da definição de um comprimento magnético compatível com as intensidades dos campos magnéticos almejados para o reator *Twin-Tripler*.

Por fim, diante dos objetivos desta tese, a qual, para o atendimento dos requisitos associados com o estabelecimento de modelos e estudos computacionais, fica, pois, o entendimento que tão apenas as dimensões básicas do núcleo magnético e dos enrolamentos que compõem o reator em foco se mostram suficientes para os fins aqui postos.

2.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, somado a descrição sumária dos princípios que norteiam o funcionamento de um reator saturado, foram também abordados os conceitos básicos a respeito dos reguladores de tensão a núcleo saturado do tipo 12 pulsos – *Twin-Tripler* – e 18 pulsos – *Treble-Tripler*, cada qual com suas particularidades e aplicações. Não obstante as discussões sobre as duas topologias construtivas, é importante destacar que os reatores *Twin-Tripler* foram mais explorados até a atualidade. Isto se deve, sobremaneira, ao seu bom desempenho e custo mais atrativo em comparação com o arranjo de 18 pulsos, muito embora esta última configuração apresenta as vantagens destacadas, principalmente no que tange a questão da mitigação da geração de componentes harmônicas de corrente.

Em consonância com estas premissas, esta tese encontra-se centrada nos reguladores de tensão à base dos reatores saturados *Twin-Tripler*. Com ênfase nesta concepção em conjunto a uma revisão dos princípios físicos e operacionais atrelados com este dispositivo e equipamentos eletromagnéticos, os trabalhos aqui conduzidos primaram pelo estabelecimento de uma metodologia voltada especificamente para o dimensionamento básico deste tipo de regulador de tensão. O processo estabelecido, nos termos postos, são indicativos das premissas que devem nortear os projetos finais do equipamento. Considerando que os trabalhos até então desempenhados utilizaram-se apenas dos equacionamentos existentes e aplicáveis ao projeto e construção de transformadores, esta tese faz uma releitura destas formulações analíticas por meio das teorias clássicas, trazendo adequações para a filosofia operacional de reatores a núcleo saturado, especificamente o arranjo *Twin-Tripler*.

Com vistas ao estabelecimento de termos para a validação da estratégia posta, a partir de dados fornecidos por um fabricante de reator saturado destinado a aplicação em uma rede elétrica de 34,5 kV de tensão nominal, foi utilizado para fins comparativos entre os resultados advindos dos equacionamentos oferecidos e aqueles empregados na construção do protótipo em escala real. De um modo geral, respeitadas as divergências numéricas observadas, cujas justificativas foram exploradas no texto, ressalta-se que o processo estabelecido se mostra, para os fins aqui almejados, com relativo grau de aderência. Isto levou a constatação que, não obstante as premissas mais simplificadas adotadas para o cálculo teórico, estas se mostram norteadoras sobre as informações mais relevantes ao processo de modelagem, desenvolvimento de programas computacionais e estudos de desempenho dos reatores saturados para fins do atendimento as exigências impostas pelas agências reguladoras.

MODELAGEM, ESTUDOS DE DESEMPENHO E VALIDAÇÃO DA REPRESENTAÇÃO COMPUTACIONAL DO REATOR *TWIN-TRIPLER*

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O regulador de tensão contemplado nesta tese se apresenta constituído, fundamentalmente, por dois componentes passivos. Um corresponde ao banco de capacitores em paralelo, cuja modelagem não oferece maiores desafios para sua implementação computacional através de técnicas fundamentadas no domínio do tempo ou no domínio da frequência. O outro é caracterizado por uma unidade indutiva não-linear, a qual se apresenta como cerne dos desenvolvimentos deste capítulo. De fato, em se tratando do desenvolvimento de modelos para tal componente nos termos requeridos por este trabalho, muito embora o reconhecimento de ações passadas que conduziram a

representações compatíveis com as exigências da época este se mostra com expressivos desafios, ainda mais quando se considera sua composição estrutural na forma do denominado reator saturado *Twin-Tripler*, o qual é, por vezes, denominado reator de 12 pulsos.

Tendo, pois, por foco o equipamento contemplado nesta pesquisa, é evidente que o desenvolvimento de recursos computacionais que viabilizem meios eficazes, simples e precisos para a modelagem destes dispositivos visando uma avaliação prévia e confiável de seus comportamentos, de forma isolada ou integrada nos complexos elétricos, se mostra altamente relevante. Recursos como este permitem especificar, dimensionar fisicamente, fabricar e anteceder os resultados de desempenho esperados para tais reguladores. Em consonância com os seus objetivos finais, quais sejam, os aspectos relacionados com a regulação de tensão almejada e condições operativas impostas às redes elétricas.

No que tange a opção pela plataforma computacional de estudos a ser utilizada, os atrativos e experiências já realizadas com o clássico simulador ATP apontaram para o emprego desta ferramenta como base para os desenvolvimentos. Este *software* dispensa maiores comentários sobre suas vantagens e alcance aplicativo. Adicionalmente, é importante destacar que esta estratégia de estudos se apoia, fundamentalmente, em modelos elétricos equivalentes que requerem informações sobre os parâmetros representativos do funcionamento do dispositivo. Neste particular destaca-se que o emprego de uma ferramenta complementar, caracterizada por um simulador baseado em técnicas de modelagem por elementos finitos, se apresenta como solução às questões postas. Para fins deste trabalho foi selecionado o programa FEMM, cujos pormenores, propriedades e objetivos serão ressaltados no texto.

Por fim, são conduzidas ações voltadas para o processo de validação das ferramentas de análise supra referidas. Nesse sentido, são estabelecidas correlações entre resultados advindos de simulações computacionais e correspondentes desempenhos obtidos experimentalmente, os quais são extraídos de um protótipo em escala real de reator saturado já desenvolvido, construído e testado.

3.2 REPRESENTAÇÃO DO REATOR SATURADO *TWIN-TRIPLER* NO SIMULADOR FEMM

O simulador FEMM (*Finite Element Method Magnetics*) é constituído por um conjunto de programas capazes de solucionar problemas eletromagnéticos de baixa frequência em domínios bidimensionais planos e axissimétricos. Este *software* aborda atualmente problemas magnetostáticos não-lineares e lineares, dentre outros, podendo ser dividido em três partes: *Interactive Shell*, *Triangle* e *Solvers* [52].

No que tange ao *Interactive Shell* ou pré-processamento, esta é a parte do programa constituída de um pré-processador dotado de uma interface de múltiplos documentos, além de um pós-processador para a resolução dos vários tipos de problemas pelo FEMM. Ele contém uma interface de CAD para a definição da geometria, propriedades dos materiais envolvidos e condições de contorno do problema. Em relação a este último, trata-se da delimitação do espaço a ser analisado através da metodologia de elementos finitos, onde são impostas algumas condições que variam de acordo com o tipo de estudo. Considerando os estudos magnetostáticos, a condição de contorno consiste basicamente

na imposição do campo magnético e seu comportamento nas retas ou curvas que delimitam o ambiente de análise.

Diante dos recursos disponibilizados na parte de pré-processamento, as soluções finais podem ser exibidas sob a forma de linhas de campo e densidade magnética, sendo possível verificar os valores calculados em um ponto arbitrário da geometria, plotagem dos valores encontrados em diversos pontos em um único gráfico e realização de diferentes tipos de integrais (de linha, de volume).

O recurso *Triangle* ou processamento é responsável por particionar a região a ser solucionada em inúmeros triângulos (também conhecido pela terminologia “malha”), sendo um processo vital para a metodologia de elementos finitos. Quanto maior for a quantidade de triângulos, maior será a precisão dos resultados finais. O tamanho dos triângulos pode ser determinado pelo usuário ou pelo próprio programa, sendo então passível de modificações de acordo com o refinamento da malha e qualidade dos resultados a serem obtidos.

Por último, tem-se a rotina *Solvers* ou pós-processamento, a qual é responsável por tomar um conjunto de informações que descrevem o problema e solucionar as equações diferenciais parciais, com o intuito de obter os resultados finais em todo o domínio da solução.

Com base nos recursos supra identificados, procede-se, a seguir, com a implementação do reator *Twin-Tripler* utilizando sua concepção geométrica, materiais, circuitos e condições de contorno para a análise deste componente no respectivo aplicativo. Vale observar que, no contexto dos levantamentos bibliográficos realizados para este tipo de equipamento, não houveram maiores evidências de estudos com o

simulador FEMM para fins da estimativa dos níveis de carregamentos e distribuições magnéticas nos núcleos, tanque e determinação de parâmetros elétricos equivalentes.

De acordo com os dados disponíveis relativos às dimensões físicas do equipamento, em consonância com cada projeto, fica concebida a geometria do RNS no ambiente *Interactive Shell* sem maiores dificuldades. A Figura 3.1 ilustra o resultado desta etapa dos trabalhos, a qual expressa a representação geométrica do reator de 12 pulsos criada no FEMM. As dimensões referentes ao protótipo em escala real utilizadas para a mencionada implementação estão associadas com as informações constadas na Tabela 2.1 do Capítulo II.

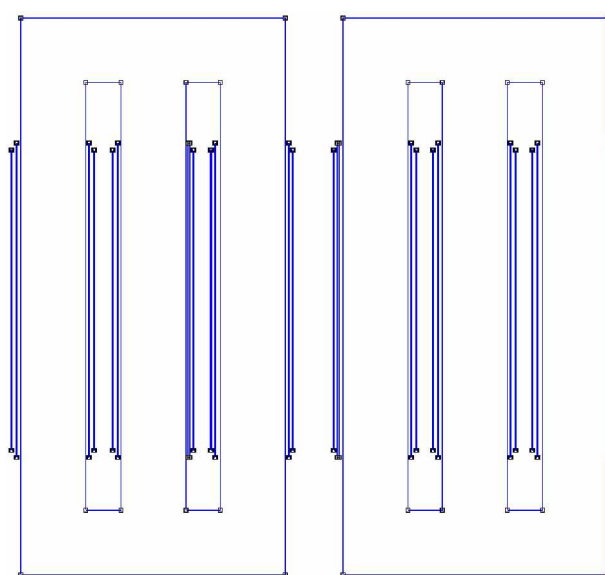


Figura 3.1 – Representação geométrica do reator *Twin-Tripler* no programa FEMM.

Conforme pode ser constatado na Figura 3.1, o reator em pauta é representado no FEMM pelo seu corte transversal e, para a composição tridimensional do núcleo, é especificado no programa uma dimensão para a profundidade do ambiente de análise. Nesta representação, subentende-se que a geometria possui a seção transversal plana e

uniforme, possuindo igual extensão em toda a profundidade. Sendo assim, o comprimento dos enrolamentos é igual à profundidade especificada no programa, a qual é definida pelo valor de e_{nucleo} . Em contrapartida, para que alguns dos parâmetros elétricos e magnéticos calculados pelo *software*, como indutância de dispersão e resistência elétrica dos enrolamentos, não fossem comprometidos, as grandezas definidas para a seção transversal dos condutores (S_{fio}) tiveram seus valores adaptados.

Em relação ao material magnético, este poderia ser caracterizado quanto a sua correlação entre as grandezas BxH de duas formas. Uma delas seria a utilização da relação típica oferecida pelo fabricante da chapa, visto que o reator foi feito com um material amplamente utilizado para a fabricação de núcleos magnéticos, a exemplo do aço silício com grãos orientados [53]. Muito embora esta seja uma estratégia clássica, é sabido que os núcleos magnéticos, uma vez construídos, evidenciam a relação efetiva BxH com relativa discrepância em comparação com aquela teórica.

Diante disto, a opção feita neste trabalho, visto que o protótipo de reator utilizado foi testado em campo para níveis distintos de tensão de suprimento, foi pelo emprego da relação experimental VxI para o reator e, a partir destas informações, é feita a determinação, através de meios tradicionais, a correspondente e requerida curva BxH.

À luz deste procedimento, apresenta-se na Tabela 3.1 os respectivos resultados obtidos em campo (relação VxI) e as informações traduzidas na forma exigida pelo *software* (BxH). Vale ainda observar que, tendo em vista a possibilidade de medições das perdas ativas, estas foram também registradas e anexadas na mesma tabela. Estas últimas grandezas serão de suma importância para os desenvolvimentos e aprimoramentos futuros quando da inserção, nos modelos computacionais dos reatores, das perdas ativas manifestadas no equipamento (núcleo e enrolamentos).

Tabela 3.1 – Relação $V \times I$ medida no protótipo e respectiva curva $B \times H$.

Tensão de Linha [kV]	Corrente de Pico [A]	Indução B [T]	Intensidade de Campo H [A/m]	Perdas Ativas [kW]
24	0,69	1,41	38,32	9,22
26	1,10	1,53	61,00	11,42
28	2,15	1,65	118,87	14,73
30	6,32	1,77	349,58	20,27
34,6	21,91	2,04	1235,39	82,1
36,1	27,15	2,13	2554,28	133,7
36,6	68,87	2,16	3963,31	199,6

As figuras 3.2 (a) e (b) ilustram, respectivamente, a correlação entre a característica $B \times H$ obtida experimentalmente por meio dos ensaios efetuados no protótipo em escala real e aquela referente às informações extraídas do catálogo do fabricante [53]. Nota-se pelas respectivas figuras que, apesar de algumas diferenças entre as duas curvas, o comportamento de ambos os materiais é semelhante, podendo ser entendido que as análises realizadas para um aço silício de características conhecidas será suficiente para a parametrização do material que compõe os núcleos do protótipo.

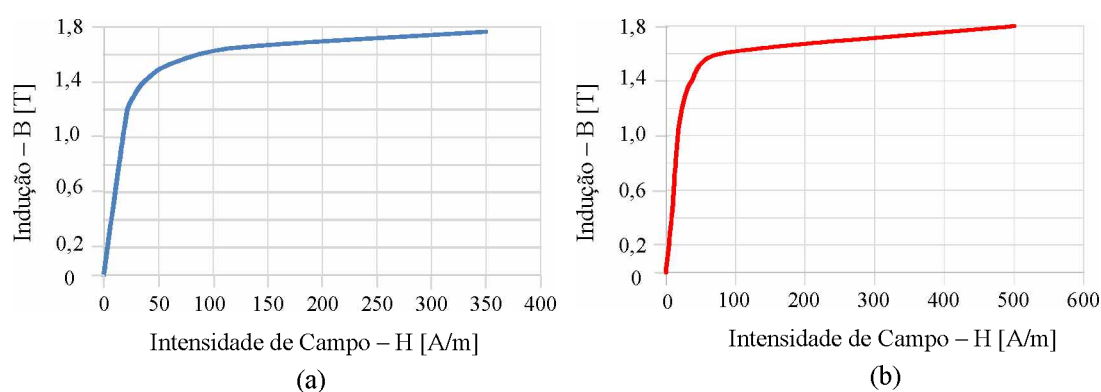


Figura 3.2 – Curvas $B \times H$: (a) advinda de ensaio em campo (b) fornecida pelo fabricante da chapa.

Analogamente, pode-se observar por meio das figuras 3.3 (a) e (b) as perdas no ferro para as respectivas situações, ratificando o comportamento similar de ambos os materiais. É importante considerar que as perdas no ferro apontadas pela Figura 3.3 (a) são

provenientes das perdas totais previamente mencionadas na Tabela 3.1, tendo sido retirada a parcela referente às perdas no cobre e, em seguida, feita a divisão deste valor pelo peso dos dois núcleos magnéticos. Devido à limitação das informações encontradas nos catálogos e com o intuito de compará-las com as perdas observadas no equipamento, são considerados os ensaios correspondentes a saturações inferiores àquelas da efetiva operação do reator *Twin-Tripler*.

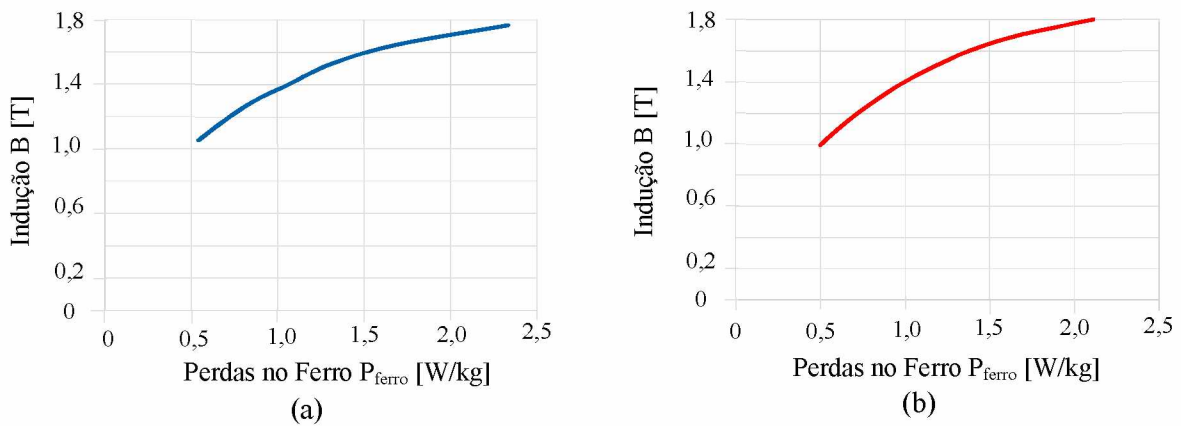


Figura 3.3 – Relação $B \times P_{ferro}$: dados advindos dos ensaios em campo (curva azul) e das informações obtidas em catálogo do fabricante da chapa (curva vermelha).

Sintetizando, as propriedades físicas associadas ao material do núcleo magnético [53], conforme exposto pelas figuras 3.2 e 3.3, são indicadas na Tabela 3.2. Nesta também são apresentadas as características próprias aos condutores (cobre) e meio isolante (ar), cujas informações encontram-se disponibilizadas pela biblioteca de materiais do programa.

Tabela 3.2 – Principais propriedades elétricas e magnéticas dos materiais utilizados para a modelagem do RNS.

Material Magnético – Aço Silício AK Steel – M5	
Espessura [mm]	0,30
Fator de empilhamento – f_{emp} [%]	95
Condutividade [MS·m]	2,083
Relação BxH em 60 Hz	
Densidade de Fluxo B [T]	Intensidade do Campo Magnético H [A/m]
0,0	0,0
1,18	21,12
1,29	27,37
1,41	38,32
1,53	61,00
1,65	118,87
1,77	349,58
1,82	678,82
2,08	1700,00
2,13	2554,28
2,16	3963,31
Material Condutor – Cobre	
Permeabilidade magnética relativa – μ_r	1
Condutividade [MS·m]	58
Material Isolante – Ar	
Permeabilidade magnética relativa - μ_r	1
Condutividade [MS·m]	0

Uma vez feita a representação do dispositivo, deve-se também definir as condições de contorno do ambiente a ser analisado. Foi admitido que, para as linhas que delimitam o espaço a ser analisado, o potencial magnético é zero. Esta condição de contorno é conhecida como *Dirichlet*, e é tipicamente empregada para a definição de fronteiras em que o fluxo magnético estará confinado, mantendo todo ele no interior do ambiente analisado. Entende-se também que a região demarcada por esta condição de contorno é grande o suficiente para que seja considerada como infinita perante às dimensões do objeto sob análise, tal que as linhas de fluxo provenientes do campo magnético produzido pelo equipamento tendem a zero nas proximidades da região de contorno. Para as situações em que o fluxo magnético tende a se propagar em todo o espaço físico (não

havendo uma definição precisa da região a ser analisada), as condições de contorno não são especificadas nas linhas que delimitam o espaço sob análise.

Em seguida, são definidos os circuitos nas partes da geometria destinadas aos condutores, regiões estas por onde a corrente elétrica circula. Considerando valores instantâneos de corrente e a frequência de operação envolvida no processo de análise é inexistente ou poderia ser interpretada como nula. Estes níveis de corrente devem condizer com o princípio de operação do reator, para cada instante considerado e para as três fases. Por isso, deve-se realizar a interligação entre os enrolamentos por meio da definição de circuitos com mesma nomenclatura e conexão série entre si, ou circuitos com nomenclaturas diferentes e mesmo valor instantâneo de corrente.

O sentido da corrente é determinado pela disposição dos enrolamentos, assumindo valores negativos (para correntes que estejam “entrando” pelo plano) ou positivos (quando a corrente está “saindo” do plano). O número de espiras permite caracterizar este sentido do enrolamento, tendo importância na determinação do fluxo magnético resultante produzido pela corrente previamente definida. A Figura 3.4 ilustra a janela do programa FEMM em que são inseridos os parâmetros de cada região (*block*) analisada.

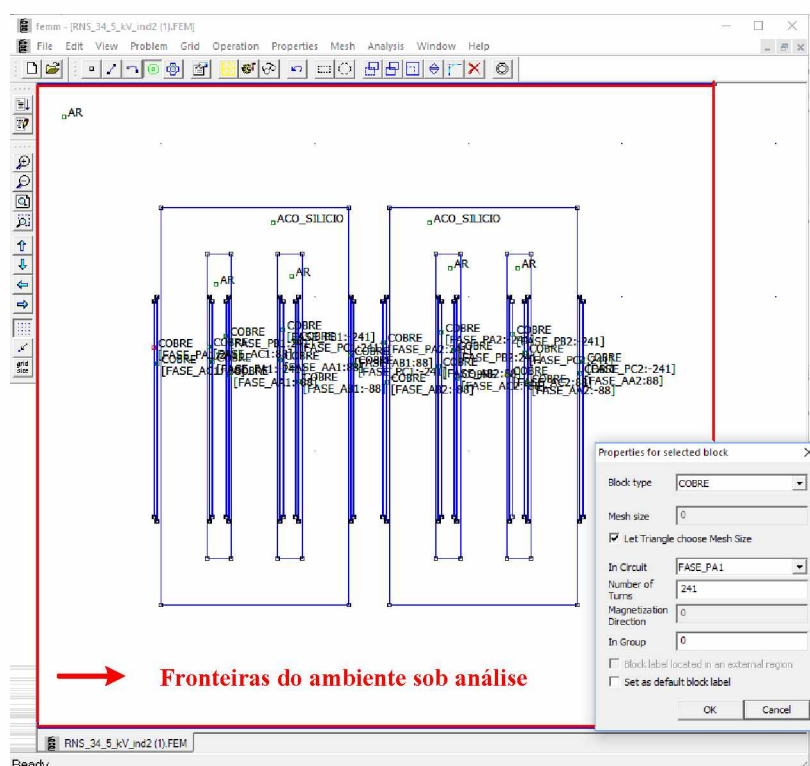


Figura 3.4 – Janela da plataforma FEMM para a determinação das propriedades de uma dada região (*block*) definida pela geometria construída.

Uma vez finalizada esta etapa de definição da geometria, condições de contorno, materiais e os circuitos elétricos, é possível obter as malhas do problema por meio da divisão de todo o espaço delimitado pelas condições de contorno em um número finito de triângulos e, dessa forma, realizar o cálculo dos parâmetros magnéticos após as simulações computacionais. A opção aqui feita foi no sentido que o próprio programa determina o tamanho da malha (ou triângulos) em cada região, visto que isso é uma facilidade disponibilizada pelo FEMM e, via de regra, não compromete os resultados finais. A Figura 3.5 ilustra a geometria concebida com as malhas criadas pelo FEMM.

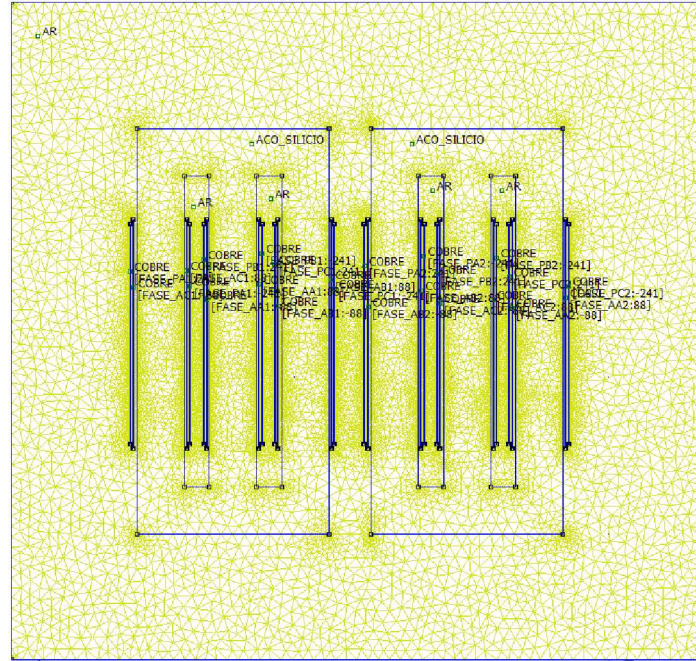


Figura 3.5 – Malhas criadas pelo programa FEMM para o cálculo de grandezas magnéticas.

As informações de caráter magnético nas mais diversas partes físicas da estrutura construtiva dos núcleos são prontamente obtidas após a realização da simulação computacional. Contando com estes dados, diversas outras grandezas são obtidas, a exemplo dos parâmetros elétricos (indutância de dispersão, de sequência zero e resistência dos enrolamentos), como se faz necessário para as modelagens em outros aplicativos computacionais. Para tanto, os cálculos são embasados nas expressões a seguir:

$$R_{bobina} = \rho_c \frac{c_{bobina}}{S_{fio}} \quad (3.1)$$

$$L_x = \frac{\lambda_x}{I_x} = \int \frac{A \cdot J}{I_x^2} dV_{ol} \quad (3.2)$$

$$M_{xy} = \frac{\lambda_y}{I_x} \quad (3.3)$$

$$l_x = L_x + M_{xy} \quad (3.4)$$

Em que:

R_{bobina} – resistência do enrolamento;

ρ_c – resistividade do cobre;

L_x – indutância própria do enrolamento x;

λ_x – fluxo concatenado pelo enrolamento x;

I_x – corrente no enrolamento x;

A – vetor potencial magnético [T];

J – vetor densidade de corrente [A/m²];

V_{ol} – volume [m³];

M_{xy} = indutância mútua entre os enrolamentos x e y;

l_x = indutância de dispersão do enrolamento x.

Vale salientar que a equação (3.4) expressa uma composição natural entre as indutâncias própria e mútua, visto que o fluxo magnético relativo a cada uma delas possui sentido inverso, daí os sinais opostos. As equações evidenciam que os parâmetros requeridos se apresentam diretamente dependentes das correntes, grandezas magnéticas e propriedades intrínsecas ao material empregado para o núcleo e bobinas que perfazem o dispositivo. Como ressaltado ao longo das discussões, algumas destas variáveis são definidas na fase de projeto físico do reator, e outras são advindas do programa aqui referido.

Quanto ao tanque em que o RNS *Twin-Tripler* está confinado, reconhece-se que parte do fluxo produzido pelos enrolamentos é desviada para este local devido ao fato de o mesmo ser constituído por material também ferromagnético. Apesar da ausência de informações relativas ao material e dimensões do tanque, foram feitas simulações considerando extensões e materiais hipotéticos a fim de estimar a parcela de fluxo dispersada para esta região. A priori, foi admitido que o tanque possui 5 cm de espessura, distância de aproximadamente 20 cm entre o núcleo e o tanque e considerados dois tipos de materiais ferromagnéticos, sendo ambos pertencentes à biblioteca de materiais do FEMM, a saber:

- Aço com menor permeabilidade magnética (*416 stainless steel, annealed*);
- Metal com maior permeabilidade magnética (*Pure iron, annealed*).

As figuras 3.6 (a) e (b) ilustram as curvas de permeabilidade magnética relativa – μ_r – dos materiais supramencionados de acordo com a indução de operação.

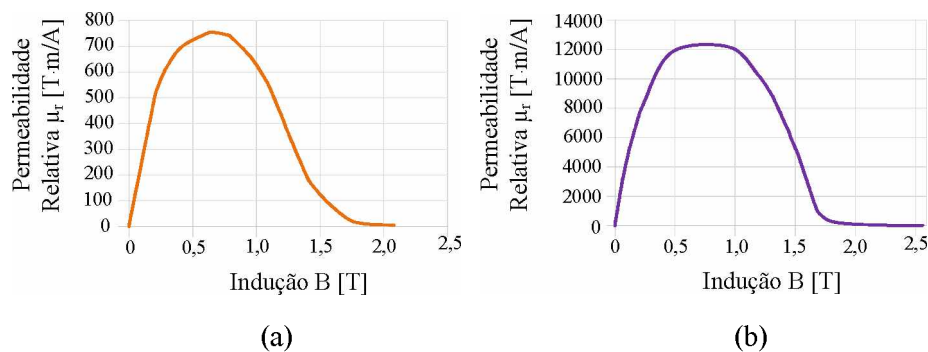


Figura 3.6 – Curvas características de permeabilidade magnética relativa μ_r dos materiais considerados para o tanque do equipamento regulador de 12 pulsos: (a) *416 stainless steel, annealed* ($\mu_{\text{max}} =$

754 T·m/A); (b) *Pure iron, annealed* ($\mu_{\text{max}} = 12171$ T·m/A).’

Com a realização das simulações, observa-se que, apesar da alta saturação dos núcleos, apenas uma pequena parcela do fluxo total se apresenta confinada no tanque, fato este justificado pela camada considerável de entreferro formado entre o tanque e os núcleos. A excitação da fase B com o valor máximo de corrente na condição de regulação de tensão também acarreta em um menor desvio do fluxo para o tanque, visto que, para a seção geométrica considerada, essa seria a situação de maior distância entre o enrolamento e o tanque. As figuras 3.7 e 3.8 mostram as densidades obtidas para os dois tipos de materiais adotados para a construção do tanque, considerando o instante em que a fase B possui o valor máximo de corrente.

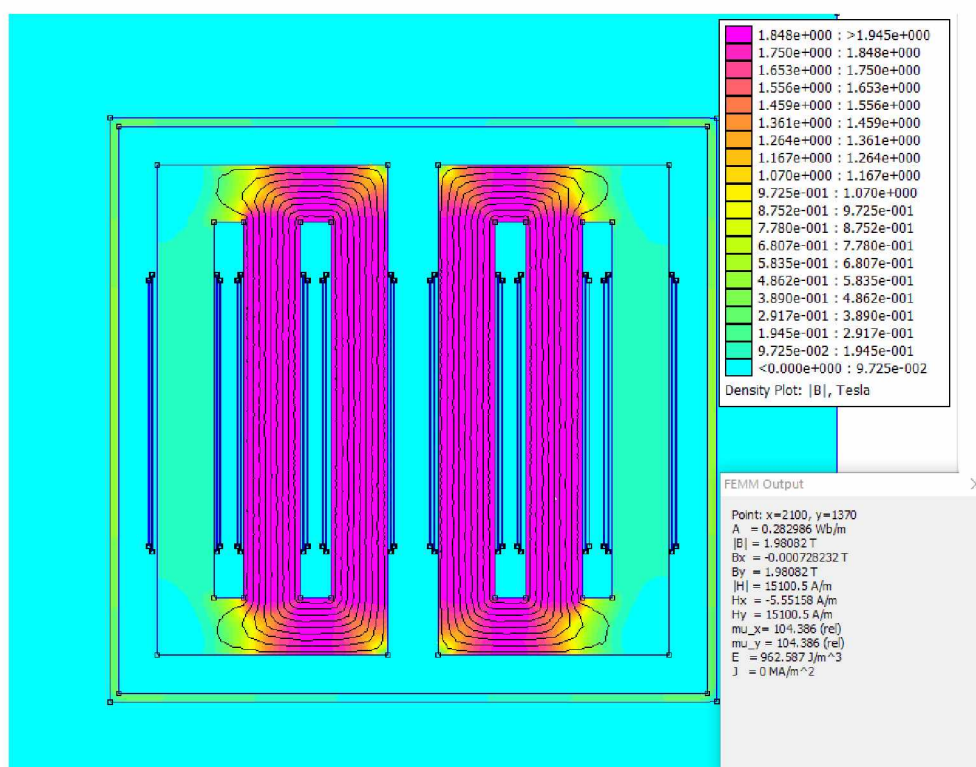


Figura 3.7 – Resultados das simulações considerando o tanque de material *416 stainless steel, annealed* (máxima indução observada – 0,57 T).

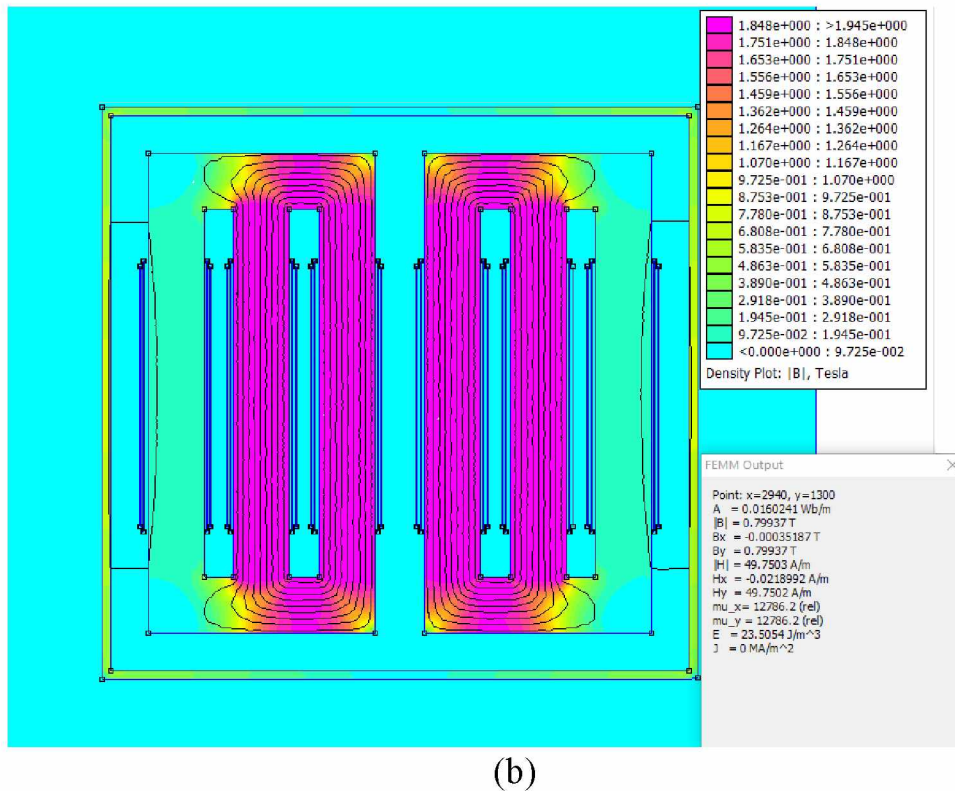


Figura 3.8 – Resultados das simulações considerando o tanque de material *Pure iron, annealed* (máxima indução observada – 0,80 T).

Os resultados evidenciam que, de fato, há uma parcela de fluxo de dispersão que se estabelece pelo tanque do reator, mas que se apresenta em proporções inferiores àquela observada no núcleo. Apesar da falta de informações para a computação das perdas efetivamente ocasionadas pelo fluxo de dispersão no tanque, a influência destes nos valores finais das correntes do reator se faz meritória de maiores atenções. Conforme será abordado na seção seguinte, é concebida uma representação das perdas magnéticas por meio de componentes resistivos não-lineares, os quais representam as perdas magnéticas totais observadas em campo, não fazendo a distinção de cada parcela. Por isso, será considerado no modelo elaborado na plataforma FEMM apenas os núcleos e enrolamentos do RNS *Twin-Tripler*, cabendo aos valores instantâneos de corrente e a

curva de magnetização do material magnético dos núcleos representar os efeitos adicionais observados em campo.

Dessa forma, a parcela do fluxo que é desviada para o tanque é representada por meio de indutâncias de sequência zero no circuito elétrico equivalente. Os valores correspondentes destas grandezas são necessários ao modelo computacional implementado no programa ATP, sendo maiores detalhes quanto a sua obtenção utilizando o programa FEMM oferecidos na seção 3.5 deste capítulo.

3.3 REPRESENTAÇÃO DO REATOR SATURADO *TWIN-TRIPLER* NO SIMULADOR ATP

Diferentemente da estrutura do FEMM, o *software* ATP se baseia em modelos elétricos para os mais diversos componentes constituintes do aplicativo, e ainda, permite a elaboração e implementação de outros por meio de seus recursos de programação. Uma vez feita a inserção do complexo elétrico sob análise e definidas as condições operacionais, o aplicativo fornece as mais distintas grandezas instantâneas que podem expressar o desempenho do sistema ou do equipamento sob análise. Nestes termos, a partir das formas de onda das tensões e correntes por fase, torna-se possível obter os valores das potências, as perdas, distorções harmônicas, dentre outras grandezas.

O programa ATP (*Alternative Transients Program*) é considerado como um dos simuladores para estudos de fenômenos transitórios, dinâmicos e de regime permanente em sistemas elétricos mais utilizados em todo o mundo. Considerando o domínio do

tempo para a determinação das funções que regem os princípios de funcionamento dos componentes integrantes do sistema elétrico, o método utilizado pelo ATP para o cálculo das equações diferenciais está embasado no princípio da integração trapezoidal. Condições iniciais não nulas podem ser determinadas automaticamente por meio de uma solução fasorial em regime permanente, ou senão inseridas pelo usuário para componentes mais simples. O aplicativo conta com diversos modelos já disponibilizados em sua biblioteca, incluindo máquinas rotativas, transformadores, para-raios, linhas de transmissão, cabos, etc. Adicionalmente, é possível também fazer a modelagem de sistemas de controle e componentes com características não lineares (como arcos elétricos e efeito corona) por meio de módulos existentes no ATP, que consistem na TACS e MODELS (linguagem de programação) [54].

Como já mencionado, os trabalhos desenvolvidos em [22], [40], [49] constituem os alicerces para as implementações aqui propostas. Estas pesquisas culminaram em um modelo formado por seis unidades monofásicas (transformadores monofásicos saturáveis) interligados entre si para a formação do arranjo 12 pulsos. Para cada unidade são requeridos os parâmetros elétricos e magnéticos do circuito equivalente, conforme Figura 3.9.

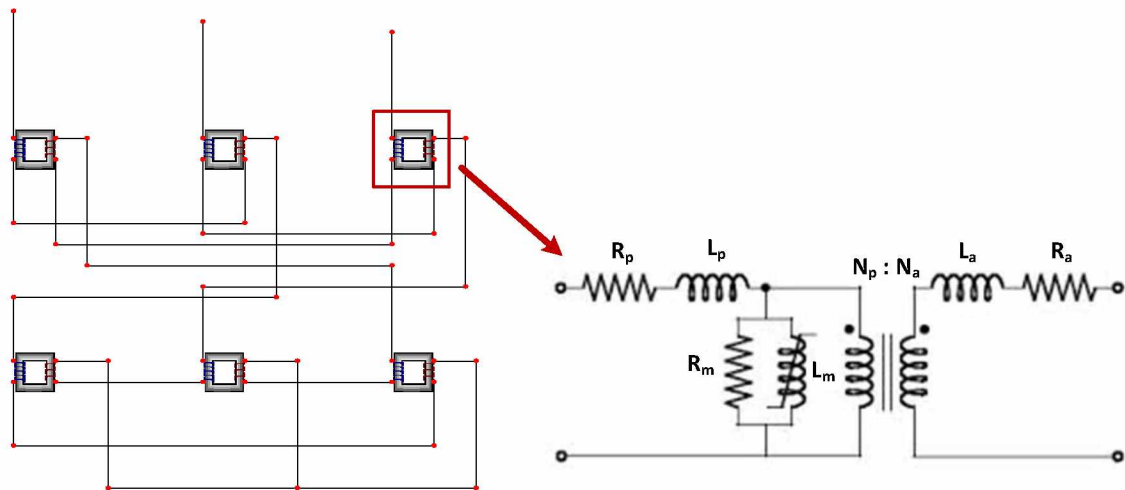


Figura 3.9 – Circuito elétrico equivalente do reator *Twin-Tripler* no programa ATP.

A partir da Figura 3.9, identifica-se os parâmetros necessários ao modelo concebido no programa ATP, como as resistências e indutâncias de dispersão dos enrolamentos principal (R_p e L_p) e auxiliar (R_a e L_a), a relação entre o número de espiras ($N_p:N_a$) e as características relacionadas ao material magnético do núcleo, como a resistência representativa das perdas no ferro (R_m) e curva de magnetização do material determinada pela relação fluxo concatenado λ e corrente de pico I_{pk} . Este circuito deve ser conectado às outras unidades para a formação do arranjo de 12 pulsos, conforme constata-se na Figura 3.8. Porém, a plenitude do modelo requer, além das ligações elétricas, o acoplamento magnético entre as unidades, de forma a representar com maior eficácia a dinâmica dos fluxos magnéticos em cada núcleo.

Nesse sentido, nota-se pela Figura 3.9 que o primeiro modelo não contempla o acoplamento magnético entre as colunas, o que acarreta, conseqüentemente, em formas de onda equilibradas devido à simetria das correntes nas três fases. Além disso, apesar de ser possível inserir elementos representativos das perdas no ferro, foi verificado que a modelagem ora referida também não considera esta característica dos núcleos

magnéticos. Estas limitações orientam para a necessidade de aprimoramentos para o desenvolvimento das análises de desempenho através da ferramenta aqui contemplada.

Quanto à aplicabilidade dos recursos oferecidos pelo simulador ATP, entende-se, num primeiro plano, que este tipo de análise é de extrema relevância ainda na fase do projeto do reator, visto oferecer meios para os estudos de desempenho sobre a eficácia da proposta de regulação de tensão nos termos previstos pelas normas vigentes. Somado à questão da efetiva compensação da tensão, a ferramenta também permitirá avaliar se o produto se apresenta com características operacionais compatíveis com as exigências impostas pelos agentes reguladores, a exemplo da sua eficiência e geração de harmônicos [32]-[34].

5.4.1. Contribuições da Tese para a Modelagem do Reator *Twin-Tripler* no ATP

Buscando meios para a computação das perdas no ferro do reator saturado no modelo previamente elaborado no programa ATP, este trabalho avança, num primeiro momento, na direção de representar as perdas totais manifestadas no dispositivo, em particular aquelas atreladas com o núcleo magnético.

Em [55], é proposto um método para o cálculo das perdas magnéticas para formas de onda da densidade de fluxo magnético não senoidais. Estas consistem, basicamente, das parcelas indicadas pela equação (3.5).

$$P_{ferro} = P_H + P_D = P_H + P_F + P_e \quad (3.5)$$

Em que P_{ferro} são as perdas totais no ferro, P_H são as perdas por Histerese para a frequência de operação f , P_D é conhecida como as perdas dinâmicas, sendo esta última parcela dada pela soma das perdas por *Foucault* (P_F) e as perdas em excesso (P_e). Essas grandezas consideram as características do material magnético e dimensões do núcleo, as quais são expressas pelas equações (3.6), (3.7) e (3.8) [55], [56].

$$P_H = \frac{1}{d_{nucleo}} \cdot \int_{B_0}^{B_T} H(t) \cdot dB(t) \quad (3.6)$$

$$P_F = \frac{e_{lam}^2 \cdot \sigma_{nucleo}}{12 \cdot f \cdot d_{nucleo}} \cdot \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{dB(t)}{dt} \right)^2 dt \quad (3.7)$$

$$P_e = \sqrt{\sigma_{nucleo} \cdot G \cdot V_o \cdot S_{mag}} \cdot \frac{1}{T} \cdot \int_0^T |2\pi f \cdot B \cdot \cos(2\pi f t)|^{3/2} \cdot dt \quad (3.8)$$

Sendo σ_{nucleo} a condutividade elétrica do material do núcleo, e_{lam} a espessura das lâminas, B o valor de pico da indução sob análise, $B|_0$ o valor residual da densidade de fluxo, $B|_T$ o valor máximo alcançado durante o período sob análise T , G um coeficiente adimensional, V_o um parâmetro que descreve a distribuição estatística dos campos coercivos locais e t o valor instantâneo do tempo.

No que diz respeito à parcela das perdas devido ao fenômeno da Histerese, dada pela equação (3.6), entende-se que a mesma é constituída por uma componente constante, a qual pode ser determinada por meio de ensaio em baixa frequência (1 Hz), e outra dada para a respectiva frequência de análise. A área delimitada pelo laço de Histerese alcança seu valor máximo quando o material atinge a saturação, visto que, por definição, o

movimento dos domínios magnéticos, dado pela variação de fluxo, se torna limitado por não conseguir transpor ao atrito e inércia. Dessa forma, o aumento da densidade de fluxo não acarretará no aumento desta parcela das perdas, podendo ser tratada como uma constante nas condições de altas saturações.

É de conhecimento geral que as perdas devido à indução de correntes parasitas no material do núcleo, conhecidas por perdas por Foucault e calculada pela equação (3.7), é a parcela ditada pela variação quadrática da densidade de fluxo magnético B . O crescimento da densidade de fluxo implica, portanto, em um aumento quadrático das perdas por Foucault, considerando que características do material magnético quanto a condutividade elétrica e espessura das lâminas permanecem constantes durante todo o regime de operação. A parcela conhecida por perdas em excesso (P_e) pode ser entendida como o resultado do desvio entre os valores medidos e calculados pelas equações tradicionais, sendo descrita pela dinâmica da magnetização em termos da movimentação dos domínios e as paredes dos domínios magnéticos [55]. Ao analisar a equação (3.8), P_e é proporcional à indução magnética elevada à potência 1,5, acarretando em um aumento menos significativo que às perdas por Foucault.

Em se tratando das contribuições provenientes das distorções harmônicas de tensão e corrente, mesmo que sejam adicionadas ao valor final das perdas, a magnitude da densidade de fluxo B e intensidade de campo H proveniente destas parcelas é muito inferior às respectivas grandezas originadas pela ordem fundamental [55]. Portanto, os efeitos das harmônicas serão tratados, a priori, como desprezíveis diante do montante final.

Considerando então os equacionamentos supra mencionados e a componente fundamental de tensão e corrente, o crescimento das perdas no núcleo para os altos níveis

de saturação magnética deveria ser dado, de forma simplificada, pelo quadrado do aumento da indução B . No entanto, a observação prática traduzida pelos valores constados na Tabela 3.1 sugere a existência de uma parcela adicional responsável pelo crescimento exponencial das perdas totais, devendo então estes equacionamentos serem reformulados para a transcrição do efeito observado na prática. Diante destas constatações, fica evidenciado que a inclusão das perdas no ferro no circuito elétrico equivalente do reator *Twin-Tripler* não é uma tarefa trivial.

Muito embora o reconhecimento de algumas limitações associadas com a determinação dos níveis mínimos e máximos de indução manifestados no núcleo, temperatura final observada nos núcleos e sua influência nas características do material magnético, é possível obter uma função para a descrição do comportamento das perdas no ferro por unidade de peso do núcleo por meio de sua correlação com a densidade de fluxo B imposto ao material magnético, conforme as informações constadas nas figuras 3.3 (a) e (b). Baseado neste princípio e com apoio das medições das perdas relatadas na Tabela 3.1, é feita uma extrapolação desta relação para os níveis de indução mais elevados, a fim de alcançar uma nova versão dos dados originalmente fornecidos pelo fabricante.

Uma vez obtida tal correlação entre as perdas e os níveis de indução que extrapola as informações de catálogos, procede-se a determinação de uma função que representa o comportamento das perdas no ferro de acordo com a indução de operação. Assim procedendo, a estratégia posta resulta em uma resistência equivalente representativa das perdas atribuídas ao material magnético, com características fortemente não-lineares dadas pela função descritiva de seu comportamento.

Dessa forma, os valores constados na Tabela 3.1 e nas figuras 3.3 (a) e (b), juntamente com informações adicionais encontradas no catálogo do fabricante para as perdas no ferro em outros níveis de indução [53], foram utilizados como dados de entrada em um programa de ajuste de curvas existente no simulador MATLAB. A característica resultante para as perdas no ferro (W/kg) de acordo com a densidade de campo magnético (T) pode ser expressa pela equação (3.9), a qual foi obtida por meio da curva criada pelo MATLAB de acordo com os dados disponíveis e a utilização do método dos mínimos quadrados para ajuste de curvas. A curva ora referida encontra-se ilustrada na Figura 3.10.

$$P_{ferro} = 2,136 \cdot 10^{-16} \cdot e^{18,02 \cdot B} + 0,06401 \cdot e^{1,973 \cdot B} \quad (3.9)$$

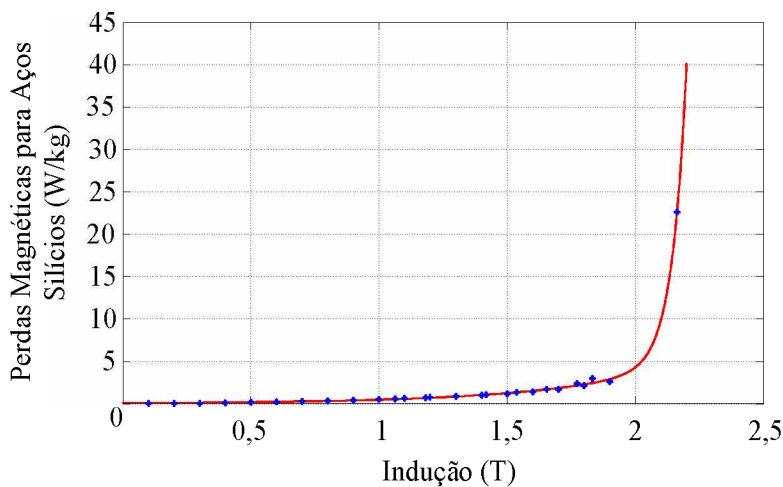


Figura 3.10 – Relação Perdas no núcleo x indução magnética obtida pelo MATLAB.

Neste momento, é importante salientar que este método simplificado para estimar as perdas no ferro e realizar o cálculo da resistência equivalente do ramo de magnetização se apresenta como uma primeira tentativa para superar a complexidade da representação do fenômeno das perdas magnéticas para os altos níveis de saturação e a falta de maiores informações quanto aos valores referentes a cada parcela apresentada nas medições em

campo. Dentro deste escopo e com o objetivo de representar o comportamento da potência ativa de reatores a núcleo saturado de acordo com a tensão aplicada, como já mencionado, as perdas no ferro são concebidas por meio de uma resistência não linear, a qual é inserida em paralelo com indutores variáveis para a inserção da característica de magnetização do material do núcleo [56]-[58].

Quanto ao acoplamento magnético entre as colunas do reator, foram instituídas as culatras por meio de indutores lineares e variáveis entre os elementos representativos das colunas. O modelo é embasado na distribuição de fluxo magnético em um núcleo trifásico de três colunas [56], [58], conforme pode ser verificado pela Figura 3.11.

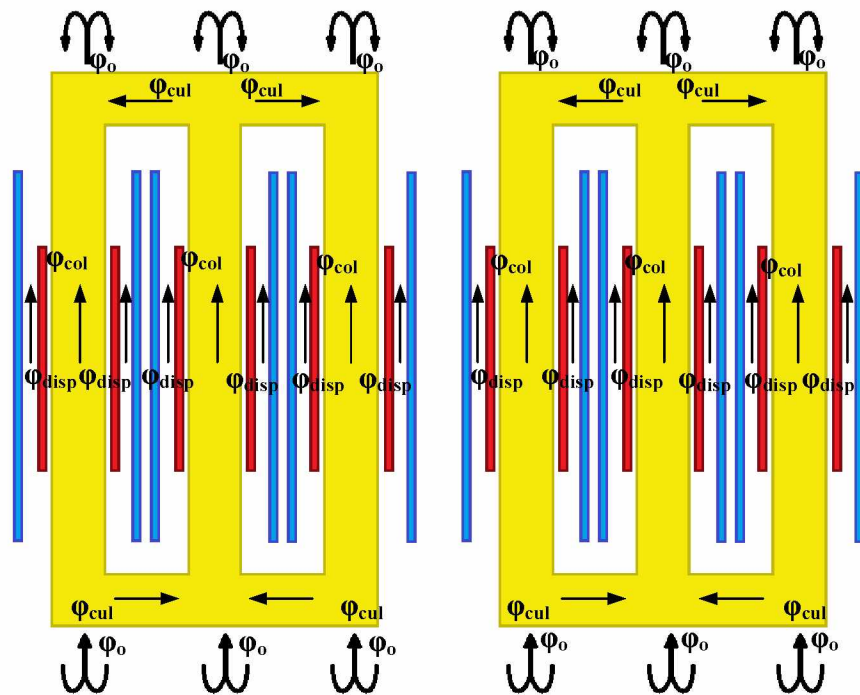


Figura 3.11 – Distribuição de fluxo magnético em um dos núcleos do reator de 12 pulsos.

Na Figura 3.11 podem ser destacados os fluxos magnéticos nas colunas (Φ_{col}), culatras (Φ_{cul}), de dispersão (Φ_{disp}) e de sequência zero (Φ_o). Por meio desta distribuição de fluxo, é possível conceber um circuito magnético equivalente representativo do núcleo,

em que os enrolamentos correspondem às fontes de força magnetomotriz e o material magnético às relutâncias existentes nas diferentes regiões do núcleo. Ao aplicar o princípio da dualidade ao circuito magnético, tem-se o circuito elétrico equivalente representativo do núcleo. Seguindo nesta direção, cada enrolamento é representado por um transformador de dois enrolamentos, sendo o secundário utilizado para efetuar o acoplamento magnético. As relutâncias são representadas por indutores com propriedades distintas de acordo com o tipo de fluxo considerado, sendo lineares para os fluxos dispersos pelo ar (indutâncias de dispersão e de sequência zero), ou variáveis para os fluxos confinados nas colunas e culatras do núcleo ferromagnético.

Os indutores lineares necessários a este modelo são determinados por meio da técnica de elementos finitos utilizando o *software* FEMM. No que tange à assimetria dos comprimentos magnéticos dada pela topologia de núcleos de três colunas, esta característica é atribuída aos indutores variáveis e representativos das culatras por meio da diferenciação das curvas de magnetização nestas regiões em relação às colunas. Por ser relacionada a um comprimento magnético menor e considerando uma certa quantidade de fluxo concatenado, a corrente correspondente é inferior à parcela devido ao comprimento das colunas, na proporção regida pela relação entre os volumes de material magnético das respectivas regiões.

Sintetizando o procedimento em pauta, a Figura 3.12 indica a representação aqui proposta, e ainda, inclui a estratégia para a inserção dos acoplamentos magnéticos desconsiderados na representação originalmente desenvolvida em [40]. Nesta modelagem, a resistência não linear representativa das perdas no ferro é igualmente importante para a redução de possíveis oscilações numéricas inerentes ao método de

integração trapezoidal. A representação completa do reator *Twin-Tripler* no programa ATP pode ser visualizada no Anexo I desta tese.

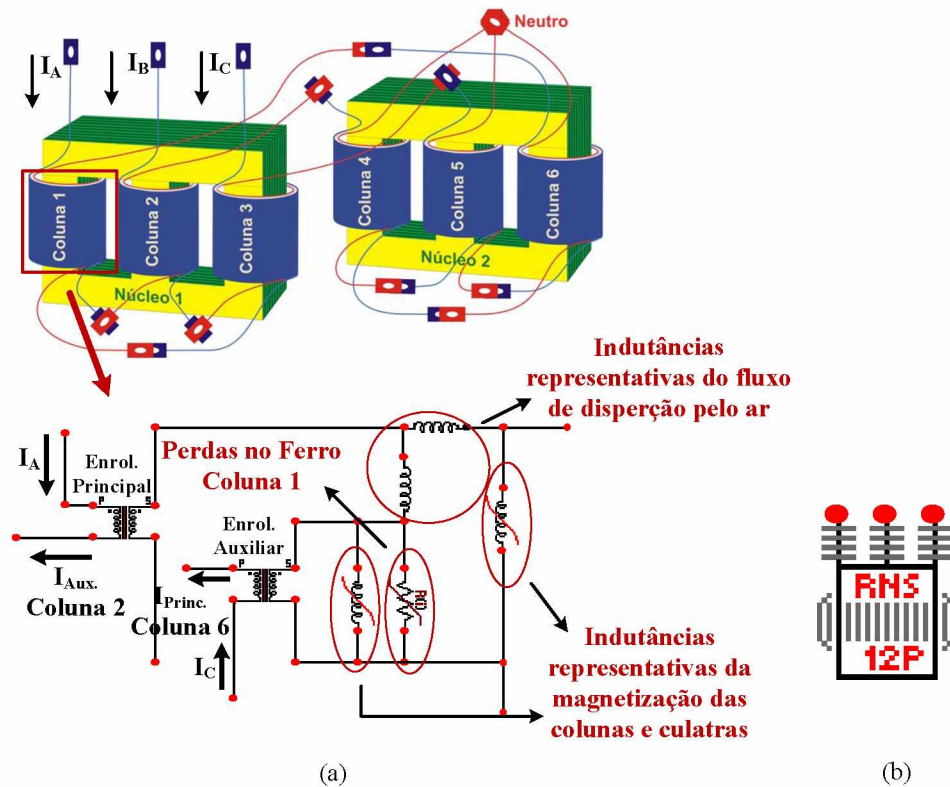


Figura 3.12 – Reator *Twin-Tripler* no ATP: (a) Representação de uma das colunas do reator; (b) ícone criado para a sintetização do circuito elétrico equivalente.

A partir desta representação, as perdas totais podem ser calculadas através da potência ativa nos terminais de entrada do reator. Deste valor, as perdas no cobre será a somatória dos produtos entre as resistências dos enrolamentos e as correntes que circulam por elas elevadas ao quadrado ($R \cdot I^2$), enquanto que as perdas no ferro será a parcela restante calculada pelo programa, nos termos supra postos.

Para a obtenção do fluxo magnético presente nos núcleos via simulações computacionais no programa ATP, foi inserido um circuito RC em paralelo aos componentes representativos das perdas no ferro das colunas, de forma que a queda de

tensão no capacitor se torna equivalente ao fluxo magnético que percorre pela respectiva região, como descrito pela expressão (3.10).

$$V_{cap} = \frac{1}{R \cdot C} \int v_{enr.} \cdot dt \quad (3.10)$$

Em que v_{enr} é a tensão aplicada no ramo de magnetização que estará em paralelo com o circuito RC. A fórmula (3.10) é satisfatória para a previsão direta do fluxo magnético concatenado por um dos enrolamentos, pois a magnitude da resistência elétrica R (10^6 ohms) é muito maior que a capacitância C (10^{-6} Farad) e faz com que a parcela $\frac{1}{R \cdot C}$ seja igual a um. Nesse sentido, o fluxo magnético é obtido por meio da queda de tensão no capacitor, de acordo com a equação (3.11)

$$\lambda = \int v_{enr.} \cdot dt \Leftrightarrow V_{cap} \quad (3.11)$$

Com isso, o valor em volts para a tensão no capacitor é equivalente ao fluxo que percorre pela coluna, em weber·espira. A partir dos desenvolvimentos aqui expostos, obtém-se uma versão atualizada do modelo do reator do tipo *Twin-Tripler* no programa ATP, cujos avanços em relação aos trabalhos anteriores foram devidamente detalhados nesta seção.

3.4 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES NO FEMM

Lembrando que o FEMM contempla estudos associados com valores específicos de corrente, os cálculos dos parâmetros eletromagnéticos necessários ao circuito equivalente do programa ATP estão em consonância com este princípio. Em se tratando das indutâncias de dispersão entre os enrolamentos, existem duas metodologias para a obtenção deste parâmetro via elementos finitos, a saber:

- Metodologia 1 – fundamentada no procedimento utilizado para o ensaio de curto-circuito em transformadores [59], sendo o respectivo ensaio reproduzido no FEMM para a obtenção das indutâncias de dispersão dos enrolamentos;
- Metodologia 2 – baseada nas técnicas contempladas em [60] e [61], a qual considera os conceitos fundamentais dos fenômenos eletromagnéticos sob estudo e os recursos disponibilizados pela plataforma FEMM.

No que tange à primeira metodologia, o ensaio de curto-circuito é reproduzido no FEMM considerando apenas um dos núcleos do reator *Twin-Tripler*, visto que os parâmetros encontrados para uma unidade serão considerados iguais para a outra. A alimentação dos enrolamentos principais foi feita utilizando o valor de pico da corrente nominal de projeto e admitindo uma assimetria na fase B (coluna central) devido à geometria do núcleo. Quanto aos enrolamentos auxiliares, foram considerados os valores de corrente correspondentes aos dos enrolamentos principais, porém os sentidos foram estabelecidos de forma a cancelar o fluxo resultante nas colunas do núcleo. Após as

simulações computacionais, as indutâncias de dispersão são correspondentes às indutâncias calculadas pelo programa para os enrolamentos principais, sendo feita a média entre os valores encontrados para as três fases de forma a obter o valor final da indutância de dispersão.

A Figura 3.13 evidencia o ensaio de curto-circuito reproduzido no FEMM e os parâmetros calculados pelo programa para a fase B (coluna 2).

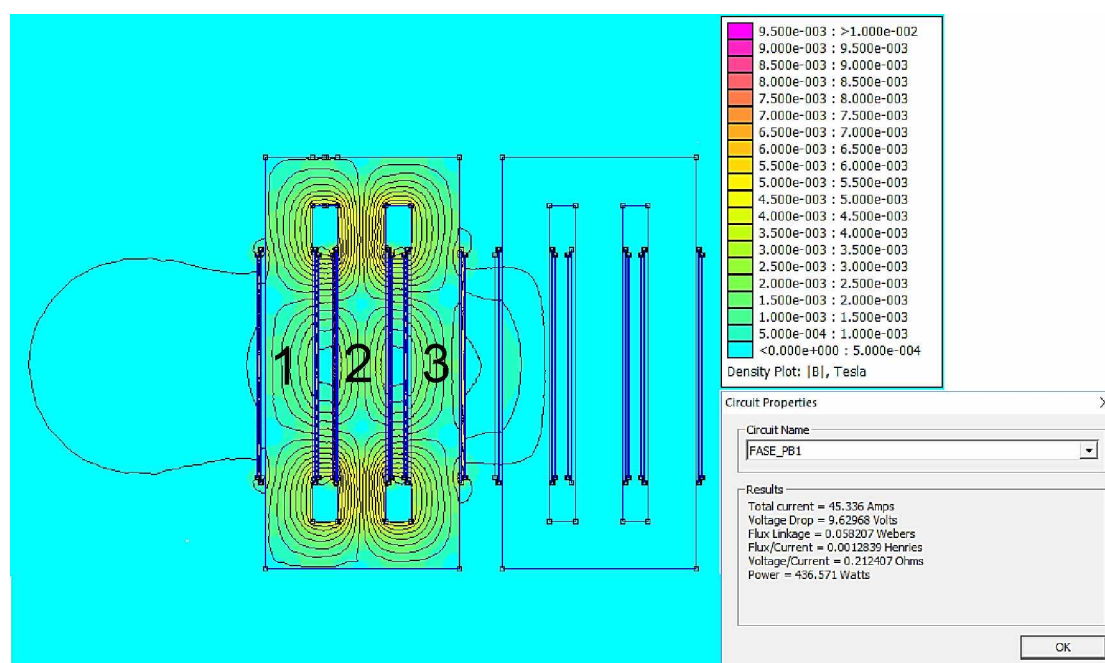


Figura 3.13 – Reprodução do ensaio de curto-circuito considerando uma das unidades do reator *Twin-Tripler*: valor máximo de corrente na fase B (coluna 2), indução máxima observada igual a 0,004 T na coluna 2 e parâmetros calculados pelo programa.

Conforme a Figura 3.13, o método de cálculo da indutância de dispersão dos enrolamentos por meio da simulação do ensaio de curto-circuito de uma das unidades do reator *Twin-Tripler* se mostrou bastante eficiente, visto que foi possível cancelar quase que completamente a indutância mútua entre o enrolamento principal e auxiliar da mesma

coluna. A obtenção deste parâmetro é feita então de forma direta, ao observar o valor calculado pelo programa para a indutância própria do enrolamento sob análise.

Quanto à segunda metodologia, as indutâncias de dispersão são calculadas por meio da equação (3.4) a partir das indutâncias próprias e mútuas obtidas pelo programa FEMM. Para a aquisição destes parâmetros, é feita uma simulação em que um dos enrolamentos é energizado (principal ou auxiliar), enquanto que todos os outros permanecem desligados. Dessa forma, a indutância própria se torna a indutância calculada pelo programa para o enrolamento energizado, enquanto que a indutância mútua é o valor obtido por meio da equação (3.3) considerando a corrente do enrolamento energizado e o fluxo concatenado pelo enrolamento de mesma coluna vezes a relação de transformação direta. Ao possuir as duas indutâncias, é aplicada na sequência a equação (3.4), sendo as magnitudes destas duas grandezas muito superiores às das indutâncias de dispersão. Vale à pena destacar a consideração de um valor de corrente que não seja capaz de levar o material do núcleo à saturação, visto que a indutância de dispersão é considerada constante e, por isso, deve ser obtida nestas circunstâncias [45].

Dentro destes princípios, a Figura 3.14 ilustra a distribuição das linhas e densidades de fluxo magnético nos núcleos, considerando em um primeiro instante a energização do enrolamento principal da fase A (coluna 1), enquanto que os demais permanecem desconectados.

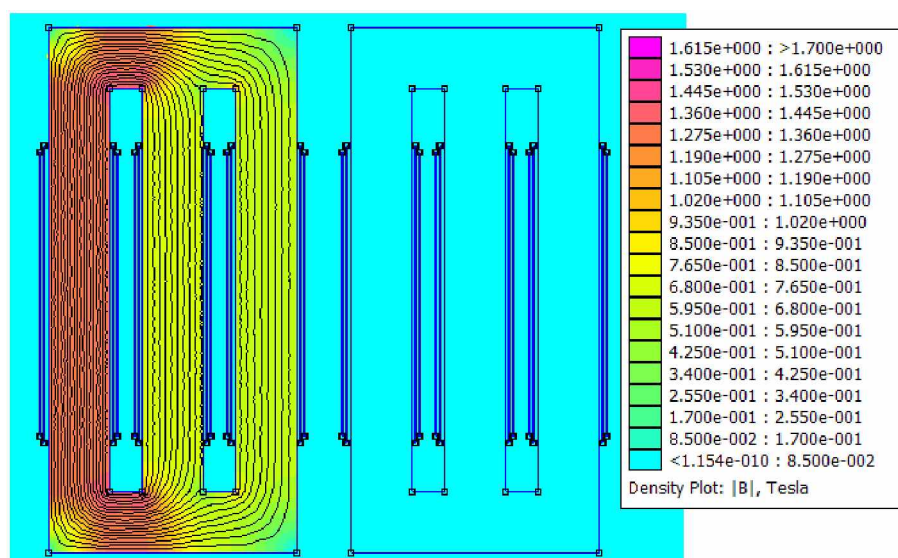


Figura 3.14 – Linhas de fluxo e indução magnética para a condição do enrolamento principal da coluna 1 energizado (fase A) e demais desligados. Valor da corrente instantânea igual a 0,7 A, máxima indução observada igual a 1,35 T.

Ao realizar este mesmo procedimento adotando a energização do enrolamento auxiliar, nota-se que a metodologia de cálculo não pode ser aplicada devido à diferença entre as geometrias e números de espiras dos enrolamentos. Considerando, pois, apenas a dispersão de fluxo para bobinas de mesma coluna devido à energização do enrolamento principal, este valor é admitido como igual para o enrolamento auxiliar, se diferenciando somente pela relação de transformação. Dessa forma, o resultado final pode ser calculado por meio da soma entre os valores obtidos no FEMM para indutâncias próprias e mútuas, tendo em vista a condição de não saturação do núcleo magnético.

Sabe-se que, apesar da não saturação do núcleo magnético, o valor da indutância de dispersão varia de acordo com o valor instantâneo da tensão aplicada e, portanto, ao longo do ciclo de 60 Hz. Por isso, foram realizadas diversas simulações admitindo os valores instantâneos de corrente ao longo de um ciclo da forma de onda da corrente (60 Hz), as quais são correspondentes aos valores das tensões impostas no enrolamento energizado. Isso tornou possível estabelecer uma quantia fixa e representativa da indutância de

dispersão ao longo do período de análise, a qual corresponde à média dos valores calculados para as diversas correntes inseridas no programa. A Figura 3.15 ilustra a curva resultante após as simulações computacionais e o valor médio da indutância de dispersão.

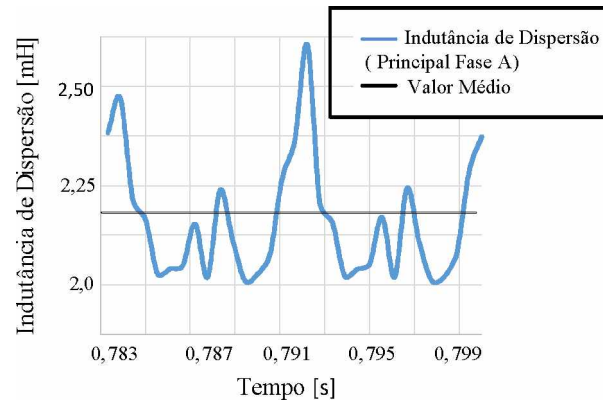


Figura 3.15 – Indutância de dispersão do enrolamento principal da fase A ao longo do ciclo em 60 Hz.

Como esperado, a Figura 3.15 mostra que a variação da indutância de dispersão ao longo do ciclo de 60 Hz é pouco significativa, podendo ser acatado o resultado obtido por meio da corrente eficaz correspondente. Ao relacionar a corrente inicialmente adotada com um valor eficaz (pois o valor de pico correspondente – 0,99 A – não é capaz de levar o material do núcleo à saturação plena), a indutância L_{disp} foi calculada após a respectiva simulação e admitida como constante para a sua utilização no modelo concebido no programa ATP.

Em se tratando do procedimento para a obtenção da indutância de sequência zero do reator *Twin-Tripler*, foi considerado o ensaio convencional de sequência zero realizado em transformadores [59]. A metodologia consiste em alimentar os enrolamentos primários com corrente de sequência zero (mesmo módulo e ângulo de fase nas três fases, considerando a frequência nominal do sistema), respeitando a condição de que os enrolamentos sob alimentação estejam interconectados conjuntamente e o secundário

conectado em estrela ou zigzag. Neste particular, entende-se que a corrente induzida no secundário deverá ser nula e, por esta razão, adota-se para as simulações no FEMM a energização dos enrolamentos principais com correntes idênticas e os auxiliares desligados. Nesse sentido, foi verificada no FEMM a indutância de sequência zero total do reator, em Henry, por meio da equação (3.12).

$$L_0 = \frac{2 \cdot W_0}{I_0^2} = 6 \cdot L_{0(1\phi)} \quad (3.12)$$

Em que L_0 é a indutância de sequência zero total do reator, W_0 a energia magnética total armazenada no ambiente sob análise, I_0 a corrente de sequência zero utilizada nas simulações (sendo considerado o valor de pico da corrente nominal do reator) e $L_{0(1\phi)}$ a indutância de sequência zero por fase. A Figura 3.16 ilustra o resultado obtido após a simulação efetuada no FEMM.

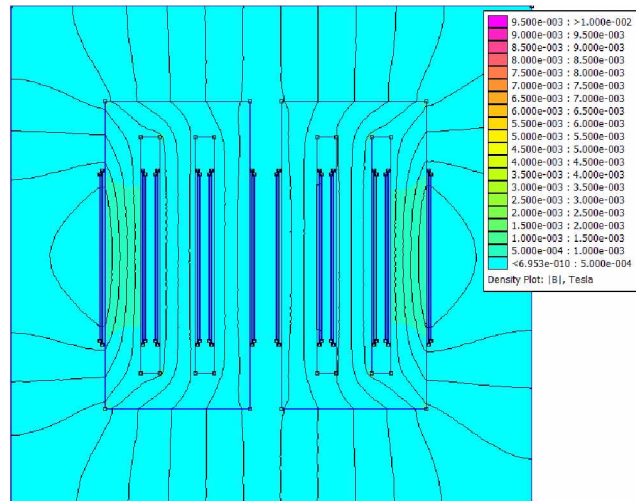


Figura 3.16 – Linhas de fluxo e indução magnética para a considerando o ensaio de sequência zero. Valor da corrente instantânea igual a 0,7 A, máxima indução observada no núcleo igual a 0,32 mT.

As resistências elétricas também puderam ser calculadas prontamente no FEMM por meio das dimensões físicas dos enrolamentos e propriedades elétricas do material constituinte.

A Tabela 3.3 mostra as magnitudes encontrados para as indutâncias de dispersão, de sequência zero e resistência elétrica dos enrolamentos principal e auxiliar, ressaltando que foi realizada uma média dos valores encontrados para as três fases. Salienta-se também que o valor admitido para L_{disp} foi o resultado encontrado pelo método 1, pois este foi considerado como sendo o procedimento com menor propagação de erros em relação ao método 2.

Tabela 3.3 – Indutâncias de dispersão, sequência zero e resistências dos enrolamentos do reator saturado.

L_{disp} por fase [mH]	L_o por fase [mH]	Resistência [$m\Omega$]
1,793 (método 1)	19,07	212,407 (principal)
2,201 (método 2)		40,641 (auxiliar)

A partir dos procedimentos realizados no FEMM fica viabilizada a completude do modelo estabelecido no programa ATP, servindo como base para uma análise mais detalhada do reator *Twin-Tripler*.

Seguindo nesta direção, são estabelecidas simulações no FEMM considerando os valores de pico das correntes consumidas pelo protótipo em escala real para as tensões de 34,6 kV e 36,6 kV. Tais níveis de tensão são oriundos dos ensaios experimentais conduzidos para o protótipo de reator utilizado como base referencial para os estudos ora feitos. Nas demais fases, são utilizadas as correntes correspondentes e atrelada com o desempenho trifásico instantâneo, de forma que seja feita, na sequência, a análise das densidades de fluxo magnético nos núcleos do reator nas situações supramencionadas.

As figuras 3.17 e 3.18 ilustram as densidades e linhas de fluxo magnético obtidas no FEMM nestas situações, enquanto que as respectivas grandezas numéricas considerando o valor de pico de corrente nos enrolamentos principais de cada coluna são evidenciadas pela Tabela 3.4.

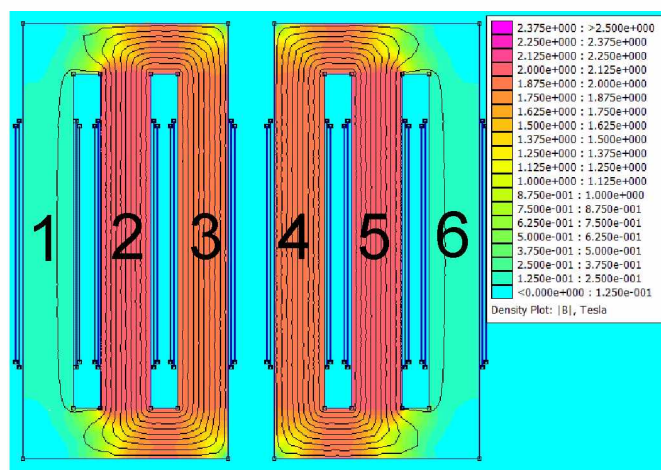


Figura 3.17 – Densidade de fluxo magnético e orientação das linhas de fluxo no reator *Twin-Tripler* – condição de fluxo máximo nas colunas 2 e 5 - tensão de 34,6 kV.

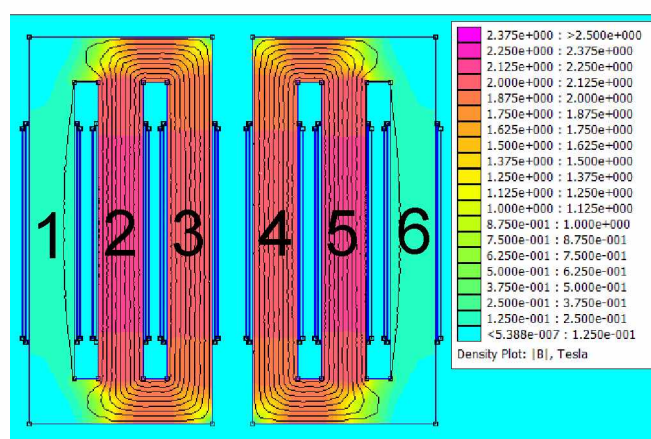


Figura 3.18 – Densidade de fluxo magnético e orientação das linhas de fluxo no reator *Twin-Tripler* – condição de fluxo máximo nas colunas 2 e 5 - tensão de 36,6 kV.

Tabela 3.4 – Resultados do FEMM para tensões de 34,6 kV e 36,6 kV de acordo com as situações de fluxo máximo em cada coluna.

Núcleo 1			
Grandeza	Coluna	34,6 kV	36,6 kV
Valor Máximo de Densidade de Fluxo Magnético [T]	1	2,05	2,17
	2	2,06	2,19
	3	2,05	2,14
Núcleo 2			
Valor Máximo de Densidade de Fluxo Magnético [T]	4	2,05	2,18
	5	2,06	2,19
	6	2,05	2,17

Diante das grandezas encontradas computacionalmente com o auxílio do programa FEMM, procede-se os estudos de desempenho do protótipo por meio do modelo desenvolvido no programa ATP.

3.5 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES NO ATP

Em se tratando dos estudos de desempenho por meio de simulações computacionais no programa ATP, estas se apresentam constituídas, basicamente, pelas formas de onda das correntes drenadas pelo reator, seus espectros harmônicos, perdas ativas obtidas nos terminais de entrada e fluxos concatenados nos enrolamentos principais. Estas últimas grandezas permitem uma pronta correlação entre os resultados do ATP com as densidades obtidas no programa FEMM, como a seguir:

$$\lambda_{op} = B_{op} \cdot N_{eq} \cdot S_{mag} \quad (3.13)$$

$$\lambda_{op(p)} = 0,81 \cdot \lambda_{op} \quad (3.14)$$

Sendo λ_{op} o fluxo concatenado pelo enrolamento equivalente com N_{eq} espiras e para a indução de operação B_{op} . Ao referir este fluxo para o enrolamento principal – $\lambda_{op(p)}$, foi feita a multiplicação de λ_{op} pela relação de transformação previamente demonstrada em (2.8) do Capítulo II. Ressalta-se que, conforme foi estabelecido no modelo computacional do reator no programa ATP, a análise de fluxo concatenado é feita apenas para o enrolamento principal, visto que os métodos de cálculos contemplam o fluxo deste enrolamento.

As figuras 3.19 e 3.20 fazem um comparativo entre as formas de onda das correntes trifásicas monitoradas no protótipo de acordo com as situações correspondentes à aplicação das tensões de 34,6 kV e 36,6 kV. Os resultados experimentais encontram-se indicados através das figuras (a) enquanto que os computacionais do ATP são indicados nas figuras (b). É importante frisar que as formas de onda das tensões, bem como seus espectros harmônicos, não são contempladas neste trabalho, pois a impedância existente entre a fonte de alimentação e o reator são diferentes e não puderam ser representadas computacionalmente.

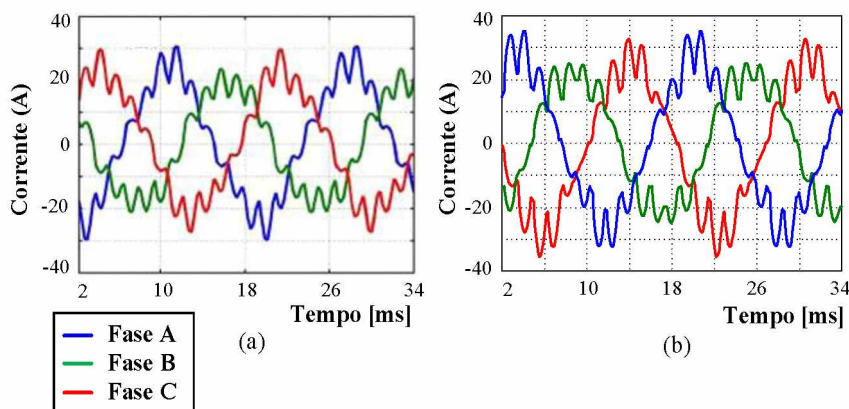


Figura 3.19 – Formas de onda das correntes do RNS para a tensão de 34,6 kV: (a) resultados experimentais; (b) resultados computacionais.

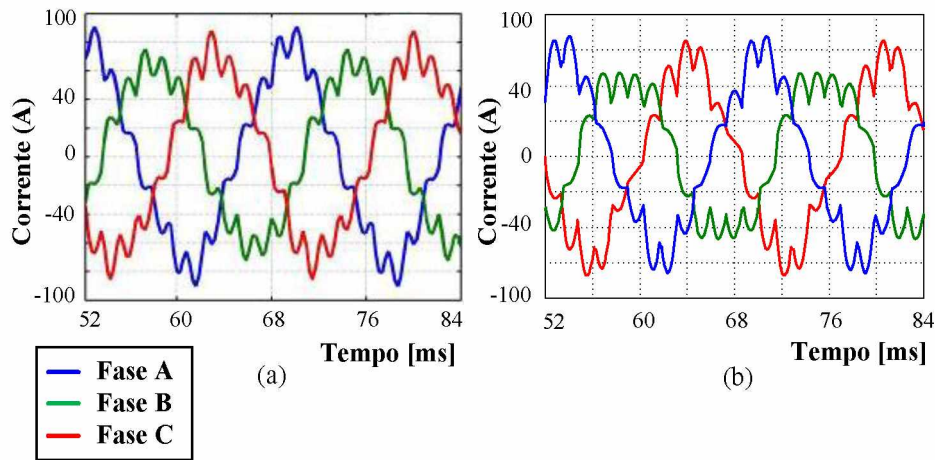


Figura 3.20 – Formas de onda das correntes do RNS para a tensão de 36,6 kV: (a) resultados experimentais; (b) resultados computacionais.

Ao verificar as figuras 3.19 e 3.20, fica evidenciada uma considerável conformidade entre os resultados obtidos via simulações computacionais do ATP e as medições efetuadas em campo. Neste particular, destaca-se a diferença entre a forma de onda da fase B em relação às demais fases, cujas bobinas principais se situam nas colunas centrais do reator *Twin-Tripler*. Fenômeno correspondente ocorre com transformadores trifásicos com núcleo de três colunas. Como visto, o modelo computacional do reator permite evidenciar esta característica que está relacionada com a assimetria dos comprimentos magnéticos associados aos fluxos produzidos por cada fase. No que tange aos modelos computacionais previamente existentes até esta pesquisa, ressalta-se que os mesmos não faziam a interligação magnética entre as colunas dos núcleos, de forma que as correntes resultantes eram simétricas e semelhantes às formas de onda teóricas.

Em se tratando das distorções harmônicas de corrente, os espectros harmônicos das formas de onda extraídas do programa ATP são apresentados nas figuras 3.21 (a) e (b), enquanto que os respectivos valores advindos das medições em campo são fornecidos pelas figuras 3.22 (a) e (b). A Tabela 3.5 sintetiza as principais grandezas associadas com

os resultados fornecidos e confirma a boa correlação do modelo computacional com os desempenhos observados em campo. Vale a pena ressaltar que as grandezas trifásicas encontradas nas simulações computacionais foram representadas pela média aritmética das três fases.

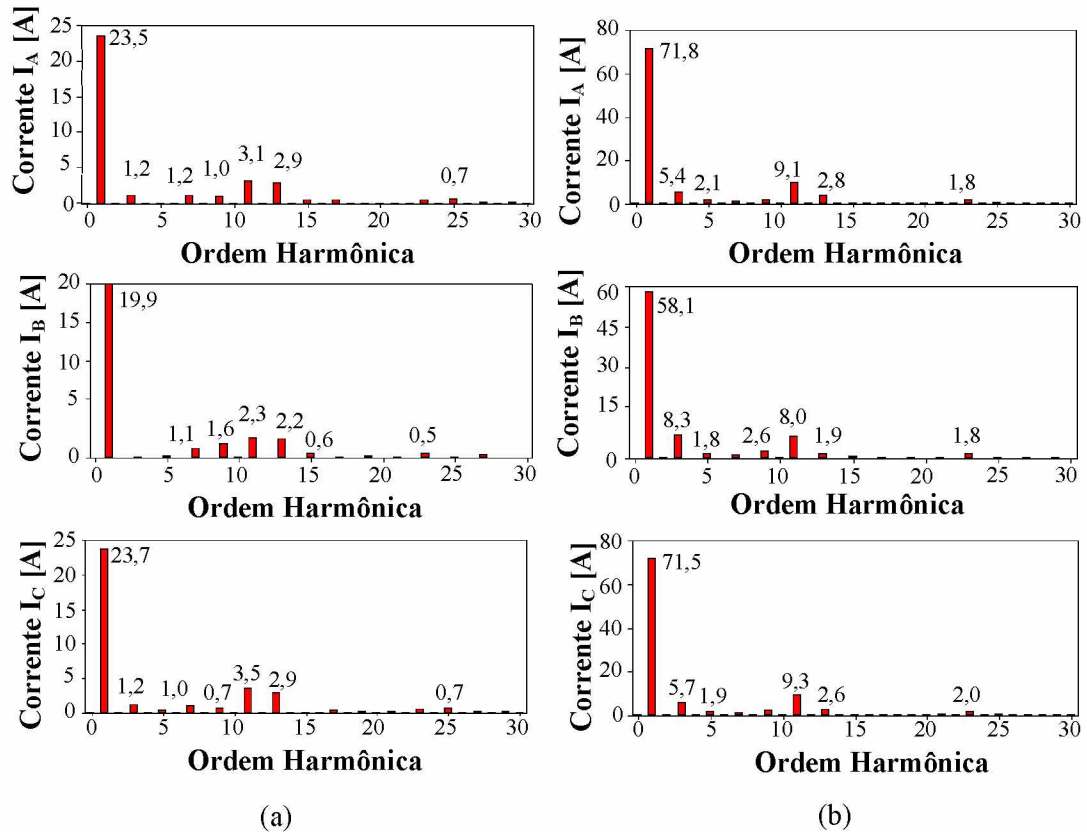


Figura 3.21 – Espectros harmônicos das correntes do reator *Twin-Tripler* obtidos no ATP: (a) tensão de 34,6 kV; (b) tensão de 36,6 kV.

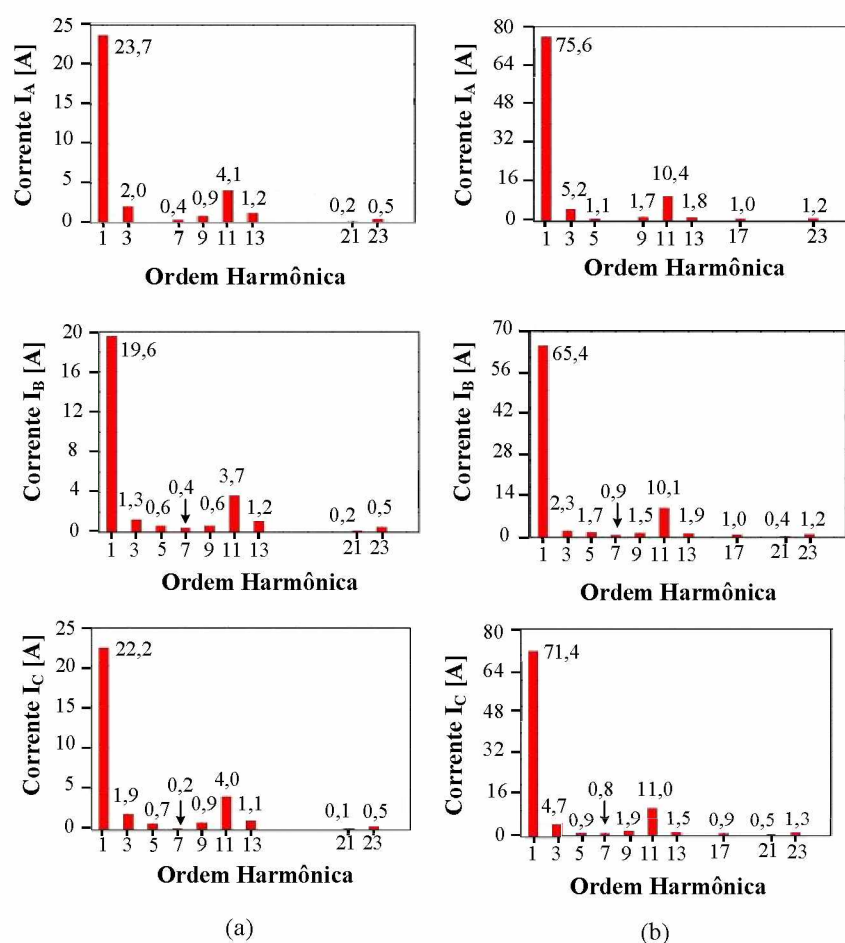


Figura 3.22 – Espectros harmônicos das correntes do reator *Twin-Tripler* obtidos experimentalmente: (a) tensão de 34,6 kV; (b) tensão de 36,6 kV.

Tabela 3.5 – Síntese dos resultados das simulações e dos ensaios experimentais para tensão de 34,5 kV e 36,6 kV.

Tensão de 34,5 kV			Tensão de 36,6 kV	
Grandeza	Medição	ATP	Medição	ATP
Tensão de Linha [kV]	34,6	34,6	36,6	36,6
Corrente [A]	15,8	16,2	50,7	48,2
Potência [kVA]	947	971	3179	3055
Perdas Totais [kW]	82,1	81,4	199,6	198,0
DHT _T %	21,2	20,4	16,7	18,0

De acordo com os resultados ilustrados pelas figuras 3.21 e 3.22 é possível observar na prática algumas harmônicas não esperadas, de 3ª, 5ª, 7ª e 9ª ordem. Isto se justifica,

sobremaneira, pela assimetria dos comprimentos magnéticos e se apresenta como resultado dos avanços oferecidos pela nova proposta de modelagem aqui feita. Todavia, não obstante o fato que os valores destes componentes atípicos determinados pelo programa ATP não sejam totalmente correspondentes com aqueles obtidos das medições efetuadas em campo, ficou evidenciado que as distorções harmônicas totais de corrente ($DHT_I\%$) foram praticamente iguais para as duas situações. Observa-se, também, uma diminuição do $DHT_I\%$ de acordo com o aumento da saturação dos núcleos. Isto é atribuído ao fato que, a partir de um certo nível de saturação, a relutância do material aumenta e tende a se tornar igual à relutância do ar, acarretando, conseqüentemente, num aumento do número de linhas de fluxo magnético na forma de dispersão, fato este que vai linearizando a relação entre a tensão e corrente.

Em se tratando das grandezas magnéticas, admitindo a boa aderência entre o modelo computacional e o protótipo construído, foi constatado que os resultados finais estão também em sintonia com a representação elaborada no programa FEMM. A Tabela 3.6 retrata as grandezas: obtidas no ATP; encontrados no programa FEMM (considerando as induções observadas na Tabela 3.4) e; calculadas analiticamente através das equações (3.13) e (3.14).

A diferença entre os fluxos observados em cada coluna é justificada, mais uma vez, pela assimetria dos comprimentos magnéticos, sendo isto também constatado nos valores medidos de corrente em cada fase. Tendo em vista que o valor teórico não leva em consideração esta variação das relutâncias magnéticas, a qual é dada pela geometria dos núcleos, os fluxos concatenados em cada coluna são idênticos, sendo então uma forma aproximada de se obter as grandezas observadas na prática.

Tabela 3.6 – Comparação entre as grandezas magnéticas obtidas pelos programas ATP e FEMM.

Núcleo 1							
Grandeza	Coluna	34,6 kV			36,6 kV		
		ATP	FEMM	Valor Teórico	ATP	FEMM	Valor Teórico
Max. Fluxo	1	28,4	28,4	28,2	30,2	30,0	29,8
Concatenado	2	28,5	28,5	28,2	30,6	30,3	29,8
[weber·esp.]	3	28,3	28,4	28,2	29,9	29,6	29,8
Núcleo 2							
Max. Fluxo	4	28,3	28,4	28,2	30,0	30,2	29,8
Concatenado	5	28,5	28,5	28,2	30,5	30,3	29,8
[weber·esp.]	6	28,3	28,4	28,2	30,2	30,0	29,8

Quando da aplicação da tensão de 34,6 kV nos terminais do reator *Twin-Tripler*, as perdas ativas totais foram de 82,1 kW (deste valor 0,53 kW encontra-se vinculado com o efeito Joule e 81,6 kW são admitidas como perdas no ferro). De modo similar, para a operação com 36,6 kV, as correspondentes grandezas foram de 199,6 kW, 3,4 kW e 196,2 kW. Estes valores revelam que as perdas no ferro se mostram expressivamente superiores às perdas no cobre e são influenciadas pelo nível de saturação imposto. Não obstante a isto, vale lembrar que a modelagem aqui realizada não considera o compartilhamento das perdas no ferro em suas partes básicas constituintes (núcleo, tanque, etc).

3.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Em consonância com as metas estabelecidas, os desenvolvimentos aqui reportados focaram, sobremaneira, as questões associadas com as modelagens computacionais

concebidas para os estudos de desempenho dos reguladores de tensão a núcleo saturado, arranjo de 12 pulsos ou *Twin-Tripler*. Os programas escolhidos para tal finalidade foram o FEMM e ATP, devido ao fato de serem gratuitos, consolidados no mercado e já existirem pesquisas prévias que propiciaram os avanços aqui relatados. Ambos os modelos se baseiam na metodologia de dimensionamento básico dos reatores, assunto este abordado no Capítulo II, e oferecem contribuições como a estimativa dos parâmetros elétricos, o estudo das perdas totais e análise dos fluxos magnéticos que percorrem pelos núcleos durante sua operação.

No que diz respeito ao programa FEMM, a ferramenta foi crucial para os desenvolvimentos até então alcançados, visto que a mesma proporcionou a obtenção de parâmetros necessários ao circuito elétrico equivalente do equipamento na falta de meios para a efetiva medição. As metodologias para a obtenção de tais componentes elétricos representativos e necessários aos circuitos equivalentes são embasadas em conceitos físicos básicos e procedimentos executados na prática, dando uma consistência maior nos resultados obtidos pelo programa do que os valores encontrados por meio de formulações empíricas e cálculos analíticos. O aplicativo também permite uma análise crítica dos resultados de desempenho atrelados com a geometria, extensões e materiais atribuídos ao dispositivo, o que possibilita efetuar modificações visando o aprimoramento do desempenho em campo.

Quanto ao programa ATP, o *software* requer um conhecimento prévio do equipamento e sistema sob análise, de forma que os resultados finais sejam correspondentes aos fenômenos observados na prática. Neste contexto, a partir de uma estratégia inicial desenvolvida em pesquisas anteriores, foram obtidos modelos que, não obstante a potencialidade aplicativa para vários estudos, se apresentavam com limitações

quanto a modelagem mais exata de seu equivalente elétrico. Partindo desta concepção de circuito equivalente, foram realizadas melhorias substanciais através da inclusão de mecanismos que viabilizaram a computação dos seguintes fatores de influência: perdas totais (anteriormente apenas as perdas Joule eram consideradas) incorporados na forma de resistores não-lineares; acoplamentos magnéticos através de indutores lineares (dispersão e sequência zero), não-lineares (magnetização das colunas e culatras) e medidores de fluxo. Em se tratando das perdas apresentadas pelos reatores a núcleo saturado, foi constatado que a maior parte da potência ativa consumida está associada com as perdas no ferro, fato este bastante peculiar e que difere os reatores saturados dos transformadores e reguladores convencionais com tapes. Isto justifica a grande ênfase dada a este fenômeno e a busca de uma estratégia de modelagem para contemplar os objetivos ora postos. No que tange aos avanços oferecidos no cenário dos fenômenos magnéticos atrelados com dispersão e magnetização, foram realizados trabalhos iniciais que, além da melhoria introduzida no modelo elétrico do reator, ainda apontam para a necessidade de aprimoramentos para o tratamento destas questões.

Por fim, as avaliações de desempenho realizadas indicaram, com clareza, um bom nível de aderência entre os resultados oferecidos pelos recursos computacionais utilizados, junto aos quais foram implementadas as representações dos reatores saturados de 12 pulsos, e os correspondentes resultados advindos das medições experimentais através do protótipo empregado para fins deste trabalho.

REATORES A NÚCLEO SATURADO

CONSTITUÍDOS POR LIGAS AMORFAS

4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Na atualidade constata-se grandes avanços técnicos e comerciais de outras ligas magnéticas distintas do tradicional aço silício. Estas abrem novos horizontes aplicáveis para a concepção, projeto e construção de vários equipamentos, dentre os quais sobressaem os transformadores e dispositivos correlatos. Neste contexto, surge a ideia da utilização desses novos materiais aos fins almejados nesta tese, qual seja, a construção dos reatores a núcleo saturado.

O metal amorfo começou a ser mais visado após a expiração da patente em 2005 [50], [51], a qual era propriedade da empresa americana *Allied Signal*, permitindo a abertura do mercado para empresas concorrentes e consequente redução de custo do produto. Diante desta conjuntura, vários avanços já foram realizados objetivando o aprimoramento deste tipo de material frente aos metais tradicionalmente utilizados, o que

levou a uma maior disponibilização comercial de vários tipos de ligas amorfas de acordo com sua aplicação. O metal METALGLAS® 2605SA1 [62] é um exemplo de liga amorfa utilizada atualmente para a construção de transformadores de tensão, cujas perdas são bem menores do que as do aço-silício de grão orientado.

No que tange a sua constituição física, vale lembrar que as ligas amorfas são produzidas a partir do resfriamento súbito de ligas de metais magnéticos no estado líquido, fazendo com que a mesma não cristalize como os outros metais. Assim procedendo, foi percebido ao longo dos anos que, dependendo do metal do qual era derivada, a liga amorfa preservava as propriedades magnéticas originais, e aliando ao fato de ser mal condutora de corrente elétrica, sua utilização para fins magnéticos trouxe perspectivas bastante auspiciosas.

Dentre os grandes atrativos oferecidos pelo material magnético em pauta, destacam-se importantes aspectos voltados para melhorias da eficiência energética. De modo particular, a utilização dos aços amorfos na fabricação dos núcleos de transformadores e reatores em substituição ao aço silício de grãos orientados (GO) se mostra uma alternativa extremamente atrativa, visto que já foi constatado que transformadores com núcleo de liga amorfa evidenciam reduções das perdas magnéticas em até 80% em relação ao aço silício [63].

Diante deste contexto, o presente capítulo faz uma discussão a respeito das perspectivas voltadas para a utilização das ligas amorfas para a concepção dos reatores a núcleo saturado de 12 pulsos, tema este central para esta pesquisa, tendo em vista a melhoria de desempenho esperada diante das peculiaridades deste metal.

Inicialmente, é feito um breve estudo a respeito da estrutura atômica dos metais cristalinos e amorfos com o intuito de se obter um maior entendimento das diferenças existentes entre estes dois materiais e as razões que justificam as vantagens ora

ressaltadas. Subsequentemente, são tecidas considerações aplicativas na forma do desenvolvimento de um projeto de reator saturado para o estabelecimento de termos comparativos entre as duas tecnologias ora comentadas quanto ao tipo de núcleo magnético utilizado.

De modo similar a estratégia seguida para a elaboração do Capítulo III, é feita uma estimativa de desempenho de reatores hipotéticos constituídos por aço silício e ligas amorfas por meio de simulações computacionais efetuadas no ATP e FEMM. Para tanto, são realizados estudos de desempenho entre dois reatores saturados, ambos de mesma tensão e potência, aos quais são impostas tensões similares e avaliados os comportamentos assim obtidos, com destaque as potências reativas absorvidas, correntes, distorções harmônicas, eficiência energética e outras particularidades próprias aos estudos.

4.2 OS MATERIAIS CRISTALINOS

O metal cristalino, por definição, é constituído por átomos que estão dispostos em uma rede tridimensional bem definida e que se repete por milhões de vezes, isto é, possuem uma ordenação de longo alcance. É possível avaliar seu grau de repetição por meio da definição da unidade estrutural a ser repetida, sendo denominada por célula unitária. A principal característica da célula unitária é o fato de apresentar a descrição completa de toda a estrutura, sendo isto ilustrado pela Figura 4.1.

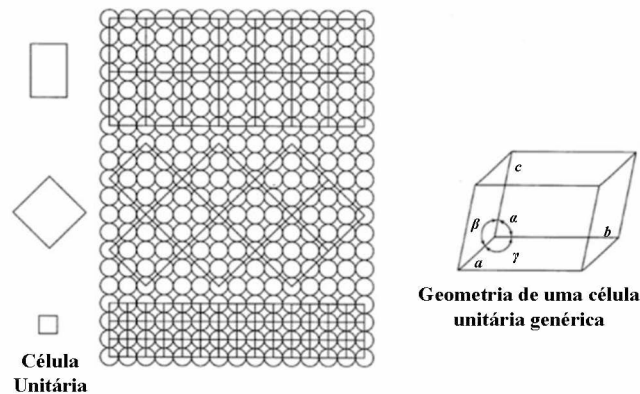


Figura 4.1 – Várias unidades estruturais capazes de descrever uma estrutura cristalina esquemática. A unidade mais simples é denominada de célula unitária.

Portanto, a rede cristalina é a repetição em três direções da célula unitária, que seria o menor sólido geométrico no interior do qual estão os átomos representativos do cristal e que apresenta todas as propriedades da substância. As redes espaciais dos materiais cristalinos diferem entre si pelo formato e tamanho de suas células unitárias e, assim, necessitam de três parâmetros lineares (a , b , c) e três parâmetros angulares (α , β , γ) para bem caracterizar esta estrutura. As redes espaciais são estudadas em relação a um sistema triortogonal de referência chamado Eixos Cristalográficos. Este sistema é obtido por meio dos eixos que coincidem com qualquer das três arestas do cristal que se cruzam em um ponto e não pertençam simultaneamente a um só plano.

Os materiais cristalinos também podem ser classificados em relação às suas propriedades magnéticas, que são:

- Ferromagnéticos: se orientam na direção de um campo magnético, ficando fortemente magnetizados;
- Paramagnéticos: se magnetizam fracamente, mas se orientam paralelamente ao campo;

- Diamagnéticos: se dispõem normalmente ao campo caso este seja uniforme, ou seja, não são afetados diante de um campo magnético;

Focando de forma específica a questão supra posta aplicada aos materiais ferromagnéticos, vale ressaltar que a interação entre elétrons de átomos vizinhos, tendendo a orientá-los magneticamente numa certa direção, é denominado de domínios ferromagnéticos. Ao analisar a curva de magnetização destes tipos de materiais, o comportamento destes domínios diante da presença do campo magnético varia de acordo com a densidade de fluxo B . Em sua parte inicial, os fenômenos são praticamente reversíveis e a densidade de fluxo magnético B varia de um modo aproximadamente linear com a intensidade de campo H . Nesta região, os domínios com orientação favorável, em relação ao campo magnetizante, crescem às expensas dos domínios vizinhos desfavoravelmente orientados por meio da movimentação de seus contornos, mantendo sua orientação com relação aos eixos cristalográficos. Ao se aproximar da parte média da curva de magnetização, o fenômeno é irreversível e resulta em mudanças bruscas na orientação dos domínios, associadas ainda aos movimentos dos contornos. O “joelho” da curva corresponde à orientação de todos os domínios paralelamente aos eixos cristalográficos que mais se aproximam da direção do campo. Na parte superior da curva, onde a magnetização tende à saturação, o fenômeno é novamente reversível, sendo resultado da progressiva orientação dos domínios no sentido do campo.

De uma forma geral, entende-se que o fenômeno da magnetização não é reversível, pois a diminuição do campo H não proporciona também uma diminuição de B na mesma proporção. Isso gera a denominada curva de histerese, em que a área interna do laço criado devido à magnetização e desmagnetização do material é compreendida como a energia perdida durante o processo. As variações do fluxo magnético também geram correntes

elétricas no núcleo, as quais são responsáveis por dissipar energia na forma de calor e são conhecidas por correntes de Foucault. Dentre os métodos utilizados para a minimização das correntes parasitas, destaca-se a montagem do núcleo por meio de várias chapas delgadas ou inserção de silício na liga, de forma a aumentar a resistência elétrica do material e dificultar a passagem destas correntes.

Um material cristalino pode estar com seus domínios orientados em uma determinada direção antes do processo de magnetização, definindo assim sua magnetização residual. Para removê-la, é necessário aplicar um campo desmagnetizante (sendo seu valor conhecido como Força Coerciva), que consiste em um campo magnético de sentido contrário à magnetização residual. Para um cristal isolado, ele possui maior ou menor tendência para magnetizar-se de acordo com determinadas direções cristalográficas. Essa propriedade é conhecida como *anisotropia* dos materiais magnéticos, sendo isto ilustrado através da Figura 4.2. Os efeitos de inclusões, fissuras e constituintes não magnéticos faz com que se formem campos desmagnetizantes devido aos entreferros naturais, diminuindo a força magnetizante efetiva do material e alterando sua curva de magnetização [64].

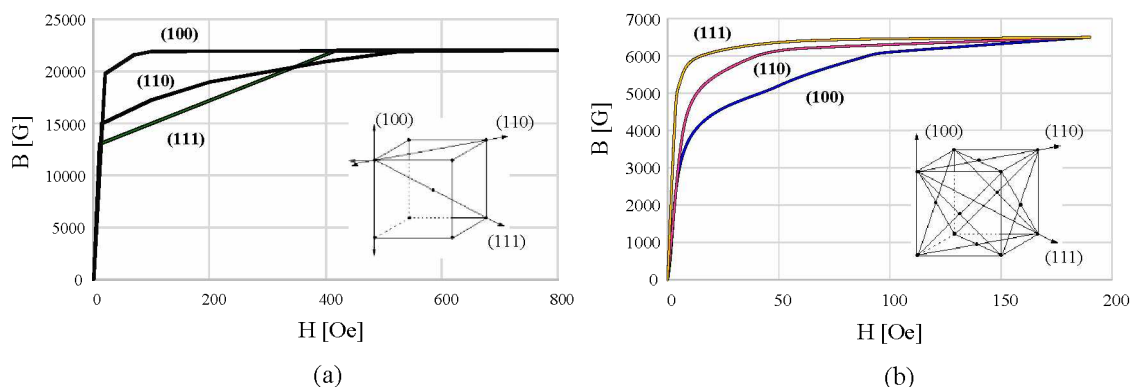


Figura 4.2 – Anisotropia magnética dos cristais: (a) cristal de ferro (eixo preferencial 100) e (b) cristal de níquel (eixo preferencial 111).

No contexto supra posto, uma das maiores aplicações práticas se apresenta na forma das ligas de ferro silício, as quais, como se sabe, são as de maior consumo na indústria de produtos elétricos. A adição de silício ao ferro aumenta consideravelmente sua resistividade, o que diminui, conseqüentemente, as perdas do núcleo. O silício diminui a intensidade de saturação do ferro, mas não afeta apreciavelmente a permeabilidade e a perda por histerese. Convém mencionar que as ligas ferro silício para fins elétricos são produzidas na forma de chapas laminadas a frio e recozidas em dois tipos: de grão orientado (GO) e grão não orientado (GNO).

As ligas de grão orientado apresentam baixa perda elétrica e elevada permeabilidade magnética, propriedades requeridas para aplicações como núcleos de transformadores e geradores de potência. Um aço Fe-Si deformado brandamente por laminação possui grãos mais deformados que outros devido aos planos preferenciais. Ao fazer um tratamento térmico neste aço, os grãos se reorganizam, tendendo a ser feito nas direções preferenciais. Dessa forma, os grãos deste aço ficam orientados em um determinado sentido (conforme a direção preferencial do cristal), sendo então definidos como aços GO. Este processo é repetido várias vezes, de forma que todos os grãos tenham a orientação preferencial. O elemento Si desempenha um papel de grande relevância durante este processo, pois o mesmo auxilia os grãos a se orientarem na direção de menor perda por histerese.

Os aços GNO também são produzidos por laminação a frio e recozidos, apresentam excelente permeabilidade em altas induções, baixo valor médio de perdas magnéticas e costuma-se aplicar nas chapas um revestimento isolante. São utilizados na fabricação de amplificadores hidroelétricos, pequenos e médios motores de corrente contínua e corrente alternada, medidores de energia etc.

4.3 OS MATERIAIS AMORFOS

Diante dos fundamentos estabelecidos, o sólido cristalino (ou policristalino) pode então ser formado a partir do estado líquido, ao ser resfriado abaixo da sua temperatura de fusão. Nesta situação, inicia-se um processo de nucleação dos grãos, os quais se posicionam de modo a formar uma estrutura ordenada e repetitiva em todo o volume do material. Esse processo é o que geralmente ocorre em metais ou ligas metálicas, visto que são resfriados desde seu estado líquido.

Numa segunda via, desenvolvimentos mais recentes evidenciam que, sob certas condições, é possível obter ligas metálicas a partir do estado líquido, cujos átomos, ao invés de se agruparem ordenadamente, o fazem de modo aleatório. Naturalmente, os sólidos assim formados recebem a denominação geral de *VIDROS*. Diferentemente dos sólidos cristalinos, os vidros não apresentam ordenamento espacial periódico de seus átomos; eles são *estruturas amorfas*. Na natureza, os vidros são encontrados na forma de silicatos ou em compostos de silício e oxigênio, mas não tinham sido vistos ainda na forma de metais [65].

O material amorfo é, portanto, a estrutura que é resfriada a partir do líquido e exibe um aumento contínuo de sua viscosidade, isto é, quando o material atinge determinada temperatura, definida como temperatura de transição vítrea, o valor da viscosidade do metal é semelhante àquela dos materiais no estado sólido. Nesta situação, devido ao limitado movimento atômico, o rearranjo dos átomos não é possível e a cristalização do material não ocorre, resultando no sólido amorfo.

A Figura 4.3 mostra uma comparação em relação à disposição dos átomos de um material amorfo e um material cristalino.

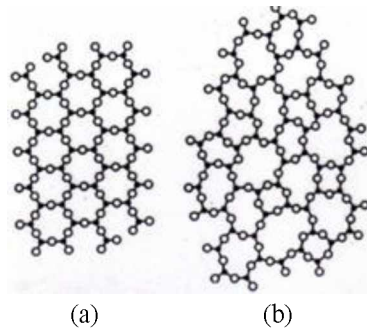


Figura 4.3 – Comparação entre os sólidos cristalinos e amorfos: (a) material cristalino, cuja ordenação se faz à longa distância; (b) material amorfo, cuja ordenação é inexistente ou a curta distância.

Diante disso, a velocidade de resfriamento é um fator importante na obtenção de ligas metálicas de estrutura amorfa. Para tanto, técnicas de resfriamento rápido foram desenvolvidas, o que possibilitou a fabricação de um grande número de metais e ligas metálicas na forma amorfa. Esses materiais apresentam características diferentes dos metais cristalinos: suas propriedades elétricas e magnéticas são interessantes e vantajosas para certas aplicações em relação aos metais cristalinos. Adicionalmente, esses materiais apresentam maior resistência à oxidação e são bastante duros. Todavia, existem ainda algumas dificuldades, sob o ponto de vista da aplicação tecnológica, associadas ao seu processo de fabricação.

Sendo a resistividade elétrica uma grandeza que está relacionada com a desordem dos átomos, em metais vítreos este parâmetro é elevado quando comparado aos cristalinos e pouco dependente da temperatura. Isto significa que os metais amorfos exibem baixo valor do coeficiente de variação de resistividade com a temperatura, podendo ser usados como resistências de precisão, ou ainda, como sensores de campos magnéticos. Adicionalmente, ao considerar a alta permeabilidade magnética concomitantemente com a alta resistividade elétrica que os metais vítreos possuem e ao fato de serem *isotrópicos*

(possuem as mesmas propriedades em todas as direções), eles se mostram mais interessantes para a fabricação de equipamentos eletromagnéticos em relação aos metais cristalinos, como é o caso de transformadores.

Em contrapartida, existem algumas características desvantajosas das ligas amorfas quando comparadas com o aço silício tradicional. A composição de ferro e boro, a qual é muito utilizada na fabricação do núcleo de transformadores de distribuição, faz com que estes materiais tenham uma indução de saturação 20% menor quando comparado aos materiais de ferro puro para mesma temperatura. De fato, o aumento da temperatura aliado ao aumento da composição Boro e Silício na liga amorfa geram uma diminuição de forma crescente da sua indução de saturação. Outra desvantagem exibida pelas ligas amorfas é o fato de estarem num estado semi-estável, pois diante de aquecimentos que possam elevar a temperatura a patamares suficientemente altos, as ligas amorfas se cristalizam com a evolução do aumento de temperatura.

Procede-se, na sequência, a comparação entre as principais características magnéticas das ligas amorfas frente aos aços silícios de grão orientado, de forma a enumerar as principais vantagens e desvantagens desta opção para a fabricação de transformadores e reatores.

4.4 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE O AÇO SILÍCIO E AS LIGAS AMORFAS

Uma das principais características atrativas das ligas amorfas em relação ao aço silício para a fabricação de reatores é o fato de possuir perdas por histerese significativamente reduzidas. Para ilustrar essas diferenças, as regiões superiores do laço

de histerese associadas com a relação $B \times H$ do aço silício AK Steel Oriented M-6 CARLITE® 0,35 mm e da liga amorfa METGLAS 2605SA1 são comparadas na Figura 4.4.

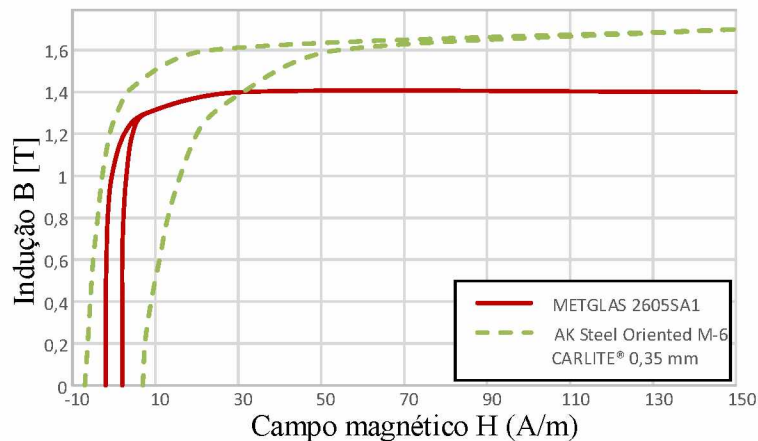


Figura 4.4 – Comparação entre os laços de histerese das ligas amorfas e do aço silício.

A Figura 4.4 evidencia que as ligas amorfas possuem perdas por histerese muito inferiores aquelas atreladas com o emprego do aço silício de grão orientado, visto que a isotropia dos materiais amorfos permite com que o fluxo magnético percorra livremente pelo material independentemente de sua direção ou sentido, enquanto que no aço silício as fronteiras e orientações dos grãos podem dificultar a passagem do fluxo de acordo com sua direção e sentido.

Em se tratando dos reatores a núcleo saturado, tema este tratado como cerne desta pesquisa, esta característica se mostra muito promissora para a melhoria de desempenho deste tipo de equipamento, já que as perdas totais são quase que totalmente provenientes do material dos núcleos. Neste particular, é importante observar a relação entre as perdas no ferro P_{ferro} e a indução de operação B_{op} para cada material magnético, sendo uma curva característica fornecida pelos fabricantes. Tendo em mente que as ligas amorfas possuem uma resistividade elétrica superior àquela observada nos aços silícios de grãos orientados

e lâminas mais finas, isto impacta significativamente na redução das perdas por correntes parasitas e, portanto, no valor de P_{ferro} .

A Figura 4.5 fornece informações sobre esta relação para ambos os materiais aqui analisados. Tendo em vista os objetivos deste trabalho, conciliado ao fato que as ligas amorfas não atingem os mesmos níveis de indução magnética que o aço silício, tornou-se necessário extrapolar a curva de perdas para induções acima de 1,56 T.

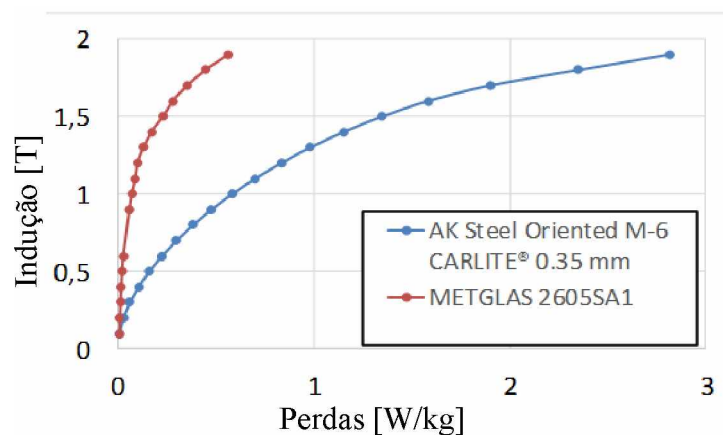


Figura 4.5 – Análise comparativa das perdas no núcleo para o aço silício e ligas amorfas.

Como esperado, a Figura 4.5 ratifica a drástica redução das perdas no ferro ao se comparar as ligas amorfas frente ao aço silício de grãos orientados. Salienta-se que a redução das perdas P_{ferro} poderá proporcionar numa redução no consumo de corrente em condições de não regulação da tensão do barramento, o que faz com que o equipamento se aproxime mais das condições ideais de operação, qual seja, sob condições normais de tensão não apresentar consumos significativos de potência. Ainda, em se tratando das condições de regulação de tensão, fica evidenciado que a redução de P_{ferro} proporciona uma melhor eficiência do processo.

Um aspecto que não pode ser negligenciado encontra-se vinculado com o fato que as ligas amorfas possuem induções máximas significativamente inferiores ao aço silício.

Dessa forma, admitindo equipamentos de mesma potência, o núcleo de ligas amorfas se torna mais volumoso do que o correspondente a aço silício, acarretando também em um aumento de peso. Adicionalmente, o preço do quilo de ligas amorfas é cerca de 40 a 70% superior ao de aço silício, o que implica em equipamentos mais onerosos em se tratando do custo inicial para sua fabricação. Não obstante este fato, o retorno financeiro certamente existirá, quando se considera a operação ao longo do tempo e a redução do consumo de energia.

De forma a sintetizar as características aqui contempladas em relação aos dois materiais analisados, a Tabela 4.1 permite uma pronta correlação entre suas principais propriedades operacionais.

Tabela 4.1 – Características das ligas amorfas e do tradicional aço silício de grãos orientados.

Características	Ligas Amorfas (METGLAS 2605SA1)	Aço Silício de Grãos Orientados (AK Steel Oriented M-6 CARLITE® 0,35 mm)
Resistividade elétrica [$\Omega \cdot m$]	$130 \cdot 10^{-8}$	$48 \cdot 10^{-8}$
Densidade [kg/dm^3]	7,18	7,65
Indução típica [T]	1,30	1,83
Perdas no Ferro para a indução de 1,40 T [W/kg]	$\leq 0,20$	1,41
Espessura das Lâminas [mm]	0,025	0,35
Preço	9,60 – 10,00 R\$/kg	6,00 – 7,00 R\$/kg

Diante das propriedades associadas a cada material, surge como consequência, dois grandes atrativos para a utilização das ligas amorfas em substituição ao aço silício convencional na construção de RNS do tipo *Twin-Tripler*. Estes reguladores, quando construídos à base de aço silício, se apresentam com um estatismo natural, ou relação $V = f(I)$, que exige aprimoramentos na sua forma natural quanto à regulação oferecida. Adicionalmente, de acordo com as informações constadas no Capítulo III desta tese, na situação operacional com potência plena, tem-se constatado perdas ativas da ordem de

5% da respectiva potência reativa. Este aspecto também apresenta expressivas melhorias quando do emprego dos materiais amorfos.

4.5 ESPECIFICAÇÃO BÁSICA DE UM REATOR A NÚCLEO SATURADO DE 12 PULSOS COM LIGAS AMORFAS

Baseando-se na metodologia de dimensionamento básico de reatores saturados do tipo *Twin-Tripler* previamente abordada no Capítulo II desta tese, procede-se, nesta seção, a sua aplicação para o pré-dimensionamento de um reator a núcleo saturado destinado ao mesmo processo de compensação anteriormente explorado, substituindo o material magnético do núcleo por ligas amorfas.

Uma vez que a curva de magnetização do material dos núcleos é crucial para a elaboração do projeto, visto que é por meio da relação $B \times H$ que é possível determinar a seção e comprimento magnético a serem instituídos nos núcleos para a tensão e potência almejada, duas hipóteses se fazem passíveis de utilização para a definição desta relação. Uma delas seria baseada em dados oferecidos por fabricantes das ligas amorfas e outra através de levantamentos experimentais, utilizando, para tanto, um transformador disponível nas instalações da UFU. Esta última foi a opção feita por este trabalho. Maiores informações sobre este equipamento, caracterizado por um transformador monofásico, são fornecidas na Tabela 4.2.

Visando avaliar possíveis influências do tanque do transformador, foram conduzidos dois conjuntos de testes a vazio, um com o transformador em sua estrutura original e outro eliminando-se o tanque. Os resultados assim obtidos encontram-se na

mesma tabela acima mencionada. Em consonância com procedimentos tradicionais, objetivando extrair informações sobre seus parâmetros elétricos equivalentes, foi também realizado o correspondente ensaio de curto-circuito, como indicado.

Tabela 4.2 – Ensaio a vazio e em curto-circuito realizados em um transformador monofásico com núcleo de ligas amorfas.

Ensaio de Transformador Monofásico com Núcleo de Ligas Amorfas		
Fabricante	VIJAI	
Nº de Série	133891	
Tensão	AT – 7967 V	
	BT – 240 – 120 V	
Potência	5 kVA	
Peso Estimado	46,24 kg	
Valores Medidos – Ensaio a Vazio com o Transformador Fora do Tanque		
Tensão (V)	Corrente (A)	Potência Ativa (W)
242	0,149	9,9
267	1,49	12,5
270,5	3,46	16,2
Valores Medidos – Ensaio a Vazio com o Transformador Dentro do Tanque		
Tensão (V)	Corrente (A)	Potência Ativa (W)
240	0,124	9
269	1,85	13,7
273	5,85	19,6
276	10,29	48
277	13,8	78,5
279	18,1	112
280	20,3	142
Valores Medidos – Ensaio em Curto-Circuito		
Tensão (V)	Corrente (A)	Potência Ativa (W)
170	0,63	96

A partir dos dados coletados, a Figura 4.6 ilustra a curva de magnetização da liga amorfa utilizada na construção do transformador. Vale destacar que a curva foi devidamente extrapolada para regiões de maior densidade de fluxo magnético, utilizando, para tanto, os resultados obtidos nos ensaios ora mencionados.

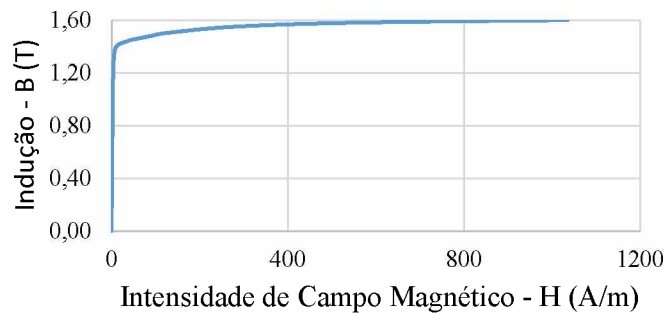


Figura 4.6 – Curva de saturação da liga amorfa.

A Tabela 4.3, por sua vez, sintetiza as principais propriedades físicas da chapa empregada, da relação $B \times H$ e perdas no ferro em função do nível de indução imposto. É importante salientar que os valores extrapolados da Tabela 4.3 foram obtidos por meio das medições constados na Tabela 4.2 e, com o auxílio do programa Excel, foram determinadas as equações que transcrevem o comportamento do material magnético de acordo com a indução de operação.

Tabela 4.3 – Principais características físicas e magnéticas da liga amorfa utilizada.

Principais Características das Ligas Amorfas		
Espessura [mm]	0,025	
Fator de empilhamento – f_{emp} [%]	≥ 84	
Condutividade [MS·m]	0,77	
Relação BxH e Perdas no Ferro em 60 Hz		
Densidade de Fluxo B [T]	Intensidade do Campo Magnético H [A/m]	Perdas no Ferro P_{ferro} [W/kg]
0,00	0,0	0
0,80	2,2	0,045
1,00	2,9	0,065
1,10	3,2	0,085
1,20	3,7	0,11
1,30	5,0	0,15
1,40	30	0,20
1,45	65	0,21
1,47	70	0,22
*1,50	*110	*0,27
*1,53	*220	*0,31
*1,56	*700	*0,60
*1,61	*5012,7	*2,00

*Valores extrapolados.

Uma vez conhecidas as propriedades do material a ser utilizado, procede-se, na sequência, ao pré-projeto físico propriamente dito. Este, em consonância com os termos estabelecidos, encontra-se diretamente afeito ao protótipo de reator saturado *Twin-Tripler* de 3 MVA e tensão de regulação de 36,2 kV.

Através da estratégia e formulação apresentada no Capítulo II desta tese, esta é prontamente estendida aos objetivos aqui postos. Assim procedendo, obtém-se os resultados mostrados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – RNS *Twin-Tripler* com núcleo de ligas amorfas.

Informações Iniciais		
Potência de Regulação (Q_{LT})	[kVA]	3000
Tensão de Regulação (V_{barra})	[kV]	36,2
Frequência de Operação (f)	[Hz]	60
Indução Magnética de Regulação (B_{op})	[T]	1,61
Intensidade de Campo Magnético de Regulação (H_{op})	[A/m]	5012,75
Dimensões dos Núcleos		
Seção Magnética (S_{mag})	[cm ²]	892,51
Seção Geométrica (S_g)	[cm ²]	1062,52
Largura da Coluna (l_c)	[mm]	326
Espessura do Núcleo (e_{nucleo})	[mm]	326
Altura da Janela (h_w)	[mm]	1519,13 (1326,6 < h_w < 1753,3)
Largura da Janela (l_w)	[mm]	217,31 (30,7 < l_w < 289,1)
Comprimento Magnético (l_{mag})	[mm]	2605,7
Peso dos núcleos ($M_{nucleos}$)	[kg]	9461,63
Perdas no Ferro (P_{ferro})	[kW]	19
Dimensões dos Enrolamentos		
Seção Transversal do Condutor (S_{fio})	[mm ²]	29,0
Diâmetro do Condutor (D_{fio})	[mm]	5,8
Número de Espiras da Bobina Principal (N_p)	-	221
Número de Espiras da Bobina Auxiliar (N_a)	-	81
Comprimento da Bobina Principal ($C_{bobina(p)}$)	[m]	432,4
Comprimento da Bobina Auxiliar ($C_{bobina(a)}$)	[m]	115,2
Resistência do Enrolamento Principal (R_p)	[Ω]	0,26
Resistência do Enrolamento Auxiliar (R_a)	[Ω]	0,07
Perdas no Cobre (P_{cu})	[kW]	4,56

Como pode ser observado, o produto final se mostrou com dimensões superiores àquelas dos núcleos de mesma potência concebidos por aço silício de grãos orientados. Como justificativa para tal apresenta-se o fato que, para atingir os níveis de potência

reativa requeridos dos reguladores de tensão a núcleo saturado, os dispositivos constituídos por ligas amorfas requerem maiores dimensões físicas em função dos valores mais reduzidos de H , o que implica, conseqüentemente, em um aumento da relutância magnética por meio do aumento de I_{mag} e, concomitantemente, no aumento do fluxo magnético por meio da diminuição do número de espiras.

A partir das informações acima postas, o processo de análise avança através dos mesmos passos já estabelecidos para os estudos de desempenho utilizados quando das investigações conduzidas para o reator obtido no Capítulo II.

4.6 AVALIAÇÃO COMPUTACIONAL DO DESEMPENHO DO REATOR *TWIN-TRIPLER* COM NÚCLEO DE LIGAS AMORFAS

Em consonância com procedimentos já empregados para as avaliações do comportamento do reator constituído por aço silício, o novo compensador obtido teoricamente é, inicialmente, objeto de simulações no programa FEMM e posteriormente no ATP. As justificativas para o emprego de uma e outra ferramenta já foram esclarecidas, motivo pelo qual não são aqui repetidas.

Iniciando pelo uso do FEMM, é importante lembrar que esta ferramenta de análise se apoia, fundamentalmente nas características geométricas e materiais constituintes dos dispositivos. Ao considerar as ligas amorfas, os estudos estão fundamentados nas propriedades deste material, as quais foram previamente apresentadas na Tabela 4.3.

Quanto às características e dimensões físicas do reator *Twin-Tripler* à base de ligas amorfas, foram adotados os parâmetros construtivos constantes na Tabela 4.4.

Assim procedendo, as figuras 4.7 e 4.8 mostram as densidades de fluxo magnético obtidas de acordo com o valor instantâneo de corrente considerado efetuadas no *software* FEMM.

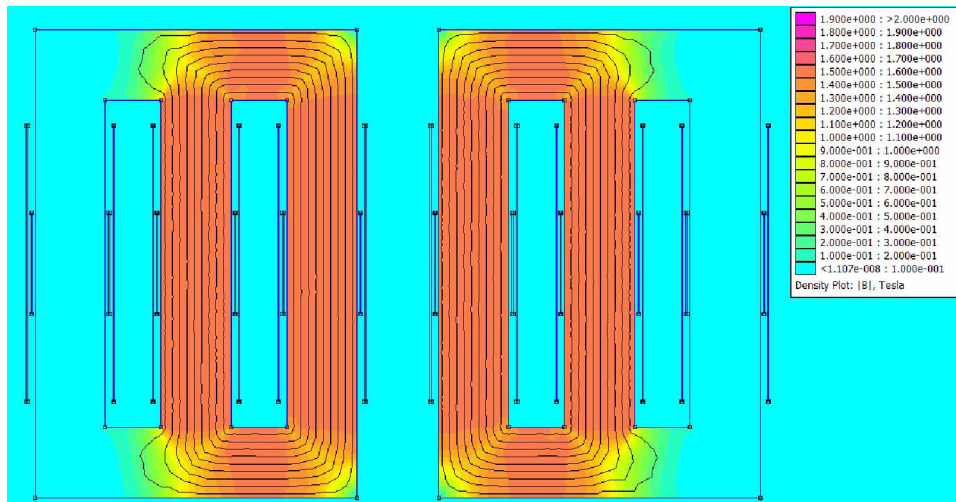


Figura 4.7 – Densidade de fluxo magnético nos núcleos nas condições nominais do sistema elétrico: valor de pico de corrente igual a 3,1 A na fase B, máxima densidade igual a 1,53 T.

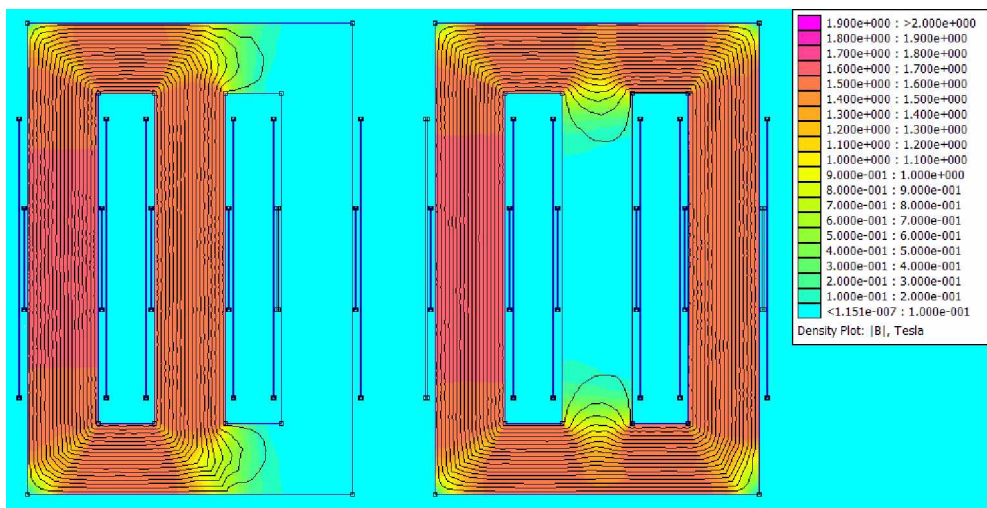


Figura 4.8 – Densidade de fluxo magnético nos núcleos nas condições de sobretensão do sistema elétrico: valor de pico da corrente igual a 67,66 A na fase A, máxima densidade igual a 1,61 T.

A Tabela 4.5 sintetiza as principais informações e parâmetros extraídos dos estudos supra mencionados.

Tabela 4.5 – Resultados obtidos após simulações no programa FEMM.

L_{disp} por fase [mH]	L_o por fase [mH]	Resistência [$m\Omega$]
3,02	8,76	260 (principal) 69,93 (auxiliar)
Tensão de Operação de 34,5 kV		
Densidades de Fluxo Magnético [T]	Valor Eficaz de Corrente [A]	Perdas Estimadas [kW]
1,53	2,19	2,94
Tensão de Operação de 36,2 kV		
Densidades de Fluxo Magnético [T]	Valor Eficaz de Corrente [A]	Perdas Estimadas [kW]
1,61	47,84	23,5

No que tange aos níveis de tensões considerados para as respectivas simulações no programa FEMM, estas foram simuladas através de suas correspondentes correntes injetadas, como é a prática do referido simulador. Esta consideração foi baseada no fato que, para a tensão de 34,5 kV, a corrente drenada pelo reator foi estimada em 2,19 A, enquanto que a corrente de regulação para a tensão igual a 36,2 kV foi adotada como 47,8 A.

Uma vez obtidas as informações requeridas pelo simulador ATP, nos termos da modelagem implementada para o reator saturado, as simulações foram conduzidas de forma a observar as formas de onda e valores eficazes das correntes, bem como seu espectro harmônico, perdas totais e fluxos correspondentes em ambas as condições de tensão imposta nos terminais de entrada do reator. Dessa forma, os resultados obtidos após as simulações computacionais são evidenciados nas figuras a seguir, enquanto que as respectivas magnitudes podem ser encontradas na Tabela 4.6.

De um modo geral, tanto nas figuras como na tabela, pode-se constatar que os resultados obtidos para o reator em pauta são correlacionados com o correspondente

reator constituído por aço silício. Isto permite uma pronta comparação entre os desempenhos, evidenciando, assim, as distinções entre o funcionamento dos dois produtos. Tendo em vista procedimentos clássicos, as distorções das correntes utilizaram como valor base a corrente nominal do reator.

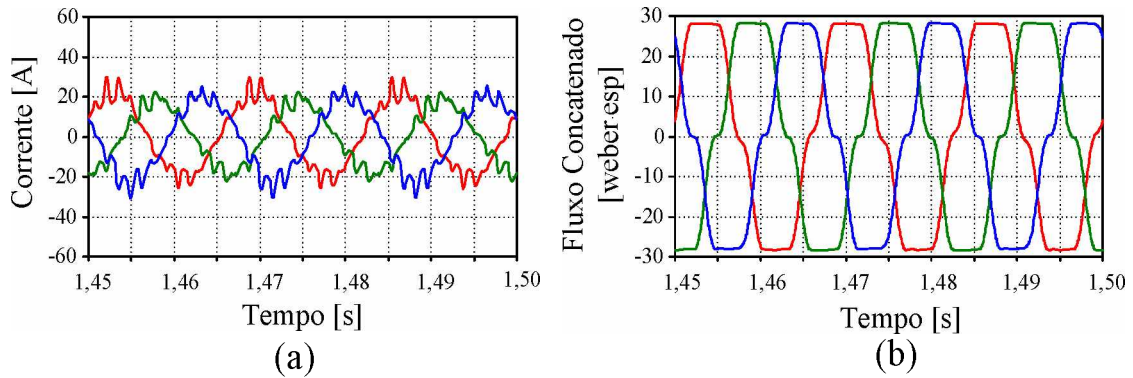


Figura 4.9 – Formas de onda para a condição de tensão de 34,5 kV imposta nos terminais de entrada do RNS com núcleo de aço silício: (a) correntes e (b) fluxos concatenados.

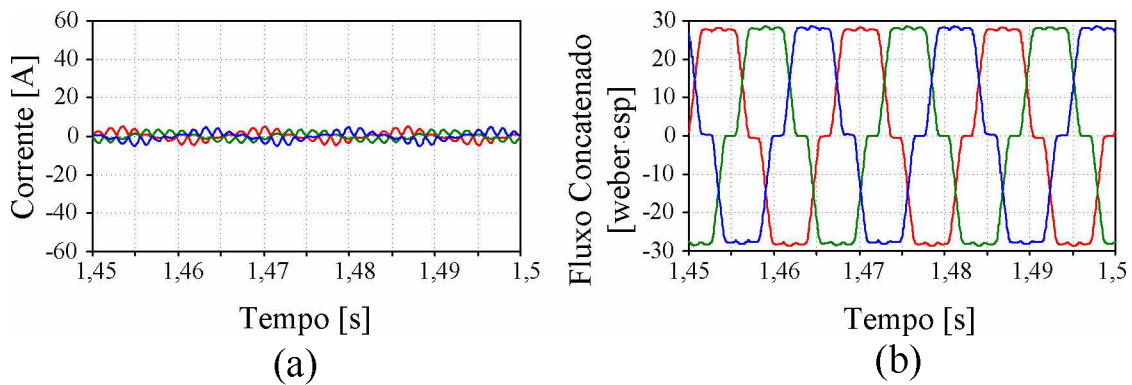


Figura 4.10 – Formas de onda para a condição de tensão de 34,5 kV imposta nos terminais de entrada do RNS com núcleo de ligas amorfas: (a) correntes e (b) fluxos concatenados.

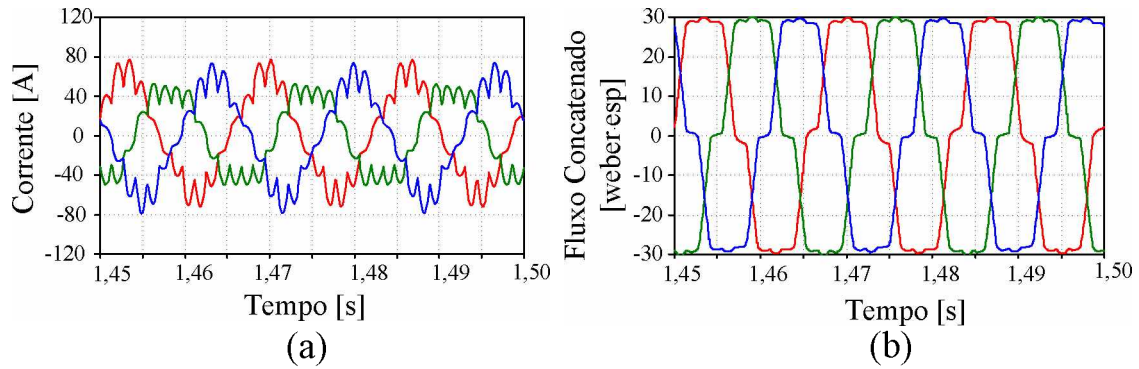


Figura 4.11 – Formas de onda para a condição de tensão de 36,2 kV imposta nos terminais de entrada do RNS com núcleo de aço silício: (a) correntes e (b) fluxos concatenados.

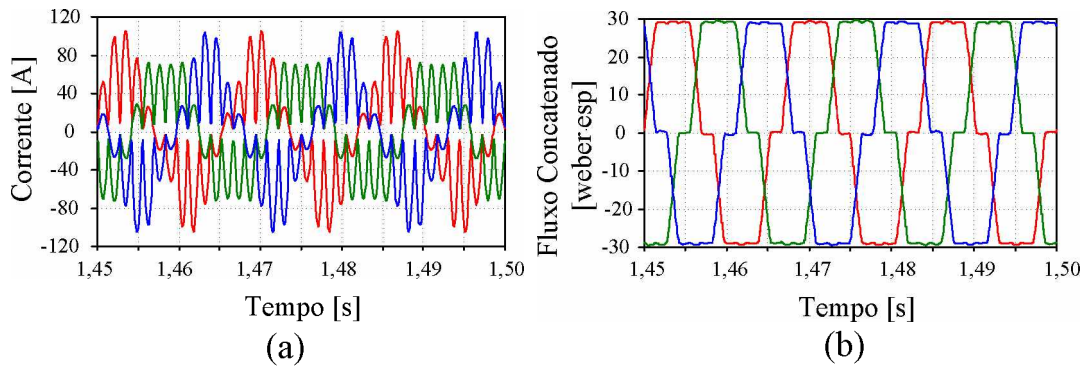


Figura 4.12 – Formas de onda para a condição de tensão de 36,2 kV imposta nos terminais de entrada do RNS com núcleo de ligas amorfas: (a) correntes e (b) fluxos concatenados.

Tabela 4.6 – Resultados obtidos através do simulador ATP.

34,5 kV			
Grandezas	Unid.	Ligas Amorfas	Aço Silício GO
Tensão de Regulação (V_{barra})	[kV]	34,5	34,5
Corrente	[A]	2,12	14,86
Perdas Totais	[kW]	3,03	72,12
DHT ₁ %	[%]	2,41	5,64
Fluxo Concatenado na Espira Principal	[weber]	28,26	28,35
36,2 kV			
Grandezas	Unid.	Ligas Amorfas	Aço Silício GO
Tensão de Regulação (V_{barra})	[kV]	36,2	36,2
Corrente	[A]	45,4	41,6
Perdas Totais	[kW]	25,16	187,97
DHT ₁ %	[%]	36,0	17,0
Fluxo Concatenado na Espira Principal	[weber]	29,4	29,9

Diante dos resultados evidenciados pelas figuras e Tabela 4.6, nota-se que o uso das ligas amorfas traz a perspectiva de se obter um regulador do tipo reator a núcleo saturado com as seguintes características:

- A corrente consumida pelo equipamento, sob condições nominais de tensão do sistema, se apresenta com valores eficazes significativamente inferiores (5% da corrente de regulação) àqueles associados com o dispositivo a aço silício (31% da corrente de regulação). Esta redução se justifica pela drástica diminuição das perdas no ferro, o que não prejudica, portanto, a sua capacidade de regulação de tensão;
- Diante da diminuição considerável das perdas no ferro, é esperado que o regulador apresente menores elevações de temperatura para a mesma potência nominal de regulação, enquanto que, nas situações de não regulação, a temperatura de operação será ainda menor em comparação ao equipamento a aço silício devido à redução da corrente consumida. A título de comparação, quando da atuação em sua potência plena, o equipamento com núcleo magnético à base de ligas amorfas apresenta perdas da ordem de 0,9% da potência reativa absorvida, enquanto que, o emprego do aço silício conduz esta grandeza para 7,2%;
- Quanto as distorções harmônicas de corrente produzidas pelo reator a núcleo saturado, utilizando por base a corrente nominal do equipamento, o dispositivo constituído por ligas amorfas se apresenta, na condição de plena potência, com aproximadamente 36%, enquanto que o equipamento construído com aço silício produziu uma correspondente grandeza de aproximadamente 17%.

Esta particularidade, conforme já foi explorado no texto, encontra sustentação no fato que a curva de saturação das ligas amorfas possui uma não-linearidade mais acentuada do que àquela observada no aço silício.

Diante dos fatores ora apresentados, constata-se que o regulador sob foco constituído por ligas amorfas possui a tendência a produzir maiores distorções harmônicas de corrente para a rede elétrica, podendo afetar diretamente na tensão fornecida aos consumidores. Por outro lado, ao verificar a redução do consumo de corrente no momento em que o equipamento não atua na regulação de tensão, nota-se uma maior liberação da capacidade de transporte de potência para as linhas de transmissão, o que resulta em uma maior eficiência do dispositivo regulador de tensão.

4.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O capítulo procurou, num primeiro momento, apresentar os principais conceitos associados com os denominados materiais cristalinos e amorfos. Estas considerações de cunho teórico se apresentam como fundamentos relevantes para uma melhor compreensão da natureza dos materiais em foco e respectivos desempenhos quando da composição dos equipamentos finais, permitindo, assim, o estabelecimento das bases para a concepção de reatores a núcleo saturado mais eficientes.

Para a caracterização das ligas amorfas, foram consideradas as informações encontradas nos catálogos fornecidos pelo fabricante e ensaios realizados em um transformador monofásico disponível para testes. Como esperado, ao estabelecer a curva

de saturação para a realização do projeto físico e implementação computacional do reator, foi constatado que a intensidade de campo H , para as ligas amorfas, é normalmente muito inferior àquela observada no aço silício, mesmo estando o material nos limiares de sua saturação. Como consequência desta propriedade, compreende-se que as dimensões físicas do equipamento constituído por ligas amorfas são superiores ao equivalente a aço silício, visto que é necessário alcançar a mesma potência de regulação para o mesmo nível de sobretensão imposto pelo sistema.

Feitas tais considerações, procedeu-se a aplicação da metodologia de projeto e o emprego das ferramentas FEMM e ATP, cada qual requerendo modelos computacionais nos termos propostos e implementados nos capítulos precedentes. Para fins do presente trabalho, foram contemplados dois reatores saturados, um constituído por núcleo magnético de ligas amorfas e outro a aço silício. Ambos baseados nas características requeridas para o protótipo em escala real previamente detalhado.

Apesar de todos os atrativos concernentes ao emprego dos materiais amorfos, é preciso considerar igualmente as desvantagens da utilização destes. Neste contexto, somado a constatação já ressaltada quando as dimensões maiores para os equipamentos assim constituídos, um ponto meritório de destaque refere-se ao seu elevado grau de dureza, fato este que dificulta o processo de laminação e torna as espessuras das lâminas variáveis, o que requer, consequentemente, uma técnica avançada e perícia para o corte do material. Este fator também limita as possibilidades de fabricação de núcleos magnéticos, pois restringe as dimensões físicas, o que pode inviabilizá-los para determinados níveis de potência. Outro aspecto desvantajoso verificado pelas simulações computacionais foi o aumento dos níveis de distorções harmônicas de corrente durante o processo de regulação de tensão, sendo isto justificado pela maior intensidade da não linearidade das ligas amorfas frente ao aço silício. No entanto, sabe-se que o reator

saturado, como parte do compensador completo, atua em conjunto com um banco de capacitores. Este componente certamente serve como atenuador para as distorções harmônicas de corrente injetadas para o sistema, quer seja ele um simples banco ou como parte integrante da composição de filtros passivos.

No que tange a expressiva redução no consumo de corrente e nas perdas no ferro, esta propriedade se apresenta como uma contrapartida relevante quando se considera os custos iniciais atrelados com o equipamento constituído pelas ligas amorfas.

À luz das constatações feitas e visando uma análise de desempenho dos dois tipos de reatores diante de situações com maior identificação com a realidade dos sistemas elétricos, procede-se, no capítulo seguinte, a inserção destes reguladores numa rede elétrica típica sujeita a fenômenos que conduzam ao processo de regulação ora pretendido. Nestes termos, há de se reconhecer que os estudos avaliativos passam a compreender o funcionamento dos dispositivos sob condições distintas daquelas aqui contempladas, as quais se basearam na imposição de tensões com valores e padrões pré-definidos.

ANÁLISE COMPARATIVA DOS COMPENSADORES A AÇO SILÍCIO E LIGAS AMORFAS NUMA REDE DE DISTRIBUIÇÃO

5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Estudos iniciais, associados com o funcionamento e o estabelecimento de bases comparativas entre dois reatores a núcleo saturado tipo *Twin-Tripler* foram contemplados anteriormente sob condições específicas e atreladas com a operação dos dispositivos sob a imposição de tensões. Dentro deste contexto, os resultados enfatizaram e ratificaram as expectativas vinculadas com a utilização de um e outro material, todavia, investigações sobre as características operacionais quando da inserção dos reguladores numa rede elétrica típica, se apresentam como pontos ainda merecedores de destaque. Isto se deve,

sobremaneira, ao fato que, o funcionamento com tensão imposta permite avaliar a operação isolada dos reguladores sem qualquer interação entre uma rede real e os reatores nela instalados.

De fato, para as aplicações em campo, a situação real existente passa, necessariamente, por um processo que envolve um conjunto de variáveis que se interagem e, a vista desta questão, este capítulo encontra-se centrado no estabelecimento da topologia e parametrização de uma rede de distribuição junto a qual são inseridos, separadamente, dois compensadores a núcleo saturado, sendo um constituído por um RNS a aço silício e outro por um de ligas amorfas. As análises apresentadas consideram a atuação dos dois tipos de RNS dentro do contexto do compensador completo, isto é, a atuação do reator em paralelo com um banco de capacitores, cujas finalidades e determinação das respectivas potências já foram devidamente exploradas no Capítulo II desta tese. Além disso, é importante ressaltar que estes capacitores podem atuar tanto para manter os níveis de tensão dentro dos limites aceitáveis como também filtrar determinadas harmônicas produzidas pelo reator, impedindo que estas sejam injetadas no sistema elétrico.

A partir desta situação, torna-se factível a análise do processo da regulação da tensão diante da manifestação de fenômenos anômalos frequentemente existentes nos complexos elétricos. Avaliando, comparativamente, o funcionamento das duas propostas de dispositivos reguladores, são então obtidas informações mais consistentes com as expectativas aplicáveis aos reguladores de tensão a núcleo saturado. À luz destas premissas, adota-se um arranjo elétrico típico em que são inseridos os CERNs constituídos pelos reatores sob foco, os quais são implementados no programa ATP.

Através de estudos associados com variações bruscas do carregamento do alimentador, são então produzidos os fenômenos a que se destinam os reguladores ora considerados.

Ao final das simulações, as respostas de desempenho do complexo elétrico e dos compensadores são prontamente obtidas, cujas informações associadas com a eficácia do processo do restabelecimento das tensões, consumos de potências reativas, perdas, distorções harmônicas, dentre outras grandezas, conduzem a uma base para o estabelecimento de termos comparativos entre o funcionamento das duas propostas, nos termos aqui requeridos.

5.2. SISTEMA TESTE

A Figura 5.1 ilustra o sistema elétrico implementado no ATP juntamente com o modelo do CERNS constituído por um reator *Twin-Tripler* e banco de capacitores. Este sistema se apresenta com uma topologia típica de um ramal de um complexo de distribuição, no qual constata-se a presença da fonte geradora, impedância de curto-circuito, transformadores, linhas de transmissão e cargas. Cada um destes componentes presentes na rede elétrica possui modelos prontamente disponibilizados na biblioteca de recursos do programa ATP, dispensando, portanto, maiores detalhes.

Quanto ao modelo computacional do RNS *Twin-Tripler*, este se apresenta consonante com a proposição feita e implementada nos capítulos III e IV, ressaltando-se o fato de que os trabalhos contemplam distintamente dois reatores, ambos possuindo as mesmas propriedades quanto a capacidade de regulação, todavia, cada qual constituído

pelos já mencionados materiais para a composição de suas estruturas magnéticas. A determinação dos parâmetros necessários à especificação do banco de capacitores foi feita por meio do aplicativo descrito no Capítulo II desta tese. A partir da definição da potência deste componente, tendo em mente que as harmônicas de corrente produzidas pelo reator são predominantemente caracterizadas pelas ordens 11 e 13, foram então estabelecidos os filtros harmônicos de 12ª ordem, contando, para tanto, com os equacionamentos clássicos para tais fins, como em [66].

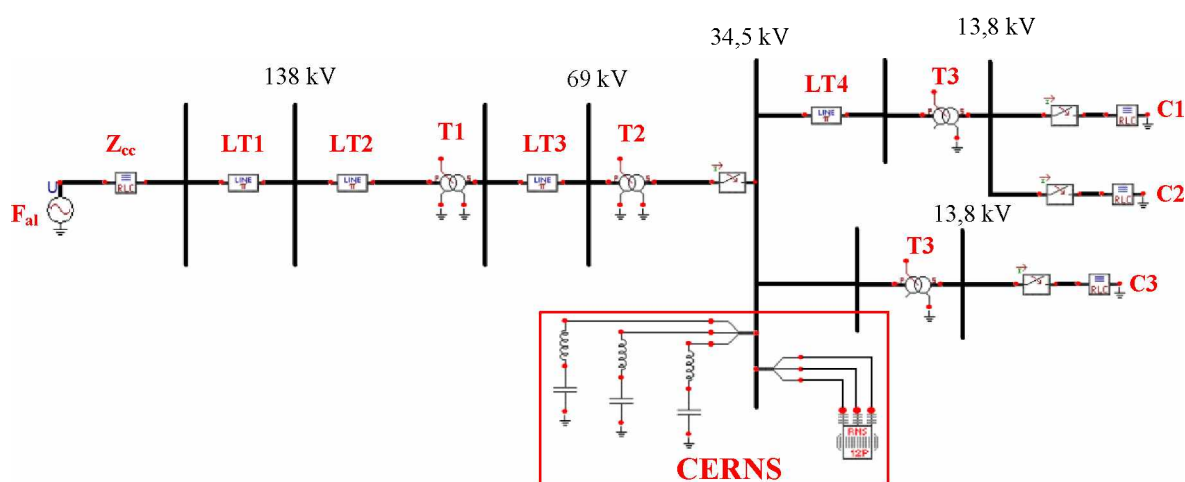


Figura 5.1 – Sistema elétrico implementado.

Todos os parâmetros utilizados para os componentes da rede elétrica e do CERNS estão evidenciados na Tabela 5.1. Um aspecto meritório de destaque refere-se ao valor utilizado para o fator de potência adotado para a carga $C2$. Como se observa, este se apresenta bastante inferior às grandezas típicas praticadas, todavia, tal opção foi feita a fim de enfatizar os efeitos do processo da compensação de reativos visto que, em assim sendo, o regulador será mais exigido.

Capítulo V – ANÁLISE COMPARATIVA DO DESEMPENHO DE REATORES A NÚCLEO SATURADO NUMA REDE DE DISTRIBUIÇÃO

Tabela 5.1 – Parâmetros da rede elétrica e do CERNs.

Parâmetros do Sistema Elétrico		
Fonte de Alimentação F_{al}	Tensão Nominal [kV]	138
Nível de Curto-Circuito Z_{cc}	Potência [MVA]	200
Transformador T1	Potência Nominal [MVA]	20
	Impedância [%]	10,36
	Nível de Tensão [kV]	138/69
	Ligações	Y/Y (neutros aterrados)
Transformador T2	Potência Nominal [MVA]	10
	Impedância [%]	10,26
	Nível de Tensão [kV]	69/34,5
	Ligações	Y/Y (neutros aterrados)
Transformador T3	Potência Nominal [MVA]	4
	Impedância [%]	0,34
	Nível de Tensão [kV]	34,5/13,8
	Ligações	Δ /Y (neutro aterrado)
Linha de Transmissão LT1	Resistência por fase [Ω /km]	0,0017
	Indutância por fase [mH/km]	0,152
	Capacitância por fase [μ F/km]	0,0011
	Distância [km]	1000
Linha de Transmissão LT2	Resistência por fase [Ω /km]	0,0251
	Indutância por fase [mH/km]	0,223
	Capacitância por fase [μ F/km]	0,00167
	Distância [km]	100
Linha de Transmissão LT3	Resistência por fase [Ω /km]	0,099
	Indutância por fase [mH/km]	0,6034
	Capacitância por fase [μ F/km]	0,0048
	Distância [km]	100
Linha de Transmissão LT4	Resistência por fase [Ω /km]	0,0839
	Indutância por fase [mH/km]	0,2732
	Capacitância por fase [μ F/km]	0,0031
	Distância [km]	100
Carga C1	Potência [MVA]	1,67
	Fator de Potência	0,85
Carga C2	Potência [MVA]	0,63
	Fator de Potência	0,41
Carga C3	Potência [MVA]	0,16
	Fator de Potência	0,98
Parâmetros do CERNs		
Banco de Capacitores	Capacitância por fase [μ F]	1,337
Filtros Passivos de 12ª Ordem	Indutância por fase [mH]	36,55
Reator <i>Twin-Tripler</i>	Potência Nominal [MVA]	3,0
	Tensão Nominal [kV]	36,2

5.3. ESTUDOS DE CASOS

Para fins da análise de desempenho, os estudos aqui apresentados e discutidos compreendem as situações abaixo caracterizadas, cada qual atrelada com um processo sequencial de mudança brusca do carregamento, sem e com a inserção dos compensadores aqui referidos:

- Caso 1 – Operação do sistema sem dispositivo regulador de tensão;
- Caso 2 – Operação do sistema com o compensador à base de um RNS *Twin-Tripler* constituído por aço silício GO;
- Caso 3 – Operação do sistema com o com o compensador à base de um RNS *Twin-Tripler* constituído por ligas amorfas.

Para todos os casos analisados, as simulações foram efetuadas à luz de três particularidades operacionais, a saber:

- Sistema com carregamento pesado – todas as cargas conectadas;
- Sistema com carregamento médio – cargas C2 e C3 conectadas e carga C1 desligada;
- Sistema com carregamento leve – cargas C1 e C2 desligadas e carga C3 conectada.

Em consonância com o exposto, num primeiro momento, compreendido entre $t=0$ até 0,8 segundos, o sistema se encontra com todas as cargas conectadas no barramento de 13,8 kV. No instante de 0,8 segundos, a carga C1 é desligada e as restantes permanecem conectadas, caracterizando o carregamento médio do sistema. Na sequência, no instante de 1,5 segundos ocorre o desligamento da carga C2, permanecendo, desta forma, apenas 20% do montante inicial conectado à rede. Este valor se apresenta atrelado com o suprimento da carga remanescente C3. O período total admitido para a realização das simulações foi de 2 segundos. O barramento adotado para a realização das análises e observação dos níveis de tensão e corrente foi o de 34,5 kV, visto ser este o local onde o compensador é inserido.

Dentro das condições postas, as formas de onda das tensões do barramento de 34,5 kV e respectivas correntes no alimentador são evidenciadas nas subseções seguintes, assim como também os seus correspondentes valores eficazes e níveis de distorções harmônicas. De forma complementar, após as discussões específicas de cada caso, os resultados são sintetizados na forma de uma tabela que permite uma pronta correlação entre os valores das grandezas, e ainda, uma avaliação das perdas totais e fluxos concatenados nas espiras principais.

5.3.1 Caso 1: Desempenho do Sistema sem Compensador

A Figura 5.2 mostra as formas de onda das tensões no barramento de 34,5 kV e as correntes no respectivo alimentador ao longo de todo período de simulação, sendo possível identificar o instante em que ocorre cada estágio de desligamento das cargas C1

e C2. De forma mais detalhada, a Figura 5.3 ilustra as formas de onda das tensões para os três estágios de carregamento, enquanto que a Figura 5.4 evidencia as correntes correspondentes. Os valores eficazes e os níveis de DTT% e DHT₁% encontrados para o sistema na ausência do compensador são também indicados nas legendas das figuras. Neste particular, os valores percentuais das distorções harmônicas de corrente foram determinados tomando por base o valor da componente fundamental, enquanto que as grandezas correspondentes para as distorções de tensão consideram a tensão nominal do barramento sob análise (34,5 kV). Ainda, observa-se neste caso que os pequenos valores encontrados para os indicadores de distorção estão vinculados tão apenas com a inclusão das não-linearidades dos circuitos magnéticos dos transformadores.

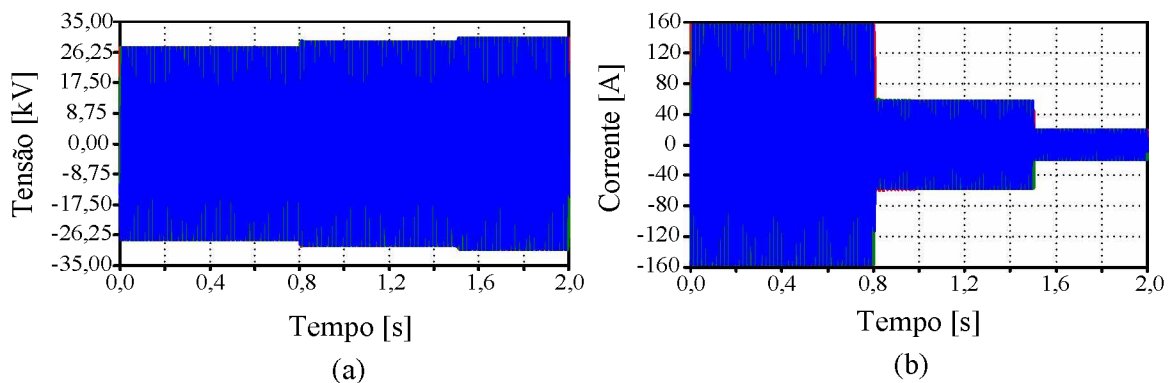


Figura 5.2 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 1: sistema sem regulador de tensão.

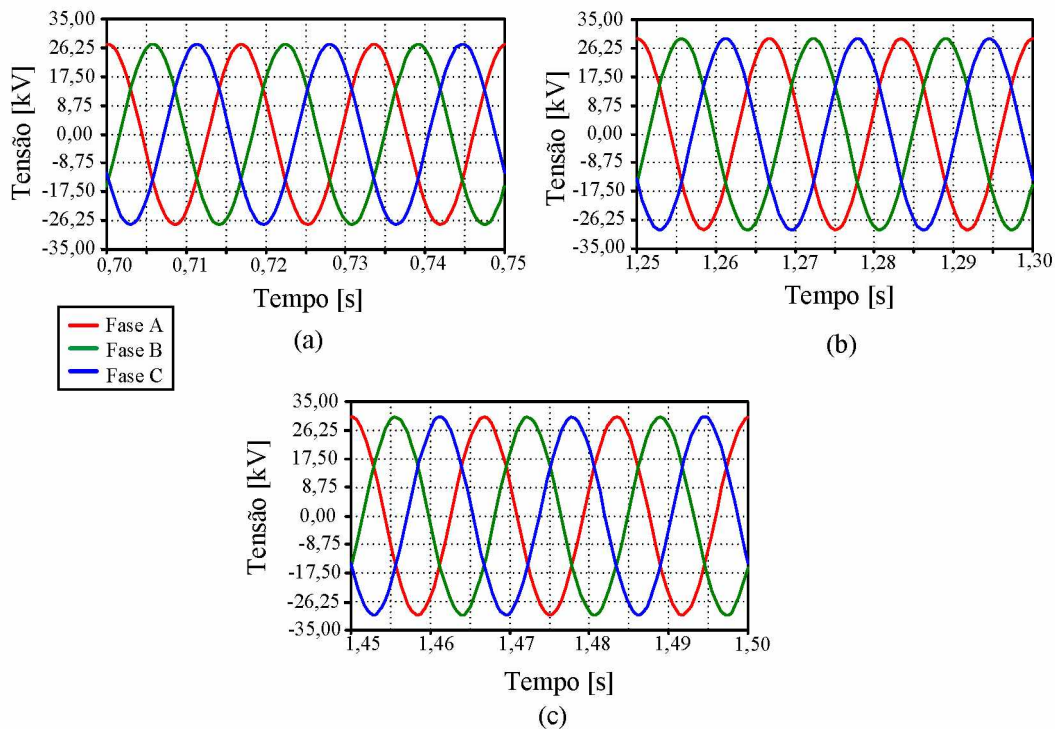


Figura 5.3 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 1: (a) carregamento pesado – $V = 33,6 \text{ kV}$ (0,97 pu), $\text{DTT}\% = 0,035$; (b) carregamento médio – $V = 35,7 \text{ kV}$ (1,035 pu), $\text{DTT}\% = 0,145$; (c) carregamento leve – $V = 36,9 \text{ kV}$ (1,07 pu), $\text{DTT}\% = 0,61$.

Nota-se pela Figura 5.3 que, para as condições de carregamento pesado e médio, o nível de tensão no barramento de 34,5 kV não viola os limites admissíveis pelas leis vigentes, apesar de o valor eficaz das formas de onda não serem iguais ao valor nominal adotado. Por outro lado, quando ocorre o desligamento das cargas C1 e C2, caracterizando assim o carregamento leve do sistema, o valor eficaz da forma de onda da tensão ultrapassa o valor máximo permitido de 5% de sobretensão, (1,05 pu). Sendo assim, faz-se necessário a utilização de um regulador de tensão no barramento de 34,5 kV, de forma a enquadrar a tensão dentro dos limites aceitáveis e diminuir as variações dos valores eficazes provocadas pelas mudanças de carregamento.

A Figura 5.4 mostra os detalhes das correntes no alimentador analisado em cada estágio de carregamento do sistema, ratificando assim as variações apresentadas nas tensões do barramento.

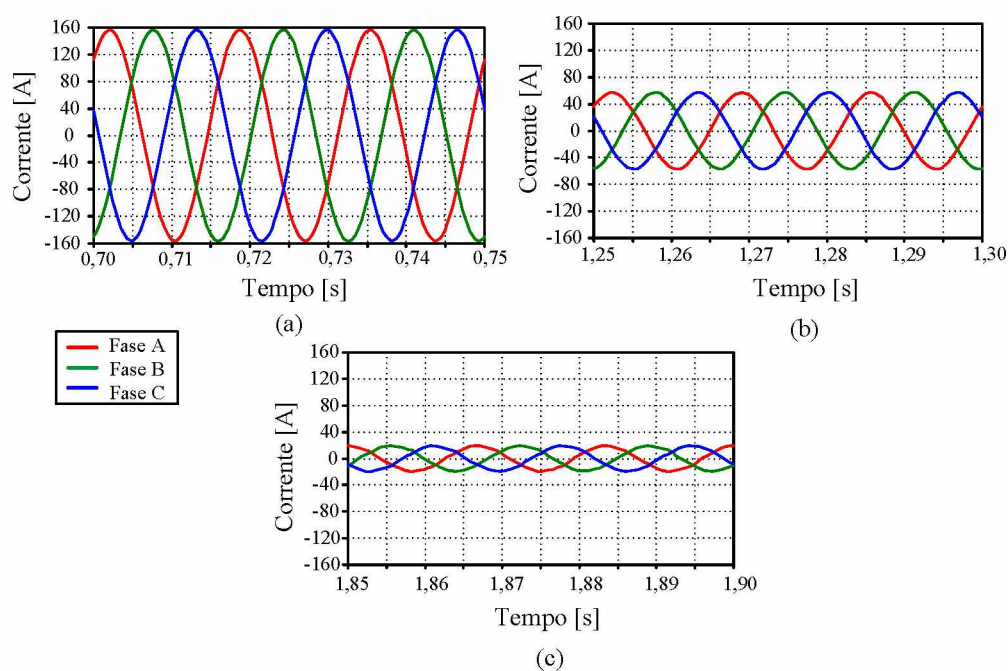


Figura 5.4 – Detalhes das correntes no alimentador - Caso 1: (a) carregamento pesado – $I=111$ A e $DHT_I\%=0,1$; (b) carregamento médio – $I=40,3$ A e $DHT_I\%=0,34$; (c) carregamento leve – $I=13,5$ A e $DHT_I\%=3,35$.

5.3.2 Caso 2: Desempenho do Sistema com Compensador a Núcleo de Aço Silício

Analisando primeiramente o desempenho do compensador constituído por um reator *Twin-Tripler* a aço silício, as figuras a seguir mostram os resultados encontrados

para as formas de onda das tensões e correntes no alimentador sob análise, bem como as respectivas distorções harmônicas.

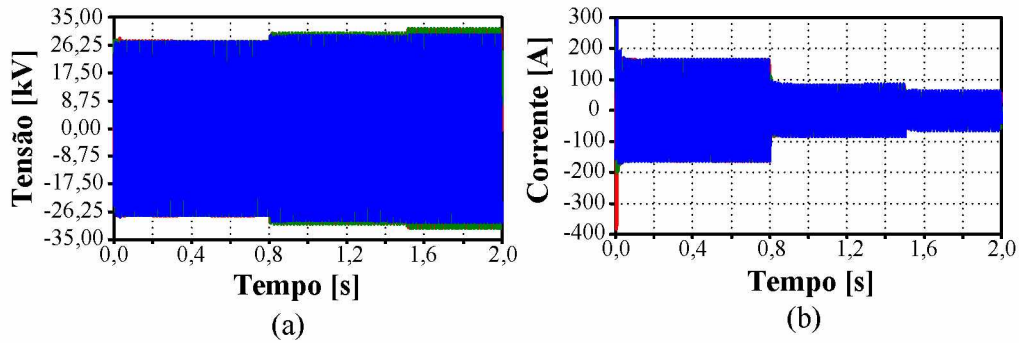


Figura 5.5 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 2: sistema com regulador de tensão constituído por um RNS a aço silício.

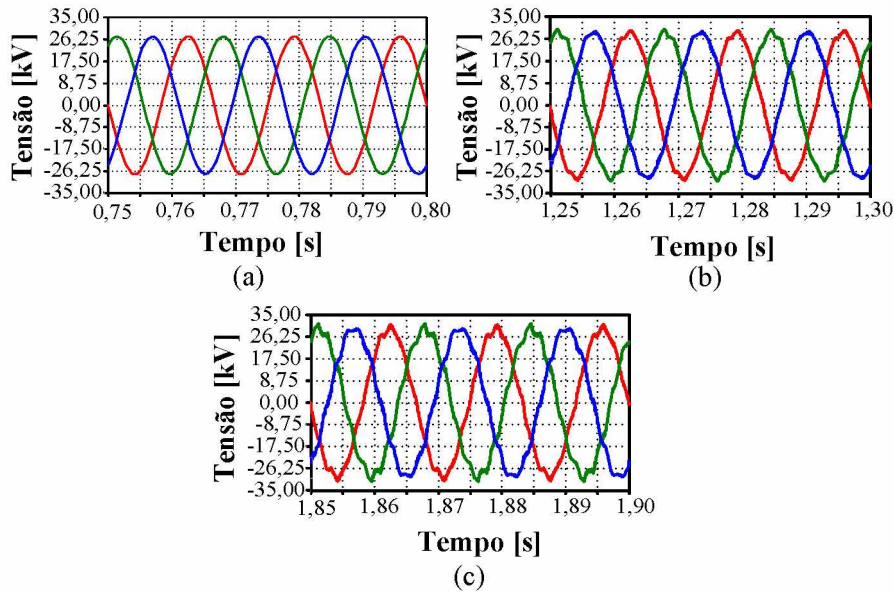


Figura 5.6 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 2: (a) carregamento pesado – $V = 33,53$ kV (0,97 pu), $DTT\% = 0,46$; (b) carregamento médio – $V = 35,18$ kV (1,02 pu), $DTT\% = 2,54$; (c) carregamento leve – $V = 35,93$ kV (1,041 pu), $DTT\% = 4,06$.

Diante dos três estágios de carregamento do sistema, percebe-se que os níveis de tensão não violam os limites aceitáveis pelas leis vigentes, sendo esta análise válida

também para as distorções harmônicas de tensão. Vale, todavia, ressaltar que o DTT% aumenta à medida que o reator avança em seu estado de saturação, conforme seria esperado para este tipo de equipamento.

Quanto aos detalhes das correntes observadas no alimentador para cada estágio de carregamento do sistema, estes podem ser verificados por meio da Figura 5.7.

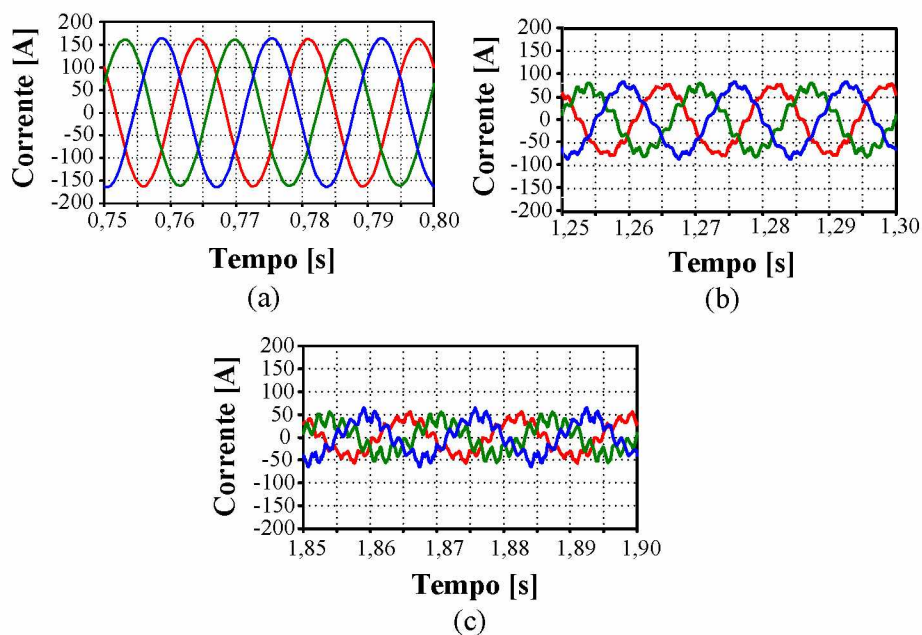


Figura 5.7 – Detalhes das formas de onda das correntes no alimentador – Caso 2: (a) carregamento pesado – $I = 114,45$ A, $DHT_1\% = 0,57$; (b) carregamento médio – $I = 52,7$ A, $DHT_1\% = 8,77$; (c) carregamento leve – $I = 31,9$ A, $DHT_1\% = 24,2$.

Nota-se pela Figura 5.7 que, à medida que a corrente vai sendo reduzida, há, concomitantemente, um aumento das distorções, fato este atribuído a ação do reator saturado do regulador de tensão, que passa a ser mais exigido. Além disso, percebe-se que, apesar do aumento da saturação do RNS devido à tensão estabelecida pelo banco de capacitores, a corrente não se eleva na mesma proporção, pois os elementos capacitivos fornecem parte da energia reativa requerida pelo reator.

As correntes drenadas pelo reator em cada estágio de carregamento do sistema podem ser verificadas na Figura 5.8, as quais consolidam as análises até aqui efetuadas.

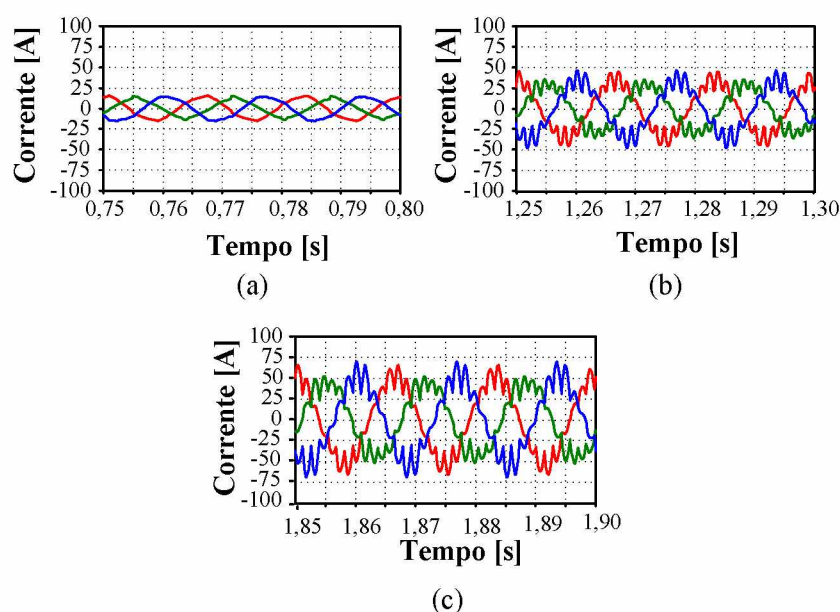


Figura 5.8 – Detalhes das formas de onda das correntes do RNS – Caso 2: (a) carregamento pesado – $I = 10,25 \text{ A}$ (0,21 pu), $\text{DHT}_1\% = 1,5$; (b) carregamento médio – $I = 25,82 \text{ A}$ (0,54 pu), $\text{DHT}_1\% = 12$; (c) carregamento leve – $I = 38,91 \text{ A}$ (0,81 pu), $\text{DHT}_1\% = 14,2$.

5.3.3 Caso 3: Desempenho do Sistema com Compensador a Núcleo de Ligas Amorfás

Considerando neste momento a inserção de um CERNs constituído por um RNS à base de ligas amorfas, as figuras 5.9 e 5.10 ilustram os resultados correspondentes ao desempenho do respectivo regulador no barramento sob análise.

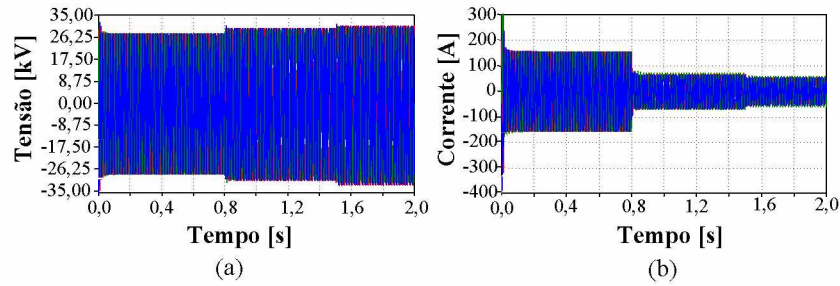


Figura 5.9 – (a) Tensões no barramento de 34,5 kV e (b) correntes no alimentador - Caso 2: sistema com regulador de tensão constituído por um RNS a ligas amorfas.

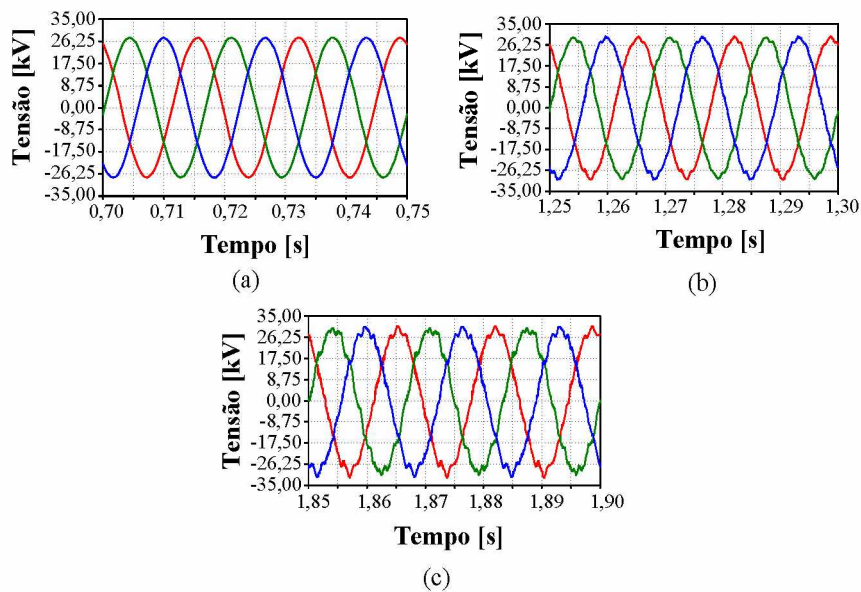


Figura 5.10 – Detalhes das tensões do barramento de 34,5 kV- Caso 3: (a) carregamento pesado – $V = 33,83$ kV (0,98 pu), DTT% = 0,14; (b) carregamento médio – $V = 35,53$ kV (1,03 pu), DTT% = 2,12; (c) carregamento leve – $V = 36,07$ kV (1,045 pu), DTT% = 4,28.

Percebe-se pelas figuras 5.9 e 5.10 que o regulador em pauta mantém os níveis de tensão e de distorção harmônica dentro dos limites aceitáveis, tendo então um desempenho satisfatório para as condições de operação do sistema. Os filtros harmônicos projetados para a 12^a ordem atenuam as harmônicas de 11^a e 13^a ordem produzidas pelo reator, viabilizando a aplicação das ligas amorfas para a fabricação de compensadores desta natureza.

As figuras 5.11 e 5.12 mostram o comportamento das formas de onda das correntes observadas no alimentador sob análise e nos terminais do RNS com núcleo de ligas amorfas, respectivamente.

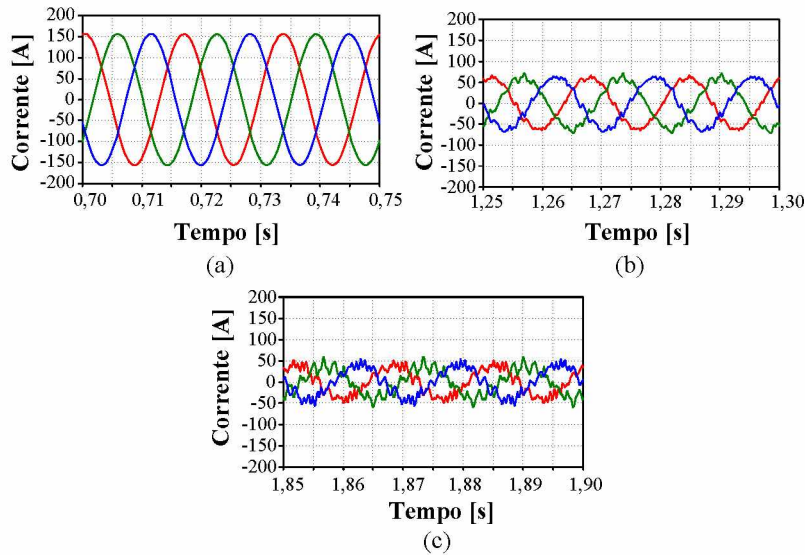


Figura 5.11 – Detalhes das formas de onda das correntes no alimentador - Caso 3: (a) carregamento pesado – $I = 110,19$ A, $DHT_1\% = 0,15$; (b) carregamento médio – $I = 44,01$ A, $DHT_1\% = 8,28$; (c) carregamento leve – $I = 29,32$ A, $DHT_1\% = 26,2$.

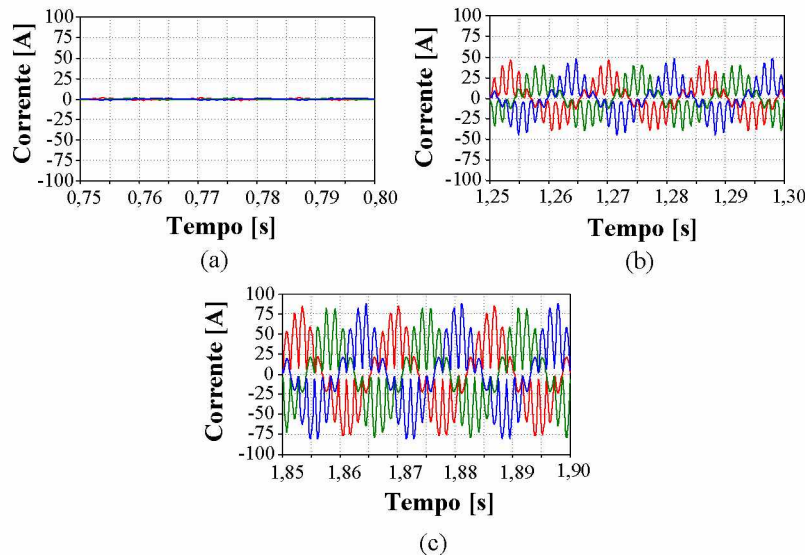


Figura 5.12 – Detalhes das formas de onda das correntes do RNS – Caso 3: (a) carregamento pesado – $I = 0,66$ A (0,014 pu), $DHT_1\% = 0,62$; (b) carregamento médio – $I = 17,85$ A (0,37 pu), $DHT_1\% = 20,9$; (c) carregamento leve – $I = 40,45$ A (0,85 pu), $DHT_1\% = 39,12$.

Analisando os valores eficazes das correntes e as distorções harmônicas correspondentes, os resultados mostram o alívio significativo no consumo de corrente pelo compensador quando este deve permanecer inerte ou atuar como elevador de tensão. Em contrapartida, quando o CERNs opera na condição de redutor da tensão do barramento, é estabelecida uma forte saturação no RNS com núcleo de ligas amorfas, proporcionando a regulação almejada por meio do aumento brusco do consumo de corrente deste equipamento.

5.3.4 Análise Comparativa dos Resultados Obtidos Computacionalmente para os Casos Estudados

Diante das análises realizadas para os três casos considerados, através da Tabela 5.2 é possível observar, comparativamente, o desempenho das soluções apresentadas para a regulação do nível de tensão no barramento em foco e dos reatores saturados. Ressalta-se que os valores indicados foram obtidos computacionalmente através da plataforma ATP.

Tabela 5.2 – Resultados das simulações.

Carregamento Pesado			
Grandezas	Caso 1 – Sistema sem Compensador	Caso 2 – CERNs Aço Silício	Caso 3 – CERNs Ligas Amorfas
Tensão do Barramento [kV]	33,6	33,53	33,83
Corrente no Alimentador [A]	111	114,45	110,19
Corrente do RNS [A]	-	10,25	0,66
DTT%	0,035	0,46	0,14
Perdas Totais[kW]	-	24,36	0,38
Perdas no Cobre [kW]	-	0,159	0,000862
Perdas no Ferro [kW]	-	24,202	0,377
Fluxo Concatenado [weber·esp.]	-	28,22	28,29

Tabela 5.2 – Resultados das simulações.

Carregamento Médio			
Grandezas	Caso 1 – Sistema sem Compensador	Caso 2 – CERNs Aço Silício	Caso 3 – CERNs Ligas Amorfás
Tensão do Barramento [kV]	35,7	35,18	35,53
Corrente no Alimentador [A]	40,3	52,7	44,01
Corrente do RNS [A]	-	25,82	17,85
DTT%	0,145	2,54	2,12
Perdas Totais[kW]	-	128,87	7,1
Perdas no Cobre [kW]	-	1,011	0,631
Perdas no Ferro [kW]	-	127,863	6,45
Fluxo Concatenado [weber·esp.]	-	28,96	29,15
Carregamento Leve			
Grandezas	Caso 1 – Sistema sem Compensador	Caso 2 – CERNs Aço Silício	Caso 3 – CERNs Ligas Amorfás
Tensão do Barramento [kV]	36,9	35,93	36,07
Corrente no Alimentador [A]	13,5	31,9	29,32
Corrente do RNS [A]	-	38,94	40,45
DTT%	0,61	4,06	4,28
Perdas Totais[kW]	-	175,86	16,33
Perdas no Cobre [kW]	-	2,295	3,24
Perdas no Ferro [kW]	-	173,56	13,09
Fluxo Concatenado [weber·esp.]	-	29,30	29,59

Em se tratando da condição de carregamento pesado, verifica-se pelos resultados apresentados na Tabela 5.2 que, quanto ao CERNs constituído por aço silício, o equipamento ainda atua como redutor de tensão, tendo em vista o estatismo limitado do material magnético. Isto ocasionou, conseqüentemente, uma leve queda de tensão quando comparado com o valor apresentado para a condição do sistema sem compensador, já que nesta situação o reator se encontra com saturação elevada. Nesse sentido, a corrente drenada pelo equipamento é consideravelmente alta, apesar da condição de carregamento pesado do sistema, acarretando em maiores perdas no ferro, distorções harmônicas de tensão e menor fluxo concatenado no enrolamento principal.

Quanto à condição de carregamento médio, o compensador à base de aço silício atuou de forma a reduzir o incremento de tensão devido ao desligamento da carga C1, ocasionando um aumento do nível de corrente drenada pelo equipamento, distorções harmônicas de tensão, perdas no ferro e fluxo concatenado.

Para a operação com carregamento leve, o compensador com núcleo de aço silício opera mais próximo de sua potência nominal. Foi observado também que as distorções harmônicas de tensão são atenuadas devido à presença do filtro de 12ª ordem, pois, de acordo com os resultados das simulações, a DTT% na presença do reator com núcleo de aço silício foi superior a 5%, enquanto que, para o caso do RNS a ligas amorfas, esse mesmo valor foi em torno de 8%. Por outro lado, as perdas no ferro aumentaram drasticamente devido ao nível de saturação imposto nos núcleos, refletindo diretamente no valor das perdas totais que foram cerca de 7,26% da potência nominal do reator.

Em se tratando do CERNS composto pelo reator com núcleo de ligas amorfas, os resultados da Tabela 5.2 evidenciam uma performance superior para todas as situações de carregamento quando os mesmos são comparados com o desempenho apresentado pelo CERNS à base de aço silício. A começar pela condição de carregamento pesado, o CERNS constituído por ligas amorfas atuou nesta situação como elevador de tensão, sendo este o desempenho esperado. O valor eficaz de corrente drenada pelo reator justifica o comportamento do compensador, pois a mesma está mais próxima de zero, diferentemente da corrente drenada pelo reator a aço silício. Consequentemente, a distorções harmônicas provocadas pelas correntes interferem menos no nível de tensão do barramento e ocasionam menores perdas totais (cerca de 0,013% da potência nominal do reator).

Para as condições de carregamento médio e leve, o desempenho do compensador com núcleo de ligas amorfas também atendeu os requisitos de regulação de tensão. Mais uma vez, os filtros passivos foram capazes de atenuar os efeitos nocivos das distorções harmônicas de corrente provocada pela saturação da liga amorfa, enquadrando os valores de DTT% dentro do limite de 6% para o nível de tensão considerado (34,5 kV). As perdas

totais observadas no reator constituído por ligas amorfas, sendo a maior parte devido às perdas no ferro, são muito inferiores quando comparadas com o aço silício, representando cerca de 0,54% da potência nominal do equipamento. Outro fator importante a ser observado é a grande melhoria do estatismo proporcionado pela característica de magnetização das ligas amorfas frente ao aço silício, o que dispensa o uso do capacitor série e, conseqüentemente, aumenta a eficiência e rapidez de resposta do compensador.

5.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Diante das análises aqui contempladas, fica evidenciado o desempenho superior do CERNs constituído por um reator *Twin-Tripler* com núcleo de ligas amorfas em relação ao seu equivalente com RNS à base de aço silício, enfatizando o fato de que as simulações indicaram que este tipo de equipamento não viola nenhum dos requisitos necessários para a sua instalação e operação no sistema elétrico. Além de não provocar DTT% superiores a 6% para o nível de tensão considerado, é estimado que as perdas totais do equipamento sejam menos de 1% da potência nominal do reator.

Além de proporcionar menores perdas devido ao comportamento do material magnético, as ligas amorfas também proporcionam um melhor estatismo frente ao aço silício convencional quanto a sua curva de magnetização. Isso reflete, sobremaneira, numa melhor performance do reator para as diversas situações de carregamento do sistema, sendo isto observado nos valores de corrente alcançados admitindo determinados níveis de tensão impostos nos terminais do reator. Em se tratando das ligas amorfas e

considerando os mesmos incrementos de tensão adotados para o reator a aço silício, pode-se observar uma variação de corrente muito maior, sendo isto responsável por uma condição de operação mais próxima do ideal. Quanto ao tempo de resposta dos compensadores constituídos pelos materiais aqui considerados, estes foram equivalentes em ambas as situações, mesmo quando é inserido capacitores em série com o RNS à base de aço silício.

Assim, os estudos realizados mostram uma direção promissora para o aprimoramento dos RNS para fins de regulação de tensão, a qual consiste na aplicação das denominadas ligas amorfas para a fabricação dos núcleos magnéticos.

CONCLUSÕES

Somado as constatações sintetizadas ao longo do texto, este capítulo encontra-se direcionado a tecer comentários pontuais e conclusivos sobre a tese ora feita.

Visando iniciar o trabalho com uma conceituação geral sobre o produto focado como cerne desta pesquisa, foram sintetizados os principais aspectos teóricos que fundamentam os denominados reatores saturados, com destaque as topologias construtivas denominadas por dispositivo de 12 pulsos ou *Twin-Tripler*, e ainda, o de 18 pulsos, comumente designado por arranjo *Treble-Tripler*. Diante da maior difusão e dos atrativos oferecidos pela primeira configuração, foi feita a opção, para fins dos desenvolvimentos desta tese, do reator de 12 pulsos.

Com ênfase nesta concepção, além de oferecer uma revisão dos princípios físicos e operacionais atrelados com este dispositivo, os trabalhos primaram pelo estabelecimento de uma metodologia voltada especificamente para o dimensionamento básico ou pré-projeto deste tipo de regulador de tensão. Tomando por base os equacionamentos existentes e aplicáveis a projeto e construção de transformadores, estes procedimentos de cálculo foram adequados e aplicados para os fins supra postos. A partir da proposta feita e visando um processo de validação das formulações feitas, a partir de dados fornecidos por um fabricante de reator saturado em escala real, tais informações foram aplicadas com

vistas a ratificar a metodologia de projeto apresentada. De um modo geral, respeitadas algumas divergências numéricas encontradas, todavia, dentro de padrões aceitáveis, constatou-se que o processo estabelecido se mostra, para os objetivos aqui almejados, com relativo grau de aderência.

Não obstante as premissas básicas adotadas para o cálculo teórico, foi possível constatar que estas se mostram norteadoras na obtenção de informações relevantes para a modelagem e subsequente implementação do produto, de forma consistente, em programas computacionais. Vale à pena destacar que esta forma de representação do equipamento é primordial aos estudos de desempenho transitório, dinâmico e de regime permanente da eficácia dos reatores saturados para fins do atendimento às exigências impostas pelas agências reguladoras. Uma vez obtidos os parâmetros e outras informações representativas do reator saturado por meio das formulações analíticas, a sequência dos desenvolvimentos foi focada, portanto, nas questões associadas com os modelos computacionais para os estudos de desempenho dos reatores saturados *Twin-Tripler* no contexto operacional das redes elétricas.

Os programas escolhidos para tal finalidade foram o FEMM e ATP, sendo isto justificado pelo fato de serem gratuitos, consolidados no mercado e por já existir em pesquisas prévias que alicerçaram as atividades aqui realizadas. No que tange o programa FEMM, esta ferramenta foi crucial para a obtenção mais concisa de parâmetros adicionais necessários ao circuito elétrico equivalente do equipamento. Além disso, a utilização da metodologia de elementos finitos viabiliza a análise crítica dos resultados de desempenho atrelados com a geometria, dimensões e materiais atribuídos ao dispositivo, o que possibilita efetuar modificações conceptivas visando o aprimoramento do desempenho em campo, antes mesmo da construção física do compensador ora referido. Quanto ao programa ATP, a partir de uma estratégia inicial desenvolvida em pesquisas anteriores,

foi possível obter modelos que contemplam as características operacionais e da eficiência do equipamento no que se refere à observação das perdas totais, níveis de distorções harmônicas de corrente e fluxos concatenados nos enrolamentos principais.

Partindo da concepção do circuito elétrico equivalente, foram então realizadas contribuições substanciais aos modelos prévios por meio de mecanismos que viabilizaram o detalhamento das características ora referidas. Mais precisamente, as perdas totais foram incorporadas ao modelo por meio de resistores não-lineares, os quais se situam em paralelo com os indutores igualmente não-lineares responsáveis pela representação da curva de saturação do material magnético dos núcleos. Neste particular, ressalta-se que a distorção harmônica de corrente é fortemente dependente da característica não-linear do material magnético, sendo então constatado que os níveis de $DHT_I\%$ obtidos computacionalmente podem ser ajustados por meio dos pontos que perfazem a curva de magnetização definida nos indutores não-lineares.

Quanto à observação dos fluxos concatenados nos enrolamentos principais, foi necessário conceber o acoplamento magnético entre as colunas do reator que até então não interagiam entre si, além de inserir componentes capazes de calcular o fluxo equivalente no enrolamento. Isso foi possível por meio da estratégia de interligar enrolamentos adicionais destinados ao acoplamento magnético, inserção de indutâncias lineares representativas do fluxo de dispersão e de sequência zero, além da caracterização diferenciada das curvas de magnetização nas culatras devido à menor parcela de material magnético neste local. Dessa forma, os fluxos concatenados puderam ser calculados de forma mais precisa por meio da queda de tensão em um capacitor, o qual é inserido em série com uma resistência de valor elevado e em paralelo com o enrolamento principal.

Em se tratando das perdas apresentadas pelos reatores a núcleo saturado, foi constatado que a maior parte da potência ativa consumida está associada com as perdas

no ferro, fato este bastante peculiar e que difere os reatores saturados dos transformadores e reguladores convencionais com tapes. Isto justifica a grande ênfase dada a este fenômeno e a busca de uma estratégia de modelagem para contemplar os objetivos ora postos. No que tange os avanços oferecidos no cenário dos fenômenos magnéticos atrelados com dispersão e magnetização, os trabalhos realizados ainda são iniciais e, apesar da melhoria implementada no modelo elétrico do reator, apontam para a necessidade de aprimoramentos e um tratamento mais aprofundado destas questões.

Objetivando obter diretrizes para a melhoria do desempenho de um reator saturado, a pesquisa avançou no sentido de apresentar novas possibilidades construtivas, motivo pelo qual foram dadas atenções aos principais conceitos associados com os materiais cristalinos e amorfos. Estas considerações de cunho teórico se apresentam como fundamentos relevantes para uma melhor compreensão da natureza dos materiais em foco e respectivos desempenhos quando da composição dos equipamentos finais, permitindo, assim, o estabelecimento das bases para a concepção de reatores a núcleo saturado mais eficientes. Feitas tais considerações, procedeu-se a aplicação da metodologia de projeto contemplando dois reatores saturados, um constituído por núcleo magnético de ligas amorfas e outro a aço silício. Ambos baseados nas características requeridas para o protótipo em escala real previamente detalhado.

Estudos iniciais realizados de forma teórica para os dois tipos de reatores indicaram que, apesar de todas as vantagens constatadas, é preciso considerar igualmente as desvantagens da utilização das ligas amorfas. A alta dureza apontada ao longo desta tese é uma delas, visto que esta característica dificulta o processo de laminação e requer, conseqüentemente, uma técnica avançada e perícia para o corte do material. Este fator também limita as possibilidades de fabricação de núcleos magnéticos, pois restringe as dimensões físicas e pode inviabilizá-los para determinados níveis de potência. Outro

aspecto desvantajoso verificado pelas simulações computacionais graças ao modelo desenvolvido no programa ATP foi o aumento dos níveis de distorções harmônicas de corrente, sendo isto justificado pela não linearidade mais intensa da curva de magnetização das ligas amorfas frente ao aço silício. Tais inconvenientes podem ser significativamente atenuados quando se considera a constituição física completa de um compensador de reativos a núcleo saturado, o qual, como esclarecido no texto, envolve bancos de capacitores em paralelo que podem, de forma isolada ou na forma de filtros, contornar a questão posta. Adicionalmente, a drástica redução no consumo de corrente para a tensão nominal do sistema elétrico e nas perdas no ferro independentemente do nível de saturação imposto pode justificar o maior investimento inicial que esta solução venha a requisitar, não impedindo então a utilização das ligas amorfas na concepção de reatores a núcleo saturado.

Como última investigação foi feita uma análise comparativa entre o desempenho do compensador completo, constituído por núcleo magnético a aço silício e, posteriormente, com ligas amorfas, visando, sobretudo, o processo de regulação quando de suas inserções num ramal típico de distribuição, sob condições diversas de carregamentos. Uma vez definido e parametrizado o sistema teste, o qual se apresenta com características compatíveis com os reatores considerados nos capítulos III e IV, foram conduzidos estudos visando evidenciar aspectos como: eficácia no processo da regulação, formas de onda, respostas dinâmicas, distorções harmônicas, fluxos magnéticos e perdas ativas. Vale ressaltar que a unidade capacitiva, para completude do CERNs, foi determinada por meio do aplicativo desenvolvido em [36].

Os resultados obtidos na plataforma ATP ratificaram o melhor desempenho do regulador proposto à base de ligas amorfas. Isto se justifica pelo fato de que, dentro do contexto do compensador a núcleo saturado, as harmônicas produzidas pelo equipamento

não foram capazes de extrapolar os limites aceitáveis de distorção harmônica de tensão, além de um melhor desempenho devido aos níveis de corrente alcançados e perdas ativas associadas. Também, como esperado, constatou-se uma melhor performance do conjunto no que tange ao processo de regulação, visto o melhor estatismo proveniente da característica de magnetização do material. Em assim sendo, os resultados computacionais evidenciaram perspectivas promissoras para o produto final constituído por ligas amorfas.

Não obstante a tais constatações, pesquisas complementares deverão ainda ser realizadas para a consolidação destes indicativos. A exemplo disto cita-se um aprofundamento nas questões atreladas com as perdas no ferro, visto que, até então, não houve uma análise mais minuciosa das perdas provenientes do tanque. Conjuntamente com esta área de preocupação, segue ainda aspectos importantes relacionados com a distribuição de temperatura nas partes constituintes do equipamento, fato este embasado nas conhecidas limitações térmicas associadas com a conservação das propriedades intrínsecas às ligas amorfas. Somado a tais desafios, há ainda a se considerar o estabelecimento de meios para a validação experimental dos resultados computacionalmente obtidos, o que seria feito através de protótipos em escala reduzida e/ou comercial, com destaque ao produto construído pelo material amorfo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica. “Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – PRODIST”, Módulo 8, Resolução Normativa Nº 469/2011, 2011.
- [2] ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica. Resolução No 505, 26 de novembro de 2001.
- [3] ONS – Operador Nacional do Sistema Elétrico. **Requisitos Técnicos Mínimos para a Conexão às Instalações de Transmissão**, Módulo 3, Submódulo 3.6, 18 de julho de 2010.
- [4] CHUNG, Y. H. “Neural Network Controlled Voltage Disturbance Detector and Output Voltage Regulator for Dynamic Voltage Restorer”. European Conference on Power Electronics and Applications 2007; pp. 1–9.
- [5] VEDAM, R. S.; SARMA, M. S. **Power Quality – VAr Compensation in Power Systems**. USA: CRC Taylor & Francis Group, 2009.
- [6] SEELIG, B. H. T.; SOUZA, L. J.; PRADA, R. B. “Voltage Control in Heavily Loaded Networks”. International Transactions on Electrical Energy Systems 2014.
- [7] FRIEDLANDER, E. “Static Network Stabilization; Recent Progress in Reactive Power Control”. GEC Journal 1966; 33(2): 58-65.

- [8] CARVALHO JR., M. A.; FONTE, L. A. M. “Steady State and Transient Voltage Control on Long EHV Transmission Lines”. IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition 2001.
- [9] LIMA, R. R.; OLIVEIRA, A.; OLIVEIRA, J. C.; CHAVES, M. L. R.; SILVA, P. R. C.; BENICHIO, V. M. “Projeto e Implementação de um Novo Regulador de Tensão em Sistemas de Distribuição de Energia de 13,8 kV”. III Congresso Internacional de Distribución Eléctrica, Buenos Aires, Argentina, 2006.
- [10] COOPER Power Systems. **Regulador de Tensão Monofásico COOPER – VR 32**. Manual do fabricante. Disponível online em: www.cooperindustries.com, acessado em junho de 2016.
- [11] ITB Equipamentos Elétricos. **Regulador de Tensão Monofásico ITB RAV-2**. Manual do fabricante. Disponível online em: www.itb.ind.br, acessado em junho de 2016.
- [12] WEINHOLD, M.; ZUROWSKI, R.; MANGOLD, T.; VOSS, L. “Power Conditioning Equipment for Improvement of Power Quality in Distribution Systems”. II Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica – SBQEE, São Lourenço – MG, Brasil, 1997.
- [13] GALASSI, M. **Projeto e Construção de um Restaurador Dinâmico de Tensão**. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo – SP, 2006.
- [14] DIVAN, D.; SCHNEIDER, R.; BRUMSICKLE, W.; TRUNGLE, D.; GRANT, T. “Impact of Voltage Sag Correction in Manufacturing Applications”. PQA 2002, North America, Portland, OR, 2002.

- [15] Softswitching Technologies. **Dynamic Sag Correctors MiniDySc, ProDySc e MegaDySc**. Manual do fabricante. Disponível online em: <http://www.softswitch.com/sst/index.do>, acessado em junho de 2016.
- [16] WEEDY, B. M.; CORRY, B. J. **Electronic Power Systems**. 4th ed., John Wiley & Sons, Chichester-WS, Reino Unido, 2004.
- [17] OLIVEIRA, J. C.; VASCONCELLOS, A. B.; APOLÔNIO, R.; KAWAPHARA, M. K.; CARVALHO, J. E.; RAUPP JR., E. “Compensador Estático de Reativos Controlado a Tiristores: Modelagem e Simulação”. VII Conferência Brasileira sobre Qualidade da Energia Elétrica – CBQEE, Santos – SP, Brasil, 2007.
- [18] GYUGUI, L. “Unified Power-flow Control Concept for Flexible AC Transmission Systems”. IEEE Proceedings C. Generation, Transmission and Distribution, vol. 139, Issue 4, pp. 323-331, 1992.
- [19] SANTOS, C. H. R. R. **Influência do STATCOM na Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, Brasil, 2003.
- [20] ZHENGPING, X.; PARKHIDEH, B.; BHATTACHARYA, S. “Improving Distribution System Performance with Integrated STATCOM and Supercapacitor Energy Storage System”. IEEE Power Electronics Specialists Conference – PESC, pp. 1390-1395. 2008.
- [21] VASCONCELLOS, A. B.; SANTILIO, F. P.; KAWAPHARA, M. K.; PACHECO, J. M.; APOLÔNIO, R. “Análise Técnica Comparativa sobre o Emprego de Reatores Saturados e Lineares para a Regulação da Tensão em Sistemas de Transmissão Radiais”. VIII Seminário Brasileiro de Qualidade de Energia Elétrica. Blumenau, SC, Brasil, 2009.

- [22] BARBOSA JR., J. A. F.; OLIVEIRA, J. C.; SILVA, T. V.; GONDIM, I. N.; SANTILIO, F. P.; VELASCO, L. N. “Modelling and Validation of the Magnetizing Curve to Represent Saturated Core Reactor Using ATP Simulator”. Renewable Energy and Power Quality Journal (RE&PQJ-10) 2012; 10: 1-6.
- [23] DALE, S. H.; DUNHAN, C. R.; FRIEDLANDER, E. “Square Wave Transformer and Their Use in Static Control of Mercury Arc Rectifiers”. GEC Journal, pp. 229-238, Inglaterra, outubro 1952.
- [24] FISHER, F. J.; FRIEDLANDER, E. “DC Controlled 100 MVA Reactor”. GEC Journal, pp. 93-104, Inglaterra, abril 1955.
- [25] STEVENSON, W. D. **Elements of Power Systems Analysis**. Editora Mc-Graw Hill, 4ª Edição, EUA, 1982.
- [26] DUGAN, R. C.; GRANACHAN, M. F. **Electrical Power Systems Quality**. Editora Mc-Graw Hill, EUA, 1995.
- [27] STEWARD, J. R.; HUMPAGE, W. D.; CHOI, S. S.; GARROOD, A. J.; NGUYEN, T. T. “Measurements on Long Distance Transmission Interconnections with Saturated Reactor Compensator”. IEEE Proceedings, Vol. 134, Nº 6, novembro 1987.
- [28] BRASIL, D. O. C. **Aplicação de Reatores Saturados em Sistemas de Transmissão**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, Recife – PB, Brasil, 1996.
- [29] AINSWORTH, J. D.; GAVRILOVIC, A.; THANAWALA, H. L. “Static and Synchronous Compensators for HVDC Transmission Convertors Connected to

- Weak AC Systems”. International Conference on Large High Voltage Electric Systems, Paris, França, setembro 1980.
- [30] CARVALHO JR., M. A. **Steady State Representation of Reactive Compensating in HVDC Converter Station**. Tese de Doutorado, Umist, setembro 1983.
- [31] BRYANTSEV, A. M. **Magnetically Controlled Electrical Reactors** – Collection of Articles. Editora Znack, Moscou, Rússia, 2012.
- [32] PACHECO, E. J. P. **Systems Voltage Control Using Saturated Iron Cored Reactors**. Tese de Doutorado (PhD), Umist, novembro 1977.
- [33] LEAL, F. S. **Reatores Saturados com Excitação Paralela**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, Recife – PE, novembro 2000.
- [34] DA FONTE, L. A. M. **Desenvolvimento de Reatores com Saturação Natural para Aplicação em Sistemas de Potência**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Pernambuco, Recife – PE, 2004.
- [35] VASCONCELLOS, A. B. Modelagem, Projeto e Construção de Compensadores Estáticos tipo Reator a Núcleo Saturado para Melhoria da Qualidade da Energia: Análise Computacional e Validação Experimental. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil, 2004.
- [36] PACHECO, J. M. **Determinação dos Parâmetros de Compensadores Estáticos de Reativos e Estratégia para o Projeto Otimizado de Reatores Saturados**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, Brasil, setembro 2008.

- [37] PEREIRA, E. S. **Avaliação do Desempenho de um Protótipo de Reator Saturado em Escala Real: Uma Abordagem Experimental**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, Brasil, 2008.
- [38] LEÃO, S. E. C. C. **Análise do Auto-Regulador Magnético de Tensão (ARMT) para Controle da Tensão em Redes de Distribuição de 13,8 kV**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, Recife – PE, setembro 2008.
- [39] BARBOSA JR., J. A. F. **Modelagem e Análise de Desempenho Transitório e Dinâmico de Compensadores Estáticos de Reativos Utilizando Reatores Saturados**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, Brasil, fevereiro 2009.
- [40] BARBOSA JR., J. A. F. **Uma Contribuição para a Modelagem, Construção e Análise de Desempenho de Compensadores de Tensão a Reator Saturado**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, Brasil, 2013.
- [41] VASCONCELLOS, A. B.; OLIVEIRA, J. C.; APOLÔNIO, R. “Análise de Desempenho Dinâmico de um Compensador Estático Tipo Reator a Núcleo Saturado”. VI Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica – SBQEE, 2005, vol. II, pp. 356-361, Belém – PA, 2005.
- [42] VASCONCELLOS, A. B.; APOLÔNIO, R.; BELCHIOR, F. N.; DAMACENO, V. G.; VENDRAMINI, J. F.; OLIVEIRA, J. C.; PEREIRA, L. H. S.; BARBOSA JR., J. A. F. “Comparative Performance Analysis of Treble-Tripler and Twin-Tripler Saturated Core Reactor Compensators”. VII Conferência Internacional de Aplicações Industriais – INDUSCON, Recife – PE, 2006.

- [43] NELSON, A.; MASUR, L.; MORICONI, F.; DE LA ROSA, F.; KIRSTEN, D. “Saturated-Core Fault Current Limiter Field Experience at a Distribution Substation”. 21th International Conference on Electricity Distribution, No 0680, Frankfurt, Alemanha, 6-9 junho de 2011.
- [44] CARVALHO JR., M. A.; FREITAS, F. E. F.; DA FONTE, L. A. M.; DE SOUZA, A. G.; MAIA, M. J. A. “Limitadores de Corrente de Curto-Circuito: Simulações e Ensaio num Modelo a Base de Reatores Saturados”. IV Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos – IV SBSE, Goiânia – GO, 15 – 18 de maio de 2012.
- [45] ENGINEERING, M. D. O. E. **Magnetic Circuits and Transformers: A First Course of Power and Communication Engineers**. Cambridge, Massachusetts, EUA: M.I.T. Press, 1965.
- [46] KULKARNI, S. V.; KHAPARDE, S. A. **Transformer Engineering - Design and Practice**. New York, EUA: Marcel Dekker Inc., 2004.
- [47] MARTIGNONI, A. **Transformadores**. 8ª Edição, Ed. Globo, São Paulo – SP, Brasil, 1969.
- [48] BARBOSA JR., J. A. F.; OLIVEIRA, J. C.; GONDIM, I. N.; SILVA, T. V.; SANTILIO, F. P.; VASCONCELLOS, A. B.; PACHECO, J. M. “Performance Analysis and Computational Model Validation of a Real Scale Saturated Core Reactor”. 11th International Conference on Electrical Power Quality and Utilization (EPQU) 2011, pp. 1–6.
- [49] BARBOSA JR., J. A. F.; OLIVEIRA, J. C.; SANTILIO, F. P.; GONDIM, I. N.; VASCONCELLOS, A. B.; PACHECO, J. M. “A Proposal and Validation of Saturated Core Reactors Modeling in ATP Simulator (in Portuguese)”. 9th

- IEEE/IAS International Conference on Industry Applications (INDUSCON) 2010.
- [50] CASTRO, W. B.; LUCIANO, B. A. “Vidros Metálicos: uma nova classe de materiais”. Revista Eletrônica de Materiais e Processos, ISSN 1809-8797, vol.4.2, 2009, pp. 20-25.
- [51] BOYD, E. L.; BORST, J. D. “Design concepts for an amorphous metal distribution transformers”. IEEE Trans. on Power Apparatus & Systems, vol. PAS-103, nº 11, 1984, pp. 3365-72.
- [52] MEEKER, D. **Finite Element Method Magnetics**. Manual do usuário, versão 4.2, 2010, disponível *online* em: <http://www.femm.info/Archives/doc/manual42.pdf>, acessado em 22 de junho de 2016.
- [53] AK STEEL. **Grain Oriented Electrical Steels–M-2 M-3 M-3X LITE CARLITE GOES–M-2 M-3 M-4 M-5 M-6 MILL-ANNEAL GOES**. Manual do fabricante, disponível online em: <http://www.aksteel.com>, acessado em 22 de junho de 2016.
- [54] ATP – Alternative Transient Program. **Rule Book**. Julho 1987.
- [55] FIORILLO, F.; NOVIKOV, A. “An Improved Approach to Power Losses in Magnetic Laminations under Nonsinusoidal Induction Waveform”. IEEE Transactions on Magnetics, vol. 26, nº 5, 1990, pp. 2904–2910.
- [56] THEOCHARIS, A. D.; MILIAS-ARGITIS, J.; ZACHARIAS, T. “Three-Phase Transformer Model Including Magnetic Hysteresis and Eddy Currents Effects”. IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 24, nº 3, 2009, pp. 1284-1294.

- [57] SARAIVA, E.; CHAVES, M. L. R.; BRONZEADO, H. S. “Proposta de Metodologia para Implementação do Ciclo de Histerese no Modelo de Transformadores Trifásicos no Programa ATP”. XVIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (XVIII SNPTEE). Curitiba, PR, Brasil, 2005.
- [58] FANDI, J. C. “Modelagem de Transformadores de Três Colunas para Estudos de Corrente de Energização”. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil, 2003.
- [59] ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 5356-1:2007 – Transformadores de potência.** Disponível *online* em: <http://www.abntcatalogo.com.br/>, acessado em 22 de junho de 2016.
- [60] NOGUEIRA, A. F. L. “Calculation of Power Transformers Equivalent Circuit Parameters Using Numerical Field Solutions”. International Journal of Research and Reviews in Applied Sciences, vol. 17, nº. 1, 2013.
- [61] NOGUEIRA, A. F. L. “Finite Element Analysis of a Welding Transformer”. International Journal of Research and Reviews in Applied Sciences, vol. 18, nº. 3, 2014.
- [62] HITACHI METALS. **Amorphous Alloys for Transformer Cores: Metglas® 265SA1 and Metglas® 2605HB1M.** Manual do fabricante, disponível *online* em: <http://www.metglas.com/>, acessado em 22 de junho de 2016.
- [63] CAMPOS, M. L. B. **Estudo de Aplicação Experimental e Viabilidade de Utilização de Transformadores de Distribuição com Núcleo Amorfo.** Dissertação de mestrado, São Paulo, 2006.

- [64] CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. Associação brasileira de metais, 4^a Edição, 1977, p. 504.
- [65] WARLIMONT, H. **Amorphous metals: materials and applications**. Helv. Physica Acta, 56: 281-291, 1983.
- [66] MCGRANAGHAM, M. F. et al. **Electrical Power Systems Quality**. 2^a Edição, McGraw-Hill, 2002.

ANEXO I: MODELAGEM COMPLETA DO REATOR *TWIN-TRIPLER* NO PROGRAMA ATP