



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

DESENVOLVIMENTO DE REATORES COM
SATURAÇÃO NATURAL PARA APLICAÇÃO EM
SISTEMAS DE POTÊNCIA

por

Luiz Antônio Magnata da Fonte

RECIFE-PE

2004

LUIZ ANTÔNIO MAGNATA DA FONTE

**DESENVOLVIMENTO DE REATORES COM
SATURAÇÃO NATURAL PARA APLICAÇÃO EM
SISTEMAS DE POTÊNCIA**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Pernambuco,
em cumprimento às exigências para obtenção do título de
Doutor em Engenharia Elétrica

Prof. Manoel Afonso de Carvalho Júnior, Ph.D., UFPE
Orientador

RECIFE-PE

2004

F682d Fonte, Luiz Antônio Magnata da

Desenvolvimento de reatores com saturação natural para aplicação em sistemas de potência / Luiz Antônio Magnata da Fonte. – Recife : O Autor, 2004.

xvi, 243 p. : il., tab., fig. e símbolos.

Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco.
CTG. Engenharia Elétrica, 2004.

Inclui bibliografia e apêndices.

1.Sistemas elétricos de potência. 2.Reatores saturados
3.Reatores-saturação natural. I. Título

UFPE

621.3

CDD (21 .ed)

BCTG/2004-14



Universidade Federal de Pernambuco

Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

PARECER DA COMISSÃO EXAMINADORA DE DEFESA DE
TESE DE DOUTORADO

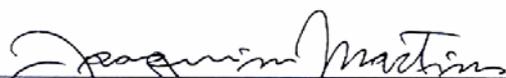
LUIZ ANTONIO MAGNATA DA FONTE

TÍTULO

**“DESENVOLVIMENTO DE REATORES COM SATURAÇÃO NATURAL
PARA APLICAÇÃO EM SISTEMAS DE POTÊNCIA”**

A comissão examinadora composta pelos professores: MANOEL AFONSO DE CARVALHO JUNIOR, DEESP/UFPE, ANTONIO JERONIMO BELFORT DE OLIVEIRA, DES/UFPE, DJALMA MOSQUEIRA FALCÃO, CEPEL/UFRJ, WASHINGTON LUIZ DE ARAÚJO NEVES, DEE/UFCG E JOSÉ CARLOS DE OLIVEIRA, DEE/UFU sob a presidência do prof. Joaquim Ferreira Martins Filho, Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, consideram o candidato **LUIZ ANTONIO MAGNATA DA FONTE APROVADO.**

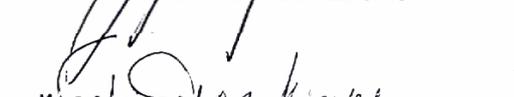
Recife, 27 de fevereiro de 2004.


JOAQUIM FERREIRA MARTINS FILHO
Coordenador do PPGE


MANOEL AFONSO DE CARVALHO JÚNIOR
Orientador e Membro Titular Interno


JOSÉ CARLOS DE OLIVEIRA
Membro Titular Externo


ANTONIO JERÔNIMO BELFORT DE OLIVEIRA
Membro Titular Interno


WASHINGTON LUIZ DE ARAÚJO NEVES
Membro Titular Externo


DJALMA MOSQUEIRA FALCÃO
Membro Titular Externo

Dedico esse trabalho, ainda que sem os justos méritos :
ao amor da minha família, Judite, Adilis, Caroline e Luíz Antônio ;
à amizade de Afonso, Alexandre, Jorge e Paulo Barbosa ;
à memória do meu amado e saudoso pai, Adilis ;
aos ensinamentos de um mestre da vida, Alfredo Azevedo ;
à inspiração de um desconhecido, Erich Friedlander ; e
à fonte de toda vida, Deus.

AGRADECIMENTOS

Não há trabalho solitário, embora a autoria pareça revelar que assim seja. Parcerias e contribuições surgem e acontecem sempre, sem que seja possível distinguir qual a mais relevante. Agradecer nem sempre é possível, pois é precário medir o que se recebeu de cada um em tão longo espaço de tempo. Numa hora, uma simples palavra resolve problemas aparentemente insolúveis; noutra, um embaraço científico exige horas e horas de elucubrações.

Como saber o mais importante e como encontrar palavras para retribuir.....

.... à nossa fisicamente pequenina, mas tão solícita e prestativa Valdete ?

.... à competente Andréa ?

....o empenho e a paciência dos professores do PPGEE ?

.... o imprescindível suporte financeiro da CELPE ?

.... a confiança de pessoas como Wider Basílio ?

.... o encorajamento dos professores do DEESP ?

.... a abnegação do prof. Francisco Neves ?

.... a dedicação do assistente Zeca ?

.... o apoio das companheiras Cristina, Milde, Luciana, ... ?

Tarefa difícil, senão impossível.

RESUMO

Esta tese propõe, na sua essência, uma técnica para o projeto básico dos reatores com saturação natural, destinados a aplicações em sistemas de potência, a qual atende todos os tipos conhecidos desse equipamento e, ainda mais, oferece as condições necessárias para tratar qualquer inovação nesse campo particular da Engenharia. A generalidade é, pois, a característica principal que permeia todos os procedimentos estabelecidos.

Como parte dessa técnica, modelos matemáticos foram formulados para representar os reatores com saturação natural, os quais, naturalmente, guardam o mesmo caráter geral e por isso se prestam para representar todas as opções de reatores com saturação natural. Considerando-se que o programa EMTP-ATP é rotineiramente utilizado no setor elétrico brasileiro e mundial para os estudos de planejamento, esses modelos foram desenvolvidos para implementação nesse programa através dos recursos disponíveis na biblioteca do mesmo. Conquanto essa mesma forma de representação tenha sido indicada por outros pesquisadores, nenhum deles demonstrou a validade da mesma para a operação em correntes elevadas, normalmente vigentes nos transitórios, as quais fazem parte do presente trabalho.

Finalmente, para consolidar e aprimorar a técnica de projeto proposta e, juntamente com a mesma, os modelos matemáticos, protótipos de reatores foram projetados e construídos de conformidade com os procedimentos estabelecidos. Os resultados de todos os ensaios realizados nesses protótipos, dentro das possibilidades oferecidas pelo laboratório do DEESP, mostraram a adequação da técnica proposta para o projeto básico dos reatores com saturação natural e, por consequência, dos modelos matemáticos formulados para os mesmos.

Ressalta-se, entre outras contribuições deste trabalho e como fruto da tecnologia de projeto desenvolvida, um estudo acerca dos custos dos reatores com saturação natural, o qual, certamente, será de grande utilidade para subsidiar empresas e pesquisadores nas decisões que envolvam a aplicação desse equipamento.

ABSTRACT

In its core, this thesis is concerned with a new technique in naturally saturated reactors basic projects, as they are applied in power system networks. Such a technique faces each and every kind of reactors and, more than this, it offers the necessary tools to deal any innovation in this particular field of engineering. Therefore, generality is the main characteristic throughout this report.

As part of this technique, mathematical models have been developed to represent the naturally saturated reactors. As long as these reactors have the same general characteristic, the models are effective to represent any type of naturally saturated reactors. The mathematical models were developed to be used along with EMTP-ATP program since it is largely used for power system planning all over the world. Although, this very same kind of representation has been proposed by others researches, no one of them has succeeded in making it correct for high-current operations which appears during transients. These currents and conditions are seen here in this work.

Finally to consolidated and refine the presented technique, reactors prototypes have been designed and manufactured according to what it is established by this technique. The prototypes have been tested and the testing results show the adequacy of this technique to design naturally saturated reactors and, consequently, the consistency and accuracy of the developed mathematical models.

Among many other contributions of this research, and as a result of the technology developed, there is a study about the costs of a naturally saturated reactor. Its conclusions will be very useful for manufacturing companies and other researchers as they will find themselves deciding about the applications of naturally saturated reactors.

SUMÁRIO

ÍNDICE DE FIGURAS	i
ÍNDICE DE TABELAS	viii
LISTA DE SÍMBOLOS	ix
1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Um breve relato histórico	1
1.2 As perspectivas atuais de aplicação dos reatores	7
1.3 As pesquisas desenvolvidas no LDSP	11
1.4 A eficácia do reator como compensador de linhas de transmissão	13
2. OS OBJETIVOS DA PESQUISA	20
3. OS PROTÓTIPOS DOS REATORES COM SATURAÇÃO NATURAL	25
3.1 As disposições gerais	27
3.2 A especificação dos protótipos	28
3.3 Os projetos básicos dos protótipos	34
3.4 A construção dos protótipos	40
4. O MODELO MATEMÁTICO DOS REATORES SATURADOS	41
4.1 Os requisitos do modelo matemático dos reatores	43
4.2 Um exame dos modelos matemáticos descritos na literatura	44
4.3 A hipótese fundamental do modelo matemático	54
4.4 O modelo matemático para os reatores	57
4.5 O cálculo dos parâmetros do modelo matemático	72
4.6 A validação do modelo matemático	94

5. O PROJETO DOS REATORES SATURADOS	100
5.1 A metodologia de projeto dos reatores	101
5.2 A entrada de dados para o projeto	104
5.3 O anteprojeto dos reatores saturados	106
5.3.1 O dimensionamento dos enrolamentos	107
5.3.2 O dimensionamento das travessas e dos retornos	118
5.3.3 O peso e as perdas nos enrolamentos do reator	125
5.3.4 O peso e as perdas na estrutura magnética do reator	127
5.4 As simulações dos reatores no EMTP-ATP	129
5.5 A exemplificação da técnica de projeto dos reatores saturados	131
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES	137
6.1 As contribuições do presente trabalho	138
6.2 As sugestões para futuros trabalhos	140
7. APÊNDICES	142
7.1 Uma estimativa de custo para os reatores saturados	142
7.2 Um ensaio fotográfico da construção dos protótipos de reator	166
7.3 A dispersão nos transformadores de três enrolamentos	169
7.4 O modelo matemático com base no princípio da dualidade	173
7.5 Algumas técnicas para a redução das indutâncias de dispersão	182
7.6 Os ensaios de sobrecarga no protótipo 1	186
7.7 A família dos reatores com saturação natural	192
7.8 A equação fundamental dos reatores saturados	203
7.9 Os enrolamentos secundários dos reatores saturados	210
7.10 Os condutores para construção dos enrolamentos	219
7.11 Uma aplicação da rotina de cálculo do fluxo nos reatores	221
7.12 O arquivo do EMTP-ATP para a simulação dos reatores	229
7.13 Os ensaios de carregamento dos protótipos	232
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	236

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1	Diagrama de um enuplicador magnético de frequência	2
Figura 1.2	Diagrama do setuplicador magnético de frequência proposto por Friedlander	3
Figura 1.3	Implementações introduzidas pela GEC na característica dos reatores saturados	4
Figura 1.4	Diagrama do reator saturado de nove núcleos proposto pela TTU	6
Figura 1.5	Compensação tradicional de uma linha de transmissão	7
Figura 1.6	Compensação de uma linha de transmissão por reatores com saturação natural	9
Figura 1.7	Característica operacional típica de um reator saturado	9
Figura 1.8	Compensação de parte do sistema de 500 kV da CHESF por reatores lineares	13
Figura 1.9	Comportamento da tensão no sistema de 500 kV da CHESF com a carga	15
Figura 1.10	Fluxo de potência no sistema de 500 kV da CHESF	16
Figura 1.11	Intensidade máxima da DHI na barra de Quixadá do sistema CHESF	17
Figura 1.12	Diagrama do reator de nove núcleos compensado por um reator auxiliar	18
Figura 1.13	Tensão na barra de Teresina após a abertura monopolar	19
Figura 3.1	Característica operacional especificada para os protótipos	28
Figura 3.2	Estrutura magnética planar em monobloco para reatores saturados de nove núcleos	29
Figura 3.3	Estrutura magnética planar múltipla para reatores saturados de nove núcleos	30
Figura 3.4	Diagrama do reator de nove núcleos com ligação série dos enrolamentos	31
Figura 3.5	Diagrama do reator de nove núcleos com ligação paralela dos enrolamentos (Opção GEC)	32

Figura 3.6	Diagrama do reator de nove núcleos com ligação paralela dos enrolamentos (Opção TTU)	33
Figura 3.7	Desenho dimensional da estrutura magnética dos protótipos 1 e 2	36
Figura 3.8	Desenho dimensional da estrutura magnética do protótipo 3	37
Figura 3.9	Disposição dos enrolamentos nos núcleos dos protótipos	38
Figura 4.1	Modelo matemático do reator para estudos de estado permanente	42
Figura 4.2	Unidade eletromagnética elementar do modelo de Evdokunin e outros	45
Figura 4.3	Circuito equivalente de um núcleo com dois enrolamentos através da dualidade	46
Figura 4.4	Diagrama do reator de seis núcleos construído pela ACEC	48
Figura 4.5	Circuito equivalente do reator de seis núcleos da ACEC	51
Figura 4.6	Circuito equivalente para um núcleo com três enrolamentos de Carvalho	52
Figura 4.7	Circuito equivalente para um núcleo de três enrolamentos de Brasil	53
Figura 4.8	Tipos de estrutura magnética planar para reatores com saturação natural	54
Figura 4.9	Elementos da estrutura em monobloco de um reator saturado	55
Figura 4.10	Fluxos de dispersão e mútuo num transformador de dois enrolamentos	58
Figura 4.11	Circuito equivalente do primário e do secundário do transformador	60
Figura 4.12	Circuito equivalente parcial do transformador de dois enrolamentos	61
Figura 4.13	Modelagem do ramo de magnetização do núcleo de um transformador	61
Figura 4.14	Circuito equivalente do transformador de dois enrolamentos	62
Figura 4.15	Circuito equivalente tradicional para o transformador de três enrolamentos	63

Figura 4.16	Circuito equivalente modificado para o transformador de três enrolamentos	64
Figura 4.17	Procedimentos e resultados dos ensaios efetuados por Dick e Watson	65
Figura 4.18	Medidas efetuadas por Dick e Watson com o enrolamento X excitado	65
Figura 4.19	Circuito equivalente tradicional simplificado	66
Figura 4.20	Trajetórias de fluxo com o enrolamento X excitado	66
Figura 4.21	Ajuste da indutância de magnetização após modificação do circuito	68
Figura 4.22	Indutâncias do circuito equivalente modificado	69
Figura 4.23	Diagrama do reator de seis núcleos com ligação paralela dos enrolamentos	70
Figura 4.24	Montagem dos elementos do EMTP-ATP para simular o reator de seis núcleos	71
Figura 4.25	Formas construtivas dos enrolamentos	73
Figura 4.26	Hipóteses para o cálculo da indutância de dispersão dos enrolamentos	75
Figura 4.27	Deformação do campo magnético de dispersão dos enrolamentos	78
Figura 4.28	Elementos para o cálculo da indutância de dispersão dos enrolamentos	79
Figura 4.29	Hipóteses para o cálculo da indutância mútua dos enrolamentos	80
Figura 4.30	Procedimento para obtenção da curva $\lambda \times i$ do núcleo	87
Figura 4.31	Fase A do reator de nove núcleos com ligação série dos enrolamentos	89
Figura 4.32	Tensão entre fases no reator de nove núcleos da TTU	93
Figura 4.33	Localização das bobinas de prova na estrutura magnética do protótipo 1	95
Figura 4.34	Faixa de variação da indução nas travessas e núcleos do protótipo 1	97

Figura 4.35	Evolução do nível de saturação dos elementos da estrutura do protótipo 1	98
Figura 4.36	Nível de saturação dos elementos da estrutura de um reator de grande porte	99
Figura 5.1	Fluxograma da metodologia de projeto	103
Figura 5.2	Curva característica do reator	104
Figura 5.3	Especificação das distâncias entre enrolamentos e para a estrutura do reator	113
Figura 5.4	Arquitetura do enrolamento dos reatores com saturação natural	116
Figura 5.5	Estrutura e circuito magnético de um reator de n núcleos	118
Figura 5.6	Distribuição ótima das FMMs para reatores de cinco, sete e nove núcleos	119
Figura 5.7	Distribuições subótimas de FMMs para um reator de seis núcleos	120
Figura 5.8	Circuito equivalente da estrutura magnética de um reator de n núcleos	121
Figura 5.9	Diagrama de ligações do protótipo 2 para a distribuição ótima de FMMs	122
Figura 5.10	Variação da indução na estrutura do protótipo 2 com a secção das travessas e retornos	123
Figura 5.11	Permeabilidade de trabalho dos diferentes elementos da estrutura do protótipo 2	124
Figura 5.12	Elementos para o cálculo das larguras dos enrolamentos	126
Figura 5.13	Modelos para representação no EMTP-ATP dos núcleos dos reatores saturados	129
Figura 5.14	Configuração para as simulações de um reator de nove núcleos no EMTP-ATP	130
Figura 5.15	Característica operacional do protótipo 1 ; Projeto e ensaio	131
Figura 5.16	Comportamento magnético do protótipo 1 com a redução de tensão	132
Figura 5.17	Característica operacional do protótipo 2 ; Projeto e ensaio	134
Figura 5.18	Característica operacional do protótipo 3 ; Projeto e ensaio	135
Figura 7.1	Trajetória para aplicação da lei de Ampere ao reator	144

Figura 7.2	Fator de utilização dos transformadores	148
Figura 7.3	Estrutura magnética do tipo núcleo envolvente de um transformador	150
Figura 7.4	Dimensões da estrutura magnética de um reator de nove núcleos	151
Figura 7.5	Volume de ferro nos reatores e transformadores	153
Figura 7.6	Volume de cobre nos reatores e transformadores	161
Figura 7.7	Volume de ferro e de cobre no reator série e transformador	163
Figura 7.8	Volume de ferro e de cobre no reator paralelo e transformador	164
Figura 7.9	Fluxos gerados pela excitação de um enrolamento	169
Figura 7.10	Circuito equivalente sem excitação do transformador de três enrolamentos	172
Figura 7.11	Etapas da construção do dual de um circuito elétrico	173
Figura 7.12	Equivalente de um circuito eletromagnético com enrolamentos idênticos	174
Figura 7.13	Etapas da construção do dual de um circuito magnético	175
Figura 7.14	Equivalente de um circuito eletromagnético com enrolamentos distintos	176
Figura 7.15	Construção do dual de um transformador com dois enrolamentos separados	178
Figura 7.16	Construção do dual de um transformador com dois enrolamentos concêntricos	179
Figura 7.17	Construção do dual de um transformador de três enrolamentos	180
Figura 7.18	Construção do circuito dual compensado para os enlaces parciais de fluxo	181
Figura 7.19	Circuito equivalente da fase A de um reator de nove núcleos com ligação série	182
Figura 7.20	Diagrama fasorial da fase A do reator de nove núcleos com ligação série	183
Figura 7.21	Redução da indutância de dispersão pela repartição do enrolamento	185
Figura 7.22	Redução da indutância de dispersão pela distribuição dos enrolamentos	185

Figura 7.23	Montagem para os ensaios de sobrecarga do protótipo 1	186
Figura 7.24	Procedimento utilizado para a leitura do fluxo	187
Figura 7.25	Diagrama de ligação do protótipo 1	189
Figura 7.26	Densidade de fluxo nos núcleos do protótipo 1 nos ensaios de sobrecarga	190
Figura 7.27	Densidade de fluxo nas travessas e retornos do protótipo 1 nos ensaios de sobrecarga	191
Figura 7.28	Estrutura magnética de seis núcleos	192
Figura 7.29	Distribuição das FMMs para uma estrutura de seis núcleos	193
Figura 7.30	Diagrama dos reatores de seis núcleos com ligação série e paralela	194
Figura 7.31	Reator de cinco núcleos com ligação série dos enrolamentos	195
Figura 7.32	Reator de sete núcleos com ligação série dos enrolamentos	195
Figura 7.33	Reator de oito núcleos com ligação série dos enrolamentos	196
Figura 7.34	Reator de nove núcleos com ligação série e paralela dos enrolamentos	196
Figura 7.35	Diagramas do reator de seis núcleos desenvolvido pela TTU	198
Figura 7.36	Correntes de fase e de ramo nos núcleos I, II e III do reator da TTU	199
Figura 7.37	Construção da FMM do núcleo I do reator da TTU	199
Figura 7.38	Construção da FMM no núcleo IV do reator da TTU	201
Figura 7.39	Reator de nove núcleos desenvolvido pela TTU	201
Figura 7.40	Diagrama das tensões na fase A do reator série de nove núcleos	205
Figura 7.41	Onda da indução e tensão induzida num reator com ligação série	207
Figura 7.42	Tensão induzida nos enrolamentos secundários de um reator	211
Figura 7.43	Tensão nos enrolamentos secundários de um reator série de sete núcleos	211
Figura 7.44	Tensão nos enrolamentos secundários de um reator série de nove núcleos	212
Figura 7.45	Tensão no secundário interligado de um reator de seis núcleos	212
Figura 7.46	Tensão nas duas unidades secundárias de um reator de seis núcleos	213

Figura 7.47	Corrente na fase A do protótipo 1 com os secundários abertos e em curto-circuito	214
Figura 7.48	Tensão induzida na fase A do protótipo 1	215
Figura 7.49	Correntes no primário e no secundário do protótipo 1	216
Figura 7.50	Aproximações das formas de onda das correntes	217
Figura 7.51	Dimensões da estrutura magnética do protótipo 2	222
Figura 7.52	Distribuição de FMMs no protótipo 2	223
Figura 7.53	Forma de onda do fluxo em diversos locais da estrutura magnética do protótipo 2	227
Figura 7.54	Montagem para os ensaios de carregamento dos protótipos	232

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1.1	Quadro de substituição dos reatores lineares por saturados no sistema CHESF	14
Tabela 1.2	Valores máximos da DHT nas barras do sistema de 500 kV da CHESF	17
Tabela 3.1	Dimensões e peso da estrutura magnética dos protótipos 1 e 2	36
Tabela 3.2	Dimensões e peso de uma unidade da estrutura magnética do protótipo 3	37
Tabela 3.3	Especificação dos enrolamentos por núcleo do protótipo	39
Tabela 4.1	Densidade de fluxo na estrutura magnética do protótipo 1	96
Tabela 5.1	Densidade de corrente recomendada para reatores de grande porte	111
Tabela 5.2	Distâncias de isolamento segundo Liwschitz	113
Tabela 5.3	Espessura do isolante entre condutores	115
Tabela 7.1	Fitas de cobre padronizadas por norma internacionais	219
Tabela 7.2	Fios esmaltados de cobre padronizados	220
Tabela 7.3	Permeabilidade do aço silicioso E-170 da Acesita em função da indução magnética	224
Tabela 7.4	Medição e cálculo do fluxo na estrutura magnética do protótipo 2	225
Tabela 7.5	Medição e cálculo do fluxo na estrutura magnética do protótipo 1	228
Tabela 7.6	Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 1	233
Tabela 7.7	Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 2	234
Tabela 7.8	Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 3	235

LISTA DE SÍMBOLOS

- A** Secção transversal de uma peça
- A_c Secção de um condutor elétrico
- $A_c^{(j)}$ Secção do condutor do enrolamento j de um reator saturado
- $A_{cT}^{(j)}$ Secção do condutor do enrolamento j de um transformador
- A_i Secção da superfície interna de um enrolamento
- A_n Secção dos núcleos de um reator saturado
- $A_n^{(j)}$ Secção do núcleo j de um reator saturado
- A_r Secção do retorno da estrutura magnética de um reator saturado
- A_t Secção da travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- A_T Secção dos núcleos de um transformador
- \mathcal{B}** Densidade do campo magnético (Indução)
- \mathcal{B}_i Indução intrínseca de um material ferromagnético
- \mathcal{B}_m Valor máximo de uma indução senoidal
- \mathcal{B}_n Indução no núcleo de um reator saturado
- $\mathcal{B}_n^{(j)}$ Indução no núcleo j de um reator saturado
- \mathcal{B}_r Indução no retorno da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{B}_s Indução de início de saturação do núcleo de um reator saturado
- \mathcal{B}_t Indução na travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{B}_T Indução no núcleo de um transformador
- C_T** Fator de utilização de um transformador
- D** Diâmetro de uma peça
- D_j Diâmetro interno do enrolamento j
- D_T Diâmetro do núcleo de um transformador
- d** Distância entre dois componentes

- d_{aa}** Distância de isolamento entre enrolamentos de alta tensão
- d_{ab}** Distância de isolamento entre enrolamentos de alta e baixa tensão
- d_{at}** Distância de isolamento do enrolamento de alta tensão e a travessa
- d_{bn}** Distância de isolamento entre enrolamento de baixa tensão e o núcleo
- d_c** Distância de isolamento entre condutores do enrolamento
- d_{ij}** Distância física entre os enrolamentos i e j
- E** Valor eficaz de uma força eletromotriz induzida (f.e.m.)
- E_j** Valor eficaz da f.e.m. induzida no enrolamento j
- e** Valor instantâneo da força eletromotriz induzida (f.e.m.)
- e_j** Valor instantâneo da f.e.m. induzida no enrolamento j
- e_m** Valor máximo de uma f.e.m. induzida
- e_{m1}** Valor máximo da componente fundamental da f.e.m. induzida
- \mathcal{F}** Força magnetomotriz (FMM) no circuito magnético
- \mathcal{F}_j** FMM atuando no núcleo j
- f** Frequência elétrica da fonte de alimentação
- f_e** Fator de empilhamento das lâminas da estrutura magnética
- \mathcal{H}** Intensidade do campo magnético
- \mathcal{H}_n** Intensidade do campo magnético no núcleo de reator saturado
- $\mathcal{H}_n^{(j)}$** Intensidade do campo magnético atuando no núcleo j
- h** Altura de uma peça
- h_c** Altura da seção retangular de um condutor
- h_d** Altura de um disco de um enrolamento
- h_e** Altura de um enrolamento
- h_n** Altura do núcleo de um reator saturado
- h_n^(j)** Altura do núcleo j de um reator saturado
- h_R** Altura da estrutura magnética de um reator saturado
- h_t** Altura da travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- h_T** Altura do núcleo de um transformador

- I** Valor eficaz de uma corrente elétrica alternada
- I_a Corrente na fase A (B ou C) de um reator saturado
 - I_j Corrente na malha j de um circuito elétrico
 - I_n Corrente nominal de fase de um reator saturado
 - $I_n^{(w)}$ Corrente nominal do enrolamento w de um reator saturado
 - I_T Corrente nominal de fase de um transformador
 - $I_T^{(w)}$ Corrente nominal do enrolamento w de um transformador
 - I_ϕ Corrente em vazio de um reator saturado
- i** Valor instantâneo de uma corrente elétrica alternada
- i_a Corrente na fase A (B ou C) de um reator saturado
 - i_L Corrente através de uma indutância L
 - i_j Corrente através do enrolamento j de um reator saturado
 - i_m Valor máximo de uma corrente alternada
 - $i_m^{(j)}$ Valor máximo da corrente alternada através do enrolamento j
 - i_r Corrente através de uma resistência r
 - i_ϕ Corrente no ramo de magnetização do circuito equivalente
- J** Densidade de corrente em um condutor elétrico
- L** Indutância elétrica
- L_A Indutância operacional da fase A de um reator saturado
 - L_{AA} Indutância própria da fase A (B ou C) de um reator saturado
 - L_{AB} Indutância mútua entre as fases A e B (A e C ou B e C) de um reator
 - L_{cc} Indutância de curto-circuito de um transformador
 - $L_{cc}^{(ij)}$ Indutância de curto-circuito dos enrolamentos i e j de um transformador
 - L_{dj} Indutância de dispersão do enrolamento j de um transformador de três enrolamentos
 - L_j Indutância de dispersão do enrolamento j de um transformador de dois enrolamentos ou de dispersão do circuito equivalente de um transformador de três enrolamentos

L_{jj}	Indutância própria do enrolamento j de um transformador
$L_{jj}^{(k)}$	Indutância própria do enrolamento j do núcleo k de um reator saturado
L_{ij}	Indutância mútua entre os enrolamentos i e j de um transformador
$L_{ij}^{(k)}$	Indutância mútua entre os enrolamentos i e j do núcleo k de um reator
L_m	Indutância de magnetização do núcleo de um transformador ou reator
L_{m1}	Parcela através do ar da indutância de magnetização do núcleo de um transformador ou reator saturado
L_{m2}	Parcela através do ferro da indutância de magnetização do núcleo de um transformador ou reator saturado
l	Comprimento de um componente
l_{esp}	Comprimento médio de uma espira do enrolamento de um reator saturado
$l_{\text{esp}}^{(j)}$	Comprimento médio de uma espira do enrolamento j de um reator saturado
l_{espT}	Comprimento médio de uma espira do enrolamento de um transformador
$l_{\text{espT}}^{(j)}$	Comprimento médio de uma espira do enrolamento j de um transformador
l_R	Comprimento da estrutura magnética de um reator saturado
l_n	Comprimento magnético do núcleo de um reator saturado
l_r	Comprimento magnético do retorno de um reator saturado
l_t	Comprimento magnético da travessa de um reator saturado
N	Número de espiras de um enrolamento
N_j	Número de espiras do enrolamento j de um reator saturado
N_{kj}	Número de espiras do enrolamento k do núcleo j de um reator saturado
N_{Tj}	Número de espiras do enrolamento j de um transformador
n_{cam}	Número de camadas de um enrolamento de um reator saturado
n_{cond}	Número de condutores por camada de um enrolamento de um reator saturado
\mathcal{P}	Peso de um componente

- \mathcal{P}_{cu} Peso do cobre do enrolamento de um reator saturado
- \mathcal{P}_{fe} Peso do ferro da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{P}_{\text{fe}}^{(n)}$ Peso do ferro de um núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{P}_{\text{fe}}^{(r)}$ Peso do ferro de um retorno da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{P}_{\text{fe}}^{(t)}$ Peso do ferro de uma travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- P** Potência ativa
- \mathbf{P}_{cu} Perdas totais no cobre de um reator saturado
- \mathbf{P}_{fe} Perdas totais no ferro da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathbf{P}_{\text{fe}}^{(n)}$ Perdas no ferro do núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathbf{P}_{\text{fe}}^{(r)}$ Perdas no ferro do retorno da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathbf{P}_{\text{fe}}^{(t)}$ Perdas no ferro da travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- P** Perdas no ferro por unidade de peso
- $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(n)}$ Perdas por unidade de peso do núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(r)}$ Perdas por unidade de peso do retorno da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(t)}$ Perdas por unidade de peso da travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{R}** Relutância de um circuito magnético
- \mathcal{R}_j Relutância da trajetória j de um circuito magnético
- \mathcal{R}_n Relutância do núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{R}_{rj} Relutância do retorno j da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{R}_{tj} Relutância da travessa j da estrutura magnética de um reator saturado
- R** Raio de uma peça de secção circular
- \mathbf{R}_{ext} Raio externo de um enrolamento cilíndrico

- R_{int} Raio interno de um enrolamento cilíndrico
- R_j Raio interno do enrolamento j de um reator saturado
- R_n Raio do núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- r** Resistência ôhmica
- r_A Resistência equivalente da fase A (B ou C) de um reator saturado
- r_j Resistência do enrolamento j de um reator saturado
- r_{mag} Resistência do ramo de magnetização do circuito equivalente de um reator saturado
- $r_{mag}^{(w)}$ Resistência do ramo de magnetização do circuito equivalente de um reator saturado referido ao enrolamento w
- S** Potência aparente
- S_n Potência nominal de um reator saturado
- S_T Potência nominal de um transformador
- t** Espessura de uma peça
- t_c Espessura da parede do carretel suporte dos enrolamentos dos protótipos de reator saturado
- \mathcal{V}** Volume de um componente
- \mathcal{V}_{cu} Volume do cobre de um enrolamento
- \mathcal{V}_{cuR} Volume do cobre dos enrolamentos de um reator saturado
- \mathcal{V}_{cuT} Volume do cobre dos enrolamentos de um transformador
- \mathcal{V}_{fe} Volume do ferro de uma estrutura magnética
- \mathcal{V}_{feR} Volume do ferro da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{V}_{feR}^{(N)}$ Peso do ferro dos núcleos da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{V}_{feR}^{(n)}$ Volume do ferro de um núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{V}_{feR}^{(RT)}$ Peso do ferro dos retornos e das travessas da estrutura magnética de um reator saturado
- $\mathcal{V}_{feR}^{(r)}$ Volume do ferro de um retorno da estrutura magnética de um reator saturado

- $\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(t)}$ Volume do ferro de uma travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- \mathcal{V}_{feT} Volume do ferro da estrutura magnética de um transformador
- $\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}$ Volume do ferro dos núcleos da estrutura magnética de um transformador
- V** Valor eficaz de uma tensão alternada
- V_a Tensão fase-neutro aplicada à fase A de um reator saturado
- V_n Tensão fase-fase nominal de um reator saturado
- V_s Tensão fase-fase de início de saturação de um reator saturado
- V_T Tensão fase-fase nominal de um transformador
- $V_T^{(w)}$ Tensão fase-fase nominal do enrolamento w de um transformador
- V_w Tensão nos terminais do enrolamento w de um reator saturado
- v** Valor instantâneo de uma tensão alternada
- v_{AB} Tensão entre as fases A e B (A e c ou B e C) de um reator saturado
- v_j Tensão nos terminais do enrolamento j de um reator saturado
- v_j^k Tensão nos terminais do enrolamento j do núcleo k de um reator
- v_L Tensão nos terminais da indutância L
- v_m Valor máximo de uma tensão alternada
- v_r Tensão nos terminais da resistência r
- W** Energia armazenada num campo magnético
- w** Largura de uma peça
- w_c Largura da secção retangular de um condutor
- w_{ext} Largura externa de um enrolamento com secção retangular
- w_{int} Largura interna de um enrolamento com secção retangular
- w_i Largura do enrolamento i de um reator saturado
- w_{jk} Largura da janela k da estrutura magnética de um reator saturado
- w_{jT} Largura da janela da estrutura magnética de um transformador
- w_n Largura do núcleo da estrutura magnética de um reator saturado
- w_r Largura do retorno da estrutura magnética de um reator saturado

- w_t Largura da travessa da estrutura magnética de um reator saturado
- X** Reatância elétrica
- X_A Parcela não linear da reatância operacional da fase A de um reator
- X_C Reatância de um capacitor C
- X_R Parcela linear da reatância operacional da fase A de um reator
- X_S Reatância equivalente de um reator saturado
- δ Densidade de um material
- δ_{cu} Densidade do cobre dos enrolamentos de um reator saturado
- δ_{fe} Densidade do ferro da estrutura magnética de um reator saturado
- Φ Fasor do fluxo magnético
- φ Valor instantâneo do fluxo magnético
- φ_{aj} Fluxo de dispersão do enrolamento j
- φ_j Fluxo total através do enrolamento j
- φ_{jk} Fluxo mútuo através do enrolamento k produzido pelo enrolamento j
- φ_m Fluxo mútuo entre enrolamentos
- λ Valor instantâneo do fluxo magnético de enlace
- λ_j Fluxo de enlace do enrolamento j
- λ_{jk} Fluxo de enlace do enrolamento k produzido pelo enrolamento j
- μ Permeabilidade magnética de um material
- μ_j Permeabilidade absoluta do núcleo j de um reator saturado
- μ_{inc} Permeabilidade incremental do material ferromagnético do núcleo de um reator saturado
- μ_o Permeabilidade absoluta do ar
- ρ Resistividade elétrica de um material condutor
- ω Frequência angular

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1 Um breve relato histórico

No princípio do século passado, as fontes de alta frequência para a transmissão de sinais de comunicação, sejam para telefonia, telegrafia ou rádio, eram constituídas, essencialmente, por alternadores rotativos, considerados, segundo relatam Lindenblad e Brown (1925), os mais viáveis para essas aplicações. Na época, as pesquisas em andamento já apontavam os multiplicadores magnéticos de frequência, dispositivos fundamentados em núcleos de materiais ferromagnéticos operando sob regime de intensa saturação, como uma alternativa promissora para os alternadores. Notáveis empresas norte-americanas, como a Radio Corporation of America e a General Electric Company, participavam ativamente do esforço desenvolvimentista em curso, investindo, de acordo com Lindenblad e Brown (1925), em experiências bastante promissoras no campo da comunicação utilizando protótipos de tais multiplicadores.

Desde então e durante algumas décadas, os multiplicadores magnéticos de frequência participaram do mercado de fontes de alta frequência e isso, a despeito da baixa qualidade dos materiais magnéticos somente permitir a construção de equipamentos ineficientes, volumosos e pesados. As garantias de atratividade dos multiplicadores decorriam de algumas qualidades importantes e bastante apreciadas, tais como a robustez, a confiabilidade, a durabilidade e a baixa exigência de manutenção, conforme afirmam Johnson e Rauch (1954).

Posteriormente, com os avanços experimentados no campo da metalurgia dos materiais ferromagnéticos, particularmente na época da segunda grande guerra, multiplicadores com perdas bem menores que aquelas verificadas no passado e com peso também muito inferior puderam ser produzidos, como relatam Smith e Salihi (1955). Ainda como decorrência do enorme esforço de guerra, o mercado de fontes de alta frequência experimentou uma expansão acentuada de demanda, conseqüência das evoluções

experimentadas nas áreas de computação e de controle automático (Johnson e Rauch, 1954).

Nesse contexto, o interesse pelos multiplicadores magnéticos de frequência, que sofrera uma retração com o advento das válvulas transmissoras, segundo Friedlander (1956), foi novamente reavivado. Ora, até essa ocasião, o princípio de funcionamento dos multiplicadores magnéticos exigia, para promover a geração de uma frequência elevada, de uma alimentação de natureza polifásica, de sorte que, para multiplicar n vezes a frequência industrial, uma fonte de suprimento enefásica era necessária, como ilustra o diagrama da figura 1.1. Nessas circunstâncias, excetuando-se os triplicadores, que utilizavam diretamente a rede trifásica industrial, os demais multiplicadores faziam uso de esquemas especiais, sendo comum o emprego de transformadores conectados de modo a prover o número de fases necessárias, tal como se observa no quintuplicador apresentado por Johnson e Rauch (1954).

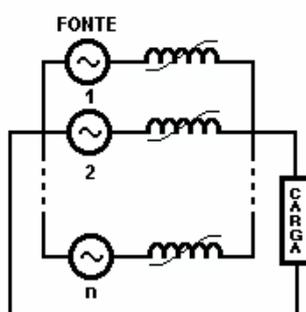


FIGURA 1.1

Diagrama de um enuplicador magnético de frequência

O peso e o custo desse tipo de montagem reduziam bastante a competitividade dos multiplicadores magnéticos de frequência, o que motivou Friedlander (1956) a lançar uma nova linhagem para esses multiplicadores, resultado do aperfeiçoamento de uma proposição formulada muitos anos antes por esse mesmo pesquisador. Nessa nova concepção, o suprimento seria oriundo preferencialmente de uma rede trifásica, sendo a defasagem produzida nos próprios núcleos do multiplicador através de um arranjo engenhoso de enrolamentos, como mostra o diagrama da figura 1.2 para um septuplicador de frequência. Afora essa inovação, um outro aspecto que se destacava

nessa proposta era a reduzida distorção harmônica verificada na corrente de alimentação do multiplicador, graças a um processo interno de mútuo cancelamento das componentes harmônicas. Tal desempenho, além de facultar a construção de multiplicadores de grande porte, também consolidou as bases que originaram os atuais reatores com saturação natural.

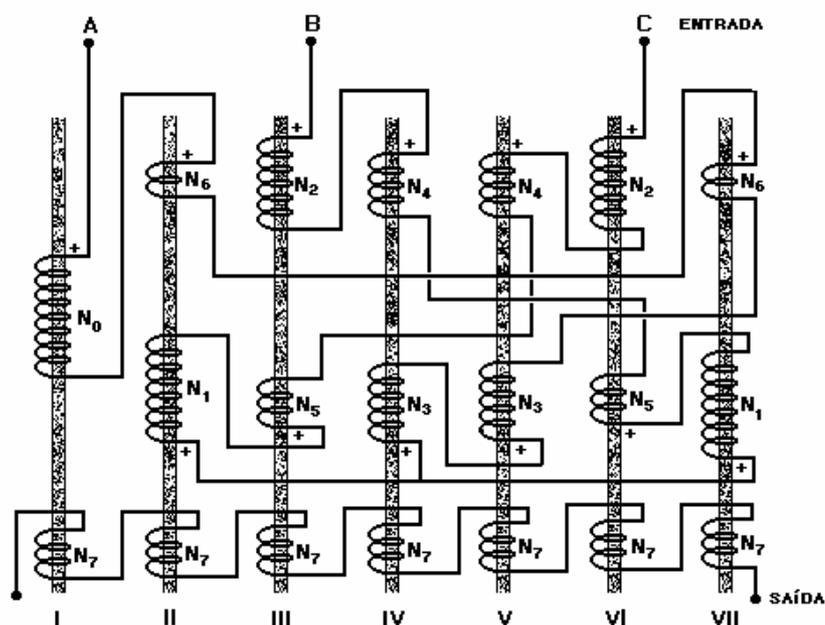


FIGURA 1.2

Diagrama do setuplicador magnético de frequência proposto por Friedlander

Até então, os reatores saturados eram projetados com uma excitação em corrente contínua para o controle do nível de saturação dos núcleos, como se verifica, por exemplo, no transdutor de 100 MVA construído pela GEC para ensaios em máquinas (Fisher e Friedlander, 1955) e no reator desenvolvido por Selin (1956) para aplicação em sistemas de potência. Nessa nova concepção de reatores, entretanto, a saturação era alcançada por intermédio da própria alimentação em corrente alternada, prescindindo, portanto, de todos os elementos em corrente contínua e, por consequência, dotando esse equipamento de um elevado grau de confiabilidade a um baixo custo.

Originalmente, o reator, assim concebido, exibiu uma característica operacional tensão×corrente tal como aponta a figura 1.3, (A), onde a inclinação desde a tensão de início de saturação, V_s , até a condição de plena carga do reator, região assinalada por RT nos diagramas da figura 1.3, situava-se na faixa entre 8 e 15% (Thanawala, Williams e Young, 1979). Esse comportamento, sem dúvida, restringia o campo de utilização dos reatores, especialmente no tocante ao valor mínimo da inclinação, considerado muito elevado para determinadas aplicações em sistemas de potência. Desde que as práticas de projeto em vigor eram as responsáveis por essa limitação, Friedlander (1966) propôs, para superar esse inconveniente, a incorporação de um capacitor em série, o qual, ao compensar a indutância do reator, ampliava o patamar inferior da inclinação, ao menos teoricamente, para um valor nulo, como mostra a figura 1.3, (B). Posteriormente, um outro capacitor foi acrescentado ao circuito, desta vez em paralelo, o que habilitava o reator também no fornecimento de potência reativa capacitiva, fazendo-o atuar aos moldes de um compensador como se verifica na figura 1.3, (C) (Friedlander, 1966).

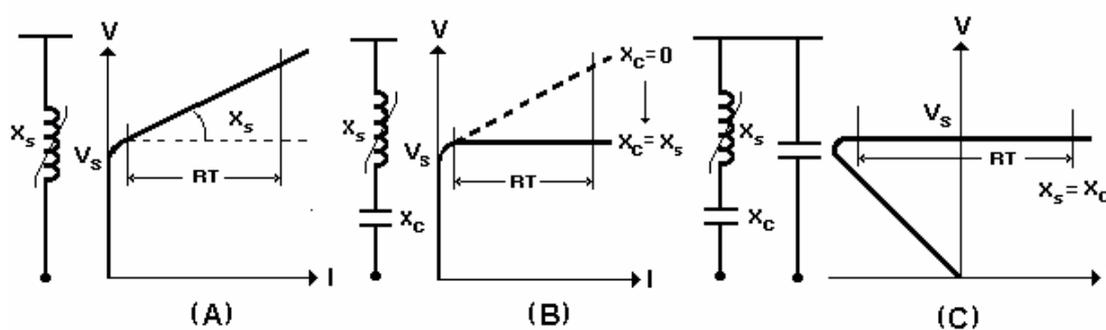


FIGURA 1.3

Implementações introduzidas pela GEC na característica dos reatores saturados

As versões de reator descritas foram amplamente utilizadas nas décadas compreendidas entre 1960 e 1980, embora apenas dois fabricantes fossem conhecidos, a General Electric Company (GEC) da Inglaterra e o Atelier de Constructions Electriques de Charleroi (ACEC) na Bélgica. Somente a GEC, a mais importante das duas, foi a responsável pelo fornecimento de mais de 40 unidades trifásicas com tensão máxima de

69 kV e potência de até 150 Mvar, destinados a aplicações tanto na área industrial, como em sistemas de potência (Kennedy, Loughran e Young, 1974 ; Fenton, Jones, Loughran, Read e Simcox, 1977 ; Taylor, Walshe e Young, 1978 ; Thanawala, Williams e Young, 1979 ; Gravrilovic, 1982 ; Thanawala, 1985). No tocante a ACEC, os registros de George, Labart, Sironi e Van Hulse (1978) apenas assinalam a produção por essa empresa de reatores com saturação natural com uma estrutura magnética de seis núcleos e para aplicações em sistema de potência.

No transcurso da década de 1980, com a expansão experimentada pela indústria da eletrônica de potência, a GEC incorporou, à sua linha de produção, uma opção de compensador fundamentado nessa nova tendência (Thanawala, 1985), embora ainda ofertasse os tradicionais reatores com saturação natural. Todavia, a partir de 1990, nenhum novo fornecimento de reator foi registrado na literatura, o que leva à suposição de que a GEC tenha se inclinado definitivamente pelos compensadores com base na eletrônica de potência.

Nesse mesmo período registrou-se, na extinta União Soviética, um enorme interesse pelos reatores saturados em decorrência da grande demanda de potência reativa requerida pelas linhas compactas de transmissão em alta tensão. Ora, era sabido que os reatores com saturação natural fabricados pela GEC somente exibiam um projeto economicamente viável para conexão direta em sistemas com tensão de até 132 kV, de modo que, além desse valor, tornava-se obrigatório o uso de transformadores elevadores para promover o condicionamento da tensão (Thanawala, Williams e Young, 1979). A questão residia no número de enrolamentos utilizados em cada núcleo e nas distâncias de isolamento praticada na época, o que, normalmente, redundava numa estrutura magnética muito longa para um reator alimentado por elevadas tensões.

Ora, as evoluções verificadas no campo dos materiais isolantes para alta tensão já habilitam, na década de 1990, a produção de equipamentos, principalmente transformadores, com dimensões bastante razoáveis, técnica que, naturalmente, poderia ser estendida sem restrição à construção dos reatores saturados, eliminando, dessa maneira, as limitações mencionadas. Tanto isso é verdadeiro que, na época, Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991) propunham um projeto de reator com saturação natural de 180 Mvar para conexão direta em sistemas de potência com tensão de 525 kV, cuja estrutura, se construída num monobloco único, atingiria, no máximo, cerca de 13 m de comprimento. A alternativa apresentada por tais projetistas, com

vistas a oferecer maiores facilidades para o transporte e para o manuseio de uma carga com essa envergadura, foi a fabricação da estrutura desse reator em três unidades independentes com 5,40 m de comprimento cada um.

Ainda assim, os estudiosos da Tallinn Technical University (TTU) na Estônia buscaram a redução das dimensões da estrutura dos reatores saturados através de uma reformulação na arquitetura dos enrolamentos. A contribuição desses pesquisadores, Jarvik e Tellinen (1998), pode ser apreciada na figura 1.4 para um reator saturado de nove núcleos e consistiu em substituir os enrolamentos individuais de uma parte dos núcleos por enrolamentos ligados na modalidade autotransformador. Com essa configuração, uma diminuição significativa no comprimento da estrutura magnética do reator poderia ser alcançada pela dispensa da isolamento entre os enrolamentos independentes requerida pelo modelo da GEC. Na atualidade, segundo Jarvik e Tellinen (1998), algumas instituições de países da extinta União Soviética, como Rússia e Estônia, dominam inteiramente a tecnologia de projeto e fabricação dos diferentes tipos de reatores saturados, tendo, inclusive, produzido diversas unidades de elevada capacidade para aplicação em sistemas de potência.

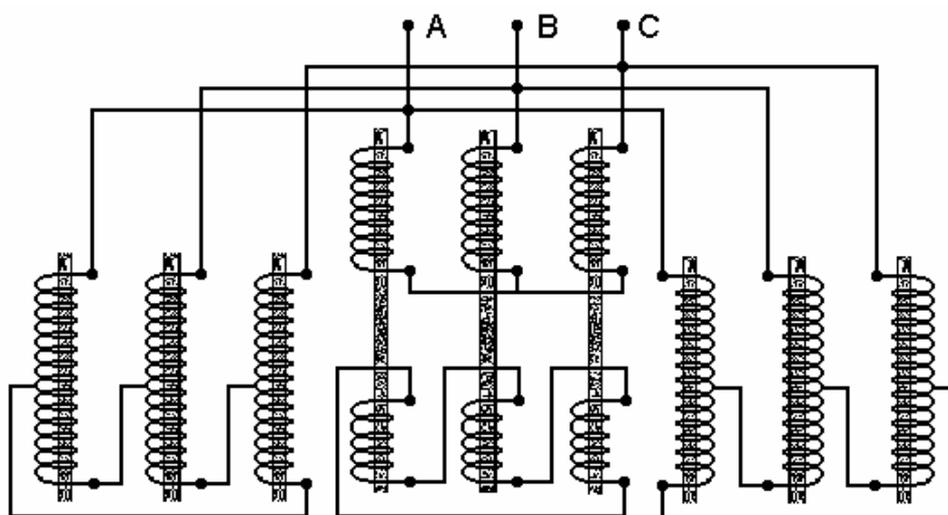


FIGURA 1.4
Diagrama do reator saturado de nove núcleos proposto pela TTU

1.2 As perspectivas atuais de aplicação dos reatores

O sistema elétrico brasileiro é pródigo em linhas de transmissão longas em decorrência não somente da sua vasta extensão territorial, mas também pela concentração do consumo de energia em regiões específicas e pela geração de vocação tipicamente hidrelétrica. Ora, uma das singularidades dos sistemas de transmissão longos em alta tensão é, justamente, a precária regulação de tensão oferecida nas barras de consumo, tanto em regime permanente como transitório. Na operação em vazio ou em carga leve, vigente por ocasião das energizações ou seguindo rejeições de carga, a capacitância associada a essas linhas de grande extensão impõe, freqüentemente, elevações inadmissíveis na tensão das barras de consumo. Por outro lado, quando funcionando na plenitude da carga, registra-se um comportamento inverso, ou seja, uma redução, por vezes, drástica da tensão. Esse quadro adverso é tanto mais grave quanto menor for a potência de curto-circuito do sistema.

Para combater esse comportamento inadequado, a compensação de reativos é uma prática comum entre as concessionárias nacionais responsáveis pela geração e transmissão de energia elétrica, valendo-se, para tal, de diversos expedientes, cada um com características e indicações específicas. Dentre esses recursos destacam-se, como os mais tradicionais e de menor custo, os reatores lineares e capacitores, conectados em derivação na extremidade da linha e junto às cargas, respectivamente, como mostra o diagrama unifilar da figura 1.5. Nessa montagem, os reatores coíbem a tensão de alcançar patamares elevados, enquanto os capacitores atuam na direção contrária, impedindo-a de cair abaixo do nível tolerável.

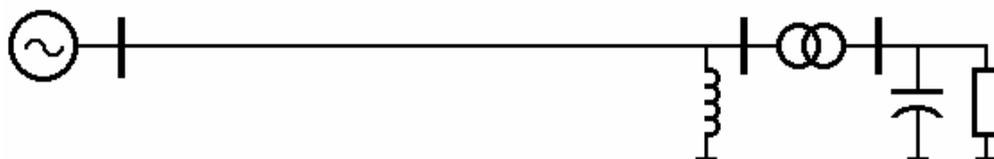


FIGURA 1.5
Compensação tradicional de uma linha de transmissão

As desvantagens verificadas com o uso desse esquema de compensação residem, em primeiro lugar, na necessidade de execução de manobras de inserção ou remoção de equipamentos sempre que o carregamento do sistema experimentar mudanças significativas. Assim, quando a carga suprida pela linha sofrer uma redução, os capacitores deverão ser gradativamente retirados de operação para conter o crescimento da tensão, enquanto os reatores serão alvos de idêntica manobra por ocasião da elevação do consumo. A regulação de tensão alcançada mediante esses procedimentos não exhibe, pois, um caráter contínuo, mas discreto, uma vez que apenas blocos desses elementos poderão ser acionados de cada vez.

Ainda mais, a contenção da tensão no contexto de uma rejeição de carga requer a permanência de reatores em funcionamento contínuo, indiferente ao carregamento imposto à linha de transmissão e, nessas circunstâncias, tais equipamentos passarão a exercer o papel de um consumidor permanente de potência reativa. Desse modo, os benefícios auferidos com a operação dos reatores durante o regime de baixa carga serão inteiramente convertidos em ônus na plena carga, pois parte da capacidade de transmissão da linha estará ocupada com o suprimento dos mesmos. Esse quadro torna-se ainda mais dramático quando se têm em consideração os esforços atuais das empresas do setor elétrico nacional para elevar a potência natural das suas linhas de transmissão, pois os ganhos pretendidos com essa operação serão parcialmente frustrados pela presença dos reatores de compensação.

Uma das alternativas para superar os inconvenientes da associação convencional reator-capacitor, ilustrada na figura 1.5, consiste na substituição desse conjunto por compensadores rotativos ou estáticos. Qualquer dessas opções, todavia, significará o dispêndio de grandes somas, destinadas não somente à aquisição e instalação dos equipamentos propriamente ditos, mas também em infra-estrutura com vistas à futura manutenção e operação dos mesmos.

Uma outra proposição igualmente eficaz, porém bem mais em conta, foi apresentada por Brasil e Carvalho (1995) e utiliza reatores com saturação natural em vez do conjunto reator linear e capacitor, nos moldes indicados na figura 1.6.

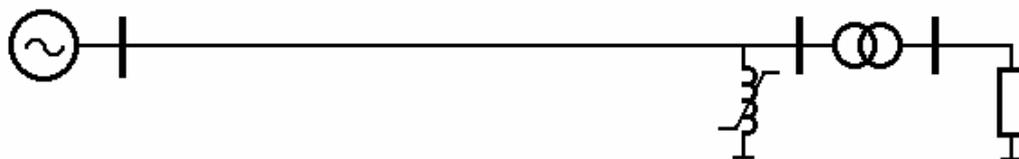


FIGURA 1.6

Compensação de uma linha de transmissão por reatores com saturação natural

De fato, a característica tensão×corrente exibida por esses equipamentos, esboçada na figura 1.7, parece feita sob medida para a aplicação pretendida :

- nas tensões mais baixas, ou seja, na condição de plena carga, o reator funcionará na vizinhança do ponto (V_s, I_ϕ) , demandando, dessa forma, uma potência irrisória do sistema, inferior a 10 % do seu valor nominal ;
- á proporção que a carga do sistema diminui, a tensão experimenta uma elevação correspondente, o que desloca o ponto de operação do reator para as proximidades de (V_n, I_n) , elevando o seu consumo numa proporção ditada pela inclinação da sua característica, a qual, em princípio, poderá ser especificada para satisfazer qualquer nível de compensação desejada.

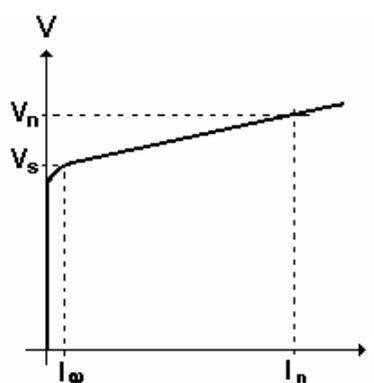


FIGURA 1.7

Característica operacional típica de um reator saturado

Tal comportamento, além de ensejar um controle contínuo da tensão dentro de patamares determinados, disponibilizará toda a capacidade da linha de transmissão exclusivamente para o atendimento das cargas, como demonstraram Carvalho e Fonte (2001 e 2002).

É importante registrar que, nos sistemas radiais, a potência reativa que deixa de circular por um determinado trecho de linha de transmissão com a utilização de reatores saturados ao invés de reatores lineares repercutirá ao longo do sistema inteiro. Assim, o perfil de tensão não somente exibirá uma melhoria local, mas em todos os barramentos por onde deveria transitar a potência consumida pelos reatores lineares. Os ganhos financeiros obtidos poderão, portanto, dependendo da arquitetura do sistema, alcançar cifras importantes, uma vez que os investimentos para elevar a capacidade dos eixos de transmissão existentes ou para a construção de novos eixos poderão ser postergados ou mesmo eliminados com o uso de reatores saturados.

Ainda concernente aos aspectos econômicos, deve-se enfatizar que os custos de um reator com saturação natural não deverão diferir muito daquele estimado para um transformador de dois enrolamentos de igual porte, como se demonstra no apêndice 7.1 do Capítulo 7.

Além desses méritos, por ser idêntico a um transformador de potência em termos da tecnologia de fabricação, o reator com saturação natural exhibe as peculiaridades próprias dessa natureza de equipamento e que também são relevantes, particularmente quando a geografia do sistema ditar a instalação de dispositivos de compensação em locais distantes e de difícil acesso :

- manutenção de baixo custo ;
- operação desassistida ;
- elevada confiabilidade ;
- resistências às intempéries ;
- durabilidade.

Esses elementos concorrem, sem dúvida, para tornar ainda mais atrativo o uso de reatores com saturação natural para a compensação de linhas de transmissão.

1.3 As pesquisas desenvolvidas no LDSP

De um modo geral, as empresas brasileiras de energia elétrica não contemplam, pelo menos até o momento, o reator com saturação natural como uma alternativa importante no planejamento de novas linhas de transmissão e também no processo de recapacitação das linhas existentes. As principais alegações para tal postura vão desde a escassez de literatura abordando o tema até a ausência de um modelo matemático para representar os reatores nos estudos dos sistemas de potência.

De fato, grande parte da bibliografia versando acerca dos reatores com saturação natural esteve, no passado, restrita a publicações dos próprios fabricantes, a exemplo da GEC Review e da ACEC Review, e, mais recentemente, em revistas de circulação limitada a países da extinta União Soviética. Desse modo, muitos aspectos relacionados com o projeto e a operação desses equipamentos ainda são ignorados por uma parcela significativa da comunidade acadêmica e de engenharia nacional.

Diante dessa conjuntura, o Laboratório Digital de Sistemas de Potência (LDSP), do Departamento de Engenharia Elétrica e Sistemas de Potência (DEESP) da Universidade Federal de Pernambuco (UFPE) decidiu investir num programa de pesquisa, o qual já motivou o desenvolvimento de quatro dissertações de mestrado, com a seguinte ordem cronológica :

- Brasil, D. O. C., *Aplicação de reatores saturados em sistemas de transmissão* ;
- Fonte, L. A. M., *Reator saturado - Alguns aspectos operacionais e de projeto* ;
- Ferreira, F. M. C., *Aplicação de reatores com saturação natural em sistemas de extra alta tensão* ;
- Leal, F.S., *Reatores saturados com excitação paralela*.

O ponto de partida para esse ciclo de estudos foi firmado no trabalho de Carvalho (1983), o qual demonstrou que o modelo tradicional de Steinmetz (1895) para representar os transformadores prestava-se perfeitamente para simular também os reatores com saturação natural. Embora os resultados obtidos com esse modelo

reproduzisse com uma exatidão satisfatória o comportamento permanente e transitório previsto para os reatores, o mesmo foi concebido para funcionar acoplado a um programa específico do Institute of Science and Technology da Universidade de Manchester (UMIST), Inglaterra. Ora, a habilitação dos reatores no rol dos recursos para o controle de tensão dos sistemas de potência exige a definição de um modelo computacional adequado ao programa tradicionalmente utilizado para esse fim, o EMTP – ATP. Nessas circunstâncias, um novo modelo para o reator com saturação natural deveria ser estabelecido dentre as diferentes possibilidades oferecidas por esse programa, tarefa que coube a Brasil (1996).

A etapa seguinte da pesquisa foi de responsabilidade de Fonte (1997) e consistiu em prover os parâmetros exigidos pelo modelo proposto, pois, diferentemente dos procedimentos correntes para os transformadores de potência, tais elementos não poderiam ser estimados com base em informações de equipamentos similares, em vista da inexistência de um banco de dados consistente. Ante as dificuldades restou, como única alternativa para obtenção dos parâmetros do modelo matemático, a própria metodologia de cálculo dos reatores. Uma rotina expedita para o dimensionamento dos reatores com saturação natural foi, então, desenvolvida com vistas ao atendimento dessas necessidades.

Com o modelo matemático devidamente parametrizado, uma aplicação dos reatores com saturação natural no papel de compensador de linhas de transmissão em um sistema de potência real foi, então, planejada. A pesquisa sob a responsabilidade de Ferreira (1998) adotou, como campo experimental, um trecho da rede de 500 kV da Companhia Hidroelétrica do São Francisco (CHESF), interligando Teresina (Piauí) a Milagres (Ceará). Os resultados obtidos nas simulações, realizadas através do programa EMTP-ATP, confirmaram todas as virtudes já proclamadas para o reator e apontaram outros aspectos relevantes.

Em todos os trabalhos descritos, um único tipo de reator foi alvo das especulações, exatamente o reator com ligação série dos enrolamentos, de sorte que, para tornar mais abrangente a pesquisa, restaria examinar o reator que utiliza uma ligação paralela dos enrolamentos, estudos que foram relatados por Leal (2000).

1.4 A eficácia do reator como compensador de linhas de transmissão

Os estudos para demonstrar a eficácia do reator com saturação natural como compensador de linhas de transmissão, substituindo os tradicionais reatores lineares, tiveram por cenário o sistema de 500 kV da CHESF, especificamente o trecho dessa rede que interliga a subestação de Teresina no Piauí com a subestação de Milagres no Ceará numa extensão de 947 km. A compensação dessas linhas de transmissão é efetuada, de acordo com Carvalho e Fonte (2001), por intermédio de dez reatores lineares distribuídos de conformidade com a figura 1.8 e perfazendo um total de 1250 Mvar.

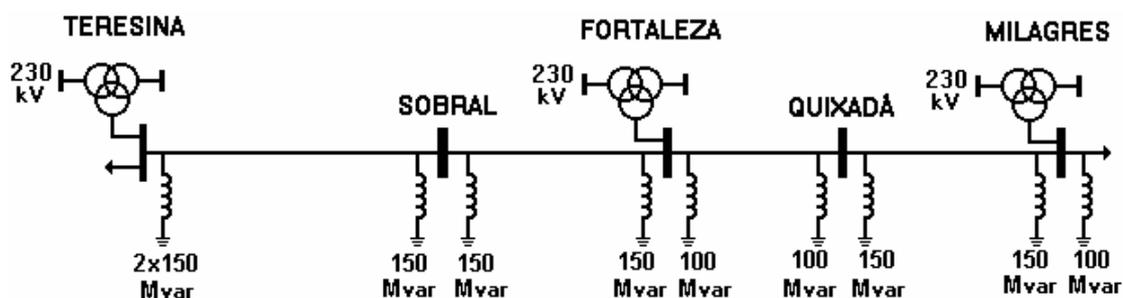


FIGURA 1.8

Compensação de parte do sistema de 500 kV da CHESF por reatores lineares

A proposição básica dos estudos consistiu em manter aproximadamente a mesma potência de compensação, agora, porém, utilizando reatores com saturação natural ao invés dos reatores lineares. Para esse propósito, três tipos de reatores foram concebidos, todos com nove núcleos e com idêntica inclinação na característica tensão×corrente, 15%. Todos esses reatores iniciam a saturação na tensão de 475 kV, mas disponibilizam potências distintas na tensão de 546 kV : 200 Mvar para o tipo I, 150 Mvar para o tipo II e 110 Mvar para o tipo III. A locação de cada um desses reatores no sistema de 500 kV da CHESF obedeceu às indicações constantes da Tabela 1.1.

SUBESTAÇÃO	REATOR LINEAR	REATOR SATURADO
Teresina	2 x 150 Mvar	1 x tipo I 1 x tipo II
Sobral	2 x 150 Mvar	1 x tipo I 1 x tipo II
Fortaleza	1 x 150 Mvar 1 x 100 Mvar	2 x tipo III
Quixadá	1 x 150 Mvar 1 x 100 Mvar	2 x tipo III
Milagres	1 x 150 Mvar 1 x 100 Mvar	2 x tipo II

TABELA 1.1
Quadro de substituição dos reatores lineares por saturados no sistema CHESF

Um confronto direto entre as capacidades nominais dos reatores lineares removidos e dos reatores com saturação natural acoplados ao sistema poderá parecer, à primeira vista, que a compensação proposta empregará um maior volume de potência. Todavia, é importante destacar que, na especificação dos reatores saturados, a potência nominal é estabelecida em 547 kV, enquanto, para os reatores lineares, tal definição ocorre em 500 kV. Procedendo a unificação das bases de cálculo é fácil verificar, a partir das características operacionais de cada tipo, que, em 500 kV, o conjunto dos reatores saturados totalizará 457 Mvar e os lineares somarão 1350 Mvar, enquanto, em 547 kV, tem-se 1440 e 1616 Mvar respectivamente. Portanto, foi utilizado um valor de compensação através de reatores com saturação natural um pouco inferior àquele definido pela CHESF para os reatores lineares.

As duas configurações foram, inicialmente, apreciadas em regime permanente com o intuito de identificar o nível de carregamento suportável por cada uma sem infringir o limite operacional de 0,90 p.u. para a tensão. Para isso, as cargas do sistema sofreram, a partir da condição considerada de carga leve, uma evolução gradual e uniforme até que o patamar inferior especificado para a tensão fosse atingido em qualquer uma das barras das subestações assistidas. Os resultados das simulações no EMTP – ATP

apresentados por Carvalho e Fonte (2002) podem ser apreciados na figura 1.9, a qual mostra o comportamento da tensão em cada uma das barras de 500 kV em função do carregamento imposto ao sistema em por unidade da carga mínima.

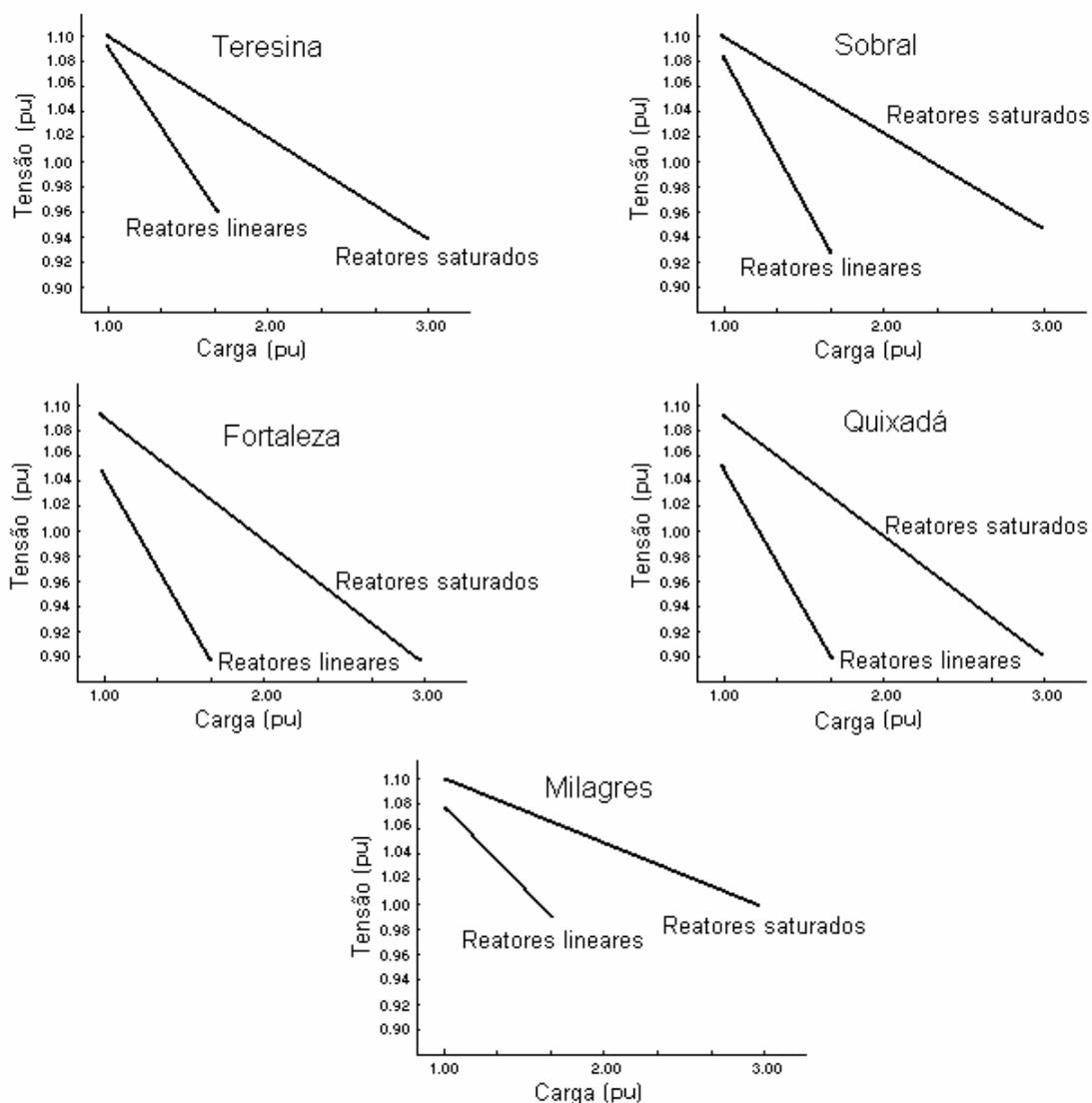


FIGURA 1.9
Comportamento da tensão no sistema de 500 kV da CHESF com a carga

Esses dados atestam, sem qualquer dúvida, a dimensão do benefício auferido com a aplicação dos reatores com saturação natural para a compensação das linhas de transmissão, uma vez que, nessas circunstâncias, foi possível impor ao sistema um

carregamento praticamente duas vezes superior àquele verificado com o uso dos reatores lineares. Uma confirmação desses valores encontra-se registrado na figura 1.10, a qual reproduz o fluxo de potência fornecido por Carvalho e Fonte (2202) para a condição de carga máxima do sistema nas duas alternativas de compensação.

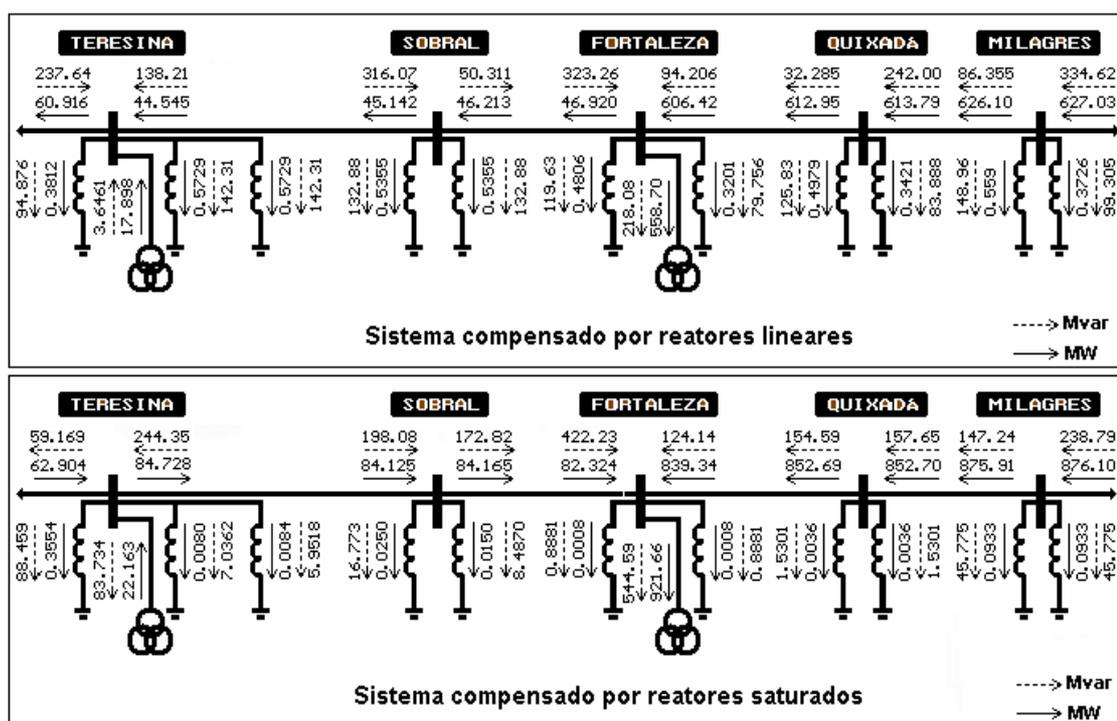


FIGURA 1.10
Fluxo de potência no sistema de 500 kV da CHESF

Ainda em estado permanente foi efetuada uma averiguação da distorção harmônica produzida na tensão de cada uma das barras do sistema após a introdução dos reatores com saturação natural, utilizando-se, para esse levantamento, o recurso da análise de Fourier oferecido pelo EMTP-ATP. A tabela 1.2 reúne os maiores níveis detectados para a distorção harmônica total (DHT) da tensão em cada uma das barras de 500 kV durante o carregamento do sistema, sendo recordista a barra de Quixadá com 1,225%. Tais valores, obviamente, ocorreram por ocasião da carga leve, já que, nessa condição operacional, os reatores saturados contribuía com a máxima potência.

Distorção Hamônica Total DHT (%)	BARRAS DO SISTEMA				
	Teresina	Sobral	Fortaleza	Quixadá	Milagres
	0,977	0,953	0,957	1,225	0,949

TABELA 1.2
Valores máximos da DHT nas barras do sistema de 500 kV da CHESF

Individualmente, cada uma das componentes harmônicas até a ordem 50^a foi, também, avaliada para identificação das maiores amplitudes e, outra vez, a barra de 500 kV de Quixadá superou todas as demais. A figura 1.11 registra a máxima intensidade individual (DHI) nessa barra para cada etapa do carregamento e a ordem da componente harmônica responsável por essa magnitude, no caso a 11^a até duas vezes e meia a carga mínima e a 17^a daí por diante.

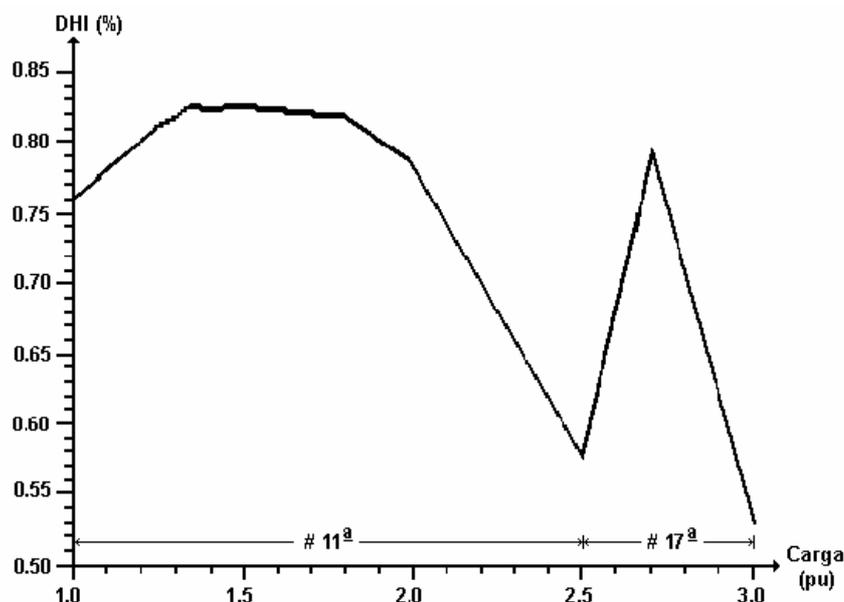


FIGURA 1.11
Intensidade máxima da DHI na barra de Quixadá do sistema CHESF

A presença da 11^a componente harmônica, uma ordem de ocorrência não prevista nos reatores saturados com estrutura magnética de nove núcleos, decorre do uso de um reator auxiliar de três núcleos nos moldes apontados na figura 1.12. Esse reator adicional é um recurso bastante eficiente quando se pretende a redução da intensidade das componentes harmônicas típicas do reator principal, $18k \pm 1$, $k \in \mathbb{N}$, porém, em contrapartida, promove a introdução de componentes de ordem inferior. Com essa arquitetura, o reator de nove núcleos exibirá um comportamento, no tocante ao perfil harmônico, idêntico a um compensador estático controlado por tiristor e com configuração de 12 pulsos, uma vez que ambos produzem componentes harmônicas da ordem $12k \pm 1$, $k \in \mathbb{N}$.

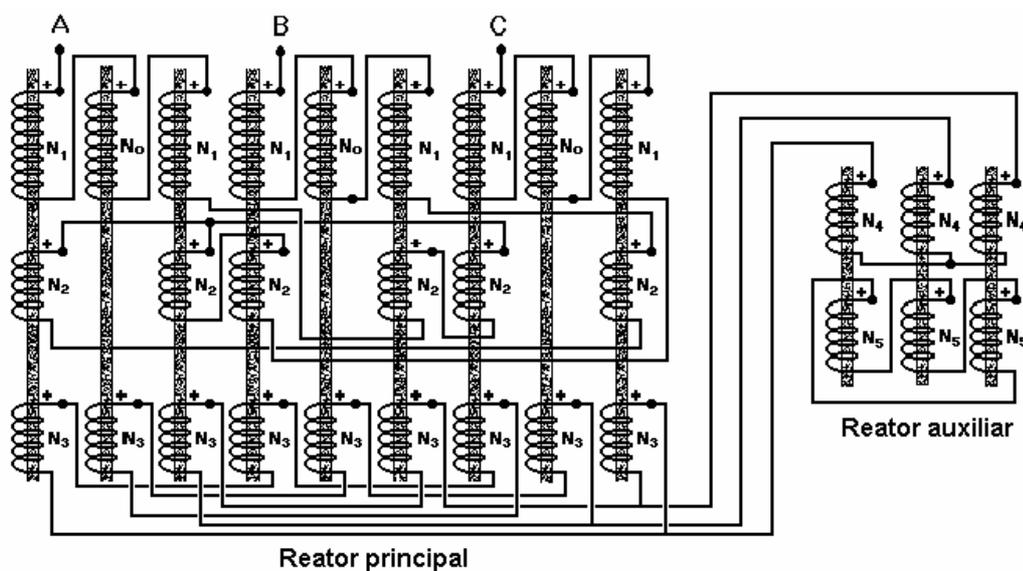


FIGURA 1.12
Diagrama do reator de nove núcleos compensado por um reator auxiliar

Tomando-se como referência os critérios sugeridos pela norma IEEE-Std 519 (1996) para sistemas com tensão de trabalho igual ou superior a 161 kV :

- distorção harmônica total (DHT) $\leq 1,5 \%$;
- distorção harmônica individual (DHI) $\leq 1,0 \%$;

é evidente que a magnitude da distorção produzida no sistema pelos reatores com saturação natural situa-se num patamar inteiramente satisfatório, não reclamando a aplicação de filtros externos ou de qualquer outra medida restritiva.

Os estudos de regime transitório do sistema de 500 kV da CHESF foram circunscritos, exclusivamente, às sobretensões de manobra e contemplaram as duas modalidades de compensação descritas ; através de reatores lineares e de reatores com saturação natural. De conformidade com Carvalho e Fonte (2002), os resultados das simulações no EMTP-ATP não apontaram uma vantagem expressiva de uma ou de outra configuração, ao menos nas operações de rejeições de carga e de religamentos tripolares. Todavia, nos religamentos monopolares, um desempenho bastante distinto foi registrado como se verifica na figura 1.13, a qual retrata o comportamento da tensão na barra de Teresina por ocasião do desligamento monopolar da linha de transmissão para Sobral. Enquanto as sobretensões anotadas no caso do sistema compensado por reatores saturados situaram-se num nível de normalidade, os valores verificados para a configuração com reatores lineares atingiram uma escala inadmissível para os padrões operacionais vigentes. Isso importará na necessidade de aplicação de medidas adicionais de contenção, tais como reatores de neutro ou pára-raios. A causa para esse comportamento diferenciado reside na capacidade dos reatores saturados de controlar a tensão nos seus terminais de acordo com a característica operacional especificada para os mesmos e com um tempo de resposta excepcionalmente baixo.

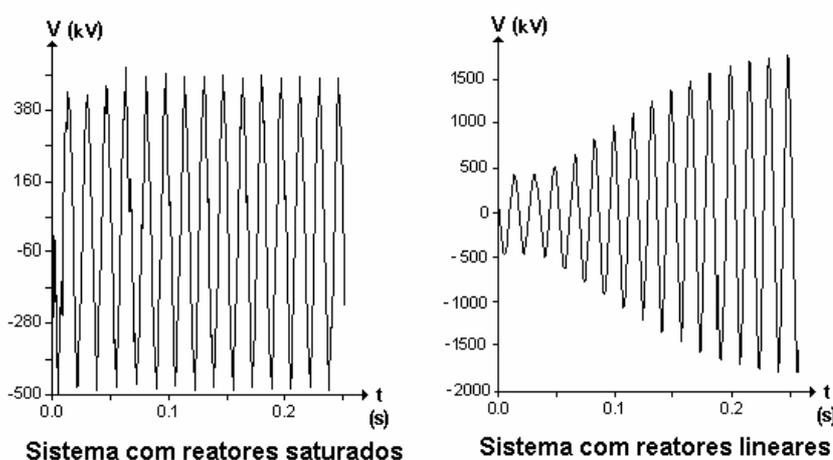


FIGURA 1.13
Tensão na barra de Teresina após a abertura monopolar

CAPÍTULO 2

Os objetivos da pesquisa

A aplicação de reatores com saturação natural para a compensação de linhas de transmissão, especialmente nos grandes eixos de transferência de potência, parece encontrar, no momento presente, um cenário ímpar, numa reedição das décadas do século passado em que tal equipamento figurou com grande destaque. A escassez cada vez maior de recursos e, em consequência, a elevação dos custos de captação para novos investimentos em linhas de transmissão requer que aquelas existentes sejam exploradas até o limite possível.

Vários expedientes concorrem para essa função, todos com muitas qualificações, porém, como em qualquer decisão empresarial, a satisfação do binômio custos incorridos e benefícios auferidos é regra elementar. Nessa apreciação, a visão do analista não deverá ater-se, unicamente, aos custos de curto prazo, relacionados com a aquisição e instalação dos equipamentos, mas também e, principalmente, deverá voltar-se para o médio e o longo prazo, onde ocorrerão os maiores dispêndios decorrentes da formação e da remuneração do pessoal da operação e da manutenção. Em tal contexto, as vantagens dos reatores saturados são inegáveis, tanto que têm sido motivo de estudos de vários organismos de planejamento e pesquisa das empresas brasileiras de energia elétrica.

Essa visão prospectiva fomentou um primeiro ciclo de pesquisas no LDSP, cujas etapas foram descritas em detalhes no capítulo anterior e que se estendeu de 1995 a 2002, tendo como objetivo primordial demonstrar, à comunidade científica e de engenharia, os benefícios oriundos da aplicação dos reatores com saturação natural na tarefa de compensação dos sistemas de potência. No transcorrer desse período, um total de dez trabalhos foi apresentado pela equipe do LDSP em diversos seminários, simpósios, encontros, congressos e conferências nacionais e internacionais :

- Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia (SNPTEE) – Florianópolis, 1995(XIII),Campinas, 2001(XVI) e Uberlândia, 2003(XVII) ;
- Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica (VI SEPOPE) – Salvador, 1998 ;
- Congresso Brasileiro de Automática (XIV CBA) – Natal, 2002 ;
- Encontro Nacional de Extra Alta Tensão (III ENEAT) – Campina Grande, 1999 ;
- International Conference on Power Systems Transients (IPST) – Lisboa, 1995 ;
- Transmission and Distribution Conference and Exposition (IEEE/PES – T&D) – Atlanta, 2001 ;
- Transmission and Distribution Latin America Conference (IEEE/PES – T&D) – São Paulo, 2002.

Essa aceitação comprovou, sem dúvida, os prognósticos do LDSP e estimulou o início de uma nova fase investigativa, dirigida ao tratamento de temas ainda inéditos, pelo menos no âmbito da literatura conhecida, e ao aprofundamento de pontos até aqui abordados de forma insuficiente no LDSP. Esta tese faz parte desse novo esforço de pesquisa e pretende apresentar os resultados das investigações mais recentes concernentes aos seguintes aspectos dos reatores com saturação natural :

- procedimentos generalizados de projeto ;
- modelagem matemática do reator ;
- projeto e construção de protótipos dos reatores ;

Os procedimentos generalizados de projeto do reator - O projeto dos reatores com saturação natural no âmbito do LDSP obedece a uma rotina estabelecida por Fonte (1997) e Leal (2000), a qual se inspirou, fundamentalmente, nos procedimentos já consagrados para os transformadores de potência. Essa metodologia foi concebida com a finalidade precípua de parametrizar o modelo matemático dos reatores saturados, de modo que se concentrou, apenas, no dimensionamento dos elementos que interessavam diretamente a este fim, ou seja, os núcleos e os enrolamentos do reator.

Nesse contexto, o projeto de componentes de grande importância como as travessas e as trajetórias de retorno, peças que reunidas aos núcleos formam o circuito magnético do reator, não foi considerado nessa rotina. Sem as informações concernentes a essas peças, o peso total e as dimensões finais dos reatores não eram computados, o que impedia uma avaliação mais precisa dos custos de produção e um confronto mais direto com equipamentos de natureza distinta, porém concebidos com a mesma finalidade.

Um outro indicador de destaque no desempenho operacional dos reatores, diretamente vinculado aos dados das travessas e dos retornos, o valor das perdas no ferro dos reatores, não foi igualmente contemplado na rotina original do LDSP. Nesse caso, além do volume do material magnético, o cálculo dessas perdas exigirá a determinação do regime operacional de cada parte da estrutura magnética, pois os reatores saturados, ao contrário dos equipamentos em uso nos sistemas de potência, que ordinariamente operam em regime de indução senoidal, trabalham com fluxos fortemente distorcidos.

Ainda mais, como esses procedimentos foram elaborados numa ocasião em que os estudos em andamento no LDSP concentravam-se, apenas, em reatores com certas características particulares, no caso, nove núcleos e enrolamentos primários individualizados, os mesmos ficaram restritos ao projeto desse tipo de reator. Ora, para satisfazer a abrangência requerida pela atual fase de pesquisa, tais procedimentos deverão ser estendidos para contemplar reatores com outras quantidades de núcleos e outros tipos de conexão dos enrolamentos.

A generalização de uma metodologia de projeto dos reatores com saturação natural que compreenda todos os aspectos de interesse do LDSP é, pois, o objeto do Capítulo 5 deste trabalho.

A modelagem matemática do reator - O modelo matemático em uso no LDSP para as simulações numéricas do reator com saturação natural é o tradicional circuito equivalente “T” para transformadores, concebido por Steinmetz (1895), pela absoluta semelhança entre cada núcleo do reator e um transformador de múltiplos enrolamentos. A adoção desse modelo fundamentou-se na premissa de que, na faixa habitual de operação do reator, os núcleos não exibiriam qualquer acoplamento magnético uns com os outros, exigência imposta pelo princípio da mútua compensação harmônica. No caso da estrutura utilizada pela ACEC, essa condição é evidente, uma vez que cada núcleo possui o seu próprio circuito magnético. Todavia, para as estruturas em monobloco notabilizadas pela GEC, tal situação somente estaria assegurada através de um projeto apropriado das travessas e das trajetórias de retorno.

Por outro lado, em condições extremas de funcionamento, como no transcorrer de transitórios, ocasião em que elevadas correntes poderão percorrer os enrolamentos do reator, a independência magnética dos núcleos poderá ser comprometida, invalidando, dessa maneira, o modelo de Steinmetz. Essa suposição tem sido apontada em algumas publicações e citada em congressos e seminários, como um elemento de descrédito à aptidão desse tipo de modelo para simular de modo apropriado as estruturas eletromagnéticas em monobloco. Tais considerações sugerem que outras formas de representação dos reatores com saturação natural sejam apreciadas, confrontadas e validadas através de testes experimentais, de modo a conferir, ao modelo eleito, a credibilidade exigida pela metodologia científica.

Também, procedimentos detalhados fazem-se necessários para uma determinação precisa de cada um dos parâmetros do modelo matemático do reator, de modo a permitir que os mesmos possam ser implementados sem dificuldades no EMTP-ATP. Tais cálculos deverão ter em conta que o reator encontra-se na fase de concepção, não podendo, portanto, ser submetido a ensaios. Nessas circunstâncias, tão somente as informações de um anteprojeto de reator estarão disponíveis para subsidiar esse processo.

A definição, a parametrização e a validação de um modelo matemático para os reatores com saturação natural serão os temas desenvolvidos no Capítulo 4 deste trabalho.

O projeto e a construção de protótipos dos reatores - A confecção de protótipos tem sido uma prática habitual entre os pesquisadores sempre que um novo tipo de dispositivo é desenvolvido e presta-se, fundamentalmente, para a comprovação dos princípios físicos e matemáticos que nortearam o processo criativo. Tratamento similar é também dispensado aos equipamentos que, mesmo sendo de concepção antiga, foram submetidos a modernizações ou aperfeiçoamentos, justamente para comprovação da eficácia das medidas introduzidas.

Ainda em muitas outras oportunidades, como por ocasião da avaliação de novas formas de modelagem matemática ou do exame de fenômenos de natureza desconhecida ou para a experimentação de novos materiais ou práticas construtivas, os protótipos de equipamentos representam um mecanismo bastante útil para consistir os métodos científicos de um modo geral.

No caso dos reatores com saturação natural, muito dos aspectos mencionados recomenda o projeto e a construção de protótipos de pequeno porte para as experimentações necessárias, sendo esse, o assunto relatado no Capítulo 3 desta tese.

CAPÍTULO 3

Os protótipos dos reatores com saturação natural

Ao longo da história tem-se notícia da construção de protótipos dos reatores saturados, tanto em tamanho natural como em escala reduzida, com finalidades investigativas diversas. O mais importante fabricante desses equipamentos, a GEC, segundo as citações de Friedlander e Jones (1969) e de Thanawala, Williams e Young (1979), dispunha de um laboratório em baixa tensão, 380 V, capacitado para simular os tipos mais complexos de reatores da sua linha de produção. Com os recursos disponíveis, tanto a operação individual dos reatores como o funcionamento acoplado a linhas de transmissão longas podia ser averiguado minuciosamente naquela instalação, constituindo-se, dessa maneira, num coadjuvante importante do processo de concepção. O outro fornecedor ocidental de reatores com saturação natural, a ACEC, também se serviu de protótipos para investigar o comportamento transitório e permanente desses equipamentos, desta vez, porém, em escala não tão reduzida. De acordo com George, Labart, Sironi e Van Hulse (1978), um reator de seis núcleos, modelo comercializado pela ACEC, com potência de 1300 kVA e operando em 12 kV foi construído especialmente para esse fim. Por outro lado, ainda de conformidade com George, Labart, Sironi e Van Hulse (1978), a pedido do Institut de Recherches Electriques du Quebec (IREC), a ACEC produziu também modelos de reatores em tamanho reduzido para estudos em TNA (Transient Network Analyser) da compensação de linhas de transmissão de uma grande empresa de energia elétrica do Canadá, a Hydro Quebec. Nos países da extinta União Soviética, particularmente na Tallinn Technical University (TTU) da Estônia, Jarvik e Tellinen (1998) citam o uso de protótipos para consolidação das técnicas de projeto e levantamento de índices de desempenho dos reatores com saturação natural, sem identificar, contudo, as dimensões físicas de tais dispositivos. De uma forma geral, a confecção de protótipos tem sido uma ferramenta extremamente útil para não somente comprovar a eficácia das técnicas utilizadas no projeto de um dado equipamento, mas, principalmente, para facultar a pesquisa de elementos capazes de aprimorar tais técnicas. Também, no estudo de fenômenos de grande complexidade,

os protótipos se apresentam como um instrumento imprescindível para validar os resultados de simulações e para fornecer subsídios para a construção de modelos com um maior grau de fidelidade.

No caso dos reatores com saturação natural, ainda que o seu desenvolvimento no âmbito do LDSP obedeça, em larga escala, aos procedimentos já consagrados para os transformadores, o rigorismo científico sempre exigirá o respaldo das comprovações experimentais para dar credibilidade a qualquer novo processo. Por essa razão os protótipos foram construídos e, sem dúvida, se constituíram e, ainda se constituirão, numa importante ferramenta para a pesquisa de vários aspectos relacionados com os reatores com saturação natural e onde se destacam :

- a modelagem matemática do reator, tanto para a consecução do projeto propriamente dito como para os estudos operacionais nos sistemas de potência ;
- o exame do comportamento do reator em regimes especiais de funcionamento, quando a estrutura magnética do mesmo estará submetida a uma intensa saturação ;
- o levantamento do desempenho harmônico das diversas configurações em uso para os reatores, tanto para demonstrar a eficácia das técnicas conhecidas para mitigação das componentes harmônicas, como para ensejar o desenvolvimento de novas metodologias com essa finalidade ;
- a confirmação das principais hipóteses que nortearam os procedimentos de cálculo dos núcleos e dos enrolamentos dos reatores ;
- o dimensionamento das travessas e das trajetórias de retorno da estrutura magnético do reator, bem como a sua relação com a seqüência com que os núcleos são distribuídos nessa estrutura.

3.1 As disposições gerais

Protótipo, na acepção da palavra, significa um produto fabricado individualmente ou de modo artesanal com o propósito de servir para experimentações antes da fabricação em escala industrial ou da comercialização. Nesses termos, a especificação que orientará a construção de qualquer protótipo deverá ter em consideração todas as peculiaridades inerentes a um processo dessa natureza e entre as quais se distinguem :

- um estreito relacionamento entre o pesquisador e o construtor, de sorte a facilitar as intervenções para modificar os materiais em uso, para ajustar procedimentos de fabricação ou para as ações de controle das etapas de construção ;
- a disponibilidade de instalações, equipamentos e instrumentos apropriados para os ensaios, as medições e as observações indispensáveis não só às avaliações das diversas etapas da fabricação, como também para o levantamento do desempenho final do protótipo.

No caso particular dos protótipos de reatores com saturação natural, além dos aspectos mencionados, deve-se acrescentar a inexistência de uma experiência construtiva prévia no LDSP, que respalde a fabricação pretendida. Embora muitos reatores dessa espécie tenham sido construídos no passado, nenhum legado desse conhecimento pôde ser resgatado na literatura científica disponível, o que torna esse empreendimento de fato singular.

Uma apreciação dessas características, à luz das possibilidades financeiras oferecidas pelos projetos de pesquisa e desenvolvimento ora gerenciados pelo LDSP, apontou para a construção de protótipos de tamanho reduzido e em baixa tensão. Nessas circunstâncias, não somente o laboratório do DEESP estaria habilitado para a condução dos experimentos, como também um leque bastante amplo de empresas disporia da tecnologia necessária para participar da pesquisa, como os pequenos fabricantes de transformadores, tão comuns no parque industrial do Recife e na região metropolitana.

3.2 A especificação dos protótipos

Característica operacional - Todos os protótipos de reatores com saturação natural foram encomendados com uma única especificação básica, a qual considerou as limitações impostas pelos equipamentos de ensaios disponíveis no laboratório de medidas eletromagnéticas do DEESP :

- tensão de início de saturação = 170 V ;
- potência máxima desenvolvida = 1,250 kVA ;
- inclinação da característica $V \times I = 34\%$;
- tensão na potência máxima = 228 V.

A corrente de alimentação desses protótipos de reator atingirá, quando a tensão fase-fase de suprimento for de 228 V, o valor de 3,17 A para que a potência máxima de 1,250 kVA seja desenvolvida. Por outro lado, na tensão fase-fase de início de saturação, 170 V, a corrente demandada pelo protótipo não deverá ultrapassar 10 % daquela correspondente à potência máxima, ou seja, cerca de 0,30 A. Assim, a característica tensão \times corrente esperada para esses protótipos de reator saturado será aquela apresentada na figura 3.1.

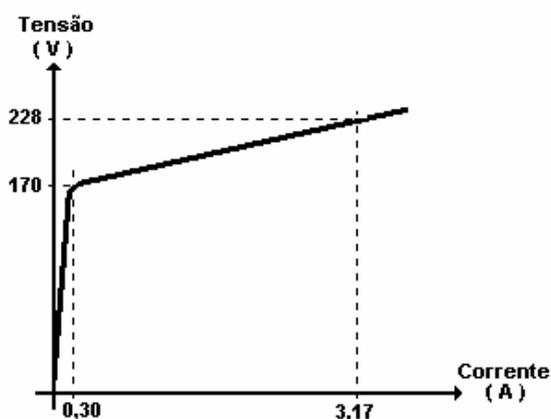


FIGURA 3.1

Característica operacional especificada para os protótipos

Estrutura magnética dos protótipos – Os reatores com saturação natural podem dispor, em princípio, de qualquer número de núcleos, sendo que, quanto maior for a quantidade, menor será o teor harmônico observado na corrente de alimentação dos mesmos, como descreveu Fonte (1997). Os estudos efetuados no âmbito do LDSP por Ferreira (1998) mostraram que, para sistemas de potência em extra alta tensão, a formação com nove núcleos atenderia perfeitamente as exigências impostas pelas normas em termos do comportamento harmônico. Esses resultados confirmam a experiência da GEC relatada por Thanawala, Ainsworth e Williams (1981) e de empresas da extinta União Soviética, segundo Jarvik e Tellinen (1998), que apontavam esse mesmo tipo de reator como o mais apropriado para as aplicações em sistemas de potência. Considerando-se que a pretensão do presente trabalho é justamente o desenvolvimento de reatores para uso em sistemas elétricos de alta tensão, padronizou-se a configuração de nove núcleos para todos os protótipos construídos no LDSP.

Por outro lado, sozinhos, os núcleos constituem, apenas, uma parte da estrutura magnética do reator, a qual, para oferecer uma trajetória completa à circulação do fluxo, requer a utilização de elementos complementares, tais como travessas e retornos. Várias formações geométricas espaciais foram examinadas com essa finalidade por diversos estudiosos, como menciona Yarvik e Tellinen (1998). Porém, a estrutura planar em monobloco, ilustrada na figura 3.2, foi a preferida tanto pela GEC, conforme mostra Thanawala, Williams e Young (1979), como também pelas empresas russas, de acordo com as informações de Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991).

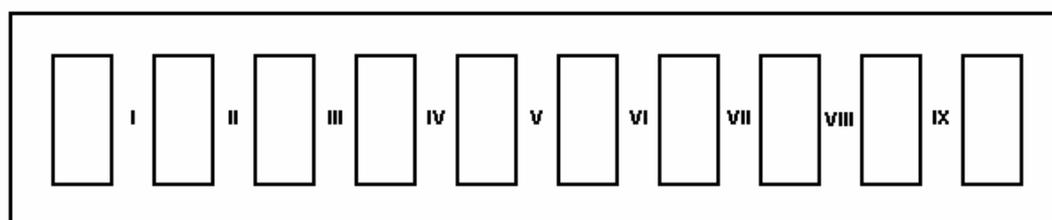


FIGURA 3.2

Estrutura magnética planar em monobloco para reatores saturados de nove núcleos

Uma variante para essa arquitetura foi proposta por Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991) e se prestava, exatamente, para o caso em que o comprimento do monobloco ultrapassava determinados limites, como ocorre, ordinariamente, com os reatores de grande porte projetados para acoplamento a sistemas de elevada tensão de trabalho. Essa alternativa consistia em repartir o monobloco em três elementos independentes, como assinala a figura 3.3, o que reduziria, sem dúvida, as dimensões e, conseqüentemente, o peso de cada unidade, facilitando, assim, o manuseio e o transporte na fabricação, instalação e manutenção do reator. Aliás, um expediente semelhante é também utilizado para os transformadores de potência sempre que a estrutura trifásica assume proporções exageradas, quando, então, prefere-se a construção em unidades monofásicas.

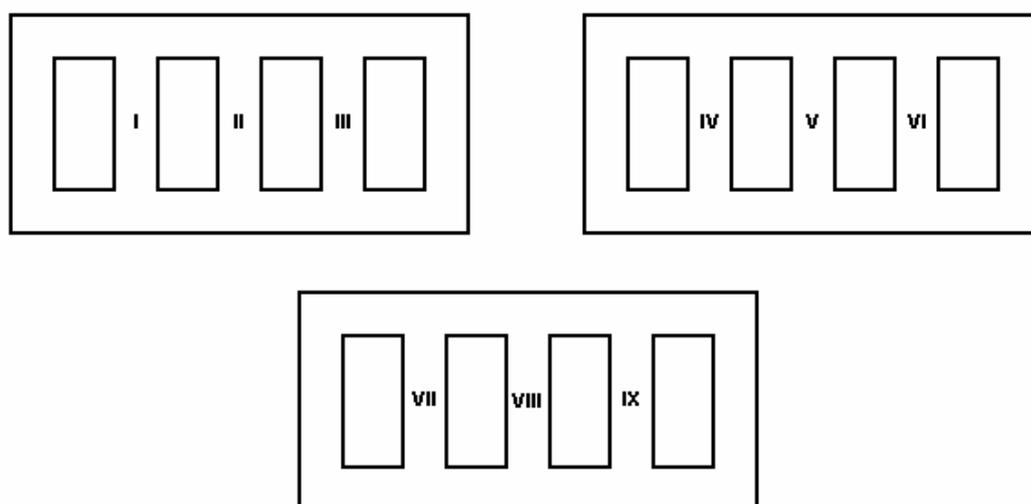


FIGURA 3.3

Estrutura magnética planar múltipla para reatores saturados de nove núcleos

Com o objetivo de possibilitar investigações nos dois tipos de configuração magnética, os protótipos de reatores com saturação natural foram especificados tanto com os nove núcleos reunidos num único monobloco, como separados em estruturas de três núcleos cada uma.

Estrutura elétrica dos protótipos – Genericamente, os reatores com saturação natural exibem dois conjuntos de enrolamentos em cada núcleo, daqui por diante denominados de enrolamentos primários e secundários. Os enrolamentos primários são os elementos responsáveis pela excitação de cada núcleo com um determinado padrão de força magnetomotriz (FMM) que, para um reator de nove núcleos, consiste de FMMs de módulo idêntico, porém defasadas uma das outras de $\pi/9$ radianos. Os enrolamentos secundários, por sua vez, são componentes auxiliares do processo de mitigação da distorção harmônica produzida pelo reator, podendo atuar sozinhos ou consorciados com elementos externos.

Em termos dos enrolamentos primários do reator, duas possibilidades de arranjo foram desenvolvidas pela GEC, a ligação série e a ligação paralela. A primeira é apresentada na figura 3.4 e, como o próprio nome diz, os enrolamentos primários, percorridos por corrente de uma mesma fase, são conectados seqüencialmente, sendo os três ramos, então formados, reunidos numa ligação estrela não aterrada. Os enrolamentos

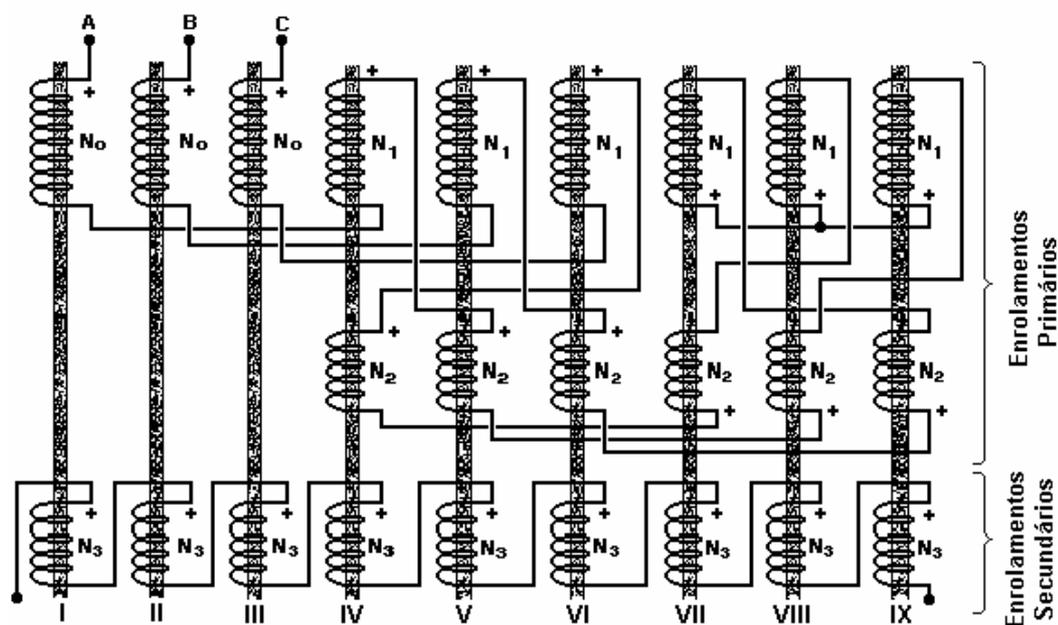


FIGURA 3.4

Diagrama do reator de nove núcleos com ligação série dos enrolamentos

secundários do reator assim configurado estão interligados entre si de modo que os pulsos de tensão, induzidos nos mesmos, combinam-se para dar lugar a uma onda de frequência nômula daquela de alimentação do reator, como se verifica de um exame da figura 3.4 e detalhadamente no apêndice 7.9.

Na ligação paralela, os enrolamentos primários do reator são distribuídos em três grupamentos distintos, todos conectados em estrela não aterrada e postos em paralelo uns com os outros, como assinala a figura 3.5. Os enrolamentos secundários de cada um desses grupamentos estão reunidos de sorte a produzir uma onda com uma frequência tripla daquela do suprimento, como mostra uma inspeção da figura 3.5 e o apêndice 7.9.

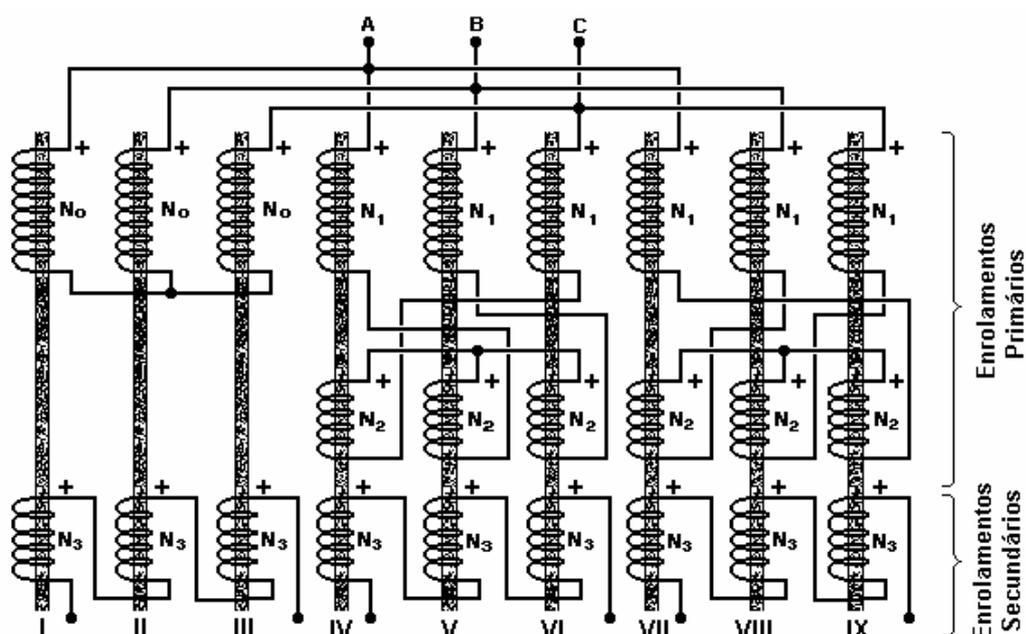


FIGURA 3.5
Diagrama do reator de nove núcleos com ligação paralela dos enrolamentos
(Opção GEC)

Conquanto, desde o início da fabricação em escala comercial dos reatores, a GEC tenha descartado a ligação paralela, talvez por conta dessa configuração exigir uma maior quantidade de material ferromagnético que aquela utilizada pela estrutura da ligação série, posteriormente, os pesquisadores da TTU reeditaram tal ligação com algumas

modificações. Na nova arquitetura proposta pela TTU, os dois enrolamentos primários de seis dos núcleos do modelo original da GEC, numerados IV a IX na figura 3.5, perderam a sua condição de independência elétrica, sendo conectados juntos aos moldes de um autotransformador, como assinala a figura 3.6. A alegação da TTU para a adoção dessa nova configuração fundamentou-se, como já foi mencionado anteriormente, na redução obtida nas dimensões longitudinais da estrutura magnética do reator em decorrência da menor espessura requerida pelo isolamento desse arranjo. Nesses mesmos núcleos, os enrolamentos secundários foram suprimidos, mantendo-se esse tipo de enrolamento apenas nos núcleos restantes, como também se observa na figura 3.6.

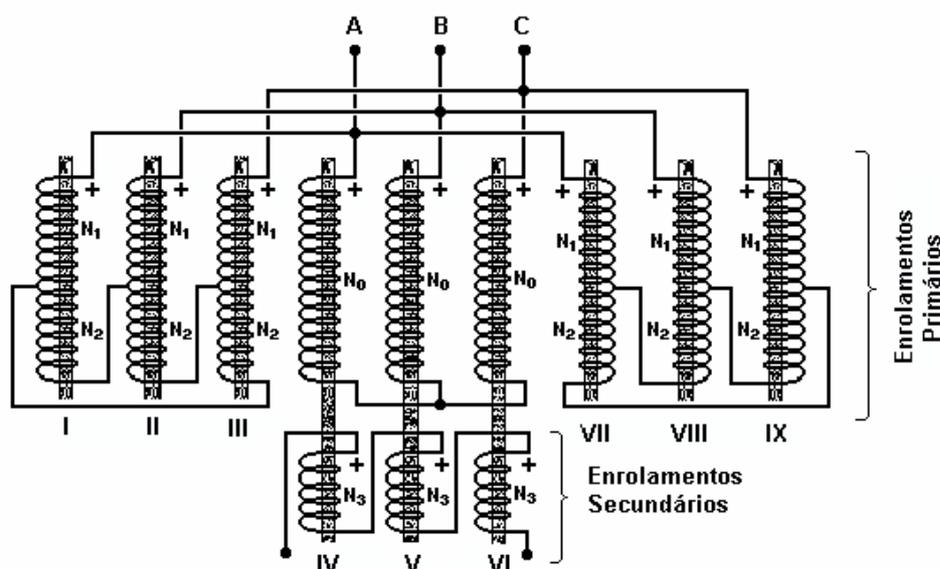


FIGURA 3.6
Diagrama do reator de nove núcleos com ligação paralela dos enrolamentos
(Opção TTU)

Como a pesquisa pretende examinar a eficácia de todos os arranjos possíveis do ponto de vista elétrico, os protótipos de reatores saturados foram especificados com os três tipos descritos de ligações entre enrolamentos primários ; a série e a paralela produzidas pela GEC, e a paralela concebida pela TTU.

3.3 Os projetos básicos dos protótipos

O LDSP construiu três protótipos para o reator com saturação natural, assim conformados :

- protótipo 1, reator de nove núcleos com estrutura magnética planar em monobloco único e com ligação série nos enrolamentos primários (Modelo GEC) ;
- protótipo 2, reator de nove núcleos com estrutura magnética planar em monobloco único e com enrolamentos primários conectados em paralelo (Modelo GEC) ;
- protótipo 3, reator de nove núcleos com estrutura magnética planar dividida em três unidades independentes, cada uma dispo de três núcleos, e com enrolamentos primários em paralelo, porém aos moldes de um autotransformador (Modelo TTU).

Todos esses protótipos foram projetados para satisfazer uma mesma característica operacional, exatamente a curva tensão×corrente apresentada na figura 3.1. Todavia, as diferentes formas de ligação dos seus enrolamentos primários resultaram em estruturas magnéticas e elétricas completamente distintas umas das outras.

Os projetos foram concebidos com o auxílio do mesmo programa desenvolvido para o cálculo dos reatores de grande porte, porém adaptado para ter em conta as práticas construtivas da empresa escolhida para a fabricação dos protótipos. O tipo de material ferromagnético disponível, os fios para a confecção das bobinas e a forma como as mesmas seriam construídas foram alguns dos novos elementos incorporados ao programa.

As informações do projeto de cada protótipo estão expressas, de uma forma concisa, nos seguintes tópicos :

- **Estrutura magnética dos protótipos**, especificando as dimensões, peso e o tipo de material ferromagnético para confecção do circuito magnético ;
- **Enrolamentos dos protótipos**, fornecendo a disposição das bobinas em torno de cada núcleo, o número de espiras de cada bobina, a bitola do condutor e peso total do cobre.

Estrutura magnética dos protótipos – O material ferromagnético considerado nos cálculos dos protótipos de reator foi a chapa de aço silicioso de grão não orientado de espessura 0,5 mm, produzida pela Acesita com a denominação comercial E-170. A estrutura magnética em monobloco dos protótipos 1 e 2 é apresentada na figura 3.7, devendo-se destacar que :

- todas as dimensões de interesse para a manufatura da estrutura magnética foram indicadas na figura ;
- a seqüência da montagem dos enrolamentos em cada núcleo obedecerá à numeração aposta a cada um ;
- as travessas e as trajetórias de retorno foram solicitadas com o dobro da seção transversal dos núcleos para cercear toda e qualquer possibilidade de saturação dessas peças, indiferente da FMM atuando em cada núcleo e, assim, ensejar as pesquisas acerca da distribuição ótima das mesmas ;
- as larguras das janelas foram unificadas em apenas duas medidas, uma para as janelas das extremidades da estrutura, l_{j2} , e outra para as demais, l_{j1} , objetivando, com essa providência, tornar mais fácil o processo construtivo dos protótipos.

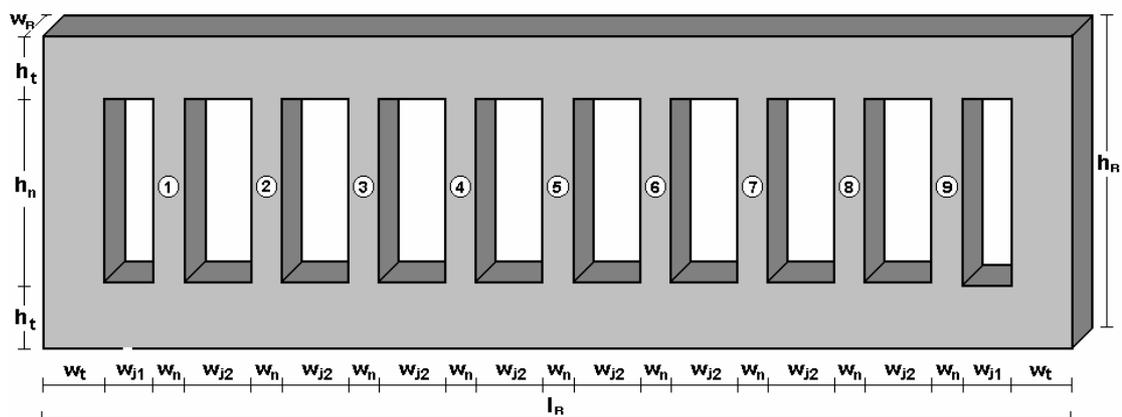


FIGURA 3.7

Desenho dimensional da estrutura magnética dos protótipos 1 e 2

Os valores de cada uma das dimensões assinaladas na figura 3.7 para os protótipos 1 e 2 estão indicados na tabela 3.1, juntamente com o peso total estimado para a estrutura magnética de cada um.

CONEXÃO		PROTÓTIPO 1	PROTÓTIPO 2
		Série	Paralela
NÚCLEOS (mm)	w_n	10,00	17,00
	h_n	255,00	375,00
TRAVESSAS (mm)	w_t	20,00	34,00
	h_t	20,00	34,00
JANELAS (mm)	w_{j1}	17,80	15,60
	w_{j2}	33,80	29,20
EXTERNAS (mm)	l_R	436,40	486,00
	h_R	295,00	433,00
	w_R	10,00	17,00
PESO DA ESTRUTURA (kg)		3,87	15,08

TABELA 3.1

Dimensões e peso da estrutura magnética dos protótipos 1 e 2

O protótipo 3 foi projetado com uma estrutura magnética repartida em três unidades exatamente iguais, a qual está representada na figura 3.8 e para qual são válidas todas as observações anteriores, excetuando-se aquela referente à secção das travessas e dos retornos. Novamente, para permitir as experimentações pretendidas, essa grandeza foi feita uma vez e meia maior que a secção dos núcleos, diferente, portanto, da medida anterior.

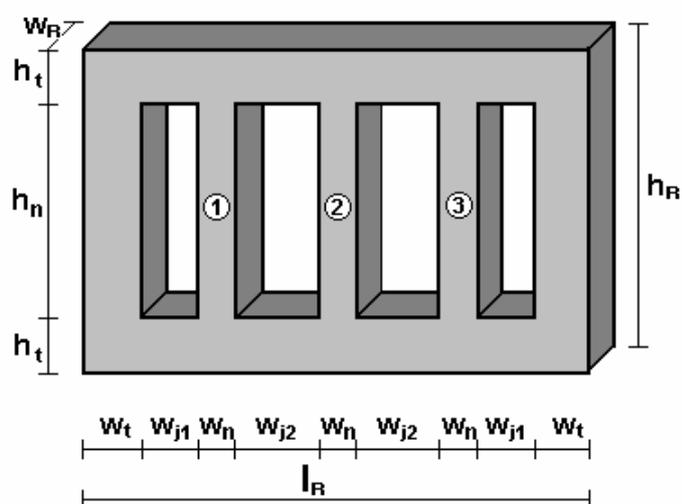


FIGURA 3.8

Desenho dimensional da estrutura magnética do protótipo 3

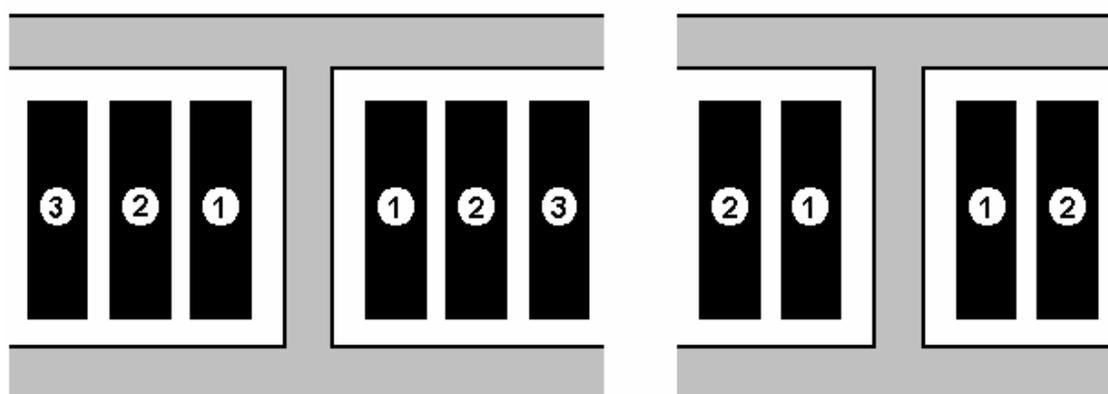
As dimensões assinaladas na figura 3.8, juntamente com o peso dessa estrutura estão reunidas na tabela 3.2.

DIMENSÕES (mm)									PESO (kg)
NÚCLEOS		TRAVESSAS		JANELAS		EXTERNAS			
w_n	h_n	w_t	h_t	w_{j1}	w_{j2}	l_R	h_R	w_R	
17,00	375,00	25,00	25,00	11,00	16,00	155,00	425,00	17,00	6,00

TABELA 3.2

Dimensões e peso de uma unidade da estrutura magnética do protótipo 3

Enrolamentos dos protótipos – Os protótipos dos reatores com ligação série e paralela dos enrolamentos, protótipos 1 e 2, exibem núcleos com dois enrolamentos, N_0 e N_3 , e com três enrolamentos, N_1 , N_2 e N_3 , como se observa nas figuras 3.4 e 3.5. Esses enrolamentos são instalados de forma concêntrica em torno dos núcleos, ocupando, a posição mais interna, os enrolamentos de menor tensão, no caso os enrolamentos secundários N_3 , seguindo-se, então, os enrolamentos primários, N_0 ou N_1 e N_2 . Nos núcleos com três enrolamentos, configuração 1 da figura 3.9, o enrolamento designado por 1 é, portanto, o enrolamento N_3 , enquanto que 2 e 3 são os enrolamentos primários na ordem decrescente do número de espiras, ou seja, N_1 e N_2 respectivamente, ordem essa ditada pela conveniência de reduzir a reatância de dispersão do enrolamento N_1 . Na outra configuração ilustrada na figura 3.9, ao enrolamento secundário N_3 , outra vez nomeado 1, segue-se simplesmente o enrolamento primário N_0 , chamado de 2 na figura.



CONFIGURAÇÃO 1

CONFIGURAÇÃO 2

FIGURA 3.9

Disposição dos enrolamentos nos núcleos dos protótipos

No protótipo 3, cujas ligações elétricas estão ilustradas na figura 3.6, uma parte dos núcleos é envolvida por dois enrolamentos distintos, N_3 e N_0 , de sorte que a configuração 2 da figura 3.9 retrata fielmente essa situação. Já nos restantes dos núcleos, apenas um enrolamento está presente, dispondo de uma derivação que divide o mesmo em N_1 e N_2 espiras respectivamente. Para efeito de construção, essas duas

partes do mesmo enrolamento são montadas concentricamente em torno do núcleo, como na configuração 2 da figura 3.9, onde 1 representa o trecho com N_2 espiras e 2, o trecho com N_1 espiras.

Na tabela 3.3 estão compiladas todas as indicações necessárias ao processo de fabricação dos enrolamentos, ou seja, bitola do condutor, número de espiras e posição em torno do núcleo. Também está assinalada, nessa tabela, a seqüência com que os arranjos (N_3-N_0) e ($N_3-N_1-N_2$) nos protótipos 1 e 2, e (N_3-N_0) e (N_2-N_1) no protótipo 3 ocupam os diferentes núcleos de cada estrutura magnética, figuras 3.7 e 3.8, escolha orientada para permitir os estudos acerca da influência da distribuição dos núcleos na intensidade do fluxo percorrendo as travessas e as trajetórias de retorno de cada protótipo.

NÚCLEOS	ENROLAMENTOS	PROTÓTIPO 1	PROTÓTIPO 2	PROTÓTIPO 3	
1 a 6	1	BITOLA	18 AWG	16 AWG	22 AWG
		Nº ESPIRAS	359	477	1130
	2	BITOLA	15 AWG	19 AWG	19 AWG
		Nº ESPIRAS	533	707	331
	3	BITOLA	15 AWG	19 AWG	—
		Nº ESPIRAS	284	376	—
7 a 9	1	BITOLA	18 AWG	16 AWG	18 AWG
		Nº ESPIRAS	359	477	629
	2	BITOLA	15 AWG	19 AWG	19 AWG
		Nº ESPIRAS	718	953	953

TABELA 3.3
Especificação dos enrolamentos por núcleo dos protótipos

O consumo de cobre calculado para os enrolamentos de cada um dos protótipos alcançou as seguintes cifras :

- o protótipo 1 demandou aproximadamente 12,00 kg de cobre ;
- o protótipo 2 utilizou cerca de 11,00 kg de cobre ;
- o protótipo 3 fez uso de 9,00 kg de cobre.

3.4 A construção dos protótipos

A empresa fabricante dos protótipos foi a Sotrafo S.A., produtora de transformadores de pequeno porte e de equipamentos similares, situada no bairro da Várzea em Recife e com bastante serviço prestado na sua área de atuação. A experiência da equipe técnica dessa indústria, a sua proximidade com a UFPE e a diligência do seu gerente técnico facilitou sobremaneira o relacionamento entre projetista e fabricante, requisito indispensável para o êxito do projeto de pesquisa.

O processo fabril do protótipo obedeceu, essencialmente, às mesmas práticas já consagradas pela Sotrafo para a construção de transformadores com algumas adaptações, inevitáveis em todo procedimento experimental. As lâminas de aço silicioso da estrutura magnética foram cortadas na guilhotina em peças retangulares com três dimensões distintas ; uma para as colunas portadoras dos enrolamentos, outra para as colunas de retorno e a terceira para as travessas. A montagem dessas peças para formação do circuito magnético do reator seguiu o padrão vigente para as chapas de aço de grão não orientado, por superposição simples. Os espaços vazios entre chapas, produzidos por esse tipo de construção, foram preenchidos com retalhos avulsos do material, sendo, o conjunto final prensado mediante o emprego de placas de aço comum, parafusadas entre si.

Os enrolamentos de cada núcleo foram construídos à parte, utilizando, para suporte mecânico, um carretel de seção quadrada confeccionado com material isolante de 2 mm de espessura. Embora executados com fio esmaltado, um isolamento adicional foi empregado entre enrolamentos distintos e para proteger a última camada de cada carretel, constituído por um papel com 0,2 mm de espessura. Os protótipos não foram fornecidos com os enrolamentos conectados entre si na forma de uma ligação série ou paralela, mas com os terminais disponibilizados em réguas ou pinos no exterior da estrutura do reator. Esse arranjo permite que o estudo da influência da distribuição das FMMs no dimensionamento das travessas do reator seja efetuado sem grandes embaraços.

O ensaio fotográfico do apêndice 7.2, Capítulo 7, registra várias etapas da construção dos núcleos e dos enrolamentos dos três protótipos de reator, elucidando todos os detalhes descritos acima.

CAPÍTULO 4

O modelo matemático dos reatores saturados

Na época em que os reatores com saturação natural foram concebidos, os computadores digitais ainda não dispunham nem de velocidade nem de capacidade suficiente para promover simulações de fenômenos de grande complexidade em sistemas de potência. Nesse contexto estavam incluídos os estudos dos chamados transitórios rápidos, como, por exemplo, as sobretensões originárias de manobra, por exigirem uma modelagem mais refinada dos equipamentos, o uso de um passo de integração bastante reduzido e de um tempo de processamento de vários ciclos.

Ante tais limitações dos recursos computacionais, a tendência predominante naquela ocasião, segundo Cooper e Yacamini (1981), consistia em utilizar modelos físicos em escala reduzida sempre que uma representação mais detalhada era requerida para os equipamentos. Essa preferência era patente na GEC, a qual dispunha de um laboratório completo para os estudos de projeto e de aplicação de todos os tipos de reatores saturados, inclusive modelos reduzidos de linhas longas e interligações em corrente contínua, como citam Friedlander e Jones (1969) e Thanawala, Williams e Young (1978).

O uso de programas digitais estava restrito aos estudos de estado permanente, como o fluxo de carga, e dos transitórios lentos, como a análise de estabilidade, onde os modelos matemáticos dos equipamentos eram suficientemente simplificados e, portanto, compatíveis com os recursos da época. No caso dos reatores com saturação natural, a representação em geral empregada, de acordo com Thanawala e Young (1970), consistia numa fonte de tensão senoidal constante em série com uma reatância também constante, tal como mostra a figura 4.1. Os valores dos parâmetros desse modelo eram obtidos mediante a linearização da própria característica operacional do reator, como também assinala a figura 4.1. Embora diversos aspectos do regime permanente possam ser adequadamente apreciados com essa representação simplificada, tanto que mais recentemente Humpage, Wong, Nguyen e McLoughlin

(1985) lançaram mão da mesma em programa para estudos de compensação, as perdas e as componentes harmônicas geradas pelos reatores não estão inseridas nesse modelo.

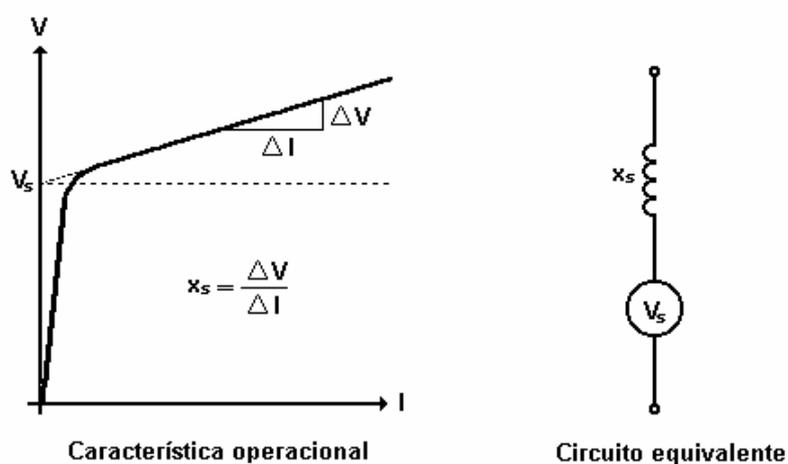


FIGURA 4.1
Modelo matemático do reator para estudos de estado permanente

Posteriormente, à medida que os reatores saturados foram tendo uma aceitação mais ampla em várias partes do mundo e com a evolução experimentada pelo segmento da computação digital, exacerbaram-se as exigências por um modelo matemático que representasse adequadamente tal equipamento nas simulações digitais tanto em estado permanente, como em transitórios dos sistemas elétricos. Diversos estudiosos, empresas e instituições científicas buscaram, a partir de então, estabelecer um modelo para o reator saturado que satisfizesse os interesses de pesquisa de cada um. Um levantamento efetuado entre as publicações especializadas no período compreendido entre 1950 e 2003 apontou diversas referências tratando da questão, de sorte que somente um exame detalhado de cada uma, à luz das pretensões da presente pesquisa, poderá indicar o modelo mais apropriado para esse fim.

4.1 Os requisitos do modelo matemático dos reatores

A primeira exigência imposta ao modelo matemático para simular os reatores com saturação natural é a flexibilidade oferecida pelo mesmo para representar todas as variedades conhecidas de reator. Isso significa que o modelo deverá exibir uma adaptabilidade tal que acomode facilmente as diferentes alternativas de ligações elétricas entre os enrolamentos do reator e os diversos arranjos para compensação harmônica.

Afora a diversidade de configurações, o modelo matemático também deverá estar apto para representar o reator saturado nas diferentes modalidades de estudos, normalmente executados no decorrer da fase de planejamento operacional dos sistemas de potência, e que consistem, principalmente, de :

- estudos de estado permanente para determinação dos fluxos de potência e do perfil da tensão nas diversas barras do sistema ;
- estudos das sobretensões transitórias de manobra produzidas por rejeições de carga, curto-circuitos e religamentos em pontos críticos do sistema ;
- estudos de penetração das componentes harmônicas geradas pelos reatores saturados nas diferentes barras do sistema de potência.

Ainda mais, como o uso do EMTP-ATP para a realização desses estudos operacionais é uma praxe no setor elétrico brasileiro, é relevante que o modelo matemático eleito para os reatores saturados seja factível de implementação nesse programa. Também é recomendável que essa introdução seja processada, preferencialmente, por intermédio de elementos já desenvolvidos e disponíveis na biblioteca do EMTP-ATP para que os procedimentos de simulação sejam facilitados.

Tais são, pois, as qualificações exigidas de um modelo matemático para representar o reator saturado na presente pesquisa, credenciais que, prioritariamente, deverão ser buscadas entre as opções oferecidas pela literatura especializada.

4.2 Um exame dos modelos matemáticos descritos na literatura

Os trabalhos versando acerca da representação matemática dos reatores com saturação natural podem ser agrupados em três classes distintas :

- modelos orientados para um programa específico ;
- modelo fundamentado no princípio da dualidade ;
- modelos com base na teoria dos circuitos acoplados ;

as quais serão apreciadas detalhadamente a seguir.

Modelos orientados para um programa específico - Nessa categoria encontra-se a proposição de Oliveira, Vasconcelos e Apolônio (2003), que faz uso das opções oferecidas pelo simulador Saber para a análise dos reatores com saturação natural. Nesse caso, os enrolamentos e os núcleos do reator são representados através de modelos eleitos no menu do programa, cabendo ao usuário promover as conexões elétricas e magnéticas entre os elementos, de modo a reproduzir exatamente a estrutura eletromagnética do reator.

Também pode ser considerado, como pertencente a essa categoria, o trabalho de Evdokunin, Korshumov, Sepping e Yarvik (1991), embora o mesmo discorra acerca de um algoritmo capaz de lidar com estruturas eletromagnéticas de grande complexidade tendo como ponto de partida uma unidade elementar genérica. Essa unidade elementar é constituída por um certo número de núcleos, \mathbf{n} , envolvidos simultaneamente por uma certa quantidade de enrolamentos, \mathbf{m} , como ilustra a figura 4.2. As equações diferenciais não-lineares descrevendo o enrolamento \mathbf{k} e o núcleo \mathbf{j} dessa unidade genérica são, conforme a figura 4.2 :

$$\mathbf{v}_k = \mathbf{r}_k \mathbf{i}_k + \sum_{i=1}^n N_{ki} \frac{d\varphi_i}{dt} - \mathbf{e}_k$$

$$\mathcal{F}_j = -\mathcal{H}_n^{(j)} \mathbf{h}_n^{(j)} + \sum_{p=1}^m N_{pj} \mathbf{i}_p$$

$$\mathcal{H}_n^{(j)} = \mathbf{f}(\mathcal{B}_n^{(j)})$$

$$\varphi_j = \mathcal{B}_n^{(j)} \mathbf{A}_n^{(j)}$$

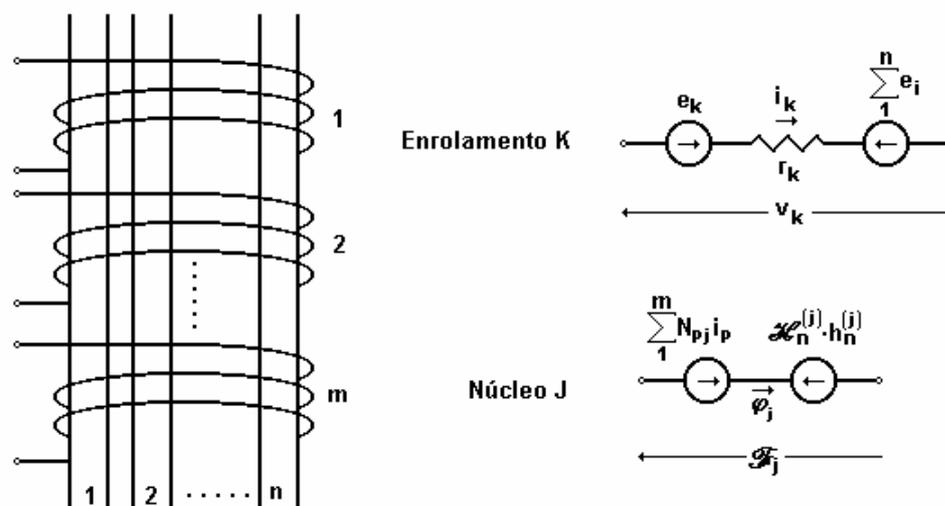


FIGURA 4.2
Unidade eletromagnética elementar do modelo de Evdokunin e outros

onde v_k é a tensão nos terminais, e_k é a força eletromotriz externa aplicada, r_k é a resistência ôhmica e N_{ki} é o número de espiras do enrolamento k envolvendo o núcleo i , i_k é a corrente no enrolamento k , ϕ_i é o fluxo núcleo i , $\mathcal{H}_n^{(j)}$ é a intensidade do campo magnético, $\mathcal{B}_n^{(j)}$ é a indução, $A_n^{(j)}$ é a seção, $h_n^{(j)}$ é a altura e f_j é a força magnetomotriz atuando no núcleo j . O algoritmo manipula essas equações para montar um sistema que descreva uma dada configuração eletromagnética e, por um processo iterativo, procede a solução do sistema de equações resultante.

Embora ambos os procedimentos de modelagem permitam uma abordagem bastante acurada da estrutura eletromagnética dos reatores, impõem, por outro lado, ou a disponibilidade do simulador Saber ou o desenvolvimento de uma rotina computacional específica com base no algoritmo descrito. A primeira opção importará na completa renúncia da ferramenta previamente eleita para as pesquisas, o EMTP-ATP, em favor do Saber, e, por isso, não será considerada como uma alternativa de interesse à luz dos atuais objetivos da pesquisa. No segundo caso, embora o próprio EMTP-ATP faculte o desenvolvimento de rotinas especiais através da TACS ou MODELS, ainda assim essa possibilidade somente deverá ser examinada se todas as tentativas para o uso dos modelos disponíveis na biblioteca do EMTP-ATP forem frustradas.

Modelo fundamentado no princípio da dualidade - A proposta de Davis, Sereno e German (1985) consistiu, justamente, em obter um modelo para o reator com saturação natural a partir da técnica da dualidade, formulada por Cherry (1949) e que transforma circuitos magnéticos com múltiplas fontes de excitação em circuitos elétricos equivalentes. Através dessa técnica, detalhada no apêndice 7.4, cada elemento da estrutura eletromagnética do reator é representado por um dual elétrico no circuito equivalente de acordo com os seguintes pares :

$$\begin{aligned} e &\leftrightarrow \frac{d\phi}{dt} \\ i &\leftrightarrow \mathfrak{F} \\ L &\leftrightarrow \mathcal{R} \end{aligned}$$

A título de ilustração, a figura 4.3 mostra o circuito equivalente simplificado, obtido pela aplicação do princípio da dualidade, de um núcleo envolvido por dois enrolamentos, onde o símbolo \mathcal{R} denota a relutância das diferentes trajetórias do fluxo, L é a indutância dual dessas relutâncias, sendo não-linear no trecho com ferro e linear no ar, e N é o número de espiras de referência. A quantidade de elementos requerida para a representação apenas aproximada de um dos núcleos do reator com saturação natural, já fornece uma indicação da dimensão que o circuito equivalente assumirá quando forem considerados todos os núcleos, vários deles, inclusive, com mais de dois

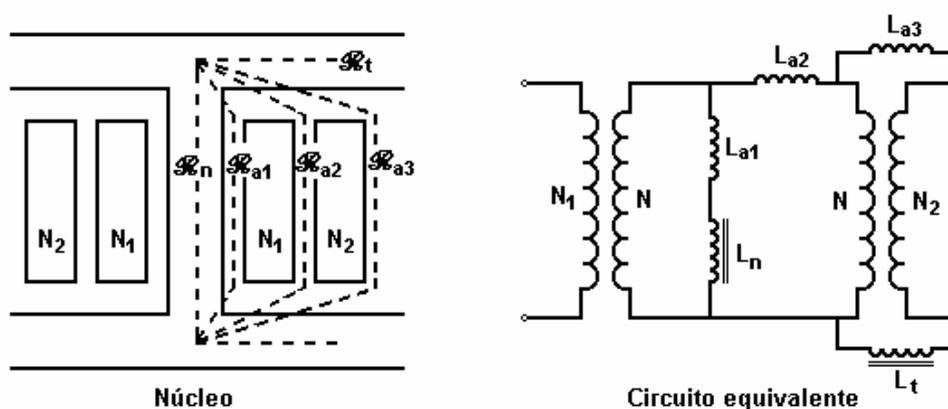


FIGURA 4.3
Circuito equivalente de um núcleo com dois enrolamentos através da dualidade

enrolamentos. E se for pretendido um maior rigor nos resultados, ainda deverão ser incluídos, no circuito equivalente, os elementos correspondentes às trajetórias do fluxo de dispersão das travessas e de enlace parcial dos enrolamentos, além, naturalmente, das perdas no ferro e das resistências ôhmicas dos enrolamentos.

É evidente, pois, que embora possa representar com uma fidelidade bastante satisfatória a estrutura eletromagnética de um reator com saturação natural, o circuito equivalente, derivado através do princípio da dualidade exibe uma elevada quantidade de elementos, muitos dos quais não-lineares. Ora, os estudos de projeto desenvolvidos no âmbito do LDSP mostram uma grande influência desses elementos não lineares no desempenho do reator, tendo-se registrados desvios realmente significativos quando se utiliza uma quantidade pequena de pontos na modelagem desses elementos. Por outro lado, quando definidos com um número de pontos adequado para o projeto, esses elementos produzem, freqüentemente, dificuldades ao processo de integração do EMTP-ATP (“tracking troubles”), invalidando as simulações. Afora esse, outros aspectos são citados no apêndice 7.4, os quais desaconselham o uso de modelos com base do princípio da dualidade para os reatores com saturação natural.

Modelos com base na teoria dos circuitos acoplados – Essa classe de modelos reúne os autores George, Labart, Sironi e Van Hulsen (1978), Carvalho (1983), Humpage e Nguyen (1987) e Brasil (1996), que utilizaram a teoria dos circuitos acoplados para obter uma representação matemática dos reatores com saturação natural. Todos esses autores trataram cada núcleo do reator de forma independente dos demais e, portanto, ignorando a possibilidade de qualquer acoplamento magnético entre os mesmos, o que, lato senso, somente se aplicaria aos reatores com circuitos magnéticos individuais para cada núcleo. Esta é, precisamente, a situação dos reatores produzidos pela ACEC, empresa dos autores da primeira publicação citada, mas não dos demais, que fundamentaram a sua análise nos reatores com estrutura em monobloco construídos pela GEC.

No trabalho de George, Labart, Sironi e Van Hulsen (1978), voltado para o reator de seis núcleos mostrado na figura 4.4, a característica de magnetização de cada um dos núcleos foi considerada através da soma da parcela intrínseca não-linear, própria do material ferromagnético, com a parcela linear inerente ao ar :

$$\mathcal{B} = \mathcal{B}_i + \mu_0 \mathcal{H}$$

onde \mathcal{B}_i é a indução intrínseca do material ferromagnético do núcleo, μ_0 é permeabilidade magnética do ar e \mathcal{H} é a intensidade do campo magnético no núcleo. Essa superposição foi respaldada pelos resultados de simulações em programa de cálculo de campo, apoiado no método das diferenças finitas, e pelas medições efetuadas em um reator de 1300 kVA e 13,2 kV.

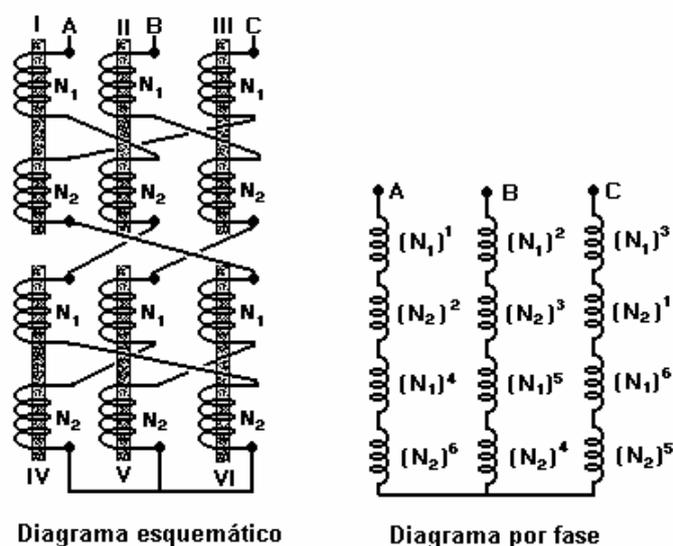


FIGURA 4.4
Diagramas do reator de seis núcleos construído pela ACEC

O acoplamento através do ar entre os enrolamentos N_1 e N_2 de cada núcleo foi definido por indutâncias próprias, L_{11} e L_{22} , e mútua, L_{12} , quantidades que são calculadas a partir das dimensões físicas da estrutura eletromagnética, tendo o núcleo removido e substituído inteiramente pelo ar.

O acoplamento através do ferro, por sua vez, foi estabelecido pela aplicação da Lei de Ampère a um núcleo qualquer do reator, j , expressa por :

$$\mathcal{H} \mathbf{h}_n = N_1 \mathbf{i}_1 - N_2 \mathbf{i}_2 \quad (4.1)$$

sendo \mathbf{h}_n , a altura do núcleo, \mathbf{i}_1 , a corrente no enrolamento \mathbf{N}_1 e \mathbf{i}_2 , a corrente no enrolamento \mathbf{N}_2 . Como a tensão induzida no enrolamento \mathbf{N}_1 desse mesmo núcleo, segundo a lei de Faraday, é dada por :

$$\mathbf{v}_1^{(j)} = \mathbf{N}_1 \left(\frac{d\phi}{dt} \right) = \mathbf{N}_1 \mathbf{A}_n \left(\frac{d\mathcal{B}}{d\mathcal{H}} \right) \left(\frac{d\mathcal{H}}{dt} \right) = \mathbf{N}_1 \mathbf{A}_n \mu_{\text{inc}}^{(j)} \left(\frac{d\mathcal{H}}{dt} \right) \quad (4.2)$$

onde \mathbf{A}_n corresponde à secção e $\mu_{\text{inc}}^{(j)}$ é a permeabilidade incremental do núcleo \mathbf{j} , então, derivando-se a equação (4.1) e substituindo-se em (4.2) tem-se :

$$\mathbf{v}_1^{(j)} = \left(\frac{\mathbf{A}_n}{\mathbf{h}_n} \right) \mu_{\text{inc}}^{(j)} \left(\mathbf{N}_1^2 \frac{d\mathbf{i}_1}{dt} - \mathbf{N}_1 \mathbf{N}_2 \frac{d\mathbf{i}_2}{dt} \right) \quad (4.3)$$

Ora, como a teoria dos circuitos acoplados estabelece que a tensão num enrolamento de \mathbf{N}_1 espiras acoplado a um segundo com \mathbf{N}_2 espiras e com polaridade invertida, como na figura 4.4, é dada por :

$$\mathbf{v}_1 = \mathbf{L}_{11} \frac{d\mathbf{i}_1}{dt} - \mathbf{L}_{12} \frac{d\mathbf{i}_2}{dt} \quad (4.4)$$

um confronto entre as equações (4.3) e (4.4) permite a definição das seguintes indutâncias própria e mútua para o enrolamento \mathbf{N}_1 do núcleo \mathbf{j} :

$$\mathbf{L}_{11}^{(j)} = \mathbf{N}_1^2 \left(\frac{\mathbf{A}_n}{\mathbf{h}_n} \right) \mu_{\text{inc}}^{(j)} \quad \text{e} \quad \mathbf{L}_{12}^{(j)} = \mathbf{N}_1 \mathbf{N}_2 \left(\frac{\mathbf{A}_n}{\mathbf{h}_n} \right) \mu_{\text{inc}}^{(j)} \quad (4.5)$$

Com base na hipótese da superposição e tendo-se em conta as ligações da figura 4.4, os autores estabeleceram indutâncias próprias e mútuas para cada fase, que, especificamente para a fase **A**, são expressas como :

$$\begin{aligned}
\mathbf{L}_{AA} &= (2\mathbf{L}_{11} + 2\mathbf{L}_{22}) + (\mathbf{L}_{11}^{(1)} + \mathbf{L}_{11}^{(4)} + \mathbf{L}_{22}^{(2)} + \mathbf{L}_{22}^{(6)}) \\
\mathbf{L}_{AB} &= -(2\mathbf{L}_{12}) - (\mathbf{L}_{12}^{(2)} + \mathbf{L}_{12}^{(4)}) \\
\mathbf{L}_{AC} &= -(2\mathbf{L}_{12}) - (\mathbf{L}_{12}^{(1)} + \mathbf{L}_{12}^{(6)})
\end{aligned} \tag{4.6}$$

A tensão entre as fases **A** e **C** da figura 4.4 pode, então, ser obtida :

$$\mathbf{v}_{AC} = (\mathbf{r}_A \mathbf{i}_A + \mathbf{L}_{AA} \dot{\mathbf{i}}_A + \mathbf{L}_{AC} \dot{\mathbf{i}}_C + \mathbf{L}_{AB} \dot{\mathbf{i}}_B) - (\mathbf{r}_C \mathbf{i}_C + \mathbf{L}_{CC} \dot{\mathbf{i}}_C + \mathbf{L}_{CA} \dot{\mathbf{i}}_A + \mathbf{L}_{CB} \dot{\mathbf{i}}_B) \tag{4.7}$$

onde \mathbf{r}_A e \mathbf{r}_C representam a soma das resistências dos enrolamentos que compõem cada fase.

Por outro lado, desde que os enrolamentos do reator encontram-se conectados através de uma ligação estrela não aterrada :

$$\mathbf{i}_A + \mathbf{i}_B + \mathbf{i}_C = 0 \quad \therefore \quad \mathbf{i}_B = -(\mathbf{i}_A + \mathbf{i}_C)$$

que substituída em (4.7) proporciona :

$$\mathbf{v}_{AC} = [\mathbf{r}_A \mathbf{i}_A + (\mathbf{L}_{AA} - \mathbf{L}_{CA} - \mathbf{L}_{AB} + \mathbf{L}_{CB}) \dot{\mathbf{i}}_A] - [\mathbf{r}_C \mathbf{i}_C + (\mathbf{L}_{CC} - \mathbf{L}_{AC} + \mathbf{L}_{AB} - \mathbf{L}_{CB}) \dot{\mathbf{i}}_C]$$

Utilizando as expressões (4.6) nos termos do coeficiente da variável \mathbf{i}_A da equação acima e, em seguida, promovendo a separação dos elementos lineares e não-lineares desse coeficiente, obtêm-se as seguintes reatâncias para a fase **A** :

$$\mathbf{x}_R = \omega 2(\mathbf{L}_{11} + \mathbf{L}_{22} + \mathbf{L}_{12})$$

$$\mathbf{x}_A = \omega \left(\frac{\mathbf{A}_N}{\mathbf{h}_n} \right) \left[N_1^2 (\mu_{inc}^{(4)} + \mu_{inc}^{(1)}) + N_2^2 (\mu_{inc}^{(2)} + \mu_{inc}^{(6)}) + \right. \\ \left. + N_1 N_2 (\mu_{inc}^{(1)} + \mu_{inc}^{(6)} + \mu_{inc}^{(4)} + \mu_{inc}^{(2)} - \mu_{inc}^{(5)} - \mu_{inc}^{(3)}) \right]$$

onde \mathbf{x}_R é linear e \mathbf{x}_A é não-linear.

A repetição do mesmo procedimento para as demais fases oferece expressões similares e permite a construção do circuito equivalente da figura 4.5. A exatidão desse modelo nas análises transitórias e permanentes dos reatores saturados foi comprovada pela ACEC, tanto num protótipo de 1 Mvar especialmente fabricado para esse fim, como em reatores de 1,3 Mvar, 12 kV e 55 Mvar, 11 kV produzidos para operação comercial, como relatam George, Labart, Sironi e Van Hulsen (1978).

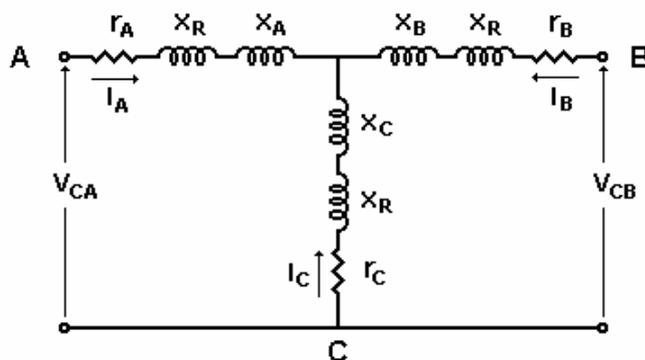


FIGURA 4.5
Circuito equivalente do reator de seis núcleos da ACEC

Os autores Carvalho (1983) e Humpage e Nguyen (1987) utilizaram, exatamente, as mesmas premissas de George, Labart, Sironi e Van Hulsen (1978), porém não promoveram a combinação dos termos para dar lugar as reatâncias \mathbf{x}_R e \mathbf{x}_A . Carvalho (1983), por exemplo, construiu um circuito equivalente como mostra a figura 4.6 para um núcleo de três enrolamentos, onde às indutâncias lineares próprias, \mathbf{L}_{11} , \mathbf{L}_{22} e \mathbf{L}_{33} ,

e mútuas, L_{12} , L_{13} e L_{23} , dos enrolamentos no ar foi acrescida à indutância não-linear, L_m , correspondente à característica de magnetização intrínseca dos núcleos. Humpage e Nguyen (1987) procederam de modo similar, porém não exprimiram as equações resultantes na forma de um circuito equivalente, já que incorporaram as mesmas num programa computacional específico.

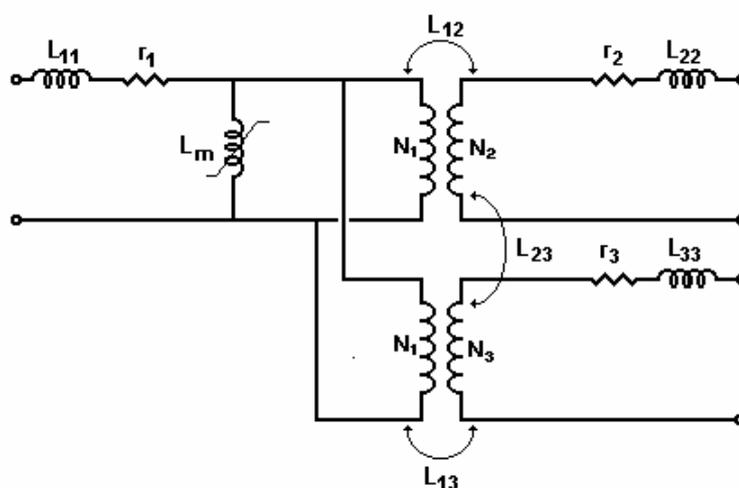


FIGURA 4.6

Circuito equivalente para um núcleo com três enrolamentos de Carvalho

Finalmente, Brasil (1996), com base apenas na hipótese da completa independência entre núcleos de um reator com saturação natural, admitiu que cada um desses elementos se equipara a um transformador de múltiplos enrolamentos, de sorte que o mesmo modelo matemático poderá ser usado para representar ambos. Assim procedendo, ao invés de dividir o fluxo numa parcela através do ar e numa outra definida pela característica magnética intrínseca do material do núcleo, como foi adotado nos modelos anteriormente descritos, separou o fluxo em dispersão no ar e mútuo através do núcleo. O circuito equivalente para um núcleo com três enrolamentos, por exemplo, é apresentado na figura 4.7, onde r_1 , r_2 e r_3 são as resistências ôhmicas e L_1 , L_2 e L_3 são as indutâncias de dispersão de cada um dos enrolamentos. A característica de magnetização do núcleo é simulada por intermédio de uma resistência

fixa, r_{mag} , representando as perdas no ferro, em paralelo com uma indutância não linear, expressa pela curva de excitação do núcleo, $\lambda \times i$.

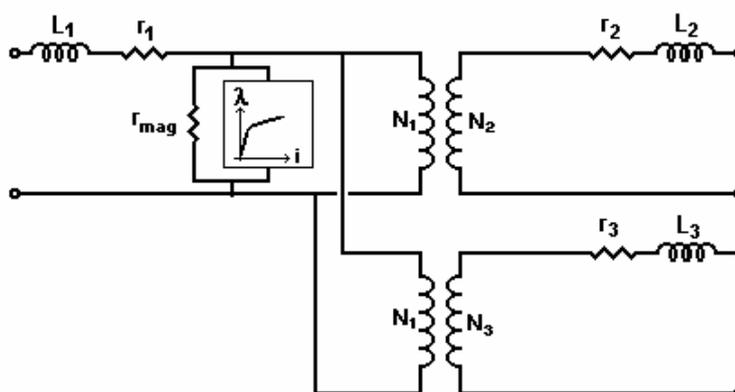


FIGURA A 4.7
Circuito equivalente para um núcleo com três enrolamentos de Brasil

Um exame dos modelos apresentados mostra que apenas um deles satisfaz, integralmente, as especificações definidas no tópico 4.1 para a representação dos reatores saturados; a simulação de cada núcleo do reator como um transformador de múltiplos enrolamentos, proposto por Brasil (1996). Em primeiro lugar, porque o modelo especificado por esse autor já consta da biblioteca do EMTP-ATP, onde recebe a designação de “Saturable Transformer Component”. Em segundo lugar em face da grande facilidade para simular qualquer tipo de reator com saturação natural, pois será suficiente promover a interligação entre os enrolamentos de cada núcleo de forma a reproduzir, exatamente, as conexões elétricas dos enrolamentos do reator.

A única limitação que, aparentemente, poderá inviabilizar essa opção diz respeito à ocorrência de um acoplamento magnético entre núcleos ocasionado, por exemplo, por sobrecorrentes elevadas nos enrolamentos do reator no transcurso de transitórios. É, portanto, crucial examinar cuidadosamente essa possibilidade para afastar, definitivamente, qualquer dúvida que possa incidir nessa representação.

4.3 A hipótese fundamental do modelo matemático

O modelo eleito para a representação dos reatores saturados foi formulado tendo, como hipótese fundamental, a completa ausência de acoplamento magnético entre os núcleos. Essa conjectura é, de fato, lícita para os reatores com circuitos magnéticos individuais para cada núcleo, situação observada nos equipamentos produzidos pela empresa belga ACEC, segundo George, Labart, Sironi e Van Hulsen (1978), e mostrada na figura 4.8 para uma estrutura de seis núcleos. Todavia, para os reatores construídos em forma de monobloco único ou parcial, opções também ilustradas na figura 4.8, a legitimidade da suposição de independência magnética dos núcleos poderá parecer, numa análise preliminar, equivocada em face da presença das travessas longitudinais (“yokes”) que estabelecem uma interligação entre os diferentes núcleos do reator.

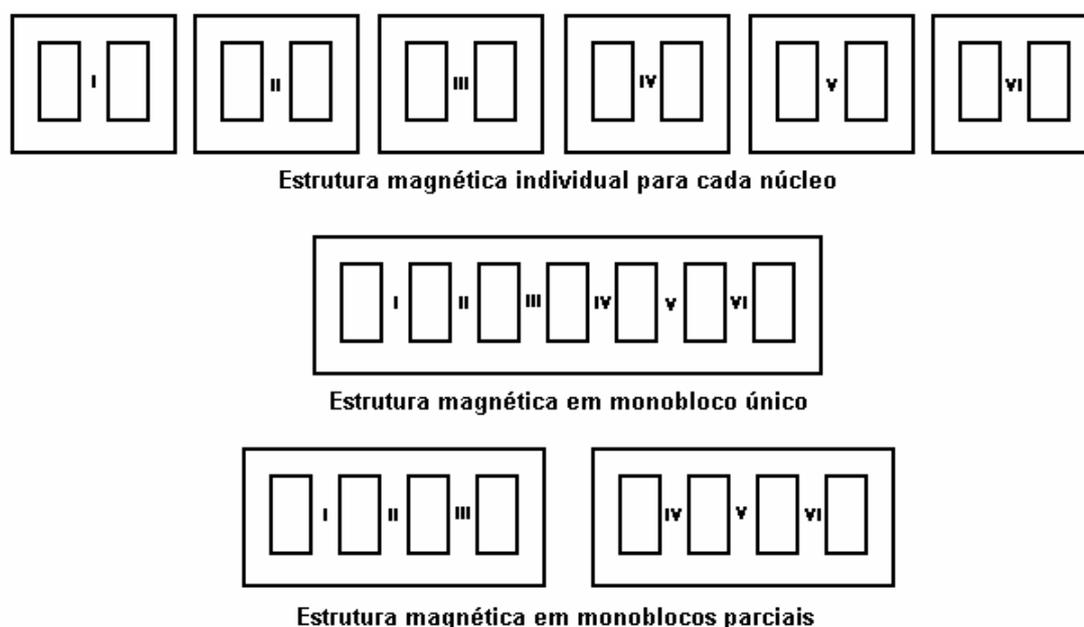


FIGURA 4.8

Tipos de estrutura magnética planar para reatores com saturação natural

A hipótese de que tal independência será, de fato, observada, mesmo para os reatores em monobloco, fundamenta-se numa característica obrigatória para todos os tipos de reator, a obediência ao princípio da mútua compensação harmônica, Friedlander (1956). De acordo com esse princípio, para assegurar que somente as componentes harmônicas de ordem $2kn \pm 1$, onde n é o número de núcleos e $k \in \mathbf{N}$, estarão presentes na corrente de alimentação, é imprescindível que, ao menos em regime permanente,

cada núcleo do reator experimente a saturação em determinados instantes do ciclo, especificamente, a cada intervalo de π/n radianos. Para isso, na concepção do reator, cada enrolamento foi dotado de um certo número de espiras, sendo percorrido por uma corrente de fase tal que garante uma distribuição de forças magnetomotrizes, FMMs, nos núcleos exatamente com a defasagem de π/n radianos. Nesses termos, bastará que o fluxo em cada núcleo seja produzido pela FMM atuando no próprio núcleo para que o atendimento ao princípio da mútua compensação harmônica seja observado. Isso significa que a FMM de um núcleo não poderá interferir na produção do fluxo de um outro núcleo, pois, se tal ocorrer, a entrada em saturação dos mesmos não se dará nem na ordem nem no instante previsto. Portanto, a independência magnética dos núcleos de um reator saturado é um requisito fundamental para que o mesmo exiba um comportamento operacional concorde com o princípio da mútua compensação. Tal exigência será satisfeita, para o caso dos reatores construídos em monobloco, com um dimensionamento apropriado das travessas e dos retornos da estrutura magnética, elementos identificados na figura 4.9. Assegurando-se, por projeto, que tais componentes jamais experimentarão qualquer sintoma de saturação, os mesmos funcionarão aos moldes de um curto-circuito magnético para os núcleos do reator, coibindo a ação de uns sobre os outros, o que equivale a torná-los independentes do ponto de vista magnético.

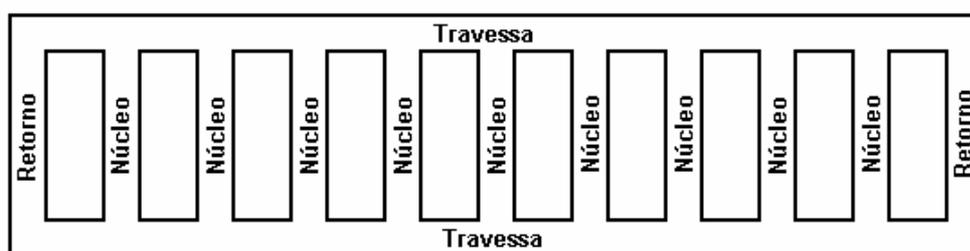


FIGURA 4.9
Elementos da estrutura em monobloco de um reator saturado

O critério de projeto habitualmente utilizado para se alcançarem os resultados descritos consiste em selecionar, para as travessas e trajetórias de retorno, uma seção transversal m , tal que a densidade de fluxo nessas peças, na plena carga do reator, alcance um valor abaixo do “cotovelo” da curva de magnetização do material. De acordo com Yarvik e

Tellinem (1998), tal condição estará assegurada se a indução máxima experimentada pelas travessas não ultrapassar 1,5 T para reatores fabricados com aço silicioso de grão orientado e funcionando em carga nominal com cerca de 2,175 T nos núcleos. Ora, para um projeto com essa especificação, um aumento de apenas 30% no fluxo de trabalho dos núcleos resultará em uma indução de 2,827 T, situação em que a permeabilidade do ferro igualará, certamente, o valor do ar, ou seja, $4\pi \times 10^{-7}$ H/m. Admitindo-se que o fluxo na travessa experimentará uma elevação similar, atingindo, portanto, 1,95 T, a permeabilidade desse elemento será de 0,001 H/m, segundo a Kawasaki (1981), portanto, quase mil vezes maior que a permeabilidade do núcleo. Nessas circunstâncias, é perfeitamente válido considerar que as travessas continuarão se prestando ao papel de um curto-circuito magnético para os núcleos do reator. Por outro lado, para produzir a indução de 2,827 T no ar, a intensidade do campo magnético será, aproximadamente, de :

$$\mathcal{H} = \frac{\mathcal{B}}{\mu_0} = \frac{2,827}{4\pi \times 10^{-7}} \approx 2,25 \times 10^6 \text{ A/m}$$

o que, pela Lei de Ampère, para o núcleo com 500 espiras e altura de 4,70 m descrito por Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991), importará numa corrente de :

$$i = \frac{\mathcal{H} h_n}{N} = \frac{(2,25 \times 10^6) 4,70}{500} \approx 2,10 \times 10^4 \text{ A}$$

valor extremamente alto mesmo para um sistema de alta tensão. Portanto, é possível inferir desse exercício que as travessas de um reator, calculadas da forma descrita, garantirão sempre a independência magnética dos núcleos.

Aliás, o trabalho de Stewart, Humpage, Choi, Garrood e Nguyen (1987) já apontava para a validade de um modelo concebido com base nessa mesma hipótese, haja vista a grande aproximação verificada entre os resultados de simulações e a resposta real de um sistema de grande porte. Essa é, pois, mais uma prova incontestável em favor da legitimidade dessa hipótese que fundamenta o modelo matemático escolhido para os reatores com saturação natural.

4.4 O modelo matemático para os reatores

A família dos reatores com saturação natural, no que tange às conexões dos enrolamentos, é constituída por três membros :

- reator com ligação série dos enrolamentos, configuração ilustrada na figura 3.4 para uma estrutura magnética com nove núcleos ;
- reator com enrolamentos independentes e conectados em paralelo, arranjo estabelecido pela GEC e mostrado na figura 3.5 para o modelo de nove núcleos ;
- reator com enrolamentos ao feitio de um autotransformador e conectados em paralelo, desenvolvido pela TTU e apresentado na figura 3.6 para uma conformação magnética de nove núcleos.

Um exame dessas diferentes disposições de enrolamentos aponta que os núcleos de um reator com saturação natural podem exibir uma arquitetura com dois ou com três enrolamentos, de sorte que um modelo de transformador correspondente deverá ser eleito para a representação de cada situação.

O núcleo com dois enrolamentos - O modelo tradicional do transformador de dois enrolamentos assume que, qualquer que seja o enrolamento excitado, o fluxo produzido poderá ser dividido em dois componentes :

- um fluxo que envolve simultaneamente os dois enrolamentos, denominado de fluxo mútuo de enlace, ϕ_{12} e ϕ_{21} na figura 4.10 ;
- um fluxo que envolve unicamente o enrolamento excitado e que recebe a designação de fluxo de dispersão, ϕ_{d1} e ϕ_{d2} na figura 4.10.

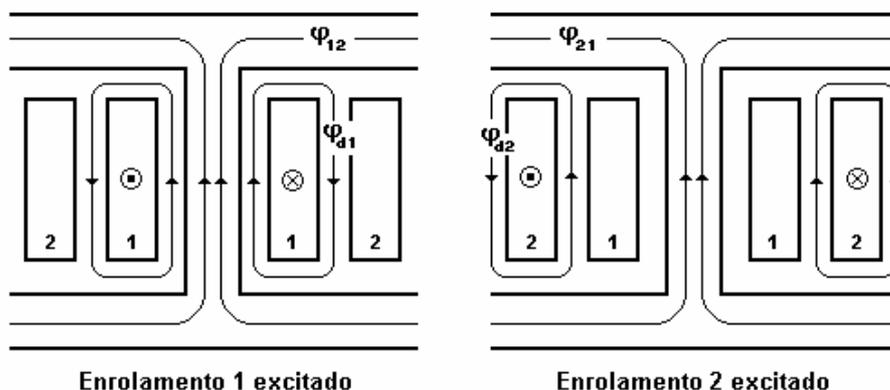


FIGURA 4.10
Fluxos de dispersão e mútuo num transformador de dois enrolamentos

O fluxo instantâneo envolvendo cada um dos enrolamentos da figura 4.10, φ_1 e φ_2 respectivamente, será dado por :

$$\varphi_1 = \varphi_{d1} + \varphi_{12} + \varphi_{21} = \varphi_{d1} + \varphi_m \quad (4.7)$$

$$\varphi_2 = \varphi_{d2} + \varphi_{12} + \varphi_{21} = \varphi_{d2} + \varphi_m$$

onde φ_m é o fluxo mútuo resultante para cada enrolamento.

Admitindo, para efeito de simplificação da análise, que as parcelas de fluxo das equações (4.7) envolvem todas as espiras dos enrolamentos correspondentes, tem-se para o fluxo instantâneo de enlace de cada enrolamento :

$$\lambda_1 = N_1 \varphi_1 = N_1 \varphi_{d1} + N_1 \varphi_m \quad (4.8)$$

$$\lambda_2 = N_2 \varphi_2 = N_2 \varphi_{d2} + N_2 \varphi_m$$

onde N_1 e N_2 são os números de espiras dos enrolamentos 1 e 2 da figura 4.10.

Considerando-se que r_1 e r_2 são as resistências e i_1 e i_2 , as correntes instantâneas nos enrolamentos 1 e 2 da figura 4.10, a tensão instantânea nos terminais desses

enrolamentos, v_1 e v_2 respectivamente, será de acordo com as Leis de Kirchhoff, Ohm e Faraday e tendo-se em conta as equações (4.8) :

$$v_1 = r_1 i_1 + \frac{d\lambda_1}{dt} = r_1 i_1 + N_1 \frac{d\phi_{d1}}{dt} + N_1 \frac{d\phi_m}{dt} \quad (4.9)$$

$$v_2 = r_2 i_2 + \frac{d\lambda_2}{dt} = r_2 i_2 + N_2 \frac{d\phi_{d2}}{dt} + N_2 \frac{d\phi_m}{dt}$$

Como se pode observar na figura 4.10, o fluxo de dispersão de cada enrolamento percorre uma trajetória em grande parte situada no ar, o que permite a adoção de uma simplificação já consagrada no tratamento dos transformadores, qual seja, admitir uma perfeita proporcionalidade entre o fluxo de dispersão e a corrente que o produz. Define-se, a partir dessa aproximação, a chamada indutância de dispersão dos enrolamentos :

$$L_1 \equiv N_1 \frac{\phi_{d1}}{i_1} \quad \text{e} \quad L_2 \equiv N_2 \frac{\phi_{d2}}{i_2} \quad (4.10)$$

Substituindo (4.10) em (4.9) obtém-se :

$$v_1 = r_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + N_1 \frac{d\phi_m}{dt} \quad (4.11)$$

$$v_2 = r_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} + N_2 \frac{d\phi_m}{dt}$$

As equações (4.11) podem ser retratadas pelos circuitos equivalentes da figura 4.11, onde o enrolamento 1 foi assumido como o primário e o enrolamento 2 como o secundário do transformador, a força eletromotriz induzida pelo fluxo mútuo (f.e.m.) foi designada por e_1 e e_2 , e ainda introduziu-se um transformador ideal com relação (N_1/N_2). É evidente dessa figura que se o núcleo do transformador fosse construído de um material de permeabilidade infinita, não demandaria qualquer FMM para produção de fluxo e os dois circuitos equivalentes poderiam ser interligados nos terminais onde a

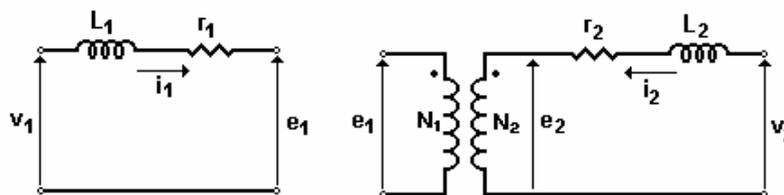


FIGURA 4.11
Circuito equivalente do primário e do secundário do transformador

f.e.m. comum, e_1 , é gerada. Nessas circunstâncias, as FMMs produzidas pela passagem de corrente nos dois enrolamentos se equivaleriam, o que resultaria em :

$$N_1 i_1 = -N_2 i_2 \quad (4.12)$$

Todavia, o material ferromagnético de que o núcleo é constituído solicita uma FMM para criar o fluxo, de forma que a igualdade da equação (4.12) será desfeita justamente pela parcela referente ao núcleo. Nesses termos, a corrente no enrolamento primário não somente deverá suprir a demanda da corrente secundária, mas também a exigência de excitação do núcleo. Esse fato será expresso pela equação :

$$i_1 = \left(\frac{N_2}{N_1} \right) i_2 + i_\phi \quad (4.13)$$

onde i_ϕ representa a corrente necessária para a excitação do núcleo do transformador. A inclusão da equação (4.13) nos circuitos equivalentes da figura 4.11 não somente permitirá o acoplamento dos mesmos num circuito único, mas também concederá ao circuito final um caráter de maior fidelidade na reprodução da operação de um transformador real, já que incorpora a possibilidade de um núcleo de permeabilidade finita. O circuito da figura 4.12 mostra, justamente, o resultado dessa operação de junção dos circuitos, com a inclusão de um ramo de excitação.

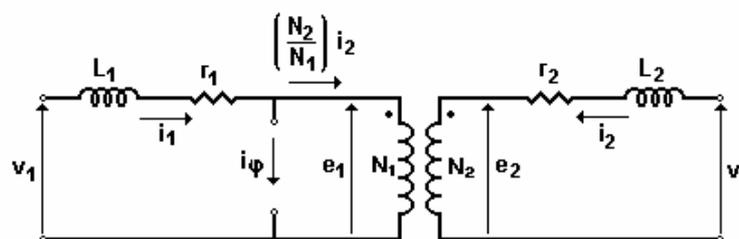


FIGURA 4.12
Circuito equivalente parcial do transformador de dois enrolamentos

Esse ramo de excitação do transformador exibe um comportamento similar ao da curva denominada de histerese do material ferromagnético do núcleo e sua representação se dará mediante a forma preconizada por Dommel (1996), a qual consiste numa resistência fixa conectada em paralelo com uma indutância não-linear. Para visualizar o efeito dessa combinação, a figura 4.13 ilustra o circuito proposto, onde a indutância não linear é caracterizada por uma curva $\lambda \times i$. Como a fonte de alimentação do circuito é senoidal, a tensão aplicada aos dois elementos, v_r e v_L , terá esse mesmo formato, assim como a corrente através da resistência, i_r :

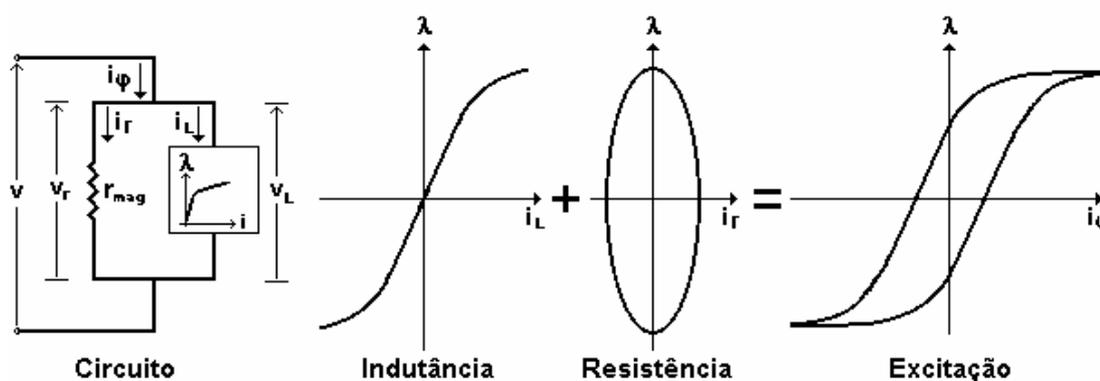


FIGURA 4.13
Modelagem do ramo de magnetização do núcleo de um transformador

$$v = v_r = v_1 = v_m \cos \omega t$$

$$i_r = \frac{v_m}{r_{\text{mag}}} \cos \omega t \quad (4.14)$$

Definindo no ramo da resistência, por conveniência, uma grandeza equivalente ao fluxo de enlace da indutância, tem-se :

$$\lambda = \int v_r dt = \int v_m \cos \omega t \cdot dt = \frac{v_m}{\omega} \text{sen} \omega t \quad (4.15)$$

Elevando-se as equações (4.14) e (4.15) ao quadrado e, em seguida, procedendo-se a adição das mesmas, obtém-se :

$$r_{\text{mag}}^2 i_r^2 + \omega^2 \lambda^2 = v_m^2 (\cos^2 \omega t + \text{sen}^2 \omega t) \quad (4.16)$$

$$\frac{i_r^2}{\left(\frac{v_m}{r_{\text{mag}}}\right)^2} + \frac{\lambda^2}{\left(\frac{v_m}{\omega}\right)^2} = 1$$

A relação $\lambda \times i$ do ramo da resistência, equação (4.16), terá, portanto, a forma de uma elipse, a qual, quando adicionada à relação $\lambda \times i$ do ramo da indutância, produzirá, para o ramo de excitação do núcleo, uma curva similar à histerese.

Com o estabelecimento do modelo descrevendo a excitação do núcleo, o circuito equivalente do transformador de dois enrolamentos estará completo e exibirá a configuração da figura 4.14.

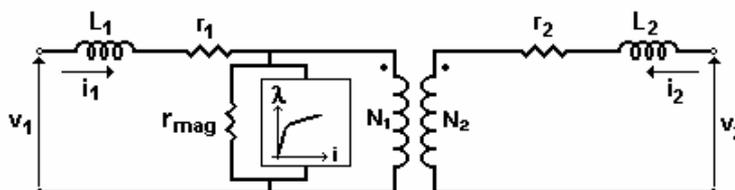


FIGURA 4.14
Circuito equivalente do transformador de dois enrolamentos

O núcleo com três enrolamentos – Um procedimento trivial entre os analistas de sistemas de potência consiste em modelar os transformadores de três enrolamentos como uma extensão natural dos transformadores de dois enrolamentos, acrescentando a este mais uma malha ao circuito equivalente, como ilustra a figura 4.15. Autores consagrados, como M.I.T. (1965), embora registrem o caráter aproximado desse circuito, consideram os resultados obtidos com o uso do mesmo tão precisos quanto os oferecidos pelos modelos tidos como exatos, uma vez que esses últimos apresentam sérias dificuldades para determinação dos seus parâmetros. Mesmo recentemente, quando um maior detalhamento dos modelos de transformadores tem sido buscado através do princípio da dualidade, o circuito da figura 4.15 continua em evidência tanto que os problemas de instabilidade produzidos pelo mesmo nas simulações com o EMTP-ATP, produzido pelos valores negativos da indutância de dispersão, ainda motivam o esforço investigativo de estudiosos como Chen (2000).

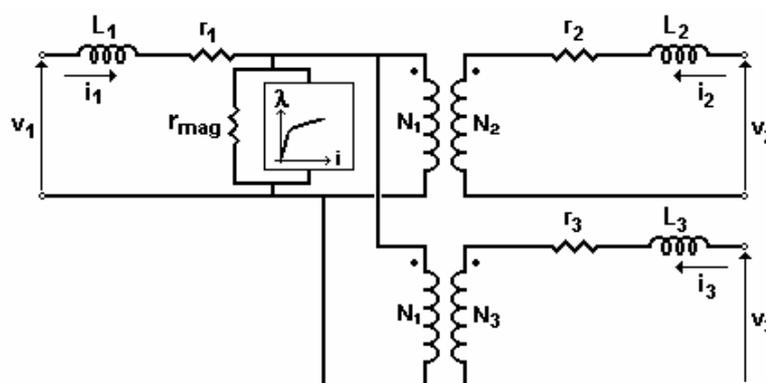


FIGURA 4.15

Circuito equivalente tradicional para o transformador de três enrolamentos

Por outro lado, segundo Brandwajn, Dommel e Dommel (1982), os transformadores modernos fazem uso de chapas de aço de grão orientado, cuja característica magnética exibe uma transição bastante acentuada entre a região linear e a saturada, o que influencia a posição em que o ramo de magnetização deverá ser inserido no circuito equivalente. De acordo com tais autores, a localização indicada seria os terminais do enrolamento mais próximo do núcleo, posição normalmente ocupada pelo enrolamento de menor tensão, o terciário, quando a opção construtiva é por bobinas concêntricas.

Considerando-se o ajustamento sugerido, o circuito equivalente do transformador de três enrolamentos assumiria a forma apresentada na figura 4.16.

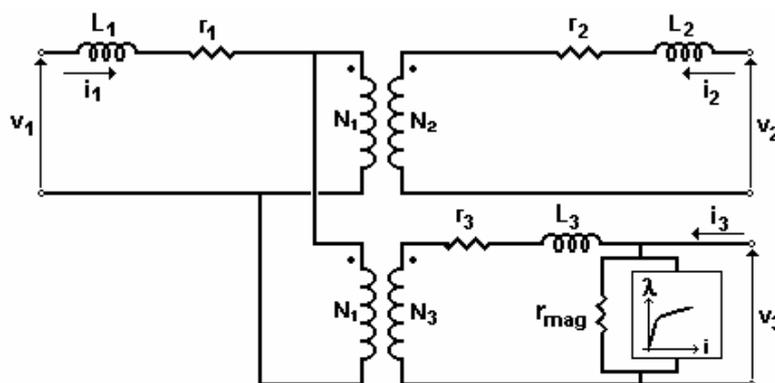


FIGURA 4.16

Circuito equivalente modificado para o transformador de três enrolamentos

A proposta de Brandwajn, Dommel e Dommel (1982) foi respaldada nos estudos efetuados por Dick e Watson (1981) a partir de ensaios em um transformador trifásico de 25 MVA e três enrolamentos de 110/44/4 kV em operação no sistema elétrico da Ontario Hidro (Canadá). Os ensaios consistiram, essencialmente, em levantar a característica de magnetização do transformador, com ênfase na região saturada, excitando-se o circuito magnético por um dos enrolamentos, enquanto os demais permaneciam abertos. A tensão induzida foi, então, medida nos terminais dos enrolamentos envolvendo o núcleo excitado e integrada para obtenção do fluxo produzido, tal como ilustra o desenho esquemático da figura 4.17. Gráficos foram, em seguida, traçados do fluxo de enlace \times corrente de excitação, ambos convertidos para p.u. e a indutância de magnetização, L_m , correspondente à região saturada, calculada para cada caso, de acordo com o procedimento indicado na figura 4.17. Os resultados dos ensaios estão reunidos na tabela da figura 4.17, a qual assinala o enrolamento onde a corrente foi injetada, o enrolamento em que se promoveu a leitura do fluxo e o valor determinado para a indutância em cada ensaio.

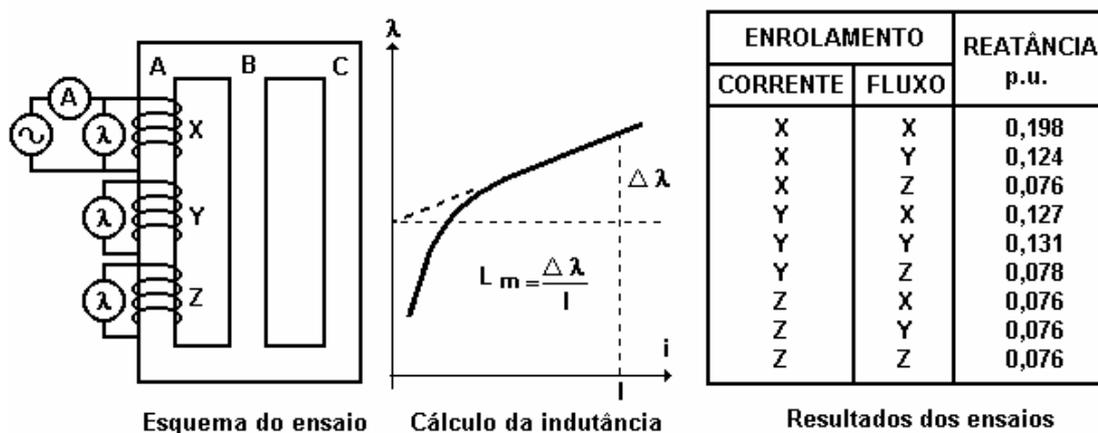


FIGURA 4.17

Procedimentos e resultados dos ensaios efetuados por Dick e Watson

Inicialmente, o circuito equivalente do transformador nos moldes tradicionais, figura 4.15, com as indutâncias de dispersão já definidas pelos ensaios de curto-circuito, teve a indutância de magnetização ajustada de conformidade com o ensaio correlato, ou seja, medição de corrente e fluxo no enrolamento primário, denominado de **X**. Como se verifica na figura 4.18, a indutância obtida por esse ensaio, 0,198 p.u., equivale à soma da indutância de dispersão desse enrolamento, 0,0775 p.u., com a indutância de magnetização, o que resulta em 0,1205 p.u. para essa última. Como também indica a figura 4.18, as demais medidas com o enrolamento **X** excitado deveriam repetir tal valor, 0,1205 p.u., o que não ocorreu, verificando-se erros de -3,2 % em **Y** e +58,0% em **Z**.

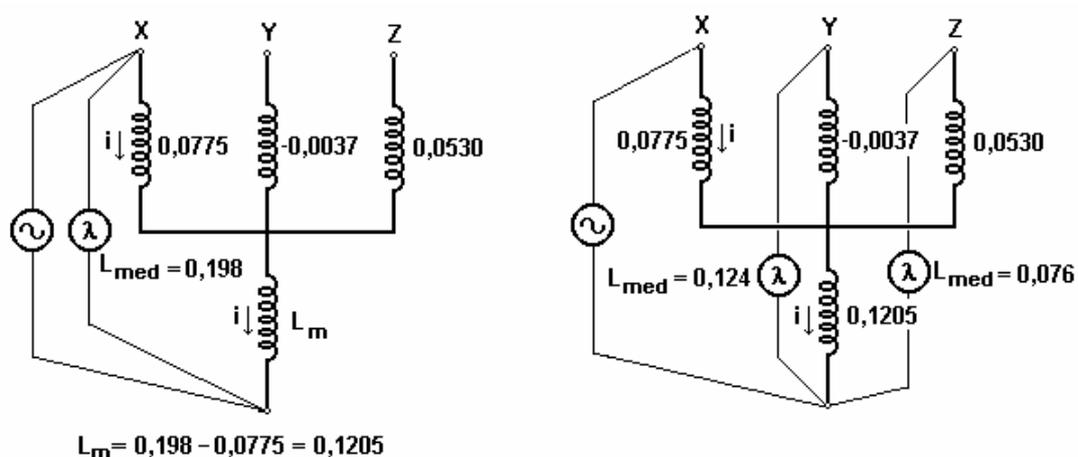


FIGURA 4.18

Medidas efetuadas por Dick e Watson com o enrolamento X excitado

A justificativa para tais erros pode ser encontrada na própria arquitetura do circuito equivalente, a qual, expressa de uma forma mais conveniente na figura 4.19, mostra claramente que, assim representados, os três enrolamentos do transformador estarão acoplados por um fluxo mútuo comum, caracterizado pela indutância L_m . Em sendo exato tal circuito, as medições nos enrolamentos Y e Z , estando X excitado, indicariam esse fluxo mútuo comum, ou seja, reproduziria a indutância, L_m , o que não foi verificado.

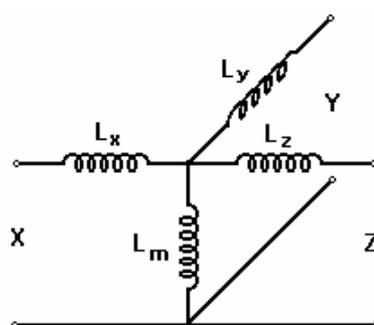


FIGURA 4.19
Circuito equivalente tradicional simplificado

Um exame do transformador real, retratado na figura 4.20 com as trajetórias do fluxo magnético produzido com a excitação do enrolamento da camada externa, o enrolamento de alta tensão X , torna evidente as causas para as discrepâncias apontadas.

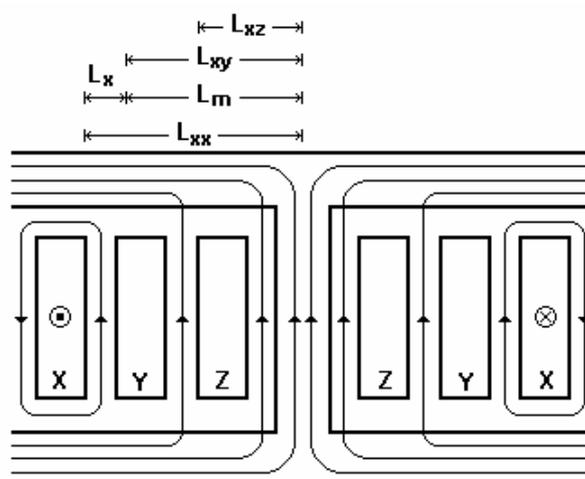


FIGURA 4.20
Trajetórias de fluxo com o enrolamento X excitado

Nessa figura, cada parcela do fluxo gerado é identificada com a grandeza medida em cada um dos ensaios, tomando-se, como premissa, que a indutância L_x representa o fluxo de dispersão do enrolamento X com respeito aos demais. Com essa proposição, a indutância medida nos terminais do enrolamento X , L_{xx} , será :

$$L_{xx} = L_x + L_m = L_x + L_{xy}$$

de modo que a indutância mútua entre os enrolamentos X e Y equivalerá à indutância de magnetização L_m . Embora essa hipótese não esteja rigorosamente correta, como demonstra o apêndice 7.4, a mesma reflete aproximadamente a realidade, tanto que a leitura efetuada no enrolamento Y , L_{xy} , revelou um valor na vizinhança de L_m , com um erro de apenas 3,2%. Também a elevada diferença, 58,0%, entre a indutância medida nos terminais do enrolamento Z , L_{xz} , e L_m pode ser inferida do mapa da figura 4.20, o qual mostra um fluxo enlaçando esse enrolamento muito menor que o valor assinalado para a indutância de magnetização.

A análise acima, encetada com base na estrutura física e no fluxo produzido em um transformador de três enrolamentos, apontou, enfaticamente, que o circuito equivalente da forma proposta na figura 4.15 não é capaz de reproduzir apropriadamente o comportamento operacional desse equipamento. A mesma conclusão pode ser obtida se o transformador for apreciado como três circuitos mutuamente acoplados, pois, nesse caso, os resultados dos ensaios apresentados na figura 4.17 permitiriam a construção da seguinte matriz de acoplamento :

$$[L] = \begin{bmatrix} L_{xx} & L_{xy} & L_{xz} \\ L_{yx} & L_{yy} & L_{yz} \\ L_{zx} & L_{zy} & L_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0,198 & 0,124 & 0,076 \\ 0,127 & 0,131 & 0,078 \\ 0,076 & 0,076 & 0,076 \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

onde o valor estabelecido através dos dados de corrente e de fluxo num mesmo enrolamento representaria a indutância própria do mesmo e os demais resultados, que relacionam corrente e fluxo em enrolamentos distintos, determinariam as indutâncias mútuas entre os enrolamentos envolvidos. Apesar dos erros presentes na equação (4.17), provavelmente produzidos na leitura das grandezas ou no cálculo gráfico das indutâncias, pois :

$$L_{xy} \neq L_{yx} \quad \text{e} \quad L_{yz} \neq L_{zy}$$

é possível inferir dessa matriz que, para a existência de uma só indutância mútua entre os enrolamentos, todos os termos fora da diagonal deveriam ser iguais, ou seja, a matriz de acoplamento deveria ser simétrica. Como se verifica, a matriz (4.17) não exibe tal propriedade, o que mais uma vez ratifica que o circuito equivalente da figura 4.15 não é adequado para simular o transformador de três enrolamentos.

A razão primordial para os desvios verificados entre o desempenho do circuito equivalente da figura 4.15 e os resultados dos ensaios reside na posição do ramo de magnetização que, posto no centro estrela daquele circuito, impôs uma indutância mútua comum. Ora, a matriz retratada na equação (4.17) mostra que indutâncias mútuas distintas acoplam os enrolamentos do transformador, o que recomenda a busca de uma nova locação para esse ramo que atenda a esse requisito. A posição eleita foi os terminais de entrada do enrolamento de baixa tensão, tal como assinala a figura 4.16, sendo a indutância de magnetização ajustada, agora, através do ensaio com o enrolamento **Z** excitado, o que proporcionou 0,076 p.u. de acordo com a figura 4.21.

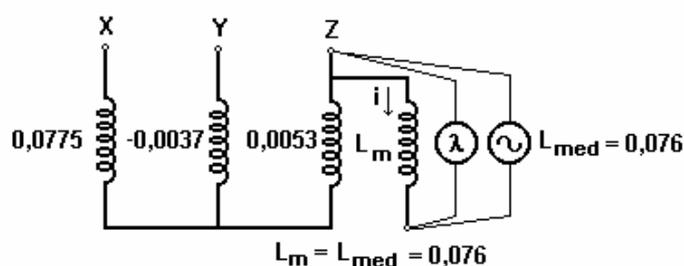


FIGURA 4.21

Ajuste da indutância de magnetização após a modificação do circuito

Com o circuito equivalente assim definido, as indutâncias fornecidas pelo mesmo para as diversas condições de excitação estão registradas na figura 4.22 e um confronto com os valores fornecidos pelos ensaios, indicados na tabela da figura 4.17, aponta um erro máximo de 4,8%, um resultado, portanto, satisfatório.

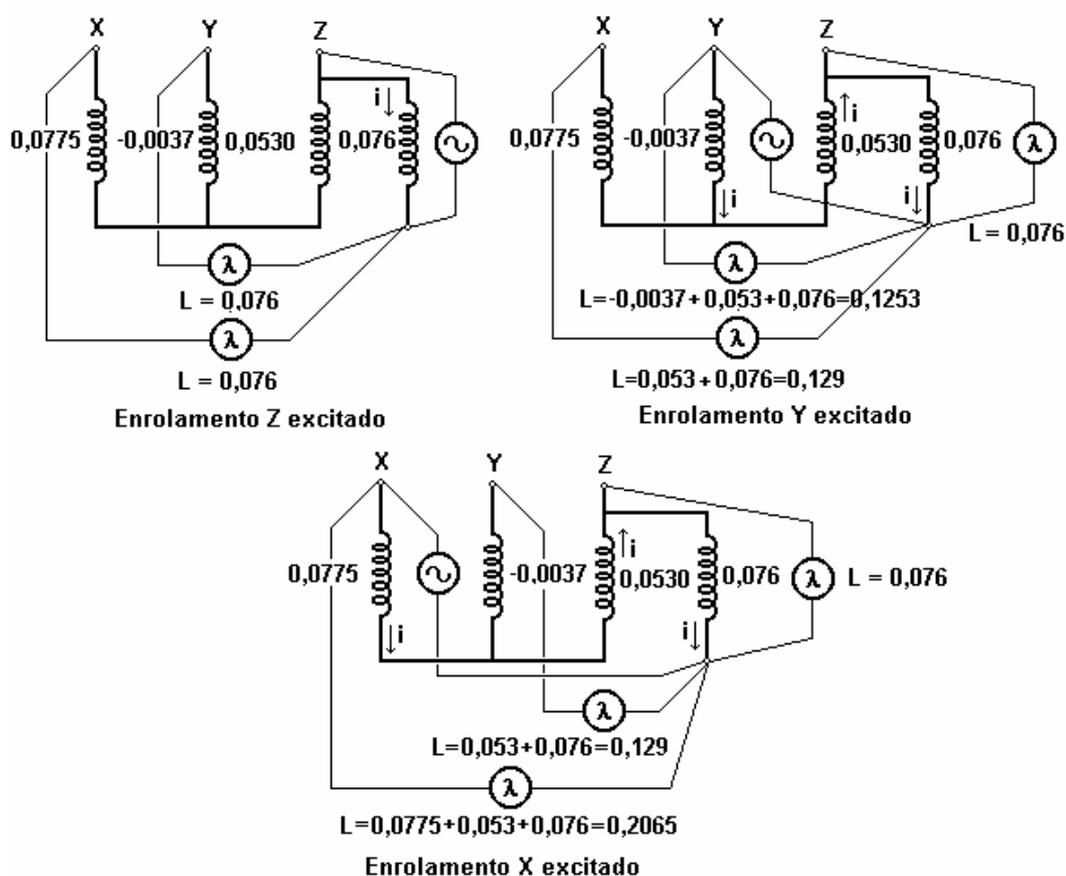


FIGURA 4.22
Indutâncias do circuito equivalente modificado

A escolha dessa posição para o ramo de magnetização foi orientada pelo circuito equivalente obtido pela aplicação do princípio da dualidade, como demonstra o apêndice 7.5. De acordo com esse circuito, a magnetização de um transformador com enrolamentos concêntricos deverá estar sempre associada ao enrolamento mais próximo do núcleo, o que, em geral, corresponde àquele de menor tensão.

Finalmente, é importante registrar que o modelo estabelecido para o transformador com três enrolamentos foi ajustado para satisfazer os resultados de ensaios e não obtido, como no caso do transformador de dois enrolamentos, através de considerações de natureza física, relacionadas com os fenômenos verificados no transformador.

Os reatores com saturação natural – Uma vez definido o modelo para cada tipo de núcleo, a completa simulação do reator se dará pela reunião desses modelos individuais, através da interligação dos seus terminais de modo a reproduzirem fielmente as ligações elétricas entre os diversos enrolamentos. Para ilustrar o processo de montagem do modelo completo, um reator de seis núcleos com enrolamentos conectados em paralelo é apresentado na figura 4.23.

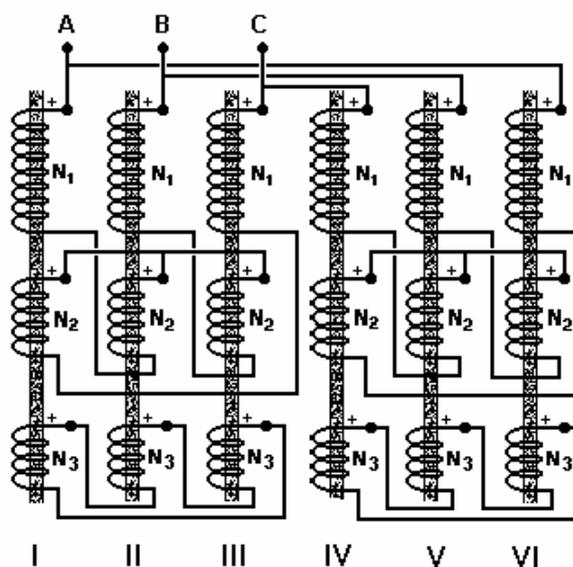


FIGURA 4.23

Diagrama do reator de seis núcleos com ligação paralela dos enrolamentos

Como se observa, cada núcleo desse reator dispõe de três enrolamentos, de sorte que todos serão representados pelo circuito equivalente reservado para um transformador de idêntica conformação. Em termos do EMTP-ATP, o elemento utilizado para esse fim é o “Saturable Transformer Component” sem o ramo central de magnetização, o qual será simulado separadamente pelo elemento “Type 98 – Pseudo nonlinear inductance”, conectado aos terminais do enrolamento secundário N_3 do reator, em paralelo com uma resistência fixa. As conexões entre os terminais de cada um desses circuitos foram, então, estabelecidas de modo a repetir, exatamente, as ligações elétricas do reator, como demonstra a figura 4.24.

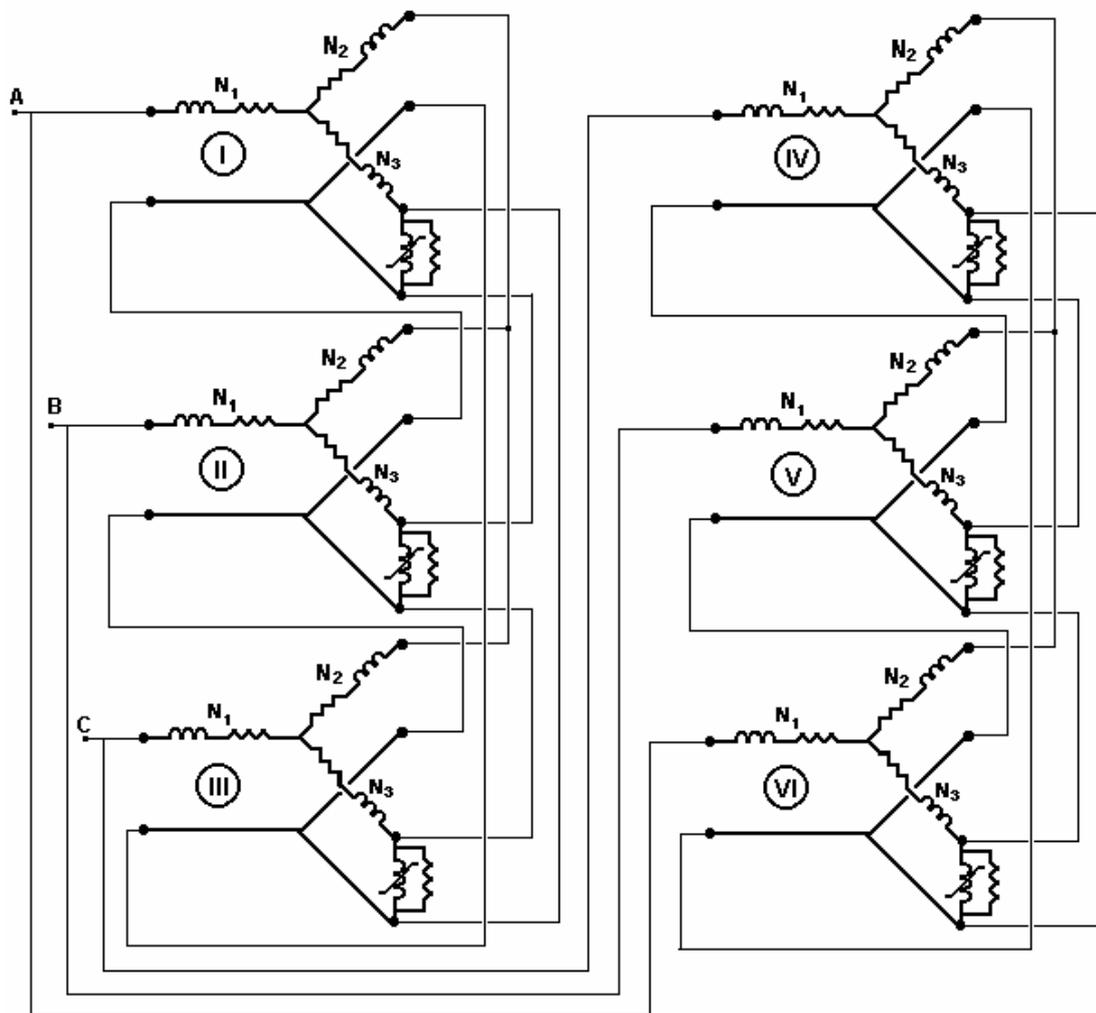


FIGURA 4.24

Montagem dos elementos do EMTP-ATP para simular o reator de seis núcleos

É evidente, dessa exemplificação, a grande praticidade oferecida por esse procedimento de simulação, tornando extremamente fácil uma tarefa que, à primeira vista, parecia de grande complexidade.

Todos os tipos de reator com saturação natural descritos no presente trabalho, bem como outras configurações que venham a ser posteriormente desenvolvidas, qualquer que seja a quantidade de núcleos presentes na estrutura magnética dos mesmos, poderão ser representados sem dificuldades por intermédio dos recursos ora definidos. Trata-se, pois, de uma ferramenta com um caráter generalizado.

4.5 O cálculo dos parâmetros do modelo matemático

A representação de cada núcleo do reator com saturação natural é efetuada mediante o modelo ilustrado na figura 4.14 para o caso da configuração com dois enrolamentos e, para o arranjo com três enrolamentos, pelo modelo da figura 4.16. Para a implementação no EMTP-ATP de cada um desses modelos, os seguintes parâmetros são exigidos :

- resistência ôhmica dos enrolamentos ;
- indutância de dispersão dos enrolamentos ;
- indutância de magnetização do núcleo ;
- resistência para as perdas no ferro.

Considerando-se que as expressões para a determinação de tais parâmetros guardam uma relação direta com o projeto do reator e que um dos objetivos fundamentais da presente pesquisa é, justamente, aferir essa metodologia de projeto, todos os procedimentos de cálculo apresentados a seguir contemplaram também os protótipos em tamanho reduzido, construídos no LDSP.

A resistência ôhmica dos enrolamentos - A resistência ôhmica de cada um dos enrolamentos do reator será determinada em Ω pela conhecida expressão para corrente contínua :

$$r = \rho \left(\frac{l_{\text{esp}}}{A_c} \right)$$

onde ρ é a resistividade do cobre a 75°C, dada em $\Omega \cdot \text{m}$, l_{esp} é o comprimento médio da espira do enrolamento em m e A_c é a secção do condutor em m^2 .

O comprimento médio da espira dependerá do formato adotado para a construção dos enrolamentos, como se verifica na figura 4.25. No caso dos núcleos com secção transversal redonda, as bobinas terão a forma cilíndrica com R_{int} para o raio interno e R_{ext} , para o externo, de modo que o comprimento médio será dado pela expressão :

$$l_{\text{esp}} = \pi (R_{\text{int}} + R_{\text{ext}}) \quad (4.18)$$

Por outro lado, quando o núcleo possui uma secção transversal quadrada, como ocorre com os protótipos do reator, o enrolamento tomará uma forma intermediária como mostra a figura 4.25 e o comprimento médio da espira será calculado aproximadamente por :

$$l_{\text{esp}} = 4 w_{\text{int}} + \pi (w_{\text{ext}} - w_{\text{int}}) \quad (4.19)$$

onde w_{int} é a largura interna e w_{ext} , a largura externa do enrolamento.

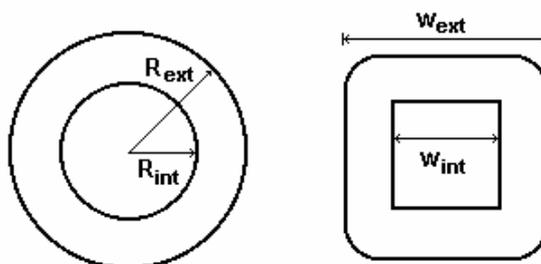


FIGURA 4.25
Formas construtivas dos enrolamentos

O valor da resistividade adotado para a estimativa da resistência dos enrolamentos do reator será aquele correspondente ao cobre do tipo recozido :

$$\rho = 0,0216 \Omega \cdot \text{m}$$

Evidentemente que na resistência, assim calculada, não estão incluídos os efeitos decorrentes da passagem de corrente alternada nos enrolamentos. Contudo, a bitola dos condutores utilizadas na fabricação dos protótipos do reator é tão reduzida que tais efeitos poderão ser desprezados, sem repercussões importantes nos resultados finais. As adaptações para contemplar a influência do efeito pelicular e de proximidade na resistência poderão ser incluídas através do emprego de um fator de correção, como indicado, por exemplo, em Liwschitz (1967).

A indutância de dispersão dos enrolamentos – Inúmeras publicações se ocupam com os procedimentos para o cálculo das indutâncias de dispersão dos enrolamentos de um transformador, podendo-se destacar Say (1978), Langsdorf (1955), M.I.T.(1965), Blume, Boyajian, Camilli, Lennox, Minneci e Montsinger (1951) entre outras. Em todas, três hipóteses fundamentais simplificam a abordagem :

- o material da estrutura magnética é considerado com permeabilidade infinita, não solicitando, portanto, qualquer FMM para o estabelecimento da indução ;
- o campo magnético no espaço ocupado pelos enrolamentos está orientado na direção axial e, ainda mais, tem uma magnitude constante nessa direção ;
- a densidade de corrente não varia ao longo da secção dos enrolamentos, o que equivale a ignorar o efeito das correntes induzidas nesses elementos.

Como decorrência das duas primeiras hipóteses, a aplicação da Lei de Ampère para uma trajetória fechada, como **abcd** na figura 4.26, resultará em :

$$\oint_{abcd} \vec{\mathcal{H}} \cdot d\vec{l} = \mathcal{H} h_n = N_2 i_2 \quad \therefore \quad \mathcal{H} = \frac{N_2 i_2}{h_n}$$

pois a intensidade do campo é nula no percurso **abcd** e, no trecho **da**, essa grandeza, além de constante, é colinear com a trajetória. A distribuição do campo magnético e da FMM se confundem, portanto, na região ocupada pelos enrolamentos.

A terceira hipótese, por sua vez, importará numa distribuição linear para a FMM e, conseqüentemente, para o campo magnético na direção axial dos enrolamentos, tal como ilustra a curva da figura 4.26. Essa curva foi delineada para a condição de cálculo da indutância de dispersão do transformador, qual seja, com o enrolamento 1 excitado por uma fonte externa e com o enrolamento 2 conectado em curto-circuito.

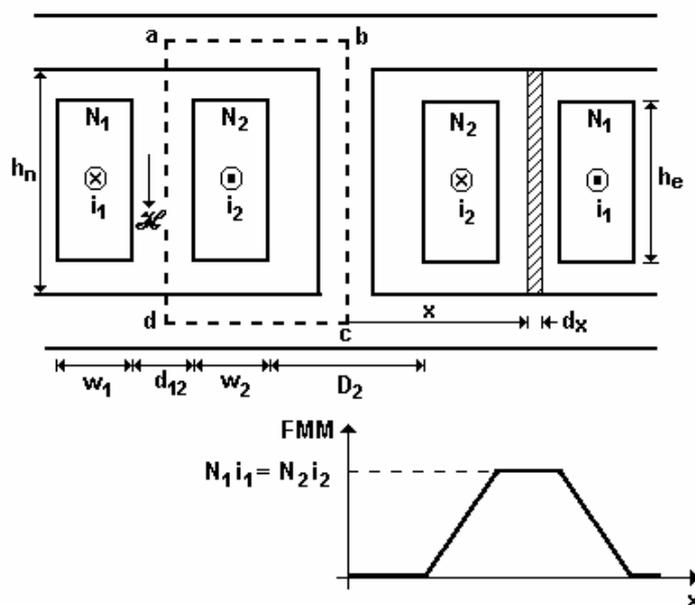


FIGURA 4.26
Hipóteses para o cálculo da indutância de dispersão dos enrolamentos

Com base nessas simplificações, a energia armazenada no campo magnético do transformador poderá ser facilmente computada e a indutância de dispersão dos enrolamentos obtida através da expressão :

$$W = \frac{1}{2} L i^2 \quad (4.20)$$

Quando o núcleo e os enrolamentos possuem uma secção circular, define-se um elemento infinitesimal de forma cilíndrica, raio interno x e espessura dx , tal como ilustra a figura 4.26, sendo a energia armazenada no campo magnético desse elemento dado por :

$$dW = \left(\frac{1}{2} \mu_0 \mathcal{H}^2 \right) (2 \pi x h_n dx) \quad (4.21)$$

No caso dos protótipos de reator, os núcleos foram construídos com uma secção quadrada e envolvidos por um carretel isolante, também de secção quadrada, onde os

enrolamentos foram finalmente montados. Desse modo, para a aplicação da mesma equação (4.20), faz-se mister converter, para a forma circular, a secção interna quadrada do enrolamento N_2 através da equivalência das áreas proposta por Yeh (1962). Assim, se a espessura do carretel isolante é t_c e sendo w_n , a dimensão lateral do núcleo, o diâmetro interno equivalente do enrolamento N_2 será :

$$\frac{1}{4}\pi D_2^2 = (w_n + 2t_c)^2 \quad \therefore \quad D_2 = \frac{2}{\sqrt{\pi}}(w_n + 2t_c) \quad (4.22)$$

A integração da equação (4.21) para a região delimitada pelos enrolamentos :

$$x \in \left[\frac{D_2}{2}, \left(\frac{D_2}{2} + w_1 + d_{12} + w_2 \right) \right] \quad (4.23)$$

e a substituição do resultado em (4.20) permitirá o cálculo da indutância em curto-circuito do transformador, que, de acordo com o diagrama da figura 4.14, será :

$$L_{cc}^{(12)} = L_1 + L_2$$

quando, em decorrência da primeira hipótese, se ignora o ramo de magnetização e as indutâncias são referidas a um dos enrolamentos.

A separação das parcelas referentes ao primário, L_1 , e ao secundário, L_2 , se dará de acordo com a proposição de Say (1978), a qual define o centro do espaço entre os enrolamentos como o marco divisório da influência dos dois enrolamentos. Assim, a energia associada ao enrolamento secundário N_2 será obtida pela integração da equação (4.20) no intervalo :

$$x \in \left[\frac{D_2}{2}, \left(\frac{D_2}{2} + w_1 + \frac{d_{12}}{2} \right) \right]$$

e a energia relacionada com o enrolamento primário N_1 pela integração no intervalo complementar :

$$\mathbf{x} \in \left[\left(\frac{\mathbf{D}_2}{2} + \mathbf{w}_1 + \frac{\mathbf{d}_{12}}{2} \right), \left(\frac{\mathbf{D}_2}{2} + \mathbf{w}_1 + \mathbf{d}_{12} + \mathbf{w}_2 \right) \right]$$

Essa mesma forma de partição da energia armazenada entre os enrolamentos foi também adotada por Bodger, Liew e Johnstone (2000) na sua metodologia reversa de projeto de transformadores.

Promovendo-se as operações de integração citadas, obtêm-se as seguintes expressões para as indutâncias de dispersão de cada um dos enrolamentos do transformador :

$$\mathbf{L}_1 = \frac{\pi\mu_o\mathbf{N}_1^2}{\mathbf{h}_n} \left[\frac{2}{3} \left(\frac{\mathbf{D}_2}{2} + \mathbf{d}_{12} + \mathbf{w}_1 + \mathbf{w}_2 \right) \mathbf{w}_1 + \left(\frac{\mathbf{D}_2}{2} + \mathbf{d}_{12} + \mathbf{w}_2 \right) \mathbf{d}_{12} - \frac{\mathbf{d}_{12}^2}{4} - \frac{\mathbf{w}_1^2}{2} \right] \quad (4.24)$$

$$\mathbf{L}_2 = \frac{\pi\mu_o\mathbf{N}_2^2}{\mathbf{h}_n} \left[\mathbf{D}_2 \left(\frac{\mathbf{d}_{12}}{2} + \frac{\mathbf{w}_2}{3} \right) + \left(\mathbf{d}_{12} + \frac{\mathbf{w}_2}{2} \right) \mathbf{w}_2 + \frac{\mathbf{d}_{12}^2}{4} \right] \quad (4.25)$$

As equações (4.24) e (4.25) foram desenvolvidas com base na hipótese de que o campo magnético percorrerá, sem experimentar qualquer deformação, toda a distância entre as travessas, ou seja, exatamente a altura do núcleo, \mathbf{h}_n , daí a presença dessa grandeza no denominador dessas equações. Essa suposição é, sem dúvida, legítima para o caso dos protótipos de reator, pois, por conta da baixa tensão de trabalho, um afastamento insignificante separa os enrolamentos das travessas. Por outro lado, nos reatores projetados para operar em sistemas de alta tensão, essa situação não será certamente observada, mas, ao contrário, uma separação razoável deverá ser imposta entre os enrolamentos e as travessas para que o nível de isolamento requerido pela aplicação seja alcançado. Nessas circunstâncias, deformações tomarão lugar no campo magnético, tal como ilustra a figura 4.27, de modo que alguma correção deverá ser introduzida naquelas equações para contemplar tal efeito.

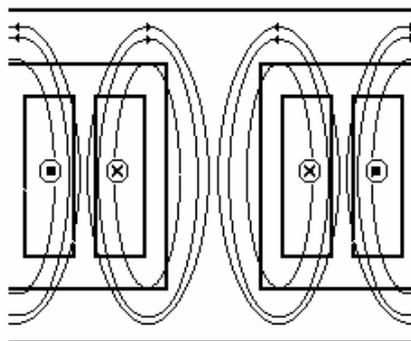


FIGURA 4.27
Deformação do campo magnético de dispersão dos enrolamentos

Um dos recursos concebido com essa finalidade foi apresentado por Kuller (1946) e consiste em substituir a grandeza \mathbf{h}_n nas expressões de \mathbf{L}_1 e \mathbf{L}_2 pela altura do enrolamento, \mathbf{h}_e , acrescida do valor da largura dos mesmos :

$$\mathbf{h}_e^i = \mathbf{h}_e + 2\mathbf{w}_i \quad , \quad \mathbf{i} = 1,2$$

Blume, Boyajian, Camilli, Lennox, Minneci e Montsinger (1951), por sua vez, utilizaram o denominado fator de Rogowski para corrigir a altura dos enrolamentos, \mathbf{h}_e , o qual depende do tipo de construção da estrutura magnética. No caso dos reatores, cuja estrutura é do tipo núcleo envolvente, o fator de Rogowski assume a seguinte forma :

$$\mathbf{K} = 1 - \frac{1 - e^{-2\pi\mathbf{h}_e / \delta}}{2\pi\mathbf{h}_e / \delta} \left\{ 1 - \frac{e^{-4\pi\mathbf{c} / \lambda}}{2} \left(1 - e^{-2\pi\mathbf{h}_e / \delta} \right) \left[\frac{\mathbf{h}_e}{\mathbf{z}} + \frac{\mathbf{z}_1}{\mathbf{z}} \left(1 + e^{-2\pi(\mathbf{c}' - \mathbf{c}) / \delta} \right) \right] - \frac{\mathbf{z}_1}{1} e^{-2\pi(\mathbf{h}_e + 2\mathbf{c} + 2\mathbf{c}') / \delta} \right\}$$

onde :

$$\begin{aligned} \delta &= \mathbf{w}_1 + \mathbf{w}_2 + \mathbf{d}_{12} \\ \mathbf{z} &= 2(\mathbf{h}_e + \mathbf{w}_i) \quad , \quad \mathbf{i} = 1,2 \\ \mathbf{z}_1 &= \mathbf{w}_i \quad , \quad \mathbf{i} = 1,2 \\ \mathbf{c} &= \mathbf{c}' = \frac{1}{2}(\mathbf{h}_n - \mathbf{h}_e) \end{aligned}$$

A individualização das indutâncias entre enrolamentos primário e secundário é uma exigência do circuito equivalente destinado aos núcleos com dois enrolamentos. Todavia, para os núcleos dispostos de três enrolamentos, tal procedimento é inteiramente dispensável. Nesse caso, a indutância de curto-circuito para cada par de enrolamentos deverá ser obtida através da integração da equação (4.21) para todo o intervalo (4.23), o que proporcionará para os dois enrolamentos genéricos **i** e **j** da figura 4.28 :

$$\mathbf{L}_{cc}^{(ij)} = \frac{\pi\mu_0\mathbf{N}_i^2}{\mathbf{h}_n} \left[(\mathbf{D}_j + 2\mathbf{w}_i + \mathbf{d}_{ij}) \left(\mathbf{d}_{ij} + \frac{\mathbf{w}_i + \mathbf{w}_j}{3} \right) + \frac{\mathbf{d}_{ij}}{3} (\mathbf{w}_i - \mathbf{w}_j) + \left(\frac{\mathbf{w}_i^2 - \mathbf{w}_j^2}{6} \right) \right] \quad (4.26)$$

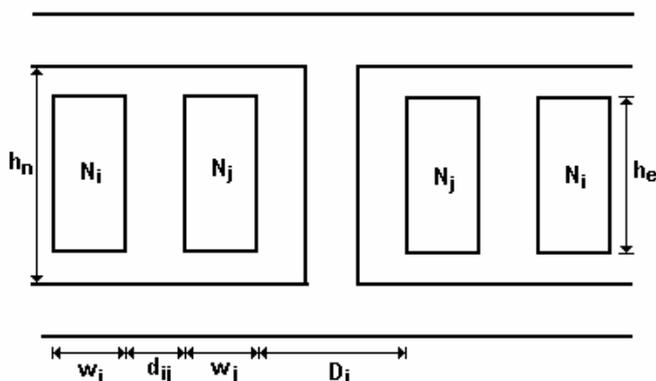


FIGURA 4.28

Elementos para o cálculo da indutância de dispersão de dois enrolamentos

Aplicando-se essa expressão para os três pares de enrolamentos, as indutâncias de curto-circuito $\mathbf{L}_{cc}^{(12)}$, $\mathbf{L}_{cc}^{(13)}$ e $\mathbf{L}_{cc}^{(23)}$ serão determinadas e, a partir desses valores, as indutâncias individuais poderão ser obtidas, todas referidas a um só enrolamento :

$$\mathbf{L}_1 = \frac{1}{2} \left(\mathbf{L}_{cc}^{(12)} + \mathbf{L}_{cc}^{(13)} - \mathbf{L}_{cc}^{(23)} \right), \quad \mathbf{L}_2 = \frac{1}{2} \left(\mathbf{L}_{cc}^{(12)} + \mathbf{L}_{cc}^{(23)} - \mathbf{L}_{cc}^{(13)} \right) \text{ e } \mathbf{L}_3 = \frac{1}{2} \left(\mathbf{L}_{cc}^{(13)} + \mathbf{L}_{cc}^{(23)} - \mathbf{L}_{cc}^{(12)} \right)$$

No apêndice 7.5 do Capítulo 7 são discutidas algumas formas de reduzir as indutâncias de dispersão para otimizar o projeto dos reatores.

A indutância de magnetização do núcleo – Nos circuitos equivalentes das figuras 4.14 e 4.16, a indutância do ramo de magnetização é sempre a indutância mútua comum a todos os enrolamentos que envolvem o núcleo. Como a construção é normalmente do tipo concêntrica, essa indutância mútua diz respeito ao acoplamento entre cada um dos enrolamentos externos e o enrolamento na imediata vizinhança do núcleo. Com essa conceituação, qualquer que seja o número de enrolamentos superpostos, a indutância de magnetização do núcleo será sempre a mesma.

Para a determinação dessa indutância, uma hipótese essencial é a que trata cada núcleo do reator como uma unidade magnética individual do tipo envolvente, como mostra a figura 4.29. O fundamento para esse modelo magnético está no fato de as travessas e os retornos de um reator jamais experimentarem o regime de saturação, por ser essa uma condição imposta em projeto. Nessas circunstâncias, esses elementos funcionam como um verdadeiro curto-circuito magnético para os núcleos, tornando-os independentes uns dos outros, tal como está retratado na figura 4.29.

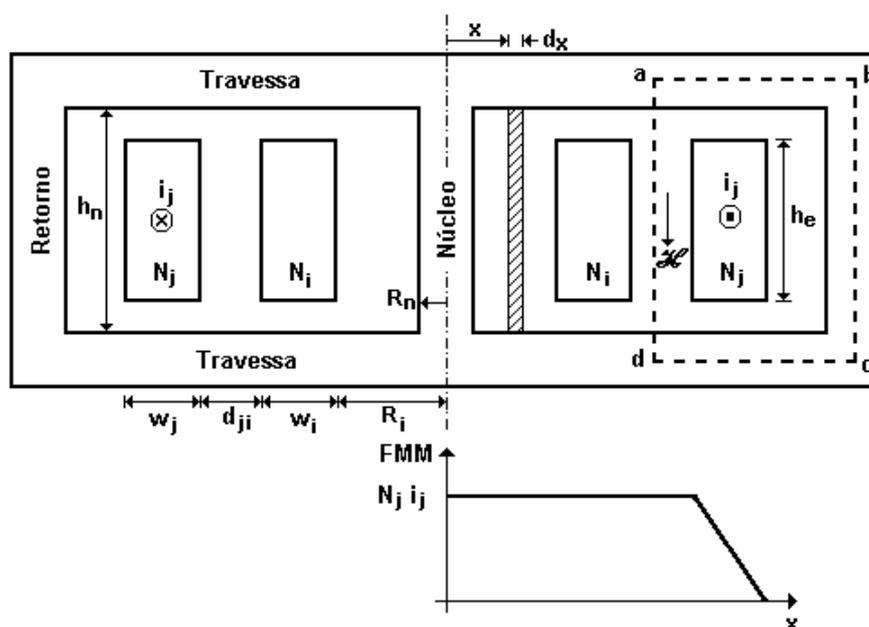


FIGURA 4.29

Hipóteses para o cálculo da indutância mútua dos enrolamentos

Outras hipóteses coadjuvantes são ainda necessárias para compor a base da análise, similares, inclusive, àquelas adotadas para as indutâncias de dispersão :

- a permeabilidade das travessas e dos retornos da estrutura magnética de cada núcleo é considerada infinita, não requerendo, portanto, qualquer FMM para o estabelecimento da indução ;
- o campo magnético na região dos enrolamentos e do núcleo está orientado na direção axial e, ainda mais, tem uma magnitude constante nessa direção.

Essas suposições produzem o mesmo efeito descrito anteriormente para a dispersão, segundo a qual a intensidade do campo magnético e a FMM apresentarão a mesma distribuição espacial na região de interesse. De fato, a aplicação da Lei de Ampère para a trajetória fechada **abcd** da figura 4.29 proporcionará :

$$\oint_{abcd} \vec{\mathcal{H}} \cdot d\vec{l} = \mathcal{H} h_n = N_j i_j \quad \therefore \quad \mathcal{H} = \frac{N_j i_j}{h_n} \quad (4.27)$$

pois no percurso das travessas e do retorno, **abcd** , o campo magnético é nulo e no trecho restante, **da**, essa grandeza é constante e colinear com a trajetória.

Na estrutura da figura 4.29, um enrolamento genérico externo N_j encontra-se excitado e produzindo uma FMM constante no espaço ocupado pelo enrolamento N_i , o qual se situa na vizinhança do núcleo. Esse enrolamento, de fato, não envolve diretamente o núcleo, mas está separado desse por uma camada isolante e, além disso, o próprio núcleo não forma um bloco sólido, sendo composto por um pacote de lâminas também isoladas uma das outras e com espaços vazios no interior. Com essa composição, a indutância mútua entre os enrolamentos N_j e N_i será constituída pela adição de duas componentes :

$$L_m = L_{m1} + L_{m2} \quad (4.28)$$

onde \mathbf{L}_{m1} é a parcela relacionada com o fluxo no ar e \mathbf{L}_{m2} , com o fluxo através do ferro propriamente dito.

A componente da indutância associada ao ar, \mathbf{L}_{m1} , será determinada tendo-se em conta o fluxo no intervalo entre a superfície do núcleo e a camada externa do enrolamento \mathbf{N}_i , que de acordo com a figura 4.29 será :

$$\mathbf{x} \in [\mathbf{R}_n, (\mathbf{R}_i + \mathbf{w}_i)] \quad (4.29)$$

No caso dos protótipos de reator, tanto \mathbf{R}_n como \mathbf{R}_i são grandezas fictícias, obtidas pela transformação, para a forma circular, das secções originalmente quadradas do núcleo e do enrolamento \mathbf{N}_i através do princípio da equivalência das áreas. O raio interno do enrolamento, \mathbf{R}_i , será determinado através da equação (4.22) e o raio do núcleo por :

$$\pi \mathbf{R}_n^2 = \mathbf{w}_n^2 \mathbf{f}_e \quad \therefore \quad \mathbf{R}_n = \left(\sqrt{\frac{\mathbf{f}_e}{\pi}} \right) \mathbf{w}_n$$

onde \mathbf{w}_n é a largura geométrica do núcleo e \mathbf{f}_e , o fator de empilhamento das lâminas.

À luz das hipóteses formuladas, o campo magnético no interior do cilindro infinitesimal definido na figura 4.29 será dado pela equação (4.27) e o fluxo atravessando a secção transversal desse elemento por :

$$\mathbf{d}\varphi_x = \mathcal{B}_x \cdot \mathbf{dA}_x = (\mu_o \mathcal{H}_x) (2\pi x \cdot \mathbf{dx}) = \left(\frac{2\pi\mu_o \mathbf{N}_j \mathbf{i}_j}{\mathbf{h}_n} \right) \mathbf{x} \cdot \mathbf{dx} \quad (4.30)$$

Por sua vez, o fluxo enlaçando o enrolamento \mathbf{N}_i será obtido pela integração da equação (4.30) no intervalo de interesse, (4.29), de modo que :

$$\lambda_{ij} = \int_{\mathbf{R}_n}^{\mathbf{R}_i + \mathbf{w}_i} \mathbf{N}_x \cdot \mathbf{d}\varphi_x = \int_{\mathbf{R}_n}^{\mathbf{R}_i + \mathbf{w}_i} \left(\frac{2\pi\mu_o \mathbf{N}_j \mathbf{N}_x \mathbf{i}_j}{\mathbf{h}_n} \right) \mathbf{x} \cdot \mathbf{dx} \quad (4.31)$$

O número de espiras do enrolamento N_i na equação (4.31) foi expresso como N_x em virtude da variação experimentada por essa grandeza com a posição do elemento infinitesimal, de acordo com as seguintes regras :

$$N_x = \begin{cases} N_i & \forall x \in [0, R_i] \\ N_i \left(\frac{R_i + w_i - x}{w_i} \right) & \forall x \in [R_i, (R_i + w_i)] \end{cases}$$

Substituindo essa expressão em (4.31) tem-se para o fluxo de enlace :

$$\lambda_{ij} = \int_{R_n}^{R_i} \left(\frac{2\pi\mu_0 N_j N_i i_j}{h_n} \right) x \cdot dx + \int_{R_i}^{R_i + w_i} \left(\frac{2\pi\mu_0 N_j N_i i_j}{h_n w_i} \right) (R_i + w_i - x) x \cdot dx$$

$$\lambda_{ij} = \frac{\pi\mu_0 N_i N_j i_j}{h_n} \left\{ \left[\left(R_i + \frac{w_i}{2} \right)^2 + \frac{w_i^2}{12} \right] - R_n^2 \right\} \quad (4.32)$$

Como a indutância mútua entre os enrolamentos N_i e N_j é, por definição :

$$L_{ij} = \frac{\lambda_{ij}}{i_j} \quad (4.33)$$

então, pelo uso da equação (4.32) em (4.33), obtém-se :

$$L_{m1} = \frac{\pi\mu_0 N_i N_j}{h_n} \left\{ \left[\left(R_i + \frac{w_i}{2} \right)^2 + \frac{w_i^2}{12} \right] - R_n^2 \right\} \quad (4.34)$$

Esta é, pois, a expressão da componente no ar da indutância de magnetização do núcleo, L_{m1} na equação (4.28). Apesar da quantidade de parâmetros, a equação (4.34) tem uma interpretação bastante simples quando se promove o confronto da mesma com

a fórmula clássica para a indutância mútua com uma bobina concentrada de secção A_i e altura h_n :

$$L_{ij} = \frac{N_i N_j}{\mathfrak{R}} = \frac{N_j N_i \mu_o A_i}{h_n} \quad (4.35)$$

Comparando (4.34) e (4.35), verifica-se que o termo :

$$A_i = \pi \left[\left(R_i + \frac{w_i}{2} \right)^2 + \frac{w_i^2}{12} \right] - \pi R_n^2 \quad (4.36)$$

representa de fato uma área, muito embora fictícia, pois, se o enrolamento N_i for considerado completamente concentrado, ou seja, com espessura nula, a equação (4.36) tornar-se-ia :

$$A_i = \pi R_i^2 - \pi R_n^2$$

exatamente a área física circunscrita pelo enrolamento, quando se remove a parte referente ao ferro.

Quanto à componente da indutância de magnetização no ferro, L_{m2} da equação (4.28), a sua determinação poderá pautar-se no mesmo procedimento anterior, segundo o qual o fluxo num elemento cilíndrico infinitesimal, equação (4.30), deverá ser integrado no intervalo de interesse. Para o caso :

$$x \in [0, R_n]$$

Um outro modo para tratar essa componente consiste em aplicar diretamente a equação (4.35), agora, porém, utilizando-se a área efetiva e a permeabilidade não-linear do ferro, o que resultará para essa parcela da indutância :

$$\mathbf{L}_{m2} = \frac{\mu(\mathbf{i}) N_i N_j}{h_n} \pi \mathbf{R}_n^2 \quad (4.37)$$

Finalmente, a indutância total de magnetização do núcleo estará determinada com a substituição das equações (4.34) e (4.37) em (4.28) :

$$\mathbf{L}_m = \frac{\pi \mu_o N_i N_j}{h_n} \left\{ \left[\left(\mathbf{R}_i + \frac{\mathbf{w}_i}{2} \right)^2 + \frac{\mathbf{w}_i^2}{12} \right] - \mathbf{R}_n^2 \right\} + \frac{\pi \mu(\mathbf{i}) N_i N_j \mathbf{R}_n^2}{h_n} \quad (4.38)$$

Para referir essa grandeza a qualquer um dos enrolamentos, multiplica-se a equação (4.38) pela relação de transformação correspondente, de modo que, referida ao enrolamento \mathbf{N}_i , a indutância \mathbf{L}_m tornar-se-á :

$$\mathbf{L}_m = \frac{\pi \mu_o N_i^2}{h_n} \left\{ \left[\left(\mathbf{R}_i + \frac{\mathbf{w}_i}{2} \right)^2 + \frac{\mathbf{w}_i^2}{12} \right] - \mathbf{R}_n^2 \right\} + \frac{\pi \mu(\mathbf{i}) N_i^2 \mathbf{R}_n^2}{h_n}$$

e ao enrolamento \mathbf{N}_j :

$$\mathbf{L}_m = \frac{\pi \mu_o N_j^2}{h_n} \left\{ \left[\left(\mathbf{R}_i + \frac{\mathbf{w}_i}{2} \right)^2 + \frac{\mathbf{w}_i^2}{12} \right] - \mathbf{R}_n^2 \right\} + \frac{\pi \mu(\mathbf{i}) N_j^2 \mathbf{R}_n^2}{h_n}$$

A implementação da indutância de magnetização nos modelos do EMTP-ATP se dará, sempre, pelo fornecimento da curva $\lambda \times \mathbf{i}$, seja no caso do elemento “Saturable Transformer Component” para o núcleo com dois enrolamentos, ou do “Pseudo Nonlinear Inductance” para os núcleos de três enrolamentos. Para a componente linear da indutância, \mathbf{L}_{m1} , a obtenção dessa curva é feita de uma forma direta, numa etapa única, pois sendo:

$$\lambda_{m1} = \mathbf{L}_{m1} \mathbf{i} \quad (4.39)$$

bastará calcular o fluxo de enlace para cada um dos valores de corrente especificados. Por outro lado, para componente não-linear, L_{m2} , da indutância de magnetização, alguns passos intermediários serão necessários por conta da permeabilidade do ferro. Geralmente, em vez dessa grandeza, o comum é se dispor da curva normal de magnetização do material, $\mathcal{B} \times \mathcal{H}$, de modo que a equação (4.37) deverá ser modificada pelo uso da relação:

$$\mathcal{B} = \mu \mathcal{H} \quad (4.40)$$

Substituindo-se (4.40) na equação (4.37), tem-se :

$$L_{m2} = \frac{\mathcal{B} N_i N_j}{\mathcal{H} h_n} \pi R_n^2 \quad (4.41)$$

Desde que o campo magnético, \mathcal{H} , é dado pela equação (4.27), o uso dessa relação em (4.41) proporcionará :

$$L_{m2} = \frac{\mathcal{B} N_i}{i_j} \pi R_n^2 \quad (4.42)$$

Como o fluxo de enlace e a área efetiva do núcleo são dados por :

$$\lambda_{m2} = L_{m2} i_j \quad \text{e} \quad A_n = \pi R_n^2$$

então a equação (4.42) torna-se :

$$\lambda_{m2} = N_i \mathcal{B} A_n \quad (4.43)$$

Portanto, a curva $\lambda \times i$ para a componente não-linear L_{m2} será obtida mediante o cumprimento de três etapas :

- fixado o valor da corrente, calcula-se o campo magnético \mathcal{H} pela equação (4.27) ;
- levando esse valor do campo magnético à curva normal de magnetização do material do núcleo obtém-se a indução \mathcal{B} ;
- substituindo a indução na equação (4.43) determina-se, finalmente, o fluxo de enlace.

Um procedimento alternativo extremamente prático está ilustrado na figura 4.30, onde a partir da curva normal de magnetização do material, $\mathcal{B} \times \mathcal{H}$, e utilizando-se as dimensões do núcleo, altura real, h_n , e área circular efetiva, A_n , e o número de espiras do enrolamento, N_i , calcula-se a curva $\lambda \times i$.

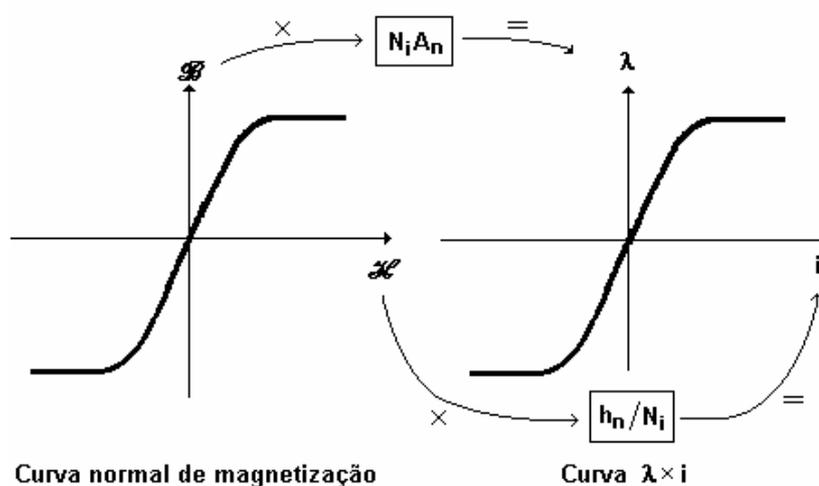


FIGURA 4.30
Procedimento para obtenção da curva $\lambda \times i$ do núcleo

A resistência para as perdas no núcleo – A resistência r_{mag} no circuito equivalente das figuras 4.14 e 4.16 é definida para, na condição nominal de trabalho do reator, reproduzir exatamente as perdas verificadas no ferro da sua estrutura magnética. Dessa maneira, tal resistência deverá ser determinada pela expressão clássica :

$$r = \frac{V^2}{P} \quad (4.44)$$

onde P é a potência a ser dissipada sob a tensão V .

Considerando-se que cada circuito equivalente é concebido para representar um núcleo, a potência consumida pela resistência r_{mag} será, portanto, o resultado da repartição das perdas totais no ferro, P_{fe} , calculadas na fase de projeto, entre os n núcleos da estrutura do reator, obtendo-se, dessa maneira, as perdas por núcleo :

$$P_{\text{fe}}^{(N)} = \frac{P_{\text{fe}}}{n} \quad (4.45)$$

Já a tensão da equação (4.44) corresponde ao valor vigente no circuito por ocasião da plena carga do reator e dependerá de alguns fatores : a quantidade de enrolamentos envolvendo o núcleo, o tipo de reator e o número de núcleos da sua estrutura magnética. A diversidade dos parâmetros envolvidos dificulta a aplicação de um tratamento generalizado à questão, o que aponta para uma análise menos abrangente, porém que possa ser estendida para qualquer outra situação. O escopo da pesquisa foi, então, focalizado num reator com uma quantidade específica de núcleos, desde que a extensão desses resultados para uma outra configuração não apresentaria grande complexidade. Obviamente que a escolha recaiu num reator de nove núcleos, exatamente a quantidade empregada pelos protótipos do reator saturado, construídos no LDSP.

No reator com ligação série, retratado na figura 3.4, a presença de núcleos com dois e três enrolamentos requer, para a sua modelagem, o uso dos dois tipos de circuitos equivalentes, apresentados respectivamente nas figuras 4.14 e 4.16. No primeiro caso, figura 4.14, o ramo de magnetização encontra-se posicionado no enrolamento N_o , de modo que a tensão nesse elemento definirá o valor da resistência r_{mag} . A figura 4.31

mostra a constituição da fase A desse reator, onde cinco enrolamentos de cinco núcleos distintos concorrem, numa ligação série, para esse fim.

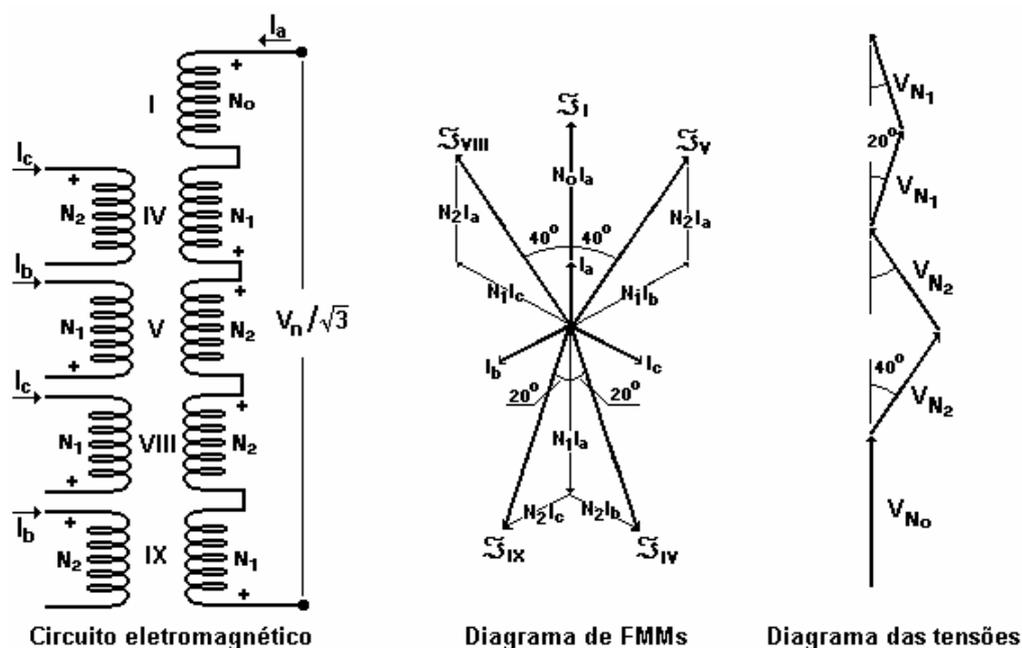


FIGURA 4.31
Fase A do reator de nove núcleos com ligação série dos enrolamentos

Ignorando-se a resistência ôhmica bem como a dispersão das bobinas e sendo a tensão aplicada aos terminais do reator de natureza senoidal, então a soma das componentes de frequência fundamental das tensões induzidas nos enrolamentos da fase A deverá fornecer um fasor exatamente igual à tensão fase-neutro do suprimento. Para identificar o módulo e a fase de cada uma dessas tensões induzidas, o diagrama das FMMs atuando em cada um dos núcleos de interesse, I, IV, V, VIII e IX, é apresentado na figura 4.31, tendo sido construído a partir das correntes, das polaridades e do número de espiras dos enrolamentos envolvidos, como está indicado na figura. Os fasores representando as tensões induzidas nos enrolamentos exibirão uma defasagem angular similar àquela das FMMs de excitação, excetuando-se os enrolamentos N_1 , que,

conectados com uma polaridade invertida, promoverão idêntica operação nos fasores correspondentes, tal como assinala a figura 4.31. Com base nesse diagrama, o módulo do somatório dos fasores proporcionará :

$$\frac{V_n}{\sqrt{3}} = V_{N_0} + 2V_{N_1} \cos 20^\circ + 2V_{N_2} \cos 40^\circ \quad (4.46)$$

onde V_n é a tensão fase-fase aplicada aos terminais do reator.

Ora, as FMMs de excitação de cada um dos núcleos e logo os fluxos produzidos pelas mesmas apresentam todos a mesma intensidade, pois tal é a exigência do princípio da mútua compensação harmônica. Portanto, a magnitude das tensões induzidas será ditada unicamente pelo número de espiras dos enrolamentos correspondentes, que, para um reator de nove núcleos com ligação série, tomará os seguintes valores :

$$\frac{V_{N_0}}{V_{N_1}} = \frac{N_0}{N_1} = 1,3473 \quad \text{e} \quad \frac{V_{N_0}}{V_{N_2}} = \frac{N_0}{N_2} = 2,5321 \quad (4.47)$$

Substituindo a equação (4.47) em (4.46) obtém-se :

$$\frac{V_n}{\sqrt{3}} = V_{N_0} + 1,3949V_{N_0} + 0,6051V_{N_0}$$

$$V_{N_0} = \frac{\sqrt{3}V_n}{9} \quad (4.48)$$

A resistência para simulação das perdas no enrolamento N_0 será determinada pelo uso das equações (4.48) e (4.45) na relação (4.44), proporcionando, assim :

$$r_{\text{mag}}^{(N_0)} = \frac{V_n^2}{3P_{\text{fe}}} \quad (4.49)$$

Para os núcleos do reator com ligação série dispondo de três enrolamentos, o modelo da figura 4.16 fixa o ramo de magnetização nos terminais do enrolamento N_3 , de modo

que a tensão de trabalho do mesmo será estabelecida utilizando-se, simplesmente, a relação de transformação :

$$\frac{V_{N_0}}{V_{N_3}} = \frac{N_0}{N_3} \quad (4.50)$$

A substituição da relação (4.50) na equação (4.48) produzirá para a tensão de trabalho do enrolamento N_3 :

$$V_{N_3} = \frac{\sqrt{3}V_n}{9} \left(\frac{N_3}{N_0} \right) \quad (4.51)$$

Levando a equação (4.51) juntamente com a equação (4.45) até (4.44) obtém-se para a resistência de perdas no ferro, quando o ramo de magnetização está inserido nos terminais do enrolamento N_3 :

$$r_{\text{mag}}^{(N_3)} = \left(\frac{N_3}{N_0} \right)^2 \frac{V_n^2}{3P_{\text{fe}}} \quad (4.52)$$

No caso dos reatores com ligação paralela, quer aqueles fabricados pela GEC ou aqueles concebidos pela TTU, os enrolamentos N_0 estarão sempre conectados em estrela com neutro flutuante, como assinalam as figuras 3.5 e 3.6, de sorte que a tensão fase-neutro de alimentação do reator aplicar-se-á totalmente a esse enrolamento. A tensão de trabalho do mesmo será, portanto :

$$V_{N_0} = \frac{V_n}{\sqrt{3}} \quad (4.53)$$

Desde que o circuito equivalente da figura 4.14 estabelece o ramo de magnetização no enrolamento N_0 , a resistência de perdas será obtida mediante a substituição das equações (4.53) e (4.45) na relação (4.44), o que resultará em :

$$r_{\text{mag}}^{(N0)} = \frac{3V_n^2}{P_{\text{fe}}} \quad (4.54)$$

Nos núcleos com três enrolamentos do modelo desenvolvido pela GEC, a tensão de trabalho do enrolamento N_3 será expressa como indicado anteriormente, pela simples relação de transformação dada pela equação (4.50). Assim, procedendo da mesma forma descrita para o reator com ligação série, obtém-se, para a resistência de simulação das perdas, a seguinte expressão :

$$r_{\text{mag}}^{(N3)} = \frac{3V_n^2}{P_{\text{fe}}} \left(\frac{N_3}{N_o} \right)^2 \quad (4.55)$$

Finalmente, para os núcleos ligados em autotransformador da TTU, figura 3.6, a tensão aplicada entre as fases A e B será equilibrada pela tensão induzida em três enrolamentos desse reator, dois deles pertencentes a um núcleo e o último situado num núcleo distinto, como indica a figura 4.32. Desde que as FMMs dos núcleos envolvidos possuem a mesma magnitude, porém exibem uma defasagem angular de $2\pi/3$ radianos uma da outra, o diagrama fasorial dessas tensões induzidas assumirá a forma mostrada na figura 4.32, de onde se deduz a seguinte relação entre os módulos :

$$V_n = V_{N1} + V_{N2} + V_{N1} \cos 60^\circ \quad (4.56)$$

Como os enrolamentos N_1 e N_2 situam-se no mesmo núcleo, estarão, pois, submetidos ao mesmo fluxo e daí os módulos das tensões induzidas nos mesmos serão proporcionais ao número de espiras de cada um, que, para o caso do reator em autotransformador, será dado por :

$$\frac{V_{N2}}{V_{N1}} = \frac{N_2}{N_1} = 3,4115 \quad (4.57)$$

Com a substituição da equação (4.57) em (4.56), a tensão no enrolamento N_1 tornar-se-á :

$$V_{N1} = \frac{1}{4,9125} V_n \quad (4.58)$$

Como o enrolamento N_1 ocupa a posição externa da montagem, como se verifica na figura 3.9 e regista a tabela 3.3, o circuito equivalente correspondente, figura 4.14, estabelece que o ramo de magnetização deverá ser inserido no mesmo. Dessa maneira, utilizando as equações (4.58) e (4.45) em (4.44) determina-se a seguinte expressão para a resistência de perdas dos núcleos :

$$r_{\text{mag}}^{(N1)} = 0,3729 \frac{V_n^2}{P_{\text{fe}}} \quad (4.59)$$

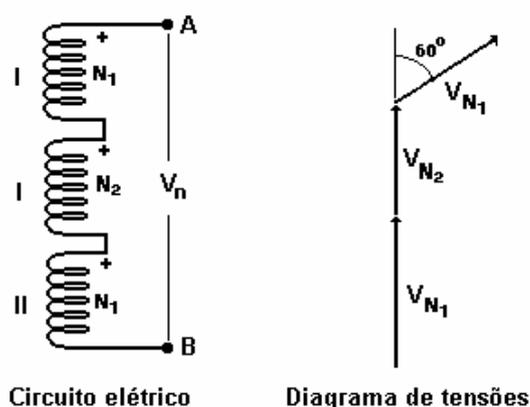


FIGURA 4.32
Tensão entre fases no reator de nove núcleos da TTU

4.6 A validação do modelo matemático

O desenvolvimento de modelos matemáticos para os circuitos magneticamente acoplados remonta ao final do século XIX, quando Steinmetz (1895) formulou os princípios básicos para o tratamento desse tipo de dispositivo. A partir de então, muitas contribuições encontram-se registradas na literatura, algumas notáveis como as de Boyajian (1924) e de Starr (1932), os quais aprimoraram a técnica dos circuitos equivalentes, método utilizado no presente trabalho.

Nas últimas décadas, estimulados pelo advento e evolução dos computadores digitais, pelo aprimoramento e introdução de modernas técnicas de ensaios laboratoriais e de campo, importantes avanços foram verificados na modelagem matemática dos circuitos acoplados. Na atualidade, é possível escolher, entre diversas opções, o modelo considerado mais conveniente para uma determinada pesquisa, embora a espinha dorsal ainda permaneça praticamente a mesma proposta pelos precursores.

Diante de tal quadro, parece fora de propósito tratar da validade de um modelo matemático já consagrado por tão grande variedade de estudos e por tão larga evidência experimental. Todavia, como foi citado acima, cada modelo foi construído sob determinadas hipóteses, que condicionam a sua utilização, de sorte que é indispensável averiguar se tais limitações são, de fato, respeitadas na aplicação pretendida. No caso específico dos modelos adotados para os estudos dos reatores com saturação natural, a condição *sine qua non* imposta diz respeito à independência magnética dos núcleos. As considerações do tópico 4.3 mostram que tal condição será verificada nesses reatores por conta de uma cláusula de projeto, prescrita pelo princípio da mútua compensação harmônica. Todavia, como essas indicações são de natureza eminentemente analítica, uma comprovação experimental é indispensável para consolidar o modelo escolhido.

A questão básica, alvo das investigações, refere-se às condições de trabalho das travessas e dos retornos da estrutura magnética do reator, as quais, se oferecerem, sob quaisquer circunstâncias operacionais, uma trajetória de baixa relutância para o fluxo, garantirão o desacoplamento entre os núcleos. As situações consideradas mais críticas para o funcionamento desses elementos do reator serão impostas por ocasião dos transitórios, quando elevadas correntes circularão pelos enrolamentos do mesmo, estabelecendo um forte regime de saturação na estrutura magnética.

Com o intuito de averiguar o comportamento do reator nessas condições operacionais, o protótipo 1 foi submetido a diversos ensaios, concebidos de conformidade com os recursos laboratoriais disponíveis no DEESP e que consistiram em elevar a tensão de alimentação até que a corrente consumida pelo reator alcançasse cerca de três vezes o valor nominal do mesmo. Esse regime de sobrecarga foi mantido durante um curto intervalo de tempo, suficiente, apenas, para as leituras, de modo a evitar um sobreaquecimento excessivo do protótipo. Em cada fase do ensaio, a tensão induzida nas bobinas de prova instaladas na estrutura magnética do protótipo, conforme assinala a figura 4.33, foi medida e integrada, fornecendo, assim, informações acerca da indução local. O apêndice 7.6 fornece maiores detalhes a respeito dos procedimentos para a realização desses ensaios, das montagens empregadas e das características técnicas dos instrumentos de medida das grandezas.

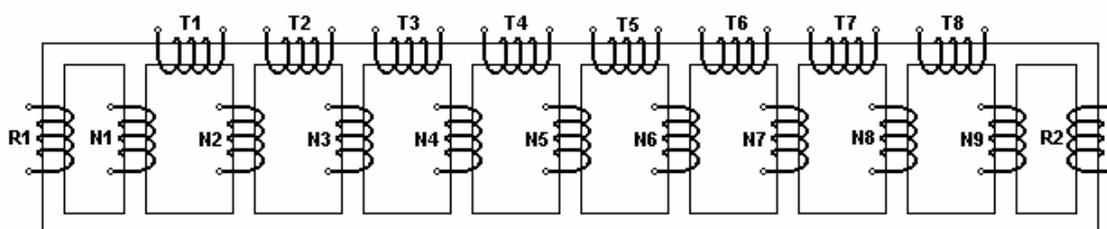


FIGURA 4.33
Localização das bobinas de prova na estrutura magnética do protótipo 1

A tabela 4.1 reúne os valores máximos da indução na estrutura do protótipo 1 obtidos para dois níveis da corrente de alimentação :

- **ensaio 1**, protótipo funcionando nas condições nominais de trabalho (1.0 p.u.) ;
- **ensaio 2**, protótipo operando com uma corrente três vezes maior que a nominal (3.0 p.u.).

		Ensaio 1	Ensaio 2
Terminais Reator	Tensão (V)	235,2	284,0
	Corrente (A)	3,137	9,50
Densidade de Fluxo (T)	Núcleo 1 (N1)	1,390	1,555
	Núcleo 2 (N2)	1,258	1,401
	Núcleo 3 (N3)	1,337	1,499
	Núcleo 4 (N4)	1,361	1,547
	Núcleo 5 (N5)	1,385	1,583
	Núcleo 6 (N6)	1,404	1,562
	Núcleo 7 (N7)	1,385	1,557
	Núcleo 8 (N8)	1,350	1,537
	Núcleo 9 (N9)	1,348	1,544
	Retorno 1 (R1)	0,324	0,397
	Travessa 1 (T1)	0,393	0,437
	Travessa 2 (T2)	0,480	0,528
	Travessa 3 (T3)	0,452	0,502
	Travessa 4 (T4)	0,506	0,574
	Travessa 5 (T5)	0,458	0,520
	Travessa 6 (T6)	0,483	0,540
	Travessa 7 (T7)	0,444	0,507
	Travessa 8 (T8)	0,442	0,492
Retorno 2 (R2)	0,334	0,412	

TABELA 4.1
Densidade de fluxo na estrutura magnética do protótipo 1

De acordo com os registros da tabela 4.1, a densidade de fluxo na estrutura magnética do protótipo 1 mostra uma evolução bastante regular com o aumento da tensão de alimentação, caracterizada por um crescimento na faixa entre 10 e 15 %. Apenas nos retornos se observou uma expansão um pouco mais acentuada, em torno de 22 %, mas, ainda assim, a densidade de fluxo nesses elementos se manteve no menor nível de toda estrutura magnética do protótipo. A figura 4.34 retrata, justamente, essa regularidade na distribuição dos fluxos, apontando em que travessa e em que núcleo ocorreu a maior e a menor taxa de elevação da densidade. Esse comportamento atesta que a hipótese formulada no tópico 4.3 desse capítulo para justificar a independência magnética dos núcleos, segundo a qual a densidade de fluxo nas diversas partes do reator evoluiria de uma forma uniforme, é inteiramente procedente.

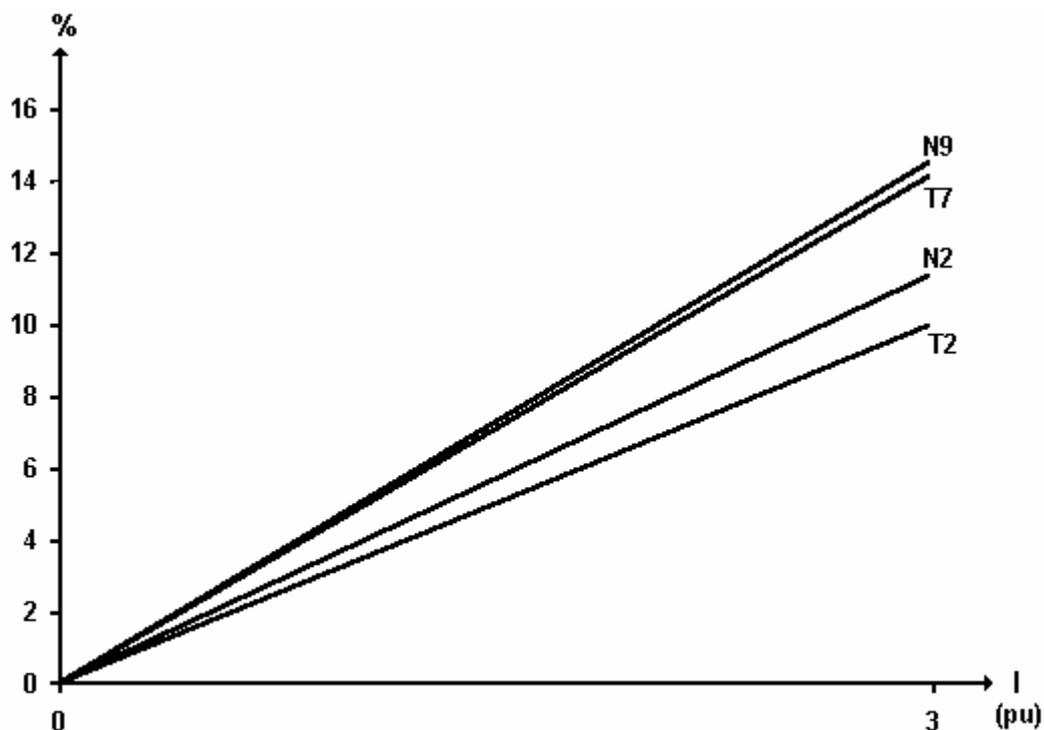


FIGURA 4.34

Faixa de variação da indução nas travessas e núcleos do protótipo 1

Isoladamente, contudo, os valores medidos para a distribuição da densidade de fluxo na estrutura magnética do protótipo 1 não apontam, distintamente, o grau de saturação experimentado por cada local durante os ensaios. Somente se examinados à luz da permeabilidade do material que constitui essa estrutura, essa condição será mais claramente revelada. Com esse propósito, a figura 4.35 mostra a curva de variação da permeabilidade com a densidade de fluxo do aço E-170 da Acesita, obtida de um programa fornecido por essa empresa. Sob tal curva, encontram-se assinaladas as regiões de trabalho de cada elemento da estrutura do protótipo para os dois regimes operacionais impostos pelos ensaios. Como é evidente dessa figura, as travessas e os retornos do protótipo transitam, com a elevação da tensão de alimentação, para uma condição muito mais favorável de saturação, pois a permeabilidade dessas peças aproxima-se do valor máximo possível para esse tipo de aço. Os núcleos, por outro lado, aprofundam ainda mais o nível de saturação em que já se encontravam, evoluindo para uma permeabilidade cada vez mais próxima daquela apresentada pelo ar.

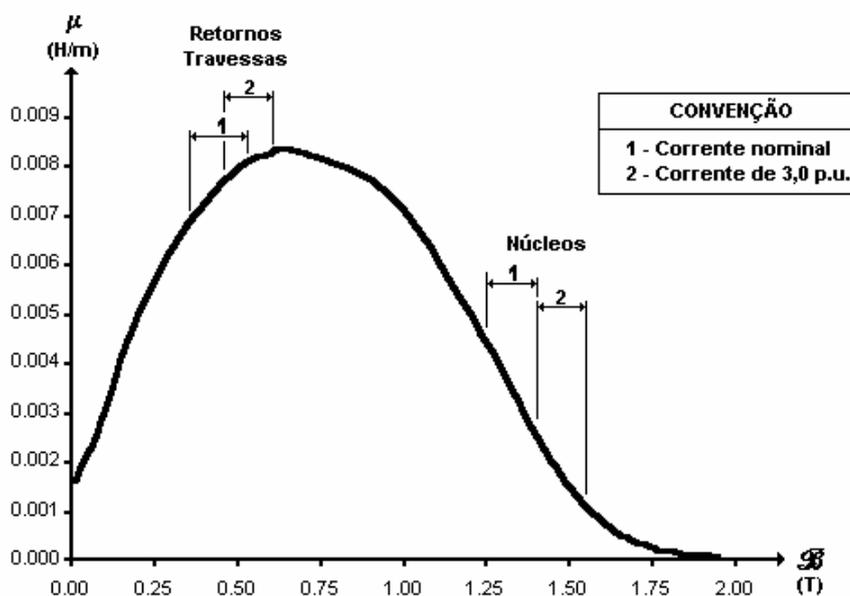


FIGURA 4.35

Evolução do nível de saturação dos elementos da estrutura do protótipo 1

Conclui-se do exposto que, se a permeabilidade das travessas e dos retornos do protótipo assegura uma condição de curto-circuito magnético para os núcleos, quando o protótipo opera em plena carga, por maior razão ainda oferecerá essa mesma condição para as tensões e correntes mais elevadas. Mesmo quando o ponto de máximo da curva de permeabilidade for ultrapassado pelas travessas e retornos, esse quadro continuará sendo observado, uma vez que o afastamento entre os valores de permeabilidade desses elementos e dos núcleos será mantido, dada a inclinação acentuada da curva de permeabilidade. Obviamente que tal diferença vai gradativamente sendo reduzida, à medida que o ponto de inflexão da curva é alcançado e ultrapassado pelas travessas e retornos, porém, tal condição operacional será acompanhada por uma corrente de elevada magnitude. Admitindo-se, por exemplo, uma situação operacional em que os núcleos do protótipo 1 estejam funcionando com uma densidade de 2,0 T e que, nessas circunstâncias, a permeabilidade dos mesmos atinja o valor correspondente ao ar, $\mu_0=4\pi\times 10^{-7}$ H/m, a aplicação da Lei de Ampère a qualquer dos núcleos proporcionará :

$$N_0 i = \mathcal{H} h_n = \frac{\mathcal{B}}{\mu_0} h_n \quad \therefore i = \frac{\mathcal{B} h_n}{\mu_0 N_0} = \frac{2,0 \cdot 0,255}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 718} = 565,2 \text{ A}$$

portanto, uma corrente de mais de 175,0 p.u.. Em estado permanente, tal corrente somente será atingida quando uma tensão de mais de 10 kV (45,0 p.u.) for aplicada ao protótipo 1, de acordo com a característica operacional do mesmo expressa na figura 3.1.

Para ilustrar a extensão desse tratamento aos reatores de grande porte, a figura 4.36 mostra a curva de permeabilidade para chapas de aço silicioso de grão orientado com 0,30 mm de espessura, segundo as informações de Kawasaki (1981). Assumindo um projeto de reator nos mesmos moldes preconizados por Yarvik e Tellinem (1998), segundo o qual as travessas funcionam com uma indução de 1,5 T enquanto os núcleos operam com 2,175 T, os pontos de trabalho serão aqueles apontados na figura 4.36. É evidente, portanto, que os núcleos de um reator, assim concebido, guardarão a condição de independência, mesmo quando submetidos a sobrecargas severas.

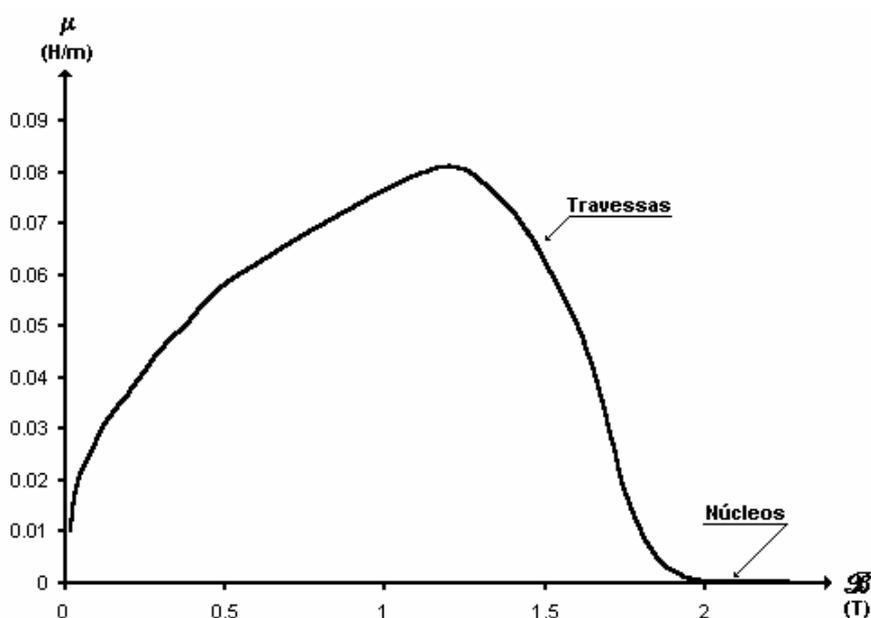


FIGURA 4.36
Nível de saturação dos elementos da estrutura de um reator de grande porte

CAPÍTULO 5

O projeto dos reatores saturados

O projeto de um equipamento com as características dos reatores com saturação natural abrange, pelo menos, dois grandes ramos da engenharia : o mecânico, responsável pelos cálculos estruturais e térmicos, e o elétrico, incumbido das avaliações eletromagnéticas do equipamento. Como não se cogita, na atual pesquisa, de qualquer incursão no domínio mecânico, o termo projeto do reator designará, daqui por diante, apenas os procedimentos de natureza elétrica.

Evidentemente que, mesmo limitado ao segmento elétrico do projeto, ainda assim, trata-se de um campo bastante amplo, pois envolve várias áreas especializadas do conhecimento, tais como ciência e tecnologia dos materiais, produção e processos industriais entre outros, o que está além do escopo do presente trabalho. O projeto elétrico dos reatores com saturação natural, tal como entendido nesse texto, estará restrito ao delineamento do denominado projeto básico, o qual se ocupa, exclusivamente, com o dimensionamento das partes ativas do reator, ou seja, com a estrutura magnética e com os enrolamentos.

Com respeito à estrutura magnética dos reatores, o projeto básico ocupará-se-á, particularmente, com os seguintes tópicos :

- dimensões físicas dos núcleos, travessas e retornos ;
- tipo do material magnético e espessura das chapas.

Já com relação aos enrolamentos do reator, os principais pontos de interesse serão os seguintes :

- dimensões físicas externas ;
- bitola dos condutores ;
- número de espiras e de camadas.

É este, pois, o contexto em que se insere o projeto básico, objeto da presente pesquisa.

5.1 A metodologia de projeto dos reatores

O projeto de qualquer equipamento de natureza eletromagnética, tal como o reator com saturação natural, apresenta-se sempre como um problema clássico de otimização, onde o número de incógnitas envolvidas no processo supera a quantidade de equações descrevendo os fenômenos físicos. A solução, entre as infinitas possibilidades facultadas por um sistema indeterminado, deverá, além de satisfazer os requisitos técnicos exigidos pela especificação, minimizar determinados parâmetros considerados críticos, como, por exemplo, os custos financeiros da produção, o peso total do equipamento ou as perdas globais, por exemplo. Em geral, para a busca dessa solução, lança-se mão de uma rotina interativa, onde um anteprojetado, esboçado com base no conhecimento prévio de outros projetos, é aprimorado sucessivamente até a completa satisfação da especificação estabelecida. O ponto crítico desse ciclo reside, justamente, na formulação do projeto preliminar do equipamento, o qual ditará a presteza do processo de convergência e, nesse particular, a experiência adquirida em outros empreendimentos assume um papel relevante, como descreve Williams, Abetti e Magnusson (1956).

No caso dos transformadores de potência, a quantidade e a diversidade de unidades em operação, o grande número de renomados fabricantes, bem como a profusão de publicações especializadas no assunto propicia um rico banco de dados capaz de subsidiar satisfatoriamente as estimativas iniciais de qualquer projeto. Ainda mais, fruto dessa experiência, ábacos, tabelas, curvas e expressões empíricas foram desenvolvidas e aprimoradas ao longo do tempo e que, hoje, representam um formidável conjunto de ferramentas para o cálculo dos transformadores. Posteriormente, segundo Williams, Abetti e Magnusson (1956), as buscas por custos de produção cada vez menores para fazer face às exigências do mercado, introduziram a prática das padronizações através da normatização dos principais parâmetros dos transformadores, como potência, tensão e frequência. Dessa maneira, para cada conjunto de valores de tais parâmetros, o fabricante já dispõe de um projeto básico otimizado em termos de dimensões e de materiais, o qual carece, apenas, de alguns aprimoramentos.

Por outro lado, para os reatores com saturação natural, o quadro torna-se bem mais complexo, de vez que, na atualidade, somente um pequeno número de fabricantes

ocupa-se do projeto desse equipamento e quase que exclusivamente em países da extinta União Soviética, o que restringe bastante as fontes para aquisição de dados. Ainda mais, o número de reatores já fabricados e em operação é, certamente, insuficiente para assegurar as informações requeridas para os novos projetos. Também é importante registrar que mesmo os reatores que disponham de valores idênticos de potência e tensão poderão exibir uma característica tensão×corrente muito distinta uma da outra, uma vez que essa relação é exclusiva para cada aplicação. As peculiaridades apontadas para os reatores saturados exigem, portanto, o desenvolvimento de rotinas específicas para o projeto desses equipamentos, que levem em consideração os aspectos levantados.

A alternativa para superar as dificuldades descritas foi eleger uma metodologia de concepção para os reatores a menos hermética possível, que se distinguisse por uma maior flexibilização dos dados de entrada e dos elementos de controle do projeto. Com essa finalidade, as dimensões e a indução de trabalho dos núcleos, em vez de serem determinados por cálculos como ocorre nos transformadores, foram convertidas em variáveis manipuladas pelo usuário para promover a convergência do processo. A sensibilidade acerca da influência desses parâmetros no projeto do reator, auferida com esse procedimento, compensa, sem dúvida, a reduzida experiência construtiva. Uma técnica similar, porém mais radical, tem sido proposta por alguns autores para os transformadores, a qual, por se contrapor à forma de concepção convencional, foi denominada de técnica reversa, Bodger, Liew e Johnstone (2000) e Bodger e Liew (2002). De acordo com essa proposição, além das dimensões dos núcleos, também a arquitetura dos enrolamentos se constitui em dado de entrada, podendo ambos experimentar reajustamentos posteriores se exigido pelo processo. Segundo os autores citados, esse método propicia projetos bem mais econômicos, pois somente serão considerados componentes da linha normal de produção dos fornecedores.

Para dar uma maior presteza ao processo, a ferramenta eleita para a avaliação do desempenho dos anteprojetos de reator foi o EMTP-ATP, fazendo-se uso, para tal, do modelo matemático já descrito anteriormente para a simulação desse equipamento. Assim, uma vez definidos os contornos principais de um projeto preliminar, os parâmetros do modelo matemático correspondente deverão ser determinados para permitir as simulações naquele programa.

Desde que o modelo matemático adotado não incluiu as travessas e os retornos da estrutura magnética, esses componentes somente poderão ser dimensionados após a seleção de um anteprojetado que satisfaça inteiramente a especificação. Nessa oportunidade, a opção entre uma estrutura magnética em monobloco único, figura 3.2, ou monoblocos parciais, figura 3.3, deverá ser examinada, tendo-se em conta as dimensões finais e o peso global do reator, uma vez que os fornecedores dispõem de limites para a fabricação de peças e não manuseiam cargas além de determinados valores.

Um fluxograma da metodologia de projeto escolhida para os reatores com saturação natural é apresentado sucintamente na figura 5.1 e de uma forma mais detalhada nos tópicos que se seguem.

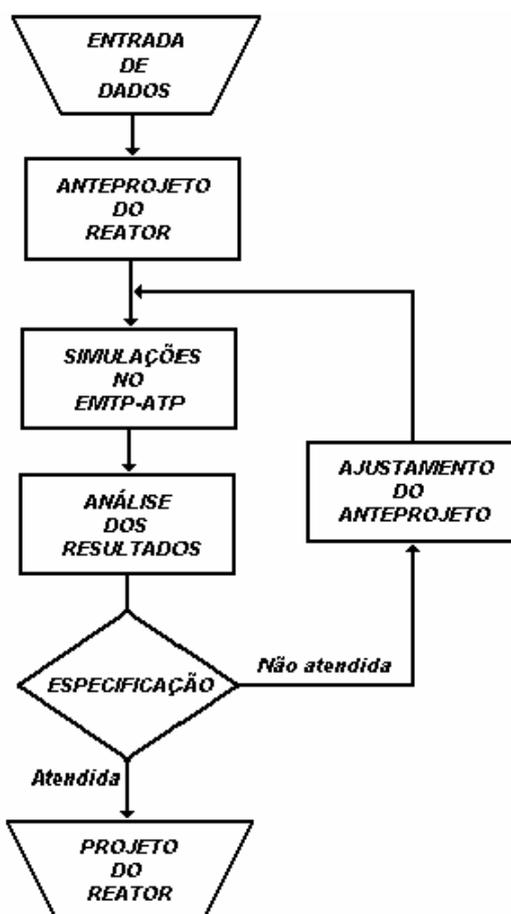


FIGURA 5.1
Fluxograma da metodologia de projeto

5.2 A entrada de dados para o projeto

Os elementos de entrada para o projeto dos reatores com saturação natural podem ser agrupados em três classes distintas :

- especificação do reator ;
- características dos materiais ;
- estimativas iniciais.

A especificação para efeito da presente pesquisa exprime as principais características do desempenho operacional desejado para o equipamento e que, portanto, deverá nortear a elaboração do projeto respectivo, servindo como parâmetro para julgamento da qualidade do produto final proposto. Para o reator saturado, todas essas informações estão encerradas numa curva característica que relaciona a tensão e a corrente consumida pelo mesmo em toda a sua faixa operativa, tal como mostra a figura 5.2.

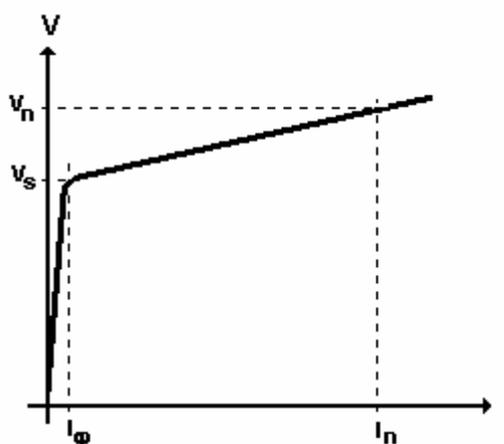


FIGURA 5.2
Curva característica do reator

Os pontos dessa característica que interessam diretamente ao projeto do reator saturado são os seguintes :

- início da saturação, que prescreve o nível de tensão, V_s na figura 5.2, abaixo da qual o consumo do reator, I_ϕ , é irrelevante, o que corresponde ao funcionamento em vazio do reator ;
- limite de funcionamento, que fixa o máximo valor da tensão, V_n , e da corrente, I_n , admitida pelo reator em regime permanente e que assinalam a plena carga do reator.

O segundo conjunto de informações necessárias ao projeto do reator diz respeito aos materiais para a fabricação da estrutura magnética e para a composição dos enrolamentos. No caso dos materiais ferromagnéticos, os dados necessários são :

- tipo e espessura da chapa ;
- curva normal de magnetização ;
- curva de perdas.

Para os enrolamentos, as características dos condutores requeridas pelo projeto compreendem :

- dimensões da barra ou diâmetro do fio ;
- secção transversal do condutor.

Finalmente, a última classe de informações reúne as estimativas iniciais para o anteprojecto do reator e que envolvem :

- diâmetro ou largura dos núcleos ;
- altura dos núcleos ;
- indução de trabalho.

Tais serão, pois, os dados de entrada para o projeto dos reatores saturados, sendo que os últimos, ainda serão alvos de modificações ao longo do processo com o objetivo de acomodar o desempenho do reator aos requisitos da especificação.

5.3 O anteprojeto dos reatores saturados

O anteprojeto do reator saturado ocupa-se com o dimensionamento das partes ativas do mesmo ; estrutura magnética e enrolamentos, tomando por base os dados fornecidos a título de entrada e as relações matemáticas que regem o funcionamento do reator. Nesse contexto, interessam não somente as dimensões externas das peças, mas também as características físicas e de desempenho dos componentes. No tocante à estrutura magnética, tais elementos correspondem a :

- dimensões físicas dos núcleos, travessas e retornos ;
- tipo do material magnético e espessura das chapas ;
- peso e perdas no ferro ;

enquanto para os enrolamentos equivalem a :

- dimensões físicas externas ;
- bitola dos condutores ;
- número de espiras e de camadas ;
- peso e perdas no cobre.

Evidentemente que uma parte das informações relacionadas com a estrutura magnética, particularmente as dimensões dos núcleos, bem como o tipo e a espessura da chapa do material ferromagnético, já fazem parte dos dados de entrada. Dessa maneira, o anteprojeto do reator estará voltado para o :

- dimensionamento dos enrolamentos ;
- dimensionamento das travessas e retornos ;
- cálculo do peso e das perdas no ferro e no cobre.

5.3.1 – O dimensionamento dos enrolamentos – Os enrolamentos de um reator saturado, como de qualquer outro equipamento, estarão perfeitamente definidos com o estabelecimento das seguintes informações acerca dos mesmos :

- número de espiras ;
- seleção do condutor ;
- arquitetura do enrolamento.

A especificação de cada um desses elementos dependerá do tipo de reator eleito dentre as duas linhagens básicas oferecidas : reatores com ligação série dos enrolamentos e reatores com ligação paralela. Cada uma dessas opções possui características próprias e, por isso, o projeto dos enrolamentos respectivos será pautado por princípios distintos.

Numero de espiras dos enrolamentos - Os números de espiras dos diversos enrolamentos de um reator serão determinados a partir do dimensionamento de um enrolamento denominado de referência, cujo número de espiras, N_o , é definido de forma tal que, atuando sozinho, produzirá uma FMM de intensidade igual àquela existente nos núcleos do reator. As relações entre o número de espiras de cada um dos enrolamentos e esse enrolamento de referência foram desenvolvidas no apêndice 7.7, tendo, como parâmetros, o número de núcleos e o tipo do reator.

Assim, de acordo com as equações (7.84) e (7.85) do apêndice 7.7, Capítulo 7, para os reatores com enrolamentos independentes em cada núcleo, conectados entre si quer em série quer em paralelo, a quantidade de núcleos, n , presentes na estrutura magnética dos mesmos deverá ser enquadrada num desses conjuntos :

$$C_1 = \{x : x \in \mathbb{N}, \text{múltiplo de 3 e ímpar} \}$$

$$C_2 = \{x : x \in \mathbb{N}, \text{múltiplo de 3 e par} \}$$

$$C_3 = \{x : x \in \mathbb{N}, \text{não múltiplo de 3 e ímpar} \}$$

$$C_4 = \{x : x \in \mathbb{N}, \text{não múltiplo de 3 e par} \}$$

Identificado o conjunto, o número de espiras dos enrolamentos do reator poderá, então, ser calculado por uma das seguintes equações:

$$\mathbf{n} \in C_1 \Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_o \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{n} i\right) \quad \forall i = 0, 1, 2, 3, \dots, \left(\frac{n}{3} - 1\right)$$

$$\mathbf{n} \in C_2 \Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_o \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{n} \left(i - \frac{1}{2}\right)\right) \quad \forall i = 1, 2, 3, \dots, \left(\frac{n}{3}\right)$$

$$\mathbf{n} \in C_3 \Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_o \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{3n} i\right) \quad \forall i = 0, 1, 2, 3, \dots, (n-1)$$

$$\mathbf{n} \in C_4 \Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_o \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{3n} \left(i - \frac{1}{2}\right)\right) \quad \forall i = 1, 2, 3, \dots, n$$

Já para os reatores em que os enrolamentos de um mesmo núcleo exibem uma conexão em comum aos moldes de um autotransformador, o apêndice 7.7, equações (7.92) e (7.93), estabelecem que, para uma quantidade de núcleos enquadrada em um dos seguintes conjuntos :

$$C_1 = \{x : x \in N, \text{ ímpar } \}$$

$$C_2 = \{x : x \in N, \text{ par } \}$$

o número de espiras de cada enrolamento deverá ser determinado por uma destas equações :

$$\mathbf{n} \in C_1 \Rightarrow N_1 = N_o \left[\cos\left(\frac{\pi}{2n}\right) - \sqrt{3} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{2n}\right) \right] \text{ e } N_2 = 2\sqrt{3} N_o \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{2n}\right)$$

$$\mathbf{n} \in C_2 \Rightarrow N_1 = N_o \left[\cos\left(\frac{\pi}{n}\right) - \sqrt{3} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{n}\right) \right] \text{ e } N_2 = 2\sqrt{3} N_o \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{n}\right)$$

Por outro lado, a definição do número de espiras do enrolamento de referência, base para todas os cálculos descritos, se fará mediante a aplicação da equação denominada de fundamental do reator e que foram obtidas no apêndice 7.8, equações (7.107) e (7.108). Novamente, as diferenças entre as linhagens dos reatores saturados importarão

em equações fundamentais também distintas, de modo que, para os modelos com ligação série dos enrolamentos, tem-se :

$$V_s = 3,27 n f N_o \mathcal{B}_s A_n$$

e para os reatores com enrolamentos conectados em paralelo :

$$V_s = 7,70 f N_o \mathcal{B}_s A_n$$

onde :

- V_s é a tensão fase-fase de início de saturação em volts ;
- n é o número de núcleos do reator ;
- f é a frequência da alimentação em hertz ;
- N_o é o número de espiras do enrolamento de referência ;
- \mathcal{B}_s é indução de início de saturação do núcleo em tesla ;
- A_n é a secção transversal do núcleo em m^2 .

Em ambas as equações, todas as variáveis foram fornecidas a título de entrada exceto o número de espiras do enrolamento de referência N_o , que ora pretende-se determinar.

Quanto aos enrolamentos chamados de secundários dos reatores e que são conectados entre si numa ligação particular, figuras 3.4, 3.5 e 3.6, nenhuma equação específica determina o número de espiras dos mesmos, podendo esse ser considerado como uma variável a ser ajustada no processo iterativo de projeto. Como uma estimativa inicial, Carvalho (1983) propõe um número de espiras de 50% do valor calculado para o enrolamento de referência do reator.

Seleção dos condutores para os enrolamentos – A secção transversal recomendada para um dado condutor, A_c , é estabelecida em função da máxima intensidade de corrente prevista para circular em regime permanente no mesmo, I , e do valor da densidade de corrente, J , considerado compatível com as condições térmicas requeridas pela isolamento, mediante a equação :

$$A_c = \frac{I}{J}$$

A magnitude máxima da corrente nos enrolamentos primários de um reator saturado é a chamada corrente nominal dos enrolamentos, $I_n^{(w)}$, a qual coincide com a nominal do reator, I_n , grandeza prescrita nas especificações, quando o modelo em estudo utiliza ligação série dos enrolamentos, tal qual o protótipo 1, figura 3.4 :

$$I_n^{(w)} = I_n$$

Todos os enrolamentos primários desse tipo de reator são percorridos pela mesma corrente, de modo que os condutores selecionados exibirão idênticas bitolas.

Para os reatores com ligação paralela e cujos enrolamentos primários são independentes, a corrente nominal dos mesmos, I_n^w , será uma fração da corrente nominal do reator, I_n , pois cada três núcleos forma uma unidade trifásica, como o protótipo 2, figura 3.5. Nesse caso, tem-se :

$$I_n^{(w)} = \frac{I_n}{n/3} \quad (5.1)$$

Também para esse modelo de reator, a mesma corrente circulará por todos os enrolamentos primários, o que estabelece a mesma bitola de condutor para todos.

Finalmente, nos reatores com ligação paralela, mas com enrolamentos primários conectados aos moldes de autotransformador, como o protótipo 3, figura 3.6, apenas os enrolamentos N_0 , no caso de nove núcleos, e N_1 terão os condutores dimensionados pela equação (5.1). Os enrolamentos N_2 , como foi demonstrado no apêndice 7.7, equações (7.87), serão sede de uma corrente de menor intensidade :

$$I_n^{(N2)} = \frac{I_n^{(N1)}}{\sqrt{3}} = \frac{I_n}{n/\sqrt{3}}$$

Quanto aos enrolamentos secundários utilizados em quaisquer dos tipos de reatores saturados, uma estimativa bastante razoável da corrente nominal dos mesmos poderá ser obtida pelo uso da expressão (7.114) desenvolvida no apêndice 7.9 :

$$I_n^{(N_3)} = \left(\frac{2}{n}\right) \left(\frac{N_0}{N_3}\right) I_n^{(N_0)}$$

onde N_3 é o número de espiras dos enrolamentos secundários.

A última grandeza de interesse ao dimensionamento dos condutores, a densidade de corrente, guarda uma relação direta com a natureza da refrigeração utilizada no projeto, a qual, por seu turno, é definida em função da capacidade especificada para o reator. Considerando-se como legítima a adoção da mesma orientação em voga para os transformadores, no caso de reatores de média e grande potência, o meio refrigerante será, sempre, o óleo isolante e, nesse caso, as recomendações de três autores consagrados para a densidade de corrente estão reunidas na tabela 5.1. Para as pequenas potências, como ocorre com os protótipos, a construção a seco é a mais indicada e a densidade de corrente situa-se na faixa entre 2,0 e 3,0 A/mm², segundo Martignoni (1971).

AUTOR	DENSIDADE DE CORRENTE (A/mm ²)	
	Refrigeração natural	Refrigeração forçada
STILL e SISKIND (1954)	2,32 a 3,26	2,79 a 4,03
KUHLMANN (1959)	2,17 a 2,94	—
LIWSCHITZ (1967)	2,80 a 3,20	3,20 a 3,80

TABELA 5.1
Densidade de corrente recomendada para reatores de grande porte

Uma vez definida a secção termicamente correta para cada um dos enrolamentos do reator, a escolha do condutor propriamente dito deverá ser efetuada dentre as opções

oferecidas pelo mercado, cujas características técnicas estão listadas no apêndice 7.10. Para os reatores de pequeno porte, como os protótipos, o condutor de secção transversal redonda é a alternativa recomendada, de acordo com Martignoni (1971). Já para os reatores cujos núcleos ultrapassem o diâmetro de 100 mm, Liwschitz (1967) aponta, como melhor alternativa construtiva, as fitas de cobre. Como, individualmente, tais fitas são fabricadas com no máximo $58,60 \text{ mm}^2$, toda secção acima desse valor exigirá a combinação de duas ou mais fitas de iguais dimensões em paralelo.

Arquitetura dos enrolamentos – Os enrolamentos de um reator saturado serão dispostos concentricamente em torno dos núcleos na seqüência usualmente utilizada para a construção dos transformadores de potência, ou seja, principiando com o de menor nível e encerrando com o de maior nível de tensão. Como os enrolamentos classificados de primários operam conectados diretamente à rede de alimentação, os mesmos ocuparão as posições externas, enquanto aqueles denominados de secundários, que trabalham com aproximadamente metade dessa tensão, envolverão diretamente os núcleos. A ordem de instalação dos enrolamentos primários, quando houver mais de um por núcleo, deverá ser tal que o de maior número de espiras preceda o de menor quantidade, pois, dessa maneira, resultarão indutâncias de dispersão menores, como foi demonstrado no apêndice 7.5. Tal é o caso, por exemplo, dos protótipos 1 e 2, onde os enrolamentos N_1 foram montados entre os enrolamentos N_3 e N_2 , como mostra a figura 3.9.

A separação entre os enrolamentos de um mesmo núcleo ou de núcleos distintos e desses para a terra deverá ser especificada de modo a assegurar uma rigidez dielétrica compatível com a tensão de trabalho desses enrolamentos. A observação da arquitetura do protótipo 1, figura 5.3, permite a distinção de quatro locais onde a isolação externa dos enrolamentos se destaca :

- isolamento entre enrolamentos de alta tensão de fases distintas (d_{aa}) ;
- isolamento entre enrolamentos de alta e baixa tensão (d_{ab}) ;
- isolamento entre enrolamentos de baixa tensão e o núcleo (d_{bn}) ;
- isolamento entre enrolamentos e as travessas do reator (d_{at}).

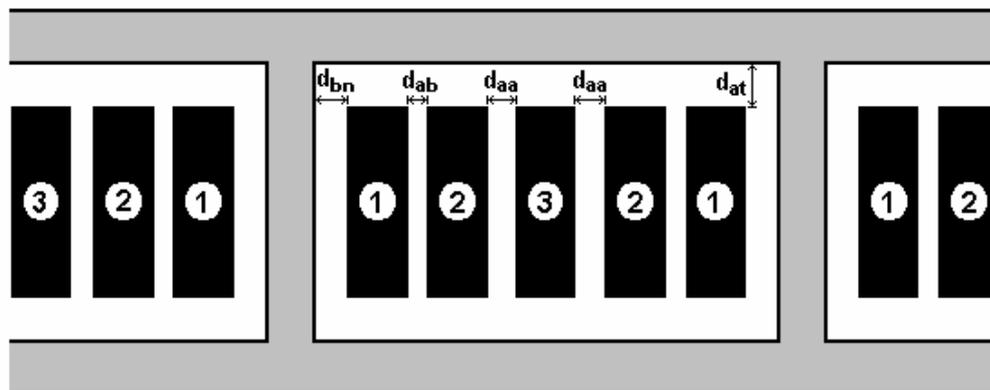


FIGURA 5.3

Especificação das distâncias entre enrolamentos e para a estrutura do reator

As prescrições para o isolamento de cada um desses pontos ficarão restritas, na presente pesquisa, ao estabelecimento de uma distância entre os elementos, já que a discriminação dos tipos de materiais e do processo para formação do corpo isolante acabado faz parte da tecnologia industrial de cada fabricante. A fonte pesquisada para a obtenção dessas informações foi um autor clássico da área de projeto de transformadores, Liwshitz (1967), onde a distância requerida para o isolamento encontra-se expressa na forma de curvas, traçadas em função da tensão de trabalho. Os dados extraídos de tais curvas, válidas para os reatores de alta tensão imersos em óleo, são apresentados na tabela 5.2.

TENSÃO (kV)	DISTÂNCIA DOS ENROLAMENTOS (mm)			
	ALTA - ALTA d_{aa}	ALTA - BAIXA d_{ab}	BAIXA - NÚCLEO d_{bn}	TRAVESSA d_{at}
10	14,29	14,29	14,29	12,00
20	21,43	19,05	—	27,00
30	28,57	24,29	—	42,00
40	35,71	28,57	—	54,00
50	42,86	34,52	—	69,00
60	50,00	39,29	19,05	84,00
70	57,14	45,24	—	—
80	64,29	50,00	—	114,00
90	72,38	54,76	—	—
100	79,52	60,71	—	141,00
120	—	—	—	168,00

TABELA 5.2

Distâncias de isolamento segundo Liwshitz

A conveniência de se dispor de uma equação para os cálculos das distâncias em vez de uma tabela de dados, principalmente quando essas avaliações são efetuadas através de programas computacionais, recomenda a obtenção de expressões matemáticas que interpolem os dados da tabela 5.2. O perfil bem comportado das curvas apresentadas por Liwschitz (1967), praticamente lineares, permitiu o uso de equações do primeiro grau com essa finalidade, definidas em função da tensão de trabalho V em kV:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{d_{aa}} &= \mathbf{7,13465 + 0,7166 V} \\
 \mathbf{d_{ab}} &= \mathbf{9,284 + 0,501 V} \\
 \mathbf{d_{bn}} &= \mathbf{13,338 + 0,0952 V} \\
 \mathbf{d_{at}} &= \mathbf{-2,4665 + 1,4463 V}
 \end{aligned}
 \tag{5.2}$$

É importante ressaltar que o campo dos materiais isolantes tem experimentado significativos avanços ao longo do tempo, porém como tais pesquisas são normalmente patrocinadas pelos fabricantes de equipamentos, os resultados são mantidos sob o manto do sigilo industrial. Desse modo, é provável que os isolamentos dimensionados pelas equações (5.2) possam, do ponto de vista atual, ser até considerados inadequados, porém nunca insuficientes para cumprir o papel a que se destinam. Além desse aspecto, as tensões de trabalho evoluíram bastante nos últimos tempos, atingindo valores muito acima dos limites apresentados na tabela 5.2 e uma extrapolação dos dados da mesma, certamente, importará em distâncias exageradas e, conseqüentemente, em projetos dispendiosos.

Como um elemento de aperfeiçoamento nesse processo de definição do isolamento, balizadores foram instituídos para limitar os valores máximos para as distâncias de isolamento, utilizando-se para esse fim das informações colhidas no trabalho de Brodovoi, Bryantsev, Ilínichnin, Lis, Mozzherin, Nikitin e Slavin (1991) para reatores de 500kV :

$$\begin{aligned}
 \mathbf{d_{aa}} &= \mathbf{239,00 \text{ mm}} \\
 \mathbf{d_{ab}} &= \mathbf{170,00 \text{ mm}} \\
 \mathbf{d_{bn}} &= \mathbf{40,00 \text{ mm}} \\
 \mathbf{d_{at}} &= \mathbf{70,00 \text{ mm}}
 \end{aligned}$$

Internamente ao enrolamento, a espessura da camada isolante utilizada entre os condutores também exerce influência na arquitetura final, especialmente nos reatores de alta tensão, já que, para a baixa tensão, o esmalte do próprio fio é considerado suficiente para essa finalidade. Recorrendo-se, novamente, a Liwschitz (1967), a tabela 5.3 apresenta as espessuras recomendadas por esse autor em termos da tensão de trabalho :

TENSÃO (kV)	ESPESSURA (mm)
10	0,584
20	0,691
30	0,797
40	0,903
50	1,036
60	1,142
70	1,249
80	1,381
90	1,488
100	1,594
110	1,700
120	1,817
130	1,945
140	2,094
150	2,232

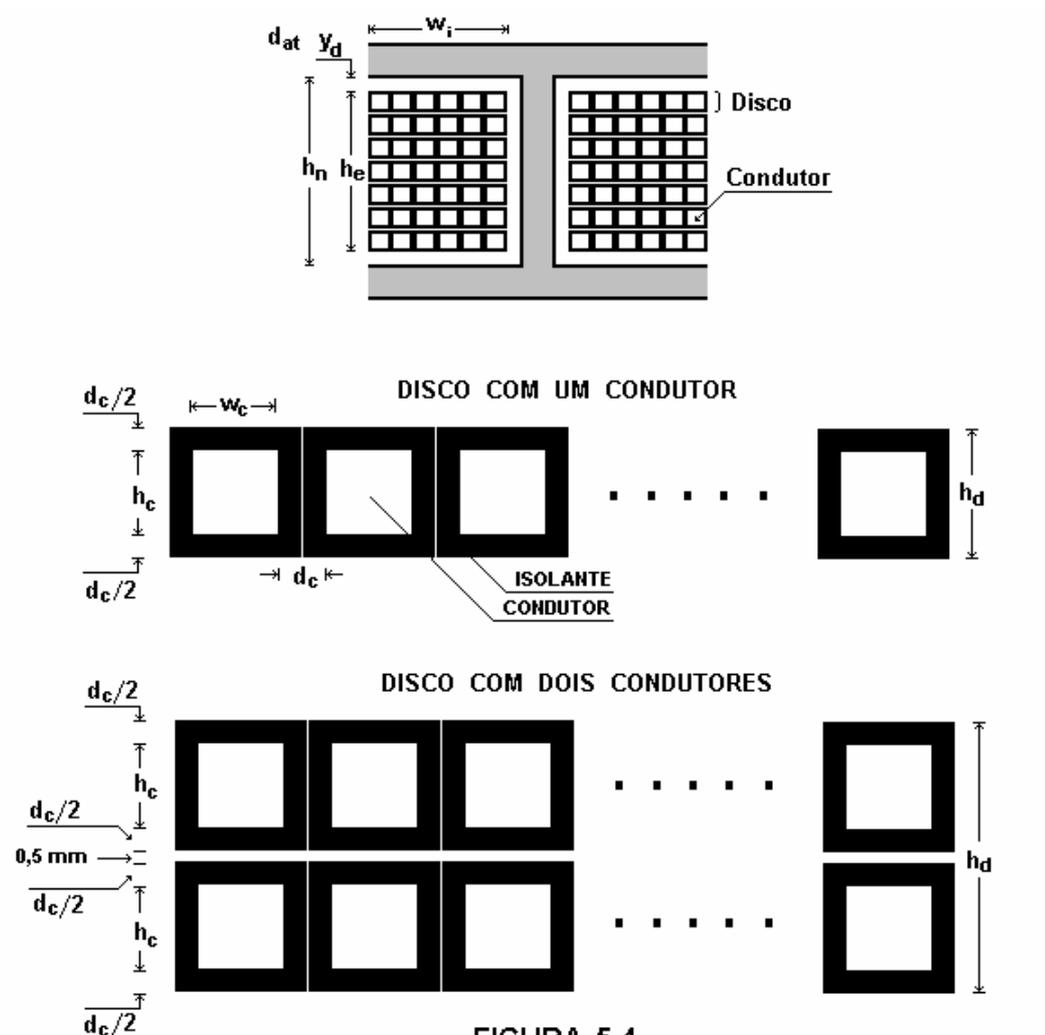
TABELA 5.3
Espessura do isolante entre condutores

as quais foram interpoladas pela seguinte equação :

$$d_c = 0.4722 + 0,01118 V \quad (5.3)$$

O arranjo dos condutores para composição de cada enrolamento seguiu o modelo proposto por Liwzchitz (1967), segundo o qual cada condutor deverá ser envolto em uma isolação sólida com uma espessura tal que estabeleça uma distância igual a d_c , dada pela equação (5.3), entre condutores consecutivos. Se a secção do enrolamento demandar o uso de dois ou mais condutores em paralelo, os mesmos deverão ser separados por uma isolação extra de 0,5 mm. A figura 5.4 retrata os aspectos

mencionados acima concernentes a um enrolamento composto por um só condutor e por dois condutores em paralelo.



Arquitetura dos enrolamentos dos reatores com saturação natural

Uma análise dessa figura mostra que a altura do disco de um enrolamento assim formado, h_d , será dada em mm por :

$$h_d = n_{\text{cond}}(h_c + d_c + 0,1) + 0,5(n_{\text{cond}} - 1)$$

onde n_{cond} representa o número de condutores em paralelo, h_c é a altura de cada condutor em mm, d_c é a espessura da isolamento entre espiras em mm, equação (5.3), e a parcela 0,1 mm foi adicionada para fazer face às inevitáveis folgas de montagem.

Admitindo-se que nenhuma isolamento adicional será exigida entre os discos do enrolamento além daquelas já consideradas, o número de camadas, n_{cam} , requerido para acomodar as N espiras do enrolamento será estabelecida pela expressão :

$$n_{\text{cam}} = N \left(\frac{h_d}{h_e} \right) \quad (5.4)$$

cujo resultado deverá ser sempre arredondado para o inteiro imediatamente superior. Nessa equação, h_e é a altura líquida do núcleo disponível para a instalação do enrolamento, como ilustra a figura 5.4, dada por :

$$h_e = h_n - 2d_{\text{at}} \quad (5.5)$$

sendo h_n , a altura real do núcleo definida na entrada dos dados e d_{at} , a distância para a travessa estabelecida por uma das equações (5.2). A grandeza h_e obtida através da equação (5.5) é, na verdade, a altura do enrolamento.

A partir das indicações da figura 5.4 e fazendo uso da equação (5.4), a largura do enrolamento, w_i , poderá, agora, ser determinada :

$$w_i = n_{\text{cam}} (w_c + d_c + 0,1) \quad (5.6)$$

Nessa equação, w_c é a largura do condutor em mm e, outra vez, a parcela de 0,1mm foi introduzida para representar as folgas de montagem.

5.3.2 – O dimensionamento das travessas e dos retornos – O projeto das travessas e dos retornos da estrutura magnética de um reator, não obstante consistir simplesmente na determinação de uma secção transversal para esses elementos, comporta certos aspectos conflitantes. Se, por um lado, a imposição de funcionar como um curto-circuito magnético para os núcleos exige a adoção da maior secção possível para essas peças, por outro, a regra de otimização no consumo dos materiais reclama o oposto. Sendo a secção transversal dada por :

$$A = \frac{\Phi}{\mathcal{B}}$$

a conciliação entre esses interesses contrários importará na escolha da maior indução de trabalho possível para essas peças, minimizando, por outro lado, o fluxo através das mesmas.

Considere-se um reator saturado de n núcleos com uma estrutura magnética em monobloco, tal como assinala a figura 5.5, cujo circuito equivalente, também esboçado na mesma figura, compõe-se das FMMs de excitação de cada núcleo, \mathfrak{F}_i , e das relutâncias de cada segmento da estrutura, a saber, núcleos, \mathfrak{R}_n , travessas, \mathfrak{R}_{ti} , e retornos, \mathfrak{R}_{ri} .

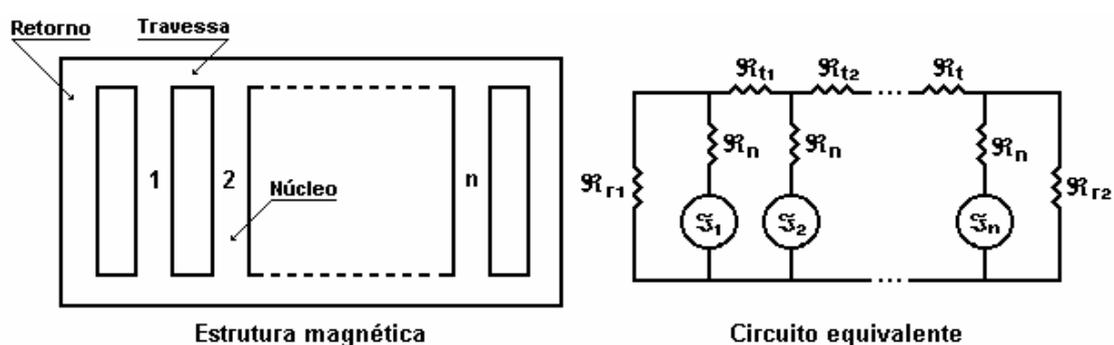


FIGURA 5.5
Estrutura e circuito magnético de um reator com n núcleos

Um exame do circuito equivalente da figura 5.5 mostra que, para minimizar os fluxos percorrendo as trajetórias de retorno da estrutura do reator, uma das condições essenciais é proceder à escolha das FMMs atuando em cada núcleo de sorte que :

$$\sum_{i=1}^n \mathcal{F}_i \rightarrow 0 \quad (5.7)$$

Já a redução do fluxo no interior das travessas da estrutura exigirá que a distribuição eleita faculte a menor diferença possível entre FMMs atuando em núcleos adjacentes :

$$|\mathcal{F}_i - \mathcal{F}_{i+1}| \rightarrow 0 \quad (5.8)$$

Os requisitos explicitados nas equações (5.7) e (5.8) somente serão satisfeitos integral e simultaneamente quando o número de núcleos das estruturas for ímpar, como indica a figura 5.6 para os reatores dispostos de cinco, sete e nove núcleos. Em todos esses exemplos, não somente o somatório das FMMs será nulo, como também a defasagem entre as FMMs de núcleos vizinhos alcançará o máximo valor possível, o que produzirá, em contrapartida, uma excitação mínima nas travessas. Para se obter essa configuração de FMMs, os enrolamentos primários do reator deverão ser interligados de uma forma muito particular, como assinala a figura 7.25 do apêndice 7.6, Capítulo 7, para o caso do reator de nove núcleos com ligação série.

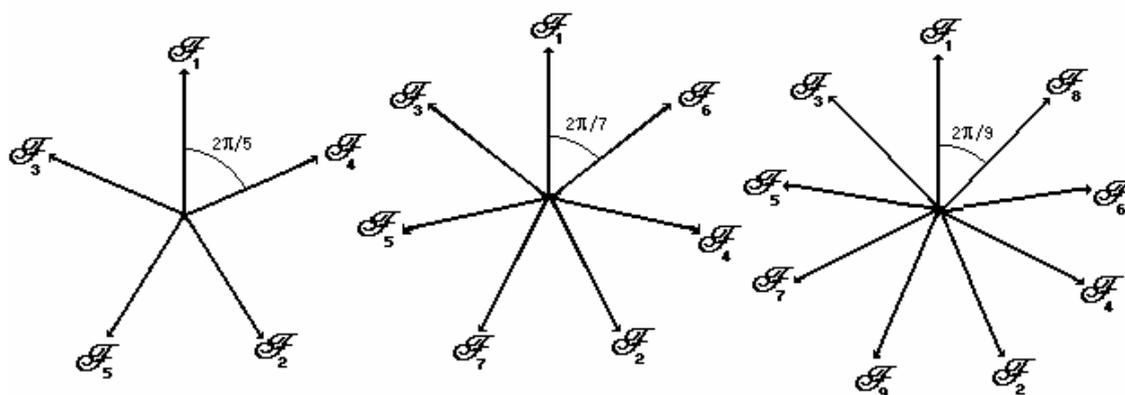


FIGURA 5.6
Distribuição ótima das FMMs para reatores de cinco, sete e nove núcleos

Nas estruturas com um número par de núcleos, as condições (5.7) e (5.8) são incongruentes, de modo que se deverá optar entre uma distribuição de FMMs que

minimize o somatório ou que reduza ao mínimo a excitação aplicada às travessas. A figura 5.7 ilustra justamente essa situação de conflito para o caso de um reator com seis núcleos.

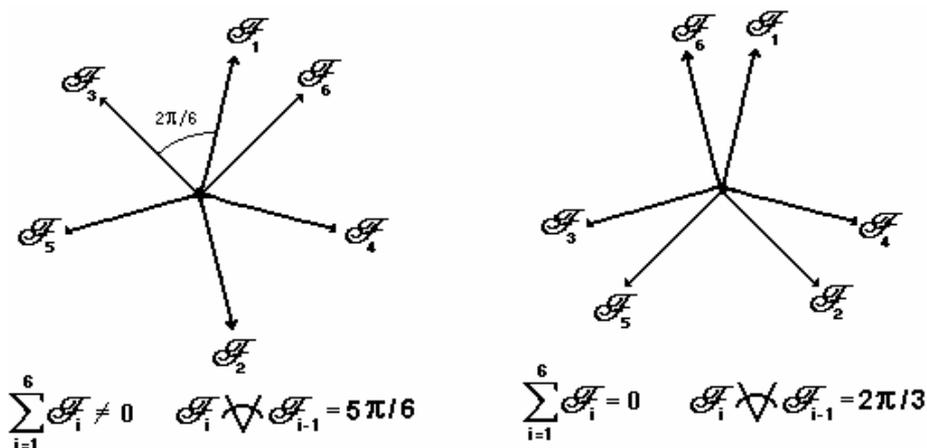


FIGURA 5.7
Distribuições subótimas de FMMs para um reator de seis núcleos

Afora a FMM, um outro parâmetro que influencia decisivamente o fluxo das regiões das travessas e dos retornos dos reatores saturados é a própria relutância de tais elementos, como é evidente da observação do circuito equivalente da figura 5.5. A repartição do fluxo entre esses componentes da estrutura do reator será determinada exatamente pela relação entre as relutâncias dos mesmos, ou seja, pela secção escolhida para tais peças, uma vez que o comprimento longitudinal das mesmas é definido no projeto dos enrolamentos.

Novamente considerando-se o reator com n núcleos da figura 5.5, o sistema de equações que rege esse circuito magnético será :

$$[\mathcal{F}] = [\mathcal{R}][\Phi]$$

que, detalhado de acordo com as convenções da figura 5.8, proporcionará :

$$\begin{bmatrix} \mathcal{F}_1 \\ \mathcal{F}_2 - \mathcal{F}_1 \\ \mathcal{F}_3 - \mathcal{F}_2 \\ \vdots \\ \mathcal{F}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(\mathcal{R}_{r1} + \mathcal{R}_h) & \mathcal{R}_h & & & \\ & \mathcal{R}_h & -2(\mathcal{R}_{t1} + \mathcal{R}_h) & \mathcal{R}_h & \\ & & \mathcal{R}_h & -2(\mathcal{R}_{t2} + \mathcal{R}_h) & \mathcal{R}_h \\ & & & & \ddots \\ & & & & -\mathcal{R}_h & (\mathcal{R}_{rn} + \mathcal{R}_h) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Phi_1 \\ \Phi_2 \\ \Phi_3 \\ \vdots \\ \Phi_{n+1} \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

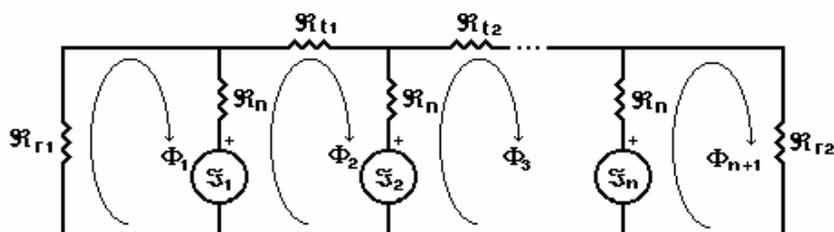


FIGURA 5.8

Circuito equivalente da estrutura magnética de um reator de n núcleos

O sistema de equações (5.9) é do tipo não-linear, uma vez que os termos relacionados com as relutâncias dependem da permeabilidade do material ferromagnético utilizado para a confecção da estrutura magnética. Uma solução precisa para esse sistema poderá ser obtida através de um programa computacional que seja capaz não somente de manusear elementos não-lineares, mas que também simule as fontes das FMMs, que, no caso do reator saturado, residem nos circuitos elétricos formados pelos enrolamentos primários e secundários. Programas com base na técnica dos elementos finitos e dispoendo da opção de acoplamento eletromagnético, como o Ansys (1996), ou simuladores como o Saber (Oliveira, Vasconcelos e Apolônio, 2003), atenderiam inteiramente a tais exigências.

Por outro lado, uma solução aproximada para o sistema de equações (5.9) poderá ser obtida mediante a adoção de algumas hipóteses simplificadoras, principiando pela consideração de que as FMMs aplicadas ao circuito serão perfeitamente senoidais, dispostas fasorialmente em consonância com uma distribuição previamente eleita e com

uma magnitude determinada pelo produto do número de espiras dos enrolamentos pela corrente nominal do reator. As relutâncias, por sua vez, além de somente incorporar a parcela devida ao ferro, serão admitidas constantes, sendo computadas, inicialmente, com base num valor estimado para a permeabilidade e das dimensões definidas para os diversos componentes da estrutura. Após o cálculo dos fluxos e das densidades em cada elemento, a permeabilidade é, então, determinada a partir da curva própria do material ferromagnético em uso e o procedimento é novamente repetido até que não se observe nenhum desvio significativo entre dois valores consecutivos dessa grandeza. Os resultados alcançados com a aplicação dessa rotina são bastante satisfatórios para as pretensões atuais, como demonstra o apêndice 7.11 do Capítulo 7.

Com essa rotina, experimentos acerca do comportamento do fluxo nas travessas e nos retornos da estrutura magnética de um reator em termos da secção transversal selecionada para tais partes poderão ser conduzidos com extrema facilidade. Tomando-se o protótipo 2 como objeto desse experimento, os enrolamentos primários do mesmo foram, então, interligados de modo a produzir a distribuição ótima de FMMs para um reator de nove núcleos, prescrita na figura 5.6, o que importou na adoção do diagrama de ligações da figura 5.9. A intensidade dessas FMMs foi estimada considerando-se o protótipo operando na plena carga, o que equivale a uma corrente de 1,06 A percorrendo cada um dos ramos das fases.

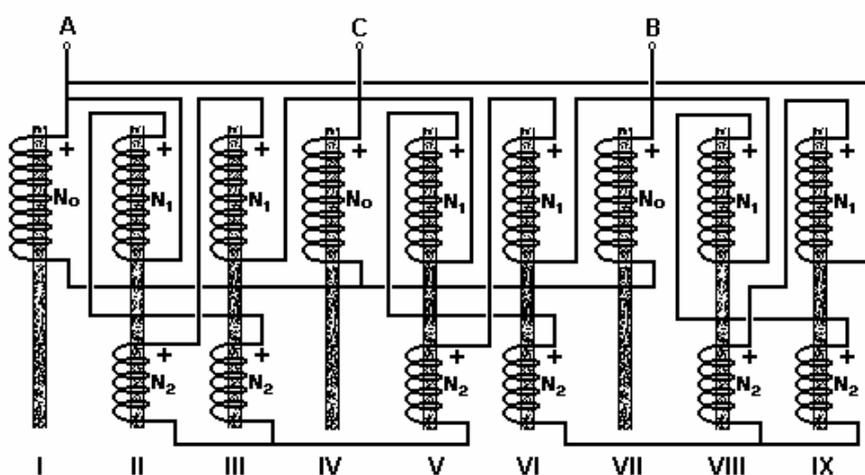


FIGURA 5.9

Diagrama de ligações do protótipo 2 para a distribuição ótima de FMMs

Os resultados dos cálculos para o protótipo 2 podem ser apreciados na figura 5.10, onde a indução nas diversas partes da estrutura desse protótipo é apresentada em termos das secções das travessas, A_t , e dos retornos, A_r , em relação à secção dos núcleos, A_n .

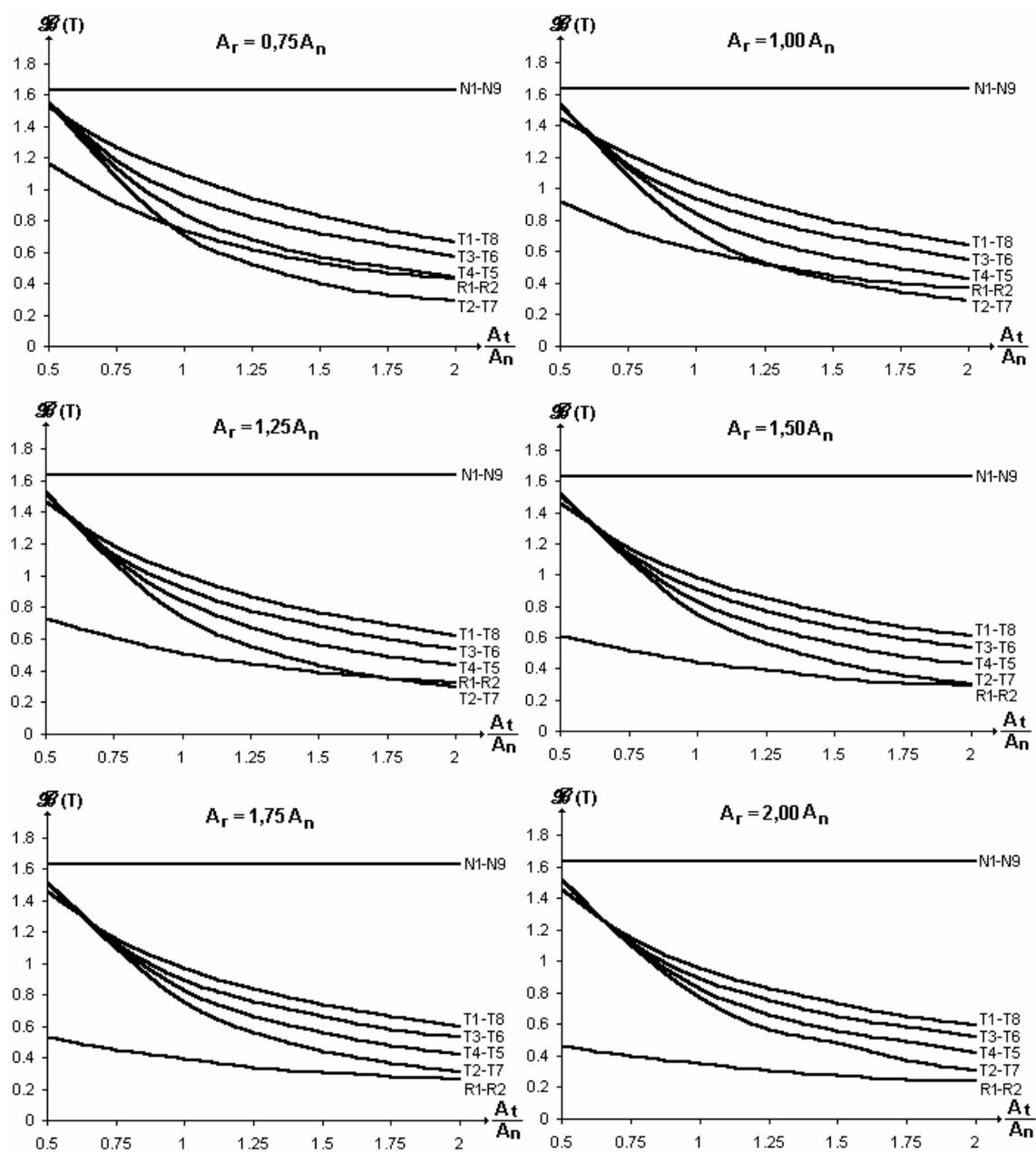


FIGURA 5.10

Varição da indução na estrutura do protótipo 2 com a secção das travessas e retornos

Os núcleos do protótipo 2 não apresentaram, no transcorrer de todas as simulações, nenhuma variação significativa na indução de trabalho, a qual se manteve, aproximadamente, em 1,63 T, o que significa uma permeabilidade de 0,00066 H/m de conformidade com a característica do aço E-170 mostrada na figura 5.11. Admitindo-se que o funcionamento com uma permeabilidade dez vezes superior àquela vigente nos núcleos será suficiente para assegurar que as travessas e os retornos representem, de fato, um curto-circuito para a estrutura magnética, a indução de trabalho dessas peças não deverá ultrapassar 1,10 T, como determina a curva de permeabilidade do aço E-170 da figura 5.11. Ora, de acordo com os resultados apresentados na figura 5.10, a opção mais econômica para que essa condição seja alcançada estabelece, para as travessas, uma secção idêntica àquela em uso nos núcleos, e, para os retornos, uma secção 25 % inferior. A especificação de secções distintas para as travessas e os retornos não se constitui numa alternativa inviável do ponto de vista construtivo, pois os elementos verticais da estrutura magnética dos reatores poderão exibir qualquer dimensão desejada.

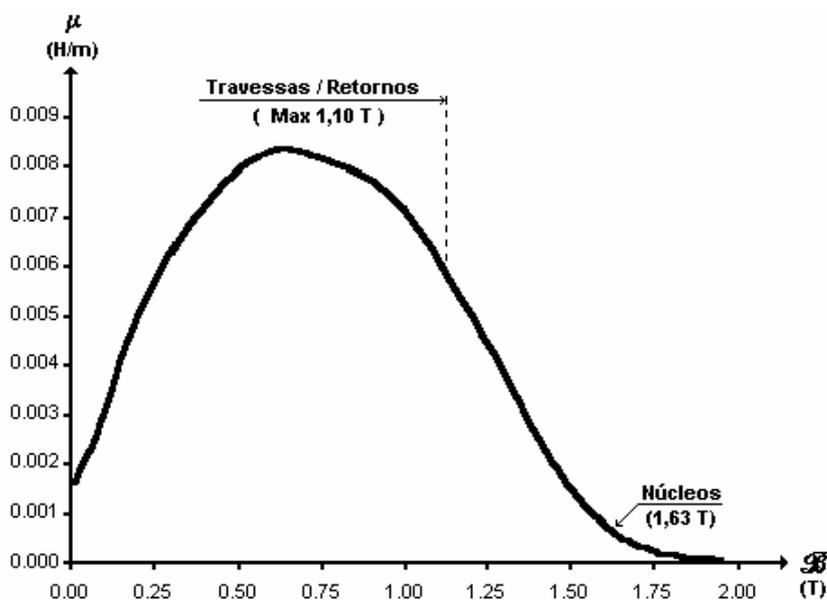


FIGURA 5.11

Permeabilidade de trabalho dos diferentes elementos da estrutura do protótipo 2

5.3.3 – O peso e as perdas nos enrolamentos do reator – O peso do cobre despendido para a confecção de cada um dos enrolamentos do reator saturado, \mathcal{P}_{cu} , será calculado através da expressão :

$$\mathcal{P}_{\text{cu}} = \mathcal{V}_{\text{cu}} \cdot \delta_{\text{cu}} \quad (5.10)$$

onde \mathcal{V}_{cu} é o volume do cobre utilizado e δ_{cu} é a densidade do cobre.

Sendo l_{esp} o comprimento médio da espira, o volume de um enrolamento de N espiras fabricado com um condutor de secção transversal A_c poderá ser estimado por :

$$\mathcal{V}_{\text{cu}} = l_{\text{esp}} A_c N \quad (5.11)$$

Substituindo (5.11) e o valor da densidade do cobre estipulada por Say (1978), 8900 kg/m³, em (5.10) obtém-se :

$$\mathcal{P}_{\text{cu}} = 8900 \cdot l_{\text{esp}} A_c N \quad (5.12)$$

O comprimento médio da espira de um dado enrolamento dependerá da forma assumida por esse enrolamento, sendo determinada através da equação (4.18) do item 4.5.1, Capítulo 4, quando este exibir um formato cilíndrico, ou pela equação (4.19) do mesmo item, se apresentar uma secção quadrada. Para efeito de ilustração da metodologia, adotar-se-á um enrolamento com forma quadrada, tal qual ocorre nos protótipos construídos, de modo que, da equação (4.19) :

$$l_{\text{esp}} = 4w_{\text{int}} + \pi(w_{\text{ext}} - w_{\text{int}})$$

onde w_{int} e w_{ext} são, respectivamente, as larguras interna e externa do enrolamento conforme indicado na figura 4.25. Considerando-se, por exemplo, que o enrolamento sob exame ocupa a posição mais externa de um núcleo dispondo de três enrolamentos, tal como mostra a figura 5.12, as larguras interna e externa do mesmo serão dadas por :

$$w_{int} = w_n + 2(d_{bn} + w_1 + d_{ab} + w_2 + d_{aa}) \quad (5.13)$$

$$w_{ext} = w_{int} + 2w_3$$

sendo as distâncias d_{aa} , d_{ab} , e d_{bn} fixadas pelas equações (5.2), e as larguras dos enrolamentos w_1 , w_2 e w_3 estabelecidas pela equação (5.6).

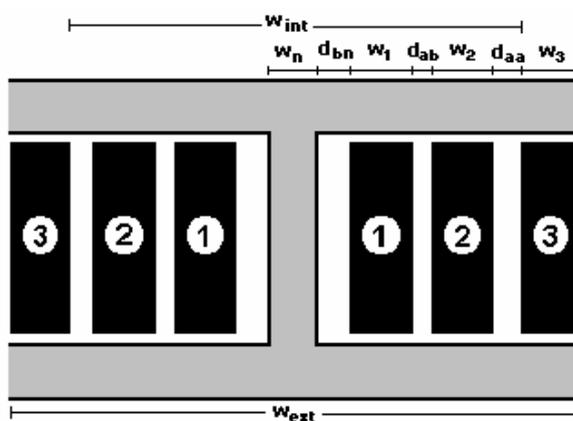


FIGURA 5.12
Elementos para o cálculo das larguras dos enrolamentos

A substituição das equações (5.13) em (5.12) fornecerá uma expressão para o cálculo do peso do cobre requerido por um enrolamento, procedimento que deverá ser repetido para todos os enrolamentos primários e secundários do reator saturado para, finalmente, obter-se o peso total do cobre gasto na produção dos mesmos.

Quanto às perdas no cobre, essas serão estimadas com base na tradicional fórmula :

$$P_{cu} = r I^2$$

onde r é a resistência ôhmica, calculada no item 4.5 do Capítulo 4, e I é o valor eficaz da corrente percorrendo cada enrolamento.

5.3.4 – O peso e as perdas na estrutura magnética do reator – O peso da estrutura magnética do reator será avaliado por uma expressão similar àquela utilizada para o cálculo do cobre :

$$\mathcal{P}_{\text{fe}} = \mathcal{V}_{\text{feR}} \cdot \delta_{\text{fe}} \quad (5.14)$$

Na equação (5.14), o volume da estrutura magnética do reator, \mathcal{V}_{feR} , dependerá do tipo de construção eleita, se em monobloco, como foi o caso dos protótipos 1 e 2, ou em múltiplas unidades, como no protótipo 3. Para a construção em monobloco, por exemplo, o volume total será obtido pela adição dos volumes individuais dos dois retornos, $\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(r)}$, dos n núcleos, $\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(n)}$, e das $2(n-1)$ travessas, $\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(t)}$, :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}} = \sum_1^2 \mathcal{V}_{\text{feR}}^{(r)} + \sum_1^{2(n-1)} \mathcal{V}_{\text{feR}}^{(t)} + \sum_1^n \mathcal{V}_{\text{feR}}^{(n)}$$

A densidade do aço empregado na fabricação da estrutura magnética, δ_{fe} da equação (5.14), varia com a natureza da chapa selecionada, que, para o caso dos protótipos, sendo o aço do tipo E-170 da Acesita, a densidade atingirá 7700 kg/m^3 .

Assumindo que o fluxo percorrendo toda a estrutura do reator é senoidal e de frequência igual àquela da tensão de alimentação, as perdas produzidas pelo mesmo poderão ser calculadas obedecendo ao mesmo procedimento em voga para os transformadores de potência :

- determina-se o valor da indução em cada local da estrutura, no caso, retornos, \mathcal{B}_r , núcleos, \mathcal{B}_n , e travessas, \mathcal{B}_t , por intermédio da rotina de cálculo descrita no item 5.3.2 desse capítulo, para a condição de plena carga do reator ;
- obtém-se, então, através da curva de perdas do material na frequência de alimentação, a perda por unidade de peso, \mathbf{p}_{fe} , correspondente à indução de trabalho de cada local, $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(r)}$, $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(n)}$ e $\mathbf{p}_{\text{fe}}^{(t)}$;

- calcula-se o peso de cada parte da estrutura :

$$\mathcal{P}_{fe}^{(r)} = \mathcal{V}_{feR}^{(r)} \delta_{fe} = 7700 \mathcal{V}_{feR}^{(r)}$$

$$\mathcal{P}_{fe}^{(n)} = \mathcal{V}_{feR}^{(n)} \delta_{fe} = 7700 \mathcal{V}_{feR}^{(n)}$$

$$\mathcal{P}_{fe}^{(t)} = \mathcal{V}_{feR}^{(t)} \delta_{fe} = 7700 \mathcal{V}_{feR}^{(t)}$$

determinam-se, então, as perdas em cada uma dessas partes :

$$\mathbf{P}_{fe}^{(r)} = \mathcal{P}_{fe}^{(r)} \mathbf{p}_{fe}^{(r)}$$

$$\mathbf{P}_{fe}^{(n)} = \mathcal{P}_{fe}^{(n)} \mathbf{p}_{fe}^{(n)}$$

$$\mathbf{P}_{fe}^{(t)} = \mathcal{P}_{fe}^{(t)} \mathbf{p}_{fe}^{(t)}$$

e, finalmente, obtêm-se as perdas totais na estrutura, que, para o caso da construção em monobloco será dada por :

$$\mathbf{P}_{fe} = \sum_1^2 \mathbf{P}_{fe}^{(r)} + \sum_1^n \mathbf{P}_{fe}^{(n)} + \sum_1^{2(n-1)} \mathbf{P}_{fe}^{(t)}$$

No caso dos reatores com ligação paralela dos enrolamentos, o fluxo na estrutura magnética dos mesmos exibirá um comportamento praticamente senoidal, como mostra a figura 7.53 do apêndice 7.11, de sorte que o modelo de cálculo das perdas, ora proposto, ajustar-se-á perfeitamente. Para os reatores com ligação série, no entanto, a forma predominante do fluxo é do tipo trapezoidal, como se observa nas figuras 7.26 e 7.27 do apêndice 7.6, de modo que, para a aplicação do procedimento descrito, apenas será considerada a contribuição da componente fundamental do fluxo. Nesse caso, os resultados dos cálculos serão, naturalmente, aproximados, porém satisfatórios para os objetivos pretendidos.

5.4 As simulações dos reatores no EMTP-ATP

O modelo matemático eleito para a representação dos reatores com saturação natural, descrito no item 4.4 do Capítulo 4, foi implementado no EMTP-ATP através de três elementos disponíveis na biblioteca desse programa :

- “Saturable transformer component” ;
- “Type 98- Pseudo nonlinear inductance” ;
- “Uncoupled lumped element” .

Os núcleos do reator dispoendo de dois enrolamentos foram simulados pelo primeiro dos elementos citados, figura 5.13, o qual também se prestou para a modelagem dos núcleos com três enrolamentos, sendo que, para esse fim, o ramo central de magnetização foi eliminado. Esse ramo foi simulado separadamente pelos dois últimos elementos mencionados acima, conectados em paralelo e diretamente aos terminais do enrolamento secundário do reator, como também mostra a figura 5.13.

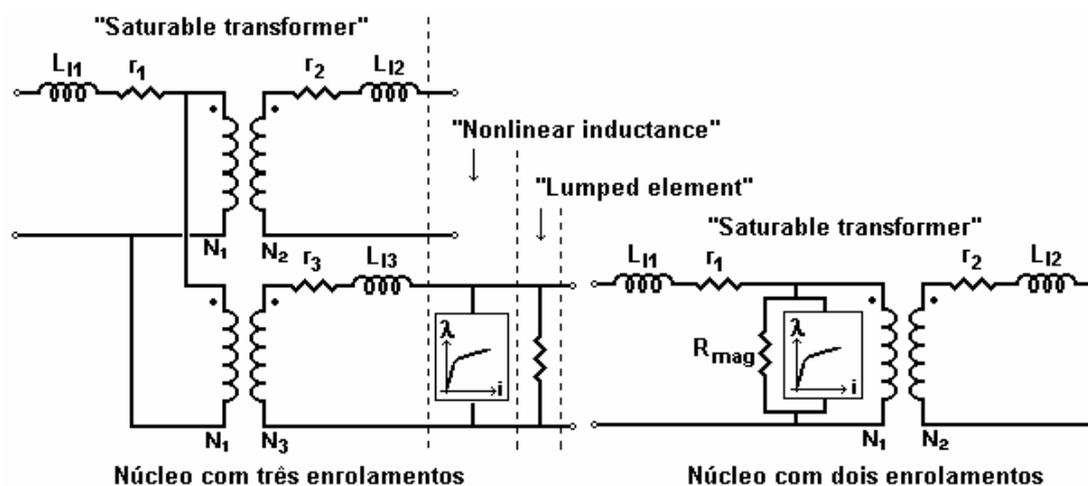


FIGURA 5.13

Modelos para representação no EMTP-ATP dos núcleos dos reatores saturados

Para avaliar o desempenho operacional de um dado reator saturado via o EMTP-ATP, os modelos de cada núcleo deverão ser interligados uns aos outros, reproduzindo,

exatamente, as ligações elétricas do reator. Uma fonte de alimentação trifásica, perfeitamente senoidal e com uma pequena resistência interna, $10^{-3} \Omega$, proverá o suprimento do reator através de uma chave seccionadora. Também para o fechamento dos enrolamentos secundários uma outra chave deverá ser introduzida, como assinala a figura 5.14. O arquivo de entrada do EMTP-ATP para a configuração apresentada na figura 5.14 encontra-se detalhado no apêndice 7.12 do Capítulo 7.

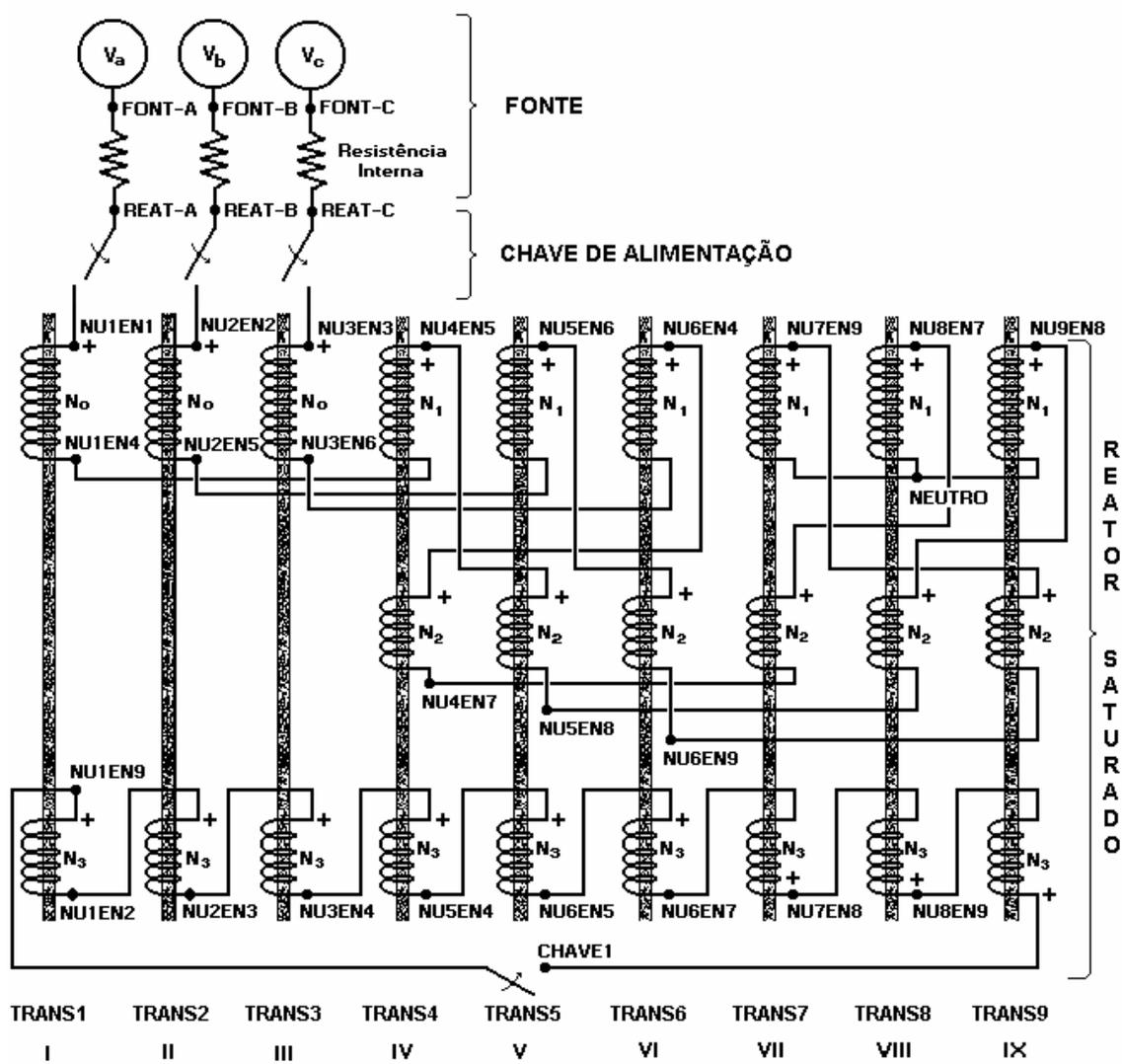


FIGURA 5.14

Configuração para as simulações de um reator de nove núcleos no EMTP-ATP

5.5 A exemplificação da técnica de projeto dos reatores saturados

A técnica de projeto dos reatores com saturação natural, apresentada nos tópicos anteriores desse capítulo, orientou a concepção e a fabricação dos três protótipos de reatores descritos no Capítulo 3. Por esse motivo, a avaliação do desempenho operacional desses dispositivos prestar-se-á não somente como uma ferramenta essencial para consolidação dessa técnica, mas também e, principalmente, proverá importantes subsídios com vistas ao aperfeiçoamento dos procedimentos estabelecidos para a concepção dos reatores saturados. Nesse contexto, o primeiro interesse da pesquisa será verificar se a característica externa tensão×corrente proposta foi, de fato, atendida pelos protótipos e em que grau de aproximação, identificando todos os elementos responsáveis pelos eventuais afastamentos entre os modelos e o comportamento apurado em laboratório.

Os ensaios operacionais necessários para o cumprimento dessa meta estão detalhados no apêndice 7.13 do Capítulo 7 e os resultados obtidos para o protótipo 1, reator com ligação série dos enrolamentos, foram sintetizados na figura 5.15. Uma apreciação dos gráficos dessa figura, que retrata a resposta desse protótipo até 3,0 p.u. de corrente, aponta divergências em duas regiões da curva, no “cotovelo” e no trecho final.

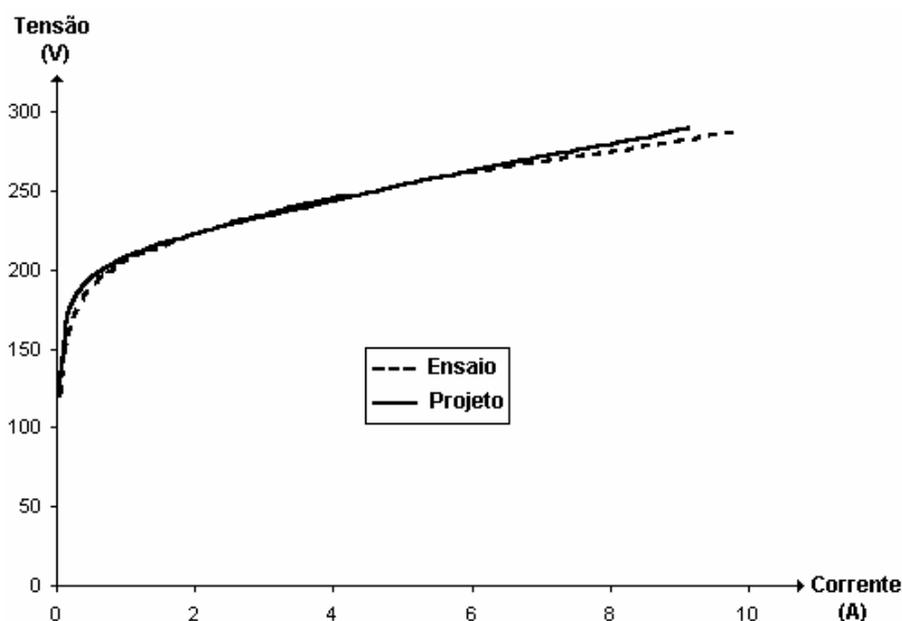


FIGURA 5.15
Característica operacional do protótipo 1 : Projeto e ensaio

No primeiro caso, os afastamentos foram motivados pela baixa indução de trabalho verificada nas travessas e nos retornos da estrutura magnética desse protótipo para tensões de alimentação inferiores a 200 V. De acordo com a figura 4.35 do Capítulo 4, item 4.6, agora reproduzida como figura 5.16, à medida que a tensão nos terminais do protótipo é reduzida, o ponto de trabalho dos elementos da estrutura magnética do mesmo desloca-se correspondentemente. Os núcleos aproximam-se do ponto de máximo da curva de permeabilidade, enquanto as demais partes da estrutura afastam-se desse local, seguindo para uma região de baixa permeabilidade, como está assinalado na figura 5.16. Com esse comportamento, a relutância dos núcleos e, logo, a FMM de excitação dos mesmos apresenta uma tendência decrescente com a tensão, enquanto as travessas e os retornos inclinam-se na direção oposta. Ora, no modelo matemático utilizado para o projeto do protótipo, descrito no Capítulo 4, nem as travessas nem os retornos estão representados, mas tão somente os núcleos, de modo que, através das simulações, somente as correntes solicitadas pela magnetização desses elementos serão computadas. Essa é, pois, a origem dos desvios verificados no “cotovelo” da característica operacional do protótipo 1.

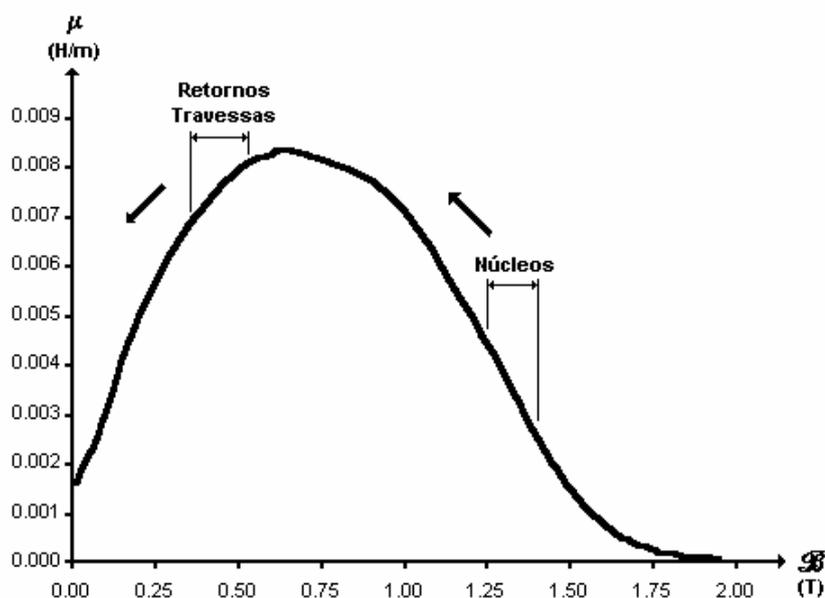


FIGURA 5.16
Comportamento magnético do protótipo 1 com a redução da tensão

Ainda que essa divergência seja de menor importância, pois ocorre na condição de baixa carga do reator, poderia, certamente, ser evitada se as secções das travessas e dos

retornos fossem selecionadas de tal modo que o ponto de trabalho dessas peças ocupasse sempre a alça da direita da curva de permeabilidade. Ora, essa proposição aponta para uma redução dessas secções e, portanto, para um projeto mais otimizado do reator, aspecto que já foi abordado no item 5.3.2 deste capítulo, quando se sugeriram secções de, no máximo, metade do valor atual. Conclui-se, portanto, do exposto que o desvio sob exame somente tomará lugar quando o projeto do reator não guardar qualquer compromisso com os princípios de otimização, o que somente ocorrerá em espécimes experimentais, quando os interesses da pesquisa sobrepujam todos os demais, como foi justamente o caso.

Quanto às divergências no trecho final da característica tensão×corrente do protótipo 1, essa é uma região operacional em que predomina a curva de magnetização dos núcleos, pois o grande consumo de corrente decorre da elevada saturação experimentada por esses elementos. Ora, é sabido que as curvas fornecidas pelos fabricantes de chapa de aço silicioso representam um comportamento típico e não específico do material comercializado, de modo que, nessas circunstâncias, somente com o uso de curvas obtidas em laboratório poder-se-ia assegurar uma maior fidelidade nas previsões de projeto. Portanto, os desvios na região citada deverão ser observados como fruto das discrepâncias entre a característica de magnetização utilizada pelo projeto e aquela, de fato, vigente no protótipo.

Todos os aspectos divergentes entre o projeto e o desempenho operacional do protótipo 1 foram igualmente verificados nos outros dois protótipos, porém de uma forma mais exacerbada, por razões, novamente, de natureza experimental. Os protótipos dos reatores com ligação paralela dos enrolamentos, designados de 2 e 3 no presente trabalho, foram construídos, deliberadamente, com uma distribuição de FMMs distinta daquela preconizada como ótima, o que produziu um perfil bastante heterogêneo para a indução magnética das travessas e dos retornos. Um cotejamento entre as tabelas 7.4 e 7.5 do apêndice 7.11 do Capítulo 7 aponta claramente que o protótipo 1, o qual fez uso de uma distribuição ótima de FMMs, apresenta uma grande regularidade na intensidade do fluxo nos diversos elementos, o que não se verificou com o protótipo 2. Assim, mesmo para tensões acima do “cotovelo” da curva, pontos das travessas e dos retornos desse protótipo já exibiam valores elevados de permeabilidade e, portanto, solicitando corrente de excitação que não era computada no modelo matemático, produzindo, assim, as discrepâncias registradas na figura 5.17.

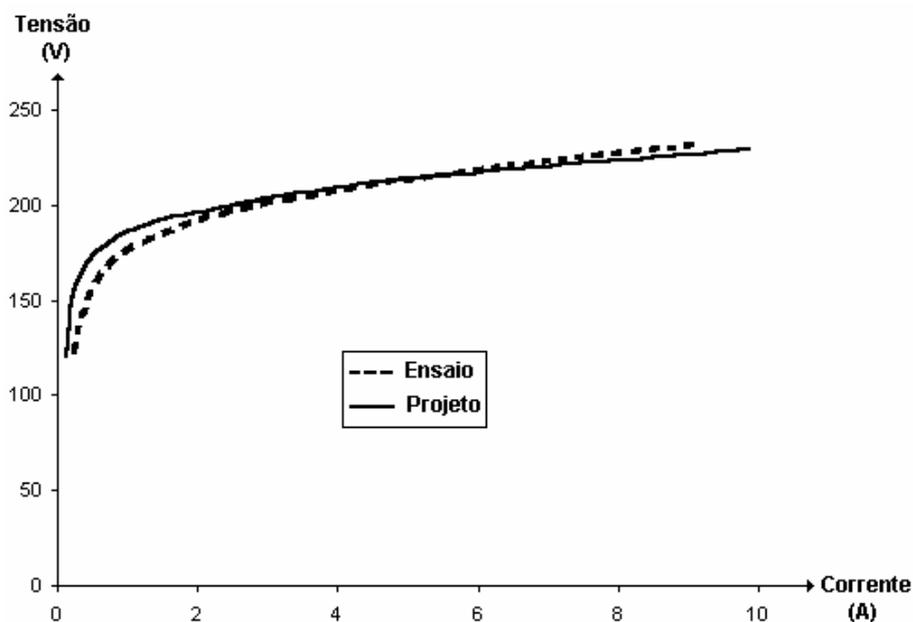


FIGURA 5.17
Característica operacional do protótipo 2 : Projeto e ensaio

Um outro aspecto que ressalta do confronto entre as figuras 5.15 e 5.17 diz respeito às diferenças nos formatos da característica operacional dos protótipos 1 e 2, particularmente :

- tensão de início de saturação ;
- inclinação da característica.

Aqui, as divergências tiveram origem no próprio processo construtivo do protótipo 2, uma vez que a largura especificada para os núcleos desse reator, 17,00 mm, requeria o emprego de 34 lâminas de 0,50 mm de espessura e apenas 29 foram, de fato, utilizadas na confecção dessas peças.

No tocante ao protótipo 3, cuja característica operacional é mostrada na figura 5.18, são válidas as mesmas observações anteriores, sendo que, para esse protótipo, o tipo de estrutura magnética empregada estimulou fortemente as divergências. De fato, a repartição em três unidades independentes, figura 3.3 do item 3.2 do Capítulo 3, provocou uma densidade de fluxo especialmente baixa nos retornos das estruturas,

inferior a $0,15 T$ de acordo com a rotina de cálculo descrita no item 5.3.2, mesmo nas tensões elevadas. A demanda de corrente de excitação por esses elementos aprofundou ainda mais as diferenças entre o projeto e o ensaio, como se verifica na figura 5.18, as quais, por outro lado, como também foi discutido anteriormente para o protótipo 2, poderiam ser minimizadas, caso as premissas de projeto não fosse o interesse pelas pesquisas, mas a produção industrial.

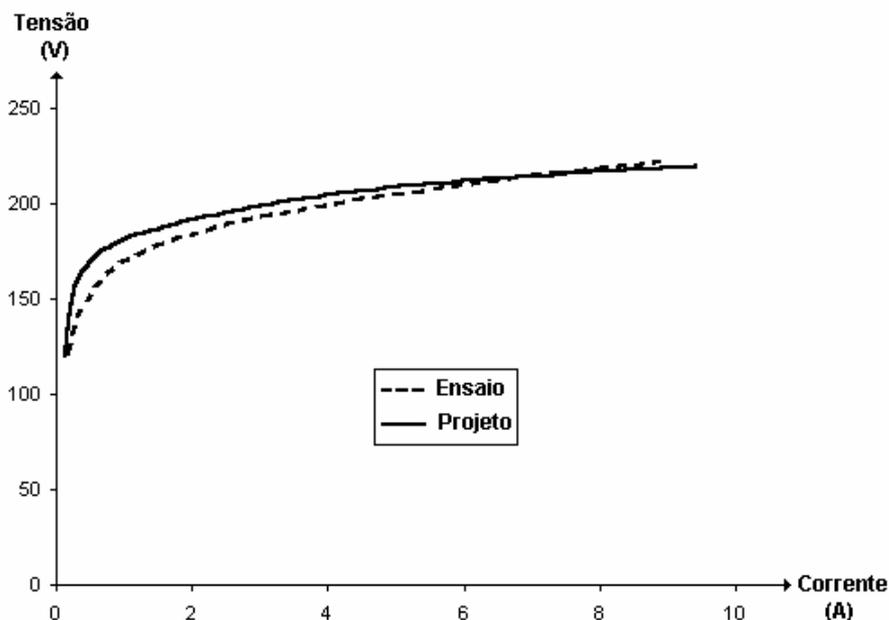


FIGURA 5.18
Característica operacional do protótipo 3 : Projeto e ensaio

Na realidade, as dissonâncias relacionadas com a excitação adicional requerida pelas travessas e retornos poderiam ser contornadas no modelo matemático em uso através, por exemplo, da introdução de certos elementos não-lineares, dimensionados especificamente com essa finalidade. Todavia, a questão extrapola os próprios modelos matemáticos, como já foi exposto, e situa-se na esfera dos princípios de projeto. É verdade que tais discrepâncias sempre estarão presentes, pois, quaisquer que sejam as normas que pautem o projeto de um reator saturado, as travessas e os retornos exigirão uma certa parcela de corrente de excitação. A escala com que se apresentam é que determina ou não a legitimidade de um modelo que ignora completamente esses elementos, como é o caso da opção adotada nesta tese. As investigações, conduzidas até

o momento e relatadas no presente texto, apontam, sem qualquer dúvida que, quanto mais otimizada for a concepção de um reator, mais desprezível se tornará a participação dessa componente no desempenho global do dispositivo.

Portanto, à luz dessa argumentação, a técnica de projeto ora estabelecida poderá ser considerada perfeitamente satisfatória e adequada ao propósito delineado no início desse capítulo, qual seja, propor um projeto básico para os reatores com saturação natural.

CAPÍTULO 6

Conclusões e sugestões

Os reatores com saturação natural, ao contrário da grande maioria dos equipamentos em uso nos sistemas de potência, têm uma história recente, pois, praticamente, surgiu há cerca de 50 anos e floresceu no ocidente durante um período de quase quatro décadas, sempre sob a tutela da GEC, General Electric Company. Nessa mesma época, alguns países da extinta União Soviética investiram um esforço razoável em pesquisa para desenvolver as suas próprias alternativas para os reatores saturados, criando opções que, até o presente, não só fazem parte da linha normal de produção das indústrias, como também são requisitadas pelas empresas de energia elétrica daquela parte do mundo.

Por outro lado, o conhecimento produzido nesse período a respeito dos reatores saturados ou permaneceu restrito aos círculos acadêmicos ou protegidos pelo manto das patentes industriais. As poucas divulgações relacionadas com as investigações nesse tema, além de bastante condensadas, ficaram limitadas a revistas de reduzida circulação no meio científico. Sob esse aspecto, muito há, portanto, o que desvendar relativamente a esse tipo de equipamento.

No âmbito da UFPE, os trabalhos de pesquisa no campo dos reatores com saturação natural foram iniciados por Manoel Afonso de Carvalho Júnior ainda na década de 80, porém sofreu uma interrupção por quase 15 anos, quando, enfim, foram retomados, já tendo motivado quatro dissertações de mestrado. Esse é o primeiro trabalho ao nível de doutorado versando sobre esse tema e onde se discorreu a respeito da :

- definição de um modelo matemático para simulação dos reatores ;
- estabelecimento de técnicas para o projeto dos reatores ;
- construção de protótipos de reatores para as pesquisas.

6.1 As contribuições do presente trabalho

A principal contribuição do presente trabalho ao desenvolvimento dos reatores com saturação natural reside na forma generalizada do tratamento dispensado a esse tipo de equipamento, não privilegiando arranjo físico ou ligações elétricas. O modelo matemático e as técnicas de projeto propostas abrangem qualquer das configurações conhecidas e foram concebidas de tal maneira que, certamente, serão apropriadas para o atendimento das futuras proposições nesse campo. Essa abordagem generalizada não foi tentada em nenhum outro trabalho conhecido.

Um outro aspecto genuíno desse trabalho se refere à forma sistematizada com que a modelagem e o projeto dos reatores com saturação natural foram estabelecidos, o que permite uma fácil implementação dos respectivos procedimentos em computador. As fórmulas e expressões matemáticas para o cálculo dos diferentes parâmetros dos reatores foram preparadas, exatamente, com essa finalidade.

Alguns pontos particulares desse trabalho também se constituem uma contribuição original, não somente com relação ao tema propriamente dito, como também para a Engenharia de uma forma geral. Nesse particular, o modo como os enrolamentos foram dispostos em torno dos núcleos com o intuito de reduzir a reatância de dispersão dos mesmos, apêndice 7.5, representa, sem dúvida, uma abordagem nova, aplicável a qualquer dispositivo eletromagnético. Ainda mais, a definição de um modelo para a indutância de magnetização dos núcleos, que inclui a influência da camada isolante e do próprio enrolamento de excitação, item 4.5, enseja um aprimoramento nos modelos vigentes para os transformadores, especialmente quando não for viável, operacionalmente, recorrer aos ensaios de campo para o levantamento da característica de magnetização.

Outros pontos importantes ao desenvolvimento dos reatores com saturação natural e que não apresentam registros na literatura especializada abrangem :

- a determinação das resistências para representação das perdas no ferro dos reatores saturados, itens 4.5 e 5.3.4 ;
- a definição dos critérios para uma distribuição otimizada dos núcleos na estrutura do reator, item 5.3.2 ;

- o dimensionamento das travessas e dos retornos da estrutura magnética dos reatores, item 5.3.2.

Particularmente acerca dos dois últimos pontos acima mencionados, é inadmissível conceber que os fabricantes dos reatores saturados não dispusessem de qualquer conhecimento acerca dessas técnicas, pois sem as mesmas não seria factível a produção comercial desses equipamentos. Contudo, nenhuma consignaçoão foi feita desse assunto no âmbito das publicações de maior circulação no meio acadêmico e científico, o que concede aos estudos ora apresentados o caráter de ineditismo.

Além desses tópicos, outros, como a comprovação da validade de um modelo matemático, que, até então, era mantido sub judice pelos pesquisadores por conta de incertezas decorrentes de um provável acoplamento magnético entre núcleos, e a consolidação de uma nova técnica de projeto para os reatores saturados representam, igualmente, contribuições relevantes e de teor original.

Finalmente, merece um destaque especial o tema abordado no apêndice 7.1 e que promove uma comparação entre o volume dos materiais ativos gastos para produzir os reatores com saturação natural, dispondo de nove núcleos e com enrolamentos ligados quer em série, quer em paralelo, e os transformadores de dois enrolamentos com potência e tensão similares. As demonstrações constantes desse item ganham uma importância sui generis quando se tem em conta que o custo é sempre um obstáculo nas aplicações pretendidas para os reatores saturados. A quantidade de núcleos desse equipamento sempre sugeriu a idéia de um custo muito elevado, o que desestimulava não somente o interesse das empresas do setor elétrico, mas também a motivação dos pesquisadores para as necessárias investigações. Sob essa ótica, a análise apresentada remove definitivamente todo e qualquer cepticismo acerca da viabilidade econômica e financeira do uso dos reatores saturados em sistema de potência. É, sem dúvida, o primeiro estudo do gênero já editado.

6.2 As sugestões para futuros trabalhos

Uma das questões centrais em todas as apreciações envolvendo a aplicação dos reatores saturados em sistemas de potência e que permeia todas as análises já realizadas, diz respeito ao comportamento harmônico da corrente solicitada por tais dispositivos. A preocupação é procedente, pois, tratando-se de um equipamento que opera em regime de saturação, a geração de harmônicos torna-se um evento perfeitamente previsível. Reforçam esse interesse, as exigências dos consumidores dos tempos atuais em matéria de qualidade da energia elétrica suprida pelas distribuidoras, manifestas em normas que estipulam critérios e limites cada vez mais rigorosos.

Sob esse prisma, a pesquisa de recursos capazes de minimizar a contribuição harmônica desses reatores reveste-se de grande importância, pois quanto menor a intensidade de tais componentes, menor será também a “poluição” introduzida no sistema. É verdade que a corrente consumida pelos reatores e que portam as componentes harmônicas não deverá constituir-se no centro das atenções, uma vez que as repercussões das mesmas no sistema de potência dependerão de fatores extrínsecos ao reator saturado, particularmente do local da sua conexão e das impedâncias harmônicas dos elementos do sistema, e, portanto, somente factível de avaliação por intermédio de estudos específicos. Com isso, um certo perfil harmônico da corrente considerado impróprio para uma determinada aplicação, poderá satisfazer inteiramente uma outra.

Em certa extensão, tal situação já está contemplada nas próprias normas, quando estabelece, por exemplo, um julgamento em função da corrente de curto-circuito na barra de conexão. Todavia, alguns outros elementos estão também incorporados ao processo de estabelecimento desses padrões normativos, pois, afinal, tais regras estão voltadas para as barras ditas de consumo e, portanto, acessíveis para muitos tipos de carga. Com a destinação pretendida pelo LDSP, os reatores saturados serão usuários exclusivos dos pontos de conexão e, por isso, exigirá um tratamento diferenciado.

Nessas circunstâncias, a adoção, como critério para avaliação dos reatores, do teor harmônico recomendado para a tensão nas barras do sistema de potência, como aquele prescrito por norma, como a IEEE Std. 519 (1996), parece a solução mais apropriada. Todavia, assim procedendo, nenhuma apreciação a priori das possibilidades das diversas montagens propostas para o combate aos harmônicos estará acessível, pois, somente com a disponibilidade de dados reais dos sistemas, tal quadro poderá ser

traçado. Uma pesquisa criteriosa deverá, portanto, ser efetuada com vistas a promover os necessários ajustes nos padrões normativos vigentes para contemplar a situação do reator saturado e permitir a elaboração de uma escala de potencialidade das várias alternativas de compensação harmônica, tanto aquelas desenvolvidas pela GEC como a opção projetada pelos pesquisadores de TTU.

Ainda mais, como a pretensão é utilizar os reatores saturados para compensar o reativo de linhas de transmissão em EAT, faz-se indispensável a pesquisa de meios de combate aos harmônicos não somente eficazes, mas também eficientes e que não importem no uso de transformadores elevadores. Portanto, um estudo detalhado das técnicas compensatórias disponíveis e o estabelecimento de outras, visando dotar os reatores de uma versatilidade capaz de satisfazer às exigências mais apuradas, assume um papel de destaque.

CAPÍTULO 7

Apêndices

7.1 Uma estimativa de custo para os reatores saturados

Evidentemente que não seria prudente tentar estabelecer os custos reais de produção de um equipamento cujo desenvolvimento encontra-se em estágio experimental no LDSP, como ocorre com o reator com saturação natural. Todavia, um ensaio comparativo entre um reator e um transformador de potência, sob o enfoque exclusivo do volume dos principais materiais empregados na fabricação dos mesmos, no caso, o cobre e o ferro, é perfeitamente factível e se constituirá, sem dúvida, numa contribuição importante para estimativa dos custos envolvidos.

Volume do ferro – A potência aparente nominal S_n de um reator trifásico, operando com uma tensão eficaz fase-fase V_n e consumindo uma corrente de valor eficaz I_n , é dada por :

$$S_n = \sqrt{3} V_n I_n \quad (7.1)$$

Para um reator com saturação natural dispondo de enrolamentos primários conectados em série, a tensão fase-fase aplicada aos terminais dos mesmos é dada pela seguinte expressão, fornecida por Friedlander (1956) e demonstrada no tópico 7.8, equação (7.106) :

$$V_n = 0,52 n \omega N_o \mathcal{B}_n A_n \quad (7.2)$$

onde n é o número de núcleos, ω é a frequência angular, N_o é o número de espiras do enrolamento de referência, \mathcal{B}_n é a indução magnética de trabalho e A_n é a secção transversal dos núcleos.

Para a frequência industrial de 60 Hz, a equação (7.2) transforma-se em :

$$\mathbf{V}_n = 196,04 n N_o \mathcal{B}_n A_n \quad (7.3)$$

Substituindo a equação (7.3) em (7.1) obtém-se para a potência aparente do reator com ligação série dos enrolamentos :

$$\mathbf{S}_R = 339,55 n N_o \mathcal{B}_R A_R I_R \quad (7.4)$$

Por outro lado, para os reatores com ligação paralela dos enrolamentos, a tensão fase-fase é fornecida pela equação (7.108) definida no tópico 7.8 :

$$\mathbf{V}_n = 7,70 f N_o \mathcal{B}_n A_n$$

que, para as aplicações em 60 Hz, torna-se :

$$\mathbf{V}_R = 462,00 N_o \mathcal{B}_R A_R \quad (7.5)$$

Substituindo-se a equação (7.5) em (7.1), a potência aparente consumida pelo reator com ligação paralela assume a seguinte forma :

$$\mathbf{S}_n = 800,21 N_o \mathcal{B}_n A_n I_n \quad (7.6)$$

Aplicando-se, agora, a Lei de Ampère a uma trajetória fechada no interior da estrutura magnética de um reator, tal como ilustra a figura 7.1, e adotando-se, para esse procedimento, as seguintes hipóteses simplificadoras :

- as travessas e os retornos da estrutura possuem permeabilidade infinita, pois operam isentas de saturação e, por conseguinte, o campo magnético será inteiramente aplicado ao núcleo do reator ;
- o vetor campo magnético é colinear com a trajetória no interior do núcleo ;
- a intensidade do campo magnético é constante ao longo de todo núcleo, já que esse elemento é considerado homogêneo ;

obtém-se :

$$\oint \vec{\mathcal{H}} \cdot d\mathbf{l} = N_o i_m$$

$$\mathcal{H}_n h_n = N_o i_m \quad (7.7)$$

onde h_n é a altura do núcleo, i_m é o valor máximo da corrente circulando no enrolamento N_o e \mathcal{H}_n é a intensidade máxima do campo magnético no núcleo,. Esse resultado é válido para todos os tipos de reatores com saturação natural, independente das ligações dos enrolamentos primários dos mesmos, desde que se ignore a participação dos enrolamentos secundários N_3 . Essa, aliás, é uma hipótese de praxe, pois esses enrolamentos, sendo sede de uma corrente de frequência múltipla daquela presente no primário, exercem a sua influência apenas na mitigação das componentes harmônicas da corrente de alimentação do reator.

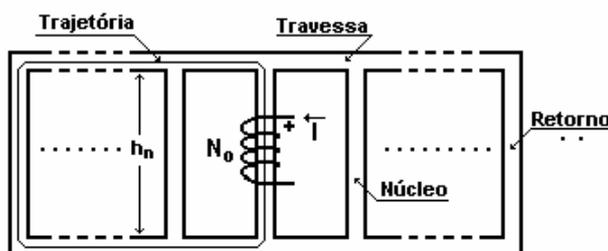


FIGURA 7.1
Trajetória para aplicação da Lei de Ampère ao reator

Convertendo-se o valor máximo da corrente da equação (7.7) em valor eficaz tem-se :

$$\mathcal{H}_n \mathbf{h}_n = N_o \left(\sqrt{2} I_n \right)$$

que, resolvida para a corrente, proporcionará :

$$I_n = \left(\frac{1}{\sqrt{2}} \right) \left(\frac{\mathcal{H}_n \mathbf{h}_n}{N_o} \right) \quad (7.8)$$

Substituindo (7.8) em (7.4), a potência do reator com ligação série será dada por :

$$S_n = 339,55 n N_o \mathcal{B}_n A_n \left[\left(\frac{1}{\sqrt{2}} \right) \left(\frac{\mathcal{H}_n \mathbf{h}_n}{N_o} \right) \right]$$

$$S_n = 240,10 \mathcal{B}_n \mathcal{H}_n (n A_n \mathbf{h}_n)$$

onde a expressão entre parênteses é exatamente o volume dos núcleos do reator, $\mathcal{V}_{feR}^{(N)}$, de modo que, rearranjando-se a equação acima, obtém-se para esse volume :

$$\mathcal{V}_{feR}^{(N)} = \frac{S_n}{240,10 \mathcal{B}_n \mathcal{H}_n} \quad (7.9)$$

Tomando-se, agora, os reatores com enrolamentos primários conectados em paralelo e desde que a formação em nove núcleos utiliza unidades de três núcleos em paralelo, como mostra a figura 3.5, a corrente no enrolamento N_o será, exatamente, 1/3 da corrente de alimentação do reator. Utilizando essa relação na equação (7.7) e promovendo a conversão da corrente para o valor eficaz obtém-se :

$$\mathcal{H}_n \mathbf{h}_n = N_o \left(\frac{\sqrt{2} I_n}{3} \right)$$

de onde se deduz para a corrente de alimentação do reator :

$$I_n = 2,12 \left(\frac{\mathcal{H}_n h_n}{N_o} \right) \quad (7.10)$$

A expressão para a potência desenvolvida pelo reator configurado em paralelo será dada pela substituição de (7.10) em (7.6), o que resulta em :

$$S_n = 800,21 N_o \mathcal{B}_n A_n \left[2,12 \left(\frac{\mathcal{H}_n h_n}{N_o} \right) \right]$$

$$S_n = 1.696,45 \mathcal{B}_n \mathcal{H}_n (A_n h_n)$$

O produto entre parêntese representa o volume de, apenas, um núcleo do reator, de sorte que, para determinar-se o volume total, essa equação deverá ter os seus membros multiplicados por 9, proporcionando então :

$$S_n = \left(\frac{1.696,45}{9} \right) \mathcal{B}_n \mathcal{H}_n \mathcal{V}_{feR}^{(N)}$$

$$\mathcal{V}_{feR}^{(N)} = \frac{S_n}{188,49 \mathcal{B}_n \mathcal{H}_n} \quad (7.11)$$

A estimativa do volume dos núcleos de um transformador será feita a partir de uma expressão fornecida por Martín (1954), bastante conhecida dos projetistas :

$$S_T = C_T h_T D_T^2 \mathcal{B}_T \quad (7.12)$$

onde S_T é a potência do transformador em VA, h_T é a altura dos núcleos em cm, D_T é o diâmetro do núcleo em cm, \mathcal{B}_T é a indução de trabalho em kG e C_T é costumeiramente denominado de fator de utilização.

Ajustando essa equação para as unidades do sistema MKS e multiplicando os dois membros da mesma por $(3\pi/4)$ para se obter o volume total dos três núcleos do transformador, $\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}$, a equação (7.12) torna-se :

$$S_T = 0,42 \times 10^7 C_T \mathcal{B}_T \mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}$$

Desse modo, o volume dos núcleos de um transformador trifásico será dado por :

$$\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} = \frac{S_T}{0,42 \times 10^7 C_T \mathcal{B}_T} \quad (7.13)$$

Assumindo uma indução de trabalho de 1,6 T, valor máximo recomendado por Say (1976) e que corresponde a um ponto já no cotovelo da curva normal de magnetização das chapas de aço silicioso de grão orientado segundo Kawasaki (1981), a equação (7.13) torna-se :

$$\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} = \frac{S_T}{0,68 \times 10^7 C_T} \quad (7.14)$$

O fator de utilização C_T , segundo Martín (1954), exhibe um comportamento crescente com a potência nominal do transformador, porém em patamares cada vez baixos à medida que a tensão de trabalho é elevada, como ilustram as curvas da figura 7.2 válidas para 50 Hz. Desde que o presente estudo se ocupa somente com as aplicações que requerem grandes valores de potências, apenas as curvas acima de 10 MVA da figura 7.2 são de interesse. Para essa faixa do domínio, o fator de utilização apresenta, na escala log-log, uma variação fortemente linear com a potência, o que aponta para uma relação entre tais variáveis da forma exponencial :

$$C_T = a (S_T)^b$$

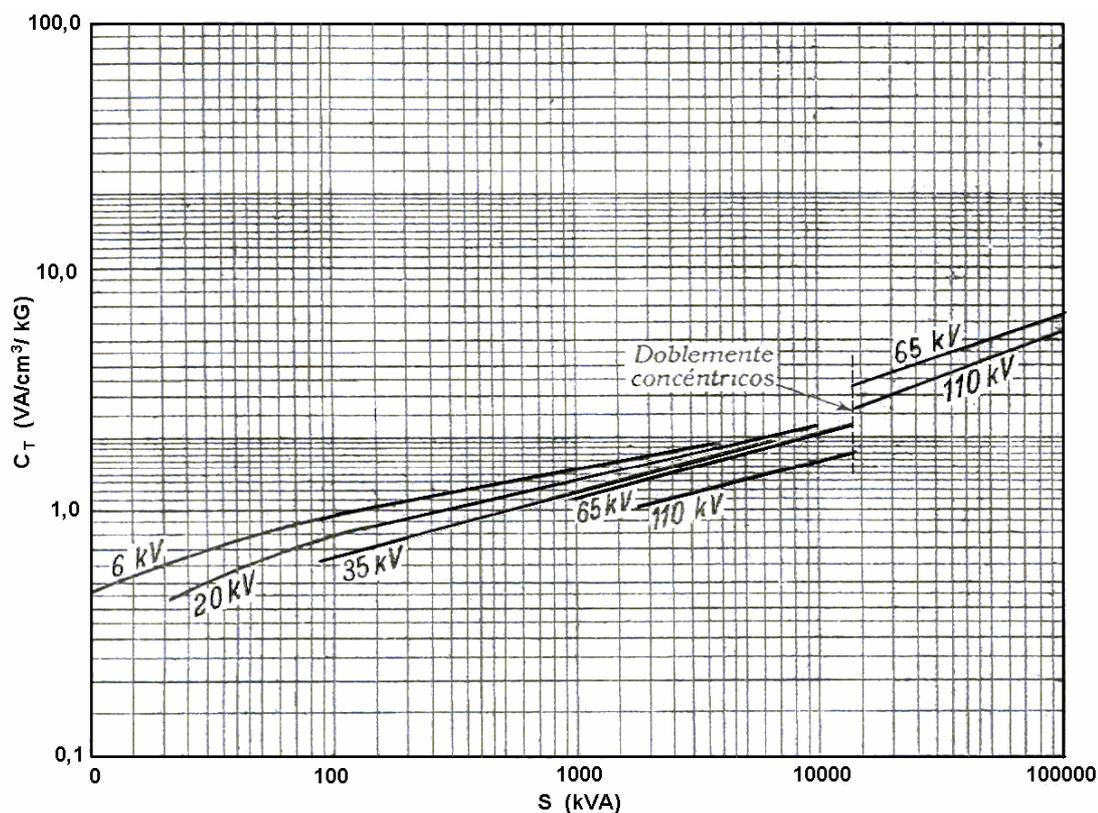


FIGURA 7.2
Fator de utilização dos transformadores

Ajustando-se, pois, os parâmetros dessa equação para as tensões de 65 e 110 kV se obtêm respectivamente :

$$C_T = 1,41 \times 10^{-2} (S_T)^{0,3321} \quad \text{e} \quad C_T = 5,30 \times 10^{-3} (S_T)^{0,3766} \quad (7.15)$$

o que resulta nas seguintes expressões para o volume de ferro nos núcleos dos transformadores, quando as equações (7.15) são substituídas em (7.14) :

$$\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} = 0,88 \times 10^{-5} (S_T)^{0,6679} \quad \text{e} \quad \mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} = 2,34 \times 10^{-5} (S_T)^{0,6234} \quad (7.16)$$

Nessas expressões já foi introduzida a correção para 60 Hz, que corresponde a multiplicar as mesmas pela relação entre frequências :

$$\frac{50}{60} = 0,83$$

Assumindo que os reatores alcançarão na plena carga uma indução de 2,2 T, a intensidade do campo magnético será de cerca de 136.000 A/m, obtida por uma extrapolação linear da curva fornecida pela Kawasaki (1981) para a chapa de aço silicioso de grão orientado com 0,35 mm de espessura. Levando-se tais valores para as equações (7.9) e (7.11), tem-se para o volume de ferro nos núcleos dos reatores com ligação série :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} = 1,39 \times 10^{-8} S_n \quad (7.17)$$

e para os reatores com ligação paralela :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} = 1,77 \times 10^{-8} S_n \quad (7.18)$$

Naturalmente que essas expressões deverão sofrer alterações com a inclusão dos demais elementos, as travessas e os retornos, que, reunidos aos núcleos, formam o circuito magnético dos reatores saturados e também dos transformadores. De acordo com Kuhlmann (1959), a relação entre a altura do núcleo e a largura da janela de um transformador, h_T e w_{jT} respectivamente, situa-se na faixa :

$$\frac{h_T}{w_{jT}} = 2,0 \text{ a } 4,0$$

Elegendo para o transformador uma janela com largura igual à metade da altura e uma estrutura magnética do tipo núcleo envolvido, as duas travessas exibirão um comprimento total equivalente a cerca de dois núcleos, como se verifica na figura 7.3. O volume do ferro requerido por tais peças será, portanto, 2/3 da quantidade calculada para os núcleos, uma vez que, segundo Liwschitz (1970), a seção transversal é a mesma para toda a estrutura do transformador assim configurado.

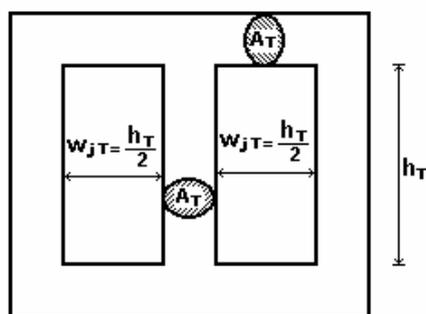


FIGURA 7.3
Estrutura magnética tipo núcleo envolvido de um transformador

Acrescentando essa parcela às equações (7.16), obtém-se para o volume total do ferro nos transformadores com tensão de trabalho de 65 e 110 kV respectivamente :

$$\mathcal{V}_{\text{feT}} = 1,47 \times 10^{-5} (S_T)^{0,6679} \quad \text{e} \quad \mathcal{V}_{\text{feT}} = 3,90 \times 10^{-5} (S_T)^{0,6234} \quad (7.19)$$

Por outro lado, a estrutura dos reatores é sempre construída com trajetórias de retorno, de modo que a aplicação da mesma hipótese a respeito da largura das janelas entre núcleos e a adoção da metade desse valor para as janelas das extremidades da estrutura resultará num comprimento total para as travessas e os retornos equivalente a onze núcleos, como mostra a figura 7.4.

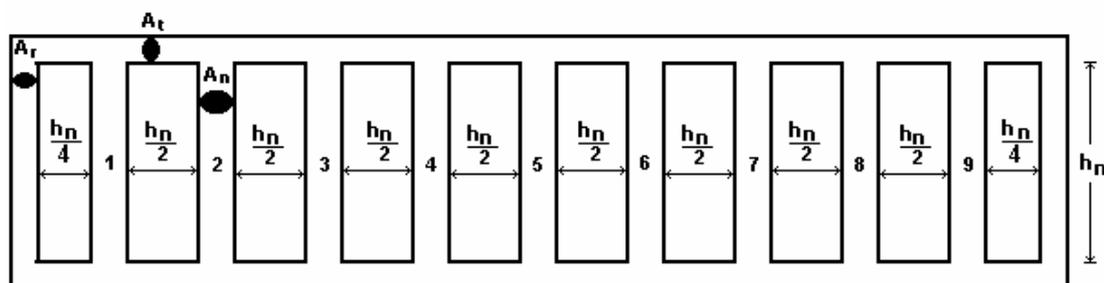


FIGURA 7.4
Dimensões da estrutura magnética de um reator de nove núcleos

No que tange à secção transversal, a construção do tipo núcleo envolvente permite, para os transformadores, o emprego de travessas e de retornos dispendo de metade da secção dos núcleos, de acordo com Liwshitz (1970). No caso dos reatores, contudo, essa especificação fará com que tais peças funcionem com a mesma densidade de fluxo dos núcleos, ou seja, assim dimensionadas, as mesmas funcionarão em regime de intensa saturação. Ora, uma exigência imposta a tais componentes é que jamais experimentem esse regime de trabalho, o que importa, segundo Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991), numa indução máxima de 1,5 T. Para não infringir essa regra, a secção das travessas e dos retornos não deverá ser inferior a :

$$A_r = A_t = \left(\frac{2,20}{1,5} \right) \left(\frac{1}{2} \right) A_n = 0,73 A_n$$

O volume desses elementos atingirá, portanto :

$$\gamma_{feR}^{(RT)} = \left(\frac{11}{9} \right) 0,73 \gamma_{feR}^{(N)} = 0,90 \gamma_{feR}^{(N)}$$

que acrescentado ao volume dos núcleos dado pelas equações (7.17) e (7.18), resultará para os reatores com ligação série :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}} = 2,64 \times 10^{-8} S_n \quad (7.20)$$

e para os reatores com enrolamentos conectados em paralelo :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}} = 3,36 \times 10^{-8} S_n \quad (7.21)$$

Evidentemente que o estudo apresentado fundamentou-se na hipótese de que os reatores com saturação natural operam com uma indução máxima de 2,2 T, quando desenvolvem a potência nominal. Para ensejar uma visão mais abrangente da influência desse parâmetro no projeto dos reatores, um novo estudo foi efetuado, desta vez para uma densidade de fluxo de 2,1 T, a qual corresponde a uma intensidade de campo magnético de 76.000 A/m, obtida, novamente, pela extrapolação dos dados fornecidos pela Kawasaki (1981). A repetição do procedimento anterior, utilizando-se, agora, esses novos valores para as grandezas magnéticas proporcionará, para os reatores com ligação série, o seguinte volume de ferro para os núcleos :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} = 2,61 \times 10^{-8} S_n \quad (7.22)$$

e para o volume total da estrutura :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}} = 4,96 \times 10^{-8} S_n \quad (7.23)$$

Já para os reatores com ligação paralela dos enrolamentos, o volume de ferro dos núcleos será dado por :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} = 3,32 \times 10^{-8} S_n \quad (7.24)$$

e o volume total por :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}} = 6,31 \times 10^{-8} S_n \quad (7.25)$$

A representação gráfica das equações (7.19), (7.20), (7.21), (7.23) e (7.25) no domínio de interesse é mostrada na figura 7.5, de onde se pode inferir que :

- Os reatores com enrolamentos conectados em série e concebidos para uma indução nominal de 2,2 T ou mais utilizarão sempre um volume de ferro inferior àquele de um transformador. Para a indução de trabalho de 2,1 T, observa-se uma mudança de comportamento, com o reator demandando uma maior quantidade de ferro a partir de 30 MVA.
- Os reatores com enrolamentos ligados em paralelo, por sua vez, empregam uma quantidade de ferro maior que os reatores série, porém, na indução de 2,2 T, somente ultrapassam o volume requerido pelos transformadores para potências acima de 90 MVA e nas tensões de 65 kV ou menos. Na indução de 2,1 T, esse limite será transposto a partir de uma potência de 10 MVA.

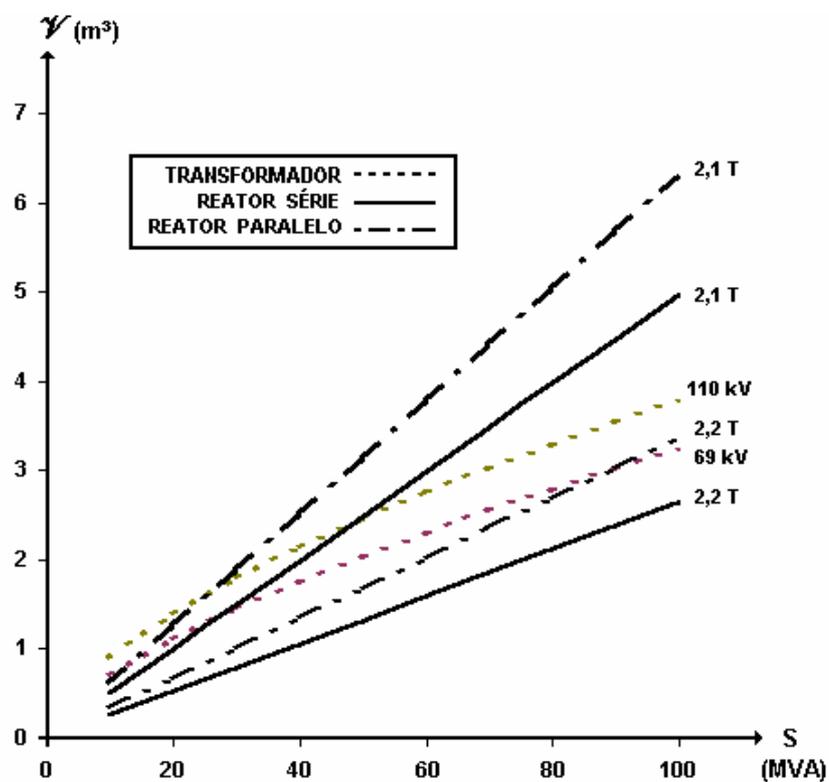


FIGURA 7.5
Volume de ferro nos reatores e transformadores

Volume do cobre - Considerando-se, inicialmente, um reator com saturação natural dispondo de enrolamentos primários conectados em série, a expressão (7.2), aplicada a um reator de nove núcleos operando na frequência industrial, 60 Hz e com uma indução de plena carga de 2,2 T, transforma-se em :

$$V_n = 0,52 \cdot 9 \cdot 376,99 \cdot 2,2 N_o A_n = 3881,49 N_o A_n \quad (7.26)$$

Por outro lado, para um transformador de potência com ligação estrela na alta tensão, a mesma equação básica, acima descrita para o reator, assume a conhecida forma :

$$V_T = 7,70 f N_{T1} \mathcal{B}_T A_T \quad (7.27)$$

onde V_T é a tensão fase-fase no lado de alta, f é a frequência de alimentação, N_{T1} é o número de espiras do enrolamento de alta tensão, \mathcal{B}_T é a indução de trabalho do núcleo na plena carga e A_T é a secção transversal do núcleo.

Assumindo uma alimentação na frequência industrial, 60 Hz, e uma indução máxima, como antes, de 1,6 T, a equação (7.27) torna-se :

$$V_T = 7,70 \cdot 60 \cdot 1,6 N_{T1} A_T = 739,20 N_{T1} A_T \quad (7.28)$$

Considerando-se, agora, que o reator e o transformador serão conectados à mesma rede, isso equivale a igualar as expressões (7.26) e (7.28) para a tensão, o que resulta em :

$$3881,49 N_o A_n = 739,20 N_{T1} A_T \quad (7.29)$$

O reator de nove núcleos com ligação série dos enrolamentos, esquematizada na figura 3.4, possui quatro enrolamentos distintos distribuídos nos nove núcleos, de modo que o volume total do cobre, \mathcal{V}_{cuR} , necessário para a fabricação dos mesmos será :

$$\mathcal{V}_{cuR} = 3 N_o I_{esp}^{(0)} A_c^{(0)} + 6 N_1 I_{esp}^{(1)} A_c^{(1)} + 6 N_2 I_{esp}^{(2)} A_c^{(2)} + 9 N_3 I_{esp}^{(3)} A_c^{(3)} \quad (7.30)$$

onde N_0 , N_1 , N_2 e N_3 são os números de espiras, $A_c^{(0)}$, $A_c^{(1)}$, $A_c^{(2)}$ e $A_c^{(3)}$ são as secções transversais dos condutores e $I_{esp}^{(0)}$, $I_{esp}^{(1)}$, $I_{esp}^{(2)}$ e $I_{esp}^{(3)}$ são os comprimentos médios das espiras de cada um desses enrolamentos.

Como os enrolamentos N_0 , N_1 e N_2 estão conectados em série, todos serão percorridos pela mesma corrente e, logo, deverão ser confeccionados com condutores possuindo a mesma bitola, de sorte que :

$$A_c^{(0)} = A_c^{(1)} = A_c^{(2)} = A_c \quad (7.31)$$

Já o enrolamento N_3 será sede de uma corrente dada, segundo o apêndice 7.9, pela equação (7.114) :

$$I_n^{(3)} = \frac{2}{n} \left(\frac{N_0}{N_3} \right) I_n^{(0)} = \frac{2}{9} \left(\frac{N_0}{N_3} \right) I_c^{(0)} = 0,22 \left(\frac{N_0}{N_3} \right) I_n^{(0)} \quad (7.32)$$

Desde que a secção de um condutor é diretamente proporcional à corrente que o percorre, então, utilizando-se a equação (7.32), obtém-se para o condutor do enrolamento N_3 :

$$A_c^{(3)} = 0,22 \left(\frac{N_0}{N_3} \right) A_c \quad (7.33)$$

Assumindo, para simplificar a análise, que todos os enrolamentos envolvem diretamente os núcleos do reator, sendo, portanto, formados por espiras com o mesmo comprimento médio :

$$I_{esp}^{(0)} = I_{esp}^{(1)} = I_{esp}^{(2)} = I_{esp}^{(3)} = I_{esp} \quad (7.34)$$

e, que os núcleos serão considerados circular de raio R_n e secção A_n , então :

$$I_{esp} = 2 \pi R_n = 2 \sqrt{\pi A_n} \quad (7.35)$$

Finalmente, tomando-se a relação entre os números de espiras dos enrolamentos do reator, tal como definida no tópico 7.7, tem-se :

$$N_1 = 0,74 N_o \quad \text{e} \quad N_2 = 0,39 N_o \quad (7.36)$$

Substituindo (7.31), (7.32), (7.33), (7.34), (7.35) e (7.36) na equação (7.30) obtém-se :

$$\begin{aligned} \mathcal{V}_{\text{cuR}} = 3N_o \left(2\sqrt{\pi A_n}\right) A_c + 6(0,74N_o) \left(2\sqrt{\pi A_n}\right) A_c + 6(0,39N_o) \left(2\sqrt{\pi A_n}\right) A_c + \\ + 9N_3 \left(2\sqrt{\pi A_n}\right) \left(0,22 \frac{N_o}{N_3}\right) A_c \\ \mathcal{V}_{\text{cuR}} = 23,52 N_o \sqrt{\pi A_n} A_c \end{aligned} \quad (7.37)$$

Por outro lado, o volume de cobre, \mathcal{V}_{cuT} gasto na fabricação de um transformador de dois enrolamentos poderá ser determinado pela expressão :

$$\mathcal{V}_{\text{cuT}} = 3 N_{T1} l_{\text{espT}}^{(1)} A_{cT}^{(1)} + 3 N_{T2} l_{\text{espT}}^{(2)} A_{cT}^{(2)} \quad (7.38)$$

onde N_{T1} e N_{T2} representam o número de espiras, $l_{\text{espT}}^{(1)}$ e $l_{\text{espT}}^{(2)}$, o comprimento médio das espiras, $A_{cT}^{(1)}$ e $A_{cT}^{(2)}$, a secção dos condutores dos enrolamentos primários e secundários respectivamente.

Procedendo às mesmas simplificações adotadas para os cálculos com o reator, quais sejam, os enrolamentos do transformador envolvem diretamente os núcleos de secção circular A_T , então, os comprimentos médios das espiras dos mesmos serão iguais e dados por :

$$l_{\text{espT}}^{(1)} = l_{\text{espT}}^{(2)} = l_{\text{espT}} = 2\sqrt{\pi A_T} \quad (7.39)$$

Admitindo-se que a potência de entrada no primário é igual à potência de saída no secundário, o que corresponde a ignorarem-se as perdas e a excitação do transformador, tem-se :

$$\sqrt{3} V_T^{(2)} I_T^{(2)} = \sqrt{3} V_T^{(1)} I_T^{(1)} \quad \therefore \quad V_T^{(1)} \begin{pmatrix} N_{T2} \\ N_{T1} \end{pmatrix} I_T^{(2)} = V_T^{(1)} I_T^{(1)} \quad \therefore \quad I_T^{(2)} = \begin{pmatrix} N_{T1} \\ N_{T2} \end{pmatrix} I_T^{(1)}$$

Como a secção do condutor é diretamente proporcional à corrente que percorre o mesmo, então :

$$A_{cT}^{(2)} = \begin{pmatrix} N_{T1} \\ N_{T2} \end{pmatrix} A_{cT}^{(1)} \quad (7.40)$$

Substituindo (7.39) e (7.40) na equação (7.38) obtém-se :

$$\begin{aligned} \mathcal{V}_{cuT} &= 3N_{T1} \left(2\sqrt{\pi A_T} \right) A_{cT}^{(1)} + 3N_{T2} \left(2\sqrt{\pi A_T} \right) \begin{pmatrix} N_{T1} \\ N_{T2} \end{pmatrix} A_{cT}^{(1)} \\ \mathcal{V}_{cuT} &= 12 N_{T1} \sqrt{\pi A_T} A_{cT}^{(1)} \end{aligned} \quad (7.41)$$

Extraindo as variáveis N_o e N_{T1} das equações (7.37) e (7.41) respectivamente e substituindo na equação (7.29) tem-se :

$$3881,49 \left(\frac{\mathcal{V}_{cuR}}{23,52\sqrt{\pi A_n A_c}} \right) A_n = 739,20 \left(\frac{\mathcal{V}_{cuT}}{12\sqrt{\pi A_T A_{cT}^{(1)}}} \right) A_T \quad (7.42)$$

Considerando-se que, além da tensão, o reator e o transformador possuem a mesma potência nominal, então as correntes primárias serão idênticas, como também a secção do condutor de tais enrolamentos :

$$A_c = A_{cT}^{(1)}$$

Daí, a equação (7.42) torna-se :

$$\left(\frac{\mathcal{V}_{cuT}}{\mathcal{V}_{cuR}} \right) = 2,68 \left(\sqrt{\frac{A_n}{A_T}} \right) \quad (7.43)$$

Se ao invés do reator com ligação série dos enrolamentos, a análise fosse referida ao reator com ligação paralela aos moldes da GEC, a primeira grande distinção ocorreria na equação básica de cálculo, a qual se tornaria idêntica àquela do transformador, como foi mostrado no apêndice 7.8. Para a frequência industrial de 60 Hz e para uma indução de 2,2 T, a equação (7.5) assumirá a forma :

$$\mathbf{V}_n = 1.016,40 \mathbf{N}_o \mathbf{A}_n \quad (7.44)$$

O volume do cobre utilizado pelos enrolamentos desse tipo de reator será dado pela mesma expressão anteriormente apresentada para o reator com ligação série, equação (7.30), onde a única alteração diz respeito à corrente e à secção do condutor do enrolamento \mathbf{N}_3 , que serão :

$$\mathbf{I}_n^{(3)} = \frac{2}{3} \left(\frac{\mathbf{N}_o}{\mathbf{N}_3} \right) \mathbf{I}_n^{(0)} = 0,67 \left(\frac{\mathbf{N}_o}{\mathbf{N}_3} \right) \mathbf{I}_n^{(0)} \quad \text{e} \quad \mathbf{A}_c^{(3)} = 0,67 \left(\frac{\mathbf{N}_o}{\mathbf{N}_3} \right) \mathbf{A}_c^{(0)} \quad (7.45)$$

À luz das mesmas hipóteses acerca do comprimento médio das espiras e com o uso da relação (7.45), a equação (7.30) tornar-se-á :

$$\mathcal{V}_{\text{cuR}} = 31,62 \mathbf{N}_o \sqrt{\pi \mathbf{A}_n \mathbf{A}_c^{(0)}} \quad (7.46)$$

Lançando mão de procedimento similar ao anteriormente empregado para o reator com ligação série, ou seja, explicitando \mathbf{N}_o na equação (7.46), substituindo na expressão (7.44) e igualando ao lado direito da relação (7.42), tem-se :

$$1.016,40 \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuR}}}{31,62 \sqrt{\pi \mathbf{A}_n \mathbf{A}_c^{(0)}}} \right) \mathbf{A}_n = 739,20 \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuT}}}{12 \sqrt{\pi \mathbf{A}_T \mathbf{A}_{cT}^{(1)}}} \right) \mathbf{A}_T \quad (7.47)$$

Nessa equação, as secções $\mathbf{A}_c^{(0)}$ e $\mathbf{A}_{cT}^{(1)}$ não serão iguais, pois, agora, com os enrolamentos do reator conectados em três circuitos paralelos, como assinala a figura 3.5, a intensidade da corrente nesses enrolamentos será um terço daquela que circula no transformador, de modo que :

$$\mathbf{A}_c^{(0)} = \left(\frac{1}{3}\right) \mathbf{A}_{cT}^{(1)} \quad (7.48)$$

Substituindo (7.48) em (7.47) e promovendo as simplificações necessárias tem-se :

$$\begin{pmatrix} \mathcal{V}_{cuT} \\ \mathcal{V}_{cuR} \end{pmatrix} = 1,57 \begin{pmatrix} \sqrt{\mathbf{A}_n} \\ \sqrt{\mathbf{A}_T} \end{pmatrix} \quad (7.49)$$

Repetindo, outra vez, os mesmos passos anteriores, agora, porém, considerando-se o reator com ligação paralela dos enrolamentos desenvolvido pela TTU, figura 3.6, onde vigoram as seguintes relações entre número de espiras :

$$\mathbf{N}_1 = 0,35 \mathbf{N}_0 \quad \text{e} \quad \mathbf{N}_2 = 1,18 \mathbf{N}_0 \quad (7.50)$$

e onde somente são utilizados três enrolamentos \mathbf{N}_3 , a expressão (7.30) para o volume do cobre tornar-se-á :

$$\begin{aligned} \mathcal{V}_{cuR} = & 3\mathbf{N}_0 \left(2\sqrt{\pi\mathbf{A}_n}\right) \mathbf{A}_c^{(0)} + 6(0,35\mathbf{N}_0) \left(2\sqrt{\pi\mathbf{A}_n}\right) \mathbf{A}_c^{(1)} + \\ & + 6(1,18\mathbf{N}_0) \left(2\sqrt{\pi\mathbf{A}_n}\right) \mathbf{A}_c^{(2)} + 3\mathbf{N}_3 \left(2\sqrt{\pi\mathbf{A}_n}\right) \left(0,67 \frac{\mathbf{N}_0}{\mathbf{N}_3}\right) \mathbf{A}_c^{(0)} \end{aligned} \quad (7.51)$$

A corrente que circula nos enrolamentos \mathbf{N}_2 desse tipo de reator é, como está demonstrado no apêndice 7.7, equação (7.87), menor que a corrente nos enrolamento \mathbf{N}_0 e \mathbf{N}_1 , de modo que a secção do condutor desses enrolamentos guardará a mesma relação :

$$\mathbf{A}_c^{(0)} = \mathbf{A}_c^{(1)} = \sqrt{3} \mathbf{A}_c^{(2)}$$

Substituindo essa informação na equação (7.51) tem-se, após o processamento dos seus termos :

$$\mathcal{V}_{\text{cuR}} = 22,40 N_o \sqrt{\pi A_n A_c^{(o)}} \quad (7.52)$$

Resolvendo (7.52) para N_o e substituindo em (7.44) obtém-se :

$$V_n = 586,08 \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuR}}}{22,40 \sqrt{\pi A_n A_c^{(o)}}} \right) A_n \quad (7.53)$$

Igualando (7.53) à expressão da tensão do transformador, lado direito da equação (7.47) :

$$1.016,40 \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuR}}}{22,40 \sqrt{\pi A_n A_c^{(o)}}} \right) A_n = 739,20 \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuT}}}{12 \sqrt{\pi A_T A_{cT}^{(1)}}} \right) A_T \quad (7.54)$$

Desde que a corrente que circula no enrolamento N_o do reator é um terço da corrente nominal, então :

$$A_c^{(o)} = \left(\frac{1}{3} \right) A_{cT}^{(1)} \quad (7.55)$$

Substituindo, agora, (7.55) em (7.54) obtém-se, finalmente :

$$\left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuT}}}{\mathcal{V}_{\text{cuR}}} \right) = 2,21 \left(\sqrt{\frac{A_n}{A_T}} \right) \quad (7.56)$$

As relações entre o volume do cobre nos reatores e em um transformador similar foram deduzidas para uma indução de trabalho de 2,20 T, valor máximo recomendado por Vladislavlev, Pool, Tellinen e Yarvik (1991). Ora, de acordo com as equações

estabelecidas, a densidade de fluxo e a quantidade de cobre nos reatores guardam uma proporcionalidade inversa, de sorte que quanto menor for a primeira, maior será a segunda. Para uma indução tão baixa quanto 2,10 T, as equações (7.43), (7.49) e (7.56) terão os seus coeficientes alterados no exato quociente entre as induções :

$$\left(\frac{2,1}{2,2}\right) = 0,95$$

o que não produzirá nenhuma influência significativa nos resultados.

A figura 7.6 retrata, exatamente, o comportamento das relações (7.43), (7.49) e (7.56) entre os volumes de cobre de cada uma das três configurações conhecidas do reator com saturação natural e de um transformador de dois enrolamentos de igual potência e operando com a mesma tensão primária.

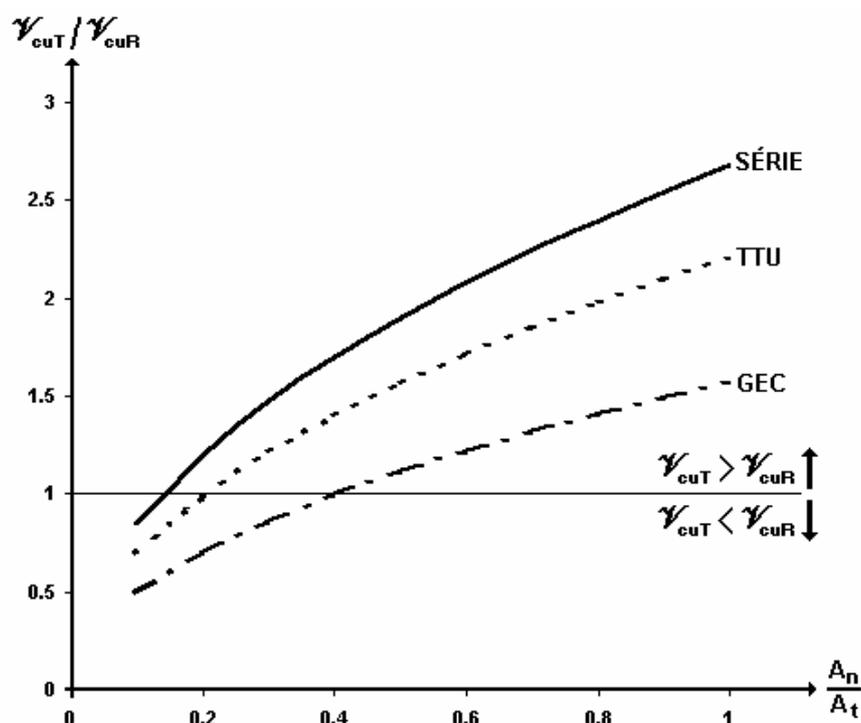


FIGURA 7.6
Volume de cobre nos reatores e transformadores

Um exame dessa figura mostra que os reatores demandarão uma quantidade de cobre inferior ao valor requerido por um transformador de dois enrolamentos somente quando

a linha horizontal de ordenada unitária for ultrapassada pela curva correspondente a cada um dos tipos de reatores. Para os reatores com ligação série dos enrolamentos, a imposição dessa condição à equação (7.43) proporcionará :

$$\left(\frac{\mathcal{V}_{\text{cuT}}}{\mathcal{V}_{\text{cuR}}} \right) = 2,68 \left(\sqrt{\frac{\mathbf{A}_n}{\mathbf{A}_T}} \right) \geq 1$$

$$\mathbf{A}_n \geq 0,14 \mathbf{A}_T \quad (7.57)$$

Ora, o volume do ferro utilizado para a confecção dos núcleos de um reator e de um transformador é dado por :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} = 9 \mathbf{h}_n \mathbf{A}_n \quad \text{e} \quad \mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} = 3 \mathbf{h}_T \mathbf{A}_T$$

onde \mathbf{h}_n e \mathbf{h}_T são, respectivamente, as alturas dos núcleos do reator e do transformador. Tomando-se o quociente dessas variáveis :

$$\frac{\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)}}{\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}} = \frac{3 \mathbf{h}_n \mathbf{A}_n}{\mathbf{h}_T \mathbf{A}_T}$$

obtém-se, então, que :

$$\mathbf{A}_n = \left(\frac{1}{3} \right) \left(\frac{\mathbf{h}_T}{\mathbf{h}_n} \right) \left(\frac{\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)}}{\mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}} \right) \mathbf{A}_T \quad (7.58)$$

Para que a equação (7.58) satisfaça à condição estabelecida pela equação (7.57), tem-se, portanto :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} \geq 0,42 \left(\frac{\mathbf{h}_n}{\mathbf{h}_T} \right) \mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)}$$

Supondo-se, para simplificar a análise, que as alturas dos núcleos do reator e do transformador são iguais entre si, então :

$$\mathcal{V}_{\text{feR}}^{(N)} \geq 0,42 \mathcal{V}_{\text{feT}}^{(N)} \quad (7.59)$$

Os volumes dos núcleos dos reatores e dos transformadores foram tratados no tópico anterior, 7.1.1, e expressos através das equações (7.16) para os transformadores com tensões nominais de 65 e 110 kV, e pelas equações (7.17) e (7.22) para os reatores com ligação série operando com indução de 2,2 T e de 2,1 T respectivamente. A figura 7.7 mostra como a relação entre esses volumes varia com respeito à potência de saída e em que circunstâncias o limite imposto pela equação (7.59) é desrespeitado.

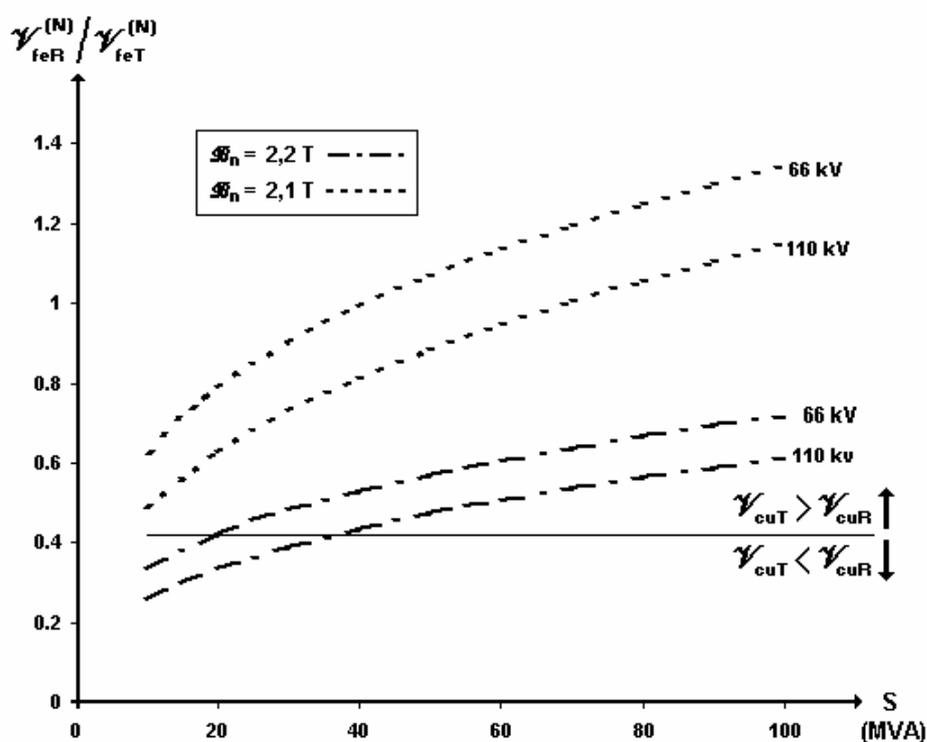


FIGURA 7.7

Volume de ferro e de cobre nos reatores série e transformadores

Como assinala a figura 7.7, somente para potências inferiores a 30 MVA e para a indução de trabalho de 2,2 T é observada a infração da equação (7.59) e mesmo esses poucos casos apenas ocorreram em razão da hipótese que igualou as alturas do reator e do transformador.

O mesmo tratamento, agora dispensado aos reatores com ligação paralela dos enrolamentos aos moldes da GEC, equação (7.49), resultará em :

$$A_n \geq 0,41 A_T \quad \text{e} \quad \gamma_{\text{feR}}^{(N)} \geq 1,23 \gamma_{\text{feT}}^{(N)} \quad (7.60)$$

Já, para os reatores com essa mesma ligação, porém construídos conforme o modelo da TTU, equação (7.56), o procedimento descrito fornecerá :

$$A_n \geq 0,20 A_T \quad \text{e} \quad \gamma_{\text{feR}}^{(N)} \geq 0,60 \gamma_{\text{feT}}^{(N)} \quad (7.61)$$

As expressões do volume de ferro nos núcleos desse tipo de reator, (7.18) e (7.24) para a indução de 2,2 e de 2,1 T respectivamente, quando relacionadas com o volume correspondente do transformador, equações (7.17), exibirão o comportamento apresentado na figura 7.8. Os patamares definidos pelas equações (7.60) e (7.61) estão registrados nessa figura para permitir o diagnóstico das situações críticas.

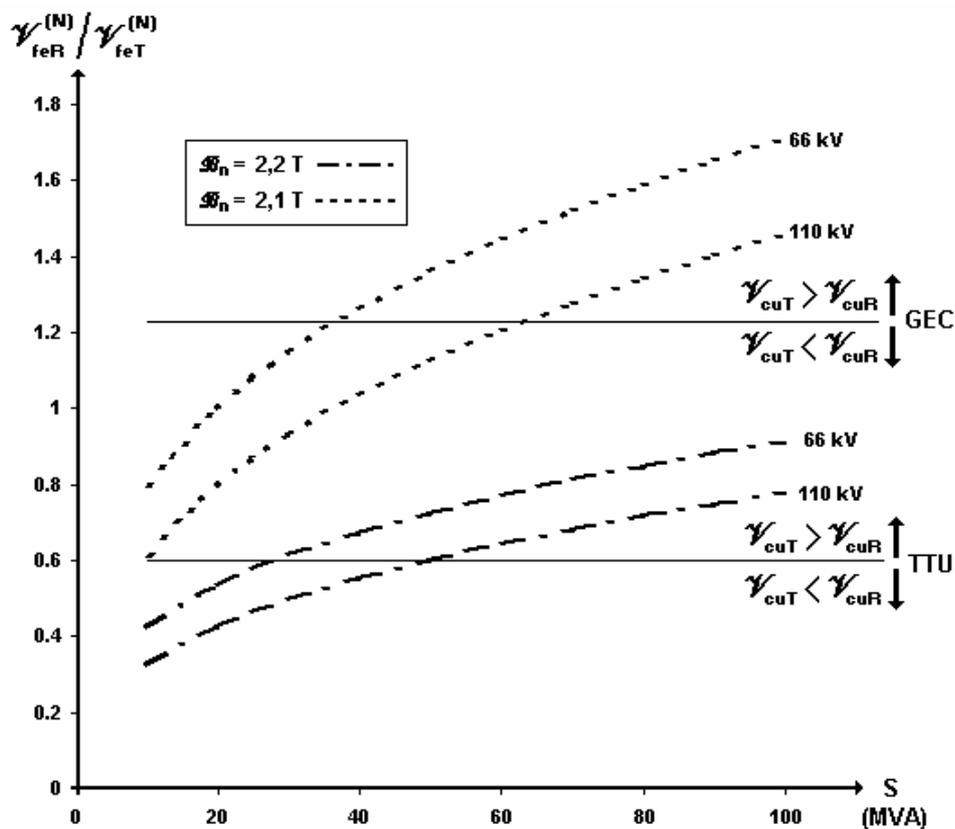


FIGURA 7.8

Volume de ferro e de cobre nos reatores paralelo e transformadores

No tocante ao modelo GEC de reatores com ligação paralela dos enrolamentos, o quadro vislumbrado na figura 7.8 aponta para uma forte violação do limite estabelecido pela equação (7.60), quando a indução de trabalho situar-se além de 2,1 T e a tensão nominal superar 65 kV. Obviamente que o maior consumo de cobre por parte dos reatores foi agravado por conta da adoção da hipótese de uma altura para os núcleos similar àquela dos transformadores. Todavia, ainda que um abrandamento dessa condição possa ser alcançada com o uso de uma altura menor para os núcleos dos reatores, é possível identificar na figura 7.8, outras alternativas mais eficientes, tal como a eleição de uma densidade de fluxo apropriada para cada finalidade.

Os modelos da TTU, por outro lado, como mostra a figura 7.8, farão uso de um menor volume de cobre que os transformadores similares, não importando, praticamente, a potência especificada para os mesmos, desde que projetados para uma indução nominal de 2,1 T. A infração do limite imposto pela equação (7.61) somente ocorrerá para a indução de trabalho de 2,2 T e para potências abaixo de 50 MVA, o que é irrelevante para as aplicações em alta tensão.

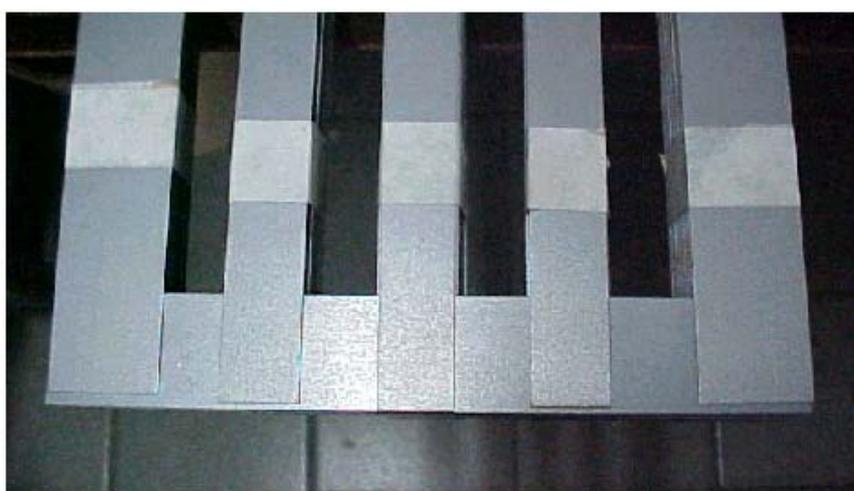
De qualquer modo, a busca de um projeto ótimo para os reatores sempre incluirá, entre outros elementos, a redução do volume de cobre e de ferro gasto na fabricação dos mesmos, sendo sempre possível eleger os parâmetros que assegurem o resultado desejado.

Previsão para os custos de um reator – Os estudos apresentados mostram que um reator com saturação natural, dispondo de nove núcleos e operando com uma indução escolhida apropriadamente, utilizará, de um modo geral, um volume de material para confecção dos núcleos e dos enrolamentos inferior àquele exigido por um transformador de dois enrolamentos, desenvolvendo a mesma potência em igual tensão. Certamente que esses não são os únicos componentes empregados para a fabricação de tais equipamentos, devendo-se considerar ainda o uso de buchas terminais, barramentos para conexões internas entre enrolamentos, tanque externo, entre tantos outros. Em alguns desses itens, provavelmente, os reatores utilizarão mais elementos que um transformador, o que permite, num balanço final e de forma bastante conservadora, supor um custo similar entre tais equipamentos, pelo menos para efeito das previsões orçamentárias requeridas pelos estudos de planejamento dos sistemas de potência.

7.2 Um ensaio fotográfico da construção dos protótipos de reator

Algumas fases e certos detalhes dos procedimentos de construção dos protótipos dos reatores com saturação natural estão registrados nas fotografias apresentadas a seguir com o intuito de esclarecer as técnicas utilizadas e também para subsidiar qualquer futura iniciativa de características similares. As fotos retratam, inicialmente, a fabricação dos componentes principais dos protótipos, estrutura magnética e enrolamentos, e, ao final, mostram os conjuntos concluídos.

Estrutura magnética dos protótipos

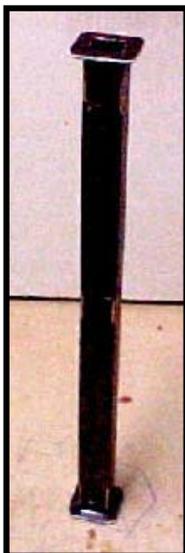


Empilhamento das chapas da estrutura magnética por superposição simples



Espaço entre lâminas preenchido, posteriormente, com retalhos do material

Enrolamentos dos protótipos



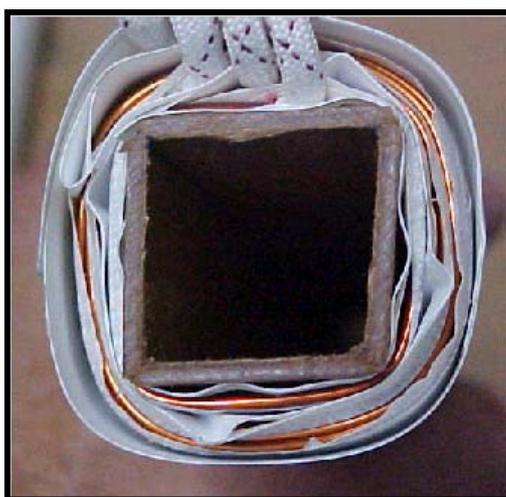
Carretel



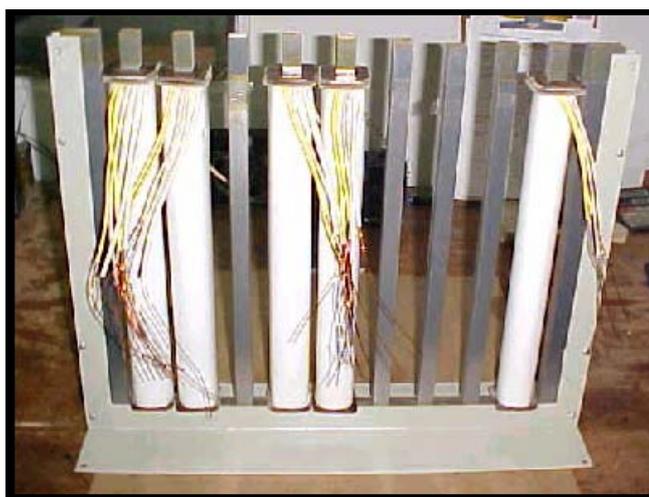
Bobina pronta



Detalhe da bobina de prova



Interior das bobinas



Montagem das bobinas

Protótipos concluídos



Protótipo 1 – Reator com ligação série dos enrolamentos



Protótipo 2 – Reator com ligação paralela dos enrolamentos (GEC)



Protótipo 3 – Reator com ligação paralela dos enrolamentos (TTU)

7.3 A dispersão nos transformadores de três enrolamentos

Genericamente, a excitação de um dos enrolamentos de um transformador de três enrolamentos produzirá fluxos tal como ilustra a figura 7.9, onde se distinguem as seguintes componentes :

- um fluxo que envolve simultaneamente os três enrolamentos, designado por φ_m na figura 7.9 ;
- um fluxo que envolve unicamente o enrolamento excitado e que recebe a denominação de φ_{d1} na figura 7.9 ;
- um fluxo que envolve dois dos enrolamentos simultaneamente, sendo, um deles, o enrolamento excitado, nomeado de φ_{12} e φ_{13} na figura 7.9.

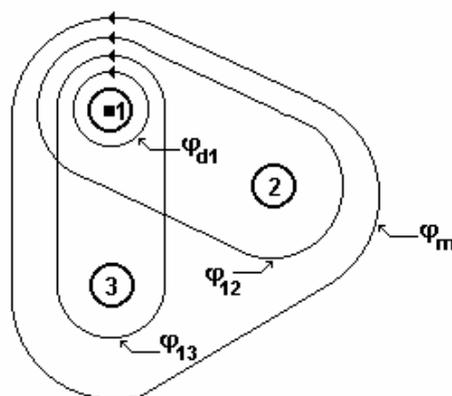


FIGURA 7.9
Fluxos gerados pela excitação de um enrolamento

Como a trajetória das componentes do fluxo, que enlaçam parcialmente os enrolamentos, situa-se em grande parte no ar, será admitida uma relação linear entre a corrente e o fluxo produzido, o que enseja a definição de dois tipos de indutâncias :

- L_{di} , indutâncias de dispersão dos enrolamentos i ;
- L_{ij} , indutância mútua entre os enrolamentos i e j .

Admitindo-se, para simplificar o tratamento, que o fluxo comum aos três enrolamentos também guarda uma relação linear com a corrente, o que dá lugar à indutância mútua, L_m , as seguintes equações expressam as tensões instantâneas nos três enrolamentos :

$$v_1 = r_1 i_1 + (L_{d1} + L_m + L_{12} + L_{13}) \frac{di_1}{dt} + (L_m + L_{21}) \frac{di_2}{dt} + (L_m + L_{13}) \frac{di_3}{dt} \quad (7.62)$$

$$v_2 = r_2 i_2 + (L_{d2} + L_m + L_{21} + L_{23}) \frac{di_2}{dt} + (L_m + L_{12}) \frac{di_1}{dt} + (L_m + L_{32}) \frac{di_3}{dt} \quad (7.63)$$

$$v_3 = r_3 i_3 + (L_{d3} + L_m + L_{31} + L_{32}) \frac{di_3}{dt} + (L_m + L_{13}) \frac{di_1}{dt} + (L_m + L_{23}) \frac{di_2}{dt} \quad (7.64)$$

onde r_1 , r_2 e r_3 são as resistências e i_1 , i_2 e i_3 , as correntes instantâneas de cada um dos enrolamentos do transformador.

Nas expressões (7.62), (7.63) e (7.64), todas as grandezas são consideradas referidas a um dado enrolamento, de modo que a subtração aos pares das mesmas proporcionará :

$$v_1 - v_2 = r_1 i_1 - r_2 i_2 + (L_{d1} + L_{13}) \frac{di_1}{dt} - (L_{d2} + L_{23}) \frac{di_2}{dt} + (L_{13} - L_{32}) \frac{di_3}{dt} \quad (7.65)$$

$$v_1 - v_3 = r_1 i_1 - r_3 i_3 + (L_{d1} + L_{12}) \frac{di_1}{dt} + (L_{21} - L_{23}) \frac{di_2}{dt} - (L_{d3} + L_{32}) \frac{di_3}{dt} \quad (7.66)$$

$$v_2 - v_3 = r_2 i_2 - r_3 i_3 + (L_{12} - L_{13}) \frac{di_1}{dt} + (L_{d2} + L_{21}) \frac{di_2}{dt} - (L_{d3} + L_{31}) \frac{di_3}{dt} \quad (7.67)$$

Alimentando-se o transformador através do enrolamento 1 e aplicando-se um curto-circuito franco nos terminais do enrolamento 2, mantendo-se o enrolamento 3 aberto, a equação (7.65) torna-se :

$$\Delta v_{12} = r_1 i_1 - r_2 i_2 + (L_{d1} + L_{13}) \frac{di_1}{dt} - (L_{d2} + L_{23}) \frac{di_2}{dt} \quad (7.68)$$

Adotando-se a hipótese simplificadora de que a corrente de magnetização é desprezível, então :

$$i_1 + i_2 + i_3 = 0$$

Como, nas circunstâncias acima, a corrente no enrolamento 3 é nula, tem-se :

$$i_1 = -i_2$$

que substituída na equação (7.68) fornecerá :

$$\Delta v_{12} = (r_1 + r_2) i_1 + (L_{d1} + L_{13} + L_{d2} + L_{23}) \frac{di_1}{dt} \quad (7.69)$$

Procedendo analogamente, agora, porém, com o enrolamento 3 em curto-circuito e estando o enrolamento 2 aberto, obtém-se da equação (7.66) :

$$\Delta v_{13} = (r_1 + r_3) i_1 + (L_{d1} + L_{12} + L_{d3} + L_{32}) \frac{di_1}{dt} \quad (7.70)$$

De maneira similar, com a alimentação colocada no enrolamento 2, o curto-circuito estabelecido no enrolamento 3 e com o enrolamento 1 aberto, a equação (7.67) tornar-se-á :

$$\Delta v_{23} = (r_2 + r_3) i_2 + (L_{d2} + L_{21} + L_{d3} + L_{31}) \frac{di_2}{dt} \quad (7.71)$$

As equações (7.69), (7.70) e (7.71) são inteiramente satisfeitas pelo circuito da figura 7.10, onde as indutâncias de dispersão de cada enrolamento são definidas como :

$$\begin{aligned} L_1 &= L_{d1} + L_{23} \\ L_2 &= L_{d2} + L_{13} \\ L_3 &= L_{d3} + L_{12} \end{aligned} \quad (7.72)$$

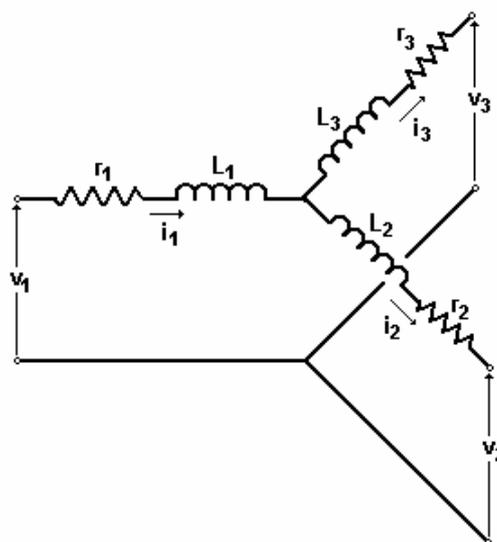


FIGURA 7.10
Circuito equivalente sem excitação do transformador de três enrolamentos

De acordo com as equações (7.72), a indutância de dispersão de qualquer dos enrolamentos é formada de duas parcelas, uma, L_{di} , vinculada ao fluxo que, de fato, se dispersa no próprio enrolamento, porém, a outra, L_{jk} , está relacionada com o fluxo comum aos outros enrolamentos. É evidente, pois, a dificuldade para associar as grandezas físicas de um transformador de três enrolamentos com os parâmetros definidos no circuito equivalente estabelecido para o mesmo.

7.4 O modelo matemático com base no princípio da dualidade

A construção de circuitos elétricos duais é uma técnica bastante utilizada em vários segmentos da Engenharia, pois permite a substituição de um circuito por um outro mais conveniente para a análise, o qual, embora exiba uma topologia e seja constituído por elementos distintos do original, apresenta exatamente a mesma resposta. Apenas três passos são necessários para a obtenção do dual de um circuito elétrico :

- inserir um nó no interior de cada malha do circuito e um outro no lado externo ;
- unir os nós através de ramos, cruzando sempre um elemento livre do circuito ;
- construir o circuito dual com os nós e ramos assim definidos, permutando-se o elemento cortado do circuito primitivo pelo seu par dual.

Esses procedimentos estão ilustrados na figura 7.11 para um circuito elétrico particular.

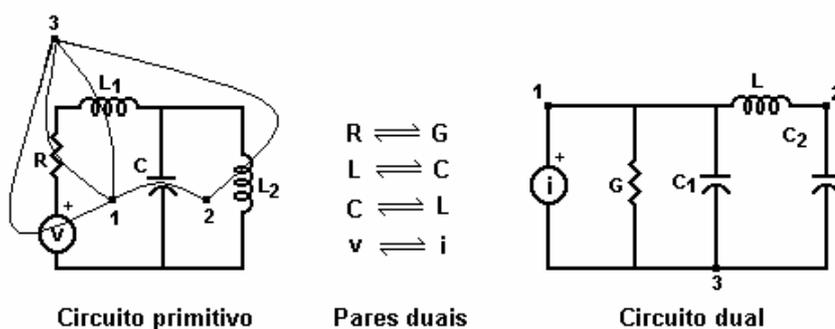


FIGURA 7.11
Etapas da construção do dual de um circuito elétrico

Tendo em mente as dificuldades para tratar os problemas que envolviam circuitos elétricos acoplados magneticamente, como ocorre nos transformadores, Cherry (1949) propôs a conversão de circuitos magnéticos em circuitos elétricos utilizando os mesmos

princípios preconizados pela dualidade, porém com pares e algumas regras distintas. A estrutura eletromagnética retratada na figura 7.12 se prestará ao esclarecimento de alguns desses pontos.

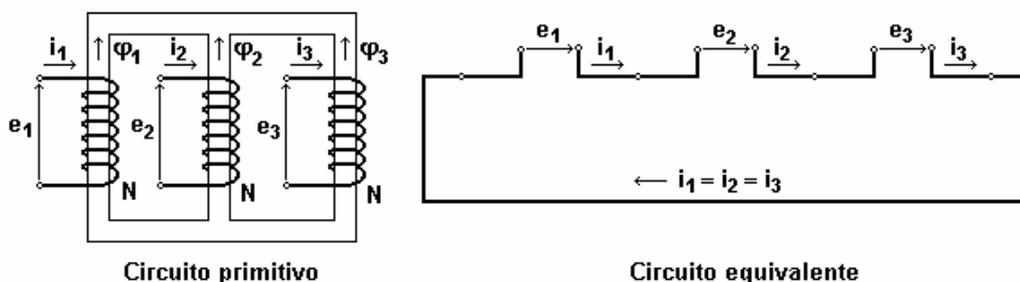


FIGURA 7.12
Equivalente de um circuito eletromagnético com enrolamentos idênticos

O material magnético dos núcleos da figura 7.12 será considerado, por ora, ideal, ou seja, com permeabilidade infinita, o que importará em relutância nula para qualquer das partes desse circuito e, conseqüentemente, pela Lei das Malhas, em FMMs idênticas :

$$\mathfrak{F}_1 = \mathfrak{F}_2 = \mathfrak{F}_3$$

Como as bobinas da figura 7.12 possuem o mesmo número de espiras, N , então :

$$N i_1 = N i_2 = N i_3 \quad \therefore \quad i_1 = i_2 = i_3 \quad (7.73)$$

Também, pela Lei dos Nós, a soma dos fluxos produzidos nos núcleos será nula :

$$\Phi_1 + \Phi_2 + \Phi_3 = 0 \quad \therefore \quad N \frac{d\Phi_1}{dt} + N \frac{d\Phi_2}{dt} + N \frac{d\Phi_3}{dt} = 0 \quad (7.74)$$

Desde que, de acordo com a Lei de Faraday, a tensão nos terminais de cada enrolamento é dada por :

$$e_i = N \frac{d\Phi_i}{dt}$$

então a equação (7.74) tornar-se-á :

$$\mathbf{e}_1 + \mathbf{e}_2 + \mathbf{e}_3 = \mathbf{0} \quad (7.75)$$

Essas equações, (7.73) e (7.75), autorizam a construção do circuito equivalente apresentado na figura 7.12, o qual, por outro lado, poderia ser deduzido diretamente do circuito original utilizando as regras da dualidade e os seguintes pares duais :

Circuito Magnético		Circuito Elétrico
$d\Phi / dt$	\rightleftharpoons	\mathbf{e}
\mathfrak{S}	\rightleftharpoons	\mathbf{i}

Inicialmente, o circuito magnético correspondente ao primitivo da figura 7.12 é construído. Inserem-se, então, nós no interior das malhas e no exterior do circuito e, finalmente, ramos interligando esses nós e cruzando sempre os elementos, tal como assinala a figura 7.13. A partir dos novos nós e ramos, o circuito dual é formado pela aplicação dos pares duais, o que resulta num circuito, figura 7.13, idêntico ao equivalente obtido pelo uso das leis físicas e mostrado na figura 7.12.

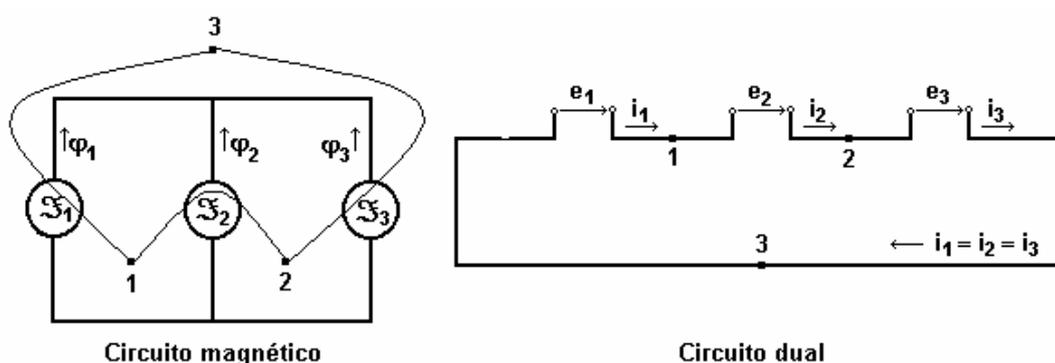


FIGURA 7.13
Etapas da construção do dual de um circuito magnético

Tomando-se, outra vez, o circuito da figura 7.12, agora, porém, com um número de espiras diferente em cada um dos seus enrolamentos, N_1 , N_2 e N_3 respectivamente,

figura 7.14, e repetindo-se o mesmo tratamento dispensado anteriormente, tem-se, como consequência da igualdade das FMMs, a seguinte relação entre as correntes :

$$N_1 i_1 = N_2 i_2 = N_3 i_3$$

$$\left(\frac{N_1}{N_1} \right) i_1 = \left(\frac{N_2}{N_1} \right) i_2 = \left(\frac{N_3}{N_1} \right) i_3 \quad (7.76)$$

O somatório nulo dos fluxos, por sua vez, produzirá :

$$\left(\frac{N_1}{N_1} \right) e_1 + \left(\frac{N_1}{N_2} \right) e_2 + \left(\frac{N_1}{N_3} \right) e_3 = 0 \quad (7.77)$$

As equações (7.76) e (7.77) juntas determinarão exatamente o circuito equivalente ilustrado na figura 7.14, o qual, todavia, não poderá, como antes, ser delineado pelo processo da dualidade, tal como foi descrito. As regras até aqui estabelecidas, se aplicadas ao circuito da figura 7.14, produzirão o mesmo circuito dual da figura 7.13, pois o número de espiras não intervém nas transformações e, desse modo, não terá qualquer efeito nos resultados.

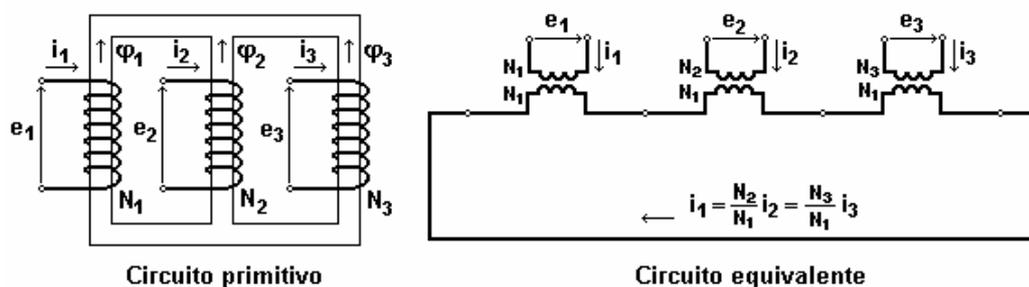


FIGURA 7.14

Equivalente de um circuito eletromagnético com enrolamentos distintos

Conclui-se do exposto que, para ter validade na abordagem dos circuitos magnéticos, a técnica da dualidade deverá ser ampliada, incorporando um novo recurso, capaz de ter

em conta a desigualdade entre o número de espiras dos enrolamentos envolvidos. O próprio circuito equivalente da figura 7.14 já revela a natureza desse expediente : a introdução de transformadores ideais que uniformizem o número de espiras. Assim, o passo adicional necessário para adequar o processo consistirá em promover a aplicação das regras da dualidade como se os enrolamentos possuísem o mesmo número de espiras e, em seguida, inserir transformadores ideais com uma relação de transformação apropriada. Uma opção é utilizar um dos enrolamentos como referência, no caso da figura 7.14 elegeu-se N_1 , e estabelecer as demais relações com respeito a esse número de espiras.

A próxima etapa no exame da dualidade proposta por Cherry (1949) é suprimir a condição ideal do material magnético, dotando-o de uma permeabilidade finita, o que exigirá a definição de um par dual para a relutância. De conformidade com as regras da dualidade aplicada aos circuitos elétricos, a construção de pares duais para os elementos assenta-se no princípio da reciprocidade, segundo o qual, por exemplo, a condutância e a capacitância são duais da resistência e da indutância respectivamente. No caso em apreço, a relação entre relutância e indutância satisfaz, exatamente, esse princípio, pois :

$$\mathfrak{R} = \frac{N^2}{L}$$

onde o quadrado do número de espiras é o coeficiente de proporcionalidade entre as variáveis duais, compatível com a definição das demais dualidades, pois :

$$\begin{array}{lclcl} \mathbf{v} & \rightarrow & \times \left(\frac{1}{N} \right) & \rightarrow & \left(\frac{d\phi}{dt} \right) \\ \mathbf{i} & \rightarrow & \times N & \rightarrow & \mathfrak{I} \\ \mathbf{L} & \rightarrow & \times \left(\frac{1}{N^2} \right) & \rightarrow & \frac{1}{\mathfrak{R}} \end{array}$$

Para exemplificar a aplicação da técnica de Cherry (1949) em circuitos com relutâncias, o transformador monofásico de dois enrolamentos da figura 7.15 será utilizado como modelo. Nesse transformador, os fluxos foram separados, conforme a teoria clássica,

em fluxo de dispersão, φ_{11} e φ_{12} , totalmente no ar e envolvendo todas as espiras dos enrolamentos, e fluxo mútuo, φ_m , inteiramente concentrado no ferro. O circuito magnético da figura 7.15 foi traçado, justamente, com base nessas premissas e onde quatro nós e cinco ramos foram introduzidos para a composição do dual, o qual também é mostrado na figura 7.15. É evidente a perfeita similaridade entre o circuito equivalente convencional, obtido pela teoria dos circuitos acoplados, o denominado circuito “T”, e o dual da figura 7.15, construído de conformidade com as regras definidas por Cherry (1949).

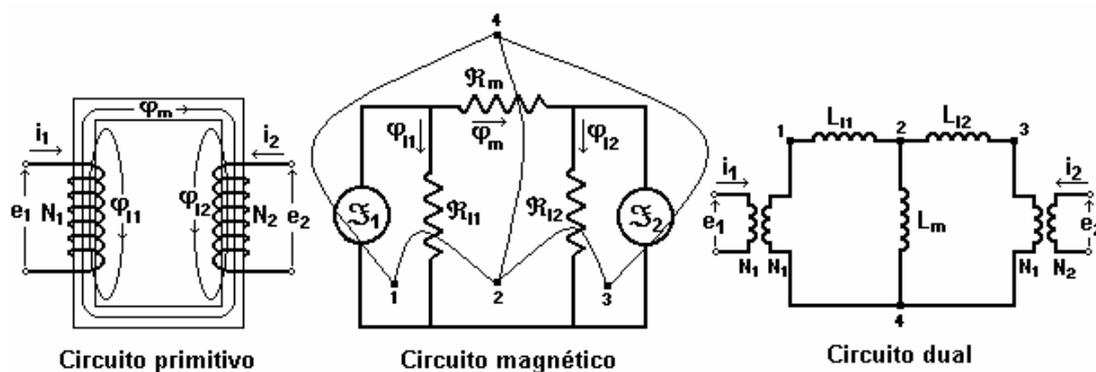


FIGURA 7.15

Construção do dual de um transformador com dois enrolamentos separados

Num transformador real típico, os enrolamentos não estão posicionados em “pernas” distintas do circuito magnético, como foi definido na análise anterior, mas são montados em camadas concêntricas em torno do núcleo, como mostra o arranjo da figura 7.16. Para essa configuração, as possíveis trajetórias do fluxo estão assinaladas na figura 7.16, onde aquelas numeradas 1 e 5 situam-se integralmente no ferro, enquanto as demais percorrem, em grande parte, o ar, de modo que serão assumidas inteiramente nesse meio. Para simplificar ainda mais a análise, a espessura dos enrolamentos será considerada desprezível, o que equivale a admitir que nenhuma linha de fluxo enlaça parcialmente os mesmos. À luz dessas hipóteses, o circuito magnético mostrado na figura 7.16 é obtido, onde cada relutância indicada corresponde a uma das trajetórias definidas. Para aplicação das regras da dualidade, quatro nós foram inseridos

no interior das malhas e um nó no exterior do circuito magnético, interligados entre si por sete ramos, o que resultou no circuito dual da figura 7.16.

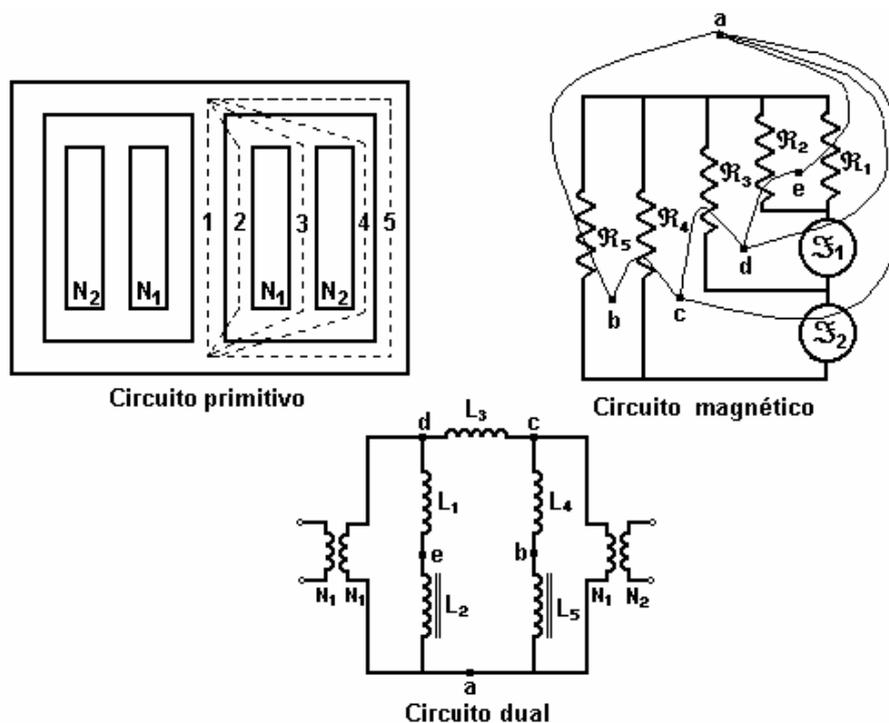


FIGURA 7.16

Construção do dual de um transformador com dois enrolamentos concêntricos

Esse circuito, ao contrário daquele apresentado na figura 7.15, revela alguns aspectos singulares em função do regime operacional imposto às travessas e aos retornos da estrutura magnética. Se tais elementos são projetados para saturarem simultaneamente com o núcleo, como se verifica nos transformadores de potência, a trajetória 5 possui metade da secção transversal da trajetória 1, porém com, aproximadamente, o dobro do comprimento, de modo que as suas relutâncias equiparam-se, como também as indutâncias não-lineares duais, L_1 e L_5 . Como as relutâncias das trajetórias 2 e 4 são praticamente iguais, os ramos em derivação do circuito dual da figura 7.16 assemelham-se e esse circuito reproduz o conhecido circuito “ π ” do transformador.

Por outro lado, se as travessas e os retornos da estrutura magnética operam sempre isentas de saturação, como ocorre com os reatores com saturação natural, o ramo contendo as indutâncias L_4 e L_5 poderá ser ignorado. Como a indutância L_3 é dual da relutância da trajetória 3 e como nessa região se concentra a dispersão entre os

enrolamentos, a mesma pode ser suposta corresponder à indutância de curto-circuito e, assim caracterizado, o circuito dual da figura 7.16 converte-se no chamado circuito “L” do transformador.

A construção do circuito dual para um transformador de três enrolamentos segue os mesmos trâmites descritos para o transformador de dois enrolamentos e a figura 7.17 retrata as etapas desse processo.

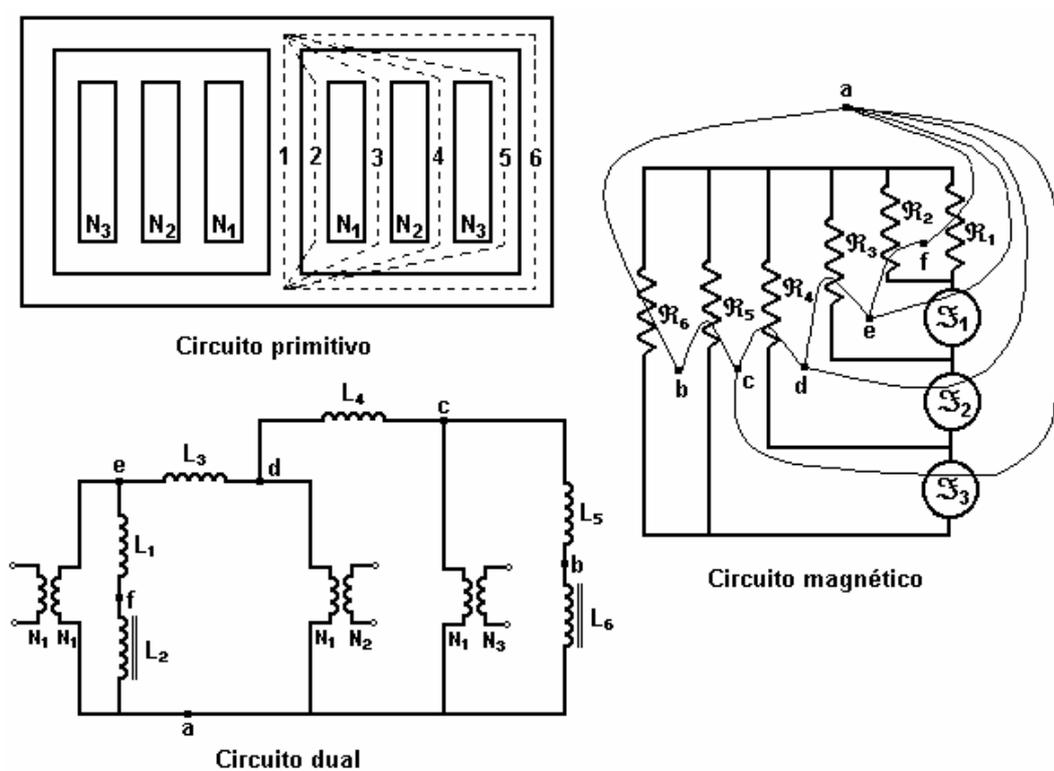


FIGURA 7.17
Construção do dual de um transformador com três enrolamentos

A construção dos circuitos duais dos transformadores, tal como descrita, foi bastante facilitada pela suposição de que todo o fluxo produzido envolvia inteiramente os enrolamentos, ignorando-se, por completo, a parcela de fluxo que enlaçava apenas parte das espiras. De fato, os pares duais definidos não oferecem um meio formal para inclusão dessas componentes de fluxo, pois, do ponto de vista do circuito magnético, enlaques parciais seriam produzidos por FMMs também parciais, para as quais não existem pares duais. Essa hipótese é, portanto, válida para os transformadores, cujos

enrolamentos exibem uma espessura tão reduzida que a fração do fluxo com enlace parcial é desprezível.

Para obter-se uma aproximação compatível com a grande maioria dos transformadores, onde a largura dos enrolamentos não comporta a suposição de enlances parciais nulos, uma relutância extra foi introduzida em paralelo com cada uma das FMMs, como ilustram as relutâncias \mathfrak{R}_6 e \mathfrak{R}_7 na figura 7.18 para o caso dos transformadores de dois enrolamentos tratado na figura 7.16. Essa operação se reflete, no circuito dual, como indutâncias conectadas em série com os transformadores ideais, tais como L_6 e L_7 mostradas na figura 7.18. Esses elementos adicionais não podem ser correlacionados com grandezas ou componentes físicos do transformador, pois se trata, apenas, de um recurso de natureza matemática, utilizado para compensar as impropriedades verificadas quando da aplicação da técnica da dualidade aos circuitos magnéticos, tanto que exibem valores negativos.

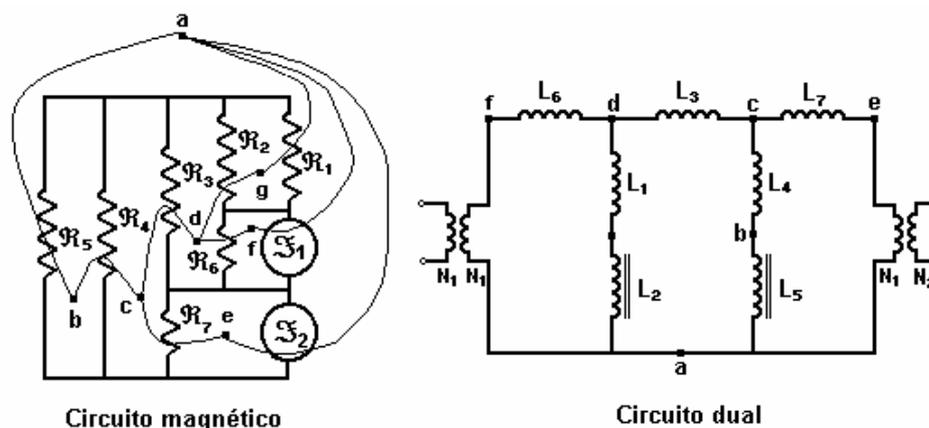


FIGURA 7.18

Construção do circuito dual compensado para os enlances parciais de fluxo

A determinação dessas indutâncias importa ou na realização de ensaios, como descrevem Narang e Brierley (1994) e Chen e Venkata (1997), ou na aplicação do método proposto por Arturi (1991), que utiliza enrolamentos fictícios e requer, apenas, o conhecimento das dimensões de um projeto básico. Embora esse último método pareça sob medida para o presente trabalho, as publicações abordando o assunto não oferecem as informações necessárias para ensinar a aplicação do mesmo.

7.5 Algumas técnicas para a redução das indutâncias de dispersão

Em geral, as indutâncias de dispersão dos enrolamentos de um reator com saturação natural exibem valores suficientemente baixos quando confrontadas com a indutância de magnetização dos núcleos, que, praticamente, não exercem qualquer influência significativa no desempenho operacional do mesmo. Todavia, quando a inclinação da característica tensão×corrente especificada para um dado reator situar-se próxima dos 5%, mesmo esses valores reduzidos assumirão um papel expressivo. Uma análise de estado permanente de um reator, dispendo de nove núcleos e com ligação série dos enrolamentos, figura 3.4 do Capítulo 3, prestar-se-á para uma definição mais precisa do grau de participação dessas indutâncias no processo.

A figura 7.19 retrata, justamente, os núcleos desse reator que possuem enrolamentos excitados pela fase A e onde também se identifica a fase e a direção positiva da corrente que atua no outro enrolamento instalado em cada núcleo. Nessa figura, os enrolamentos secundários N_3 foram omitidos, pois a análise será centralizada na

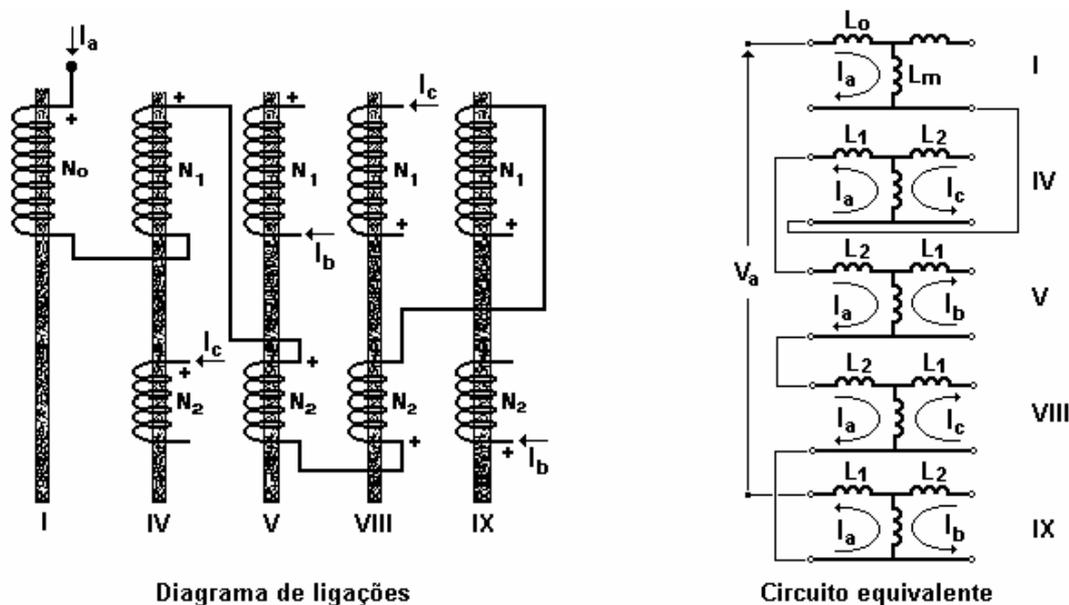


FIGURA 7.19
Circuito equivalente da fase A de um reator de nove núcleos com ligação série

freqüência fundamental e a corrente percorrendo tais enrolamentos possui uma freqüência nove vezes superior, prestando-se, principalmente, para mitigar as componentes harmônicas. Também, com o intuito de simplificar ainda mais a investigação, as resistências dos enrolamentos serão ignoradas e as correntes de alimentação do reator serão consideradas perfeitamente senoidais.

À luz dessas hipóteses, os núcleos foram modelados como transformadores de dois enrolamentos, tendo os terminais dos circuitos correspondentes interligados entre si seguindo a orientação fornecida pelo diagrama de ligações do reator. Esse procedimento resultou, para a fase A, no circuito equivalente da figura 7.19, o qual estabelece que a tensão fase-neutro aplicada, em regime permanente, será dada por :

$$\mathbf{V}_a = \mathbf{j}\omega(\mathbf{L}_o + 5\mathbf{L}_m + 2\mathbf{L}_1 + 2\mathbf{L}_2)\hat{\mathbf{I}}_a - \mathbf{j}\omega(2\mathbf{L}_m)\hat{\mathbf{I}}_b - \mathbf{j}\omega(2\mathbf{L}_m)\hat{\mathbf{I}}_c \quad (7.78)$$

onde os sinais dos termos relacionados com a indutância mútua, \mathbf{L}_m , foram determinados pela polaridade dos enrolamentos e pelo sentido de circulação das correntes.

Sendo o circuito completamente indutivo, as correntes encontram-se defasadas de $\pi/2$ radianos em atraso com respeito às tensões respectivas, de modo que a equação (7.78) poderá ser representada pelo diagrama fasorial da figura 7.20.

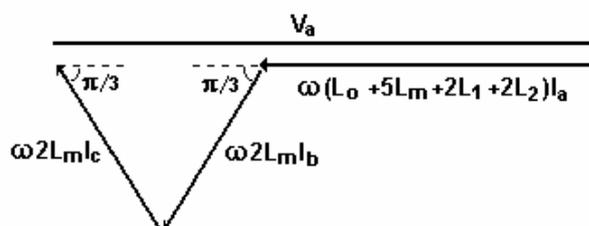


FIGURA 7.20
Diagrama da fase A do reator de nove núcleos com ligação série

Tal diagrama permite que se defina a seguinte indutância operacional para a fase A :

$$L_A = (L_o + 5L_m + 2L_1 + 2L_2) + 2(2L_m \cos 60^\circ) = L_o + 7L_m + L_{cc}^{(12)} \quad (7.79)$$

É evidente da equação (7.79) que a participação das indutâncias de dispersão dos enrolamentos, L_o , L_1 e L_2 , na determinação da corrente do reator têm, realmente, um peso bem inferior que aquele exercido pela indutância de magnetização dos núcleos, L_m . Todavia, também é patente nessa equação que a relação entre a tensão aplicada e a corrente consumida pelo reator dependerá do conjunto dessas indutâncias.

Ora, na fase de projeto, somente se tem um controle efetivo sobre a indutância de magnetização, a qual, para um dado material magnético, será determinada, essencialmente, pela altura e pela secção eleitas para o núcleo. Já as indutâncias de dispersão somente poderão ser quantificadas após a conclusão do projeto básico, ocasião em que a arquitetura dos enrolamentos será conhecida. Assim, a rotina de projeto consistirá em ajustar a magnetização para compensar a dispersão e, dessa maneira, assegurar que o comportamento operacional especificado para o reator será satisfeito. Em certas situações, esse procedimento poderá resultar em núcleos com dimensões excepcionalmente elevadas ou até mesmo a compensação poderá mostrar-se inviável, quando, por exemplo, as indutâncias de dispersão exibirem valores que já ultrapassam a regulação especificada.

Um recurso clássico oferecido pela literatura para atuar diretamente no valor da indutância de dispersão de um par de enrolamentos sem modificar as dimensões dos núcleos é descrito por Langsdorf (1955). Tal expediente consiste em dividir um dos enrolamentos em partes iguais e justapor os elementos assim formados aos moldes de um “sanduíche” em torno do outro enrolamento, tal como ilustra a figura 7.21. Essa manobra produz uma diminuição de 75% na indutância de dispersão do par de enrolamentos envolvidos, porém, em contrapartida, eleva a largura das janelas da estrutura de um valor igual à espessura do isolamento adicional. Por conseqüência, o volume do ferro para a confecção da estrutura magnética do reator sofrerá acréscimos, tanto maior quanto mais elevada for a tensão de trabalho do mesmo, o que poderá inviabilizar o projeto.

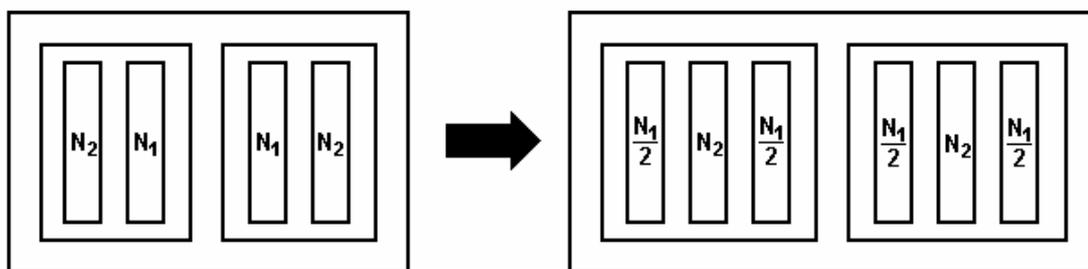


FIGURA 7.21
Redução da indutância de dispersão pela repartição do enrolamento

Uma alternativa que não incorre em qualquer ônus à estrutura magnética do reator pode ser vislumbrada examinando-se a expressão para a impedância apresentada na equação (7.79). A indutância $L_{cc}^{(12)}$ dessa equação poderá ser reduzida simplesmente invertendo-se a ordem de instalação dos enrolamentos N_1 e N_2 , como assinala a figura 7.22, pois o primeiro, por possuir um número de espiras bem maior que o segundo, exibirá uma largura também maior. Nessas circunstâncias, a inversão tornará as subtrações presentes na equação (4.26) negativas, ou seja, produzirá uma redução no valor final dessa indutância, cujo percentual, todavia, não poderá ser precisado, uma vez que dependerá da geometria dos núcleos e dos enrolamentos, mas, certamente será bastante inferior aos 75% obtidos com a medida anteriormente descrita. A experiência com diferentes projetos tem mostrado uma diminuição em torno de 20% da indutância $L_{cc}^{(12)}$, a qual, embora pequena, tem sido suficiente para tornar exequíveis diversos projetos.

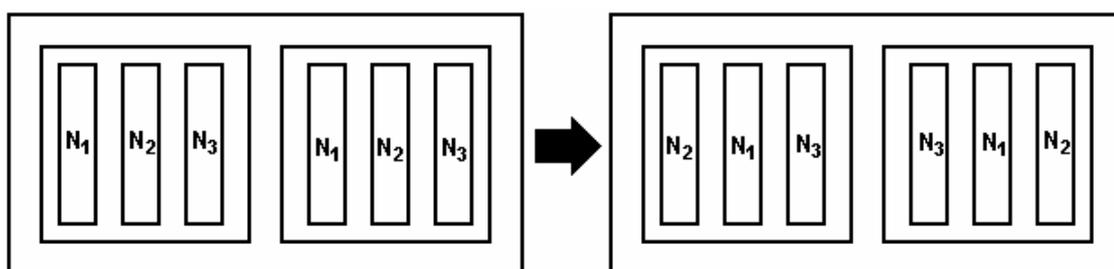


FIGURA 7.22
Redução da indutância de dispersão pela redistribuição dos enrolamentos

7.6 Os ensaios de sobrecarga no protótipo 1

Os ensaios de sobrecarga no protótipo 1 foram efetuados no Laboratório de Medidas Eletromagnéticas do DEESP, utilizando a fonte de alimentação trifásica de 220 V, 60 Hz, disponível nessa instalação. Para obter uma tensão de suprimento variável, inclusive de intensidade superior ao valor oferecido pela fonte local, um autotransformador elevador ajustável foi interposto entre a fonte e o protótipo, como mostra o desenho esquemático da figura 7.23.

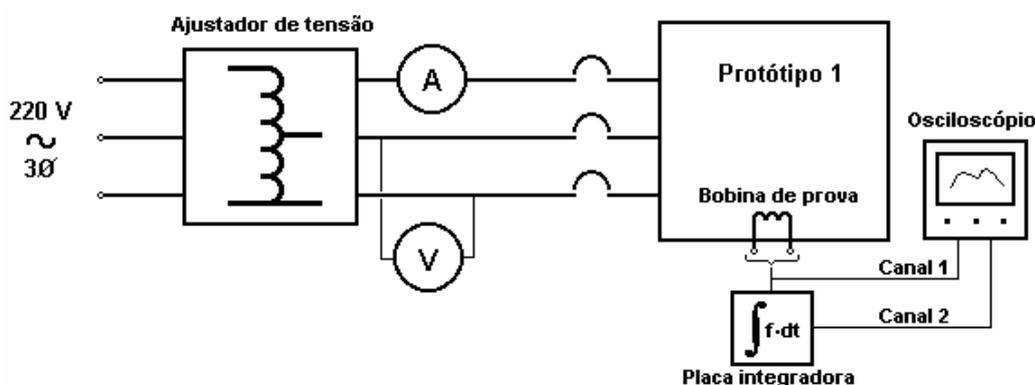


FIGURA 7.23
Montagem para os ensaios de sobrecarga do protótipo 1

A densidade de fluxo nos diversos pontos da estrutura magnética do protótipo foi obtida mediante a integração da tensão induzida em cada uma das bobinas de prova, utilizando-se, para tanto, da combinação das saídas de uma placa integradora à base de amplificador operacional, construída pelo DEESP e da função integração disponível no menu do próprio osciloscópio. Recorreu-se a tal arranjo por dois motivos :

- a função integração do osciloscópio exibia um sinal de saída com grande resolução de leitura, porém superposto a uma rampa, como mostra a figura 7.24, cuja inclinação oscilava constantemente, impossibilitando, assim, qualquer tentativa de compensação ;

- a saída da placa integradora, por sua vez, apresentava-se com uma simetria perfeita, todavia não oferecia uma precisão razoável para a leitura em face da intensidade dos ruídos presentes, como também assinala figura 7.24.

A manipulação conjunta desses dois sinais foi possível graças à gravação simultânea dos mesmos num arquivo de texto, opção facultada pelo osciloscópio em uso, e posterior tratamento através do programa gráfico PLOTXY, recurso auxiliar do EMTP-ATP. A saída do osciloscópio foi, dessa maneira, ajustada de sorte a reproduzir fielmente o sinal da placa, o que resultou, como se observa na figura 7.24, numa onda periódica e de grande definição.

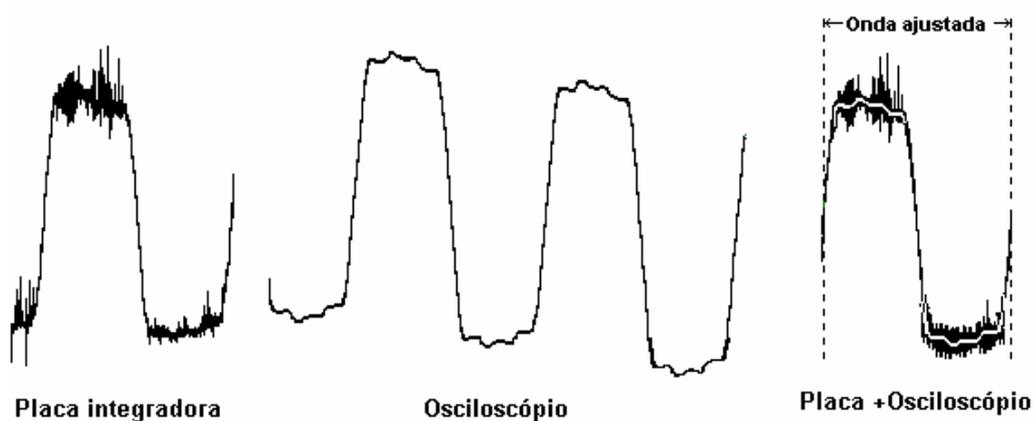


FIGURA 7.24
Procedimento utilizado para a leitura do fluxo

A grandeza fruto da integração da tensão gerada nas bobinas de prova, fornecida quer pela placa, quer por intermédio do osciloscópio, é, na verdade, o fluxo que enlaça tal bobina :

$$\lambda = \int e \cdot dt$$

de modo que, para obter-se a densidade de fluxo no local da medição, uma outra operação ainda se faz necessária :

$$\lambda = N\mathcal{B}A \quad \therefore \quad \mathcal{B} = \frac{\lambda}{NA} \quad (7.80)$$

onde N é o número de espiras da bobina e A , a secção transversal do ferro na posição de instalação da bobina, que, para o caso do protótipo 1, tomam os seguintes valores :

$$N = 30 \quad , \quad A_n = 10^{-4} \text{ m}^2 \quad \text{e} \quad A_t = 2 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \quad (7.81)$$

Aplicando-se (7.81) na equação (7.80) obtém-se :

$$\mathcal{B}_n = \frac{\lambda}{3 \times 10^{-3}} \quad \text{e} \quad \mathcal{B}_t = \frac{\lambda}{6 \times 10^{-3}} \quad (7.82)$$

As operações assinaladas nas equações (7.82) foram todas simuladas diretamente no programa PLOTXY, de modo que o gráfico final já reproduzia a densidade de fluxo.

O procedimento estabelecido para a realização dos ensaios consistiu em alimentar o protótipo 1 na corrente nominal, 3,137 A, o que exigiu 235,2 V da fonte, efetuando-se, nessa condição operacional, a gravação do fluxo de enlace da primeira bobina de prova. Em seguida, a tensão foi elevada para cerca de 284 V, obtendo-se, com isso, o suprimento de uma corrente de 9,50 A para o protótipo, aproximadamente três vezes o valor nominal, ocasião em que o fluxo através da mesma bobina foi, outra vez, gravado. Esses passos foram repetidos para todas as dezenove bobinas de prova, sendo que, entre bobinas consecutivas, guardou-se um certo intervalo de tempo para o resfriamento do protótipo.

Cada gravação realizada gerou um arquivo de texto, totalizando, ao final, 38 arquivos distintos, os quais foram, então, reunidos em dois grupos, um referente ao funcionamento na condição nominal e o outro relacionado com a operação em sobrecarga. Em seguida, esses dois grandes arquivos sofreram as modificações necessárias para permitir a manipulação pelo programa PLOTXY.

Durante a realização de todos os ensaios descritos, os enrolamentos primários do protótipo 1 estiveram conectados na tradicional configuração série proposta pela GEC, enquanto os terminais dos enrolamentos secundários, ligados num delta contínuo, foram curto-circuitados, tal como mostra a figura 7.25.

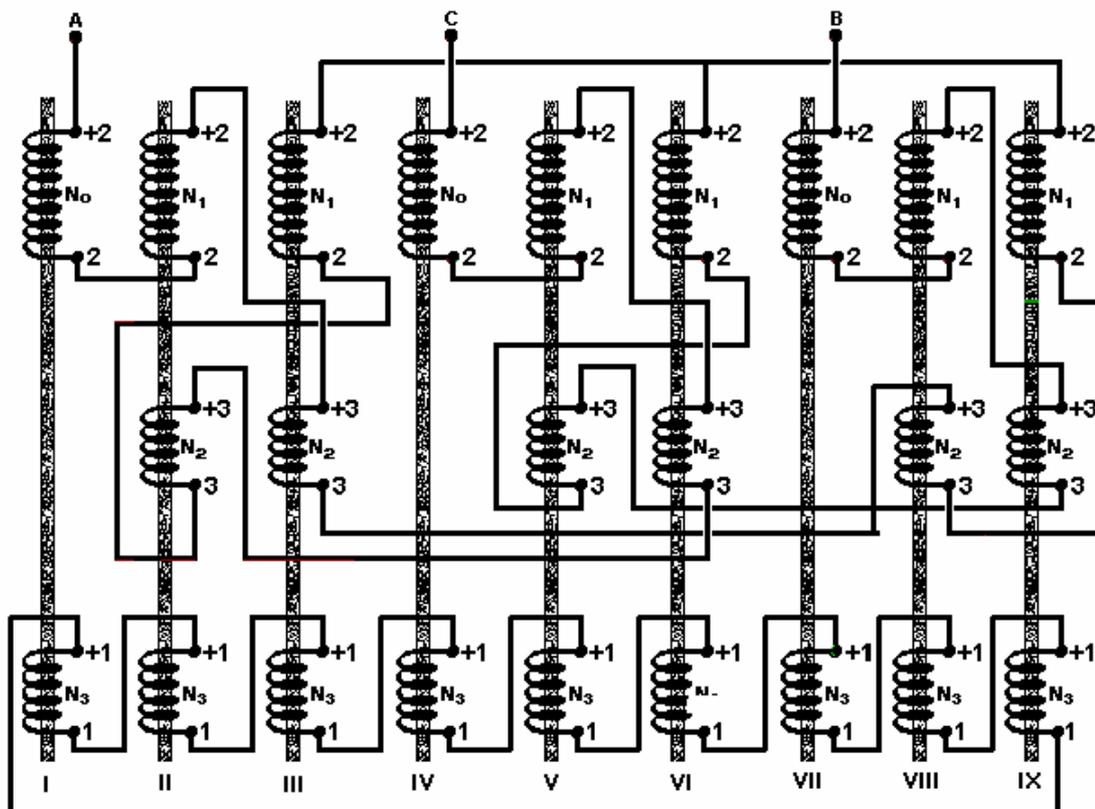


FIGURA 7.25
Diagrama de ligações do protótipo 1

Os componentes da montagem utilizada para os ensaios, diagrama da figura 7.23, possuem as seguintes características principais :

Ajustador de tensão – Autotransformador trifásico com saída ajustável, fabricação SOTRAFO, entrada 220 / 380 V, 60 Hz, saída 0-400 V, 15 A,

Amperímetro / Voltímetro – Multímetro digital, modelo ET-2615, fabricação MINIPA, precisão 0,5 % + 3 dígitos,

Osciloscópio – Osciloscópio digital, modelo 54621 A, fabricação AGILENT, dois canais de aquisição simultânea, banda de frequência DC até 60 MHz, pontas de prova 10:1 tipo 10074C.

As ondas de densidade de fluxo nos núcleos, travessas e retornos do protótipo1, obtidas nos ensaios descritos, encontram-se registradas nas figuras 7.26 e 7.27.

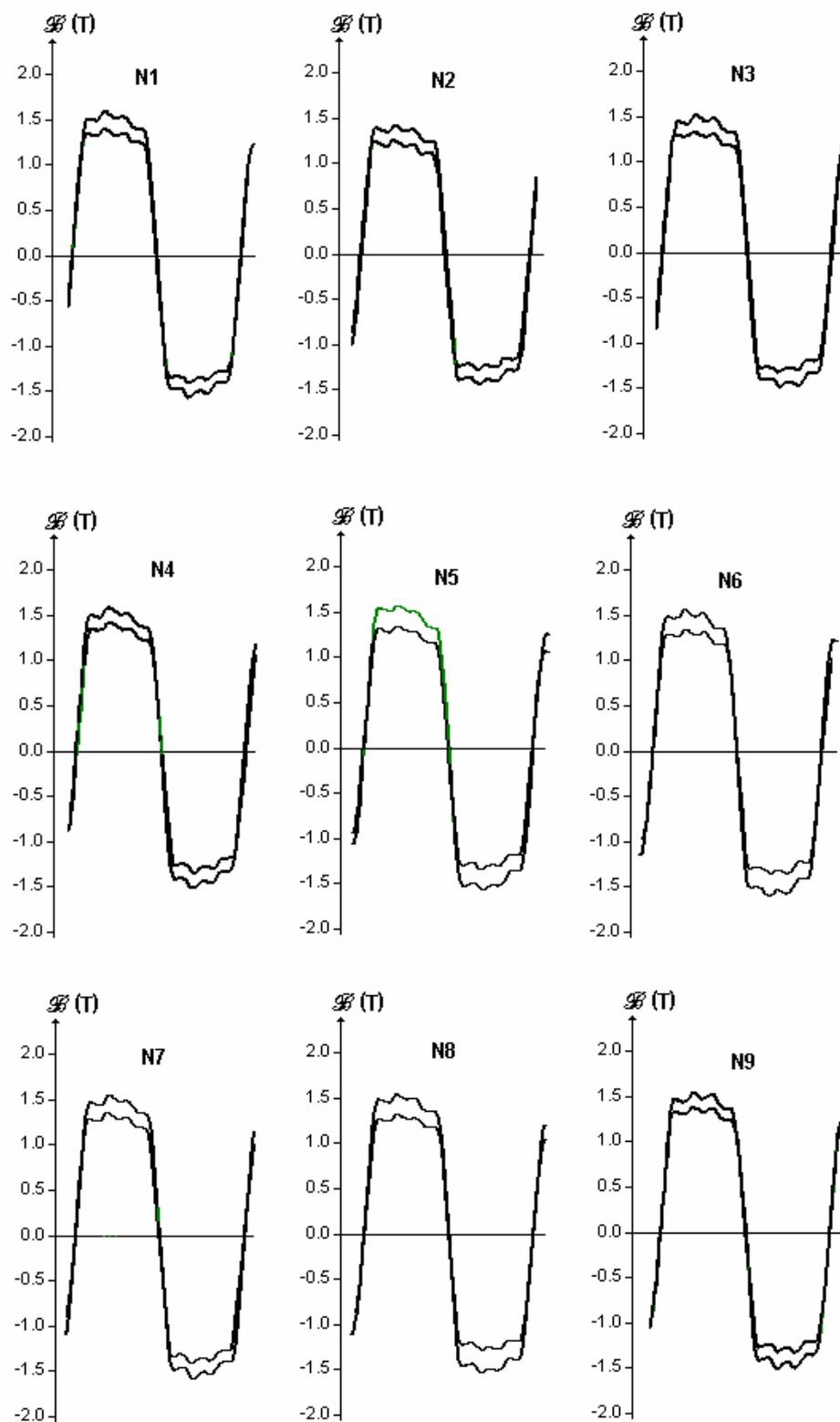


FIGURA 7.26
Densidade de fluxo nos núcleos do protótipo1 nos ensaios de sobrecarga

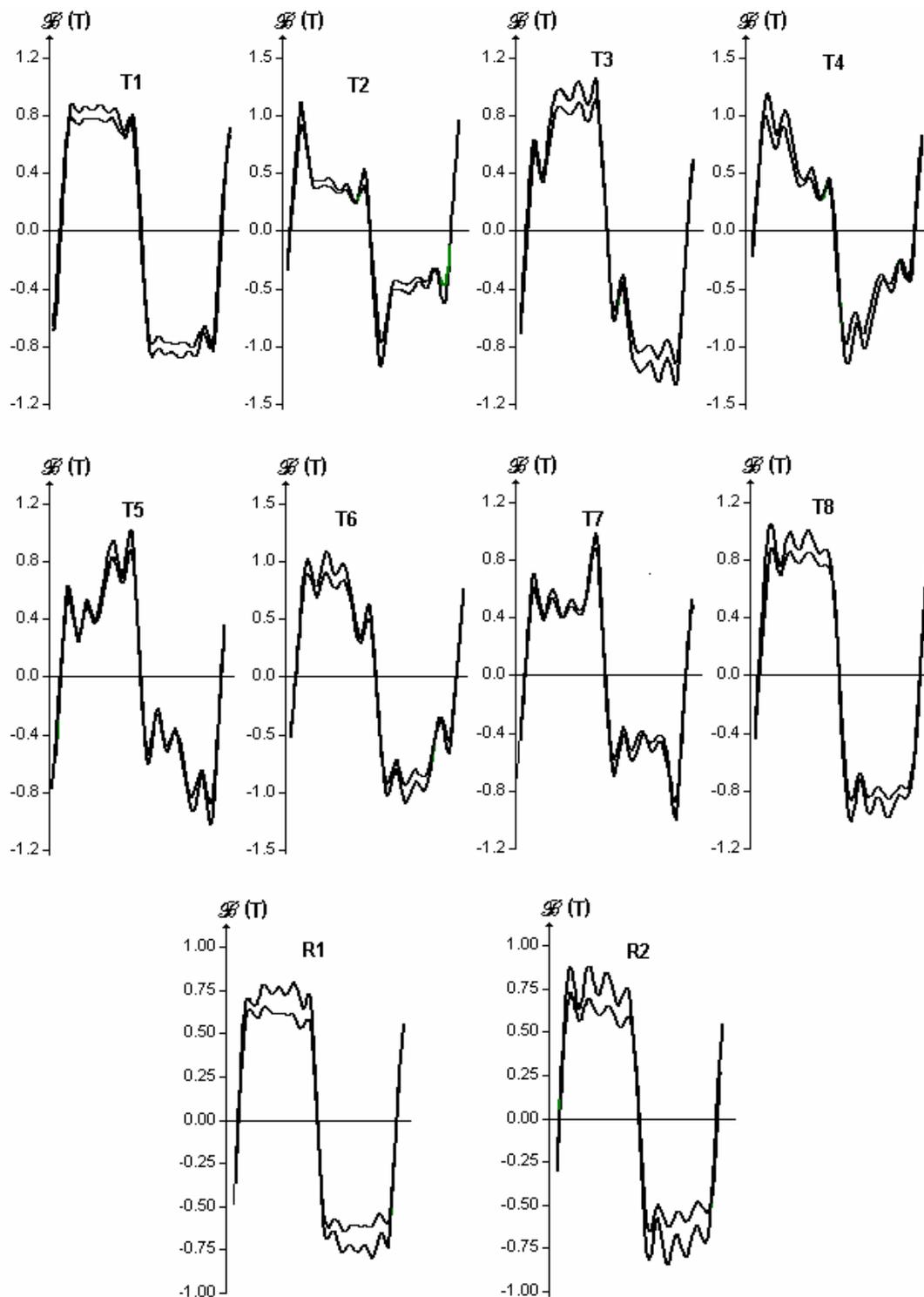


FIGURA 7.27
Densidade de fluxo nas travessas e retornos do protótipo 1 nos ensaios de sobrecarga

7.7 A família dos reatores com saturação natural

As diversas configurações do reator com saturação natural foram todas concebidas com base nos modelos desenvolvidos por Friedlander (1956), o qual combinou a ação de dois mecanismos distintos para mitigar o conteúdo harmônico da corrente de alimentação desse tipo de equipamento. O primeiro consiste em conectar os enrolamentos primários do reator em estrela com neutro flutuante, o que suprimirá todas as componentes harmônicas de ordem ímpar e de frequência tripla da corrente, quais sejam, 3^a, 9^a, 15^a, 21^a e assim por diante. Já o segundo associa uma escolha criteriosa do número de espiras com uma interconexão tal entre os enrolamentos dos diferentes núcleos do reator de sorte a ensejar, para uma estrutura de n núcleos, a formação de um sistema de FMMs de mesma intensidade e defasadas de π/n radianos uma das outras. Com tal arranjo, todas as componentes harmônicas remanescentes na corrente de suprimento do reator saturado serão eliminadas, excetuando-se aquelas de ordem $2kn \pm 1$, onde $k \in \mathbb{N}$, designadas de componentes características do reator de n núcleos. A forma como esse mecanismo promove o cancelamento das componentes harmônicas levou Fonte (1997) a usar a denominação de princípio da mútua compensação harmônica para o mesmo.

As duas linhagens de reatores com saturação natural, os reatores com ligação série dos enrolamentos e os reatores com ligação paralela dos enrolamentos, têm origem, justamente, no modo como os enrolamentos de núcleos distintos são interligados para produzir esse sistema especial de FMMs. Para ilustrar a gênese desses dois membros da família dos reatores saturados, considere a estrutura de seis núcleos da figura 7.28, onde

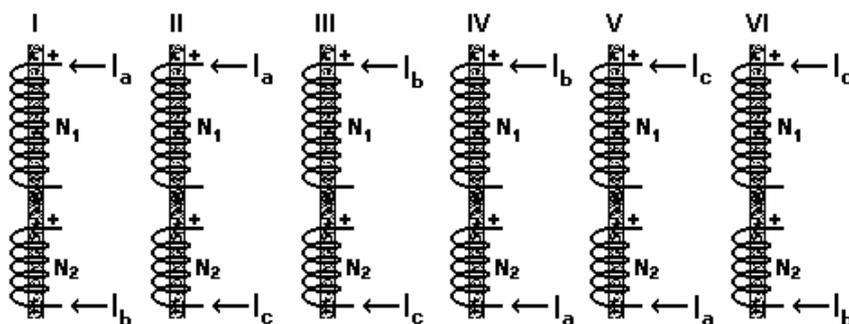


FIGURA 7.28
Estrutura magnética de seis núcleos

o número de espiras, a fase e a direção da corrente percorrendo os diversos enrolamentos foram escolhidas de sorte a produzir FMMs defasadas entre si de $\pi/6$ radianos. O diagrama fasorial da figura 7.29 mostra, justamente, como a FMM atuando em cada um dos núcleos da estrutura foi obtida a partir das informações constantes da figura 7.28. O número de espiras de cada enrolamento para que as FMMs exibam a defasagem indicada também pode ser deduzido da figura 7.29 através da aplicação de relações trigonométricas ao diagrama de construção da FMM \mathcal{F}_1 , o que proporcionará :

$$N_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{12}\right)$$

7.83

$$N_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{3\pi}{12}\right)$$

onde N_0 é o número de espiras de um enrolamento de referência que, percorrido por uma corrente de mesmo módulo, produzirá uma FMM de idêntica magnitude.

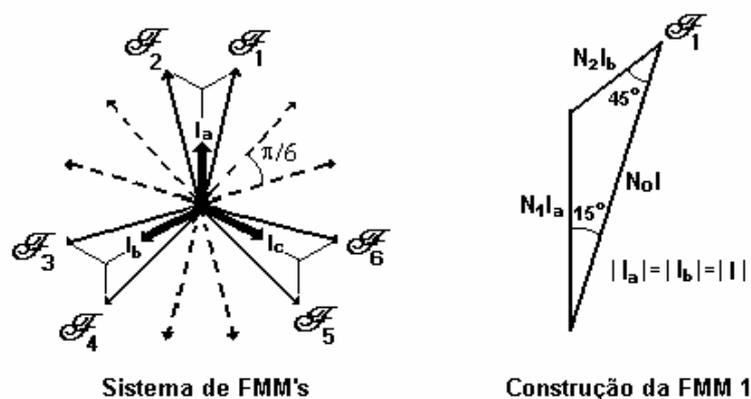


FIGURA 7.29
Distribuição das FMMs para uma estrutura de seis núcleos

A conexão em série ou em paralelo dos enrolamentos alimentados por corrente de uma mesma fase na estrutura da figura 7.28 e o fechamento dos ramos resultantes numa ligação estrela não aterrada dará origem aos dois tipos de reatores com saturação natural, como está assinalado na figura 7.30.

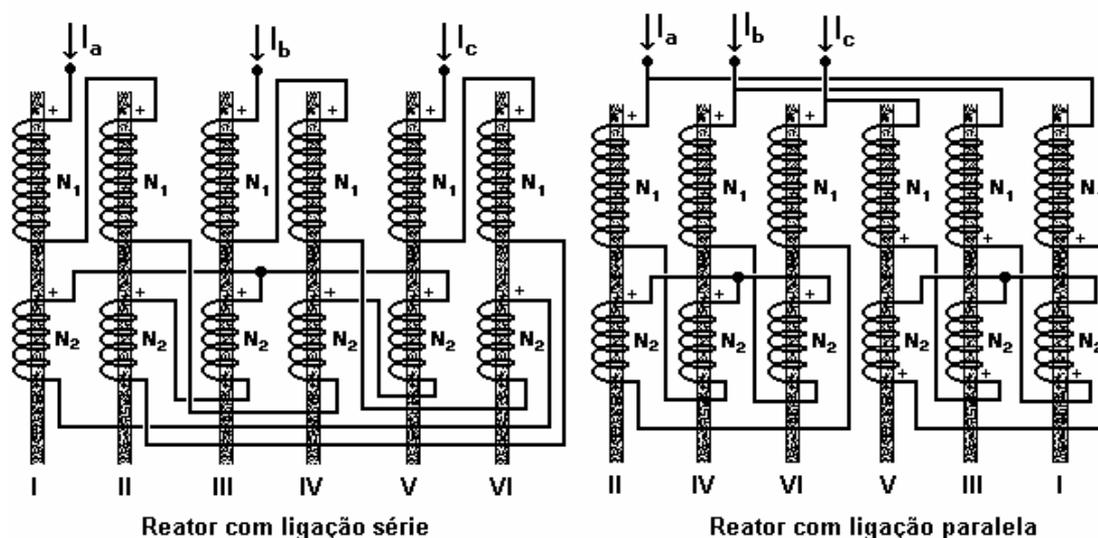


FIGURA 7.30
Diagramas dos reatores de seis núcleos com ligação série e paralela

Uma importante diferença entre esses dois tipos de reatores, além, obviamente, das ligações utilizadas entre os enrolamentos, reside na quantidade de núcleos que poderão ser considerados para compor a estrutura de cada um. Para os reatores com ligação série dos enrolamentos, não importa o número de núcleos, pois, qualquer que seja, sempre será possível promover uma conexão em série dos enrolamentos, de sorte a satisfazer às regras estipuladas por Friedlander (1956). Já para os reatores com ligação paralela, somente será exequível o atendimento dessas regras para estruturas com um número de núcleos múltiplo de três, ou seja, 3, 6, 9 etc, do contrário a ligação estrela ficará inconclusa.

Em qualquer das situações descritas, o número de espiras dos diferentes enrolamentos do reator exercerá um papel primordial, pois a distribuição espacial resultante para as FMMs dependerá dos valores atribuídos a essas grandezas. A disposição de FMMs da figura 7.29 é, apenas, uma dentre as infinitas possibilidades para a estrutura de seis núcleos, pois o deslocamento angular conjunto dessas FMMs, provocado pela escolha de números de espiras distintos daquelas fornecidos pelas equações 7.83, ainda produzirá uma distribuição concorde com o princípio da mútua compensação harmônica, uma vez que a magnitude e defasagem das FMMs serão preservadas. Os estudos desenvolvidos por Fonte (1997) mostraram que uma distribuição de FMMs centrada em torno dos eixos da fase, demandará o menor número de espiras e

conseqüentemente o menor consumo de cobre para a fabricação dos enrolamentos. As figuras 7.31, 7.32, 7.33 e 7.34 retratam quatro membros da família dos reatores com saturação natural em termos do arranjo físico, da distribuição das FMMs e dos números de espiras dos enrolamentos, todos configurados em obediência às regras de otimização de Fonte (1997).

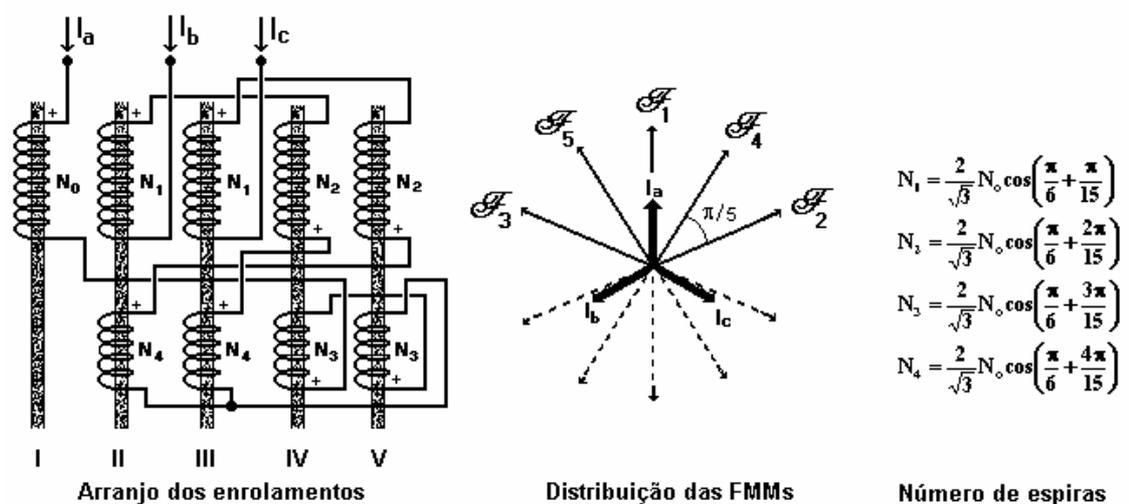


FIGURA 7.31
Reator de cinco núcleos com ligação série dos enrolamentos

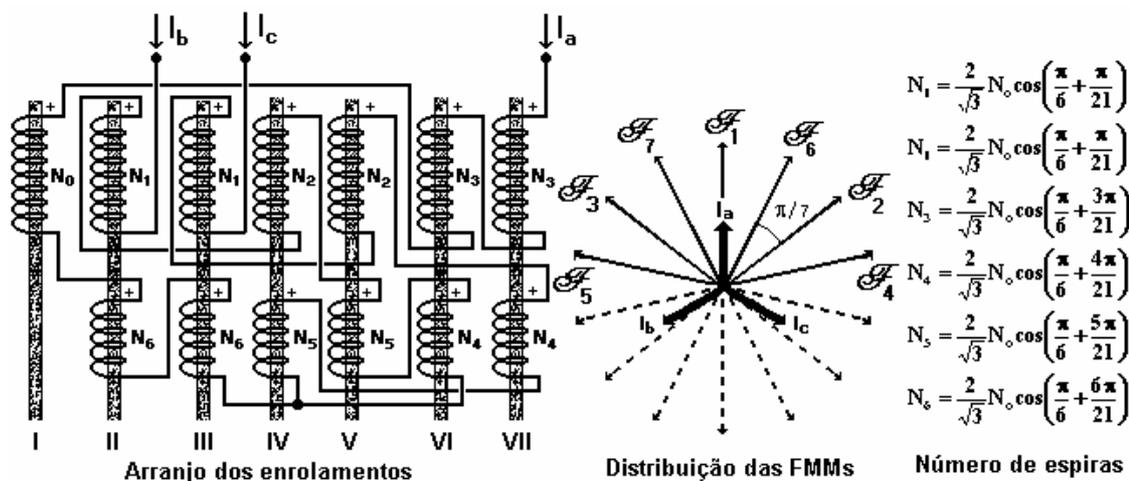


FIGURA 7.32
Reator de sete núcleos com ligação série dos enrolamentos

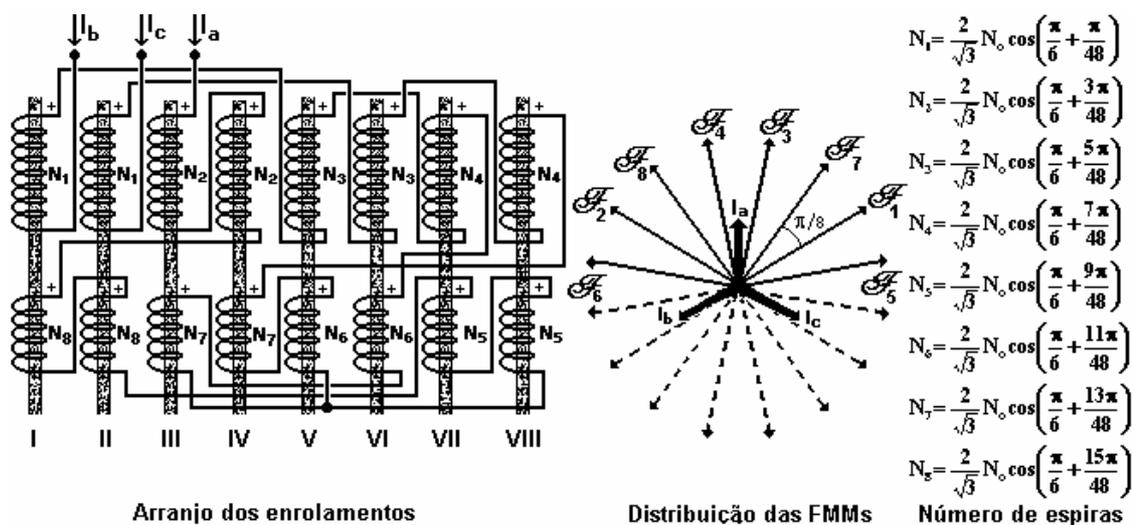


FIGURA 7.33
Reator de oito núcleos com ligação série dos enrolamentos

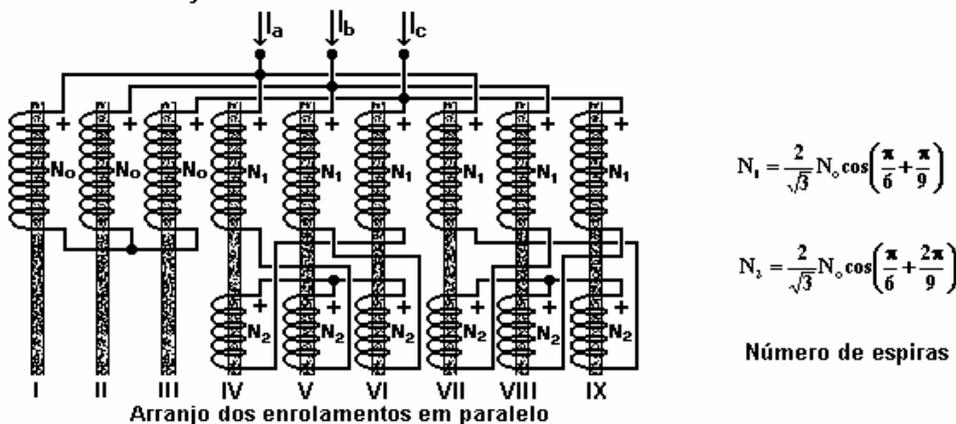
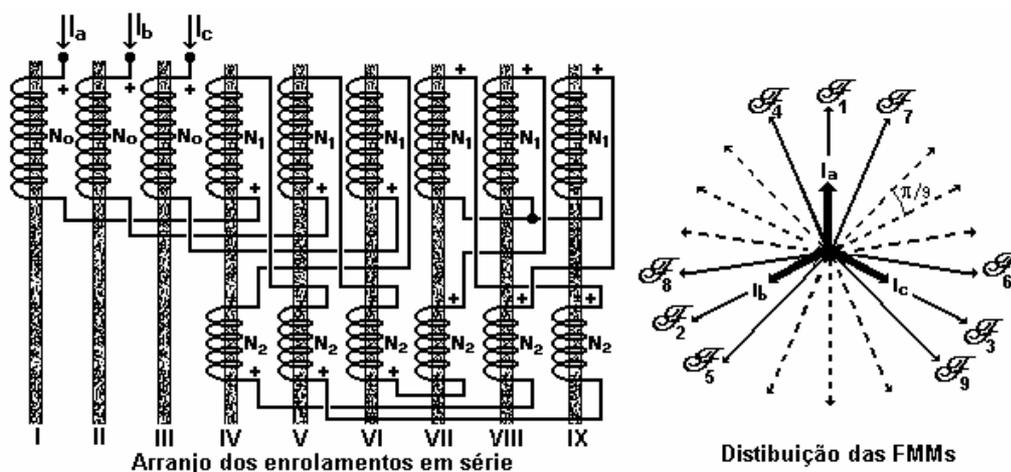


FIGURA 7.34
Reator de nove núcleos com ligação série e paralela dos enrolamentos

Um exame dos casos apresentados permite o estabelecimento de uma fórmula geral para obtenção dos números ótimos de espiras em função da quantidade de núcleos presentes na estrutura do reator, n , desde que se faça a partição do domínio dessa variável em quatro conjuntos, assim definidos :

$$\begin{aligned}
 C_1 &= \{x : x \in \mathbb{N}, \text{ múltiplo de 3 e ímpar } \} \\
 C_2 &= \{x : x \in \mathbb{N}, \text{ múltiplo de 3 e par } \} \\
 C_3 &= \{x : x \in \mathbb{N}, \text{ não múltiplo de 3 e ímpar } \} \\
 C_4 &= \{x : x \in \mathbb{N}, \text{ não múltiplo de 3 e par } \}
 \end{aligned} \tag{7.84}$$

Para cada um desses conjuntos, os números ótimos de espiras dos enrolamentos serão determinados por :

$$\begin{aligned}
 n \in C_1 &\Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi i}{n}\right) & \forall i = 0, 1, 2, 3, \dots, \left(\frac{n}{3} - 1\right) \\
 n \in C_2 &\Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{n}\left(i - \frac{1}{2}\right)\right) & \forall i = 1, 2, 3, \dots, \left(\frac{n}{3}\right) \\
 n \in C_3 &\Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi i}{3n}\right) & \forall i = 0, 1, 2, 3, \dots, (n - 1) \\
 n \in C_4 &\Rightarrow N_i = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right) N_0 \cos\left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{3n}\left(i - \frac{1}{2}\right)\right) & \forall i = 1, 2, 3, \dots, n
 \end{aligned} \tag{7.85}$$

Tais expressões foram desenvolvidas para os reatores cujos núcleos possuem enrolamentos independentes uns dos outros, configuração adotada pelos modelos fabricados pela GEC, de modo que não serão aplicáveis para os reatores propostos pela TTU, que utilizam uma conexão em autotransformador para os enrolamentos de um mesmo núcleo. Essa incompatibilidade decorre da evidência de que, para produzir uma dada FMM, números distintos de espiras serão exigidos dos dois modelos, pois a diversidade das conexões importará na circulação de correntes diferentes nos enrolamentos dos mesmos.

Os reatores criados pela TTU possuem uma ligação paralela entre os enrolamentos, o que impõe estruturas sempre com um número de núcleos múltiplo de três, como a montagem de seis núcleos apresentada na figura 7.35. A distribuição ótima de FMMs para essa configuração é exatamente a mesma estabelecida para os reatores de seis núcleos com enrolamentos independentes, a qual também se encontra reproduzida na figura 7.35. Para que essa distribuição seja, de fato, verificada, os números de espiras N_1 e N_2 dos enrolamentos desse reator deverão ser escolhidos de conformidade com o mesmo procedimento adotado na análise precedente.

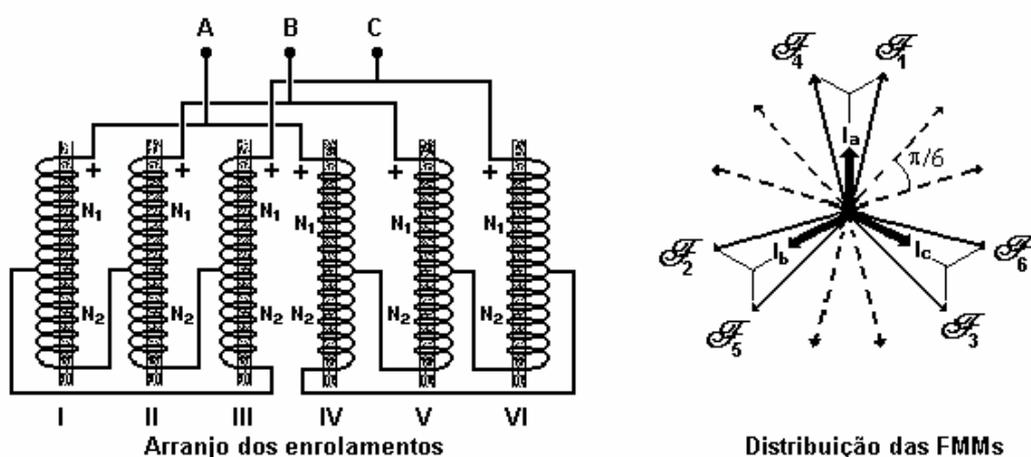


FIGURA 7.35
Diagramas do reator de seis núcleos desenvolvido pela TTU

Tomando-se a unidade trifásica formada pelos núcleos I, II e III da figura 7.35, esquematicamente representada na figura 7.36, observa-se que os trechos superiores dos enrolamentos contendo N_1 espiras serão percorridos pelas correntes de fase, I_a , I_b e I_c , enquanto as correntes de malha, I_1 , I_2 e I_3 , atravessarão as N_2 espiras inferiores dos enrolamentos. A relação entre esses dois conjuntos de correntes é dada por :

$$\begin{aligned} I_a &= I_1 - I_3 \\ I_b &= I_2 - I_1 \\ I_c &= I_3 - I_2 \end{aligned} \quad (7.86)$$

Da representação fasorial das equações (7.86), mostrada na figura 7.36, infere-se a seguinte relação entre os módulos dessas correntes :

$$\begin{aligned} |I_a| &= \sqrt{3} |I_1| \\ |I_b| &= \sqrt{3} |I_2| \\ |I_c| &= \sqrt{3} |I_3| \end{aligned} \quad (7.87)$$

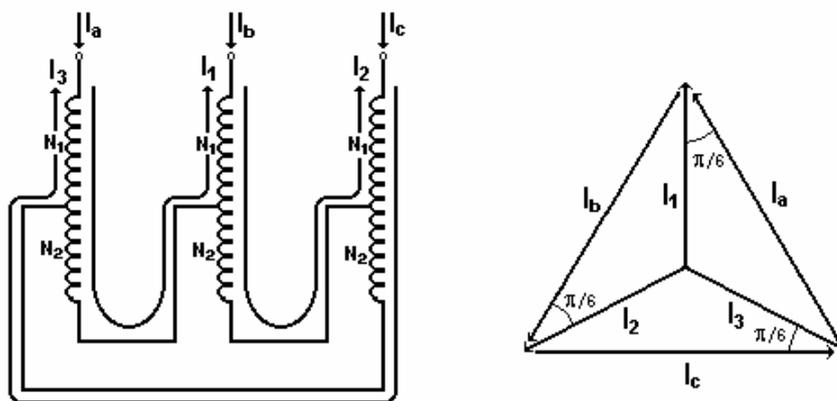


FIGURA 7.36
Correntes de fase e de ramo nos núcleos I, II e III do reator da TTU

Como também é evidente do diagrama da figura 7.36, as correntes de fase encontram-se em atraso de $\pi/6$ radianos com respeito às correntes de ramo, de modo que, para o núcleo I, a FMM pode ser obtida através da soma vetorial indicada na figura 7.37,

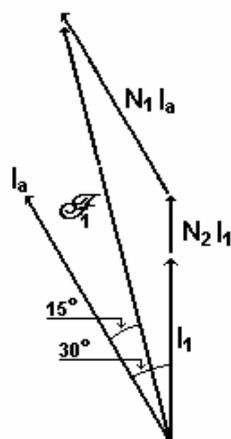


FIGURA 7.37
Construção da FMM do núcleo I do reator da TTU

operação que se repete para todos os demais núcleos da unidade em questão. Uma análise desse diagrama, particularmente das projeções das componentes $N_1 I_a$ e $N_2 I_1$ no eixo da FMM \mathcal{F}_1 e na direção em quadratura da mesma, resultam nas seguintes relações trigonométricas :

$$N_1 |I_a| \cos 15^\circ + N_2 |I_1| \cos 15^\circ = |\mathcal{F}_1| \quad (7.88)$$

$$N_1 |I_a| \sen 15^\circ = N_2 |I_1| \sen 15^\circ$$

Considerando-se, agora, um enrolamento de referência com N_o espiras, o qual, quando percorrido pela corrente da fase A, produzirá uma FMM de magnitude exatamente igual àquela atuando no núcleo I, tem-se :

$$|\mathcal{F}_1| = N_o |I_a| \quad (7.89)$$

Combinando-se as equações (7.87), (7.88) e (7.89), obtêm-se as seguintes expressões para os números ótimos de espiras dos enrolamentos dos núcleos I, II e III do reator de seis núcleos da figura 7.35 :

$$N_1 = N_o (\cos 15^\circ - \sqrt{3} \sen 15^\circ) \quad (7.90)$$

$$N_2 = 2\sqrt{3} N_o \sen 15^\circ$$

A aplicação de uma metodologia similar para os núcleos IV, V e VI desse reator comprova que, para a construção das FMMs \mathcal{F}_4 , \mathcal{F}_5 e \mathcal{F}_6 tal como assinala a figura 7.35, os enrolamentos envolvendo esses núcleos deverão dispor de números de espiras exatamente como prescreve as equações (7.90). A figura 7.38 ilustra as diversas etapas para obtenção da FMM atuando no núcleo IV.

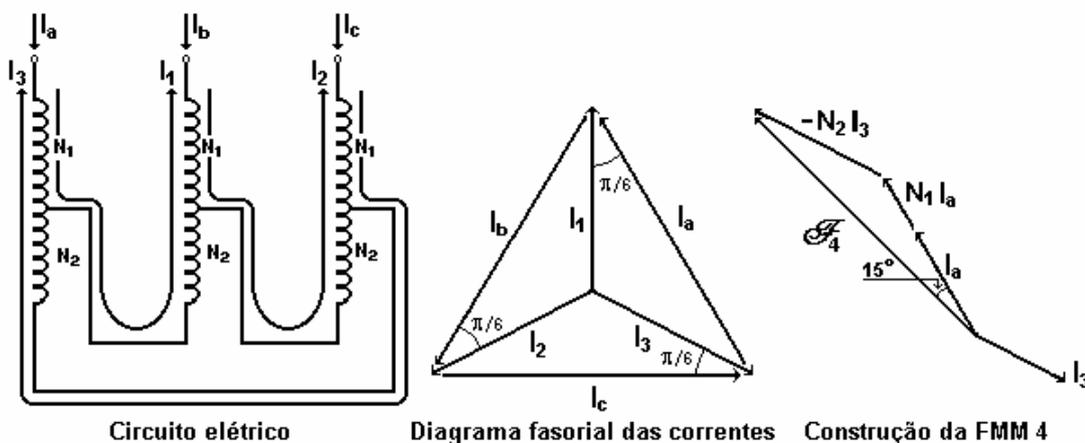


FIGURA 7.38
Construção da FMM no núcleo IV do reator da TTU

Considere-se, agora, um reator de nove núcleos da mesma linhagem produzida pela TTU, ilustrado na figura 7.39, cuja distribuição ótima de FMMs é a mesma definida para os reatores de nove núcleos com enrolamentos independentes.

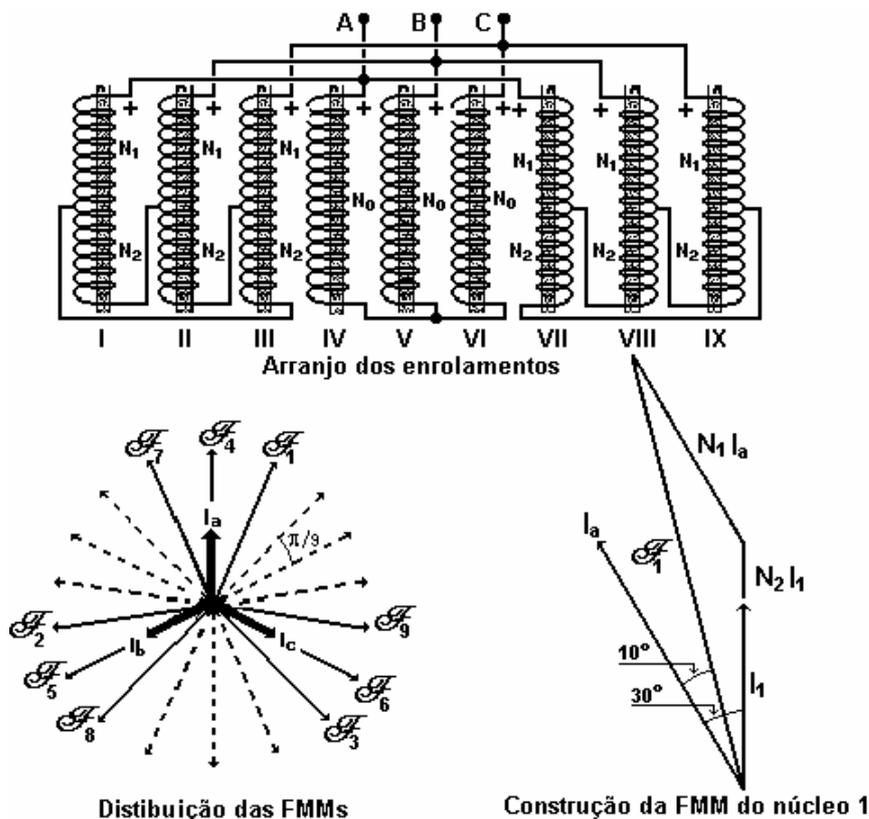


FIGURA 7.39
Reator de nove núcleos desenvolvido pela TTU

Utilizando-se da mesma técnica de abordagem dispensada ao exame do reator de seis núcleos, o diagrama fasorial para a determinação da FMM atuando no núcleo I do reator de nove núcleos terá a forma apresentada na figura 7.39, de onde se pode deduzir que :

$$\mathbf{N}_1 = \mathbf{N}_0 \left(\cos 20^\circ - \sqrt{3} \operatorname{sen} 20^\circ \right) \quad (7.91)$$

$$\mathbf{N}_2 = 2\sqrt{3}\mathbf{N}_0 \operatorname{sen} 20^\circ$$

Uma inspeção das equações (7.90) e (7.91) indica que, se os reatores desenvolvidos pela TTU forem classificados, de acordo com o número de núcleos, em par ou ímpar, uma expressão generalizada que estabeleça os números ótimos de espiras para os enrolamentos poderá ser proposta para cada caso. Assim, quando a quantidade de núcleos de um desses reatores pertencer a um dos dois conjuntos :

$$\mathbf{C}_1 = \{ \mathbf{x} : \mathbf{x} \in \mathbf{N}, \text{ ímpar } \} \quad (7.92)$$

$$\mathbf{C}_2 = \{ \mathbf{x} : \mathbf{x} \in \mathbf{N}, \text{ par } \}$$

o cálculo dos números ótimos de espiras para os enrolamentos do mesmo poderá ser efetuado através das seguintes fórmulas gerais :

$$\mathbf{n} \in \mathbf{C}_1 \Rightarrow \mathbf{N}_1 = \mathbf{N}_0 \left[\cos \left(\frac{\pi}{2\mathbf{n}} \right) - \sqrt{3} \operatorname{sen} \left(\frac{\pi}{2\mathbf{n}} \right) \right] \text{ e } \mathbf{N}_2 = 2\sqrt{3}\mathbf{N}_0 \operatorname{sen} \left(\frac{\pi}{2\mathbf{n}} \right) \quad (7.93)$$

$$\mathbf{n} \in \mathbf{C}_2 \Rightarrow \mathbf{N}_1 = \mathbf{N}_0 \left[\cos \left(\frac{\pi}{\mathbf{n}} \right) - \sqrt{3} \operatorname{sen} \left(\frac{\pi}{\mathbf{n}} \right) \right] \text{ e } \mathbf{N}_2 = 2\sqrt{3}\mathbf{N}_0 \operatorname{sen} \left(\frac{\pi}{\mathbf{n}} \right)$$

7.8 A equação fundamental dos reatores saturados

A equação básica para o estudo do comportamento de qualquer dispositivo magneticamente acoplado provém da aplicação da Lei de Faraday, através da qual uma vinculação é estabelecida entre as variáveis dos circuitos elétricos e magnéticos. Na sua forma mais elementar, essa lei expressa a tensão induzida nos terminais de um enrolamento, e , em termos do número de espiras desse enrolamento, N , e do fluxo magnético, ϕ , enlaçando essas espiras :

$$e = N \left(\frac{d\phi}{dt} \right) \quad (7.94)$$

Sendo A , a secção transversal do núcleo envolvido pelo enrolamento, a equação (7.94) poderá ser reescrita, desta vez, utilizando a indução magnética local, \mathcal{B} :

$$e = NA \left(\frac{d\mathcal{B}}{dt} \right) \quad (7.95)$$

Para ter uma utilidade prática nos estudos dos dispositivos eletromagnéticos, a equação (7.95) ainda carece de algum detalhamento adicional, particularmente com a substituição da indução por uma função conhecida. Nas aplicações clássicas em máquinas elétricas, adota-se uma indução senoidal, de modo que :

$$\mathcal{B} = \mathcal{B}_m \text{sen } \omega t \quad (7.96)$$

Substituindo-se (7.96) em (7.95) obtém-se para a tensão induzida :

$$e = (\omega N \mathcal{B}_m A) \cos \omega t = e_m \cos \omega t$$

cujo valor eficaz será dado por :

$$\mathbf{E} = \frac{\mathbf{e}_m}{\sqrt{2}} = \frac{\omega N \mathcal{B}_m A}{\sqrt{2}} = 4,44fN \mathcal{B}_m A \quad (7.97)$$

fórmula tradicional entre os estudiosos dos dispositivos eletromagnéticos.

Reatores com ligação série dos enrolamentos - No caso dos reatores com saturação natural, particularmente aqueles que utilizam a ligação série, vários enrolamentos de núcleos distintos concorrem com uma tensão induzida para, juntas, contrabalançar a tensão de alimentação do reator. Assim, por exemplo, para o reator série de nove núcleos da figura 7.34, a tensão aplicada à fase A será equilibrada, desprezando-se a resistência e a dispersão, pela tensão induzida em cinco enrolamentos :

$$\mathbf{v}_a = N_o \left(\frac{d\varphi_I}{dt} \right) + N_1 \left(\frac{d\varphi_4}{dt} \right) - N_2 \left(\frac{d\varphi_5}{dt} \right) + N_1 \left(\frac{d\varphi_7}{dt} \right) - N_2 \left(\frac{d\varphi_9}{dt} \right) \quad (7.98)$$

As relações deduzidas no apêndice 7.7 para os números de espiras de um reator de nove núcleos :

$$N_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} N_o \cos \left(\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{9} \right) = 0,742 N_o$$

$$N_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} N_o \cos \left(\frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{9} \right) = 0,395 N_o$$

quando substituídas na equação (7.98) proporcionará :

$$\mathbf{v}_a = N_o \left(\frac{d\varphi_I}{dt} \right) + 0,742 N_o \left(\frac{d\varphi_4}{dt} + \frac{d\varphi_7}{dt} \right) - 0,395 N_o \left(\frac{d\varphi_5}{dt} + \frac{d\varphi_9}{dt} \right) \quad (7.99)$$

Como as FMMs aplicadas a cada um dos núcleos do reator possuem o mesmo módulo e exibem uma defasagem tal como assinala a figura 7.34, os fluxos produzidos apresentarão exatamente o mesmo comportamento, assim como as tensões induzidas. Considerando-se apenas a componente fundamental dessas tensões, a equação (7.99) poderá ser representada pelo diagrama fasorial da figura 7.40, quando se têm em conta as defasagens definidas na figura 7.34. Nesse diagrama, \mathbf{V}_s é o valor eficaz da tensão de

fase, E_0 , o valor eficaz da tensão induzida no enrolamento de referência N_0 do núcleo I, E_4 e E_7 nos enrolamentos N_1 dos núcleos IV e VII, E_5 e E_9 nos enrolamentos N_2 dos núcleos V e IX.

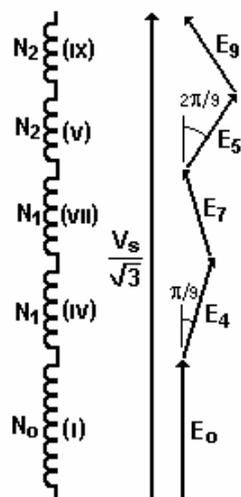


FIGURA 7.40

Diagrama das tensões na fase A do reator série de nove núcleos

Em termos apenas dos módulos, deduz-se do diagrama fasorial da figura 7.40 que :

$$\frac{V_s}{\sqrt{3}} = E_0 + 2 \times 0,743E_0 \cos\left(\frac{\pi}{9}\right) + 2 \times 0,395E_0 \cos\left(\frac{2\pi}{9}\right) = 3 E_0$$

de onde :

$$E_0 = \frac{\sqrt{3}V_s}{9} \quad (7.100)$$

Para o reator de seis núcleos com ligação série da figura 7.30, a equação similar a (7.98) será :

$$v_a = N_1 \left(\frac{d\phi_1}{dt} \right) + N_1 \left(\frac{d\phi_2}{dt} \right) - N_2 \left(\frac{d\phi_4}{dt} \right) - N_2 \left(\frac{d\phi_5}{dt} \right)$$

Procedendo-se da maneira descrita acima, desta vez, porém, tendo por base a distribuição das FMMs da figura 7.29, a seguinte relação será obtida para a tensão induzida no enrolamento de referência \mathbf{N}_o do reator de seis núcleos :

$$\mathbf{E}_o = \frac{\sqrt{3}\mathbf{V}_s}{6} \quad (7.101)$$

Um exame das equações (7.100) e (7.101) mostra que a seguinte fórmula genérica poderá ser adotada para a tensão induzida no enrolamento de referência de um reator com ligação série e dispondo de \mathbf{n} núcleos :

$$\mathbf{E}_o = \frac{\sqrt{3}\mathbf{V}_s}{\mathbf{n}} \quad (7.102)$$

Um levantamento da validade da equação (7.102) para reatores com diferentes quantidades de núcleos foi efetuado por Fonte (1997), cuja análise comprovou que a exatidão dessa equação somente se verifica para os reatores com um número de núcleos múltiplo de 3, constituindo-se numa aproximação satisfatória para todas as demais configurações.

A tensão \mathbf{E}_o na equação (7.102) é produzida por uma onda de indução que, sob condições idealizadas, terá a forma trapezoidal, pois a regra de funcionamento imposta a essa modalidade de reator é que cada núcleo permaneça insaturado por um período de somente π/n radianos para cada meio ciclo. A função descrevendo essa indução, mostrada na figura 7.41, será

$$\mathbf{B}(\omega t) = \begin{cases} \left(\frac{2\mathbf{n}}{\pi}\right) \mathcal{R}_s \omega t & , -\frac{\pi}{2\mathbf{n}} \leq \omega t \leq \frac{\pi}{2\mathbf{n}} \\ \mathcal{R}_s & , \frac{\pi}{2\mathbf{n}} \leq \omega t \leq \left(\pi - \frac{\pi}{2\mathbf{n}}\right) \\ \left(\frac{2\mathbf{n}}{\pi}\right) \mathcal{R}_s (\pi - \omega t) & , \left(\pi - \frac{\pi}{2\mathbf{n}}\right) \leq \omega t \leq \left(\pi + \frac{\pi}{2\mathbf{n}}\right) \end{cases} \quad (7.103)$$

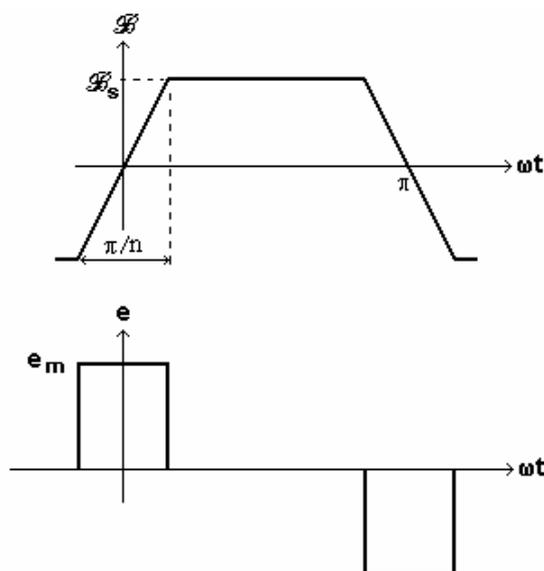


FIGURA 7.41
Onda de indução e tensão induzida num reator com ligação série

A tensão induzida por tal densidade de fluxo terá a forma de pulsos retangulares com largura de π/n radianos, figura 7.41, e cuja intensidade máxima é dada, segundo a Lei de Faraday, por :

$$e_m = N_o A_n \frac{d\mathcal{B}}{dt} = N_o A_n \frac{d}{dt} \left[\left(\frac{2n}{\pi} \right) \mathcal{B}_s \omega t \right] = \frac{2n}{\pi} \omega N_o A_n \mathcal{B}_s \quad (7.103)$$

onde \mathcal{B}_s é o valor máximo da indução magnética, A_n é a secção transversal do núcleo e N_o , o número de espiras do enrolamento.

O desenvolvimento em série de Fourier da onda de tensão da figura 7.41 proporcionará, para o coeficiente da componente fundamental, que corresponde ao valor de pico dessa componente:

$$e_{m1} = \frac{2}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{2n}}^{\frac{\pi}{2n}} \frac{2n}{\pi} \omega N_o A_n \mathcal{B}_s \cos \theta \cdot d\theta = \frac{4n}{\pi^2} \omega N_o A_n \mathcal{B}_s \left[\text{sen} \left(\frac{\pi}{2n} \right) - \text{sen} \left(-\frac{\pi}{2n} \right) \right]$$

$$e_{m1} = \frac{8n}{\pi^2} \omega N_o A_n \mathcal{B}_s \text{sen} \left(\frac{\pi}{2n} \right) \quad (7.104)$$

Como o interesse é sempre por reatores saturados com um número de núcleos superior a três, o ângulo $(\pi/2n)$ toma valores reduzidos, de modo que :

$$\text{sen}\left(\frac{\pi}{2n}\right) \cong \frac{\pi}{2n}$$

Com essa aproximação, a equação (7.104), que fornece o valor de pico da tensão, torna-se :

$$e_{m1} = \frac{4}{\pi} \omega N_o A_n \mathcal{R}_s$$

sendo o valor eficaz dado por :

$$E_o = \frac{4}{\sqrt{2}\pi} \omega N_o A_n \mathcal{R}_s \quad (7.105)$$

Substituindo (7.105) em (7.102) obtém-se, finalmente, a equação fundamental que rege o funcionamento dos reatores com ligação série dos enrolamentos :

$$V_s = \left(\frac{n}{\sqrt{3}}\right) E_o = \left(\frac{n}{\sqrt{3}}\right) \frac{4}{\sqrt{2}\pi} \omega N_o A_n \mathcal{R}_s$$

$$V_s = 0,52 n N_o \omega \mathcal{R}_s A_n \quad (7.106)$$

e em termos da frequência :

$$V_s = 3,27 n f N_o \mathcal{R}_s A_n \quad (7.107).$$

Essa é a equação que foi divulgada por Friedlander (1956), na ocasião em que esse pesquisador lançou os fundamentos dos reatores com saturação natural.

Reatores com ligação paralela dos enrolamentos – O comportamento dos reatores que exibem ligações dessa natureza difere substancialmente daquele experimentado pelos reatores com ligação série, pois cada conjunto de três núcleos possui um regime próprio de trabalho, portando-se como uma unidade trifásica independente das demais. Nessas circunstâncias, cada núcleo funcionará sob regime de saturação por um período de $\pi/3$ radianos para cada meio ciclo, o que aproxima a forma de onda da indução magnética nos núcleos desse tipo de reator de uma senóide.

Um exame do reator de nove núcleos da figura 7.34, torna evidente que, para as unidades dispendo de apenas um enrolamento com N_o espiras por núcleo, a tensão aplicada será equilibrada pela tensão induzida nesse enrolamento, quando se ignora a resistência e a dispersão do mesmo. Para o núcleo IV da figura 7.34, a aplicação da Lei de Faraday proporcionará :

$$v_a = N_o \frac{d\phi_4}{dt}$$

de modo que, para uma tensão de alimentação senoidal, o fluxo nesse núcleo terá que exibir esse mesmo formato.

É importante lembrar que, em geral, a operação sob condições saturadas é sempre associada a uma onda de fluxo trapezoidal, como a indicar que, ao atingir o “cotovelo” da curva de magnetização do material do núcleo, o fluxo cessasse de crescer. Todavia, essa situação operacional não se verifica, uma vez que, quando intensamente saturado, o material ferromagnético comportar-se-á como se fosse ar e, assim, continuará produzindo um fluxo crescente, conquanto requeira, para isso, elevados valores de corrente. A forma de onda que esse fluxo toma não estará, pois, vinculada ao estado de saturação do núcleo, mas à tensão aplicada ao enrolamento, já que essa é uma determinação da Lei de Faraday.

Admitindo-se, pois, que os núcleos dos reatores com ligação paralela dos enrolamentos operam com um fluxo do tipo senoidal, a equação fundamental que ditará o funcionamento do mesmo tomará a forma da equação (7.97), que aplicada ao enrolamento de referência com N_o espiras tornar-se-á :

$$V_s = \sqrt{3}(4,44fN_o\mathcal{B}_m A_n) = 7,70 f N_o \mathcal{B}_m A_n \quad (7.108)$$

7.9 Os enrolamentos secundários dos reatores saturados

O uso de enrolamentos a guisa de secundários em núcleos operando sob regime de intensa saturação foi o expediente utilizado por diversos pesquisadores, como Dale, Dunham e Friedlander (1952), para viabilizar os trens de pulso necessários à alimentação da grade de controle dos retificadores de mercúrio, montagem conhecida na época como transformador de onda quadrada. Um fenômeno bem conhecido acerca desses dispositivos dizia respeito ao comportamento harmônico da corrente de alimentação quando um curto-circuito franco era imposto aos terminais desses enrolamentos secundários. Conquanto a componente fundamental da corrente permanecesse invariável, as componentes harmônicas sofriam uma completa inversão de fase nessa ocasião. Os estudos desenvolvidos por Friedlander (1956) sobre esse fenômeno demonstraram que o uso de uma impedância de curto-circuito modificava significativamente o conteúdo harmônico da corrente de alimentação. Posteriormente, após o lançamento dos reatores com saturação natural, o mesmo Friedlander (1966) explorou esse comportamento como um recurso importante para mitigar a distorção harmônica desses reatores.

Com vistas a esclarecer alguns aspectos funcionais acerca dos reatores dispondo de enrolamentos secundários, a onda de fluxo nos núcleos será assumida com um formato trapezoidal. Com essa hipótese, a tensão induzida nos enrolamentos secundários será formada, como no primário, por pulsos retangulares com largura de π/n radianos, como foi mostrado no tópico 7.8 deste capítulo e apresentado na figura 7.41 para um reator com n núcleos. Ainda mais, como a FMM e logo o fluxo dos núcleos de um tal reator estão defasados também de π/n radianos, a tensão induzida em cada um dos enrolamentos secundários exibirá essa mesma defasagem uma das outras, como assinala a figura 7.42. A composição desses pulsos individuais para constituir um trem de pulsos requer que os enrolamentos sejam conectados de uma maneira apropriada, que, para o exemplo da figura 7.42, consistirá na inversão da tensão no núcleo II e, assim, alternativamente, através das ligações indicadas. Portanto, no caso dos reatores com saturação natural, o modo de interligar os enrolamentos secundários deverá seguir rigorosamente essa orientação para que o êxito pretendido com o uso de tais enrolamentos seja, de fato, alcançado.

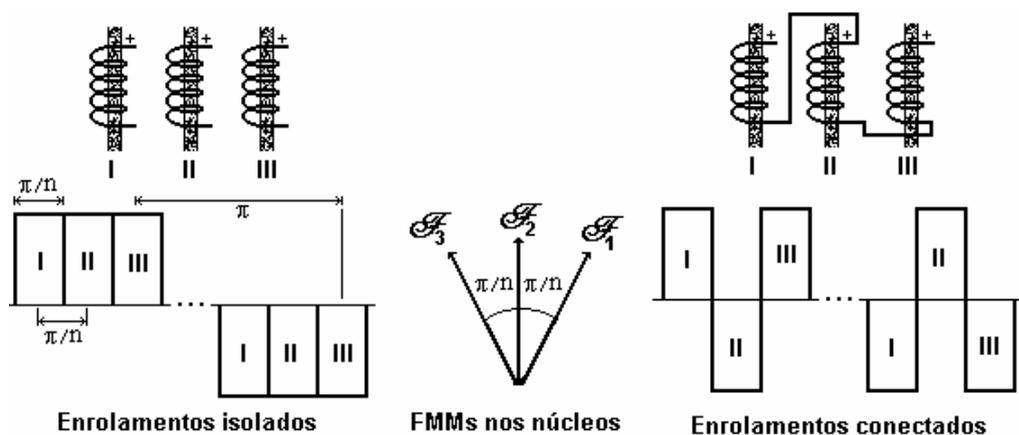


FIGURA 7.42

Tensão induzida nos enrolamentos secundários de um reator

Para os reatores com ligação série e que possuem um número ímpar de núcleos, a conexão de todos os enrolamentos secundários em série é perfeitamente factível, como mostram as figuras 7.43 e 7.44 para os reatores com sete e nove núcleos respectivamente.

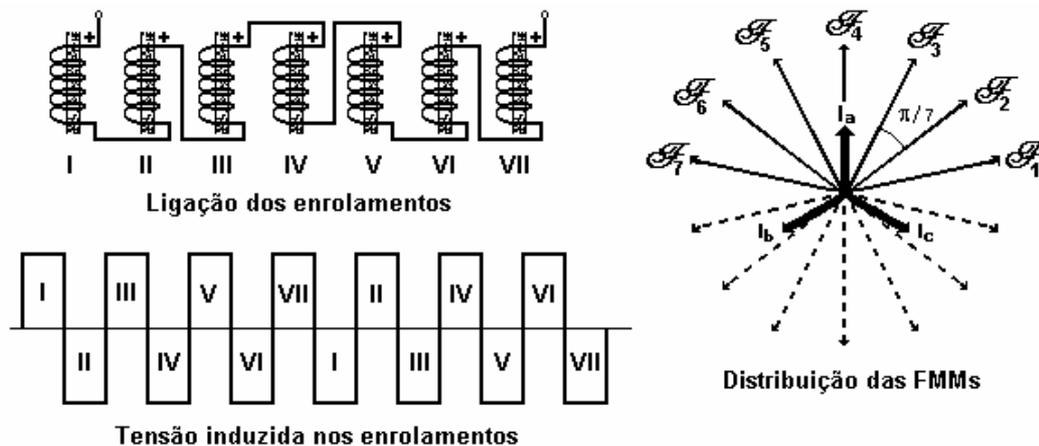


FIGURA 7.43

Tensão nos enrolamentos secundários de um reator série de nove núcleos

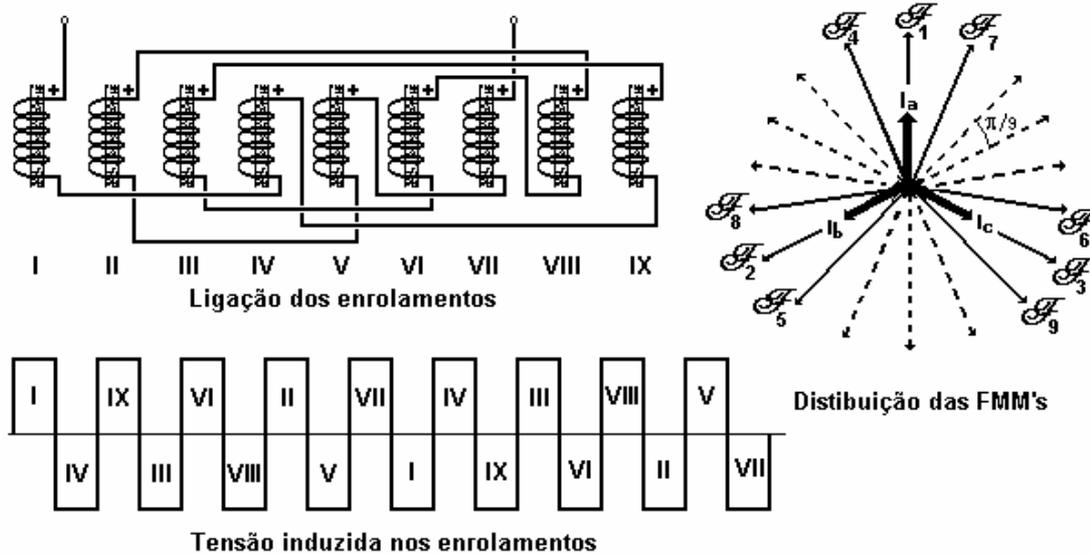


FIGURA 7.44
Tensão nos enrolamentos secundários de um reator série de nove núcleos

Todavia, para esse mesmo tipo de reator, porém com um número par de núcleos, uma conexão em série contínua não oferecerá os mesmos resultados, pois, como se observa na figura 7.45, qualquer tentativa resultará sempre num pulso com duração dobrada. Nessas circunstâncias, a frequência da tensão induzida no secundário da figura 7.45 não

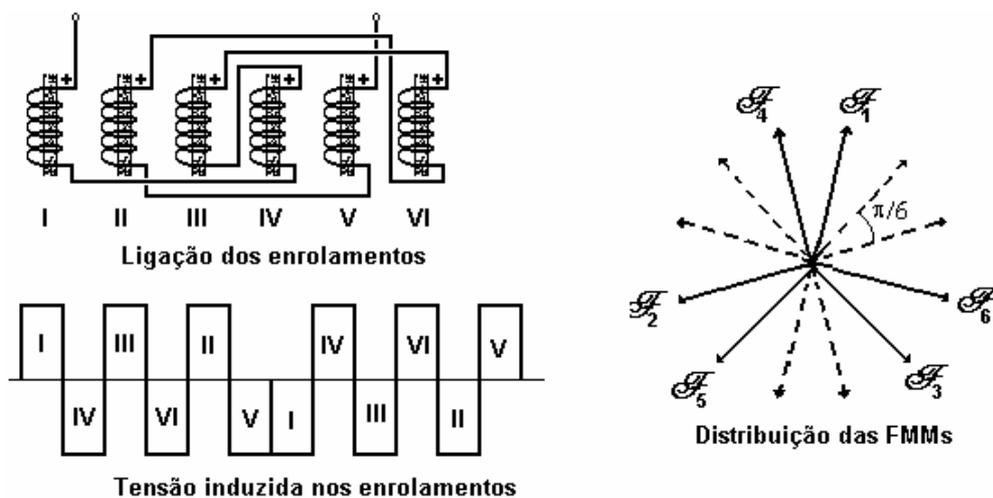


FIGURA 7.45
Tensão no secundário interligado de um reator de seis núcleos

atingirá seis vezes a frequência de alimentação do primário, o que frustrará a ação esperada desses enrolamentos. A opção para as formações com um número par de enrolamentos, porém, múltiplo de três, será promover a interligação em bloco de apenas três enrolamentos, o que dividirá o secundário em múltiplas unidades. A escolha dos enrolamentos para a composição de cada uma dessas unidades deverá ensejar, nas mesmas, a ocorrência de uma tensão de frequência tripla da rede de alimentação. Essa exigência impõe que os enrolamentos secundários de cada unidade pertençam a núcleos com FMMs defasadas de $2\pi/3$ radianos, tal como as duas unidades formadas para o reator de seis núcleos mostradas na figura 7.46.

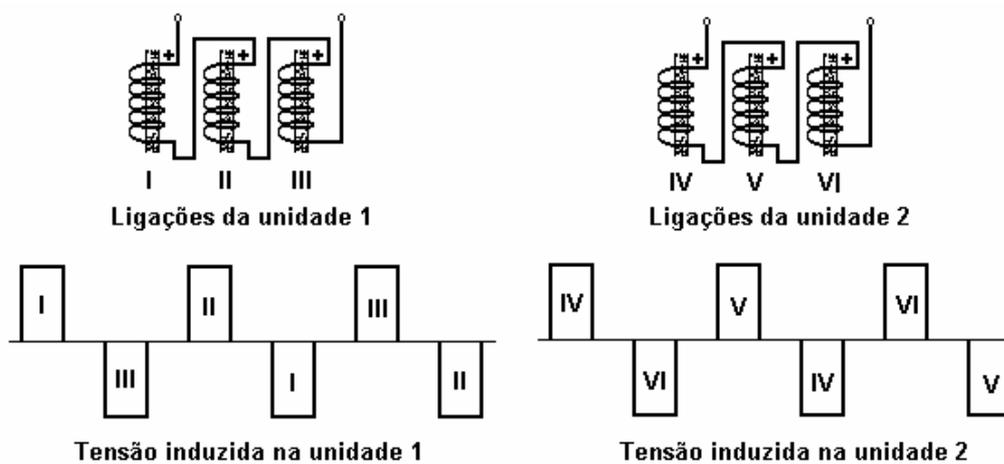


FIGURA 7.46
Tensão nas duas unidades secundárias de um reator de seis núcleos

Por extensão, deduz-se que os reatores com ligação paralela dos enrolamentos deverão utilizar sempre os enrolamentos secundários reunidos em unidades de três enrolamentos cada uma, num arranjo similar ao da figura 7.46, para que o efeito desejado seja produzido.

A influência dos enrolamentos secundários no desempenho harmônico dos reatores com saturação natural pode ser apreciada através das simulações no EMTP-ATP do protótipo 1 sob duas condições operacionais : enrolamentos secundários em circuito aberto e em curto-circuito. O comportamento da corrente da fase A desse protótipo para essas duas situações, obtido por intermédio do programa PLOTXY, é apresentado na figura 7.47.

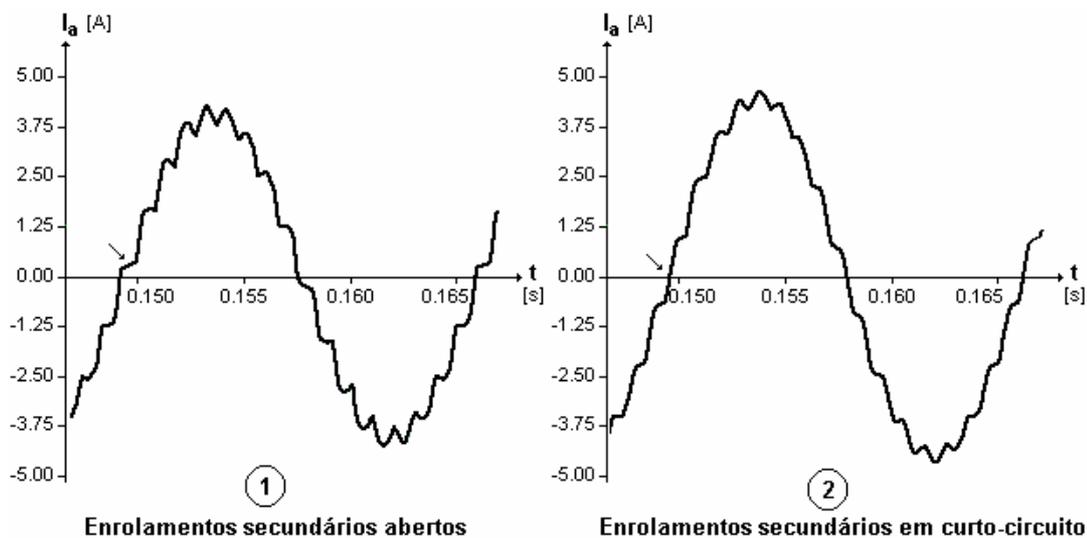


FIGURA 7.47

Corrente na fase A do protótipo 1 com os secundários abertos e em curto-circuito

Um exame dos registros da figura 7.47 já sugere, à primeira vista, uma “suavização” da forma de onda da corrente na presença dos enrolamentos secundários, o que, certamente, significa uma redução do teor harmônico da mesma. De fato, a distorção harmônica total (DHT) da corrente experimentou, segundo os resultados fornecidos pela análise de Fourier do EMTP-ATP, uma redução de 7,5 %, para 5,4% quando os enrolamentos secundários foram ativados. O mecanismo que ocasionou esse benefício se revela com maior evidência quando se aprecia a região de passagem da corrente pelo valor nulo, no cruzamento do eixo das abscissas, indicada na figura 7.47.

O ramo do protótipo 1 alimentado pela fase A reúne, de acordo com a figura 3.4, cinco enrolamentos primários em série, um enrolamento com N_0 espiras pertencente ao núcleo I, dois com N_1 espiras instalados nos núcleos IV e IX e, finalmente, outros dois com N_2 espiras nos núcleos V e VII, conforme ilustra a figura 7.48. Com base na distribuição das FMMs impostas aos núcleos do protótipo 1 e na polaridade com que os enrolamentos estão associados para formar o ramo da fase A, os pulsos de tensão induzidos nesses enrolamentos ocorrerão na seqüência apontada pela figura 7.48. Desde que a corrente da fase A estará defasada de $\pi/2$ radianos em atraso da tensão, a passagem da mesma pelo valor nulo se dará exatamente quando o enrolamento N_0

encontrar-se em atividade, ou seja, quando o núcleo I experimentar a condição não saturada e, assim, estiver submetido a uma FMM hipoteticamente nula. Essa situação está assinalada no registro 1 da figura 7.47, quando a corrente forma um patamar com uma duração em torno de $\pi/9$ radianos, embora com um valor não exatamente nulo, pois a característica de magnetização dos núcleos simulada no EMTP-ATP não foi a idealizada.

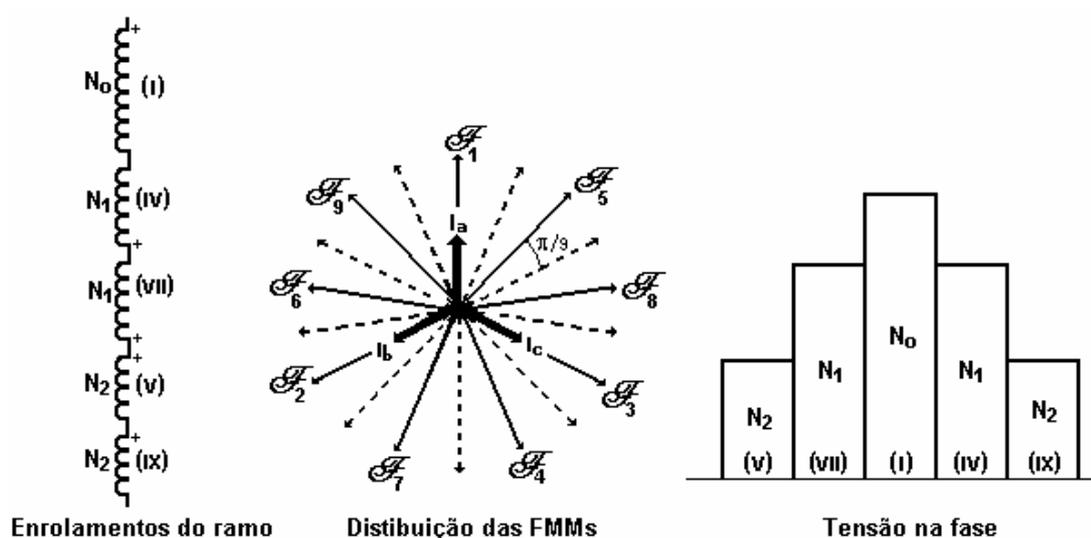


FIGURA 7.48
Tensão induzida na fase A do protótipo 1

Quando, por outro lado, os enrolamentos secundários forem conectados em curto-circuito franco, a corrente indutiva produzida no interior dos mesmos exigirá uma contrapartida do enrolamento N_0 para que a exigência de FMM nula no intervalo assinalado seja respeitada. Um exame do registro 2 da figura 7.47, justamente nesse intervalo, assinala a reação do enrolamento primário para anular o efeito da corrente secundária de curto-circuito. O patamar de corrente anteriormente observado nesse local foi substituído por uma outra forma de corrente, correspondente exatamente àquela que circula nos enrolamentos secundários. Esse é, pois, o mecanismo desencadeado pelo curto-circuito nos enrolamentos secundários, que, modificando a forma de onda da corrente de alimentação do reator, promove uma mitigação das componentes harmônicas da mesma.

A imposição de um valor nulo para a FMM atuando no núcleo I, no intervalo de $\pi/9$ radianos em torno do ponto em que a corrente da fase A cruza o eixo das abscissas, é expressa analiticamente pela equação :

$$\mathbf{FMM}_{\text{SECUNDÁRIO}} = \mathbf{FMM}_{\text{PRIMÁRIO}}$$

$$N_3 i_3 = N_0 i_0 \quad (7.109)$$

onde N_3 é o número de espiras do enrolamento secundário instalado em cada núcleo, i_0 é a corrente instantânea no enrolamento primário N_0 e i_3 , no enrolamento secundário. Como mostra a figura 7.49, as formas de onda das correntes relacionadas na equação (7.109) são bastante influenciadas pelo caráter não-linear da curva normal de magnetização dos núcleos do reator.

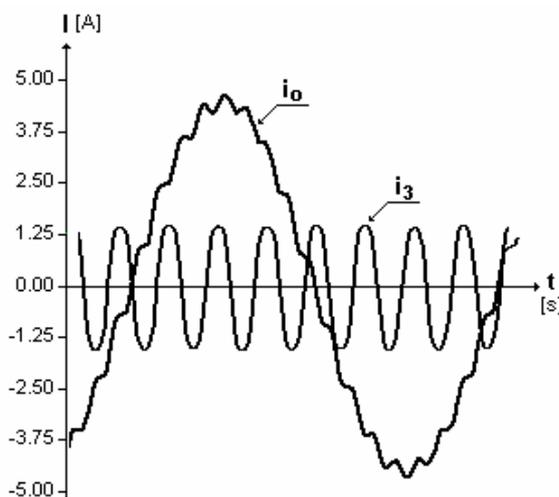


FIGURA 7.49
Correntes no primário e no secundário do protótipo 1

Assim, para ensejar um tratamento analítico, algumas aproximações, ilustradas na figura 7.50, foram adotadas :

- a corrente nos enrolamentos secundários será modelada como uma onda retangular, forma próxima da realmente observada e que, teoricamente, ocorrerá nesses enrolamentos se as não-linearidades forem removidas ;
- a corrente no enrolamento N_o será assumida senoidal, pois, a despeito das distorções locais, de uma forma geral encontra-se bastante próxima dessa condição.

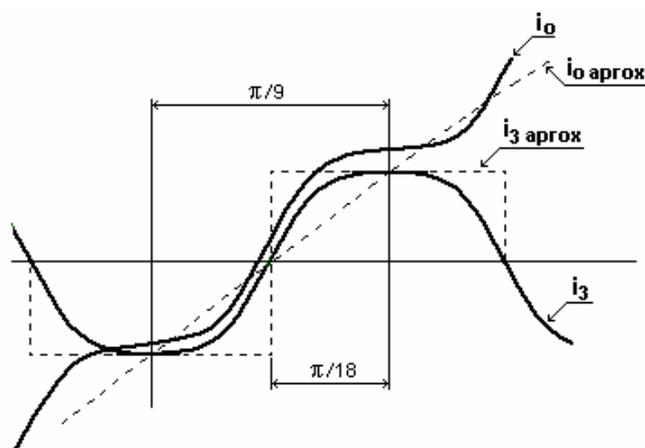


FIGURA 7.50
Aproximações das formas de onda das correntes

Com esse modelo, a equação (7.109) tomará a seguinte forma nas condições nominais de trabalho do protótipo 1:

$$N_3 i_m^{(3)} = N_o \sqrt{2} I_n \text{sen}\left(\frac{\pi}{18}\right) \quad (7.110)$$

onde $i_m^{(3)}$ é o valor máximo da onda retangular e I_n , o valor eficaz da corrente do protótipo 1. Da equação (7.110) deduz-se que :

$$i_m^{(3)} = \sqrt{2} \left(\frac{N_o}{N_3} \right) I_n \text{sen}\left(\frac{\pi}{18}\right) \quad (7.111)$$

Generalizando a equação (7.111) para um reator de n núcleos obtém-se :

$$i_m^{(3)} = \sqrt{2} \left(\frac{N_o}{N_3} \right) I_n \text{sen} \left(\frac{\pi}{2n} \right) \quad (7.112)$$

Usando a simplificação :

$$\text{sen} \left(\frac{\pi}{2n} \right) \cong \frac{\pi}{2n}$$

a equação (7.112) torna-se :

$$i_m^{(3)} = \frac{\pi}{\sqrt{2n}} \left(\frac{N_o}{N_3} \right) I_n \quad (7.113)$$

Como o valor eficaz da fundamental de uma onda retangular é dado por :

$$I_3 = \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) i_m^{(3)}$$

então, fazendo uso da equação (7.113) :

$$I_3 = \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) \frac{\pi}{\sqrt{2n}} \left(\frac{N_o}{N_3} \right) I_n$$

$$I_3 = \frac{2}{n} \left(\frac{N_o}{N_3} \right) I_n \quad (7.114)$$

Essa equação se prestará para um cálculo bastante aproximado do valor eficaz da corrente nos enrolamentos secundários de um reator de n núcleos, quando um curto-circuito franco for imposto aos seus terminais.

7.10 Os condutores para construção dos enrolamentos

As características das fitas de cobre normalizadas pelos organismos internacionais e que estão disponíveis no mercado dos materiais elétricos, segundo Khulmann (1959), são apresentadas na tabela 7.1.

LARGURA (mm)	ESPESSURA (mm)	SECÇÃO (mm ²)	LARGURA (mm)	ESPESSURA (mm)	SECÇÃO (mm ²)	LARGURA (mm)	ESPESSURA (mm)	SECÇÃO (mm ²)	
1,828	1,291	2,03	4,621	0,812	3,61	7,144	0,405	2,42	
2,052	1,291	2,32		1,291	5,74		0,511	3,26	
	1,449	2,63		1,628	7,18		0,644	4,08	
2,305	1,628	3,05		1,828	8,09	7,348	3,665	26,35	
	1,150	2,36		2,052	9,16		4,621	32,65	
2,588	1,628	3,86		2,588	11,69		5,827	40,50	
	0,812	1,96		2,906	12,85	8,251	1,024	8,21	
2,588	1,024	2,41		3,665	16,35		1,291	10,39	
	1,291	3,01		4,763	1,50		1,628	13,10	
	1,628	3,86		4,840	1,150		1,828	14,80	
	2,052	4,99	5,190	1,024	5,04		2,052	16,61	
2,906	1,291	3,41		1,291	6,38		2,305	18,65	
	1,628	4,35		1,449	7,18		2,588	21,00	
3,263	2,052	5,61		1,528	8,08		2,906	23,40	
	0,812	2,52		1,828	9,16		3,263	26,55	
	1,024	3,11		2,052	10,35		3,665	29,60	
	1,291	3,90	2,305	11,69	4,115	33,40			
	1,628	4,28	2,588	13,10	5,190	41,60			
	1,828	5,66	2,906	14,48	5,827	0,643	5,79		
2,052	6,40	3,263	16,42	0,812		7,41			
2,305	7,21	4,115	20,80	1,024		9,22			
2,588	8,09	5,827	4,621	25,70		1,291	11,67		
3,665	1,150		3,90	5,190		29,60	1,628	14,70	
	1,449	4,94	5,480	31,40		2,052	18,65		
1,628	5,59	6,350	2,01	4,621	41,65				
1,828	6,36	6,544	0,812	5,19	58,60	9,266	0,643	5,79	
2,052	7,18			1,024	6,41		0,812	7,41	
2,305	8,09			1,291	8,15		1,024	9,22	
2,906	10,10			1,628	10,35	1,291	11,67		
4,115	1,024			3,96	1,828	11,69	1,628	14,70	
	1,291			4,98	2,052	13,15	2,052	18,65	
	1,628			6,34	2,305	14,80	4,621	41,65	
	2,052			8,09	2,588	16,61	6,544	58,60	
	2,305			9,16	2,906	18,40	10,464	2,305	23,70
	2,588			10,35	3,263	20,95		2,906	29,60
2,906	11,35	3,665	23,45	3,263	33,60				
3,263	12,95	4,115	26,45	6,544	0,812	5,19			
		5,190	32,65		1,024	6,41			

TABELA 7.1
Fitas de cobre padronizadas por normas internacionais

Os condutores de cobre esmaltados e de secção redonda, próprios para a construção de pequenos transformadores e que são oferecidos habitualmente pelos fabricantes de fios e cabos, estão alinhados na tabela 7.2 a seguir, de acordo com os dados da WEG, conhecido produtor nacional desse tipo de equipamento.

BITOLA AWG	DIÂMETRO (mm)	SECÇÃO (mm ²)
30	0,290	0,051
29	0,330	0,065
28	0,370	0,081
27	0,410	0,102
26	0,450	0,129
25	0,510	0,162
24	0,570	0,200
23	0,640	0,260
22	0,710	0,320
21	0,790	0,410
20	0,880	0,520
19	0,990	0,650
18	1,030	0,820
17	1,230	1,040
16	1,370	1,310
15	1,540	1,650
14	1,710	2,080
13	1,920	2,630
12	2,155	3,310
11	2,405	4,172
10	2,695	5,621
9	3,010	6,634
8	3,360	8,368
7	3,760	10,550
6	4,220	13,300
5	4,720	16,770
4	5,290	21,150
3	5,930	26,670
2	6,640	33,630
1	7,450	42,410
0	8,352	53,480
00	9,370	67,430

TABELA 7.2
Fios esmaltados de cobre padronizados

7.11 Uma aplicação da rotina de cálculo do fluxo nos reatores

A rotina para o cálculo do fluxo na estrutura magnética dos reatores saturados foi desenvolvida com base nas seguintes hipóteses :

- as FMMs atuando nos núcleos do reator são supostas senoidais, com magnitudes idênticas e defasadas umas das outras segundo um modelo de distribuição previamente estabelecido ;
- as relutâncias das diversas partes da estrutura magnética são definidas tendo em conta, apenas, a secção efetiva do material ferromagnético, ignorando-se, por completo, as trajetórias de fluxo no ar ao redor da estrutura.

Embora tais hipóteses propiciem uma grande simplificação no tratamento do circuito magnético dos reatores, ainda assim, o sistema de equações descrevendo esse circuito conservará um caráter não-linear, peculiar a toda estrutura ferromagnética. A linearização desse sistema, juntamente com a solução para o mesmo, foi formulada por intermédio de um processo iterativo, compreendendo as seguintes etapas :

- proceder a uma estimativa inicial das relutâncias a partir de um valor eleito para a permeabilidade do material ;
- solucionar o sistema de equações lineares, promovendo a inversão da matriz das relutâncias pelo método de Shipley ;
- consultar a curva de permeabilidade do material ferromagnético do reator para determinar o valor dessa grandeza correspondente às induções calculadas nos diversos pontos da estrutura do reator ;
- repetir o procedimento até que as permeabilidades, obtidas em iterações consecutivas, difiram de um valor suficientemente pequeno.

A aplicação dessa metodologia ao protótipo 2 exigiu, em primeiro lugar, um levantamento das dimensões construtivas desse reator para que o cômputo das relutâncias dos núcleos, travessas e retornos observasse uma conformidade com a realidade. Tais informações encontram-se registradas na figura 7.51 e apontam para importantes desvios com respeito aos valores especificados para esse protótipo, apresentados na tabela 3.1 do Capítulo 3. A largura da estrutura, prevista para 17,0 mm, alcançou apenas 14,5 mm, o que reduziu a secção transversal efetiva dos núcleos de cerca de 15%, enquanto as janelas, com larguras estimadas no projeto em 15,60 e 29,20 mm, atingiram, no protótipo, 20 e 33 mm respectivamente. Os comprimentos adotados para a determinação das relutâncias, l_n para os núcleos, l_t para as travessas e l_r para os retornos, estão assinalados na figura 7.51.

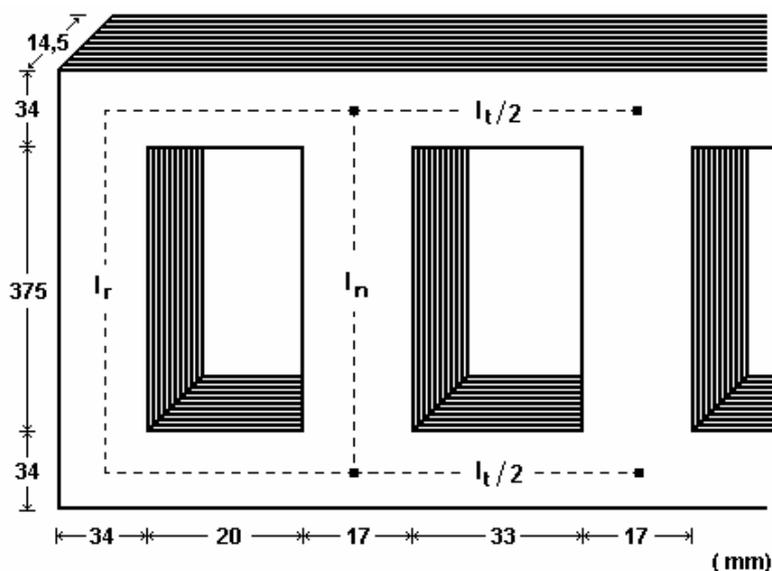


FIGURA 7.51
Dimensões da estrutura magnética do protótipo 2

As FMMs atuando nos núcleos do reator foram estabelecidas com base nas ligações entre os enrolamentos primários do protótipo mostradas na figura 3.6, o que originou o diagrama fasorial da figura 7.52, distinto, portanto, das distribuições tidas como ótimas, indicada na figura 5.6. Esse protótipo, como também ocorreu com o protótipo 3, não foi construído com a configuração recomendada pelos princípios da otimização para,

justamente, permitir a realização de pesquisas sob situações diversas. Os módulos das FMMs da figura 7.52 foram obtidos tendo em conta, apenas, a participação dos enrolamentos primários, já que os secundários, por operarem com uma frequência tripla da alimentação, poderão ser ignorados para efeito da presente análise. Nesses termos, tem-se para a magnitude das FMMs :

$$|\mathcal{F}_1| = N_0 I_N = 953 \left(\frac{3,17}{3} \right) = 1007,00 \text{ A. espira}$$

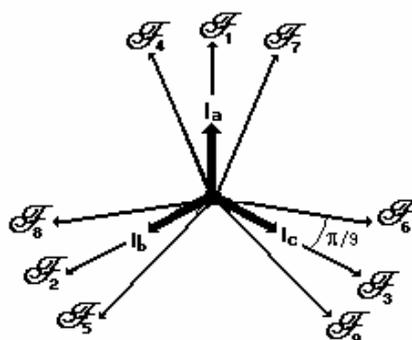


FIGURA 7.52
Distribuição de FMMs no protótipo 2

As informações acerca da permeabilidade do aço silicioso E-170 da Acesita, empregado para a fabricação do protótipo, foram extraídas de um arquivo eletrônico de curvas fornecido por essa empresa. Para facilitar o manuseio, procedeu-se à conversão dessa curva num conjunto de pontos, criteriosamente escolhidos e cujas coordenadas foram coligidas na tabela 7.3. Ao contrário da prática usual, a permeabilidade não está expressa nessa tabela em função da intensidade do campo magnético, mas da indução, uma vez que essa é a variável de interesse na presente análise. A curva normal de magnetização do material utilizada para promover essa mudança de variável também foi obtida eletronicamente.

B (T)	μ (H/m)	B (T)	μ (H/m)	B (T)	μ (H/m)
0.01600	0.001600	1.37400	0.002877698	1.64000	0.000588824
0.04000	0.002000	1.40500	0.002522251	1.65800	0.000520876
0.07200	0.002400	1.42800	0.002243096	1.67200	0.000466911
0.185003	0.004649602	1.44800	0.00202179	1.68500	0.000423487
0.299998	0.006283207	1.46700	0.001843486	1.70700	0.000357513
0.405998	0.007288489	1.48100	0.001691891	1.72600	0.000309851
0.507997	0.007979595	1.49400	0.001564513	1.74000	0.000273319
0.589504	0.008230997	1.50800	0.001457699	1.75400	0.000244905
0.66500	0.008356686	1.51900	0.001363451	1.76700	0.000222048
0.91600	0.007673877	1.52900	0.001280932	1.79000	0.000198889
1.05700	0.006641324	1.53900	0.001208727	1.81000	0.000181
1.14100	0.005735282	1.54700	0.00114354	1.87000	0.000124667
1.20400	0.005043312	1.55500	0.001085595	1.91000	0.0000955
1.24700	0.004477221	1.56100	0.001032427	1.93500	0.0000774
1.28500	0.004036945	1.57000	0.00098646	1.95000	0.000065
1.31300	0.003666584	1.60000	0.000804248	1.97000	0.00004925
1.33800	0.003362764	1.62200	0.000679422	1.98000	0.0000396

TABELA 7.3

Permeabilidade do aço silicioso E-170 da Acesita em função da indução magnética

As grandezas obtidas pela aplicação da metodologia descrita expressavam o fluxo enlaçando uma bobina de 30 espiras, pois essa é, exatamente, a informação coletada através das bobinas de prova, instaladas em diversos locais da estrutura magnética do protótipo. As leituras nessas bobinas, por sua vez, foram tomadas com o auxílio da placa integradora e do osciloscópio especificados no apêndice 7.6, quando o protótipo era suprido com a corrente nominal. Os arquivos gerados pelo osciloscópio foram, em seguida, tratados através do programa PLOTXY para obtenção da intensidade da componente fundamental de cada onda de fluxo. Os valores de pico do fluxo de enlace, determinados por intermédio dos cálculos e da manipulação das medições para os núcleos, travessas e retornos do protótipo 2 estão compilados na tabela 7.4.

LOCAL	MEDIÇÃO		SIMULAÇÃO	
	Módulo (Wb)	Fase (°)	Módulo (Wb)	Fase (°)
Núcleo 1	0,01221	0,00	0,01212	0,00
Núcleo 2	0,01189	119,10	0,01223	121,19
Núcleo 3	0,01198	-120,28	0,01234	-119,37
Núcleo 4	0,01130	20,60	0,01224	19,90
Núcleo 5	0,01212	138,37	0,01228	139,84
Núcleo 6	0,01224	-99,47	0,01216	-99,95
Núcleo 7	0,01111	-20,10	0,01225	-19,54
Núcleo 8	0,01257	98,22	0,01223	99,53
Núcleo 9	0,01278	-140,57	0,01210	-139,77
Retorno 1	0,00453	-155,58	0,00382	-150,31
Travessa 1	0,00863	-12,40	0,00903	-12,96
Travessa 2	0,00881	72,00	0,00888	73,13
Travessa 3	0,00369	-154,65	0,00421	-148,62
Travessa 4	0,00752	15,40	0,00816	14,02
Travessa 5	0,01011	99,16	0,01009	98,43
Travessa 6	0,00420	-147,51	0,00413	-149,79
Travessa 7	0,00921	-40,80	0,01009	-37,74
Travessa 8	0,00823	49,10	0,00843	45,24
Retorno 2	0,00467	-156,38	0,00377	-151,03

TABELA 7.4

Medição e cálculo do fluxo na estrutura magnética do protótipo 2

Um exame dos valores constantes da tabela 7.4 aponta para algumas divergências entre os cálculos e as medições, porém dentro de uma margem perfeitamente aceitável, principalmente quando se tem em conta a forte influência exercida por alguns fatores externos, a saber :

- as leituras dos diversos fluxos não foram efetuadas simultaneamente, mas uma após outra, por conta da capacidade limitada de registro do instrumental disponível ;

- a fonte de alimentação apresentou, no transcurso das leituras, oscilações e desequilíbrios, decorrentes das variações na rede de suprimento, pois não se contava com qualquer recurso para a estabilização da tensão.

Afora esses aspectos, a própria estrutura magnética do protótipo contribuiu para a produção de certos desequilíbrios, motivados pelas diferenças verificadas nas dimensões dos diversos núcleos, travessas e retornos do protótipo. Muito embora esses desvios fossem compatíveis com a tolerância usual do processo de corte das chapas, efetuado por intermédio de uma guilhotina, ainda assim, refletiram-se de uma forma bastante acentuada no desempenho magnético do protótipo, devido à reduzida secção transversal dos núcleos e das travessas. Nessas circunstâncias, os retornos da estrutura se constituíram nas trajetórias preferenciais para os desbalanços magnéticos, sendo, pois, essa ocorrência, a responsável pelas maiores discrepâncias observadas entre as medições e os valores computados para o fluxo.

Quanto ao modelo senoidal utilizado pela rotina de cálculo, este não representa, na verdade, uma restrição importante, desde que se possa estabelecer uma relação entre os valores de pico do fluxo senoidal calculado e aquele de fato verificado na estrutura do reator. No caso dos reatores com ligação paralela dos enrolamentos, a natureza quase senoidal dos fluxos presentes nas várias partes da sua estrutura magnética aproxima bastante o modelo adotado da situação real de trabalho desse tipo de reator.

O levantamento das formas de onda do fluxo nos núcleos, nas travessas e nos retornos do protótipo 2, efetuado por ocasião do funcionamento na corrente nominal, encontra-se registrado na figura 7.53. Como é evidente de uma análise dessa figura, nos locais da estrutura magnética onde ocorrem os fluxos mais intensos, tais como os núcleos e algumas travessas, predomina um formato quase senoidal, como foi previsto nas especulações teóricas do apêndice 7.8. Esse comportamento valida, certamente, o modelo fundamentado nessa forma de onda, como, aliás, já denotavam os resultados das medições constantes da tabela 7.4. Obviamente que uma reprodução fiel de todas as grandezas somente será possível com o uso de um programa que simule com exatidão todos os detalhes da estrutura eletromagnética do reator, como, por exemplo, o Ansys (1996), que utiliza o método dos elementos finitos.

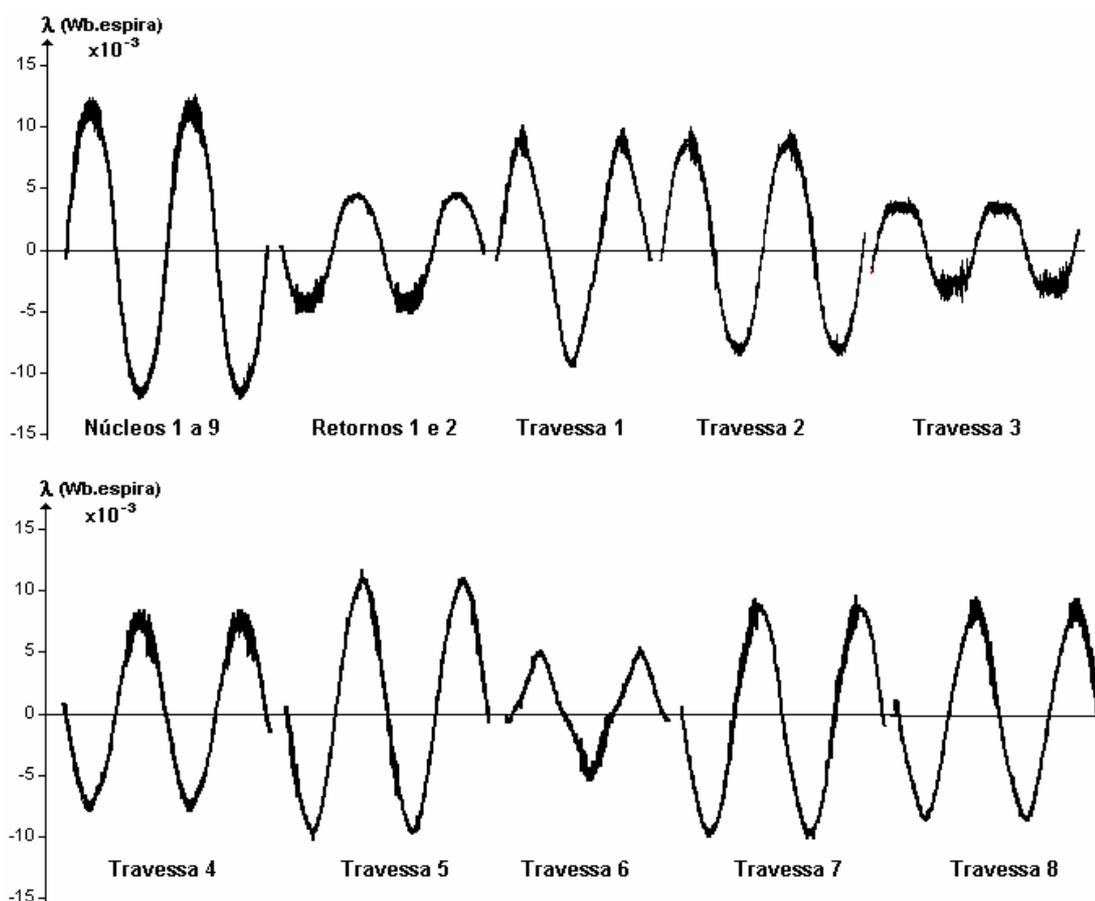


FIGURA 7.53

Forma de onda do fluxo em diversos locais da estrutura magnética do protótipo 2

Nos reatores com ligação série, onde os fluxos assumem uma forma mais afastada da senoidal, a rotina proposta ainda oferece resultados satisfatórios, como atesta a tabela 7.5. Nessa tabela, encontram-se registrados os valores de pico dos fluxos calculados e da componente fundamental dos fluxos medidos nas bobinas de prova do protótipo 1, tal como foi apresentado anteriormente para o protótipo 2. Um exame das figuras 7.26 e 7.27 do apêndice 7.6, que retrata as ondas de densidade de fluxo nesse protótipo, aponta para uma predominância da forma trapezoidal, especialmente, nos locais de maior intensidade do fluxo. Tendo-se em conta tal comportamento, uma estimativa bastante razoável do fluxo na estrutura desse tipo de reator poderá, então, ser obtida convertendo-se a onda senoidal, obtida da rotina de cálculo, numa outra de forma trapezoidal, utilizando-se, para tanto, o inverso do coeficiente da componente fundamental de Fourier correspondente :

$$\lambda_{P1} = 1,27\lambda_{PT}$$

onde λ_{P1} é o valor de pico da fundamental e λ_{PT} , o valor máximo da onda trapezoidal.

LOCAL	FLUXO DE ENLACE (Wb)	
	Medição	Simulação
Núcleo 1	0,005911	0,005559
Núcleo 2	0,005306	0,005602
Núcleo 3	0,005681	0,005574
Núcleo 4	0,005683	0,005589
Núcleo 5	0,005879	0,005584
Núcleo 6	0,005930	0,005588
Núcleo 7	0,005844	0,005574
Núcleo 8	0,005780	0,005602
Núcleo 9	0,005787	0,005560
Retorno 1	0,002814	0,001978
Travessa 1	0,003301	0,003627
Travessa 2	0,002092	0,002277
Travessa 3	0,003372	0,003304
Travessa 4	0,002717	0,002814
Travessa 5	0,002782	0,002802
Travessa 6	0,003235	0,003313
Travessa 7	0,002366	0,002270
Travessa 8	0,003452	0,003628
Retorno 2	0,003452	0,001980

TABELA 7.5

Medição e cálculo do fluxo na estrutura magnética do protótipo 1

É relevante consignar que a metodologia descrita pretende, em primeiro lugar, identificar os locais da estrutura magnética do reator onde vigoram as maiores intensidades de fluxo e, nesse particular, os resultados oferecidos são precisos. Também tenciona fornecer uma indicação acerca da relação entre o fluxo vigente no núcleo e nas travessas e retornos, de modo a orientar o dimensionamento da secção transversal dessas peças, tarefa que, outra vez, realiza satisfatoriamente.

7.12 O arquivo do EMTP-ATP para a simulação dos reatores

O arquivo de entrada do programa EMTP-ATP para promover a simulação do reator saturado de nove núcleos, configurado conforme a figura 5.14 e conectado a uma barra infinita, encontra-se listado a seguir, devendo-se destacar que :

- linhas de identificação foram introduzidas entre blocos do arquivo para facilitar a leitura do mesmo ;
- os registros apresentam uma formatação livre, não seguindo rigorosamente a orientação de praxe do EMTP-ATP ;
- o nome adotado para cada uma das barras obedece exatamente ao código assinalado para as barras da figura 5.14.

1. CARTÕES DE CONTROLE

```
BEGIN NEW DATA CASE
$CLOSE, UNIT=4 STATUS=DELETE
$OPEN, UNIT=4 FILE=RSB1.PL4 FORM=FORMATTED
  5.E-6 167.E-3  60.  0. 1.E-180
  500  1  1  1  1  0  0  2
```

2. RESISTÊNCIA DA FONTE DE ALIMENTAÇÃO

```
FONT-AREAT-A      0.001
FONT-BREAT-B      0.001
FONT-CREAT-C      0.001
```

3. REATOR SATURADO

3.1 - NÚCLEOS COM DOIS ENROLAMENTOS

NÚCLEO 1

```
TRANSFORMER      .21900.10100TRANS11070.4
.26001121E-01    .42819546E-01
.98917625E-01    .89011401E-01
.11304882E+00    .91728344E-01
.16957322E+00    .98101165E-01
.19783525E+00    .10032437E+00
  9999
```

```
1NU1EN1NU1EN4    .89848.19569 718.0
2NU1EN9NU1EN2    .59795.01212 359.0
```

NÚCLEO 2

```
TRANSFORMER TRANS1      TRANS2
1NU2EN2NU2EN5
2NU1EN2NU2EN3
```

NÚCLEO 3

TRANSFORMER TRANS1	TRANS3
1NU3EN3NU3EN6	
2NU2EN3NU3EN4	

3.2 - NÚCLEOS COM TRÊS ENROLAMENTOS**NÚCLEO 4**

TRANSFORMER 9999	TRANS4
1NU4EN5NU1EN4	.63322 -.0457 533.0
2NU6EN4NU4EN7	.44999.06192 284.0
3NU3EN4NU5EN4	.59795.07111 359.0

NÚCLEO 5

TRANSFORMER TRANS4	TRANS5
1NU5EN6NU2EN5	
2NU4EN5NU5EN8	
3NU5EN4NU6EN5	

NÚCLEO 6

TRANSFORMER TRANS4	TRANS6
1NU6EN4NU3EN6	
2NU5EN6NU6EN9	
3NU6EN5NU6EN7	

NÚCLEO 7

TRANSFORMER TRANS4	TRANS7
1NEUTRONU7EN9	
2NU4EN7NU8EN7	
3NU6EN7NU7EN8	

NÚCLEO 8

TRANSFORMER TRANS4	TRANS8
1NEUTRONU8EN7	
2NU5EN8NU9EN8	
3NU7EN8NU8EN9	

NÚCLEO 9

TRANSFORMER TRANS4	TRANS9
1NEUTRONU9EN8	
2NU6EN9NU7EN9	
3NU8EN9CHAVE1	

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 4

NU3EN4NU5EN4	321.12
98NU3EN4NU5EN4	.43700.05100
.52002242E-01	.21409773E-01
.56524053E-01	.23729053E-01
.84786435E-01	.32686131E-01

.11304882E+00 .37719046E-01
 .14131120E+00 .40718531E-01
 9999

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 5

NU5EN4NU6EN5 321.12
 98NU5EN4NU6EN5NU3EN4NU5EN4

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 6

NU6EN5NU6EN7 321.12
 98NU6EN5NU6EN7NU3EN4NU5EN4

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 7

NU6EN7NU7EN8 321.12
 98NU6EN7NU7EN8NU3EN4NU5EN4

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 8

NU7EN8NU8EN9 321.12
 98NU7EN8NU8EN9NU3EN4NU5EN4

RAMO DE MAGNETIZAÇÃO DO NÚCLEO 9

NU8EN9CHAVE1 321.12
 98NU8EN9CHAVE1NU3EN4NU5EN4

4. REFERÊNCIAS PARA A TERRA

NEUTRO 1.E9
 NU1EN2 1.E9
 NU5EN4 1.E9
 NU7EN8 1.E9

BLANK

5. CHAVES SECCIONADORAS

REAT-ANU1EN1 -1.0 1.0
 REAT-BNU2EN2 -1.0 1.0
 REAT-CNU3EN3 -1.0 1.0
 NU1EN9CHAVE1 -1.0 1.0

BLANK

6. FONTE DE ALIMENTAÇÃO

14FONT-A 192.039996 60.0 0.0 -1.
 14FONT-B 192.039996 60.0 -120.0 -1.
 14FONT-C 192.039996 60.0 120.0 -1.

BLANK

7. CARTÕES DE ENCERRAMENTO

BLANK
 BLANK
 \$CLOSE, UNIT=4 STATUS=KEEP
 BEGIN NEW DATA CASE
 BLANK

7.13 Os ensaios de carregamento dos protótipos

Os ensaios de carregamento dos protótipos de reatores saturados utilizaram a fonte de alimentação trifásica 220 V, 60 Hz, disponível no Laboratório de Medidas Eletromagnéticas do DEESP. O ajuste da tensão de suprimento dos protótipos foi obtido por intermédio de um autotransformador trifásico ajustável, especialmente construído para esse fim pela SOTRAFO, com entrada de 220 / 380 V, 60 Hz e oferecendo, como saída, uma tensão entre 0 e 400 V, 60 Hz, sob uma corrente máxima de 15 A. As medidas das tensões e correntes de alimentação dos protótipos foram efetuadas por intermédio de um registrador fabricado pela RMS Sistemas Eletrônicos, tipo MARH-21, faixa de leitura das tensões de 0 a 600 V e da corrente de 0 a 11 A, com precisão de acordo com a classe 0,5 da norma NBR-14519. A montagem para a realização desses ensaios encontra-se esquematizado na figura 7.54, e obedeceu fielmente às prescrições do fabricante do registrador quanto ao tipo de ligação da carga, no caso, estrela não aterrada.

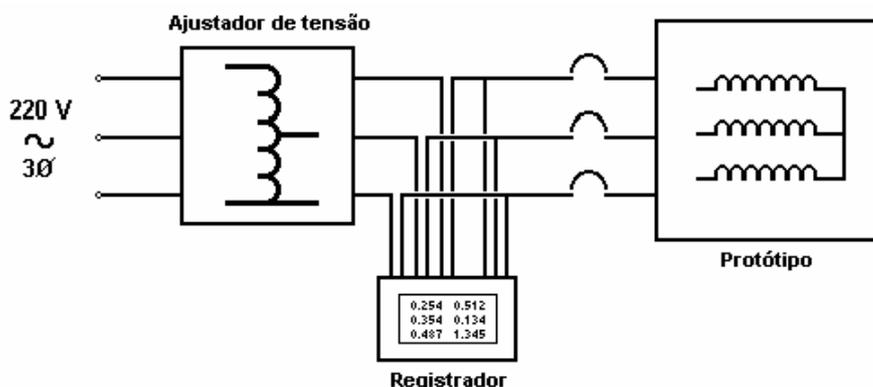


FIGURA 7.54

Montagem para os ensaios de carregamento dos protótipos

O procedimento adotado para os ensaios consistiu em elevar gradualmente a tensão a partir de 120 V, em patamares de aproximadamente 10 V, até que a corrente demandada pelo protótipo alcançasse cerca de 10 A. Após cada reajuste do autotransformador, aguardava-se um certo período de tempo para permitir que as grandezas supervisionadas fossem lidas e gravadas no registrador. As leituras foram,

em seguida, manuseadas através do programa EXCEL para obtenção dos gráficos apresentados nas figuras 5.15, 5.17 e 5.18 do item 5.5 do Capítulo 5.

Os resultados desses ensaios estão compilados nas tabelas 7.6, 7.7 e 7.8, sendo que os valores médios da tensão e da corrente, utilizados para o traçado dos gráficos respectivos no EXCEL, foram calculados através desse programa.

TENSÃO (V)			CORRENTE (A)			
A	C	Média	A	B	C	Média
120.9650	123.8023	122.3837	0.066613	0.068902	0.067567	0.067694
121.3712	124.1793	122.7753	0.067376	0.069537	0.068203	0.068372
130.1267	132.5187	131.3227	0.083648	0.084919	0.083775	0.084114
133.5783	136.5032	135.0408	0.091466	0.093310	0.092801	0.092526
140.4585	143.3608	141.9097	0.107548	0.109900	0.109455	0.108968
141.0923	143.9230	142.5077	0.109391	0.111806	0.111298	0.110832
150.4653	153.5528	152.0091	0.140219	0.144033	0.144668	0.142973
157.6315	160.6020	159.1168	0.172127	0.178738	0.178356	0.176407
160.5825	163.6342	162.1084	0.188145	0.195709	0.195582	0.193145
170.4137	174.1220	172.2679	0.262259	0.273700	0.279675	0.271878
176.6992	179.2993	177.9993	0.331733	0.346924	0.345589	0.341415
181.1745	180.2320	180.7033	0.384362	0.393452	0.376354	0.384723
187.8565	194.7400	191.2983	0.583313	0.591258	0.659652	0.611408
194.8927	197.6975	196.2951	0.667279	0.712027	0.703446	0.694251
202.6408	206.2873	204.4641	0.910151	0.997741	0.975430	0.961107
204.1455	207.8798	206.0127	0.982486	1.063591	1.053612	1.033230
210.9477	213.9865	212.4671	1.300235	1.384073	1.373522	1.352610
214.3212	217.6070	215.9641	1.511643	1.610737	1.596690	1.573023
221.2437	225.2120	223.2279	1.976476	2.110021	2.098579	2.061692
223.8080	227.0710	225.4395	2.128072	2.258566	2.227039	2.204559
235.2025	238.7677	236.9851	3.096447	3.259676	3.225860	3.193994
237.5620	241.0395	239.3008	3.314657	3.483289	3.436062	3.411336
241.2800	244.5592	242.9196	3.678870	3.848519	3.793346	3.773578
245.7130	249.2035	247.4583	4.151394	4.344370	4.282651	4.259472
250.6302	254.2507	252.4405	4.743034	4.912936	4.885541	4.847170
252.6810	255.9375	254.3093	4.951519	5.142206	5.049278	5.047668
258.8982	262.1645	260.5314	5.750754	5.944429	5.841648	5.845610
261.0400	264.6898	262.8649	6.049815	6.267517	6.160605	6.159312
264.7645	268.5442	266.6544	6.620034	6.817841	6.741693	6.726523
269.2267	273.5102	271.3685	7.349668	7.525037	7.504888	7.459864
272.4995	275.7593	274.1294	7.804077	7.918235	7.854291	7.858868
279.7535	279.4935	279.6235	8.812750	8.702850	8.559390	8.691663
281.6873	284.1735	282.9304	9.271417	9.274468	9.202388	9.249424
284.2287	287.2967	285.7627	9.771527	9.777946	9.718388	9.755954

TABELA 7.6
Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 1

TENSÃO (V)			CORRENTE (A)			
A	C	Média	A	B	C	Média
121.8880	124.0005	122.9443	0.227617	0.229906	0.224884	0.227469
137.9560	140.7835	139.3698	0.319147	0.323025	0.315651	0.319274
142.6457	145.4278	144.0368	0.355569	0.359319	0.350484	0.355124
150.9170	153.9460	152.4315	0.433051	0.440297	0.428475	0.433941
152.2820	155.2883	153.7852	0.449260	0.459175	0.445255	0.451230
160.5013	163.1923	161.8468	0.567550	0.581152	0.561511	0.570071
167.6642	170.4885	169.0764	0.719718	0.754614	0.719337	0.731223
170.9467	173.2672	172.1070	0.795739	0.836610	0.789128	0.807159
171.1385	173.4363	172.2874	0.798853	0.840868	0.792624	0.810782
171.1060	173.5565	172.3313	0.797328	0.840550	0.792307	0.810062
178.0187	181.3890	179.7039	1.085457	1.160333	1.114759	1.120183
180.3360	184.0963	182.2162	1.195928	1.284407	1.241439	1.240591
188.0775	191.3438	189.7107	1.703411	1.846109	1.754833	1.768118
190.4467	193.7585	192.1026	1.883675	2.041627	1.949080	1.958127
191.2397	194.5222	192.8810	1.958615	2.122479	2.023766	2.034953
197.1255	199.6052	198.3654	2.516312	2.718632	2.543072	2.592672
198.3053	201.1782	199.7418	2.703567	2.878618	2.756388	2.779524
200.1480	203.1087	201.6284	2.911671	3.134267	2.971483	3.005807
201.2172	203.8107	202.5140	3.024685	3.260311	3.059581	3.114859
201.2238	203.7523	202.4881	3.034919	3.273087	3.070132	3.126046
204.3015	207.2525	205.7770	3.524795	3.786863	3.582128	3.631262
210.4928	213.2910	211.8919	4.501560	4.769794	4.543575	4.604976
216.9700	220.0673	218.5187	5.755584	6.084520	5.814507	5.884870
220.0965	222.9240	221.5103	6.453183	6.709594	6.466849	6.543209
222.6900	225.3322	224.0111	7.044187	7.311340	7.024927	7.126818
229.6613	232.3295	230.9954	8.813386	9.054605	8.708889	8.858960
230.2495	233.1940	231.7218	8.980046	9.227686	8.885656	9.031129
230.1422	232.9665	231.5544	8.923094	9.172259	8.838302	8.977885

TABELA 7.7
Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 2

TENSÃO (V)			CORRENTE (A)			
A	C	Média	A	B	C	Média
119.8665	122.3982	121.1324	0.174988	0.187700	0.185030	0.182573
128.8723	131.0367	129.9545	0.223422	0.242364	0.234101	0.233296
130.1658	132.7885	131.4772	0.230414	0.252343	0.243762	0.242173
135.2585	138.0373	136.6479	0.272238	0.297663	0.287684	0.285862
140.1270	142.7855	141.4563	0.313045	0.343110	0.329762	0.328639
150.9105	149.0710	149.9908	0.462862	0.495470	0.453518	0.470617
152.9255	140.2927	146.6091	0.487779	0.450849	0.387223	0.441950
153.9752	153.1205	153.5479	0.514348	0.556108	0.516318	0.528925
162.3700	164.9050	163.6375	0.703446	0.800570	0.750800	0.751605
166.1400	168.9675	167.5538	0.851992	0.972633	0.917525	0.914050
168.8343	172.7277	170.7810	0.979816	1.118764	1.085393	1.061324
175.6917	178.3600	177.0259	1.337991	1.536560	1.437339	1.437297
179.2147	183.0010	181.1079	1.594338	1.850368	1.762779	1.735828
180.0890	184.0117	182.0504	1.654786	1.951051	1.836130	1.813989
183.5600	186.8457	185.2029	1.982959	2.284182	2.150955	2.139365
190.8660	193.1702	192.0181	2.714691	3.080239	2.862410	2.885780
199.4167	202.5725	200.9946	4.003548	4.495966	4.262692	4.254069
200.9897	204.0935	202.5416	4.279345	4.746975	4.533850	4.520057
201.4220	204.6102	203.0161	4.347421	4.835517	4.614002	4.598980
209.7647	212.4720	211.1184	6.037611	6.563082	6.259444	6.286712
212.2185	215.3223	213.7704	6.569502	7.154341	6.845300	6.856381
216.1217	218.9427	217.5322	7.524592	8.126529	7.737336	7.796152
219.7747	222.4268	221.1008	8.443515	9.074500	8.608778	8.708931
220.3370	222.9922	221.6646	8.595175	9.228576	8.754717	8.859489

TABELA 7.8
Leituras do ensaio de carregamento no protótipo 3

CAPÍTULO 8

Referências bibliográficas

ANSYS 5.5, *Electromagnetic Field Analysis*, SAS IP Inc., 1st edition, June 1996

ARTURI, C. M., *Transient simulation and analysis of a three-phase five-limb step-up transformer following an out-of-phase synchronization*, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.6, no.1, January 1991, pp.196-207.

BLUME, L. F., BOYAJIAN, A., CAMILLI, G., LENNOX, T. C., MINNECI, S. e MONTSINGER, V. M., *Transformer engineering ; A treatise on the theory, operation and application of transformers*, John Wiley & Sons, Inc., 2nd edition, New York, 1951.

BODGER, P. S., LIEW, M. C. e JOHNSTONE, P. T., *A comparison of conventional and reverse transformer design*, Australian Universities Power Engineering Conference (AUPEC), Brisbane, 2000, pp.80-85.

BODGER, P. S. e LIEW, M. C., *Reverse as-built design method*, International Journal of Electrical Engineering Education, vol.39, no.1, 2002, pp.52-63.

BOYAJIAN, A., *Theory of three-circuit transformers*, AIEE Transactions, vol.43, February 1924, pp.508-529.

BRANDWAJN, V., DOMMEL, H. W. e DOMMEL, I. I., *Matrix representation of three-phase N-windings transformers for steady-state and transient studies*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-101, no.6, June 1982, pp.1369-1378.

BRASIL, D. O. C., *Aplicação de Reatores Saturados em Sistemas de Transmissão*, Tese de mestrado, UFPE, Maio 1996.

BRASIL, D. O. C. e CARVALHO, M. A., *Saturated Reactors Applied in Transmission Systems*, IPST, International Conference on Power System Transients, Lisboa, September 1995.

BRODOVOI E.N., BRYANTSEV, A.M., IL'INICHNIN, V.V., LIS, I.D., MOZZHERIN, V.N., NIKITIN, O.A. e SLAVIN, G.A., *Prospects for using magnetic rectifier controlled reactors in power systems*, Soviet Electrical Engineering, vol.62, no.2, 1991, pp.1-3.

CARVALHO, M. A., *Steady State Representation of Reactive Compensating in HVDC Converter Station*, Ph. D. Thesis, UMIST, September 1983.

CARVALHO, M. A. e FONTE, L. A. M., *Steady State and Transient Voltage Control on Long EHV Transmission Lines*, IEEE / PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, Atlanta, 2001.

CARVALHO, M. A. e FONTE, L. A. M., *Increasing the Capacity of Long EHV Transmission Lines*, IEEE / PES Transmission and Distribution Latin America Conference, São Paulo, 2001.

CARVALHO, M. A. e FONTE, L. A. M., *Increasing the Capacity of Long EHV Transmission Lines by Saturated Reactors*, XIV CBA, Congresso Brasileiro de Automática, Natal, 2001.

CARVALHO, M. A., FONTE, L. A. M., ALVES, F. R. e MELO, M. O. B. C., *Modelagem dos Reatores Saturados para Estudos Transitórios*, III ENEAT, Encontro Nacional de Extra Alta Tensão, Campina Grande, 1999.

CARVALHO, M. A. e BRASIL, D. O. C., *Aplicação de Reatores Saturados em Sistemas de Potência*, XIII SNPTEE, Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Florianópolis, 1995.

CARVALHO, M. A. e FONTE, L. A. M., *Controle de Tensão em Transitórios e em Regime Permanente de Linhas Longas de Transmissão em EAT*, XVI SNPTEE, Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Campinas, 2001.

CARVALHO, M. A., LEAL, F. S. e FONTE, L. A. M., *Aplicação de Supressores Rápidos de Tensão à base de Reatores Saturados em Sistemas de Distribuição*, XVII SNPTEE, Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Uberlândia, 2003.

CHEN, X., *Negative inductance and numerical instability of the saturable transformer component in EMTP*, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.15, no.4, October 2000, pp.1199-1204.

CHEN, X. e VENKATA, S. S., *A three-phase three-winding core-type transformer model for low-frequency transient studies*, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.12, no.2, April 1997, pp.775-782.

COOPER, C. B. e YACAMINI, R., *Choice of analytical and Modelling Methods for Reactive Compensation Equipment*, IEE Proceedings, vol.128, part C, no.6, November 1981, pp.402-406.

DALE, S. H., DUNHAM, C. R. e FRIEDLANDER, E., *Square Wave transformer and their use in static control of mercury arc rectifier*, GEC Journal, vol.19, no.3, October 1952, pp.229-238.

DAVIS, A. E., SERENO, J. J. U. e GERMAN, D. M., *Modelling of saturated reactor compensator for system studies*, IEE Proceedings, vol. 132, part C, no.6, November 1985, pp.307-311.

DICK, E. P e WATSON, W., *Transformer models for transient studies based on field measurements*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-100, no.1, January 1981, pp.409-418.

DOMMEL, H. W., *EMTP Theory Book*, Microtan Power System Analysis Corporation, 2nd edition, Vancouver, 1996.

EVDOKUNIN, G. A., KORSHUMOV, E. V., SEPPING E. A. e YARVIK, Y. Y., *Method for computer calculation of electromagnetic transients in ferromagnetic equipment with arbitrary structure of the magnetic and electrical circuits*, Soviet Electrical Engineering, vol.62, no.2, 1991, pp.94-99.

FENTON, P. J., JONES, K. M., LOUGHRAN, J., READ, C. B. e SIMCOX, J. B., *Static Voltage Stabilization on a Long Transmission Line to Wood Chip Mill*, Electrical Energy Conference, Sidney, September 1977.

FERREIRA, F. M. C., *Aplicação de Reatores com Saturação Natural em Sistemas de Extra Alta Tensão*, Tese de Mestrado, UFPE, Dezembro 1998.

FERREIRA, F. M. C., FONTE, L. A. M. e CARVALHO, M. A., *Reator com Saturação Natural : Alguns Aspectos de Projeto e Aplicação*, VI SEPOPE, Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica, Salvador, 1998.

FISHER, F. J. e FRIEDLANDER, E., *DC Controlled 100 MVA Reactor*, GEC Journal, April 1955, pp.93-104.

FONTE, L. A. M., *Reatores Saturados ; Alguns Aspectos Operacionais e de Projeto*, Tese de Mestrado, UFPE, Dezembro 1997.

FRIEDLANDER, E., *Principle and Analysis of a Stabilized Phase Multiplier Type of Magnetic Frequency Convertor*, Electrical Energy, vol.1, October 1956, pp.55-66.

FRIEDLANDER, E., *Static Network Stabilization : Recent Progress in Reactive Power Control*, GEC Journal, vol.33, no.2, 1966, pp.58-65.

FRIEDLANDER, E. e JONES, K. M., *Saturated Reactors for Long Distance Bulk Power Lines*, Electrical Review, vol.184, June 1969, pp.940-943.

GAVRILOVIC, A., *Variable Static Equipment for Transmission of Electric Power*, GEC Journal, vol.48, no.1, 1982, pp.32-34.

GEORGE, Y., LABART, A., SIRONI, G. e VAN HULSE, J., *Analytical and Numerical Modelling of Saturable Reactors*, ACEC Review, no.1-2, 1978, pp.27-44.

HUMPAGE, W. D., WONG, K. P., NGUYEN, T. T. e McLOUGHLIN, J. M., *Phase-variable Modelling of Saturated Reactor Compensators with Particular Reference to Long-distance Transmission*, IEE Proceedings, vol.132, part C, no.5, September 1985, pp.237-247.

HUMPAGE, W. D. e NGUYEN, T. T., *Saturated reactor compensator model ; Electromagnetic transient formulation for main and auxiliary core windings systems*, IEE Proceedings, vol.134, part C, no.3, May 1987, pp.245-255.

IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, IEEE Std.519, May 1996.

KAWASAKI STEEL CORPORATION, *RG-H :High Magnetic Induction Grain Oriented Silicon Steel*, Publication HEA1A- 004- 8102 A c, Japan, 1981.

KENNEDY, M. W., LOUGHRAN, J. e YOUNG, D. J., *Application of a Static Suppressor to Reduce Voltage Fluctuations Caused by a Multiple Arc Furnace Installation*, IEE Conference on Sources and Effects of Power System Disturbance, April 1974, IEE Conference Publication no.110, pp.130-134.

KUHLMANN, J. H., *Diseno de Aparatos Electricos*, Companhia Editorial Continental, 1ª edición, México, 1959.

KULLER, J., *Deplacement unilateral du current dans les enroulements des transformateurs*, Revue Brown Boveri, December 1946.

LANGSDORF, A. S., *Theory of alternating current machines*, McGraw Hill Book Company, 2nd edition, Tokyo, 1955.

LEAL, F., *Reatores Saturados com Excitação Paralela*, Tese de Mestrado, UFPE, Dezembro 2000.

LINDENBLAD, N. e BROWN, W. W., *Frequency Multiplication Principles and Practical Applications of Ferro-Magnetic methods*, AIEE Transactions, vol.44, April 1925, pp.491-496.

LIWSCHITZ, M., *Calcul des machines Électriques*, Editions SPES S.A., 1^a edition, Lausanne, 1967.

MARTIGNONI, A., *Transformadores*, Editora Globo, 1^a edição, Porto Alegre, 1971.

MARTIN, J. C., *Teoría, Cálculo y Construcción de Transformadores*, Editorial Labor S. A., 3^a edición, Barcelona, 1954

M.I.T., E. E. STAFF, *Circuitos magnéticos y transformadores*, Editorial Reverté S.A., Barcelona, 1965.

NARANG, A. E BRIERLEY, R. H., *Topology based magnetic model for steady-state and transient studies for three-phase core type transformers*, IEEE Transactions on Power Systems, vol.9, no.3, August 1994, pp.1337-1347.

OLIVEIRA, J. C., VASCONCELOS, A. B. e APOLÔNIO, R., *Compensador estático a reator saturado : Geração harmônica sob condições ideais e não ideais de suprimento*, V SBQEE, Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica, Aracaju, 2003.

SAY, M. G., *Alternating Current Machines*, Pitman Publishing Ltd., 4th edition, London, 1978.

SELIN, K. I., *The Polyunit Saturable Reactor*, AIEE Transactions, vol.75, October 1956, pp.863-867.

SMITH, O. J. M. e SALIHYI, J. T., *Analysis and Design of a Magnetic Frequency Multiplier*, AIEE Transactions, vol.74, March 1955, pp.99-106.

STEINMETZ, C., *Theory of the General Alternating Current Transformer*, AIEE Transactions, vol.12, June 1895, pp.245-256.

STARR, F. M., *Equivalent circuits-I*, AIEE Transactions, vol.51, no. 2, June 1932, pp.287-298.

STEWART, J. R., HUMPAGE, W. D., CHOI, S. S., GARROOD, A. J, e NGUYEN, T. T., *Measurement on long-distance transmission interconnection with saturated-reactor compensators : Correlation with simulation solutions*", IEE Proceedings, vol.134, part C, no.6, November 1987, pp.394-406.

STILL, A. e SISKIND, C. S., *Elements of electrical machine design*, McGraw-Hill / Kogakusha, 3rd edition, Tokyo, 1954.

TAYLOR, J. R., WALSH, K. A. e YOUNG, D. J., *Shunt Compensation by Saturated Reactors of a Multiple Dragline Load*, CESPSI 1, Far East Conference on Electric Power Supply Industry, Hing Kong, December 1978.

THANAWALA, H. L., WILLIAMS, W. P. e YOUNG, D. J., *Static Reactive Compensators for A.C. Power Transmission*, GEC Journal, vol.45, no.3, 1979.

THANAWALA, H. L., *Static Var Compensators for Transmission Systems*, GEC Review, vol.1, no.2, 1985.

THANAWALA, H. L. e YOUNG, D. J., *Saturated Reactors : Some Recent Applications in Power Systems*, Energy International, vol.17, no.11, November 1970.

THANAWALA, H. L., AINSWORTH, J. D. e WILLIAMS, W. P., *Operating Characteristics of Static Compensators using Saturated and Thyristor-controlled Reactors*, GEC Journal, vol.47, no.3, 1981, pp.142-148.

VLADISLAVLEV, M. N., POOL, A. T., TELLINEN, J. e JARVIK, J., *Anticipated Technical-Economic Indices of a 525 kV, 180 MVA Saturated Reactor*, Soviet Electrical Engineering, vol.62, no.2, 1991, pp.60-63.

WILLIAMS, S. B., ABETTI, P. A., MAGNUSSON, E. F., *Application of digital computers to transformer design*, AIEE Transactions, vol.77, part I, July 1958, pp.331-342.

YEH, P. P., *The leakage reactance of a ring-type transformer*, AIEE Transactions, vol.81, February 1962, pp.980-985.

JARVIK, J. e TELLINEN, J., *High Power Saturable Reactors for AC Power Transmission Lines*, Proceedings of the Estonian Academy of Sciences, vol.4, no.4, 1998, pp.243-263.