

TESE

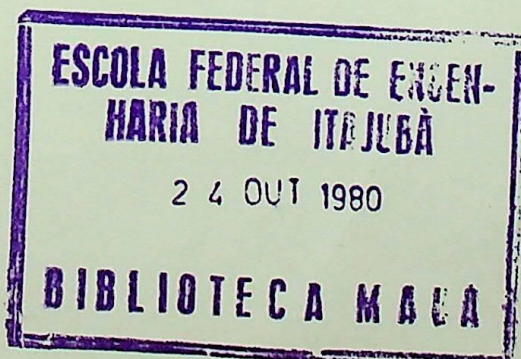
297



A impressão deste trabalho foi feita com recursos do Fundo de Desenvolvimento Tecnológico (FDT) geridos pelo Departamento de Capacitação e Desenvolvimento de Pessoal (DECP) da Diretoria de Gestão Empresarial (DGE) da ELETROBRÁS, responsável também pelo programa que tornou possível sua realização na Escola Federal de Engenharia de Itajubá.



Ricardo Ferreira Pinheiro  
Professor da UFRN  
Universidade Federal do Rio Grande do Norte  
Departamento de Engenharia Elétrica  
Centro de Tecnologia  
Campus Universitário  
Fones: 231-1266 - R: 312  
236-2072  
222-1239  
59000 - NATAL - RN



CLASS. 621.316.728:621.3.018.3(043.2)

CUTT. P 654 e

TOMBO 297

ESCOLA FEDERAL DE EDUCAÇÃO DE INFÂNCIA E JUVENTUDE  
BRASÍLIA - DF  
1980

- RICARDO FERREIRA PINHEIRO -

EQUIPAMENTOS ESTÁTICOS PARA  
COMPENSAÇÃO DE REATIVOS E  
DESEQUILÍBRIOS EM SISTEMAS  
ELÉTRICOS



ORIENTADOR: PROF. JOSÉ CARLOS DE OLIVEIRA

TRABALHO DE DISSERTAÇÃO APRESENTADO A COMISSÃO  
DE PÓS-GRADUAÇÃO DA ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJU  
BÁ COMO PARTE DOS REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
"MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA".

ITAJUBÁ, JUNHO DE 1980



Ministério da Educação e Cultura  
ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

A N E X O I

PRONUNCIAMENTO DA COMISSÃO EXAMINADORA

A Comissão Examinadora, abaixo assinada, nomeada por Portaria nº 127 de 19/06/80, considerando o resultado do Julgamento da Prova de Defesa Pública da Dissertação de Mestrado intitulada: "EQUIPAMENTOS ESTÁTICOS PARA COMPENSAÇÃO DE REATIVOS E DESEQUILÍBRIOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS"

apresenta pronunciamento no sentido de que a Comissão de Pós-Graduação da Escola Federal de Engenharia de Itajubá solicite à DDD (Divisão de Divulgação e Documentação) a expedição do título de Mestre em Engenharia ELÉTRICA na Área de Concentração de SISTEMAS DE POTÊNCIA satisfeitas as demais exigências regimentais à RICARDO FERREIRA PINHEIRO.

Itajubá, 21 de Junho de 1980.

Sandoval Carneiro J.  
1º Examinador

Prof. Sandoval Carneiro Júnior

Fauzi Gabriel Chucre  
2º Examinador

Engº Fauzi Gabriel Chucre

Prof. José Carlos de Oliveira  
3º Examinador

Prof. José Carlos de Oliveira (Orientador)



Ministério da Educação e Cultura  
 ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

A N E X O II

FOLHA DE JULGAMENTO DA COMISSÃO EXAMINADORA

Título da Dissertação: "EQUIPAMENTOS ESTÁTICOS PARA COMPENSAÇÃO DE REATIVOS E DESEQUILÍBRIOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS"

Autor: RICARDO FERREIRA PINHEIRO

JULGAMENTO

EXAMINADORES	CONCEITO	RUBRICA
1º	A+	
2º	A+	
3º	A+	

Resultado médio: Conceito A+, ou seja Aprovado  
com distinção

Observações: \_\_\_\_\_

Itajubá, 21 de JUNHO de 1980.

1º Examinador

Prof. Sandoval Carneiro Júnior

2º Examinador

Engº Fauzi Gabriel Chucre

3º Examinador

Prof. José Carlos de Oliveira (Orientador)

DEDICATÓRIA

A meus pais, Rivaldo Pinheiro e  
Júlia Ferreira Pinheiro, e minha querida  
esposa Cātia.

## AGRADECIMENTOS

Ao orientador e amigo José Carlos de Oliveira cuja compreensão e dedicação foram indescritíveis.

Aos professores Antonio Eduardo Hermeto e Hélio Mokarzel, às secretárias Sônia e Corina, e aos funcionários da CPG, pelo carinho e atenção sempre dispensados.

Aos companheiros Abmael Bezerra de Oliveira, Francisco Xavier Siqueira e Heronides Xavier da Silva Filho pelo incentivo e colaboração.

Aos colegas do Departamento de Engenharia Elétrica da UFRN, do CESE e demais amigos da EFEI, pelo apoio constante.

À ELETROBRÁS, pela oportunidade oferecida, especialmente ao professor Amadeu Casal Caminha principal responsável pelo programa que permitiu a concretização deste trabalho.

Ao amigo Adriano Alber de França Mendes Carneiro pela amizade e participação em todas as horas no decorrer deste trabalho.

# Í N D I C E

INTRODUÇÃO . . . . .	1
CAPÍTULO 1 - A NECESSIDADE DA COMPENSAÇÃO EM SISTEMAS ELÉ- TRICOS DE POTÊNCIA . . . . .	3
1.1 - Introdução . . . . .	3
1.2 - Principais meios disponíveis ao engenhei- ro de sistemas de potência para solucio- nar problemas criados pelas cargas . . . . .	4
1.3 - Tipos de carga . . . . .	13
1.4 - Conclusões . . . . .	20
CAPÍTULO 2 - COMPENSADORES DE REATIVOS . . . . .	21
2.1 - Introdução . . . . .	21
2.2 - Análise dos tipos de compensadores . . . . .	24
2.3 - Conclusões finais . . . . .	55
CAPÍTULO 3 - GERAÇÃO DE HARMÔNICOS PELOS COMPENSADORES ES- TÁTICOS . . . . .	58
3.1 - Introdução . . . . .	58
→ 3.2 - Reator controlado por tiristores . . . . .	58
→ 3.3 - Reator saturado . . . . .	79
3.4 - Fluxograma para o cálculos dos valores eficazes dos componentes harmônicos em computador digital . . . . .	94
3.5 - Resultados e conclusões de testes fei- tos com o programa para cálculo de har- mônicos . . . . .	99
→ 3.6 - Conclusões . . . . .	131
CAPÍTULO 4 - COMPORTAMENTO DOS COMPENSADORES ESTÁTICOS EM SISTEMAS TRIFÁSICOS DESEQUILIBRADOS . . . . .	133
4.1 - Introdução . . . . .	133
4.2 - Efeitos das cargas na regulação de ten- são . . . . .	134
4.3 - Como devem se comportar os compensadores . . . . .	143
4.4 - Conclusões . . . . .	179



CAPÍTULO 5 - PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DO SISTEMA AUTOMÁTICO DE CONTROLE DOS COMPENSADORES ESTÁTICOS A TIRISTORES . . . . .	182
5.1 - Introdução . . . . .	182
5.2 - Equacionamento da solicitação feita ao compensador, em termos de potência e corrente . . . . .	186
5.3 - Relação entre o ângulo de disparo e a amplitude da corrente fundamental no reator de um compensador do tipo "controlado por tiristores" . . . . .	193
5.4 - Principais sistemas de controle em uso	198
5.5 - O problema da medição . . . . .	207
5.6 - Adaptação aos capacitores chaveados por tiristores . . . . .	209
5.7 - Conclusões . . . . .	209
CAPÍTULO 6 - REPRESENTAÇÃO DE COMPENSADORES ESTÁTICOS PARA A ANÁLISE DOS SISTEMAS DE POTÊNCIA . . .	211
6.1 - Introdução . . . . .	211
6.2 - Representação de compensadores visando o estudo de fluxos de carga . . . . .	212
6.3 - Representação de compensadores visando estudos de curto-circuito em regime permanente simétricos e assimétricos .	220
6.4 - Efeito transitório causado pelos capacitores fixos de compensadores quando da ocorrência de curto-circuitos . . .	221
6.5 - Conclusões	228
CAPÍTULO 7 - OS COMPENSADORES ESTÁTICOS DE ALTA VELOCIDADE NAS LINHAS DE TRANSMISSÃO . . . . .	229
7.1 - Introdução . . . . .	229
→ 7.2 - Compensação de linhas de transmissão com equipamentos acionados a tiristores	230
→ 7.3 - Compensação de linhas de transmissão com equipamentos contendo reatores saturados . . . . .	236
7.4 - Conclusões . . . . .	238

CAPÍTULO 8 - ESPECIFICAÇÃO DE COMPENSADORES . . . . .	239
→ 8.1 - Introdução . . . . .	239
→ 8.2 - Especificações que influenciam a escolha de um compensador . . . . .	239
→ 8.3 - Principais dados para o dimensionamento de compensadores de grandes cargas flutuantes . . . . .	241
→ 8.4 - Dimensionamento dos compensadores . . . . .	245
→ 8.5 - Exemplo de dimensionamento de compensadores . . . . .	252
→ 8.6 - Conclusões . . . . .	255
CAPÍTULO 9 - CONCLUSÕES . . . . .	256
APÊNDICE A.3 . . . . .	261
APÊNDICE A.4 . . . . .	286
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS . . . . .	296

## INTRODUÇÃO

Esta tese visa analisar os equipamentos adequados à compensação de sistemas de potência submetidos a distúrbios muito rápidos. Os distúrbios aqui considerados serão aqueles provocados principalmente por cargas intermitentes. Este tema envolve uma área relativamente nova, especialmente no Brasil, que surge com o crescimento cada vez mais acelerado e até certo ponto descontrolado, dos sistemas elétricos industriais.

É um trabalho de base, motivo pelo qual alguns dos assuntos aqui tratados não serão estudados com grande profundidade, para, em contrapartida, procurar enfocar uma maior quantidade de temas, em busca da identificação dos pontos mais carentes de estudos. O interesse é despertar a atenção para estes pontos, sugerindo idéias para futuros trabalhos. Apesar disso, o nível da tese não será comprometido.

Esta busca pela abrangência de mais temas é que justifica o desvio, em algumas ocasiões, do tema básico (o controle das cargas intermitentes), porém sempre atacando problemas em que o uso dos compensadores de alta velocidade seja necessário.

Apesar de os compensadores síncronos ainda serem muito utilizados como compensadores de alta velocidade, nos casos que aqui serão tratados eles não serão considerados suficientemente rápidos. Além disso, estes compensadores possuem outras desvantagens, como será visto, o que os eliminará do grupo de compensadores a ser considerado nesta tese. Assim sendo, este trabalho se limitará à abordagem dos compensadores estáticos com chaveamento a tiristores, e do reator saturado que, como se comprovará, são os que realmente se enquadram em seu objetivo.

Os dois primeiros capítulos serão destinados a mostrar os problemas que tornam necessária a compensação e à análise dos diversos tipos de compensadores existentes, onde é feita a identificação daqueles dotados das características de interesse desta tese. Entre estes últimos, serão selecionados os que têm problemas com geração de harmônicos em seu funciona

mento, os quais constituirão o assunto do capítulo 3.

Os capítulos 4 e 5 serão interrelacionados. No capítulo 4, será feito um estudo bastante completo acerca do funcionamento solicitado aos compensadores em condições de carga desequilibrada, enquanto no capítulo 5 será feita uma análise física do sistema de controle dos compensadores chaveados a tiristores, com o objetivo de mostrar como é possível conseguir que o compensador se comporte de acordo com a solicitação vista no capítulo 4.

No capítulo 6 será feita uma modelagem aproximada dos compensadores de alta velocidade, para estudos de fluxo de carga e curto-circuitos.

A aplicação destes compensadores aqui estudados, em linhas de transmissão, será o tema do sétimo capítulo.

Um dos capítulos mais importantes sob o ponto de vista prático, será o capítulo 8, que tratará da sistemização, da forma mais simplificada possível, dos dados necessários à especificação de compensadores.

Finalmente, no capítulo 9 serão apresentadas as conclusões finais do trabalho.

## CAPÍTULO 1

### A NECESSIDADE DA COMPENSAÇÃO EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

#### 1.1 - INTRODUÇÃO

O crescimento dos centros industriais se processa de maneira cada vez mais acelerada e desordenada, o que faz com que o desenvolvimento dos sistemas de fornecimento de energia, no intuito de cumprir sua finalidade de servir tais consumidores, se processe, também, de forma tumultuada.

A instalação de consumidores em pontos remotos onde a alimentação ainda é precária, ou em centros onde é alta a densidade de carga e, por isso, também de baixa confiabilidade, juntam-se ao fato de estas cargas serem dos mais variados tipos, seja quanto à sua "dimensão", sensibilidade, etc., para forçar o fornecedor a permanecer constantemente atento às suas implicações com relação às outras cargas, a si próprias e ao sistema como um todo, a fim de criar meios de neutralizar seus possíveis efeitos prejudiciais.

A capacidade de um sistema em suportar uma dada distribuição de carga, considerando adequada a capacidade de geração, é determinada principalmente pela sua capacidade face a:

- 1) manter a tensão em nível satisfatório nos pontos desejados (o bom funcionamento de aparelhos elétricos depende disto, já que estes perdem a eficiência em tensões além de 10% diferentes da nominal);
- 2) manter o sistema em sincronismo mesmo para uma condição de falta estipulada;
- 3) distribuição de cargas corretamente, durante modificação dos circuitos de transmissão.

Nos estudos de sistemas elétricos, a experiência mostra que problemas muitas vezes bastante semelhantes envolvem

condições bastante distintas, acarretando em soluções normalmente diferentes, o que nos obriga sempre a estudar cada caso de uma forma particular. Entretanto, sempre que se pode distinguir um certo número de características semelhantes, torna-se possível traçar uma espécie de "diretriz básica" que possa servir como ponto de partida para o estudo de forma mais particularizada dos diversos casos.

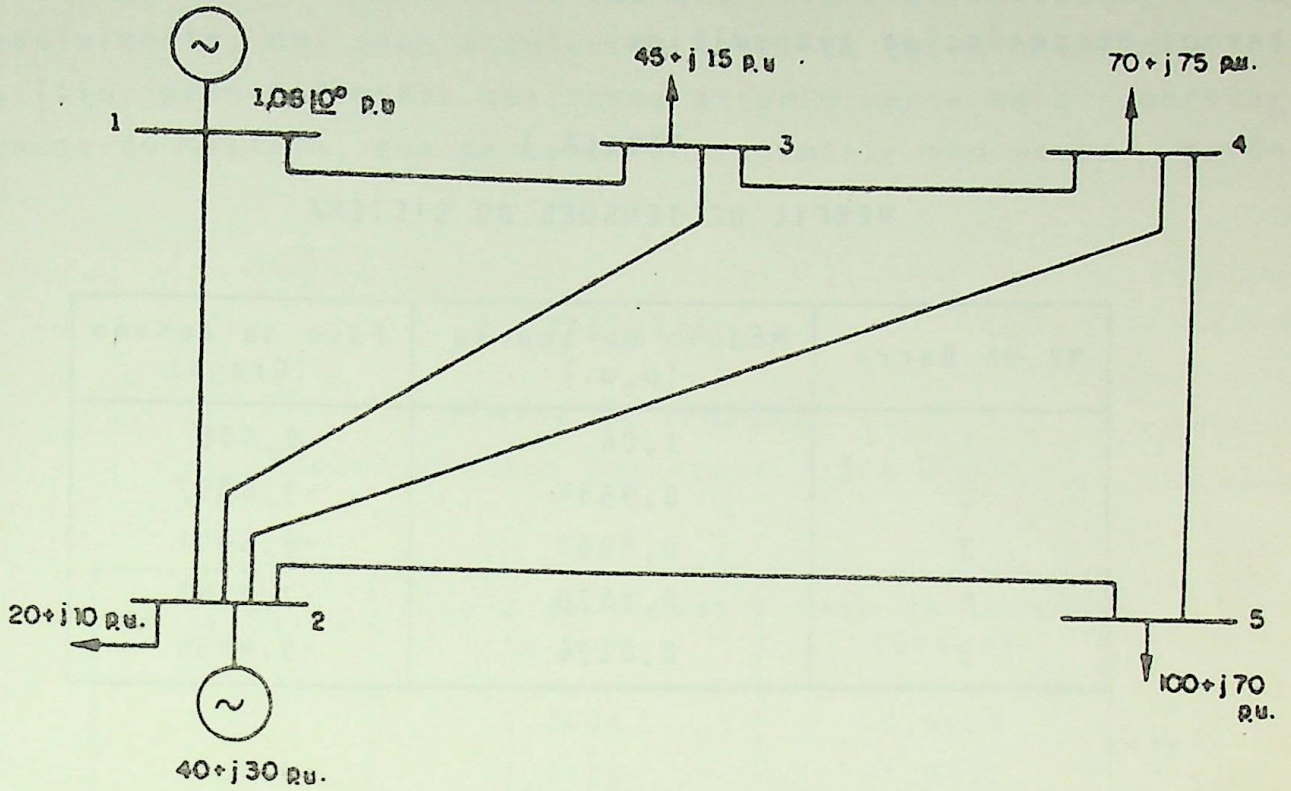
Nosso objetivo neste trabalho será verificar as implicações criadas pela instalação de cargas severamente inconstantes em sistemas industriais, capazes de despertar cuidados sob o ponto de vista de sobrecargas súbitas, manutenção de tensão, dentro de níveis e forma aceitáveis, produção de harmônicos perigosos, etc., procurando, na medida do possível, estabelecer tal "diretriz básica" capaz de minimizar os problemas de solução dos diversos casos particulares. É, entretanto, conveniente, nesta fase preliminar, dar uma melhor noção dos meios utilizados na solução de problemas destes tipos em sistemas de potência, a fim de facilitar a compreensão futura do assunto.

## 1.2 - PRINCIPAIS MEIOS DISPONÍVEIS AO ENGENHEIRO DE SISTEMAS DE POTÊNCIA PARA SOLUCIONAR PROBLEMAS CRIADOS PELAS CARGAS

Várias são as soluções possíveis de serem utilizadas quando se enfrenta problemas criados pelo carregamento do sistema. Contudo, cada uma delas traz inconvenientes, tornando-se portanto necessária uma análise mais detalhada de tais equipamentos a fim de se saber de sua real conveniência no caso em foco.

Um exemplo poderá demonstrar com mais clareza algumas dessas implicações.

Considere-se o pequeno sistema de cinco barras da Fig. 1, no qual pode-se observar o forte carregamento, com baixo fator de potência, existente nas barras 4 e 5. Um estudo de fluxo de carga revela a existência de um baixo nível de tensão nestas barras, assim como, também, embora em muito menor grau, na barra 3. Isto pode ser visualizado na tabela 1.



EMISSOR	RECEPTOR	RESISTÊNCIA	REATÂNCIA	SUSCEPTÂNCIA TOTAL
1	2	0,02	0,06	0,06
1	3	0,08	0,24	0,05
2	3	0,06	0,18	0,04
2	4	0,06	0,18	0,04
2	5	0,04	0,12	0,03
3	4	0,01	0,03	0,02
4	5	0,08	0,24	0,05

FIGURA 1 - Configuração e dados de ramo do sistema simples utilizado como exemplo

Uma solução tecnicamente viável é o reforço do sistema em suas partes mais solicitadas. Pode-se constatar, da tabela 2, que os ramos 1-2 e 2-5 são os mais sobrecarregados em termos de potências transmitidas.

TABELA 1  
PERFIL DE TENSÕES DO SISTEMA

Nº da Barra	Módulo da tensão (p.u.)	Fase da tensão (Graus)
1	1,06	0,000
2	0,9584	-3,6857
3	0,8907	-6,6401
4	0,8678	-7,2782
5	0,8276	-9,4406

TABELA 2  
FLUXOS DE POTÊNCIA NOS RAMOS DO SISTEMA

Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)	Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)
1 - 2	1,5285	1,2865	2 - 1	-1,4559	-1,1299
1 - 3	0,6416	0,5321	3 - 1	-0,5900	-0,4251
2 - 3	0,3300	0,2384	3 - 2	-0,3186	-0,2384
2 - 4	0,4080	0,3371	4 - 2	-0,3889	-0,3132
2 - 5	0,9200	0,7578	5 - 2	-0,8572	-0,5935
3 - 4	0,4626	0,5192	4 - 3	-0,4564	-0,5161
4 - 5	0,1459	0,0801	5 - 4	-0,1426	-0,1062

A forma mais simples de reforçá-los seria pela inclusão de ramos, em paralelo aos já existentes, ligando estas barras. Fazendo isto, de tal forma que os novos ramos tenham características iguais aos já anteriormente existentes, de modo a duplicar a capacidade de transmissão por aqueles caminhos, o processamen

to de um fluxo de carga dá os resultados das tabelas 3 e 4.

Pode-se verificar que o reforço trouxe melhoras às condições do sistema em termos dos níveis de tensão e, muito especialmente, nos seus ângulos de fase. Um outro benefício, foi o alívio, principalmente nos ramos anteriormente mais sobrecarregados do sistema, que passaram a transmitir bem menos potência.

TABELA 3

PERFIL DE TENSÕES  
(Caso: reforço dos ramos 1-2 e 2-5)

Nº da Barra	Módulo da tensão (p.u.)	Fase da tensão (Graus)
1	1,0600	0,0000
2	1,0135	-1,9732
3	0,9508	-4,6560
4	0,9351	-4,9975
5	0,9470	-4,8201

TABELA 4

FLUXOS DE POTÊNCIA NOS RAMOS DO SISTEMA

Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)	Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)
1 - 2	1,6087	1,0594	2 - 1	-1,5743	-1,0855
1 - 3	0,4556	0,3161	3 - 1	-0,4324	-0,2971
2 - 3	0,3332	0,2273	3 - 2	-0,3232	-0,2357
2 - 4	0,3847	0,3000	4 - 2	-0,3700	-0,2941
2 - 5	1,0582	0,7604	5 - 2	-1,0243	-0,7161
3 - 4	0,3084	0,3861	4 - 3	-0,3056	-0,3955
4 - 5	-0,0241	-0,0600	5 - 4	+0,0243	+0,0162

Deve-se observar que os ramos 1-2 e 2-5 que transportam agora um fluxo maior, estão compostos por duas linhas cada um, o que significa que foram muito beneficiados pela diminuição no transporte de potência. Esta é, portanto, uma boa solução, especialmente se olhada sob o ponto de vista de estabilidade do sistema. A sua principal desvantagem reside no custo da construção de novas linhas, algumas vezes por longas distâncias e locais de difícil acesso. Outra desvantagem é a pouca influência que esta solução exerce para o restante do sistema. Merece, contudo, ser comparada em termos econômicos com as outras alternativas de solução disponíveis.

Esta solução de reforço do sistema por inserção de novos ramos, algumas vezes pode se tornar viável, principalmente quando há previsão de grande aumento na demanda da região problemática.

Uma outra solução possível é a instalação de um capacitor shunt em um ponto onde possa evitar ao máximo o transporte de reativos através do sistema. Sendo a barra 5 a mais sobrecarregada, com fator de potência muito baixo e mais distante dos geradores, ela é exatamente a mais adequada para a instalação deste equipamento. Suponha-se então o sistema com a configuração inicial (Fig. 1), mas com um capacitor de capacidade nominal de 100 MVAR (-1.0 p.u.) instalado na barra 5. Processando novamente o fluxo de carga com o capacitor já incluído, foram obtidos os resultados das tabelas 5 e 6.

TABELA 5

## PERFIL DE TENSÕES

(Caso: capacitor shunt na barra 5)

Nº da Barra	Módulo da tensão (p.u.)	Fase da tensão (Graus)
1	1,0600	0,0000
2	1,0167	-4,3575
3	0,9593	-7,0172
4	0,9461	-7,6858
5	0,9872	-10,5868

TABELA 6

## FLUXOS DE POTÊNCIA NOS RAMOS DO SISTEMA

Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)	Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)
1 - 2	1,4733	0,2920	2 - 1	-1,4328	-0,2351
1 - 3	0,1088	0,2456	3 - 1	-0,5771	-0,2015
2 - 3	0,3253	0,2011	3 - 2	-0,3163	-0,2131
2 - 4	0,4016	0,2534	4 - 2	-0,3879	-0,2508
2 - 5	0,9067	-0,0180	5 - 2	-0,8749	0,0833
3 - 4	0,4450	0,2669	4 - 3	-0,4421	-0,2761
4 - 5	0,1302	-0,2227	5 - 4	-0,1251	0,1913

Comparando com os dois casos anteriores, é possível constatar uma sensível melhora nas magnitudes das tensões e um pequeno aumento em seus ângulos de fase com relação ao sistema original. Um outro detalhe importante é o fato de os fluxos de reativos terem sofrido uma grande diminuição (havendo até inversão de sentido em alguns casos) enquanto os fluxos de potências ativas também foram reduzidos, porém em pequena escala. Isto fez com que as perdas totais do sistema tenham sido bastante reduzidas. Esta solução se manifesta, portanto, de ma

neira bastante satisfatória, sendo desaconselhável apenas, a priori, quando hajam grandes problemas de estabilidade. Evidentemente, em estudos comparativos para solução nos casos particulares, não deve de forma alguma deixar de ser levado em conta este último fator.

Finalmente, uma possibilidade de melhoria do sistema, também pode ser encontrada na utilização de transformadores de taps variáveis que melhorem o nível da tensão nos pontos mais críticos. Inserindo um destes equipamentos no ramo 2-5, de forma a beneficiar esta última barra, um caso estudo foi processado, tomando-se um valor bastante elevado para o tap, de 1,3 p.u. e, uma reatância de 0,05 p.u., tendo sido encontrada a solução expressa pelas tabelas 7 e 8.

TABELA 7

PERFIL DE TENSÕES DO SISTEMA

(Caso: transformador de tap variável)

Nº da Barra	Módulo da tensão (p.u.)	Fase da tensão (Graus)
1	1,0600	0,0000
2	0,9436	-3,6132
3	0,9169	-6,6401
4	0,9039	-7,2775
5	1,0002	-9,4880

TABELA 8  
FLUXOS DE POTÊNCIA NOS RAMOS DO SISTEMA

Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)	Ramo	P. Ativa (p.u.)	P. Reativa (p.u.)
1 - 2	1,5722	1,5310	2 - 1	-1,4846	-1,3287
1 - 3	0,6192	0,4249	3 - 1	-0,5773	-0,3482
2 - 3	0,2726	0,0385	3 - 2	-0,2673	-0,0574
2 - 4	0,3380	0,0875	4 - 2	-0,3295	-0,0963
2 - 5	1,0764	1,4050	5 - 2	-0,9904	-1,0823
3 - 4	0,3958	0,2570	4 - 3	-0,3931	-0,2655
4 - 5	0,0228	-0,3880	5 - 4	-0,0095	0,3824

Os resultados mostram uma razoável melhora em relação ao sistema original, em termos de níveis de tensão nas barras e fluxos de potência nos ramos, especialmente com respeito à barra 5, a mais problemática.

Os ângulos de fase das tensões nas barras praticamente não sofreram alteração. O inconveniente é que os ramos que já estavam sobrecarregados (1-2 e 2-5), aumentaram ainda mais seus fluxos de ativos e reativos. Os demais ramos sofreram alterações em ambos os fluxos, embora com influência bem mais pronunciada na parte reativa. Comparando-se com os outros dois casos, evidentemente, este não parece ser o método ideal para melhorar o sistema, entretanto, guarda suas vantagens e, num caso particular, quando as exigências do ponto de vista técnico não forem muito grandes, o fator econômico poderá pesar positivamente a seu favor.

### 1.2.1 - Conclusões Extraídas dos Casos Estudados

Importantes conclusões para embasar nosso estudo daqui para frente, podem ser retiradas das diversas soluções vistas para o exemplo dado.

Uma delas, é o forte relacionamento entre o flu

xo de reativos e a magnitude da tensão nos diversos pontos do sistema. Isto pode ser visto nas soluções dos 2º e 3º casos. Um outro detalhe importante é o fato de que os equipamentos shunt de barras (capacitor, no exemplo), têm uma boa atuação no local onde são inseridos, e podem, quando necessário, por meio de um dimensionamento adequado, influir beneficentemente em outros pontos do sistema, através do alívio do transporte de reativos pelos diversos ramos do mesmo. Por isso, os equipamentos capazes de efetuar esta tarefa são mais conhecidos como "compensadores de reativos".

Já o transformador de tap variável, vimos no 3º exemplo, pode ser vantajoso para controles de tensão em um ponto particular do sistema, em dificuldade. Observa-se ali que existe baixa sensibilidade de pontos remotos do sistema para com os seus efeitos, o que o torna ineficiente para solucionar problemas relativos ao sistema como um todo e não de um determinado ponto.

No primeiro exemplo, foi possível, por outro lado, visualizar a dependência entre os ângulos de fase das tensões de barra, da reatância das linhas de transmissão e dos fluxos de potência ativa nestas linhas. É bastante conhecida a expressão aproximada para o fluxo de potência ativa numa linha entre duas barras que é:

$$P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \text{sen} \delta_{ij}$$

onde:

$P_{ij}$  = fluxo de potência ativa na linha entre as barras  $i$  e  $j$

$V_i$  = tensão da barra  $i$

$V_j$  = tensão da barra  $j$

$X_{ij}$  = reatância da linha entre as barras  $i$  e  $j$

$\delta_{ij}$  = diferença angular entre as tensões das barras  $i$  e  $j$   
( $\delta_{ij} = \theta_j - \theta_i$ ).

A inserção de ramos em paralelo àqueles sobrecar

regados (1º exemplo), faz reduzir a reatância equivalente do local. O perfil de distribuição de cargas não sofreu alterações. Com isto, uma quantidade maior de potência fluiu por estes ramos, aliviando um pouco os demais e, o que é mais importante, reduzindo bastante os ângulos de fase das tensões de barra. A redução da impedância, evidentemente, melhora um pouco o perfil de tensões, o que também melhorou o fluxo de reativos, entretanto, o efeito mais importante para nós foi a grande variação nos ângulos com a redução dos fluxos de ativos nas linhas.

Olhando agora sob o ponto de vista de uma indústria, objetivo deste trabalho, pode-se chegar à conclusão que a ele mais interessaria.

Acreditamos já ter ficado bastante claro que problemas como manutenção de tensão dentro de níveis aceitáveis e correção de distúrbios causados por variações bruscas de carga e seus fatores de potência, podem ser solucionados por um eficiente controle de fluxos de reativos. Isto elimina, na maioria dos casos (exceto os citados no ex. 1) a possibilidade de resolvê-los com o reforço de ramos do sistema de suprimento. A utilização de transformadores de taps variáveis, a nível de indústria, para combater estes problemas, também será de difícil eficiência. Principalmente porque distúrbios destes tipos solicitam controles rápidos e mais eficientes que aqueles que estes equipamentos costumam ter. Os compensadores de reativos locais, na grande maioria das vezes se mostram mais eficientes pela possibilidade de atuação mais rápida e, alguns até, por fatores econômicos.

Isto serve então para justificar a ênfase total que será dada neste trabalho ao uso dos compensadores de reativos em sistemas industriais. O capítulo 2 tratará com mais detalhes dos diversos tipos existentes e condições onde cada um deles é mais recomendado.

### 1.3 - TIPOS DE CARGA

Visto o panorama geral do controle dos fluxos de potência ativa e reativa e regulação de tensão nos sistemas de

potência em geral, entraremos agora na área mais específica do objetivo deste trabalho que diz respeito a problemas abrangentes ao setor industrial, como já foi citado.

Muitas são as cargas já existentes e outras ainda deverão surgir entre aquelas capazes de atrair a atenção por causarem problemas dos tipos já citados anteriormente e que aqui pretendemos apresentar sugestões capazes de resolvê-los. Contudo, ênfase será dada àquelas consideradas como de influências mais drásticas nos atuais sistemas, que são: os "fornos a arco", "soldadores elétricos", e "grandes motores de indução".

Quanto aos tipos de distúrbios a serem introduzidos no sistema de alimentação por estas cargas, deve-se considerar os seguintes pontos:

- 1) Grau de variação da tensão e frequência junto ao P.A.C. ou terminal consumidor, para a faixa normal de carga da indústria;  
Obs.: o chamado "Ponto de Acoplamento Comum", ou P.A.C. conforme designaremos por toda esta tese, sempre será o barramento de entrada do sistema industrial em sua conexão com a concessionária.
- 2) Nível do "flicker" causado por cargas com características eminentemente variáveis (fornos a arco, fornos de indução, etc.). Entende-se por "flicker" uma oscilação repentina da tensão em um dado barramento, tal oscilação podendo ser do tipo periódico ou não;
- 3) Variações bruscas da tensão, devido a cargas intermitentes (partida de motores, entrada de um forno a arco em operação);
- 4) Forma de onda da tensão, devido à injeção de correntes harmônicas (produzidas por fornos, equipamentos de conversão, etc.).

Será feito agora, um estudo de forma mais específica, sobre cada uma das principais cargas.

### 1.3.1 - Fornos a Arco

Destacam-se entre as cargas que apresentam com portamento variável durante o seu funcionamento, pois, durante a sua operação têm em seus eletrodos todos os tipos de desequilibrio, desde um funcionamento caracterizado por um curto-circuito monofásico, até o trifásico, passando por vários estágios intermediários.

Durante o processo de fusão o arco elétrico produzido é bastante instável, originando variações de potência ativa e reativa, sendo que estas últimas causam flutuações de tensão no sistema supridor. Estas flutuações podem atingir níveis intoleráveis e causam efeitos indesejáveis em equipamentos eletrônicos de controle, computadores, aparelhos de TV, na iluminação, etc.. Provavelmente o mais perceptível destes efeitos é a flutuação no nível de luminosidade das lâmpadas a filamento de tungstênio. As lâmpadas fluorescentes são inerentemente menos sensíveis a estas variações que as lâmpadas de filamento. Isto é causado pelo fato de que as oscilações de tensão provo cadas pelos fornos a arco estão normalmente em uma faixa de valores mais sensíveis pelas lâmpadas incandescentes, de 5 a 20 Hz.

Adicionando-se às rápidas variações, em magnitude, da corrente, o forno a arco também gera correntes harmôni- cas. Dois fatores impedem seu funcionamento a corrente puramen- te senoidal: o atraso na ignição do arco (o qual, pode ser desprezível em altos níveis de corrente) e a resistência não-linear do arco. Estas correntes harmônicas podem também causar efeitos na luminosidade de filamentos de lâmpadas, podem produzir efeitos ressonantes e mal funcionamento de circuitos eletrônicos. A tabela 9 mostra as componentes harmônicas e suas intensidades obtidas em vários fornos da Europa. Os valores médios foram obtidos através de analisadores de spectrum por um período rela- tivamente longo e os máximos em períodos de segundos. A potência reativa de um forno a arco é da mesma magnitude que a potência ativa durante a fusão com fator de potência 0,7, valor este frequentemente escolhido para obter arcos estáveis. Apesar disto, a corrente está longe de ser constante e a potência reativa em cada fase,  $Q_f = XI^2$ , flutua substancialmente. É raro ter o

TABELA 9

CORRENTES HARMÔNICAS PRODUZIDAS POR  
FORNOS A ARCO EM SISTEMAS INDUSTRIAIS  
EM % DA CORRENTE NOMINAL DO SISTEMA

HARMÔNICO NÚMERO	AMPLITUDE MÉDIA (%)	AMPLITUDE MÁXIMA (%)
2	4 - 9	30
3	6 - 10	20
4	2 - 6	15
5	2 - 10	12
6	2 - 3	10
7	3 - 6	8
9	2 - 5	7

mesmo valor nas três fases mesmo para reatâncias por fase iguais. A Fig. 2 mostra um resultado típico de variações de potência reativa no tempo.

No início da fusão, um movimento considerável de material sendo fundido (carga do forno) ocorre, com conseqüente variação do comprimento do arco em cada fase. Podem com isto a parecer buracos na sucata causando até a extinção do arco. O sistema de controle individual do eletrodo tenta manter o arco, porém, ele é limitado devido à sua inércia própria de 1 Hz. Um importante aspecto do controle é que quando o arco tende a ir ao colapso, o eletrodo é dirigido para baixo a fim de tornar possível a reignição do mesmo, Assim, o eletrodo é usualmente dirigido para a sucata resultando num curto-circuito sólido em uma fase.

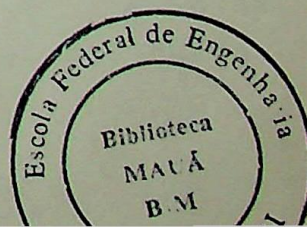
Devido ao baixo fator de potência e à injeção, é comum o uso de bancos de capacitores e filtros junto a instalações industriais com fornos a arco. O KVAR necessário ao banco é da ordem da potência elétrica nominal do forno.

### 1.3.2 - Soldadores Elétricos

Existe uma grande variedade de soldadores. Os métodos usados podem ser agrupados em duas categorias: solda a arco (ponto) e solda a resistência. Em ambos os casos o controle pode ser automático ou manual e ainda distinguem-se tipos monofásicos, trifásicos, etc.

Para que uma solda seja de boa qualidade é necessário que seja mantida uma constância do controle de calor. Assim, variações de tensão podem resultar em uma soldagem de péssima qualidade.

A maioria dos soldadores trabalha com fator de potência entre 0,3 e 0,4 indutivo. A corrente em alguns tipos de soldadores pode atingir até 3 a 4 vezes o seu valor nominal. A Fig. 3 ilustra a forma de onda da corrente em um soldador.



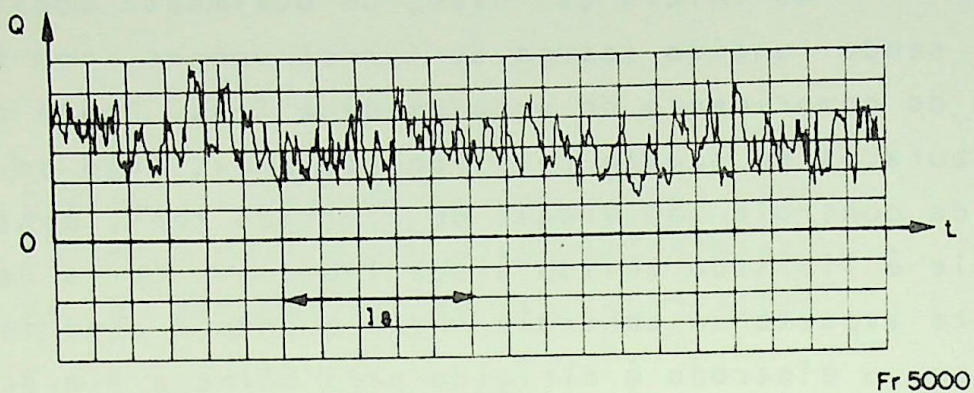


FIGURA 2 - Variação típica da potência reativa de um forno a arco, como função do tempo

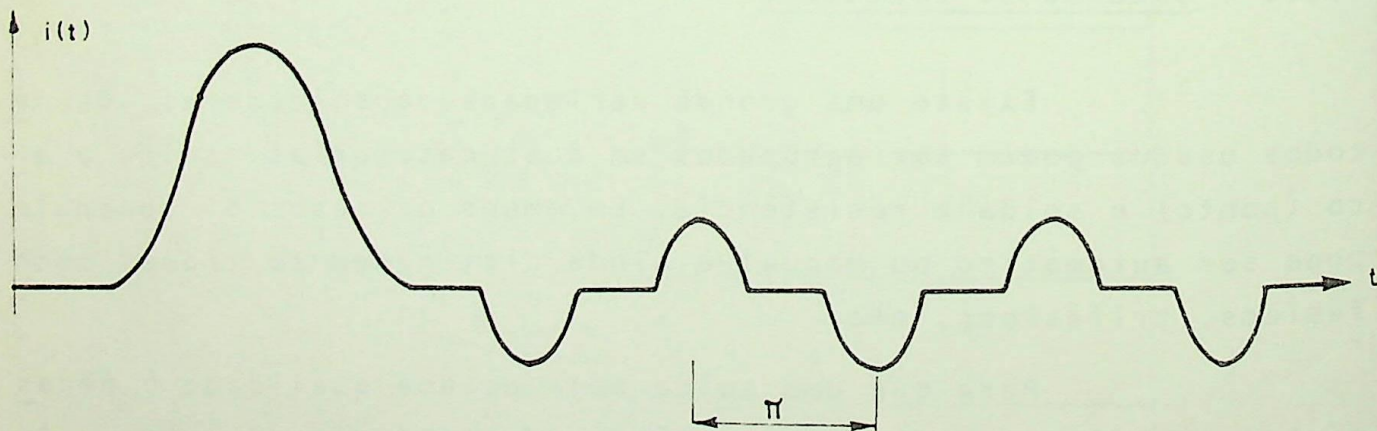


FIGURA 3 - Forma de onda de um soldador elétrico típico

### 1.3.3 - Laminadores

Laminadores normalmente são constituídos por motores de corrente contínua alimentados por pontes conversoras estáticas trifásicas. A exigência feita ao sistema alimentado baseia-se na demanda de potência ativa variável exigida pelos motores mais a reativa exigida pela ponte conversora (tiristores) que também é variável. A contínua reversão dos rolos exige uma grande demanda de potência num curto intervalo de tempo. Isto é usualmente seguido por um período de aceleração de até 100 msec. Assim, para o sistema AC os laminadores são menos problemáticos que os fornos a arco.

A instalação de compensadores junto aos laminadores assegura uma boa operação do conversor e redução do "flicker" no barramento da conexão fornecedor/indústria (o P.A.C.). A variação de tensão pode causar problemas para a estabilidade do circuito de controle da ponte conversora.

Uma exigência em muitos laminadores é a supressão de harmônicos. Devido à diversidade de fontes e ângulos de operação das pontes instaladas, em grandes siderúrgicas pode ocorrer o cancelamento de alguns harmônicos. Bancos de capacitores usados em conjunto com filtros podem dar à frequência fundamental uma correção conveniente do fator de potência da instalação, bem como, propiciar a ação de filtragem.

### 1.3.4 - Acionamento de Grandes Motores de Indução

Quando a tensão terminal de um motor de indução é reduzida, diminui-se a demanda de VAR. Abaixo de um certo valor de tensão (tensão crítica), o qual depende da máquina e da característica de torque da carga, a demanda de VAR pode começar a subir. Neste estado instável, um colapso progressivo pode ocorrer no barramento alimentador dos motores.

Pode-se provar que é impossível dar partida em um motor de indução de grande porte, particularmente aqueles de rotor em gaiola, em um barramento com baixo nível de curto-

circuito. Por outro lado, a tentativa da partida de um motor de indução poderá causar a parada de outros motores de indução. Este mesmo tipo de problema ocorre quando tenta-se partir pela segunda vez um grupo de grandes motores, após uma queda no sistema de alimentação.

Um banco de capacitores fixo, poderá aliviar a queda de tensão causada e permitir que o motor de indução opere satisfatoriamente em regime permanente, mesmo em sistemas com baixo nível de curto-circuito. Esta capacitância, entretanto, diminui a margem de estabilidade do motor de indução. Compensadores controlados com alta velocidade de resposta poderão subir a margem de estabilidade dos motores. Note que o torque desenvolvido em um motor de indução é proporcional ao quadrado da tensão a ele aplicada, então, alterando-se a queda de tensão na partida de 10% para 5%, pode-se proporcionar um aumento no torque de partida de 36%.

#### 1.4 - CONCLUSÕES

Vimos neste capítulo os principais distúrbios que serão considerados no decorrer deste trabalho, assim como, os principais tipos de cargas elétricas que os provocam. Foram também rapidamente discutidos os meios básicos capazes de amenizar estes distúrbios, tendo verificado então a relação existente entre eles e o fluxo de reativos. Isto levou a enfatizar os compensadores de reativos como os principais equipamentos capazes de resolver tais situações. Citou-se também a presença frequente das correntes harmônicas no funcionamento dessas cargas elétricas, o que levou a concluir pela necessidade da instalação de filtros de harmônicos ao lado dos compensadores. Finalmente, ainda na análise do funcionamento das cargas, foi possível sentir a rapidez com que ocorrem as variações de tensão, fluxos de reativos, e demais distúrbios citados. Isto será um detalhe importante quando da escolha do tipo de compensador a se utilizar, pois deverá ser selecionado aquele capaz de atuar de maneira suficientemente rápida, de modo a evitar que o distúrbio seja transmitido ao restante do sistema elétrico em consideração.

## CAPÍTULO 2

### COMPENSADORES DE REATIVOS

#### 2.1 - INTRODUÇÃO

Os dispositivos de compensação são projetados para permitir uma estabilização de tensão e correção do fator de potência. Desta forma pode-se dizer que tais dispositivos devem, em princípio, manter a corrente de suprimento dentro de uma faixa razoavelmente constante mesmo para cargas do tipo intermitente.

Como foi visto, a característica própria de operação destas cargas resulta em correntes bastante variáveis. Daí a necessidade de um equipamento que venha a produzir uma corrente adicional que, somada à da carga, faça a tensão no P.A.C. permanecer num nível praticamente constante, como indicado na Fig. 1.

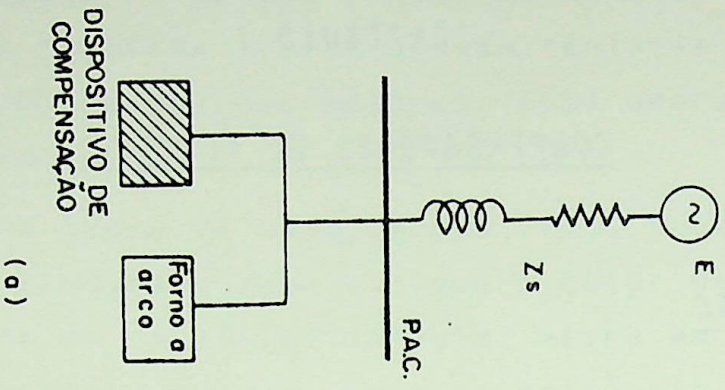
Num determinado instante, a fim de que se possa manter a corrente absorvida pela carga em um determinado nível, o sistema de compensação deve fornecer uma parcela da corrente, desta forma evitando oscilações de tensão no P.A.C.

A maior dificuldade quando da constatação da necessidade de uso de compensadores, é que estes deverão ter um sistema de controle capaz de detetar a ocorrência dos distúrbios, determinar a quantidade de reativos necessária para corrigi-los e comandar a injeção destes, tão rapidamente quanto possível.

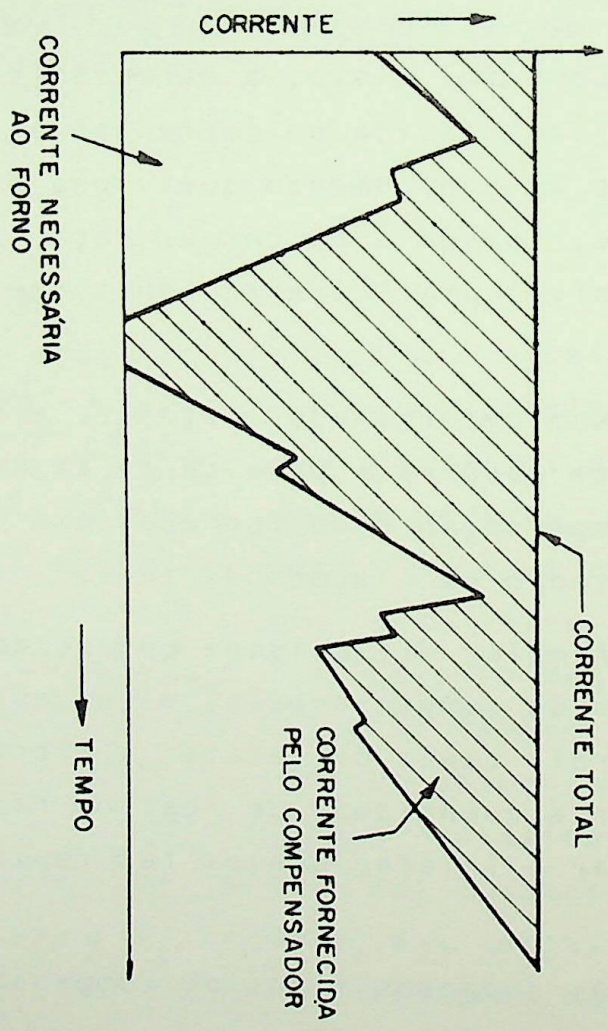
Os diversos tipos de compensadores existentes podem ser agrupados em duas classes:

- compensadores síncronos;
- compensadores estáticos.

Destes últimos ainda é possível relacionar os se



(a)



(b)

FIGURA 1 - Diagrama esquemático e forma das correntes eficazes fornecidas pelo sistema supridor, pelo compensador e absorvida pelo forno

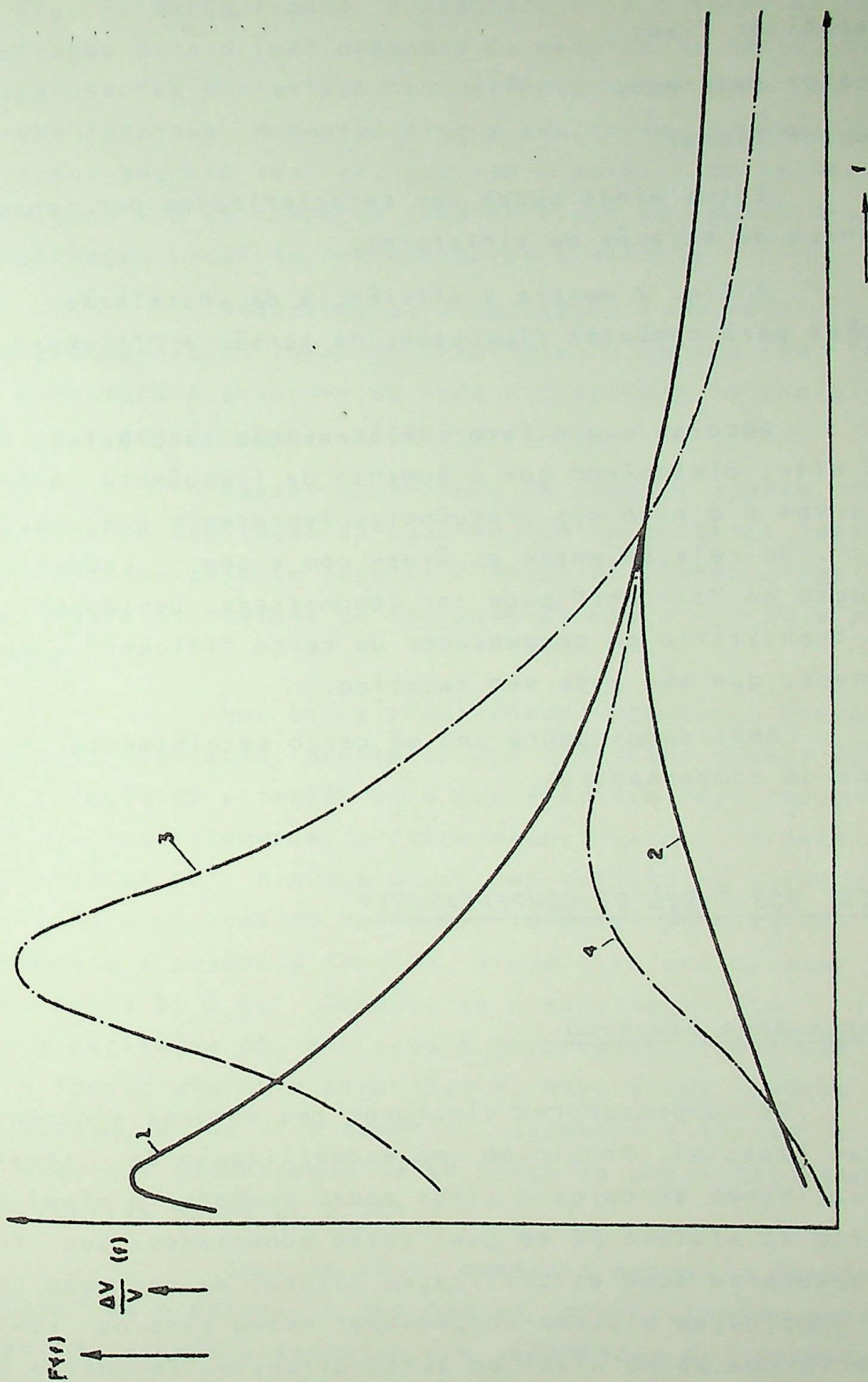
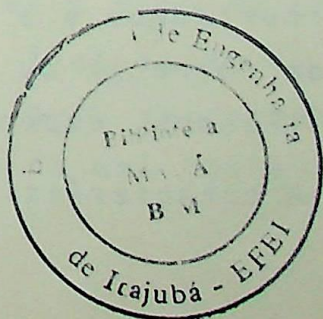


FIGURA 2 - Espectro de frequência da variação de tensão  $\Delta V/V$ , e flicker com e sem compensação

1. Variação de tensão sem compensador
2. Variação de tensão com compensador
3. Flicker sem compensador
4. Flicker com compensador



guintes tipos:

- capacitor fixo;
- reator saturado;
- reator linear

Estes ainda podem ser caracterizados por chaveamento mecânico ou através de tiristores.

A Fig. 2 mostra a eficiência da instalação de compensadores para combater flutuações de tensão e "flicker" nas lâmpadas.

Note-se que o fator de atenuação para baixas frequências é alto, diminuindo com o aumento da frequência. A área entre as curvas e o eixo das frequências representa uma medida do "flicker". Da relação entre as áreas com e sem compensadores, a redução no "flicker" pode ser demonstrada. Devido ao comportamento transitório do compensador um certo "flicker" residual permanece, que não pode ser reduzido.

Analisemos agora com um certo detalhamento cada um dos tipos de compensadores.

## 2.2 - ANÁLISE DOS TIPOS DE COMPENSADORES

### 2.2.1 - Compensador Síncrono

Os compensadores síncronos são motores síncronos de construção especial. Propiciam uma estabilização de tensão durante as variações de carga e ainda podem aumentar o nível de curto-circuito do sistema AC ao qual estão conectados. Seu funcionamento baseia-se numa estabilização natural de operação que ocorre pela combinação sistema-compensador mesmo para os sistemas de potência com baixo nível de curto-circuito. Em outras palavras, esta propriedade é a capacidade natural que os motores síncronos têm de fornecer ou absorver energia reativa do sistema a que estão ligados, dependendo do seu grau de excitação.

A característica de potência reativa como função

da corrente de excitação de uma máquina síncrona está mostrada na Fig. 3. Nesta figura, o segmento OA é o valor da corrente de excitação para o funcionamento da máquina em vazio, quando a mesma absorve exclusivamente potência ativa para cobrir suas perdas internas. Aumentando-se a excitação, a máquina passa a fornecer energia reativa, que vem a possuir em excesso. Nestas condições ela se comporta como se fosse um capacitor, de onde a denominação usual de condensadores síncronos.

Reduzindo-se a excitação a um valor  $I_e < OA$ , a energia magnética torna-se insuficiente para o seu funcionamento e passará a absorver da rede a diferença de energia necessária, num comportamento típico de reator indutivo.

Nessas condições, um simples ajuste no valor da corrente de excitação da máquina que se encontra junto ao receptor da linha permite regular o fluxo da potência reativa da linha, entre os regimes de operação em vazio  $I_e = 0D$  e plena carga  $I_e = 0B$ .

Uma outra propriedade importante destas máquinas é a auto-regulação. Admitamos que a máquina esteja operando com a excitação  $0B$  e tensão  $V_2$  e que a tensão seja reduzida para  $0,9 V_2$ . Imediatamente, o compensador passa a fornecer uma potência reativa  $BC'$ , o que provoca uma redução na queda de tensão na linha e um aumento na tensão terminal da máquina, reduzindo novamente a potência reativa, vindo a se estabelecer o equilíbrio entre  $BC$  e  $BC'$ . Também, se a máquina estiver funcionando com a excitação  $0D$ , ela estará absorvendo a potência reativa  $DE$ . Se a tensão diminuir para  $0,9 V_2$  haverá uma redução na queda de tensão, o que virá aumentar novamente a tensão nos terminais da máquina, encontrando-se um ponto de equilíbrio com a potência reativa entre  $DE$  e  $DE'$ .

Como se vê, o controle adequado da excitação é a "chave" do problema, o que não se constitui numa grande dificuldade. Um controle especial com velocidade de resposta elevada é normalmente usado. Com a inclusão deste tipo de controle, as máquinas síncronas chegam a compensar flutuações de até 3 a 4 Hz para uma variação senoidal de carga que, evidentemente, não ocorre na prática. Isto, entretanto, dá uma idéia da velocidade

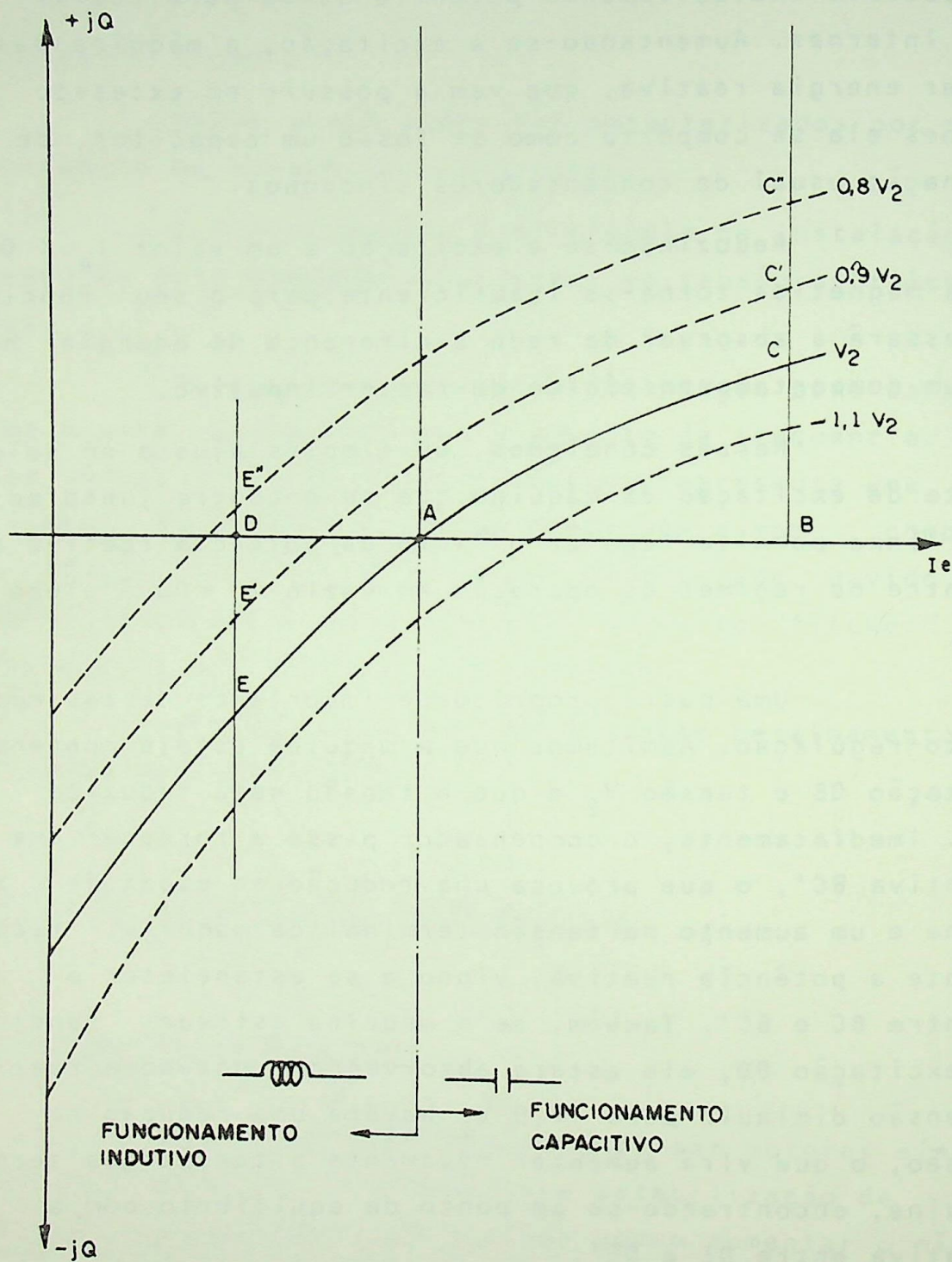


FIGURA 3 - Característica da potência reativa x corrente de excitação de um condensador síncrono

destes compensadores. A existência de partes rotativas prejudica a confiabilidade dos compensadores síncronos.

#### 2.2.1.1 - Uso para corrigir flutuações de tensão num forno a arco

Surgem dificuldades para a utilização de condensadores síncronos para a compensação de flutuações de tensão devido a cargas do tipo fornos a arco. Isto ocorre porque estas cargas variam com frequências superiores a 4 Hz e de forma desequilibrada, mas os compensadores síncronos só podem gerar f.e.m. de sequência positiva, motivo pelo qual poderão surgir sobreensões nas fases menos carregadas.

Para a aplicação de tal compensador na correção de "flicker", e reatância transitória, as constantes de tempo do campo e de inércia, constituem sérias limitações na velocidade de resposta. Na ausência dos controles de excitação os compensadores síncronos operam em uma característica com inclinação proporcional às suas reatâncias transitórias (0,2 p.u. na base da máquina). A correção da inclinação é obtida, como é óbvio, com o controle da excitação, o qual fica restrito ao atraso da constante de tempo do campo. Os compensadores síncronos trabalham normalmente com um ângulo de potência  $\delta = 0$ , mas devido à inércia do rotor, este ângulo normalmente é diferente de zero e durante os distúrbios tem-se oscilações amortecidas.

#### 2.2.1.2 - Conclusões

Embora a máquina síncrona seja equilibrada, ela serve para diminuir as tensões de sequência negativa causadas pelas operações com cargas desequilibradas. Todavia, deve-se alertar que altas correntes de sequência negativa causam aquecimento nos compensadores síncronos, pois a menos que se tomem cuidados especiais, a resistência de sequência negativa é maior que aquela de sequência positiva. Embora a supressão das correntes de sequência negativa seja automaticamente obtida, de

vido à baixa reatância de sequência negativa da máquina, projetos especiais também devem ser feitos caso haja a necessidade de uma absorção maior que o normal.

As vantagens apresentadas pelo uso dos compensadores síncronos são:

- 1) boa tecnologia existente;
- 2) bom amortecimento de todas as frequências estranhas à aquela rede.

Como desvantagens, pode-se citar:

- 1) necessidade de uma sala de máquinas especial totalmente equipada e, conseqüentemente, um alto custo de instalação;
- 2) se na máquina ocorre uma falta, toda a compensação será perdida;
- 3) não responde a intervalos de tempo inferiores a 1 s., mesmo com alta velocidade dos sistemas de controle (os fornos a arco necessitam de respostas em no máximo 1,5 ciclos);
- 4) manutenção complexa e cara.

### 2.2.2 - Capacitor Fixo

É o mais barato e mais usado entre todas as alternativas. Geralmente é projetado para não compensar 100% dos reativos solicitados pela carga, deixando-se que o sistema a abasteça do limite capaz de não onerar a indústria.

Em horas de baixa carga ou de carga desligada, o capacitor chega a injetar reativos no próprio sistema alimentador. Isto faz, como já se viu no primeiro capítulo, aumentar o nível de tensão do sistema, que pode superar ao máximo admissível naquela alimentação. Por causa disto, muitas vezes é instalado um controle no compensador capaz de desligar a parcela de capacitores que injete os reativos excedentes no sistema.

Como se pode ver, equipamentos deste tipo, para

serem utilizados na compensação de cargas variáveis e capazes de trabalhar em desequilíbrio, necessitam de um controle especial para isto, já que suas características são de produzir potência reativa constante e uniforme para as três fases.

### 2.2.2.1 - Conclusões

Os capacitores fixos permitem que os harmônicos produzidos por alguns tipos de cargas (fornos a arco, por exemplo) sejam absorvidos pelo sistema de alimentação sem provocar distorções da tensão. Deve-se incluir pequenos reatores em série para amortecer correntes de "inrush" e para proteger os capacitores contra sobrecargas causadas por harmônicos de correntes. Se, por outro lado, os harmônicos causados pela carga alcançarem níveis inadmissíveis devem ser instalados filtros, de modo a propiciarem alívio para o capacitor fixo que não pode compensar flutuações de tensão no barramento, quando tem-se carga eminentemente oscilante (como fornos a arco, por exemplo).

Um detalhe importante a observar é a necessidade de levar em consideração problemas de ressonância do capacitor com o restante do sistema, quando do projeto de um deles.

O capacitor fixo pode chegar a reduzir em 40 a 60% o "flicker" de um forno a arco.

### 2.2.3 - Capacitores e Reatores Chaveados Mecanicamente

Quando a frequência de compensação precisa ser alterada lentamente, pode-se empregar disjuntores para colocar ou retirar reatores ou capacitores de funcionamento. Estes esquemas podem também ser utilizados em paralelo com um compensador de alta velocidade de resposta.

A idéia é dividir o banco total de capacitores ou reatores em pequenas unidades, cada uma com seu sistema de chaveamento e, de acordo com a exigência de reativos do sistema, introduzir a quantidade certa de reatores ou capacitores.



### 2.2.3.1 - Conclusões

Além do fato de não ser aconselhável chavear capacitores usando-se disjuntores, devido à tensão de restabelecimento que pode ser elevada fazendo surgir arcos voltaicos danos aos equipamentos mecânicos de chaveamento, pode-se ainda introduzir sérios transitórios no sistema.

Por outro lado, para cargas rapidamente oscilantes o método aqui abordado não poderia ser utilizado.

### 2.2.4 - Capacitores Estáticos Chaveados por Tiristores

Este tipo de compensador difere dos capacitores chaveados mecanicamente no seu tempo de resposta e pela possibilidade de se compensar (através de um controle por fase) variações de cargas desequilibradas, o que não é possível naqueles.

Os tiristores atuais conseguem bloquear tensões de até 4 kV, e suportar correntes de até 1,2 kA. Tensões superiores podem ser obtidas pela associação série de vários tiristores, enquanto correntes maiores necessitam associação em paralelo.

#### 2.2.4.1 - Técnicas de chaveamento

São duas as formas de exercer este chaveamento:

1.<sup>a</sup>) Dividindo uma capacitância linearmente em pequenas unidades cada uma com seu próprio tiristor (Fig. 4.a), o qual só é disparado no ponto em que forneça meio ciclo completo de condução. Neste esquema, transitórios de chaveamento são evitados pela garantia de que quando um capacitor é desconectado ele é mantido carregado no valor de pico (positivo ou negativo) da tensão do circuito. O instante do chaveamento é então escolhido no tempo em que a tensão do circuito corresponde em magnitude e polaridade à do capacitor, como mostra a Fig. 4.b. Já o desligamento pode ser feito no zero natural da corrente, o que também evita transitórios. O tempo necessário para fazer um cha

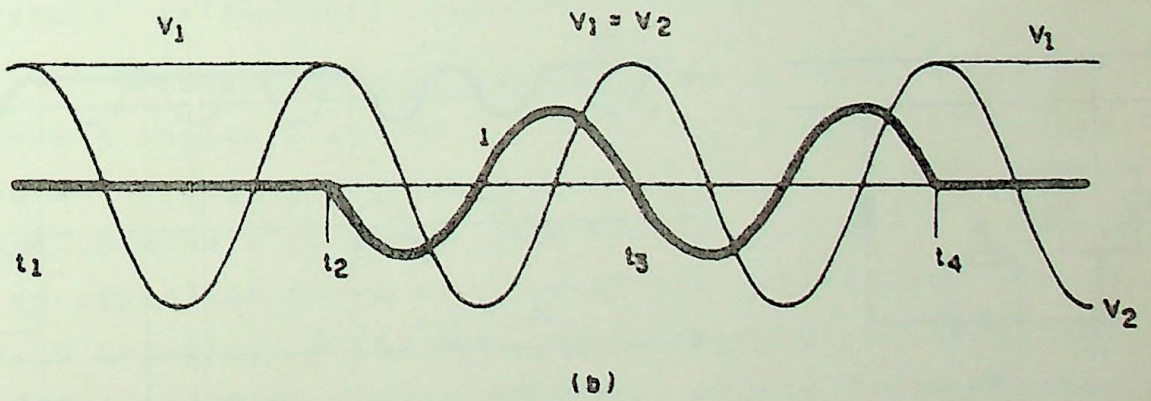
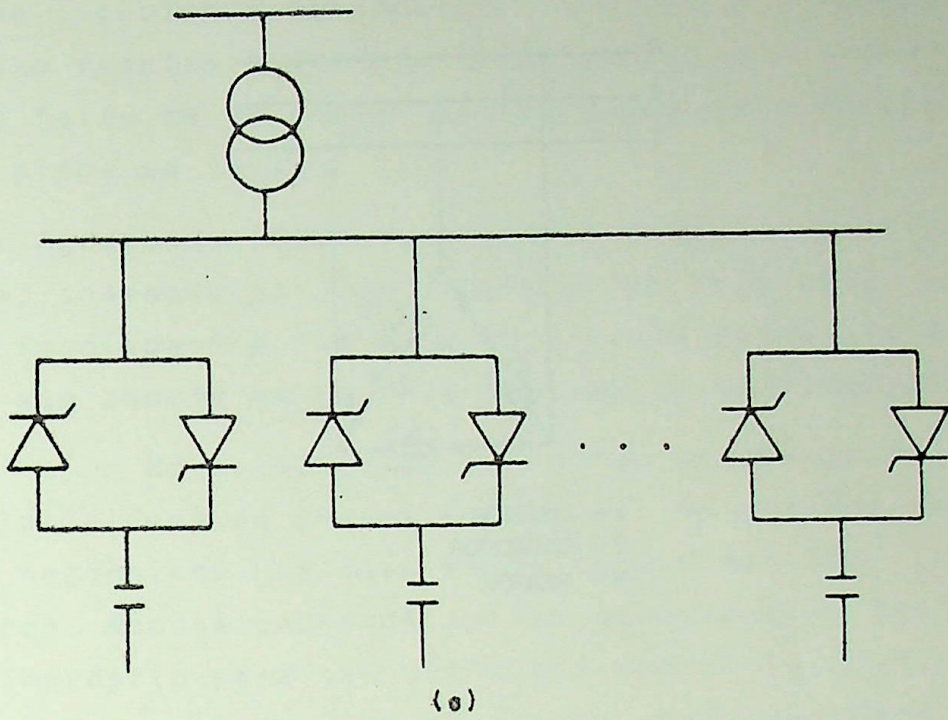


FIGURA 4 - Esquema de ligação (a) e característica da operação (b) de chaveamento dos compensadores do tipo capacitores chaveados por tiristores

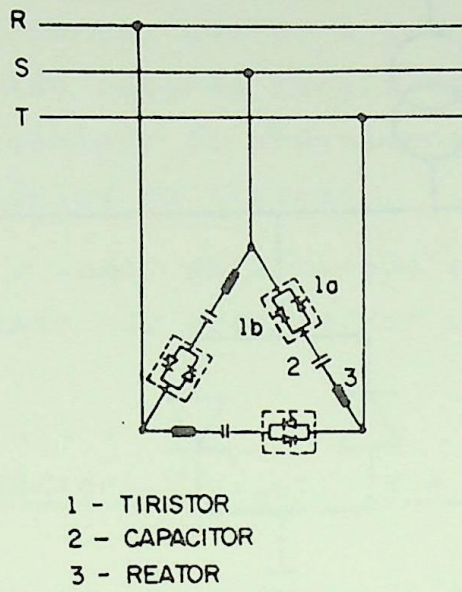


FIGURA 5 - Um "step" trifásico de capacitor chaveado por tiristores

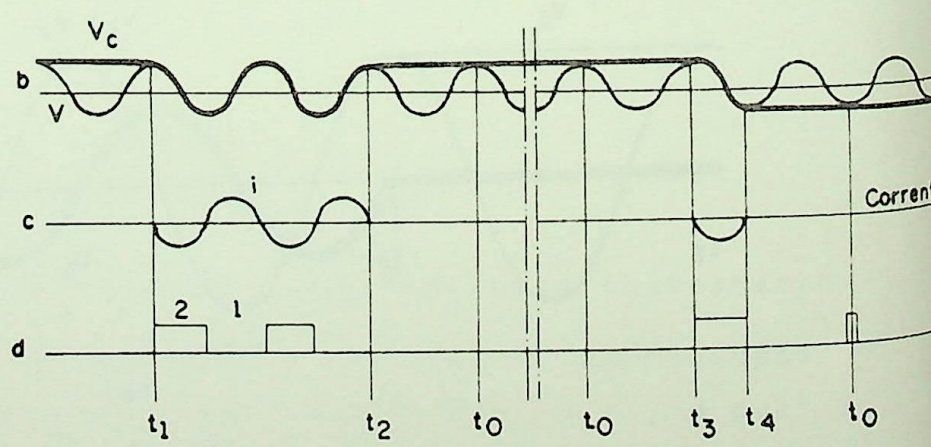
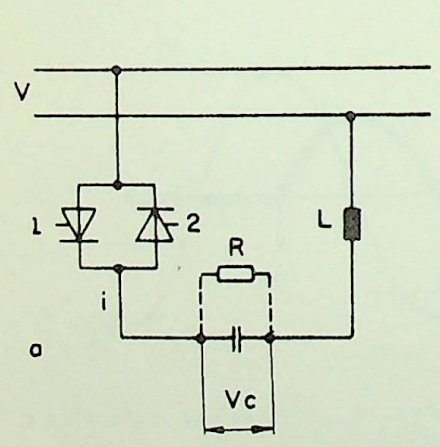


FIGURA 6 - Representação de uma fase de um "step" de capacitor chaveado por tiristores (a) e ilustração da estratégia de chaveamento em (b), (c) e (d)

veamento corresponde ao tempo para detetar a magnitude da variação de VAR's desejada (meio a um ciclo) mais um tempo variável (no máximo 1 ciclo) esperando ser atingida a situação de chaveamento. Isto resulta num tempo total de 1,5 a 2 ciclos. O desligamento é feito em um ciclo, já que é possível desligar em qualquer dos picos de tensão;

2.<sup>a</sup>) Agrupando todas as unidades capacitivas e indutivas em uma única, chaveada por "um" tiristor em cada fase, e atrasando o ângulo de disparo a fim de produzir uma reatância aparentemente maior que aquela na base da frequência fundamental.

No primeiro caso, nenhum harmônico é gerado mas, uma multiplicidade de chaves é exigida. No segundo caso, há geração de harmônicos que usualmente necessitam ser suprimidos por filtros. Não se conhecem aplicações práticas deste último método. É impróprio para ser utilizado com tiristores, devido aos elevados  $di/dt$  na ligação. Seu estudo será, portanto, eliminado desta tese.

Será visto agora como se processa o chaveamento da primeira solução citada acima.

Os capacitores são geralmente conectados em delta (em "steps" trifásicos), como mostra a Fig. 5.

Pela Fig. 6 podemos ver que é selecionado para o chaveamento o instante em que a tensão da rede nos terminais de cada lado do triângulo corresponde em magnitude e polaridade à tensão nos terminais do capacitor. Nota-se ali que a corrente através do capacitor passa alternadamente através dos dois tiristores. O capacitor é desconectado eliminando-se os pulsos do gatilho dos tiristores, que bloquearão, depois disso, quando da passagem de sua corrente pelo próximo zero natural. Os capacitores são providos de resistores de descarga, para que, quando estiverem no estado de "espera", tenham sua tensão lentamente diminuída. Para manter a tensão no capacitor, um pulso de gatilho é enviado ao último tiristor que estava em condução. A repolarização de um capacitor é feita de tal forma que o capacitor é chaveado durante meio ciclo de tensão AC, fazendo sua polaridade inverter. Isto é feito com um "step" de capacitor por vez.

#### 2.2.4.2 - Localização dos capacitores

À primeira vista, uma localização natural para a instalação de um banco de capacitores seria próximo às cargas que causam oscilações de tensão como, por exemplo, no lado secundário do transformador de um forno a arco. Neste caso, a tensão e, conseqüentemente, a potência gerada pelos capacitores, irá variar com a faixa dos taps, isto é, dependerá da posição do tap do transformador do forno, o que, evidentemente não é bom. O capacitor deve ser localizado perto do forno, o que traz um outro problema: normalmente o espaço é limitado e o ar contaminado, além disso, cada forno irá necessitar de uma instalação própria.

Assim sendo, de uma maneira geral, a localização dos bancos de capacitores deverá ser no lado primário da alimentação. Esta localização é particularmente aceitável se existirem vários fornos em um barramento comum.

Deve-se lembrar que uma instalação para correção de fator de potência é usualmente projetada com uma parte de capacitores fixos para prover uma base de compensação, e um banco chaveado por tiristores, dividido em "steps", fazendo a compensação necessária para evitar as flutuações.

#### 2.2.4.3 - Problemas com harmônicos e ressonância

Capacitores chaveados a tiristores não geram harmônicos para uma tensão a ser corrigida perfeitamente senoidal. Por outro lado, alguns tipos de cargas em ocasiões especiais como, por exemplo, fornos a arco no período de fundição, possuem correntes altamente distorcidas. Uma análise destas correntes revela um número grande de frequências, diferentes da fundamental (harmônicos e não harmônicos). Assim fica difícil de se calcular as frequências harmônicas no caso de fornos a arco.

Quando se instala um banco de capacitores em um sistema, ele forma um circuito paralelo com a indutância do sistema de alimentação. Em certos casos pode ocorrer uma ressonância

cia paralela, que pode amplificar significativamente os outros harmônicos que possuem frequências próximas da de ressonância.

No caso de capacitores fixos instalados em sistemas possuidores de fornos a arco, a frequência da ressonância constatada, em alguns casos, ocorreu para o 6º ou 7º harmônicos.

Quando o número de "steps" de capacitores chaveados aumenta, a frequência de ressonância diminui, podendo chegar a um nível de 120 Hz. Nesta faixa, os harmônicos gerados por fornos a arco têm uma amplitude grande (especialmente o 2º e o 3º harmônicos) que, evidentemente, não é desejável.

Desta forma, os capacitores fixos devem ser providos de reatores série para filtrar o 2º e 3º harmônicos. Se dois fornos são instalados, o 4º harmônico se torna importante, fazendo com que, junto com o segundo forno, sejam instalados filtros para esta frequência. Os capacitores chaveados por tiristores também devem possuir reatores em série só que, no seu caso, se destinam a limitar a taxa de crescimento da corrente.

#### 2.2.4.4 - Exemplo

A Fig. 7 mostra o diagrama esquemático de uma instalação. Nesta instalação, a potência reativa solicitada pelo forno é sentida por cada fase e os capacitores são ligados e desligados nesses valores. O tamanho dessas unidades é selecionado de tal maneira que a variação de tensão no barramento crítico, em conjunto com a energização e desenergização da unidade, seja menor que o limite de 0,25%.

A potência reativa dos fornos existentes deve ser medida por fase, e isto fornece o dado necessário para projetar o capacitor a ser ligado com os tiristores.

A Fig. 8 mostra os oscilogramas das flutuações de potência reativa e tensão, para o sistema da Fig. 7, com e sem a compensação.

Comparando-se as curvas 2 e 5 da Fig. 8, pode-se observar que existe uma redução considerável das flutuações rā

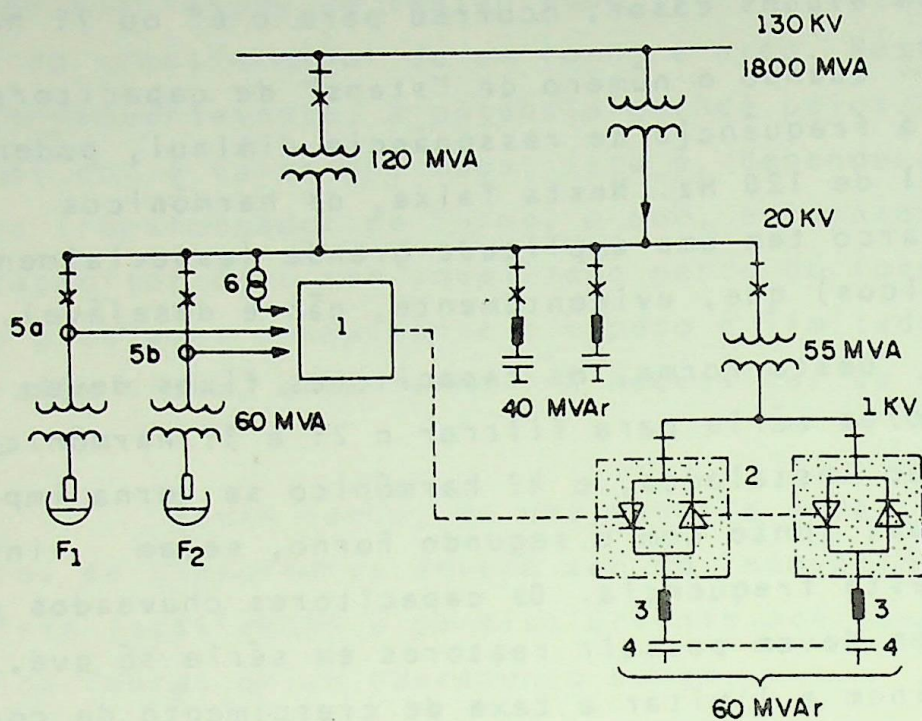


FIGURA 7 - Diagrama esquemático de um sistema industrial contendo fornos a arco e compensador a capacitores chaveados por tiristores

- $F_1, F_2$  - fornos a arco de 100 t
- 1 - unidade de medição e controle
- 2 - chaves a tiristores
- 3 - indutor para limitar  $di/dt$
- 4 - capacitores
- 5 - transformador de potencial
- 6 - transformador de corrente

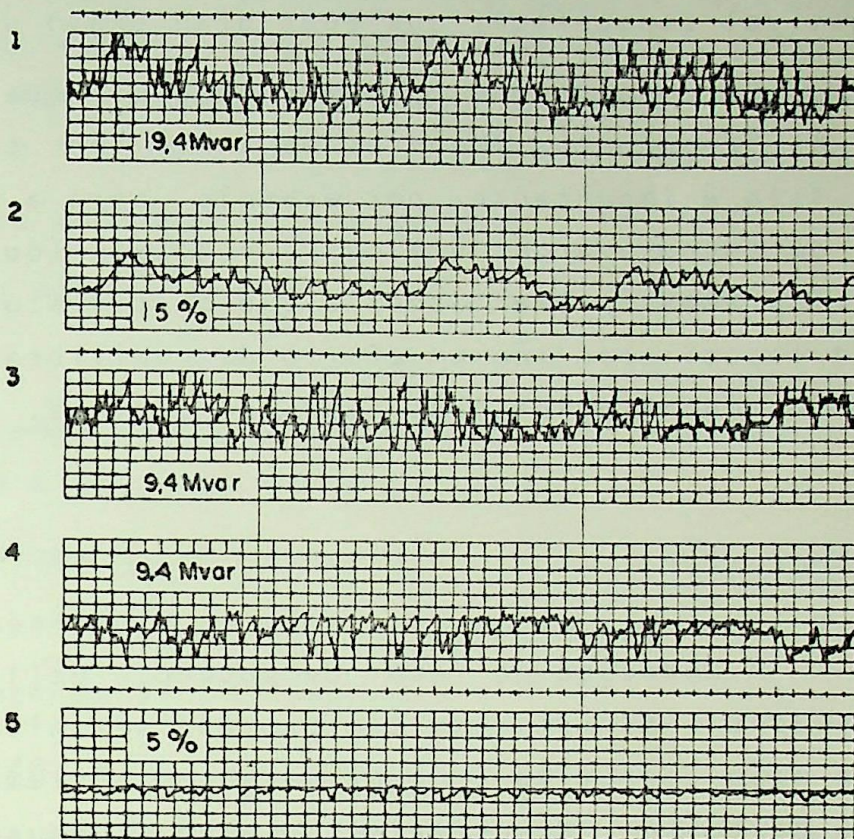


FIGURA 8 - Oscilogramas das flutuações de potên-  
cia reativa e tensão, com e sem com-  
pensão, em instalação contendo for-  
no a arco no período de fusão

SEM COMPENSAÇÃO

- 1 - potência reativa do forno
- 2 - flutuação de tensão no P.A.C.

COM COMPENSAÇÃO

- 3 - potência reativa do forno
- 4 - potência reativa gerada pelo com-  
pensador
- 5 - flutuação de tensão no P.A.C.

pidas quando o tiristor energiza o banco de capacitores. Desde que não é possível, por razões naturais, obter-se exatamente a mesma característica em dois oscilogramas no período de fundição, é impossível especificar qualquer grau exato de redução.

Em compensação, pode-se observar que as flutuações em baixas frequências (menores de 1 Hz) são completamente eliminadas. Isto é importante, por exemplo, para a estabilidade do controle do forno a arco. Uma outra vantagem (que não é notória dos oscilogramas apresentados) é que os tiristores chaveando bancos de capacitores têm um efeito de equilibrar a potência ativa, distribuindo-a pelas três fases do sistema.

#### 2.2.4.5 - Conclusões

A correção do fator de potência utilizando capacitores chaveados a tiristores, tem provado ser altamente aceitável para a ação corretiva e compensação em sistemas sujeitos a flutuações de tensão, principalmente aquelas causadas por fornos a arco.

Observa-se que este sistema de compensação pode ser usado com vantagens para a compensação de reativos e correção de fator de potência de diversos tipos de carga. No caso de fornos a arco, sua aplicação é vasta, apesar de sua velocidade de resposta não ser das mais compatíveis com a rapidez com que oscilam estas cargas. Pode-se também utilizar este dispositivo de compensação em laminadores e, neste caso, a compensação de potência reativa é ampla e relativamente rápida.

Os compensadores baseados em capacitores chaveados a tiristores, possuem como vantagens:

- 1) As perdas são pequenas e quando o forno é desligado o capacitor também é;
- 2) a compensação pode ser feita por fase, o que é importante, principalmente para carga desequilibrada no sistema;
- 3) o banco de capacitores não gera harmônicos;

- 4) o banco pode facilmente ser ampliado;
- 5) não são necessárias estruturas nem salas de máquinas;
- 6) o custo de manutenção é baixo pois os equipamentos são praticamente todos estáticos. Se uma falta ocorrer em um módulo ou unidade, este pode sair de serviço enquanto o restante da instalação continua operando;
- 7) alta velocidade de resposta;
- 8) não altera o nível de falta do sistema.

Como desvantagens, citam-se:

- 1) o tempo de resposta para 25% das operações de energização é em geral de um ciclo AC;
- 2) efeitos de ressonância;
- 3) necessidade de filtros e proteção contra sobretensões;
- 4) compensação por degrau;
- 5) produz alto  $di/dt$  nos tiristores;
- 6) para cargas desequilibradas que exijam compensação indutiva em uma fase e capacitiva em outra, tal dispositivo não produz efeito total de compensação;
- 7) quando ocorrer que num dado instante a capacitância necessária de uma fase exceda a potência nominal do compensador, necessita-se de que a tensão terminal aplicada ao compensador seja reduzida.

### 2.2.5 - Reatores Chaveados a Tiristores

Estes compensadores encontram vantagens na instalação com relação aos capacitores, por serem os reatores inerentemente limitadores de  $di/dt$ . A combinação de reatores com capacitores, provê ainda uma proteção contra surtos originados no sistema de potência.

Existem dois tipos básicos destes compensadores, os quais serão agora analisados.

### 2.2.5.1 - Reatores chaveados por tiristores

De modo semelhante ao descrito para capacitores, reatores podem ser chaveados por meio de tiristores. Se forem usados tiristores anti-paralelos para isto, a potência reativa pode ser controlada numa base de ciclo a ciclo. Sua atuação no sistema é de tal forma a procurar manter constante o nível to tal de reativo indutivo fornecido pelo sistema supridor. Desta forma, é necessário ainda utilizar capacitores fixos, para que a contribuição do sistema seja mínima.

Também os reatores podem ser divididos em várias pequenas unidades, as quais podem ser ligadas e/ou desligadas individualmente, usando tiristores como elementos interruptores. Seu chaveamento não requer o estado de "point-on-wave", como os capacitores em estado carregado.

Apresentam as seguintes desvantagens:

- 1) as perdas são elevadas em comparação com os capacitores chaveados a tiristores;
- 2) sua potência total é exigida apenas quando o sistema a ser compensado está em baixa carga sendo, portanto, pouco acionados à plena carga, o que significa baixa utilização pelo fato de que os sistemas industriais e vitam funcionamento em baixas cargas.

Como vantagens, é possível assinalar:

- 1) resposta rápida, podendo chegar a até meio ciclo;
- 2) a compensação pode ser feita por fase;
- 3) não geram harmônicos, quando chaveados em "point on wave".

### 2.2.5.2 - Reator com chaveamento controlado por tiristores

A diferença básica de operação para o compensador do item anterior é que aqui tem-se o ângulo de ignição ( $\alpha$ ) variável. Isto significa chavear os reatores em pontos que levam a transitórios, de corrente e oferecem uma resposta mais rãpida pelo compensador. Como consequência, a geração de harmôni

cos. se torna acentuada. Aqui, portanto, os circuitos de disparo carecem de maior atenção.

Existe uma corrente mínima acima da qual a corrente de carga deve permanecer após cessar o pulso de gatilho, para que o tiristor não bloqueie. Com ângulos de disparo elevados, a taxa de crescimento da corrente de carga é pequena, podendo não ser suficiente para fazer o tiristor conduzir, ou provocando um bloqueio prematuro. Isto é contornado pela inserção de um circuito RC em paralelo com o tiristor que produz uma descarga sobre ele no momento da condução, assegurando seu funcionamento. Todavia, cuidados adicionais devem ser tomados pois isto pode provocar correntes muito altas na energização e, devido à indutância interna do tiristor, um efeito ressonante pode ser produzido. Uma solução melhor é o uso de pulsos prolongados e de alta potência no circuito de gatilho.

A Fig. 9 mostra o circuito empregado.

Para a medida da potência reativa a ser compensada, necessita-se pelo menos de meio ciclo da frequência fundamental AC, mas tal medida pode ser feita continuamente, o que significa que os valores são obtidos arbitrariamente em pequenos intervalos.

Cada vez que um valor medido é recebido pelo compensador, o equipamento de controle seleciona um ângulo  $\alpha$  de atraso correspondente e o reator é ligado no próximo instante com este valor de  $\alpha$ . O momento mais atrasado em cada meio ciclo onde a potência pode ser livremente selecionada entre zero e o máximo, está no pico da característica da tensão. Se o valor medido é recebido com atraso, só uma potência menor é ligada, correspondendo ao valor do ângulo  $\alpha$  quando o valor medido é recebido. Se o equipamento de controle demanda numa potência maior, a ligação é executada no correspondente ângulo de atraso durante o próximo meio ciclo.

O princípio básico de funcionamento é este, porém, na prática, um reator linear possui fator de potência superior a 0,1 e, portanto, é representado por um circuito R-L série.

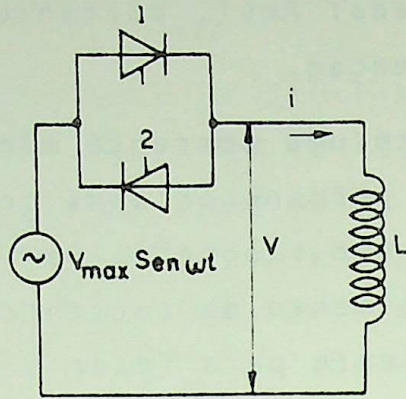


FIGURA 9 - Circuito empregado por fase em compensador do tipo reator controlado a tiristores

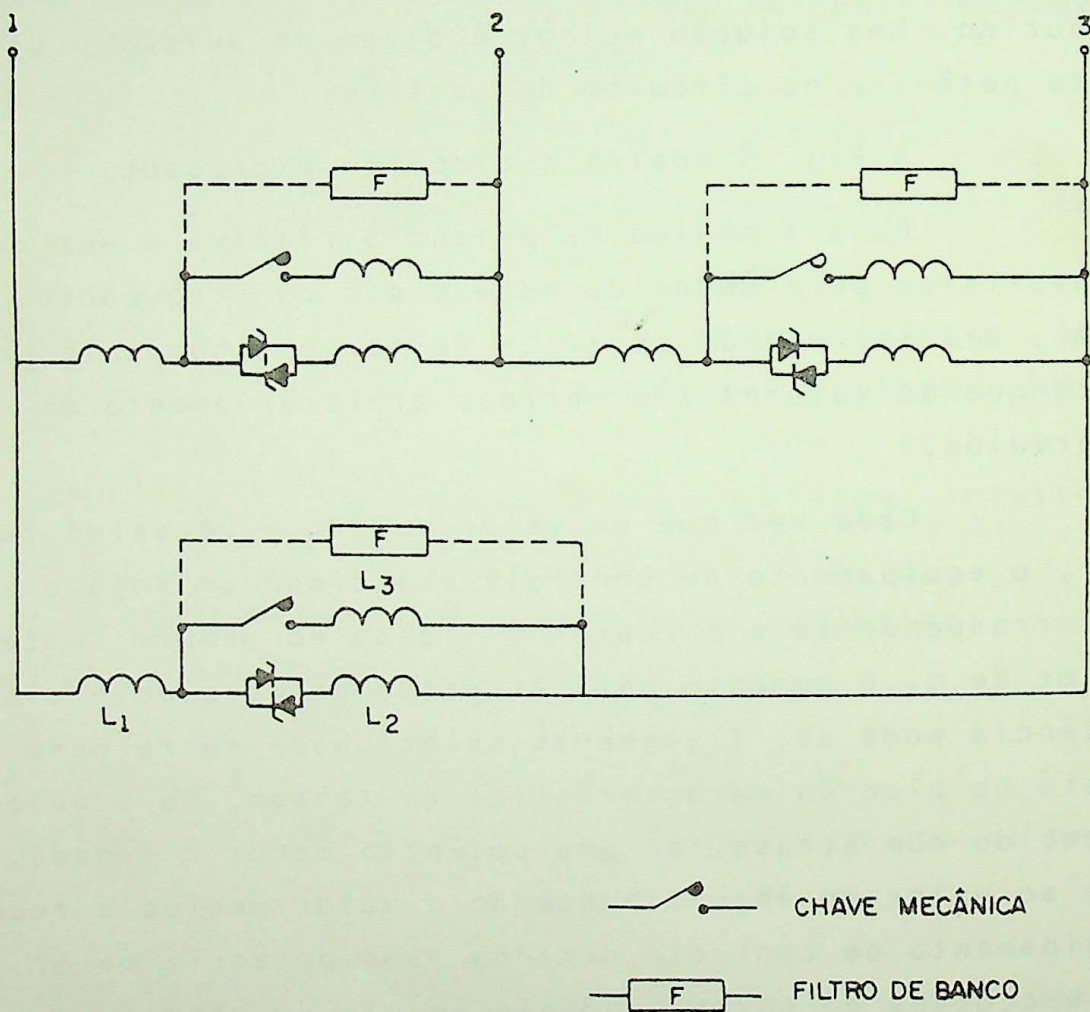


FIGURA 10 - Diagrama esquemático de um compensador a reator controlado por tiristores com parcela chaveada mecanicamente em paralelo

### 2.2.5.3 - Conclusões

O tipo de conexão utilizado, apresentado na Fig. 10, possui uma alta confiabilidade devido ao sistema ser de natureza paralela.

Como vantagens, podemos relacionar:

- 1) tempo de resposta pequeno, da ordem de 2 ciclos;
- 2) pode-se fazer compensação por fase;
- 3) o reator pode ser projetado em forma de um transformador com alta impedância de curto-circuito, e desta forma é possível o transformador intermediário usado na ligação de capacitores por meio de tiristores.

Como desvantagens:

- 1) as perdas são maiores que na ligação de capacitores com tiristores;
- 2) a produção de correntes harmônicas;
- 3) faixa de operação mais limitada que a dos reatores saturados.

### 2.2.6 - Reatores Saturados

Em contraste com o reator linear, o reator saturado tem seu núcleo de forma fechada como o de um transformador (podendo mesmo ter sido um deles originalmente) sem enrolamento de potência no secundário. A diferença é que os transformadores são construídos de tal forma que não saturam à tensão de operação e têm corrente de magnetização muito pequena em relação à corrente nominal. Por outro lado, os reatores saturados são projetados para atingirem a saturação na tensão de operação, tendo, portanto, que suportar correntes de magnetização bem mais elevadas.

A Fig. 11 mostra um diagrama unifilar físico, a representação esquemática e a curva característica  $V \times I$  do reator saturado. Deve-se observar que a característica  $V \times I$  é uma

curva de saturação estática onde  $V$  corresponde ao valor eficaz da tensão, e  $I$  ao valor eficaz da corrente.

A não linearidade da curva  $B \times H$  do material constituinte do núcleo magnético do reator é quem dita a operação do mesmo. Enquanto a saturação não é atingida, a indutância apresentada pelo reator é alta e a corrente é baixa. Após a saturação, a indutância cai, permitindo o aumento da corrente.

A Fig. 12.a mostra a forma da característica de saturação do aço de grãos orientados laminado a frio, constituinte típico dos núcleos destes equipamentos. Suas principais características são: a alta permeabilidade da região não saturada (OA), a forma do joelho (AB) em relação ao máximo valor da f.e.m., o efeito desprezível da histerese e a baixa (e quase constante) permeabilidade na região de saturação.

Quando, em operação na região saturada, o reator é submetido a uma alta tensão, a f.m.m. aumenta levando o núcleo a ter um comportamento semelhante ao de um núcleo de ar. Nesta região, pode-se notar que uma pequena variação da tensão provoca uma grande variação na corrente.

Devido a estas propriedades naturais o reator saturado opera com apenas meio ciclo (desprezando-se o intervalo para magnetização do material). Quanto à sua operação, pode-se dizer que:

- 1 - Limita a tensão à frequência fundamental que aparece nos terminais de componentes série ou shunt da rede;
- 2 - se a tensão subir além do valor de saturação  $V_s$ , a corrente aumenta proporcionalmente ao fator de inclinação da curva;
- 3 - o reator saturado é um consumidor nato de energia reativa, servindo então para manter o nível de tensão em  $V_s$ , quando o valor nominal é ultrapassado.

Devido às características magnéticas (não-lineares), a corrente, como se pode notar na Fig. 12.b, está longe de ser senoidal, assim como também a tensão. Assim sendo, uma injeção de harmônicos no sistema de potência pelo compensador deve ser esperada.

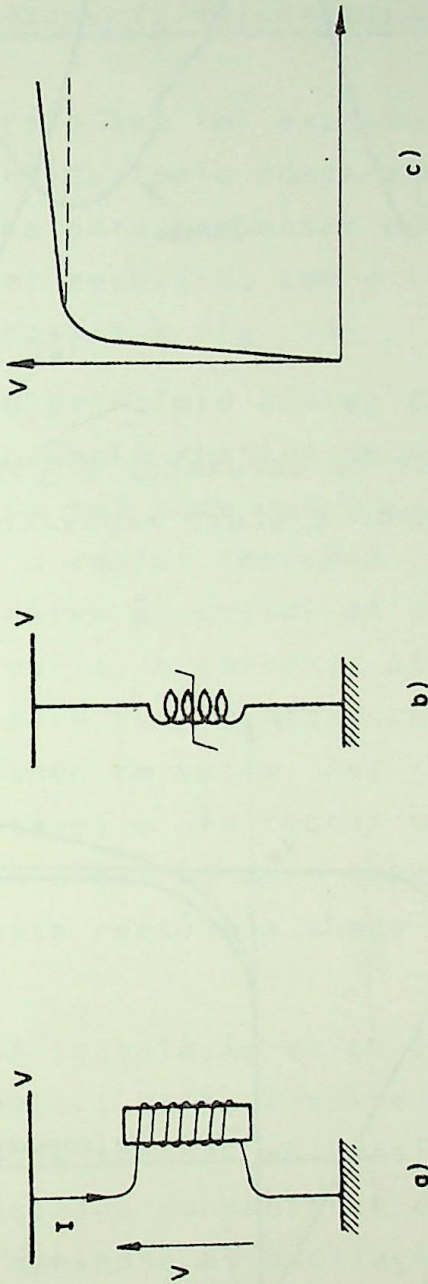


FIGURA 11 - Reator saturado

a) Diagrama unifilar físico

b) Representação

c) Característica  $V \times I$

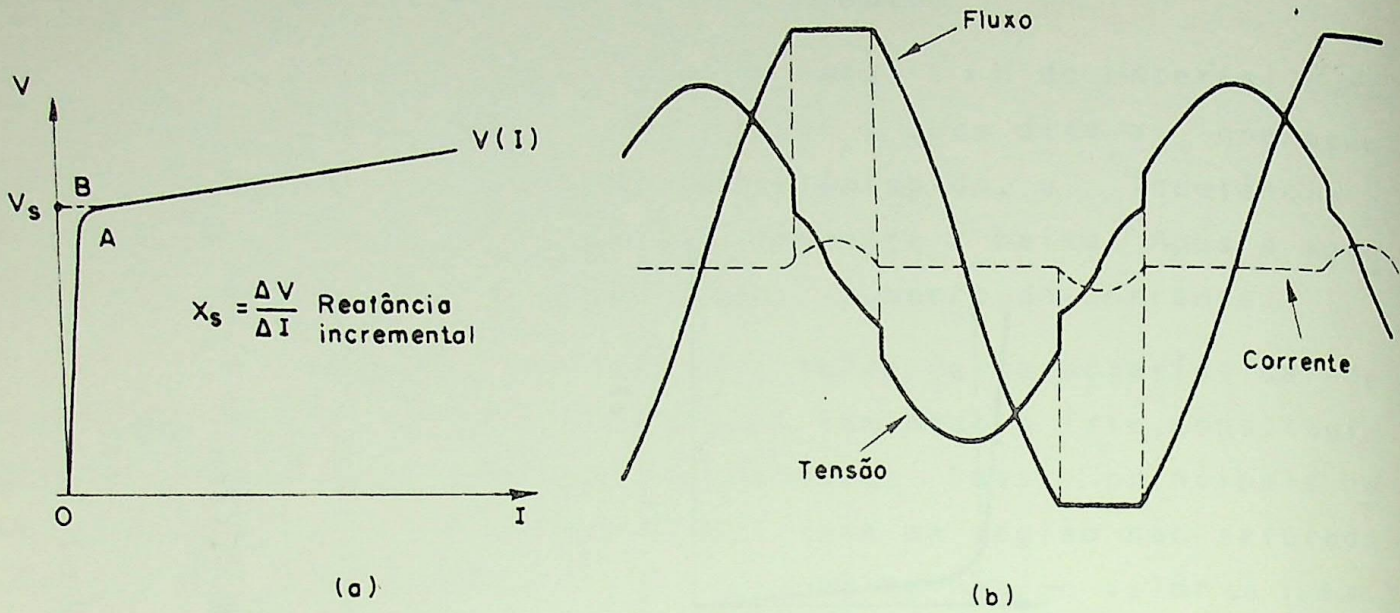


FIGURA 12 - Característica de saturação e formas de onda de corrente, tensão e fluxo magnético de um reator saturado

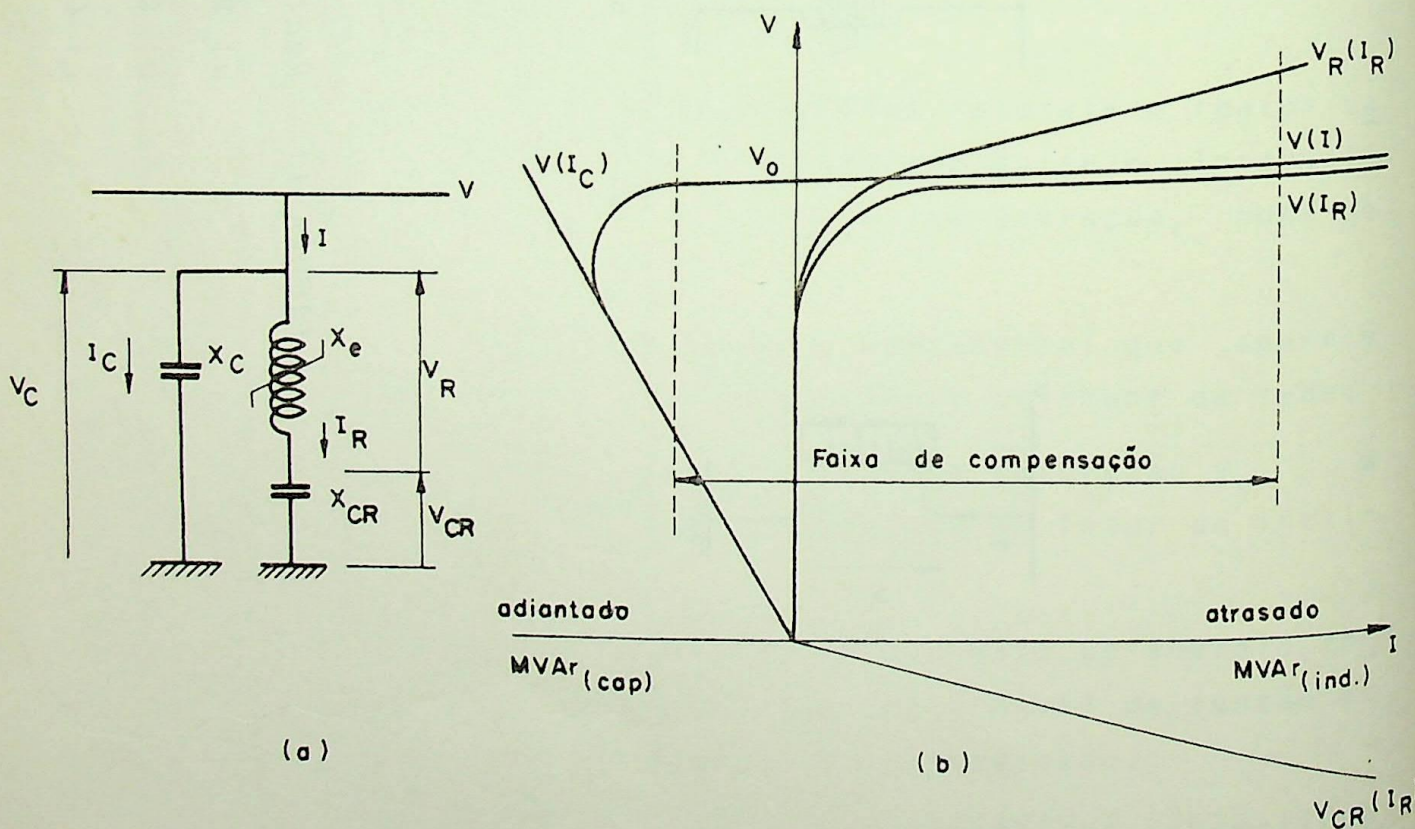


FIGURA 13 - Diagrama esquemático e características  $V \times I$ , de um compensador estático a reator saturado

O reator saturado tem uma inclinação própria que varia de 10 a 20% servindo então para compensar alguns tipos de elevações de tensão onde não se exigiria um controle bastante preciso.

#### 2.2.6.1 - Aprimoramento da característica $V = f(I)$

Pelo que foi exposto, nota-se que elevações de tensão são absorvidas pelo compensador, porém tal equipamento não fornece meios para compensar quedas de tensão. Este último problema pode ser resolvido com a inclusão de um capacitor em paralelo, como mostra a Fig. 13.

O princípio básico da atuação do reator é que um consumo de potência reativa constante procedente da rede deve ser mantido de tal modo que a carga cujo reativo deve ser controlado mais o reator consumam juntos uma potência reativa constante, até mesmo às custas de um baixo fator de potência. Quando a carga varia, a corrente através do reator também varia, de tal maneira que, à plena carga, esta corrente é mínima, sendo máxima quando em vazio. Por isto, é dito que sua reatância é auto-ajustável e não requer um equipamento de controle, ou equipamentos com nível DC como aqueles que são utilizados nos transdutores. Esta reatância chega a variar numa faixa da ordem de 1500:1.

A instalação de um capacitor série (Fig. 13) em cada fase do reator, melhora a inclinação da sua curva característica, devido às tensões em oposição de fase que se verificam em ambos. Uma escolha conveniente dos valores pode levar a uma inclinação que mantenha as oscilações de tensão dentro de limites bastante rígidos.

Portanto, este é um tipo de compensador bastante simples, e com tempo de resposta inferior ao de equipamentos controlados por tiristores. Por outro lado, cuidados devem ser tomados com a aplicação de capacitores série pois, principalmente em sistemas fracos, poderão surgir problemas de estabilidade harmônica que originam oscilações sub-harmônicas nas correntes de excitação, além de provocar atraso no tempo de resposta do

compensador. A inclusão de circuitos de filtros é, às vezes, necessária para reduzir os harmônicos do reator, característicos de carga desequilibrada. Conforme visto, o capacitor série tem por função unicamente a correção da inclinação da característica  $V \times I$ . Para proporcionar a operação do compensador quando da correção de uma redução da tensão, utiliza-se capacitores em paralelo. A inclusão de um capacitor em paralelo irá, portanto, aumentar a versatilidade da faixa de operação do compensador. (Fig. 13). Isto estende a característica à manutenção de tensão constante também em corrente negativa, o que possibilita a correção de diminuições de tensão, evidentemente às custas de um aumento no tempo de resposta.

Quando, mesmo para um conjunto completo, ou compensador estático, chegam a ocorrer variações de tensão caindo fora da faixa de compensação, é aconselhável a instalação de um transformador com tap variável em carga que propicie um controle suplementar. Naturalmente, este é um controle secundário e seu tempo de resposta será bem maior que o do compensador (ver Fig. 14) propriamente dito.

A tensão de referência do compensador (tensão secundária do transformador, na Fig. 14), durante a operação, pode ser alterada basicamente por:

- 1 - alteração da tensão do sistema;
- 2 - manutenção do reator na região de saturação após uma queda da tensão (do sistema) bastante severa;
- 3 - necessidade de reduzir a corrente de sobrecarga decorrente de uma elevação bastante acentuada da tensão do sistema. Esta condição é importantíssima pois, embora o reator tenha uma grande capacidade de sobrecarga, os capacitores já não apresentam esta característica.

#### 2.2.6.2 - Eliminação de harmônicos

Duas soluções são utilizadas na prática para a eliminação dos harmônicos inerentes ao funcionamento do reator saturado:

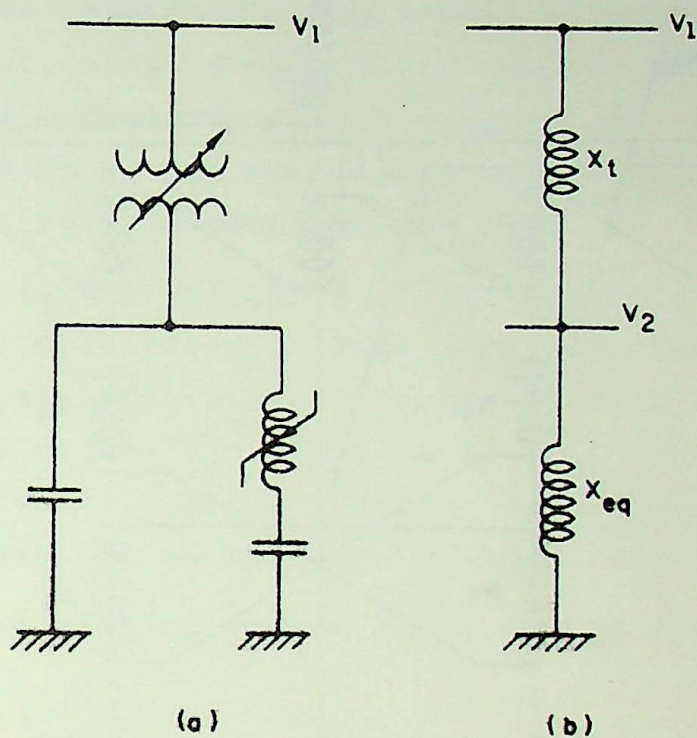
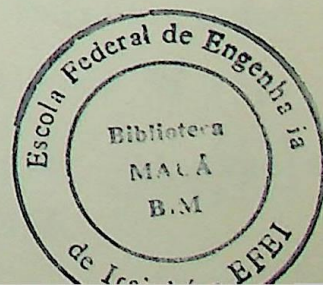


FIGURA 14 - Diagrama unifilar da instalação de um compensador a reator saturado, por meio de um transformador de tap variável



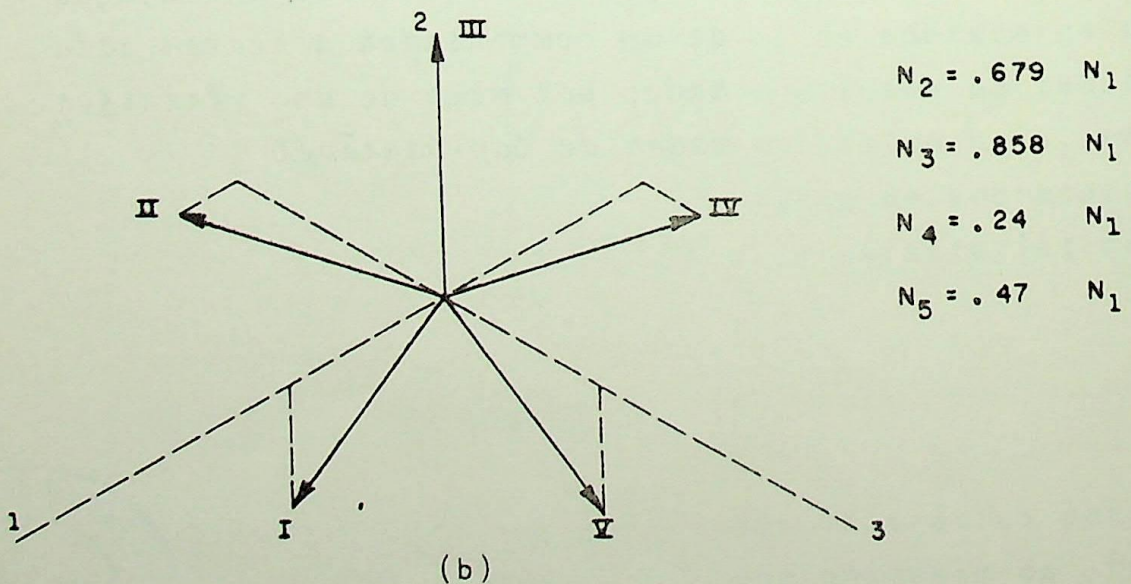
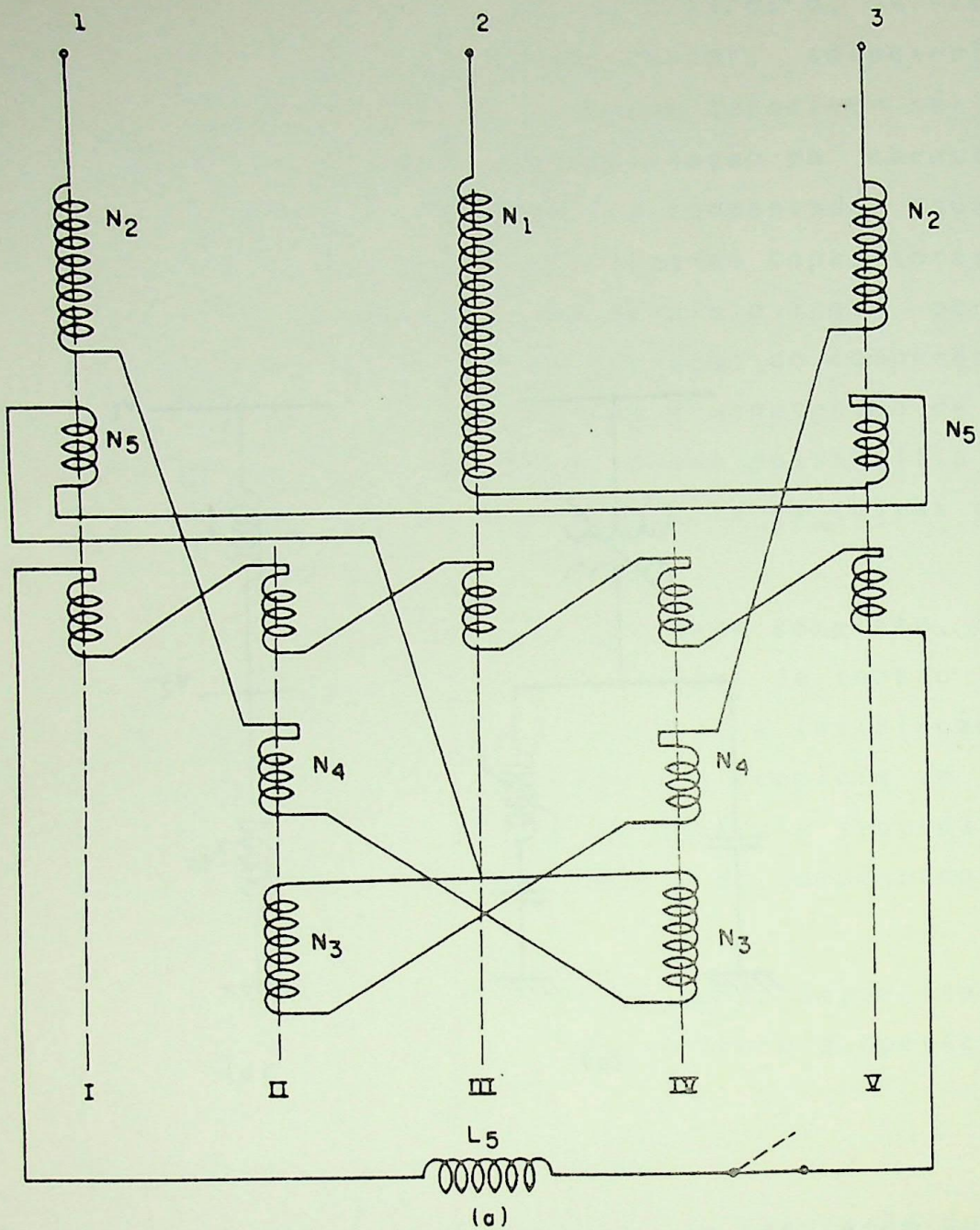


FIGURA 15 - Diagrama esquemático e fasorial de um reator saturado do tipo Quin

- 1.<sup>a</sup>) Eliminação externa pelo uso de filtros;
- 2.<sup>a</sup>) Eliminação interna por meio de arranjos convenientes nos enrolamentos do reator.

A primeira solução requer o uso de um banco de capacitores dividido em vários grupos, cada grupo sendo associado com reatores de núcleo de ar em série, e possuindo uma baixa impedância para uma determinada componente harmônica. Na frequência fundamental, estes grupos devem possuir uma capacidade total igual àquela necessária para a compensação. A cancelação externa de harmônicos se faz necessária sempre que se utiliza reatores saturados para compensação por fase.

A segunda solução é viável quando o reator compensador utilizado é trifásico, sendo então possível arranjar convenientemente seus enrolamentos sobre um único núcleo de forma que componentes de até 13.<sup>o</sup> e 23.<sup>o</sup> harmônicos sejam internamente anulados. Observa-se, contudo, que em condições desequilibradas esta solução não tem se mostrado muito eficiente.

Será visto agora um pouco destes tipos de reatores.

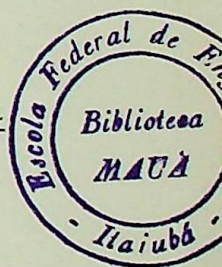
#### 2.2.6.2.1 - Reatores quin, twin-tripler e treble-tripler

##### a) Descrição geral

O reator quin (ou quántuplo) foi o primeiro a ser desenvolvido, com o objetivo de eliminar os harmônicos de ordem  $5k \pm 2$  ( $k = 1, 3, 5, \dots$ ).

A Fig. 15 mostra um esquema de ligação e um diagrama fasorial deste tipo de reator. Abrindo-se a chave que estabelece a conexão dos enrolamentos de compensação harmônica no secundário, harmônicos adicionais de ordem 9, 11, 19, 21, ... aparecerão, sendo que, o 9.<sup>o</sup> e 11.<sup>o</sup> estarão num grau mais elevado.

O reator twin-tripler está esquematizado na Fig. 16, sendo também acompanhado de um diagrama vetorial. Este equipamento é projetado para eliminar os harmônicos múltiplos



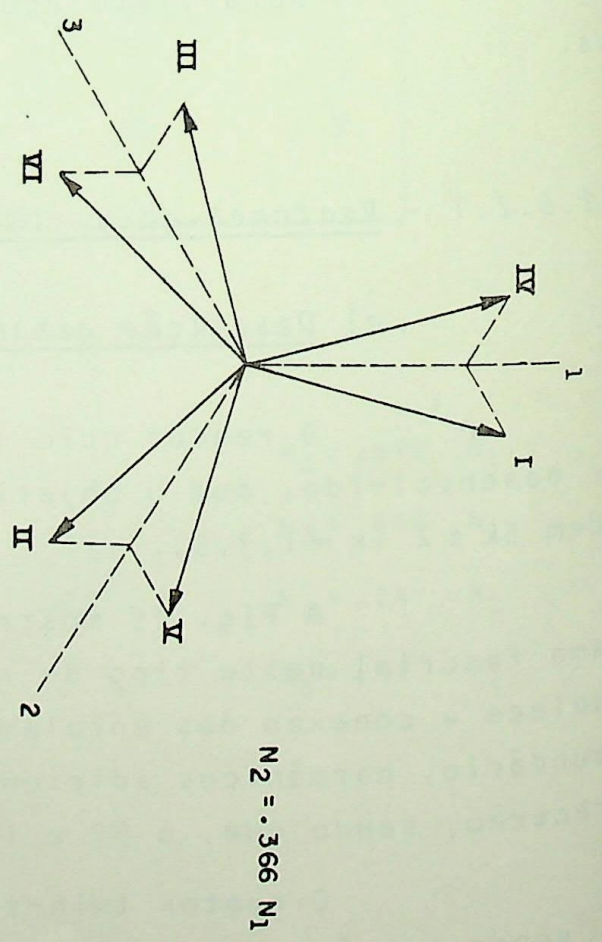
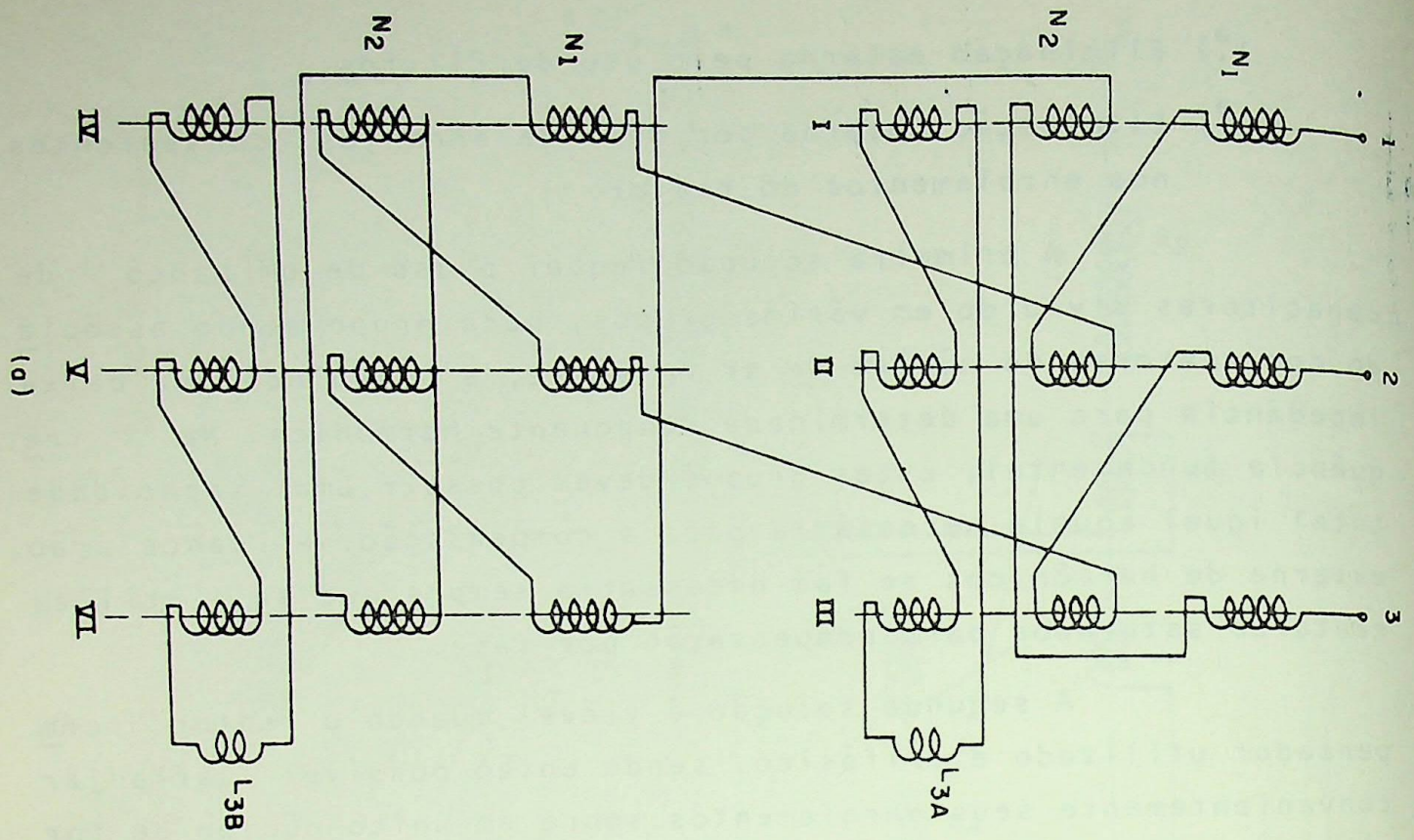
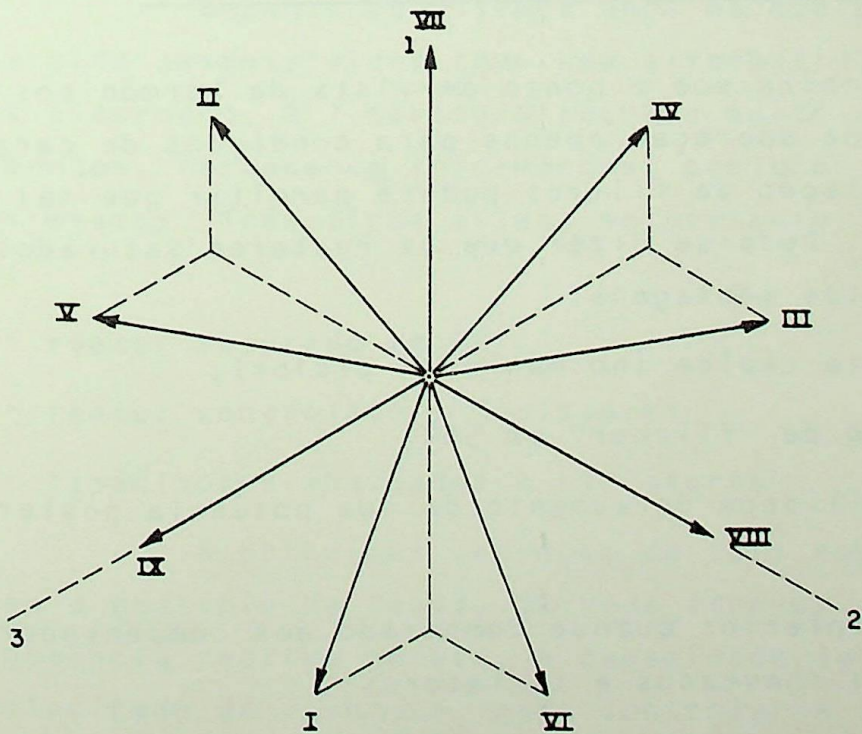
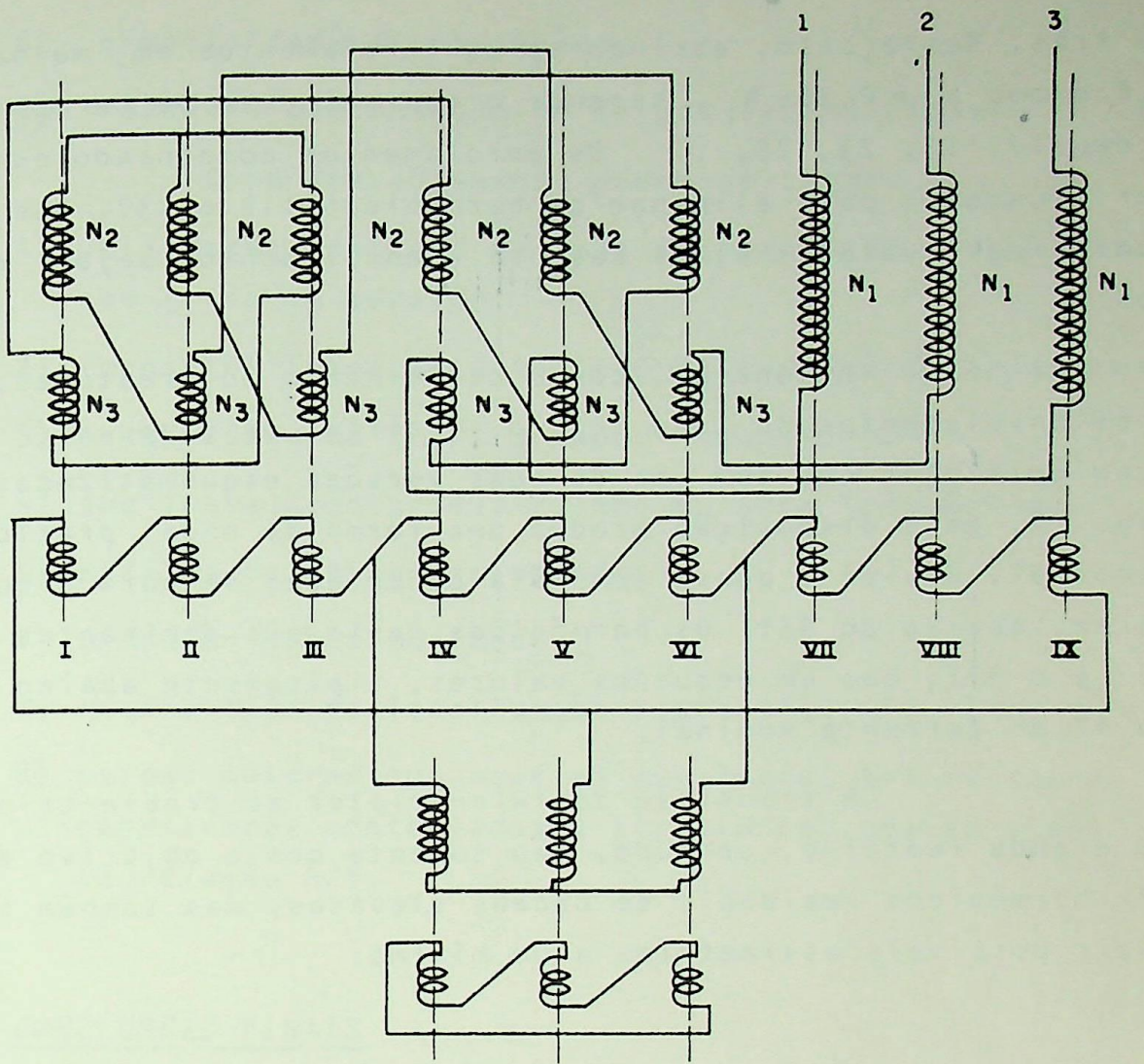


FIGURA 16 - Diagrama esquemático e fasorial de um reator saturado do Twin-triplex

$$N_2 = 0.366 N_1$$



$$N_2 = .742 N_1$$

$$N_3 = .395 N_1$$

FIGURA 17 - Diagrama esquemático e fasorial de um reator saturado Trible-tripler

de três. Neste caso, abrindo-se os enrolamentos em malha,  $L_3A$  e  $L_3B$  e com  $N_2 = 0,366 N_1$ , teremos o aparecimento de harmônicos de ordem 11, 13, 23, 25, ... . Os enrolamentos compensadores podem ser ajustados para eliminar os harmônicos 11º e 13º, que poderão atingir valores altos caso tais enrolamentos sejam desligados.

A conexão, com o crescimento dos reatores, de três enrolamentos do tipo triplo em série, originou o reator treble-tripler que tem uma de suas versões esquematizadas na Fig. 17. Esta disposição produz uma forma de onda praticamente senoidal, devido à quase completa cancelação de harmônicos interna, abaixo do 35º. Os harmônicos residuais dominantes são o 35º e o 37º, mas em pequenos valores, tipicamente abaixo de 3 ou 4% da corrente nominal.

A transição do twin-tripler ao treble-tripler de um grande reator é, contudo, não somente com o objetivo de reduzir harmônicos residuais de ordens elevadas, mas também para reduzir possíveis assimetrias a um mínimo.

#### 2.2.6.3 - Conclusões acerca dos reatores saturados

Embora sob o ponto de vista de harmônicos o sistema tenha uma boa operação apenas para condições de carga equilibrada, a instalação de filtros poderá permitir que tal problema seja superado. Pode-se dizer que os reatores saturados apresentam as seguintes vantagens:

- 1) Resposta rápida (no máximo 2 ciclos);
- 2) redução de "flicker" em 50%;
- 3) possibilidade de aumento da sua potência posteriormente;
- 4) custo inferior quando comparado aos compensadores estáticos chaveados a tiristores;
- 5) não há necessidade de sistema de medição e controle sofisticado;

- 6) simplicidade de operação;
- 7) razoável compensação de cargas assimétricas.

Como desvantagens, podem-se citar:

- 1) utilização contínua de toda a capacidade dos bancos que estão em serviço;
- 2) impossibilidade de alteração de suas características;
- 3) necessidade de transformador regulador;
- 4) sua instalação produz ruídos em alta frequência;
- 5) efeitos de ferro-ressonância;
- 6) produção de harmônicos;
- 7) necessidade de localização especial;
- 8) perdas maiores que aquelas existentes nos reatores e capacitores controlados a tiristores, devido a sua alta relação R/X.

### 2.3 - CONCLUSÕES FINAIS

Durante os últimos anos os equipamentos estáticos têm sido desenvolvidos como uma alternativa para os compensadores síncronos. A literatura técnica muito versou sobre tais equipamentos, fornecendo informações, projetos e características dos mesmos. Três tipos estão, no presente, sendo bastante usados:

- reator saturado em AC
- reator controlado a tiristores
- capacitores chaveados a tiristores

A principal vantagem de tais equipamentos é que permitem o controle da tensão da rede através da variação rápida da potência reativa gerada. A capacidade de um compensador de alta velocidade de resposta, para controlar a tensão AC durante um distúrbio do sistema, propicia uma boa operação para o sistema AC. Por outro lado, os compensadores possuem um projeto simples, fácil manutenção e custo global baixo, não contribuindo

para curto-circuitos, conseqüentemente, permitindo a utilização de disjuntores com capacidade nominal menor que aqueles usados no caso de compensadores síncronos.

Um reator saturado comporta-se aproximadamente como uma impedância indutiva proporcional à sua inclinação de saturação. Mas a impedância harmônica do compensador como um todo é normalmente dominada pela influência do capacitor shunt. Capacitores chaveados a tiristores apresentam uma característica de admitância cuja amplitude varia com a variação da fundamental. No caso de tiristores controlando reatores, a reatância só tem participação efetiva no circuito durante a parte do ciclo de operação onde os tiristores estão conduzindo e, também neste caso, predomina o efeito capacitivo devido à maior potência do banco fixo de capacitores em paralelo.

Por outro lado, efeito dos harmônicos gerador por alguns tipos de compensadores, requer uma análise profunda do efeito destes no sistema AC.

A tabela a seguir resume os principais tipos de compensadores aqui estudados, com suas vantagens e desvantagens.

CARACTERÍSTICAS	SÍNCRONOS	REATOR COM NÚCLEO SATURADO AC	REATOR CONTROLADO A TIRISTOR	CAPACITOR CHAVEADO A TIRISTOR
CONSTRUÇÃO ESSENCIAL	Máquina rotativa mais sistemas auxiliares	Reator especial mais banco de capacitores	Reator convencional, tiristores mais banco de capacitores	Capacitores convencionais e tiristores
TEMPO DE RESPOSTA	100 ms	10 a 20 ms	1/2 ciclo <i>9ms</i>	1 a 2 ciclos
AUMENTO DO NÍVEL DE CURTO-CIRCUITO	sim	não	não	não
GERAÇÃO DE HARMÔNICOS	muito baixo	Limitados por arranjos especiais, tornam-se baixos até o 37º	Basicamente os 3º, 5º e 7º, não excedendo 13,5, 5,8 e 2,5%, respectivamente	muito baixo
RESPOSTA EM FREQUÊNCIA COM RESPEITO AOS HARMÔNICOS EXTERNOS	Age como uma indutância igual à reatância subtransitória (20 a 30% da impedância nominal)	Atua como uma impedância proporcional à frequência. O capacitor em paralelo modifica esta impedância	Na frequência fundamental, a impedância varia com o ângulo de disparo. Para os harmônicos, o circuito abre e fecha periodicamente sobre uma indutância constante L. O capacitor em paralelo altera sua impedância	A impedância harmônica varia com a quantidade de capacitores chaveados no circuito
CUSTO COMPARATIVO		geralmente menor que o síncrono	geralmente menor que o síncrono	geralmente menor que o síncrono

## CAPÍTULO 3

### GERAÇÃO DE HARMÔNICOS PELOS COMPENSADORES ESTÁTICOS

#### 3.1 - INTRODUÇÃO

No Capítulo 2 foi feito um apanhado geral acerca dos diversos tipos de compensadores existentes, suas vantagens, possíveis desvantagens, etc. Pode-se ver ali que entre os compensadores mais apropriados para o controle de cargas intermitentes (os compensadores estáticos), um dos mais graves problemas por eles causados é a geração de harmônicos. Isto é um problema que ocorre particularmente com os compensadores cujo chaveamento não é feito no zero natural de corrente (point-on-wave). Para os sistemas de compensação chaveados em zeros naturais de corrente, como os capacitores chaveados por tiristores, foi visto que não há produção de harmônicos.

Desta forma, entre os compensadores estáticos, os problemas com geração de harmônicos se limitam ao reator e ao capacitor controlados por tiristores, e ao reator saturado. Foram citados ainda, no Capítulo 2, os problemas adicionais que afetam os capacitores controlados por tiristores, os quais acarretam na sua inexistência em aplicações práticas. Finalmente, após estas considerações, restam apenas o reator saturado e o reator controlado por tiristores como compensadores efetivamente utilizados e geradores de harmônicos. Eles constituirão, portanto, o objetivo deste Capítulo.

#### 3.2 - REATOR CONTROLADO POR TIRISTORES

##### 3.2.1 - Equacionamento e Formas de Onda

A estratégia de funcionamento deste compensador já foi discutida no Capítulo 2. O controle do ângulo de disparo a cada meio-ciclo faz com que a impedância efetiva e, consequen

temente, a corrente fundamental do compensador, seja continuamente variável. Com esta estratégia, é possível provocar uma variação na corrente desde um máximo de atraso até um máximo de avanço em apenas meio ciclo.

Na Fig.1, os três circuitos apresentados ilustram claramente o mecanismo de compensação. Na Fig.1-a é mostrada a compensação de uma carga indutiva equilibrada. As componentes reativas das correntes de carga  $I_{L1}$ ,  $I_{L2}$  e  $I_{L3}$ , são canceladas pelas correntes geradas no compensador, resultando no suprimento (por parte da concessionária) das correntes  $I_1$ ,  $I_2$  e  $I_3$ . Na Fig.1-b, a carga é desequilibrada, com correntes indutivas nas três fases, as quais são canceladas pelas correntes produzidas no delta, também desequilibrado, do compensador. Novamente as correntes fornecidas pela concessionária serão  $I_1$ ,  $I_2$  e  $I_3$ , equilibradas, como mostra o diagrama fasorial. Por último, na Fig.2-c, uma outra carga desequilibrada é mostrada, só que, desta vez, com uma parta capacitiva. Isto faz com que o elemento conectado entre as fases 1 e 3 do compensador seja indutivo, a fim de que o equilíbrio seja novamente obtido, sob o ponto de vista da concessionária.

A Fig.2 representa esquematicamente um dos ramos do delta da conexão de um reator. Escolhendo-se a referência de contagem dos tempos no instante em que a tensão aplicada ao ramo é nula ( $\omega t=0$ ), vem que, a partir de  $\omega t=\pi/2$  é possível provocar o disparo do tiristor 1, a fim de permitir a condução do mesmo. Supondo que sempre nos instantes  $\omega t=(4n-3)\pi/2$  seja provocado o disparo do tiristor 1, e que nos instantes  $\omega t=(4n-1)\pi/2$  ocorre o disparo do tiristor 2, com  $n=1,2,3,\dots$ , como estes instantes correspondem a zeros naturais de corrente, a forma de onda da corrente nos tiristores (ou no reator) resulta como a mostrada na Fig.3. Nota-se que, como nesta situação a onda de corrente não é interrompida em nenhum instante, este caso é semelhante àquele que ocorreria se os tiristores fossem curto-circuitados. Sendo assim, não há produção de correntes harmônicas no compensador.

Entretanto, quando em operação real, os tiristores não disparam exatamente nestes instantes acima citados. A estratégia de funcionamento do compensador envolve exatamente a provocação de atrasos nos instantes de disparo, de acordo com os

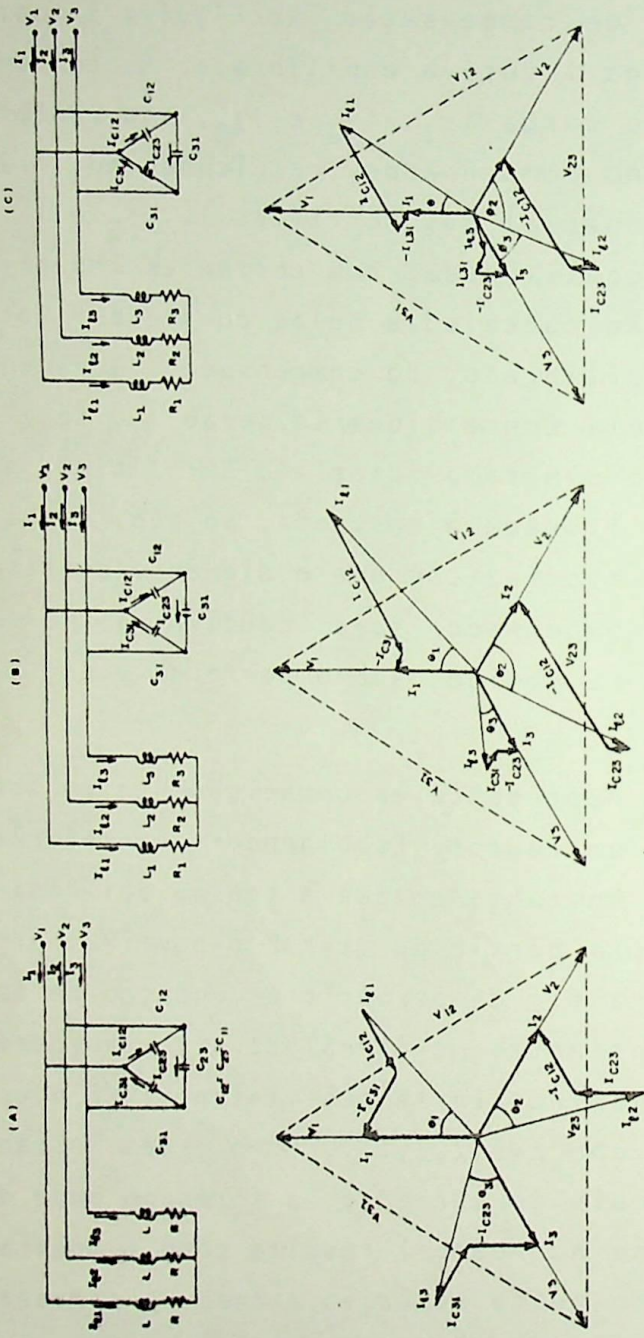


FIGURA 1 - Diagramas fasoriais e esquemáticos ilustrando a compensação de cargas trifásicas equilibradas e desequilibradas

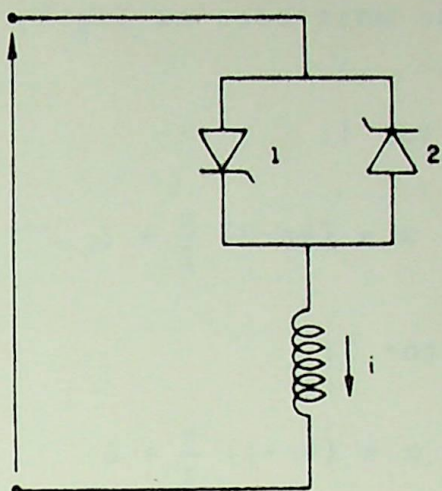


FIGURA 2 - Diagrama esquemático de um dos ramos do delta da conexão do reator controlado a tiristores

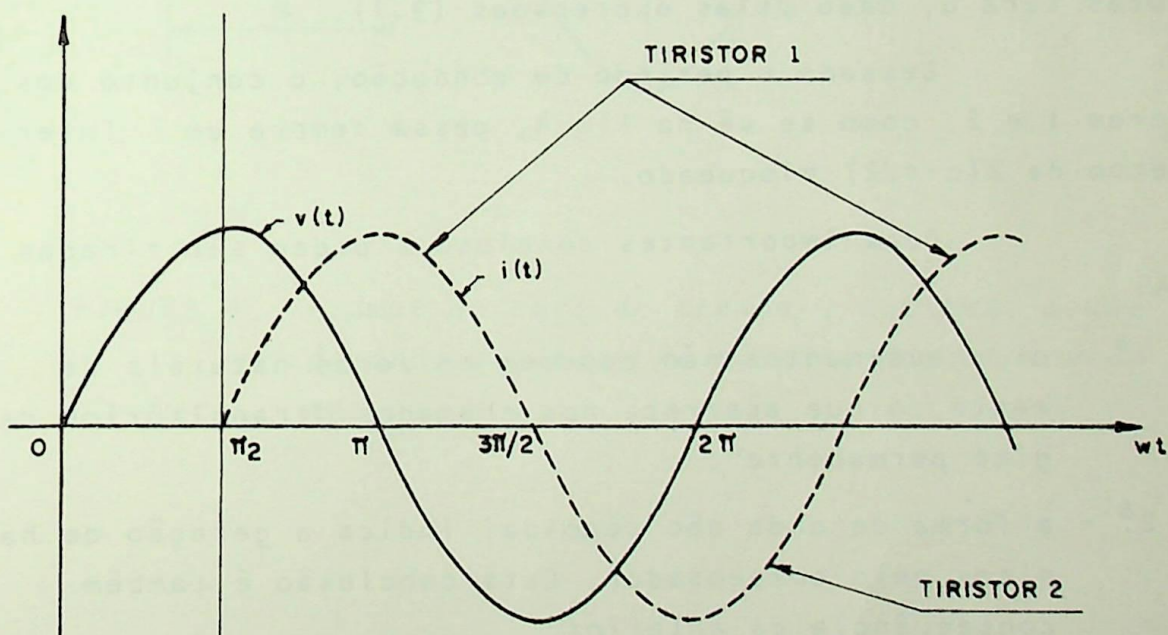


FIGURA 3 - Formas de onda de tensão e corrente de um reator controlado por tiristores com disparos nos zeros naturais de corrente

reativos solicitados pelo sistema. Formas de onda representando esta estratégia estão mostradas na Fig.4, onde, agora, os instantes de disparo são:

a) Para o tiristor 1:

$$\alpha = (4n-3) \frac{\pi}{2} + \delta \quad (3.1a)$$

b) Para o tiristor 2:

$$\alpha = (4n-1) \frac{\pi}{2} + \delta \quad (3.1b)$$

onde  $\delta$  representa o retardo provocado para o disparo. Muitas publicações adotam a "contagem" do tempo para o disparo a partir do ponto onde a tensão é máxima, o que acarretaria, adaptando-se ao que aqui foi feito, em considerar  $\alpha = \delta$ . Nesta tese, sempre será adotada, como já se disse, a referência para a "contagem" do tempo no instante em que a tensão passa pelo zero. Por isso, para os estudos aqui feitos, o ângulo de atraso no disparo dos tiristores será  $\alpha$ , dado pelas expressões (3.1).

Cessado o período de condução, o conjunto dos tiristores 1 e 2, como se vê na Fig.4, passa sempre um intervalo de tempo de  $2(\alpha - \pi/2)$  bloqueado.

Duas importantes conclusões podem ser tiradas da Fig.4:

- 1.<sup>a</sup> - os chaveamentos não ocorrem em zeros naturais de corrente, o que acarreta nos chamados "transitórios de regime permanente";
- 2.<sup>a</sup> - a forma de onda não senoidal indica a geração de harmônicos pelo compensador. Esta conclusão é também uma consequência da anterior.

Para equacionar a corrente no reator durante os períodos de condução, isto deve ser feito separadamente para cada tiristor. Assim, durante a condução do tiristor 1, verifica-se:

$$v = V_{\max} \operatorname{sen} \omega t = L \frac{di}{dt} \quad (3.2)$$

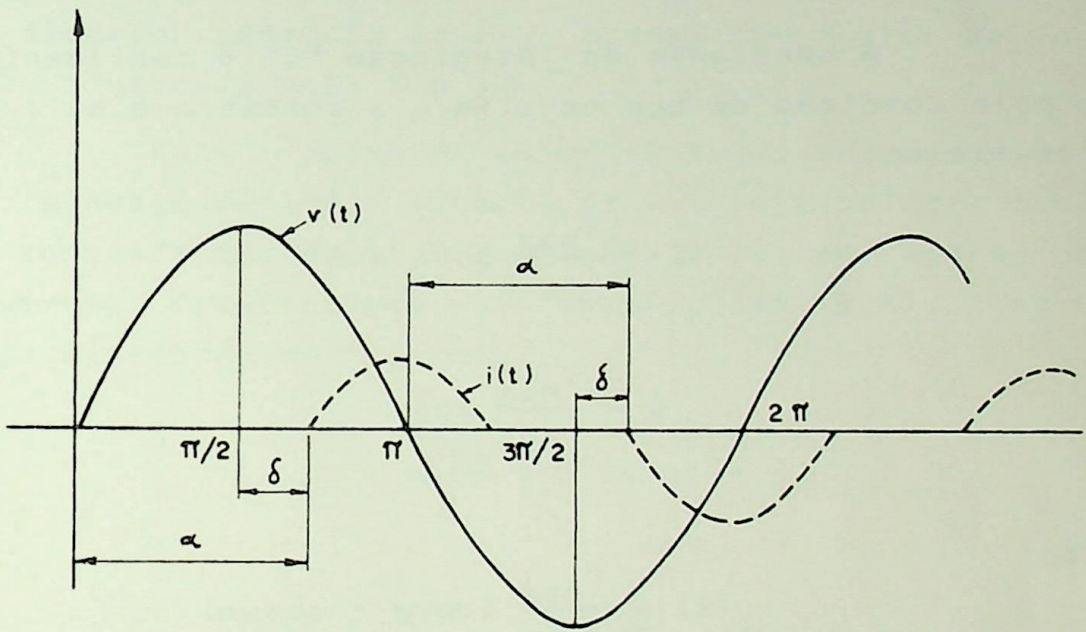


FIGURA 4 - Formas de onda de tensão e corrente considerando o atraso no disparo dos tiristores,  $\alpha$

Durante os períodos de bloqueio, a condição é:

$$v = L \frac{di}{dt} = 0 \quad (3.3)$$

Resolvendo (3.2) para obter "i" em função da tensão instantânea da fonte, vem:

$$i(t) = \frac{1}{L} \int V_{\max} \text{sen}\omega t = -\frac{V_{\max}}{\omega L} \text{cos}\omega t + C \quad (3.4)$$

A constante de integração "C" é facilmente determinada pela condição de que em  $\omega t = \alpha$ , a corrente é nula (Fig.4). Isto resulta em:

$$C - \frac{V_{\max}}{\omega L} \text{cos}\alpha = 0$$

$$C = \frac{V_{\max}}{\omega L} \text{cos}\alpha$$

Portanto:

$$i_1(t) = \frac{V_{\max}}{\omega L} (\text{cos}\alpha - \text{cos}\omega t) \quad (3.5)$$

onde o subíndice "1" indica a corrente no tiristor 1.

Esta expressão é válida até que  $i(t)$  se anule (quando o tiristor bloqueia), isto é:

$$\frac{V_{\max}}{\omega L} (\text{cos}\alpha - \text{cos}\omega t_b) = 0$$

ou:  $\text{cos}\alpha - \text{cos}\omega t_b = 0$

logo:  $\text{cos}\omega t_b = \text{cos}\alpha$

$$\omega t_b = 2\pi - \alpha \quad (3.6)$$

onde  $t_b$  é o instante do bloqueio.

Como, em  $\omega t = \pi + \alpha$ , deverá ocorrer o disparo do tiristor 2, a corrente no tiristor 1 deverá se anular antes deste ins

tante, ou seja:

$$\omega t_b < \pi + \alpha$$

logo:

$$2\pi - \alpha < \pi + \alpha$$

$$\therefore \alpha > \frac{\pi}{2} \quad (3.7)$$

A condição estabelecida em (3.7) é denominada "condição de disparo". Como já se viu, o caso particular de  $\alpha = \pi/2$  é a condição ilustrada pela Fig.3.

Para o pulso de corrente negativo, ou seja, do tristor 2, ainda é válida a equação (3.2), cuja solução novamente será a encontrada em (3.4). A condição de  $i(t) = 0$ , agora, ocorre rá para  $\omega t = \pi + \alpha$ . Substituindo esta condição em (3.4), como foi feito para o caso anterior, vem:

$$C - \frac{V_{max}}{\omega L} \cos(\pi - \alpha) = 0$$

$$i_2(t) = \frac{V_{max}}{\omega L} (-\cos \omega t - \cos \alpha) \quad (3.8)$$

Os reatores lineares utilizados industrialmente têm fatores de potência relativamente altos, chegando, às vezes, a ultrapassar 0,1. Por isso, uma maneira mais correta de representá-los é a da Fig.5, ao invés da Fig.2.

Para este circuito, será novamente deduzida a expressão da corrente como função do tempo.

Novamente, durante os períodos de bloqueio dos tristores, é válida a condição:

$$v = L \frac{di}{dt} = 0$$

Para simplificar a dedução, a referência dos tempos será deslocada de  $\alpha$ , de tal forma que a condução se dê como mostra a Fig.6. Este deslocamento se justifica para que seja possível utilizar a transformada de Laplace e, matematicamente, sig

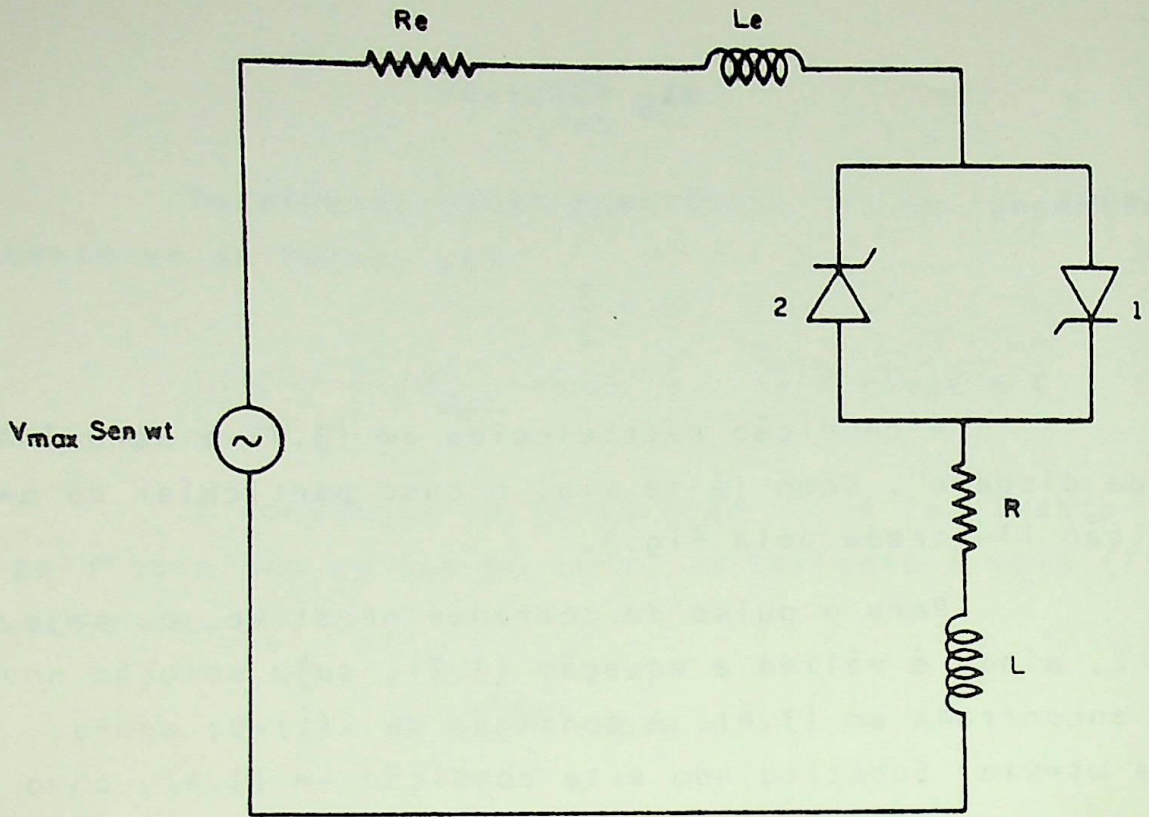


FIGURA 5 - Diagrama esquemático considerando a impedância do sistema e a resistência do reator

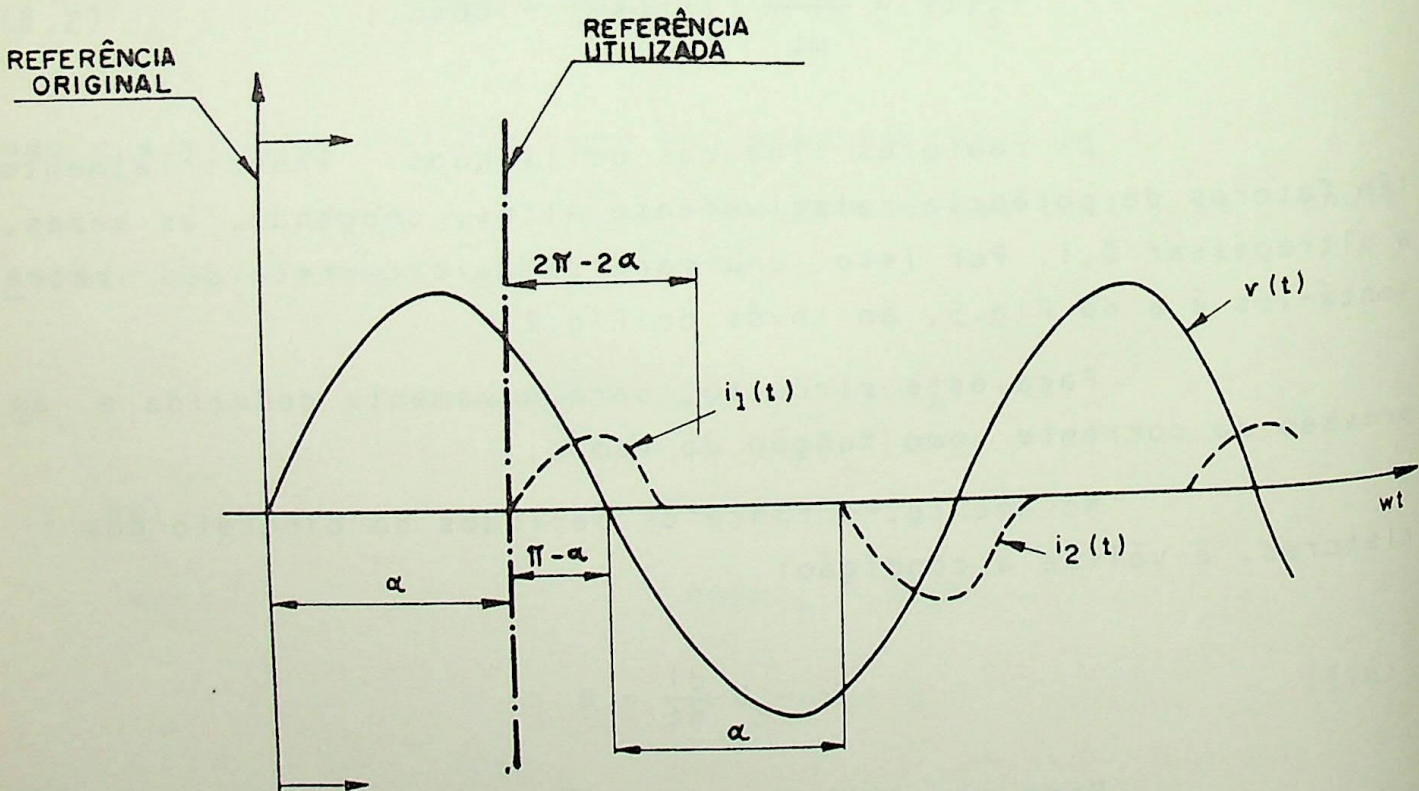


FIGURA 6 - Representação do deslocamento da referência, para o cálculo do pulso positivo de corrente

nificará apenas a alteração da expressão que estabelece a tensão da fonte, para:

$$v(t) = V_{\max} \text{sen}(\omega t + \alpha)$$

Durante os períodos de condução, a equação do circuito da Fig.5 é:

$$v = V_{\max} \text{sen}(\omega t + \alpha) = Ri + L \frac{di}{dt}$$

onde, em R e em L, já estão compreendidas as resistências e as indutâncias próprias do reator e aquelas externas a ele, isto é, da rede. Resolvendo esta expressão por transformada de Laplace (ver apêndice A 3.1), vem:

$$i_1(t) = I_{\max} \{ \text{sen}(\omega t - \theta + \alpha) + e^{-\beta t} \text{sen}(\theta - \alpha) \} \quad (3.9)$$

onde:

$$I_{\max} = \frac{V_{\max} M}{L}$$

$$M = \frac{1}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}}$$

$$\beta = R/L$$

$$\theta = \text{tg}^{-1} \left( \frac{\omega}{\beta} \right)$$

Observando-se (3.9), pode-se verificar que ela é composta por duas componentes bastante distintas. A primeira, senoidal e função do tempo; a segunda, decorrente dos transitórios provocados pelo chaveamento, e amortecida, é originada pela presença das partes resistivas do reator e da rede. Será possível constatar posteriormente, que esta componente resistiva é responsável pela geração de harmônicos adicionais (não característicos), que são os harmônicos de ordens pares.

De forma análoga ao que foi feito para o caso sem resistência, é possível deduzir uma expressão para o pulso nega



tivo de corrente durante a condução do tiristor 2. Para isto, a referência dos tempos deverá ser mais uma vez deslocada, para o instante onde inicia a condução do tiristor 2, o que, matematicamente, equivale a alterar a expressão da tensão da fonte para:

$$v(t) = V_{\max} \text{sen}(\omega t + \alpha + \pi)$$

A dedução da expressão para o pulso negativo de corrente é totalmente análoga à anterior (feita no apêndice A 3.1), podendo ser omitida. Sua realização resulta em:

$$i_2(t) = I_{\max} \{ \text{sen}(\omega t - \theta + \delta) - e^{-\beta t} \text{sen}(\delta - \theta) \} \quad (3.10)$$

onde:  $\delta = \alpha + \pi \quad (3.11)$

Um outro problema, capaz de provocar uma quantidade adicional de harmônicos, é o denominado "desequilíbrio no ângulo de disparo". Trata-se de um problema bastante comum, especialmente em sistemas de controle menos sofisticados, causados por pequenas ultrapassagens no tempo de resposta, ou por oscilações amortecidas no sistema de controle. Este tipo de transiente é assimétrico e de regime permanente, tendo o efeito de causar pequenas diferenças nos ângulos de disparo dos tiristores que controlam uma mesma fase do reator.

Neste caso, supondo que " $\alpha$ " seja o ângulo de disparo do tiristor 1, e que para o tiristor 2 o disparo ocorra num ângulo  $\alpha + d\alpha$ , a expressão (3.10) fica modificada no valor de  $\delta$ , dado em (3.11), e que passará a ser dado por:

$$\delta = \alpha + d\alpha + \pi \quad (3.12)$$

Com esta modificação, (3.10) será válida para considerar o desequilíbrio no ângulo de disparo, em conjunto com (3.9). No apêndice A 3.2, está feita a demonstração da expressão do pulso negativo de corrente para esta situação mais genérica. A Fig.7 dá uma ilustração gráfica deste último problema aqui tratado.

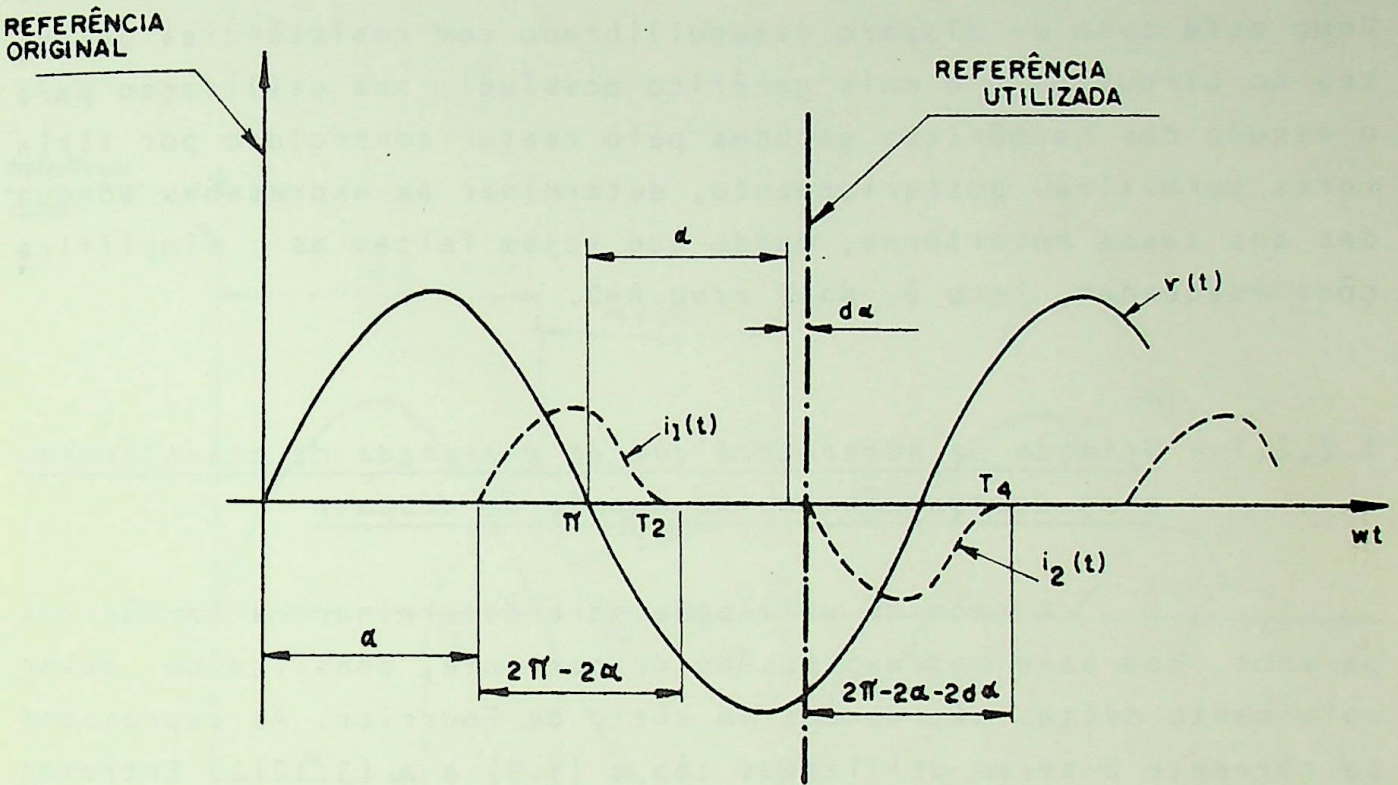


FIGURA 7 - Representação do deslocamento da referência, para o cálculo do pulso negativo de corrente, considerando-se um desequilíbrio da no ângulo de disparo

### 3.2.2 - Obtenção dos Componentes Harmônicos

Na seção anterior foram mostradas as formas de onda da corrente no reator controlado por tiristores, e expressões matemáticas para representá-las também foram obtidas. Viu-se que o caso da Fig.2 é uma particularização do caso da Fig.5 e, agora, após esta última consideração mostrada, do caso de disparo desequilibrado, o objetivo será determinar os harmônicos gerados. Como este caso de disparo desequilibrado com resistências presentes no circuito é o mais genérico possível, sua utilização para o estudo dos harmônicos gerados pelo reator controlado por tiristores permitirá, posteriormente, determinar as expressões adequadas aos casos anteriores, desde que sejam feitas as simplificações adequadas, isto é,  $d\alpha=0$  e/ou  $R=0$ .

#### 3.2.2.1 - Geração de harmônicos com as presenças de resistências e de desequilíbrios no ângulo de disparo

A técnica utilizada para determinar os harmônicos gerados, com base nas expressões da corrente, consiste no desenvolvimento destas expressões em série de Fourier. As expressões da corrente a serem utilizadas são a (3.9) e a (3.10). Entretanto, estas expressões foram deduzidas com base em referências adequadamente escolhidas, e que não coincidem. Para o desenvolvimento em série de Fourier, é necessário que ambas as expressões sejam alteradas para uma referência comum. A referência comum a ser adotada, como já se determinou no início do capítulo, é o ponto onde a tensão passa por um zero antes do pulso positivo da corrente, como mostra a Fig.8. Nesta figura, pode-se ver que, para adaptar (3.9) e (3.10) à nova referência, a primeira deverá sofrer um deslocamento de " $\alpha$ ", enquanto a segunda deverá ser deslocada de " $\pi+\alpha+d\alpha$ ". Este procedimento resulta nas seguintes expressões:

$$i_1(t) = I_{\max} \left\{ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta \left( t - \frac{\alpha}{\omega} \right)} \text{sen}(\alpha - \theta) \right\} \quad (3.13)$$

$$i_2(t) = I_{\max} \left\{ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta \left( t - \frac{\alpha + d\alpha + \pi}{\omega} \right)} \text{sen}(\alpha + d\alpha + \pi - \theta) \right\} \quad (3.14)$$

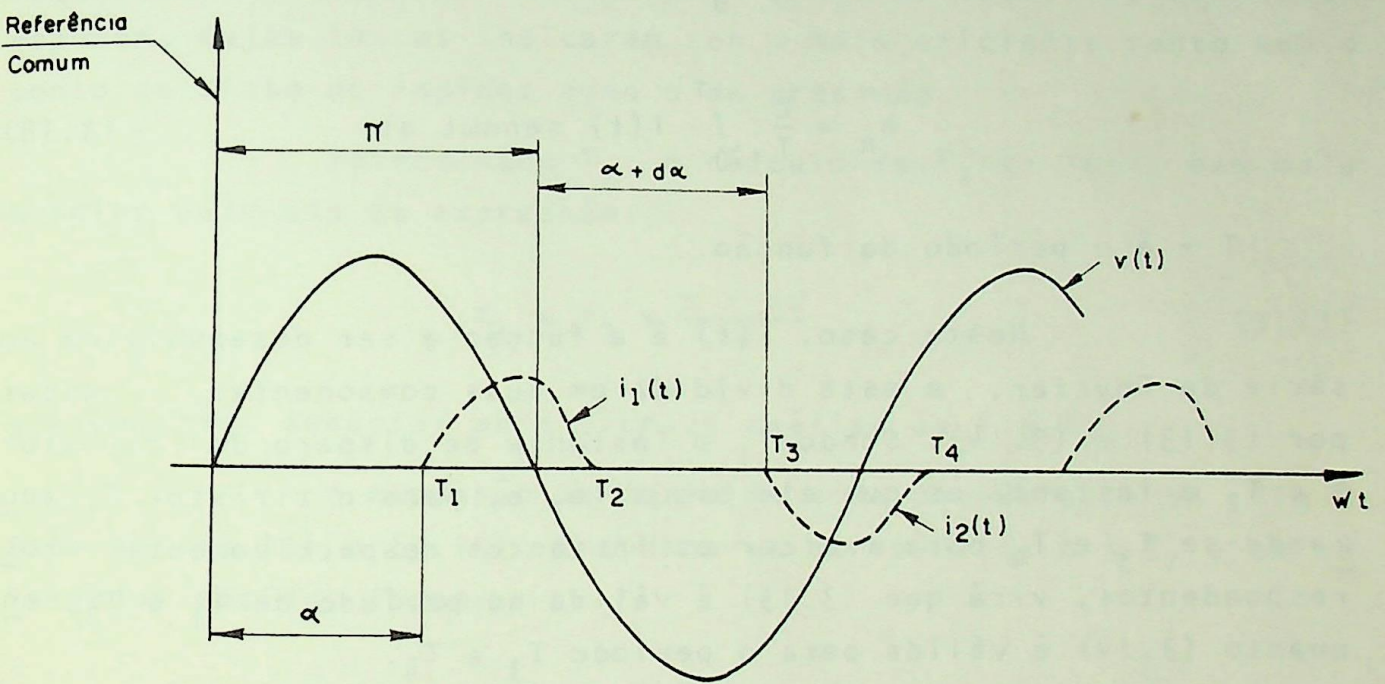


FIGURA 8 - Representação dos pulsos de corrente novamente sob uma referência comum

A expansão em série de Fourier é feita segundo a expressão:

$$i(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos n\omega t + b_n \sin n\omega t) \quad (3.15)$$

onde:

$$a_0 = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) dt \quad (3.16)$$

$$a_n = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) \cos n\omega t dt \quad (3.17)$$

$$b_n = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) \sin n\omega t dt \quad (3.18)$$

$T \rightarrow$  é o período da função.

Neste caso,  $i(t)$  é a função a ser desenvolvida em série de Fourier, e está dividida em duas componentes, dadas por (3.13) e (3.14). Sendo  $T_1$  o instante de disparo do tiristor 1 e  $T_2$  e instante em que ele bloqueia, e, para o tiristor 2, adotando-se  $T_3$  e  $T_4$  para indicar os instantes respectivamente correspondentes, virá que (3.13) é válida no período de  $T_1$  a  $T_2$ , enquanto (3.14) é válida para o período  $T_3$  a  $T_4$ .

No caso onde as resistências do circuito e do reator são desprezíveis, estes instantes são dados pelas seguintes expressões:

$$\begin{aligned} T_1 &= \alpha / \omega \\ T_2 &= (2\pi - \alpha) / \omega \\ T_3 &= (\pi + \alpha + d\alpha) / \omega \\ T_4 &= (3\pi - \alpha - d\alpha) / \omega \end{aligned} \quad (3.19)$$

Na presença das resistências, os valores de  $T_1$  e  $T_3$ , que são os instantes dos disparos, não sofrem alteração. Todavia, os instantes de bloqueio,  $T_2$  e  $T_4$ , sofrem alterações devido ao amortecimento nas correntes. Torna-se então necessária uma condição para a determinação destes tempos. No caso de  $T_2$ , esta condição vem de que, em  $t=T_2$ , (3.13) se anula. Substituindo  $T_2$

em (3.13) e igualando-a a zero, vem:

$$I_{\max} \{ \text{sen}(\omega T_2 - \theta) - e^{-\beta(T_2 - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) \} = 0$$

ou:

$$\text{sen}(\omega T_2 - \theta) - e^{-\beta(T_2 - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) = 0 \quad (3.20)$$

A equação (3.20) pode ser utilizada para a determinação de  $T_2$ . Entretanto, deve-se observar que se trata de uma equação transcendental, cuja solução só é possível por um método numérico. Uma sugestão é feita pelo processo iterativo de Newton Raphson, cujos testes indicaram ser o mais eficiente tanto sob o ponto de vista de rapidez como o de precisão.

Determinado  $T_2$ , o cálculo de  $T_4$  se torna bem mais simples pelo uso da expressão:

$$T_4 = T_2 + \frac{\pi - d\alpha}{\omega} \quad (3.21)$$

que pode ser deduzida pela simples análise da Fig.8.

A expansão da forma de onda da corrente da Fig.8, dada por (3.13) e (3.14), encontra-se no apêndice A 3.3, e os resultados obtidos foram:

$$a_0 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ - \frac{\cos(\omega t - \theta)}{\omega} \Big|_{T_1}^{T_2} + \frac{e^{\beta \frac{\alpha}{\omega}} \text{sen}(\alpha - \theta)}{\beta} e^{-\beta t} \Big|_{T_1}^{T_2} - \frac{\cos(\omega t - \theta)}{\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} - \frac{e^{\beta \frac{(\alpha + d\alpha + \pi)}{\omega}} \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta)}{\beta} e^{-\beta t} \Big|_{T_3}^{T_4} \right\} \quad (3.22)$$

Obs.: Esta expressão só é válida se  $R \neq 0$ , isto é,  $\beta \neq 0$ .

$$a_1 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \text{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_1}^{T_2} + \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \text{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_3}^{T_4} + \frac{1}{\beta^2 + \omega^2} \left[ \text{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \text{sen} \omega t) \Big|_{T_1}^{T_2} - \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \text{sen} \omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (3.23)$$

$$\begin{aligned}
 a_n = & \frac{\omega l_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \\
 & + \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \\
 & + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (\beta \cos n\omega t - n\omega \operatorname{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \\
 & + \frac{\operatorname{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (-\beta \cos n\omega t + n\omega \operatorname{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \left. \right\} \quad (3.24)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 b_1 = & \frac{\omega l_{\max}}{\pi} \left\{ \frac{t \cos \theta}{2} \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \frac{\operatorname{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + \omega^2} \right. \\
 & + (\beta \operatorname{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \frac{t \cos \theta}{2} \Bigg|_{T_3}^{T_4} - \frac{\operatorname{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \Bigg|_{T_3}^{T_4} - \\
 & - \frac{\operatorname{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + \omega^2} (\beta \operatorname{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \left. \right\} \quad (3.25)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 b_n = & \frac{\omega l_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ \frac{\operatorname{sen}(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\operatorname{sen}(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \\
 & + \left[ \frac{\operatorname{sen}(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\operatorname{sen}(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \\
 & + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (\beta \operatorname{sen} n\omega t + n\omega \cos n\omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \\
 & - \frac{\operatorname{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (\beta \operatorname{sen} n\omega t + n\omega \cos n\omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \left. \right\} \quad (3.26)
 \end{aligned}$$

As particularizações para os casos mais simples, podem ser deduzidas destas equações. Esta será a etapa seguinte.

3.2.2.2 - Harmônicos gerados na situação de equilíbrio no ângulo de disparo dos tiristores ( $\alpha=0$ )

Fazendo  $\alpha=0$  nas equações (3.22) e (3.26), são obtidas as seguintes equações:

$$a_0 = 0 \quad (3.27)$$

$$a_1 = \frac{I_{\max}}{\pi} \left\{ \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \operatorname{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_1}^{T_2} + \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \operatorname{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_3}^{T_4} + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \operatorname{sen} \omega t) \Big|_{T_1}^{T_2} - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \operatorname{sen} \omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (3.28)$$

$$a_n = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_1}^{T_2} + \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_3}^{T_4} + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + n^2 \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \cos n\omega t - n\omega \operatorname{sen} n\omega t) \Big|_{T_1}^{T_2} + e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (-\beta \cos n\omega t + n\omega \operatorname{sen} n\omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (3.29)$$

$$b_1 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \frac{t \cos \theta}{2} \Big|_{T_1}^{T_2} + \frac{t \cos \theta}{2} \Big|_{T_3}^{T_4} - \left( \frac{\operatorname{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \Big|_{T_1}^{T_2} + \frac{\operatorname{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} \right) + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \operatorname{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \Big|_{T_1}^{T_2} - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \operatorname{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (3.30)$$

$$\begin{aligned}
 b_n = & \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ \frac{\sin(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\sin(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \right|_{T_1}^{T_2} + \\
 & + \left[ \frac{\sin(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\sin(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Big|_{T_3}^{T_4} + \\
 & + \frac{\sin(\alpha - \theta)}{\beta^2 + n^2} \frac{1}{\omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \sin n\omega t + n\omega \cos n\omega t) \right] \Big|_{T_1}^{T_2} - \\
 & - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \sin n\omega t + n\omega \cos n\omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \} \quad (3.31)
 \end{aligned}$$

Este caso não é de rara ocorrência na prática. Muito pelo contrário, é o mais frequente, já que é a condição de funcionamento normal.

3.2.2.3 - Harmônicos gerados com ângulo de disparo desequilibrado, mas com as resistências do sistema desprezíveis

Fazendo  $R=0$ , vem que:

$$\beta = 0 \quad \text{e} \quad \theta = 90^\circ.$$

Substituindo estes parâmetros nas equações (3.22) a (3.26), na equação (3.22) obtêm-se uma indeterminação. Torna-se então necessário deduzir novamente a expressão de 'a<sub>o</sub>' para esta condição. Isto está desenvolvido no Apêndice A 3.3. Os resultados obtidos são:

$$\begin{aligned}
 a_o = & \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ - \frac{\sin \omega t}{\omega} \right|_{T_1}^{T_2} + t \cos \alpha \Big|_{T_1}^{T_2} - \frac{\sin(\omega t - d\alpha)}{\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} - \\
 & - t \cos(\alpha + d\alpha) \Big|_{T_3}^{T_4} \} \quad (3.32)
 \end{aligned}$$

$$a_1 = \frac{\omega l_{\max}}{\pi} \left\{ - \left( \frac{\text{sen} 2\omega t}{4\omega} + \frac{t}{2} \right) \Big|_{T_1}^{T_2} - \left( \frac{\text{sen} 2\omega t}{4\omega} + \frac{t}{2} \right) \Big|_{T_3}^{T_4} + \right. \\ \left. + \frac{1}{\omega} \cos \alpha \text{sen} \omega t \Big|_{T_1}^{T_2} - \cos(\alpha + d\alpha) \text{sen} \omega t \Big|_{T_3}^{T_4} \right\} \quad (3.33)$$

$$a_n = \frac{\omega l_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ - \frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_1}^{T_2} + \right. \\ \left. + \left[ - \frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_3}^{T_4} + \frac{\cos \alpha \text{sen} n\omega t}{n\omega} \Big|_{T_1}^{T_2} - \right. \\ \left. - \frac{\cos(\alpha + d\alpha) \text{sen} n\omega t}{n\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} \right\} \quad (3.34)$$

$$b_1 = 0 \quad (3.35)$$

$$b_n = 0 \quad (3.36)$$

Este é um caso menos comum na prática que o anterior. Os coeficientes nulos 'b<sub>1</sub>' e 'b<sub>n</sub>' já eram esperados pois, com R=0 desaparece o amortecimento e i(t) passa a ser uma função par.

### 3.2.2.4 - Geração de harmônicos com equilíbrio no ângulo de disparo e resistência desprezível

Com dα=0, a forma de onda é simétrica em relação ao eixo dos tempos, tornando válida (3.27) para 'a<sub>0</sub>'. Fazendo, para os outros coeficientes, as mesmas considerações feitas nas duas subseções anteriores, agora simultaneamente, nas equações (3.23) e (3.26), vem:

$$a_0 = 0 \quad (3.37)$$

$$a_1 = - \frac{l_{\max}}{\pi} (2\pi - 2\alpha + \text{sen} 2\alpha) \quad (3.38)$$

$$\begin{aligned}
 a_n = & \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ \frac{\text{sen } (n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen } (n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_1}^{T_2} + \right. \\
 & + \left[ -\frac{\text{sen } (n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen } (n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \Big|_{T_3}^{T_4} + \\
 & \left. + \frac{2}{n\omega} \cos \alpha \text{sen } n\omega t \Big|_{T_1}^{T_2} \right\} \quad (3.39)
 \end{aligned}$$

$$b_1 = 0 \quad (3.40)$$

$$b_n = 0 \quad (3.41)$$

### 3.2.3 - Equacionamento com Base na Tensão Aplicada

Como será visto nos próximos capítulos, um sistema de controle é responsável pelo comportamento do compensador. Conforme já foi visto, o compensador é controlado pela atuação nos pulsos de disparo, aumentando ou diminuindo seus ângulos de atraso. É, portanto, nos ângulos de disparo dos tiristores que o sistema de controle deverá atuar. Desta forma, é preciso que se estabeleça um relacionamento entre estes ângulos de disparo e alguma grandeza mensurável que defina a condição de funcionamento da carga.

Um sistema de controle tipicamente utilizado para a compensação de cargas como laminadores, conforme será visto no Capítulo 5, é o sistema de controle a realimentação. Este sistema funciona com base em medições de grandezas que caracterizam o estado atual da carga e comparações com sinais de referência para definir o atraso no ângulo de disparo. Várias grandezas podem ser utilizadas para este controle, como potência reativa, corrente, tensão, etc. Neste capítulo será adotada a tensão do barramento (P.A.C.) como a grandeza controlada, por ser uma grandeza mais compatível com o equacionamento aqui desenvolvido.

Sendo assim, as tensões de referência que influem no controle serão:

$V_S$  → tensão que se deseja manter no P.A.C.;

$V_{max}$  → tensão máxima que pode se verificar no P.A.C. É a tensão que ali ocorre quando a carga é desconectada, os reatores são postos fora de serviço mas os capacitores fixos são mantidos conectados à barra.

O ângulo de disparo será determinado pela solução da seguinte equação transcendental cuja obtenção será deixada para a ocasião do estudo do equipamento de controle, no Capítulo 5:

$$2\pi - 2\alpha + \text{sen}2\alpha = \pi \left( \frac{V_{ap} - V_S}{V_{max} - V_S} \right) \tag{3.42}$$

onde  $V_{ap}$  é a tensão eficaz aplicada, ou medida, a cada instante no P.A.C.

Entre os diversos processos testados para a solução desta equação, o processo de Newton-Raphson mais uma vez mostrou-se o mais rápido e preciso.

### 3.3 - REATOR SATURADO

#### 3.3.1 - Equacionamento e Formas de Onda de Corrente no Reator

No Capítulo 2, foi visto que o desempenho do reator saturado pode ser analisado considerando sua curva de saturação como sendo constituída por três retas (ver Fig.9 - curva a). Na prática, é possível aproximar a impedância da região não saturada para um valor infinito (Fig.9 - curva b). Assim, para uma dada tensão senoidal aplicada  $e(t)$ , da forma:

$$e(t) = \sqrt{2} E \text{ sen}\omega t \tag{3.43}$$

não haverá fluxo de corrente pelo reator enquanto o valor instantâneo desta tensão for menor que a tensão de saturação  $V_S$ . Ultrapassado o valor  $V_S$ , passará então a haver corrente fluindo pelo reator, durante todo o período em que o valor instantâneo  $e(t)$  estiver superior a  $V_S$ . Como a curva de saturação do reator abrange as partes positiva e negativa do eixo das tensões (isto pode

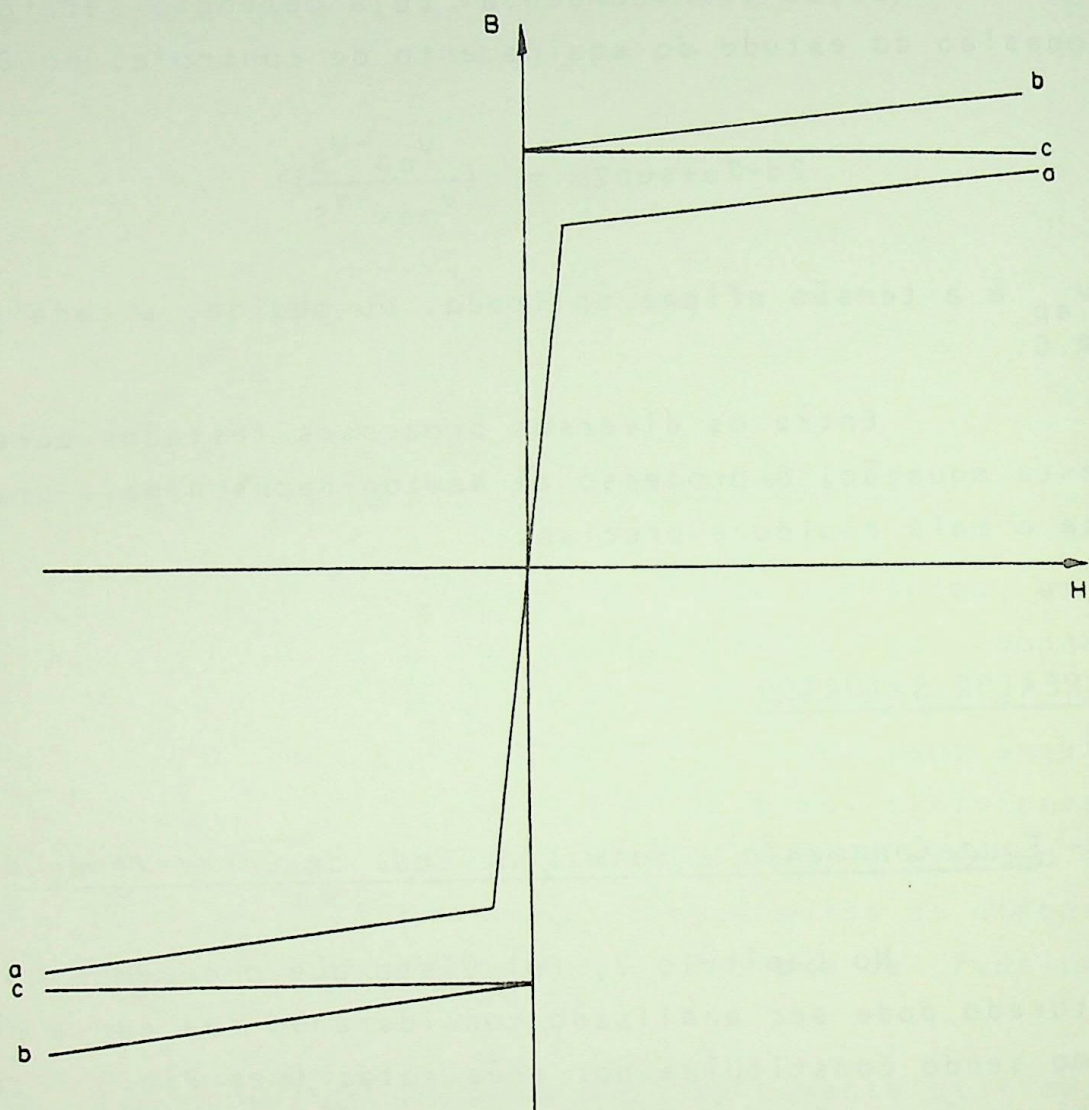


FIGURA 9 - Característica  $B \times H$  de um reator saturado:  
a) característica real  
b) aproximação para indutância infinita na região não saturada  
c) aproximação para indutância nula na região saturada

ser visto na Fig.9, raciocinando-se com uma característica  $V_{xI}$  ao invés de  $B \times H$ ), sempre que o valor absoluto de  $e(t)$  supera  $V_S$ , haverá fluxo de corrente no reator, e esta corrente terá sinal positivo ou negativo de forma correspondente ao sinal de  $e(t)$ .

Muitas vezes é possível utilizar ainda uma outra aproximação, que consiste em considerar nula a indutância do reator na região saturada. Algumas vezes, inclusive, pela inserção de um capacitor série, se obtém a característica mostrada na Fig.9 - curva c, quando esta consideração passa mesmo a ser verdadeira, ao invés de uma aproximação. A corrente ainda terá a forma de pulsos positivos e negativos discretos.

Para o equacionamento do reator saturado, será utilizado o circuito mostrado na Fig.10. Este circuito pode representar um reator monofásico, ou uma fase de um reator trifásico, conectados a um sistema de potência externo.

Três considerações básicas serão feitas para o desenvolvimento da análise:

- 1ª) O reator não tem histerese no núcleo. Isto é consequência das características mostradas na Fig.9;
- 2ª) A indutância do reator tem somente dois valores: infinito na região não saturada, e o valor da indutância incremental  $L_S$  na região de saturação. Isto é o caso da curva b na Fig.9, que não elimina a possibilidade de ocorrer o caso da curva c ( $L_S=0$ ), já que é uma particularização dele;
- 3ª) A resistência do reator é desprezível, ou está incluída na parte resistiva da impedância do sistema  $R_e$ .

Como no caso do reator controlado por tiristores, duas situações distintas de funcionamento se apresentam, as quais resultam, matematicamente, nas seguintes equações diferenciais:

- 1) Na região não-saturada:

$$N \frac{d\theta}{dt} = \sqrt{2} E \sin \omega t \quad (3.44)$$

- 2) Na região saturada:

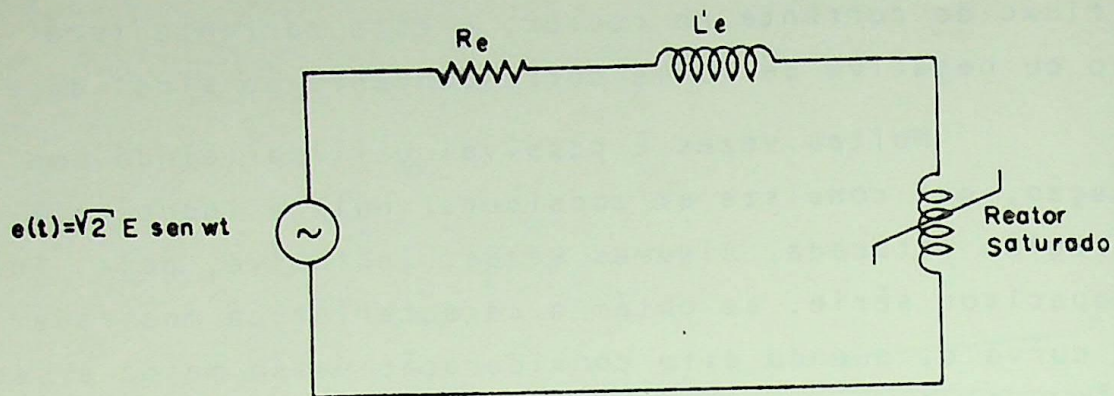


FIGURA 10 - Diagrama esquemático, para uma fase, de uma instalação contendo reator saturado.  $R_e$  e  $L_e$  representam a impedância externa ao reator

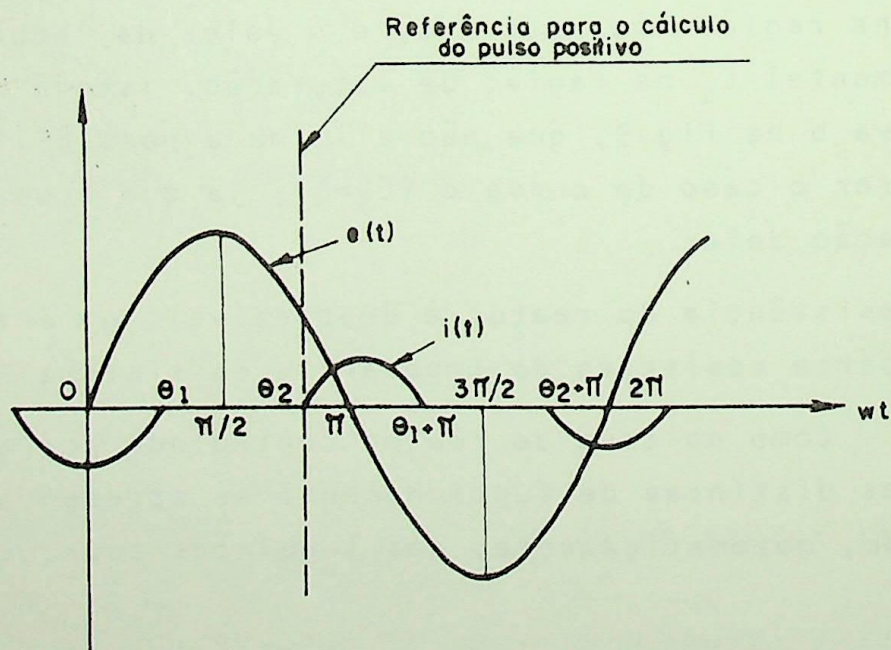


FIGURA 11 - Forma de onda da tensão aplicada e da corrente em um reator saturado

$$L_S \frac{di}{dt} + L_{e'} \frac{di}{dt} + R_e i = \sqrt{2} E \text{ sen } \omega t$$

ou

$$(L_S + L_{e'}) \frac{di}{dt} + R_e i = \sqrt{2} E \text{ sen } \omega t$$

e, fazendo  $L_e = L_S + L_{e'}$ , vem:

$$L_e \frac{di}{dt} + R_e i = \sqrt{2} E \text{ sen } \omega t \quad (3.45)$$

Para resolver (3.45), é necessário o uso da transformada de Laplace. Para isto, é preciso que a referência da tensão aplicada  $e(t)$ , como foi feito no caso do reator controlado por tiristores, seja deslocada de um certo ângulo que aqui será designado  $\theta_2$ , o qual representa o instante em que tem início o pulso de corrente no reator após o zero de tensão, como mostra a Fig.11. Assim, vem:

$$e(t) = \sqrt{2} E \text{ sen}(\omega t - \theta_2) \quad (3.46)$$

e (3.45) fica:

$$L_e \frac{di}{dt} + R_e i = \sqrt{2} E \text{ sen } \omega t$$



A solução desta equação será omitida por ser totalmente idêntica à solução da equação do pulso positivo da corrente do reator controlado por tiristores, deduzida no apêndice A 3.1. Ela resulta em:

$$i(t)_+ = \frac{\sqrt{2}E}{Z_e} \left\{ \text{sen}(\omega t - \beta) - \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{R_e}{\omega L_e}(\omega t - \theta_2)} \right\} \quad (3.47)$$

já deslocada para a referência no zero de tensão, e onde

$$\beta = \text{tg}^{-1}(\omega L_e / R_e)$$

e o subíndice + indica tratar-se do pulso positivo de corrente.

Como se vê, a aplicação desta equação fica condicionada ao conhecimento de  $\theta_2$  que, portanto, precisa ser determinado. Para isto, torna-se necessário definir um outro ângulo, aqui designado  $\theta_1$ , o qual corresponde ao instante em que terminou o pulso de corrente precedente (negativo, como mostra a Fig.11), em relação à mesma referência escolhida para  $\theta_2$ . Assim, o pulso de corrente iniciado em  $\theta_2$  se extingue exatamente em  $+\theta_1$ , o que permite tirar uma importante conclusão de (3.47), fazendo  $\omega t = \theta_1 + \pi$ :

$$0 = \frac{\sqrt{2}E}{Z_e} \left\{ \text{sen}(\pi + \theta_1 - \beta) - \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{R_e}{\omega L_e}(\pi + \theta_1 - \theta_2)} \right\}$$

que dá, ainda:

$$\text{sen}(\pi + \theta_1 - \beta) = \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{R_e}{\omega L_e}(\pi + \theta_1 - \theta_2)} \quad (3.48)$$

Com a introdução de  $\theta_1$ , agora uma outra condição se torna necessária para a determinação de  $\theta_2$ . Esta condição é obtida a partir do fluxo magnético no ferro do núcleo do reator, durante o período não saturado, cuja diferencial é dada por:

$$d\phi = A dB \quad \therefore \quad \frac{dB}{dt} = \frac{1}{A} \frac{d\phi}{dt}$$

que combinada com (3.44) dá:

$$\frac{dB}{dt} = \frac{\sqrt{2}E}{AN} \text{sen}\omega t$$

Integrando esta equação para obter B, vem:

$$B = \frac{\sqrt{2}E}{AN\omega} \int_0^{\omega t} \text{sen}\omega t \, d\omega t + k \quad (3.49)$$

Esta equação tem uma interpretação física que pode ser assim enunciada:

"o valor da densidade de fluxo instantânea é igual à densi

dade de fluxo inicial mais a variação da densidade de fluxo, que é proporcional à integral com relação ao tempo (no período em consideração), da tensão aplicada".

O ângulo no qual tem início o ciclo de tensão é  $\omega t=0$ . Desta forma, o ângulo no qual o fluxo começa a variar (aumentando), é  $\theta_1$ . Portanto, em  $\theta_1$  a densidade de fluxo é  $-B_S$  (pois  $\theta_1$  é o final de um pulso negativo de corrente), o que permite escrever:

$$B = -B_S + \frac{\sqrt{2}E}{AN\omega} \int_{\theta_1}^{\omega t} \text{sen}\omega t \, d\omega t$$

Em  $\omega t=\theta_2$ , tem início o pulso positivo de corrente e, portanto, a densidade de fluxo se mantém constante em  $+B_S$  até o instante  $\omega t=\theta_1+\pi$ . Logo, entre  $\theta_1$  e  $\theta_2$ , a densidade de fluxo varia de  $-B_S$  a  $+B_S$ , isto é:

$$B_S = -B_S + \frac{\sqrt{2}E}{AN\omega} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \text{sen}\omega t \, d\omega t \quad (3.50)$$

Chamando  $B_{\text{max}} = \frac{\sqrt{2}E}{AN\omega}$ , vem:

$$2B_S = -B_{\text{max}} (\cos\theta_2 - \cos\theta_1)$$

$$\cos\theta_1 - \cos\theta_2 = 2m \quad (3.51)$$

sendo:

$$m = \frac{B_S}{B_{\text{max}}} \quad (3.52)$$

Com (3.51), fica estabelecida a condição que faltava para permitir a aplicação de (3.47).

A quantidade  $m$  é definida como a proporção necessária da tensão, para levar o núcleo à saturação na tensão aplicada atual, isto é:

$$E_S = m \sqrt{2} E \quad (3.53)$$

onde  $E_S$  é a tensão de saturação.

O período durante o qual o reator permanece saturado, entre  $\theta_2$  e  $\pi + \theta_1$ , define uma nova e importante variável, o ângulo de condução,  $\theta_c$ :

$$\theta_c = \pi + \theta_1 - \theta_2 \quad (3.54)$$

Explicitando em (3.54) o valor de  $\theta_1$ , e substituindo em (3.48), será possível calcular  $\theta_2$ :

de (3.54):  $\theta_1 = \theta_c + \theta_2 - \pi$

logo:  $\text{sen}(\theta_c + \theta_2 - \beta) = \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{R_e}{\omega L_e} \theta_c}$

ou:  $\text{sen} \theta_c \cos(\theta_2 - \beta) + \cos \theta_2 \text{sen}(\theta_2 - \beta) = \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{R_e}{\omega L_e} \theta_c}$

Dividindo ambos os membros por  $\cos(\theta_2 - \beta)$  e explicitando  $\theta_2$ , vem:

$$\theta_2 = \beta + \text{tg}^{-1} \left\{ \frac{\text{sen} \theta_c}{e^{-\frac{R_e}{\omega L_e} \theta_c} - \cos \theta_c} \right\} \quad (3.55)$$

Fazendo:

$$\gamma = \text{tg}^{-1} \left\{ \frac{\text{sen} \theta_c}{e^{-\frac{R_e}{\omega L_e} \theta_c} - \cos \theta_2} \right\} \quad (3.56)$$

vem:

$$\theta_2 = \beta + \gamma \quad (3.57)$$

Assim, a expressão geral para a corrente, correspondente a um dado ângulo de condução  $\theta_c$ , fica sendo:

$$i_+(t) = \frac{\sqrt{2} E}{Z_e} \left\{ \text{sen}(\omega t - \beta) - \text{sen} \gamma e^{-\frac{R_e}{\omega L_e} (\omega t - \beta - \gamma)} \right\} \quad (3.58)$$

A forma de onda correspondente a esta expressão

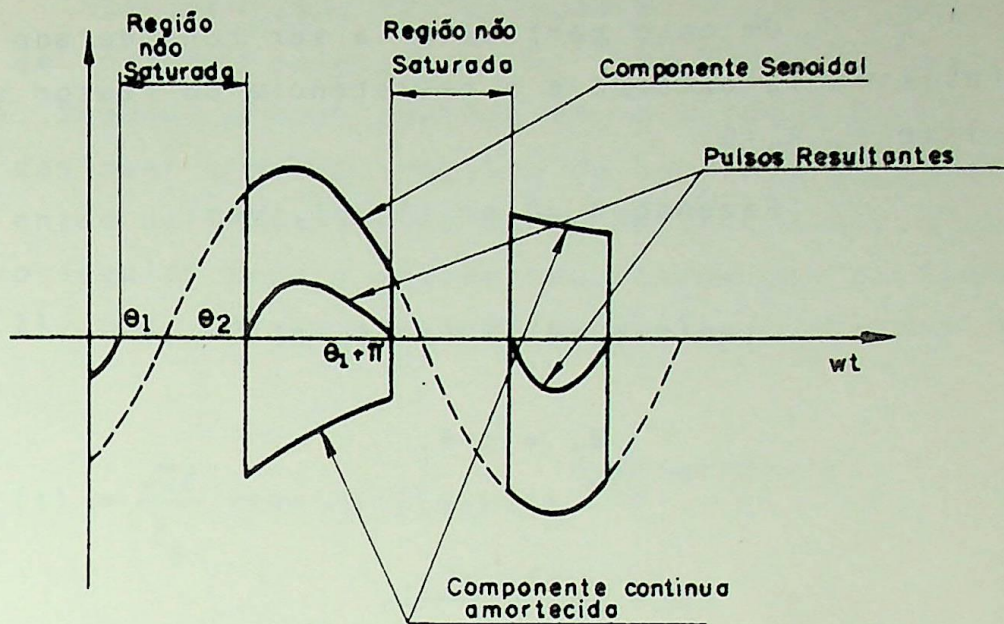


FIGURA 12 - Forma de onda dos pulsos de corrente no reator saturado

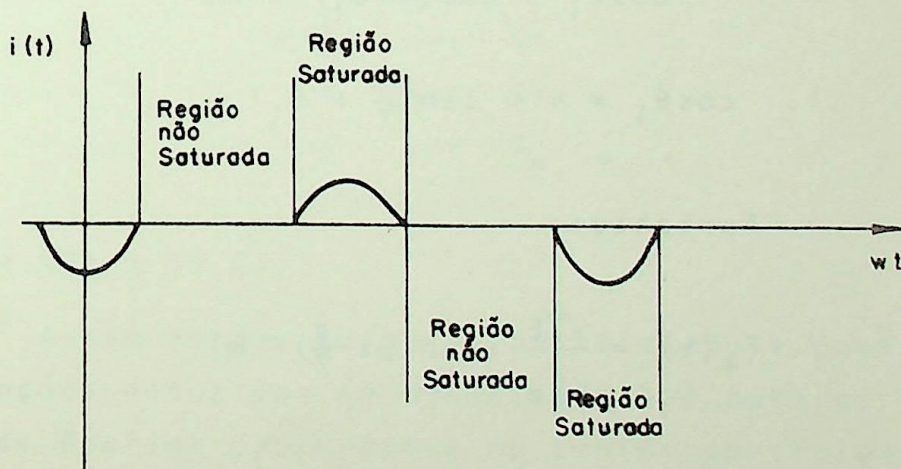


FIGURA 13 - Forma de onda da corrente no reator saturado, com  $Re = 0$

está mostrada na Fig.12.

Um caso particular a ser considerado ocorre quando a resistência externa e a resistência do reator são desprezíveis, isto é,  $R_e \approx 0$ .

Fazendo  $R_e = 0$  em (3.48), vem:

$$\text{sen}(\pi + \theta_1 - \beta) = \text{sen}(\theta_2 - \beta)$$

Logo: 
$$\theta_2 = \pi - \theta_1 \quad (3.59)$$

Como 
$$\beta = \text{tg}^{-1} \left( \frac{\omega L_e}{R_e} \right),$$

vem que  $\beta = \pi/2$ . Substituindo os valores de  $\beta$  e  $\theta_2$  em (3.47), vem:

$$i_+(t) = \frac{\sqrt{2}E}{\omega L_e} \left\{ \text{sen}\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) - \text{sen}\left(\frac{\pi}{2} + \theta_1\right) \right\} \quad (3.60)$$

De (3.51), resulta:

$$\cos\theta_1 - \cos(\pi + \theta_1) = 2m$$

$$\therefore \cos\theta_1 = m = \text{sen}\left(\frac{\pi}{2} + \theta_1\right) \quad (3.61)$$

Portanto:

$$i_+(t) = \frac{\sqrt{2}E}{\omega L_e} \left\{ \text{sen}\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) - m \right\} \quad (3.62)$$

Na Fig.13 são repetidas as formas de onda da Fig. 12, do caso geral, agora adaptadas para este caso particular.

### 3.3.2 - Componentes Harmônicas da Corrente do Reator Saturado

A expressão geral da corrente no reator é a (3.58).

Esta equação, evidentemente, é válida para o pulso positivo de corrente iniciado em  $\theta_2$  (ver Fig.11), para o qual foi deduzida. Supondo que num período de meio ciclo nenhum distúrbio venha a deslocar o pulso seguinte de corrente (o negativo), este deverá então ser iniciado em  $\theta_2 + \pi$ . Um procedimento totalmente análogo ao seguido para o reator controlado por tiristores (Apêndice A 3.2), pode ser aqui também exercido, e resulta na expressão:

$$i_-(t) = \frac{\sqrt{2}E}{Z_e} \left\{ \text{sen}(\omega t - \beta) + \text{sen} \gamma e^{-\frac{R_e}{\omega L_e}(\omega t - \beta - \gamma - \pi)} \right\} \quad (3.63)$$

onde

$$Z_e = |Z_e| = \sqrt{R_e^2 + \omega^2 L_e^2}$$

Uma inspeção de (3.58) e (3.63) e também uma comparação com (3.13) e (3.14), mostra a completa semelhança existente entre elas, respectivamente.

Nota-se que, substituindo em (3.13) e (3.14):

- $\theta$  por  $\beta$
- $d\alpha$  por zero
- $\alpha - \theta$  por  $\gamma$
- $\alpha$  por  $\beta + \gamma$
- e  $\beta$  por  $R_e / L_e$  ,

chega-se em (3.58) e (3.63).

Assim sendo, torna-se perfeitamente possível aproveitar as equações deduzidas no apêndice A 3.3 para os coeficientes da série de Fourier da corrente no reator controlado por tiristores, para o uso na determinação dos mesmos coeficiente no caso do reator saturado, desde que naquelas equações sejam feitas estas mesmas substituições.

Para os limites de integração, considerando desprezíveis as resistências do sistema e do reator, resultará:

$$T_1 = \theta_2$$

$$\begin{aligned} T_2 &= \pi + \theta_1 \\ T_3 &= \pi + \theta_2 \\ T_4 &= 2\pi - \theta_1 \end{aligned} \tag{3.64}$$

Um programa destinado ao cálculo dos componentes harmônicos gerados pelo reator controlado por tiristores pode, conseqüentemente, ser adaptado para calcular os harmônicos gerados por um reator saturado cujo circuito seja como o da Fig.10. Para isto, bastará que sejam feitas as substituições acima relacionadas, e que seja incluída a expressão do ângulo ' $\gamma$ ' como função do ângulo de condução ' $\theta_c$ '. Entretanto, na prática, ' $\theta_c$ ' não é uma grandeza pré-determinada. Como se pode ver na Fig.14, ' $\theta_c$ ' depende da característica de saturação do reator e da tensão aplicada  $e(t)$ . Tornam-se então necessárias condições que forneçam ' $\theta_c$ ' em função destas grandezas conhecidas (a tensão de saturação,  $V_S$ , e a tensão aplicada,  $V$ ). A Fig.14 é bastante útil para a obtenção destas condições. Nela são mostradas as formas de onda de tensão, fluxo magnético e corrente, para um semi-ciclo positivo de tensão superpostas à característica  $V \times I$  (ou  $B \times H$ , ou mesmo  $\Phi \times I$ ) de um reator saturado.

Na região de pré-saturação, sendo a indutância do reator infinita, a tensão em seus terminais segue a curva da tensão da fonte,  $e(t)$ . Na região saturada, desprezando-se as resistências do circuito, a tensão nos terminais do reator variará de acordo com a indutância da região saturada do equipamento, isto é:

$$v_L = V_S + L_S \frac{di}{dt} \tag{3.65}$$

Logo, se  $L_S=0$ , a expressão (3.65) indica que a tensão nos terminais do reator permanecerá constante, no valor  $V_S$ , durante o período de saturação.

Sendo a tensão da fonte,  $e(t)$ , dada por:

$$e(t) = \sqrt{2} E \text{ sen} \omega t ,$$

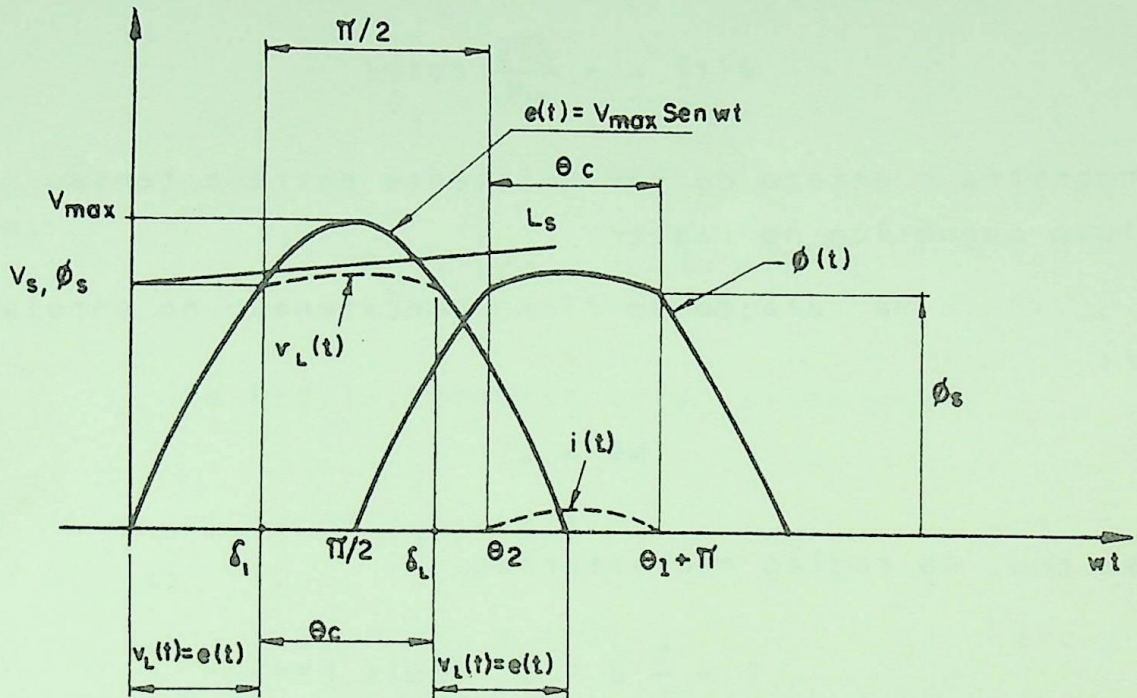


FIGURA 14 - Formas de onda da tensão aplicada, fluxo magnético e corrente em um reator saturado, superpostas à característica do mesmo

$e(t)$  - tensão da fonte

$v_L(t)$  - tensão nos terminais do reator

na região não saturada, verifica-se que:

$$e(t) = N \frac{d\phi}{dt}$$

$$\phi(t) = \frac{1}{N} \int e(t) dt$$

e, conseqüentemente:

$$\phi(t) = - \frac{\sqrt{2}E}{\omega N} \cos \omega t \quad (3.66)$$

que demonstra o atraso de  $90^\circ$  existente entre a tensão aplicada e o fluxo magnético no reator.

Da relação do fluxo concatenado no enrolamento do reator:

$$N\phi = Li$$

tira-se que, na região não saturada:

$$i = \frac{N}{L} \phi \approx 0 \quad (\text{pois } L \approx \infty)$$

e, na região saturada:

$$i = \frac{N}{L_s} \phi$$

que indica a variação linear da corrente com o fluxo magnético no reator. Desta forma, se o fluxo está atrasado de  $90^\circ$  da tensão aplicada, o mesmo irá ocorrer com a corrente que irá circular pelo reator durante o período de saturação. Com isto, é atingida uma importante conclusão:

"o pulso de corrente no reator tem início após um período  $t = \pi/2\omega$  segundos que a tensão aplicada atinge o valor de saturação".

Esta conclusão está mostrada na Fig.14, na qual:

$$\theta_2 = \delta_1 + 90^\circ \quad (3.67)$$

onde  $\delta_1$  é o ângulo correspondente ao instante em que foi atingida a tensão de saturação.

Da expressão de  $e(t)$ , pode-se então determinar  $\delta_1$ , pela relação:

$$\sqrt{2} E \text{ sen } \delta_1 = V_S$$

e, fazendo  $V_{\text{max}} = \sqrt{2} E$ , resulta:

$$\delta_1 = \text{sen}^{-1} \left( \frac{V_S}{V_{\text{max}}} \right)$$

portanto:

$$\theta_2 = \text{sen}^{-1} \left( \frac{V_S}{V_{\text{max}}} \right) + 90^\circ \quad (3.68)$$

Da Fig.14, pode-se tirar ainda que:

$$\frac{\theta_c}{2} = \pi/2 - \delta_1$$

ou

$$\theta_c = \pi - 2\delta_1$$

$$\theta_c = \pi - 2 \text{sen}^{-1} \left( \frac{V_S}{V_{\text{max}}} \right) \quad (3.69)$$

Desta maneira, ficam definidos agora os limites de integração dados em (3.64), como função da tensão aplicada ao reator e de sua tensão de saturação, bastando que se aplique (3.68), (3.69) e (3.54).

Se as resistências do circuito não são desprezíveis, (3.68) ainda será válida, entretanto, devido ao amortecimento introduzido, o mesmo não ocorre com (3.69). Neste caso, será necessário determinar uma outra condição para o cálculo de ' $\theta_c$ '.

Esta condição pode ser obtida em (3.58), já que se sabe que, em  $\omega t = \theta_2 + \theta_c$ , a corrente no reator se anula. Fazendo estas substituições em (3.58), vem:

$$\text{sen}(\theta_2 + \theta_c - \beta) - \text{sen}(\theta_2 - \beta) e^{-\frac{Re}{\omega L e} \theta_c} = 0 \quad (3.70)$$

A equação (3.70), como se pode ver, é transcendental e, a exemplo do que ocorreu com o reator controlado por tiristores, sua solução deverá ser procurada por um processo iterativo, após a obtenção de ' $\theta_2$ ' por (3.68). Mais uma vez os testes demonstram que o método de Newton-Raphson é o mais eficiente para solucionar uma equação deste tipo.

No caso com resistência, portanto, os limites de integração dados por (3.64) deverão ser determinados pelo uso de (3.68), (3.70) e (3.54).

### 3.4 - FLUXOGRAMA PARA O CÁLCULO DOS VALORES EFICAZES DOS COMPONENTES HARMÔNICOS EM COMPUTADOR DIGITAL

Quando se deseja conhecer o grau de importância de uma determinada corrente harmônica de ordem  $n$ , o seu valor nas unidades convencionais (Ampères, por exemplo), é irrelevante. O dado realmente importante para uma avaliação é a porcentagem que a corrente harmônica representa em relação ao valor eficaz da componente de frequência fundamental nominal. Este valor porcentual é dado pela expressão:

$$I_n (\%) = \frac{\sqrt{a_n^2 + b_n^2}}{\sqrt{2} I_1} \times 100 \quad (3.71)$$

onde  $a_n$  e  $b_n$  são os coeficientes da série de Fourier para a  $n$ -ésima ordem, e  $I_1$  é o valor nominal da corrente fundamental.

Os ângulos de fase destas componentes, evidentemente não são os mesmos para toda as  $n$  ordens harmônicas. Por isso, muitas vezes é interessante calcular estes ângulos que, tomando-se como referência a fase da corrente fundamental, podem ser obtidos pela relação:

$$\vartheta_n = \text{tg}^{-1} \left( \frac{b_n}{a_n} \right) - \vartheta_1 \quad (3.72)$$

onde  $\vartheta_1$  é o ângulo de fase da componente fundamental, dado por:

$$\vartheta_1 = \text{tg}^{-1} \left( \frac{b_1}{a_1} \right) \quad (3.73)$$

Foi desenvolvido um programa para o cálculo dos componentes harmônicos das correntes em reatores controlados por tiristores, e em reatores saturados. Os dados de entrada necessários a este programa são:

F → frequência do sistema (ciclo/s).

R → resistência do reator + resistência do sistema (p.u. ou  $\Omega$ )

L → indutância do reator + indutância do sistema (p.u. ou Henrys)

Obs.1: no caso do reator saturado, indutância a ser utilizada como pertencente ao reator, é a indutância incremental da região saturada.

Obs.2: se forem utilizados os dados em valores p.u., o dado introduzido deve ser:  $L_{p.u.}/\omega$ , onde  $\omega=2\pi F$ .

VS → tensão de saturação do reator ou, no caso de reator controlado, tensão desejada no barramento (p.u. ou Volts)

DALFA → desequilíbrio no ângulo de disparo dos tiristores (Graus)

DVAP → "step" desejado para variar a tensão aplicada (p.u. ou Volts)

NTIPO → número que identifica o tipo de reator que está sendo estudado (1, para reator saturado e qualquer outro número para o reator controlado)

NH → maior ordem de corrente harmônica que se deseja calcular

VLIM → tensão máxima aplicada ao reator, que se deseja para a análise (p.u. ou Volt)

VAP → tensão inicial a ser aplicada ao reator, que se deseja para a análise (p.u. ou Volt)

VAPM → tensão máxima do P.A.C. É a tensão  $V_{max}$  de (3.42), e só é utilizada no caso do reator controlado (p.u. ou Volt)

INOM → corrente nominal do reator (p.u. ou Ampères)

Início

1

Leitura dos dados do reator e do sistema externo ao mesmo (variáveis relacionadas acima)

$K = 0$

3

Transformação das variáveis em graus para radianos  
 $DALFR = DALFA * \pi / 180$

$K = K + 1$

Identificação do tipo de reator

R. Saturado =

NTIPØ:1

≠

R. controlado p/tiristores

6

K:1

=

Impressão dos dados de entrada

50

K:1

=

Impressão dos dados de entrada

9

Determinação dos limites de integração dos coeficientes da série de Fourier.

VAP:VS

<

82

Ângulo de disparo de  $180^\circ$ : o reator permanece fora de serviço a corrente é nula

$VAP = VAP + DVAP$

Verificação do término do caso:

VAP:VLIM

58

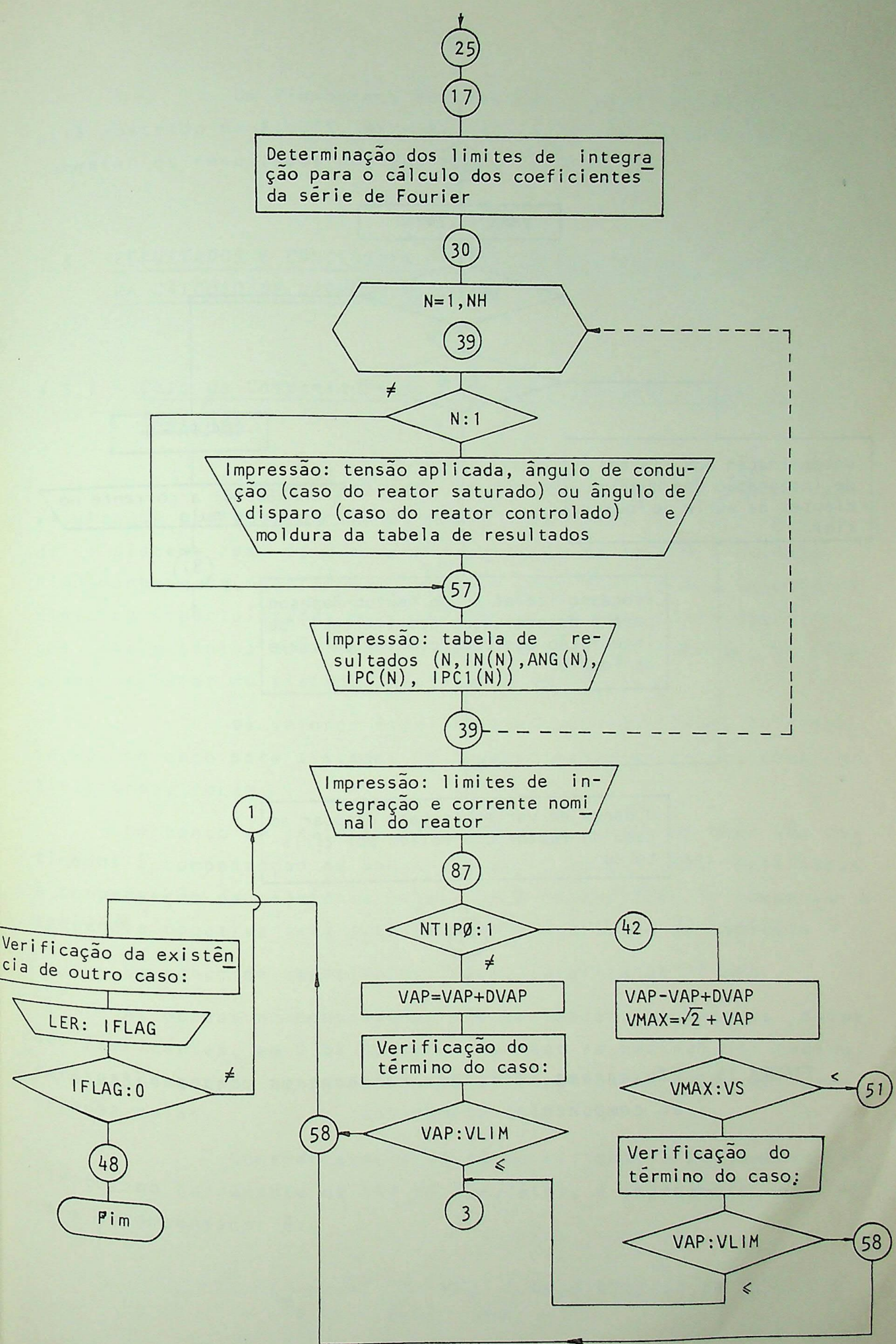
>

VAP:VAPM

ângulo de disparo =  $90^\circ$

Processo iterativo de Newton-Raphson para determinar o ângulo de disparo

25



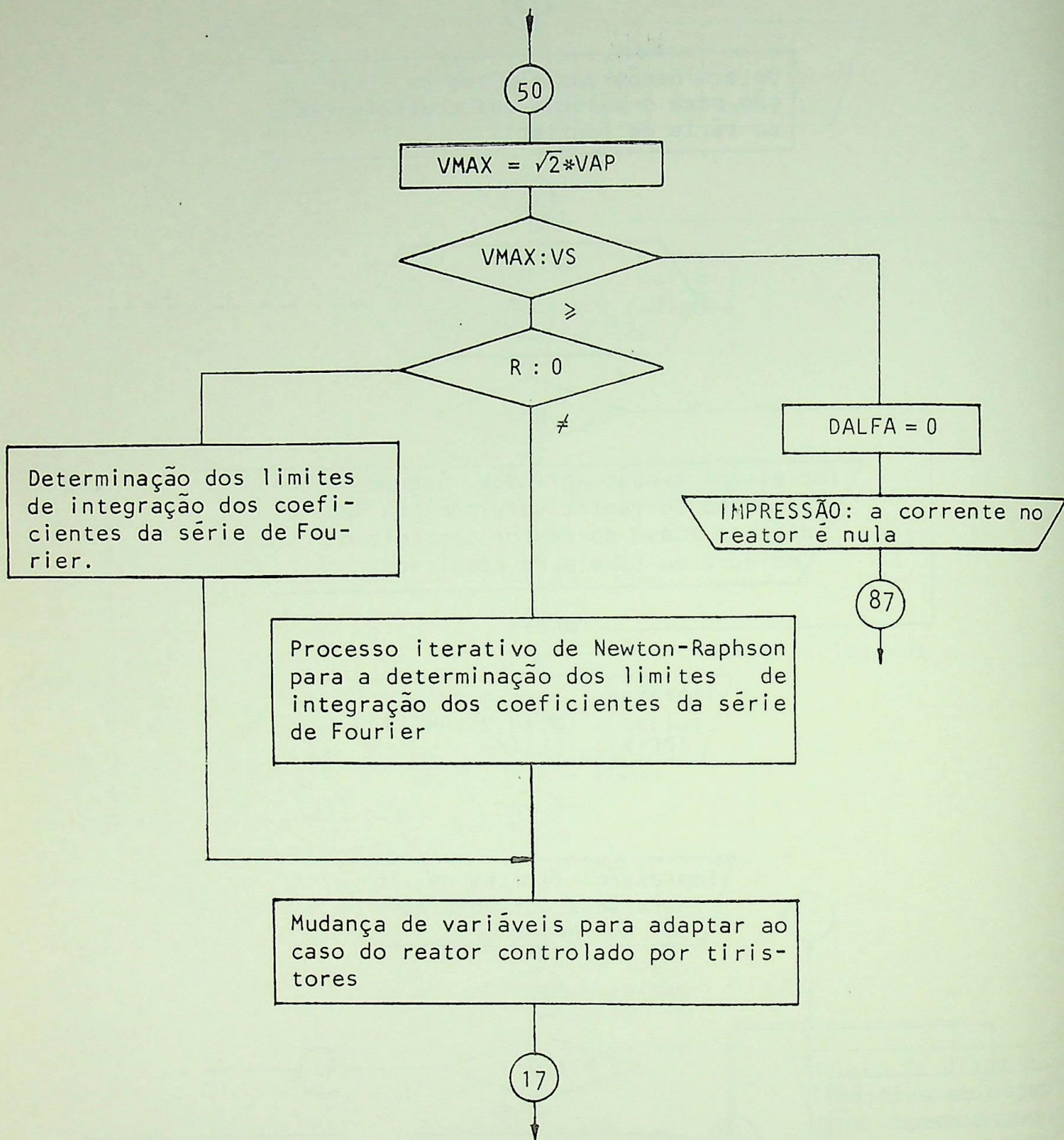


FIGURA 15 - Fluxograma utilizado no programa para o cálculo de componentes harmônicos

Um fluxograma descrevendo o programa desenvolvido está mostrado na Fig.15. As próximas seções serão destinadas a comentar os resultados obtidos com este programa.

### 3.5 - RESULTADOS E CONCLUSÕES DE TESTES FEITOS COM O PROGRAMA PARA CÁLCULO DE HARMÔNICOS

#### 3.5.1 - Caso do Compensador do Tipo Reatores Controlados por Tiristores

Com a finalidade de dar maior sentido prático aos resultados obtidos, os testes foram realizados com base em dados de um sistema real da Villares Indústrias de Base S/A (VIBASA), Pindamonhangaba, gentilmente cedidos pela TRIEL S.A., Engenharia Elétrica Especializada. A Vibasa possui em suas instalações cargas intermitentes dos tipos fornos e arco e laminadores. Um diagrama unifilar do sistema encontra-se na Fig.16.

Os valores especificados para o sistema de compensação, no caso para sistemas utilizando reatores controlados por tiristores, foram:

- Um banco de reatores de 81 MVAR dos quais 50 MVAR são destinados à compensação da sequência positiva e 31 MVAR destinados à compensação da sequência negativa. A necessidade de compensar a sequência negativa será detalhadamente analisada no Capítulo 4.

- Um banco de capacitores fixos, totalizando 75 MVAR.

- As perdas no compensador são estimadas, segundo os dados dos fabricantes, em 0,6% da potência reativa nominal do mesmo, para os reatores, e, para o banco de capacitores elas são consideradas nulas.

Considerando a fonte do sistema (o barramento infinito) no barramento de 460 KV (Taubaté), a impedância entre esta e o compensador é:

$$\dot{z}_{e \text{ p.u.}} = \dot{z}_{o \text{ p.u.}} + \dot{z}_{t \text{ p.u.}} = 0,014725 + j0,14725$$

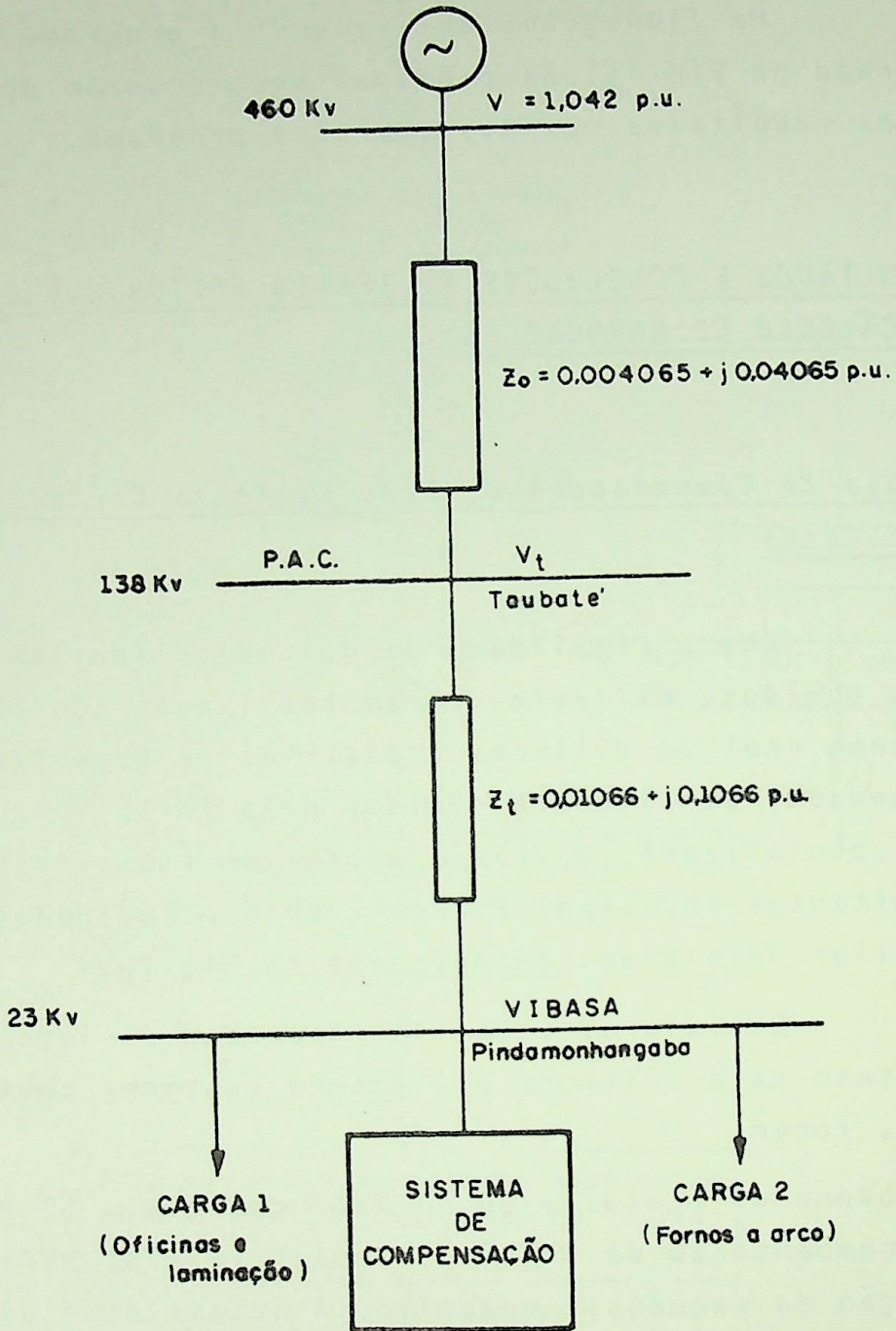


FIGURA 16 - Sistema industrial da VIBASA, Pindamonhangaba. Os valores p.u. estão na base de 100 MVA, nas tensões de 138 e 23 kV

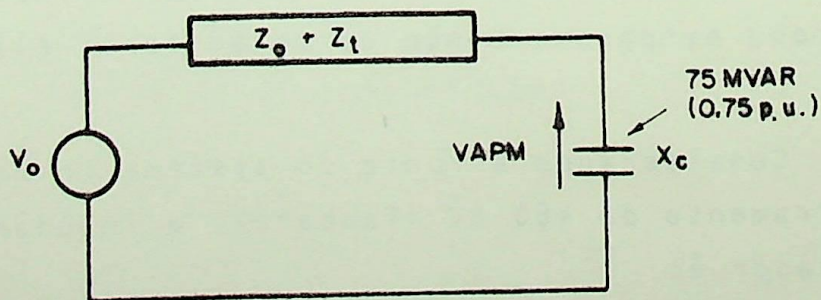


FIGURA 17 - Circuito utilizado para o cálculo da máxima tensão no barramento

No barramento de 24 kV (Pindamonhangaba) está o compensador que, segundo a especificação, absorve a potência:

$$S_c = P_c + jQ_c = 0,0006Q_N + jQ_N$$

onde

$$Q_N = -81 \text{ MVar}$$

logo:

$$S_{c.p.u.} = 0,00486 - j0,81 \text{ (na base de 100MVA)}$$

mas:

$$S_{c.p.u.} = \frac{V_{p.u.}^2}{Z_{c.p.u.}}$$

que dá:

$$Z_{c.p.u.} = \frac{V_{p.u.}^2}{S_{c.p.u.}} = 0,007407 + j0,234523$$

portanto:

$$R_{p.u.} = 0,007407$$

e

$$L_{p.u.} = 1,234523$$

Como, para a entrada de dados do programa em p.u., a indutância deve ser dividida pela frequência angular de oscilação da rede, vem:

$$L = \frac{L_{p.u.}}{\omega} = \frac{1,234523}{337} = 0,003275$$

e, fazendo o mesmo com a indutância p.u. da rede:

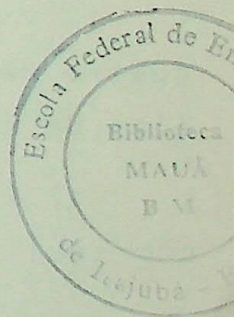
$$L' = \frac{0,14725}{377} = 0,000391$$

Conseqüentemente, para os valores totais da rede + compensador que constituem os dados de entrada do programa, vem:

$$R = 0,022132$$

$$L = 0,003666$$

Para calcular a tensão máxima que ocorreria no barramento da carga (VAPM, no programa), deve-se supor a condi



ção extrema da carga e reatores desligados, com os capacitores conectados. Isto resulta no circuito, por fase, da Fig.17, do qual se pode tirar:

$$VAPM = \left| \frac{\dot{V}_o \dot{X}_c}{\dot{Z}_o + \dot{Z}_T + \dot{Z}_c} \right|$$

onde

$$\dot{V}_o = 1,042 + j0,0 \quad (\text{Fig.20})$$

e

$$X_c = \frac{1^2}{0,75} = -1,3333 \text{ p.u.}$$

daí:  $VAPM = 1,17 \text{ p.u.}$

Para a corrente nominal do reator, dado que:  $Q_{p.u.} = 0,81$ , como  $Q_{p.u.} = V_{p.u.} \cdot I_{p.u.}$ , resulta que:

$$I_{N_{p.u.}} = 0,81$$

Estão calculados, portanto, todos os dados necessários à entrada do programa. A tensão de referência utilizada (tensão desejada no P.A.C.), é:

$$V_{S_{p.u.}} = 1,0$$

Os resultados obtidos poderão ser divididos em quatro grupos, conforme levem ou não em consideração as resistências do circuito e os erros no ângulo de disparo.

a) Considerando as resistências presentes no circuito, mas com equilíbrio no ângulo de disparo dos tiristores.

Foram testados vários casos. Inicialmente, foi utilizada uma larga faixa de variação da tensão aplicada e, posteriormente, diminuindo os steps de variação de tensão, esta faixa foi estreitada para valores mais compatíveis com a situação prática. Sendo muito extensa a relação destes resultados, apenas alguns serão aqui apresentados, tendo sido os relacionados como os que contêm informações mais importantes. Evidentemente, as conclusões finais e os gráficos que serão mostrados trarão em seu conteúdo todas as informações que foram obtidas, e não apenas

tas.

Seguem agora resultados obtidos com as considerações abaixo:

- $R \neq 0$
- $d\alpha = 0$
- tensão aplicada variando de 1,0 até 1,17 p.u., em steps de 0,034 p.u.

1 - Para a tensão aplicada de 1,0 p.u., o ângulo de disparo encontrado foi de  $180^\circ$ , não havendo circulação de corrente pelo reator.

2 - Para uma tensão aplicada de 1,10 p.u., as correntes harmônicas obtidas foram as mostradas na Tabela 1.

TABELA 1

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.0000			
1	0.4713	0.00	100.000	58.192
2	0.0119	270.56	2.545	1.481
3	0.0937	184.37	19.884	11.571
4	0.0014	90.56	0.313	0.182
5	0.0404	8.33	8.573	4.989
6	0.0031	90.56	0.661	0.385
7	0.0154	193.63	3.287	1.913
8	0.0055	-89.43	1.175	0.684
9	0.0021	13.59	0.461	0.263
10	0.0055	90.56	1.184	0.639
11	0.0045	34.36	0.969	0.564
12	0.0034	270.56	0.734	0.427
13	0.0068	220.30	1.452	0.845

Para este caso, foram os seguintes os limites de integração:

$T_1 = 108.59$

$T_2 = 250.36$

$T_3 = 288.59$

$T_4 = 430.36$  Graus

Obs.: Os limites de integração  $T_1$  e  $T_3$  correspondem aos ângulos de disparo obtidos para os tiristores 1 e 2, respectivamente. Os limites  $T_2$  e  $T_4$  são os valores obtidos para os ângulos de bloqueio dos tiristores 1 e 2, respectivamente. Esta observação é válida para os resultados obtidos em todas as tabelas apresentadas nesta seção.

3 - Com uma tensão aplicada de 1,17 p.u., foi obtido o resultado da Tabela 2.

TABELA 2

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.0000			
1	0.8307	0.00	100.000	102.559
2	0.0254	270.89	3.066	3.145
3	0.0056	186.66	0.679	0.696
4	0.0140	90.89	1.694	1.738
5	0.0034	13.46	0.414	0.425
6	0.0117	-89.10	1.416	1.453
7	0.0025	203.22	0.311	0.319
8	0.0107	90.89	1.294	1.327
9	0.0022	34.44	0.267	0.274
10	0.0101	-89.10	1.222	1.253
11	0.0021	225.33	0.253	0.260
12	0.0097	90.89	1.172	1.202
13	0.0021	54.65	0.257	0.263

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 90.00$$

$$T_2 = 268.20$$

$$T_3 = 270.00$$

$$T_4 = 448.20 \text{ Graus}$$

b) Considerando desprezíveis as resistências, e, ainda, com o desequilíbrio no ângulo de disparo dos tiristores também nulo.

Foi testada nova série de casos, os quais corres

ponderam exatamente aos casos testados em 'a'. Os resultados obtidos, para as mesmas situações apresentadas em 'a', foram os apresentados a seguir. A única alteração nos dados de entrada é que agora se considerou  $R=0$ .

1 - Para uma tensão aplicada de 1,0 p.u., o ângulo de disparo encontrado foi de  $180^\circ$ , não havendo, portanto, circulação de corrente pelo reator.

2 - Com uma tensão aplicada de 1,10 p.u. os resultados obtidos são os apresentados na Tabela 3.

TABELA 3

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.0000			
1	0.4797	0.00	100.000	59.223
2	0.0000	0.00	0.000	0.000
3	0.0919	180.00	19.169	11.352
4	0.0000	0.00	0.000	0.000
5	0.0402	0.00	8.384	4.965
6	0.0000	0.00	0.000	0.000
7	0.0159	180.00	3.327	1.970
8	0.0000	0.00	0.000	0.000
9	0.0030	0.00	0.642	0.380
10	0.0000	0.00	0.000	0.000
11	0.0031	0.00	0.647	0.383
12	0.0000	0.00	0.000	0.000
13	0.0049	180.00	1.038	0.614

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 108.59$$

$$T_2 = 251.40$$

$$T_3 = 288.59$$

$$T_4 = 431.40 \text{ Graus}$$

3 - Para uma tensão aplicada de 1,17 p.u., foram obtidos os resultados apresentados na Tabela 4.

TABELA 4

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.00			
1	0.85	0.0	100.0	104.6
2	0.00	0.0	0.0	0.0
3	0.00	0.0	0.0	0.0
4	0.00	0.0	0.0	0.0
5	0.00	0.0	0.0	0.0
6	0.00	0.0	0.0	0.0
7	0.00	0.0	0.0	0.0
8	0.00	0.0	0.0	0.0
9	0.00	0.0	0.0	0.0
10	0.00	0.0	0.0	0.0
11	0.00	0.0	0.0	0.0
12	0.00	0.0	0.0	0.0
13	0.00	0.0	0.0	0.0

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 90.0$$

$$T_2 = 270.0$$

$$T_3 = 270.0$$

$$T_4 = 450.0 \text{ Graus}$$

c) Considerando presentes as resistências e a ocorrência de desequilíbrio no ângulo de disparo.

Foram novamente feitos vários testes, onde, para cada valor de tensão aplicada testado no caso 'a', fez-se a verificação das consequências de haver um desequilíbrio no ângulo de disparo de  $-5^\circ$  até  $+5^\circ$ , de um em um grau. Seria impraticável aqui relacionar todos os resultados obtidos e considerações serão feitas sobre aqueles que se manifestarem como os mais escalrecedores.

Entre os casos testados, verificou-se que o caso mais elucidativo foi com a tensão aplicada de 1,10 p.u. As Tabelas 5 e 6 apresentam os resultados obtidos quando os respectivos desequilíbrios foram de  $-5^\circ$  e  $+5^\circ$ .

TABELA 5  
( $d\alpha = -5^\circ$  e  $R \neq 0$ )

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	-0.0378			
1	0.5124	0.00	100.000	63.265
2	0.0178	230.91	3.481	2.202
3	0.0845	183.83	16.491	10.433
4	0.0103	23.43	2.012	1.273
5	0.0394	8.30	7.688	4.864
6	0.0067	181.19	1.322	0.837
7	0.0185	197.05	3.615	2.287
8	0.0046	-35.93	0.912	0.577
9	0.0074	35.41	1.450	0.917
10	0.0047	102.65	0.927	0.587
11	0.0023	-87.45	0.462	0.292
12	0.0054	259.30	1.065	0.674
13	0.0027	180.83	0.533	0.337

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 108.52$$

$$T_2 = 250.42$$

$$T_3 = 283.52$$

$$T_4 = 435.42 \text{ Graus}$$

TABELA 6  
( $d\alpha = +5^\circ$  e  $R \neq 0$ )

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.0343			
1	0.4346	0.00	100.000	53.665
2	0.0169	-34.97	3.904	2.095
3	0.0994	184.56	22.868	12.272
4	0.0101	186.34	2.330	1.251
5	0.0379	7.09	8.720	4.679
6	0.0074	46.46	1.720	0.923
7	0.0102	182.48	2.357	1.265
8	0.0058	263.62	1.335	0.716
9	0.0039	239.73	0.915	0.491
10	0.0035	129.27	0.825	0.443
11	0.0074	41.19	1.720	0.923
12	0.0034	26.29	0.804	0.431
13	0.0057	214.68	1.311	0.703

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 108.52 \quad T_2 = 250.42$$

$$T_3 = 293.52 \quad T_4 = 425.42 \text{ Graus}$$

d) Mantendo os desequilíbrios no ângulo de disparo, e considerando as resistências desprezíveis.

Foram testados os mesmos casos analisados em 'c', e os resultados correspondentes àqueles ali apresentados, <sup>se</sup> guem nas Tabelas 7 e 8.

TABELA 7  
 ( $d\alpha = -5^\circ$  e  $R=0$ )

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	-0.0376			
1	0.5217	0.00	100.00	64.416
2	0.0112	180.00	2.163	1.393
3	0.0823	180.00	15.773	10.160
4	0.0095	0.00	1.827	1.177
5	0.0387	0.00	7.432	4.788
6	0.0069	180.00	1.338	0.862
7	0.0183	180.00	3.511	2.262
8	0.0041	0.00	0.787	0.507
9	0.0069	0.00	1.330	0.857
10	0.0014	180.00	0.268	0.173
11	0.0000	0.00	0.000	0.000
12	0.0000	0.00	0.000	0.000
13	0.0022	180.00	0.422	0.272

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 108.52$$

$$T_2 = 251.47$$

$$T_3 = 283.52$$

$$T_4 = 436.47 \text{ Graus}$$

TABELA 3  
( $d\alpha = +5^\circ$  e  $R=0$ )

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.0365			
1	0.4422	0.00	100.000	54.594
2	0.0138	0.00	3.128	1.700
3	0.0930	180.00	22.162	12.099
4	0.0102	180.00	2.315	1.264
5	0.0381	0.00	8.616	4.704
6	0.0055	0.00	1.246	0.680
7	0.0111	180.00	2.528	1.380
8	0.0010	179.99	0.236	0.129
9	0.0012	179.99	0.277	0.151
10	0.0020	180.00	0.455	0.248
11	0.0052	0.00	1.196	0.653
12	0.0031	0.00	0.709	0.387
13	0.0047	180.00	1.079	0.589

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 108.52$$

$$T_2 = 251.47$$

$$T_3 = 293.52$$

$$T_4 = 426.47 \text{ Graus}$$

Uma quantidade muito grande de informações pode ser obtida destes testes. Para sistematizá-las, foram montadas, inicialmente, as Tabelas 9 e 10 que relacionam os valores obtidos para o ângulo de disparo, e os harmônicos de ordens 2, 3, 5 e 7, além da fundamental, com os valores de tensão aplicada na faixa de 1,0 p.u. a 1,17 p.u., que foi a faixa determinada para o sistema. Na Tabela 9, está considerada a resistência do circuito, enquanto a Tabela 10 apresenta resultados para o mesmo estudo, sem levar em consideração a resistência.

Comparando as duas tabelas, pode-se perceber claramente que o efeito da consideração da resistência é diminuir a amplitude dos harmônicos, isto é, amortecê-los, além do

TABELA 9  
(Caso com Resistência)

TENSÃO APLICADA (p.u.)	ÂNGULO DE DISPARO (Graus)	CORRENTE HARMÔNICA EM % DA NOMINAL DO REATOR				
		ORDEM DO COMPONENTE HARMÔNICO				
		1	2	3	5	7
1,00	180,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,02	143,62	9,02	0,31	6,43	2,34	0,14
1,03	133,36	18,28	0,00	10,28	1,66	1,60
1,05	125,77	27,83	0,33	12,40	0,56	1,98
1,07	119,42	37,66	0,60	13,17	2,70	0,92
1,09	113,77	47,78	1,03	12,83	4,26	0,57
1,10	108,59	58,19	1,48	11,57	4,98	1,91
1,12	103,70	68,88	1,94	9,57	4,84	2,64
1,14	99,01	78,87	2,38	6,98	3,91	2,55
1,15	94,43	91,16	2,79	3,95	2,35	1,69
1,17	90,00	102,56	3,14	0,69	0,42	0,31

TABELA 10  
(Caso sem Resistência)

TENSÃO APLICADA (p.u.)	ÂNGULO DE DISPARO (Graus)	CORRENTE HARMÔNICA EM % DA NOMINAL DO REATOR				
		ORDEM DO COMPONENTE HARMÔNICO				
		1	2	3	5	7
1,00	180,00	0,00	0,0	0,00	0,00	0,00
1,02	143,62	9,10	0,0	6,48	2,33	0,11
1,03	133,36	18,51	0,0	10,34	1,59	1,61
1,05	125,77	28,23	0,0	12,44	0,66	1,83
1,07	119,42	38,25	0,0	13,15	2,81	0,80
1,08	113,77	48,58	0,0	12,72	4,32	0,69
1,10	108,59	59,22	0,0	11,35	4,96	1,97
1,12	103,70	70,16	0,0	9,22	4,70	2,57
1,14	99,01	81,41	0,0	6,50	3,64	2,34
1,15	94,43	92,97	0,0	3,35	1,98	1,38
1,17	90,00	104,65	0,0	0,00	0,00	0,00

que, dá origem aos harmônicos de ordens pares.

Convém neste ponto verificar a influência da re

sistência em um outro parâmetro, que é o ângulo de condução dos tiristores, e que pode ser definido como a diferença entre os limites de integração  $T_2$  e  $T_1$  ou  $T_3$  e  $T_4$ , em cada caso. A Tabela 11 apresenta, para os mesmos valores de tensão aplicada utilizados nas Tabelas 9 e 10, os resultados obtidos para o ângulo de condução.

TABELA 11

TENSÃO APLICADA (p.u.)	ÂNGULO DE CONDUÇÃO ( $T_2 - T_1$ )		INFLUÊNCIA DE R EM %
	R=0	R≠0	
1,00	0,00	0,00	0,000
1,02	72,75	72,50	0,346
1,03	93,26	92,84	0,450
1,05	108,45	107,87	0,532
1,07	121,16	120,42	0,603
1,08	132,44	131,55	0,670
1,10	142,82	141,77	0,734
1,12	152,59	151,38	0,797
1,14	161,93	160,58	0,861
1,15	171,12	169,54	0,927
1,17	180,00	178,21	0,994

Nota-se da Tabela 11 que o ângulo de condução é menor quando existe resistência no circuito, fato que, combinando-se com o comentário feito acima acerca da influência também da resistência na amplitude dos harmônicos, confirma a suposição feita no desenvolvimento teórico do capítulo, de que a presença de elementos resistivos provoca um amortecimento da corrente fluindo no reator.

Nos casos testados, pode-se constatar que a influência da resistência chegou a um máximo de 1% no ângulo de condução, e de 2% na amplitude da corrente fundamental. É claro que, em sistemas com valor R maior ou, o que é mais importante, com maior relação R/X, esta influência será proporcionalmente maior, podendo chegar a causar preocupações (especialmente pela possibilidade de surgir uma presença mais marcante do segundo harmônico). Todavia, em sistemas práticos, a relação R/X normalmente é pequena, o que elimina maiores preocupações. Outro fator favorável é

que os sistemas industriais normalmente trabalham próximos da plena carga, fazendo com que as tensões sejam baixas no P.A.C. e, conseqüentemente, os pontos de operação dos compensadores permanecem nas faixas onde a influência da resistência é menor.

As Figuras 18 a 26 ilustram graficamente os resultados obtidos nas Tabelas 9, 10 e 11.

As Figuras 13, 19 e 26 são muito importantes. Como se pode ver na Fig.19, o uso do equacionamento da seção 3.2.2.5 para a determinação do ângulo de disparo como função da corrente fundamental do reator, lineariza a variação desta fundamental com a tensão aplicada. Isto faz com que haja uma semelhança entre as curvas ângulo de disparo x tensão aplicada e corrente fundamental x ângulo de disparo. Esta última curva é de grande importância para o sistema de controle do compensador, como será visto no Capítulo 5.

As Figuras 20 a 25 mostram a forma como crescem as correntes harmônicas e o ângulo de condução, e, além disso, dão uma idéia dos valores críticos destes harmônicos e condições para as quais eles ocorrem.

Outro efeito cuja observação é importante, é o do desequilíbrio no ângulo de disparo. A Tabela 12 apresenta, para o caso considerado mais elucidativo entre os testes feitos, quando a tensão aplicada foi de 1,10 p.u., sem resistência, os resultados obtidos quando se fez o desequilíbrio no ângulo de disparo variar de  $-5^\circ$  a  $+5^\circ$ .

Os valores da Tabela 12 são as diferenças nos valores calculados para os correspondentes harmônicos (em % do nominal do reator) com relação ao valor verificado quando o desequilíbrio no ângulo de disparo foi nulo. É interessante lembrar que no caso dos harmônicos de ordem par, não havendo desequilíbrio no ângulo de disparo o valor da corrente é zero. Sendo assim, o valor apresentado na tabela, nestes casos, não é uma diferença, e sim o próprio valor da corrente harmônica gerada.

Pode-se notar que os componentes harmônicos, das ordens 1 e 3 são os mais afetados pelo desequilíbrio. Entretanto, o grande problema que surge é com relação à componente contínua, antes inexistente, e que atinge grandes valores, principalmente

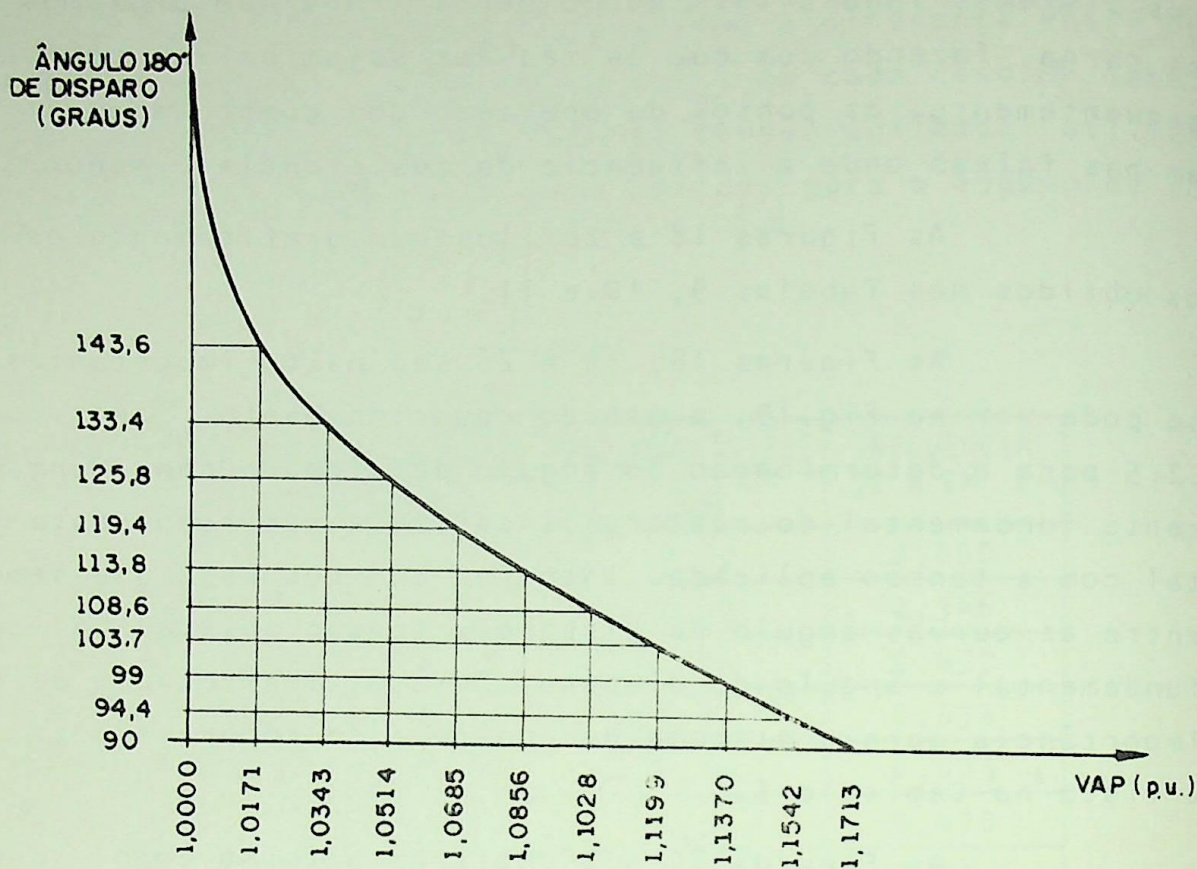


FIGURA 18 - Variação do ângulo de disparo dos tiristores com a tensão aplicada

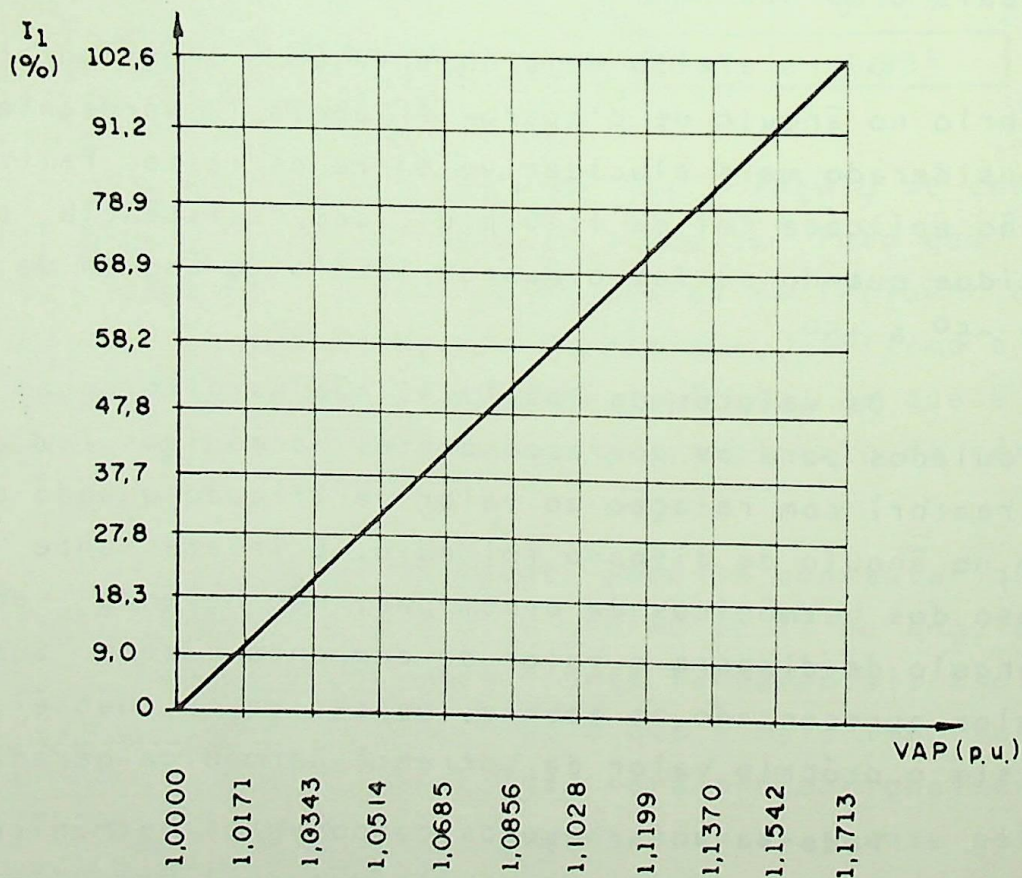


FIGURA 19 - Variação da corrente fundamental em % da nominal, com a tensão aplicada ( $R \neq 0$ )

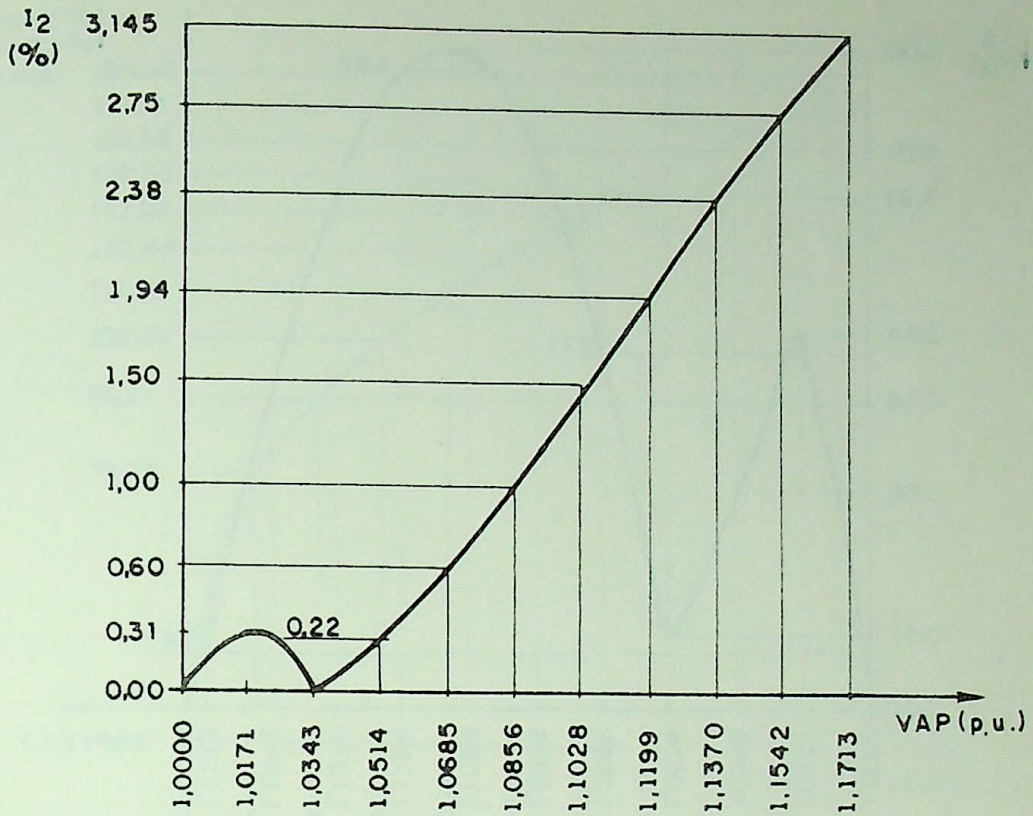


FIGURA 20 - Corrente de 2º harmônico x tensão aplicada ( $R \neq 0$ )

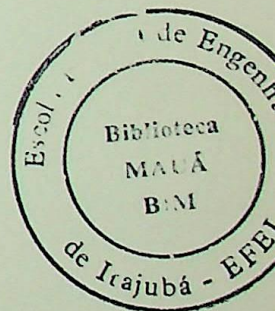
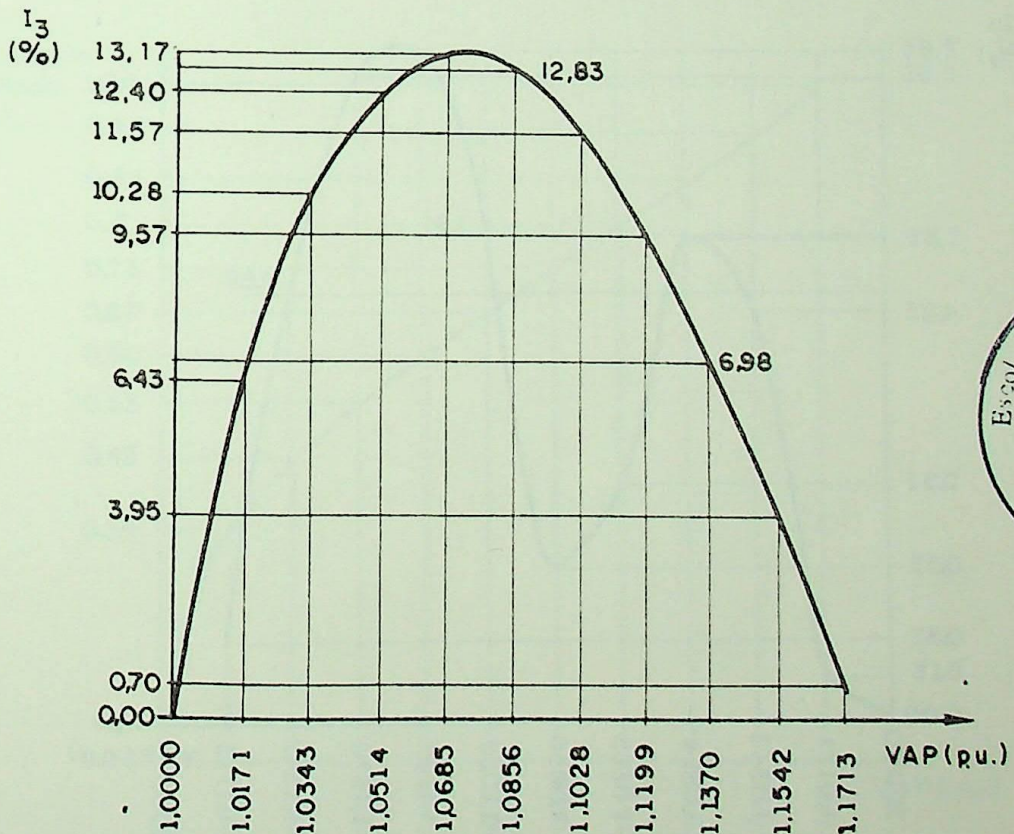


FIGURA 21 - Corrente de 3º harmônico x tensão aplicada ( $R \neq 0$ )

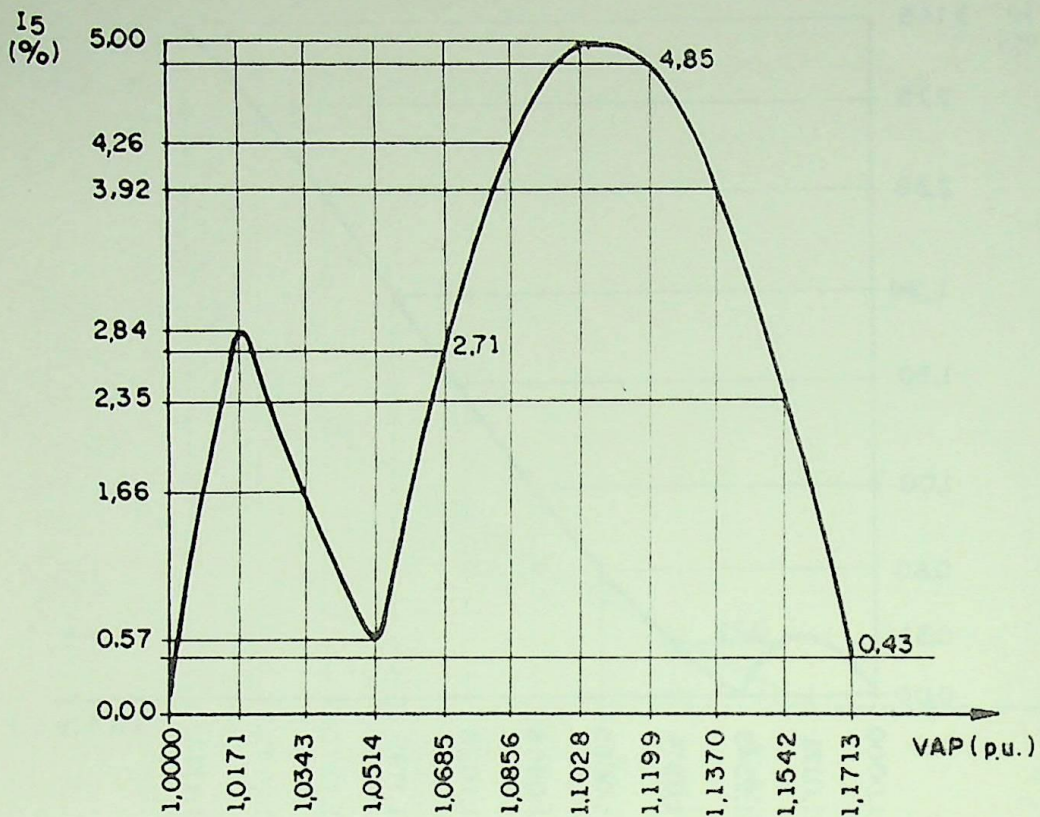


FIGURA 22 - Corrente de 5ª harmônico x tensão aplicada (R ≠ 0)

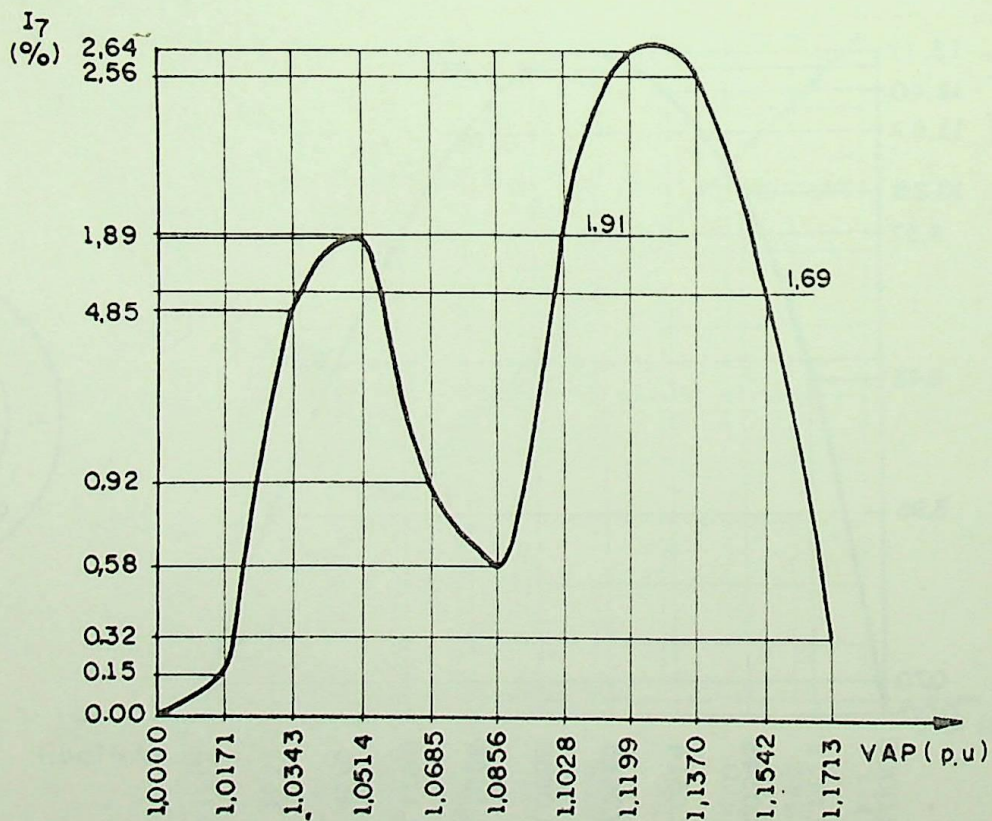


FIGURA 23 - Corrente de 7ª harmônico x tensão aplicada (R ≠ 0)

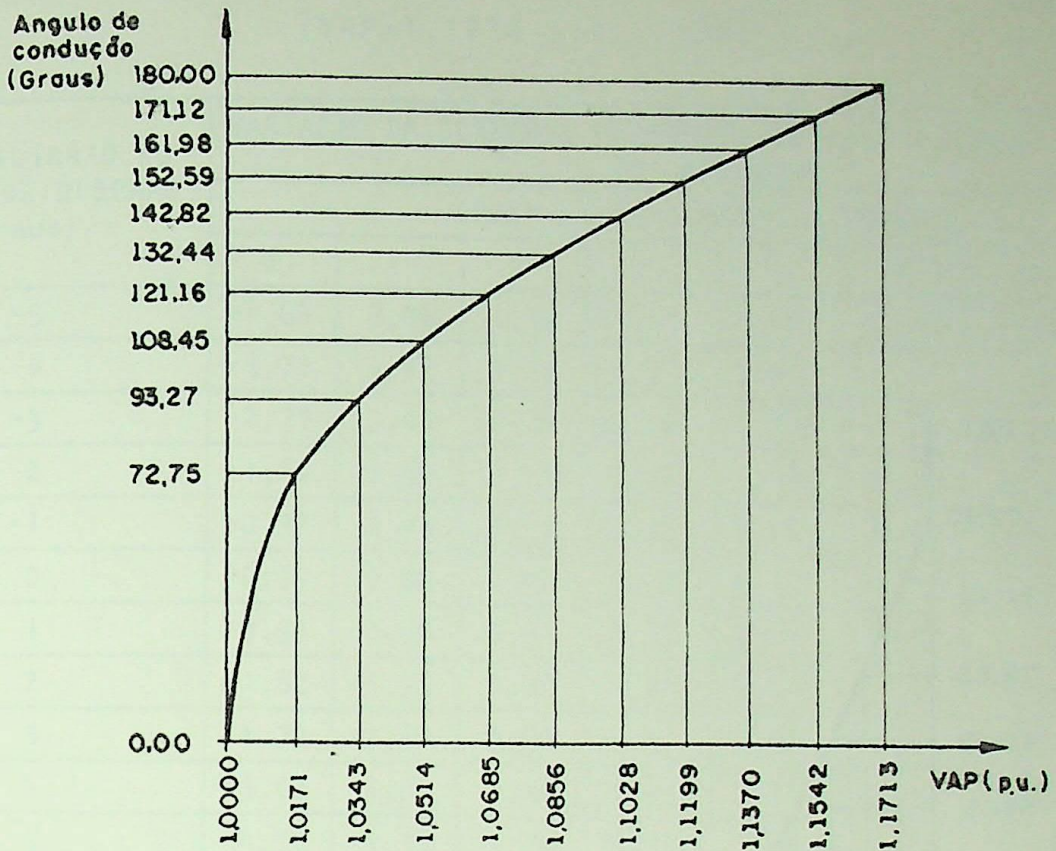


FIGURA 24 - Ângulo de condução (graus) x tensão aplicada (R = 0)

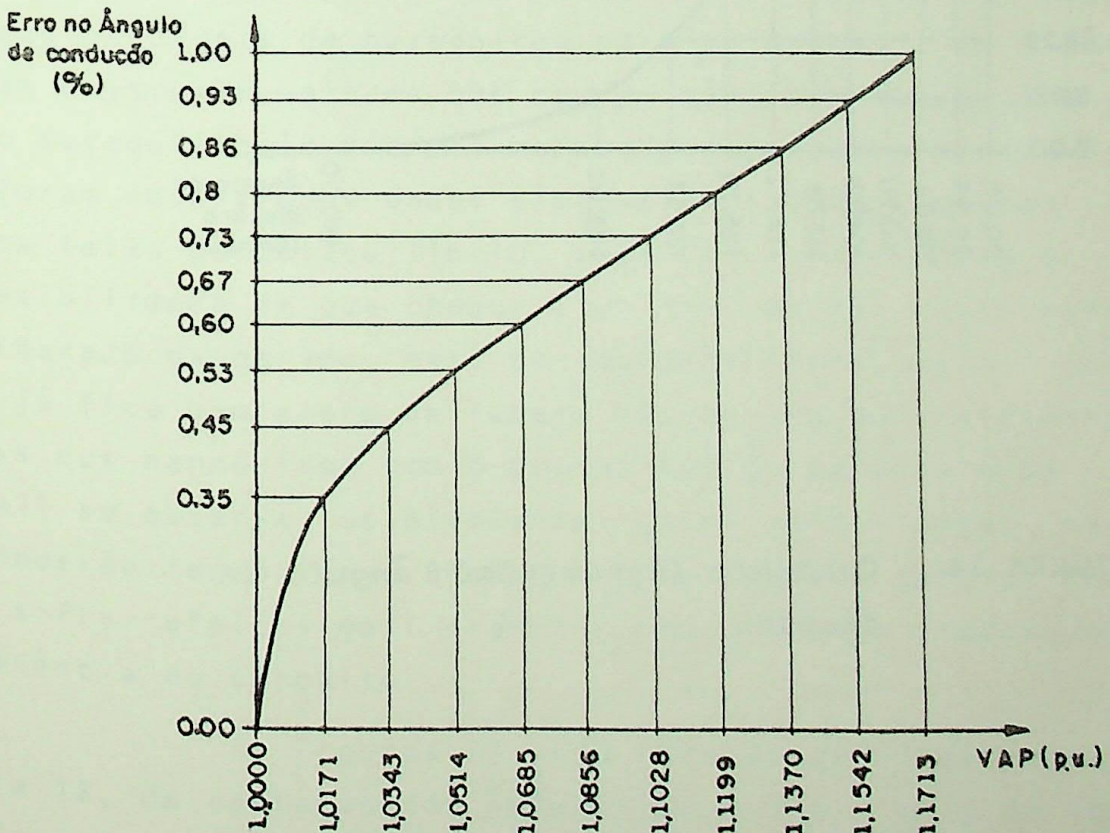


FIGURA 25 - Erro no ângulo de condução em relação ao caso com resistência x tensão aplicada

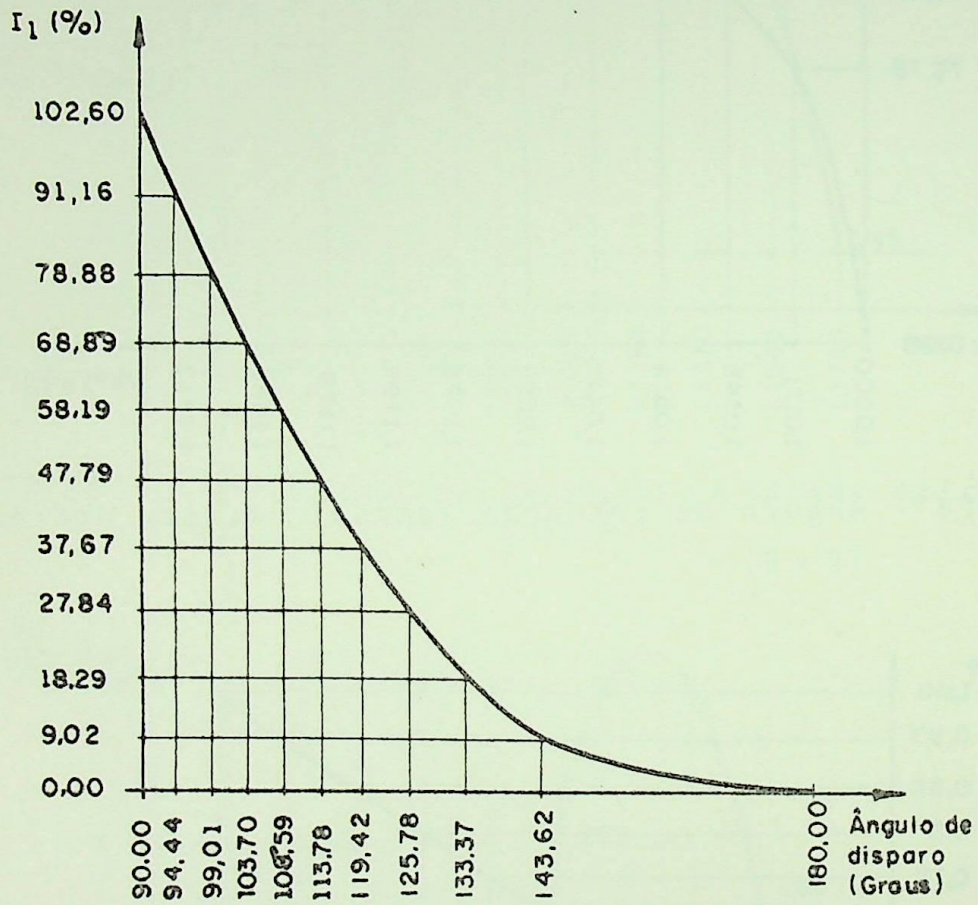


FIGURA 26 - Corrente fundamental x ângulo de disparo

TABELA 12

(VAP=1,1030 p.u., R=0)

DESEQUILÍBRIO NO ÂNGULO DE DISPARO (Graus)	VARIAÇÃO DA CORRENTE HARMÔNICA EM % DA NOMINAL, RELATIVA AO CASO $\alpha=0$							
	ORDEM DO COMPONENTE HARMÔNICO							
	0	1	2	3	4	5	6	7
-5	-4,64	5,06	1,39	-1,17	1,18	-0,18	0,36	0,28
-4	-3,70	4,02	1,14	-0,91	0,95	-0,11	0,68	0,25
-3	-2,77	3,00	0,88	-0,66	0,73	-0,05	0,51	0,21
-2	-1,34	1,99	0,60	-0,42	0,49	-0,02	0,33	0,16
-1	-0,92	0,99	0,30	-0,20	0,25	0,01	0,16	0,09
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1	0,91	-0,98	0,32	0,19	0,25	-0,02	0,15	-0,10
2	1,82	-1,95	0,65	0,36	0,50	-0,05	0,30	-0,21
3	2,72	-2,90	0,99	0,51	0,76	-0,11	0,44	-0,33
4	3,62	-3,84	1,34	0,65	1,01	-0,18	0,56	-0,46
5	4,50	-4,77	1,70	0,77	1,26	-0,26	0,68	-0,60

se se considerar a possibilidade de maiores desequilíbrios.

Fundamentando-se apenas na Tabela 12, pode-se dizer que os níveis de harmônicos para as ordens 2 em diante não chegam a assumir valores que causem sérias preocupações, desde que o desequilíbrio não ultrapasse esta pequena faixa mostrada. Não foram encontrados dados típicos de fabricantes com relação a esta faixa de desequilíbrio, todavia, a referência 01 levanta a possibilidade de que chegue a atingir os  $15^\circ$ . Este valor foi considerado exagerado, mas, de qualquer forma, se a considerarmos, já fica bem claro da Tabela 12, devido ao crescimento dos níveis dos harmônicos com o desequilíbrio no ângulo de disparo que ali se observa, os níveis perigosos de correntes harmônicas que poderão ter origem. Quanto aos harmônicos pares, inclusive, irão sofrer efeitos mais drásticos que aqueles provocados pela resistência do circuito.

As Figuras 27 a 32 mostram gráficos relativos à Tabela 12, da variação dos harmônicos 1 a 5 e mais da componente contínua em relação ao valor obtido sem desequilíbrio no ângulo de disparo, quando este desequilíbrio varia de  $-5^\circ$  a  $+5^\circ$ , de um em um grau.

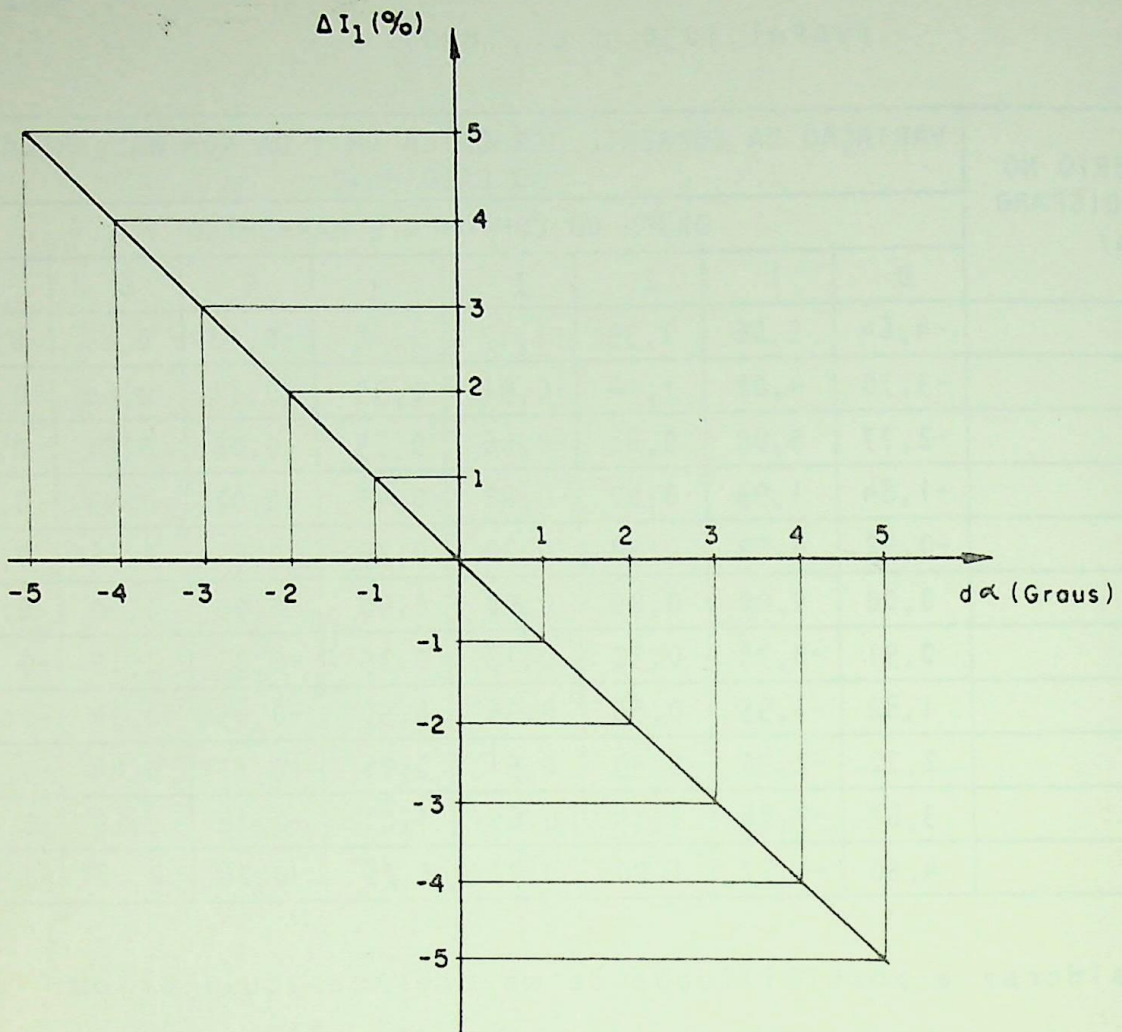


FIGURA 27 - Variação do erro na componente fundamental com o desequilíbrio no ângulo de disparo

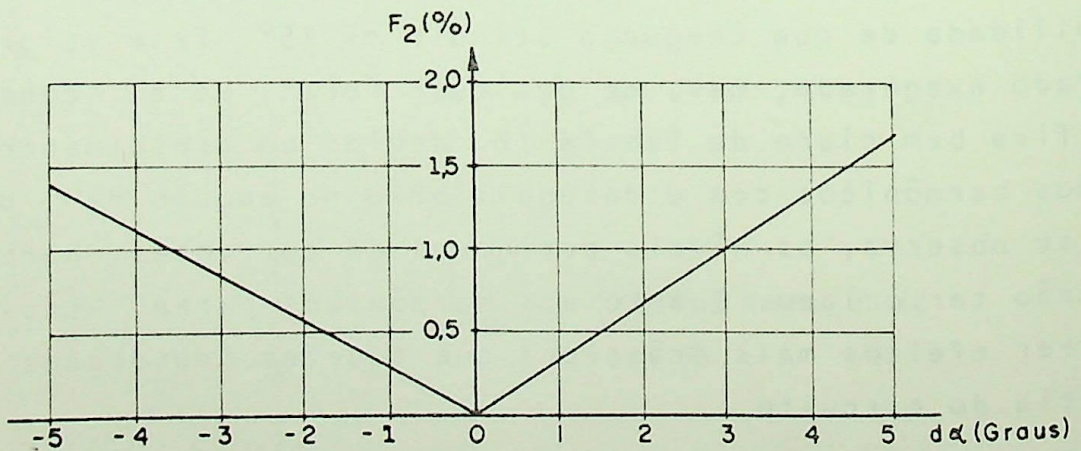


FIGURA 28 - Corrente de 2º harmônico x desequilíbrio no ângulo de disparo

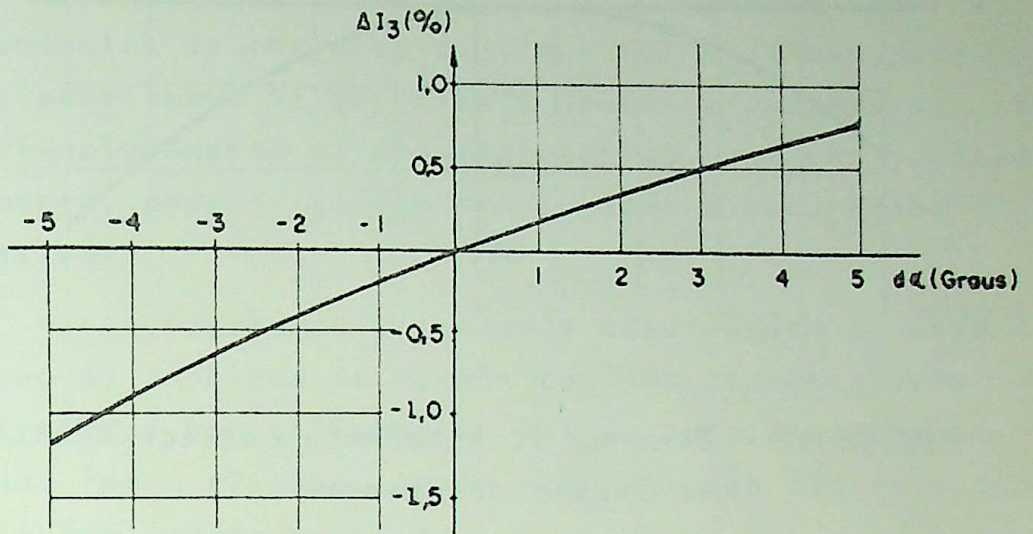


FIGURA 29 - Erro na corrente de 3º harmônico x desequilíbrio no ângulo de disparo

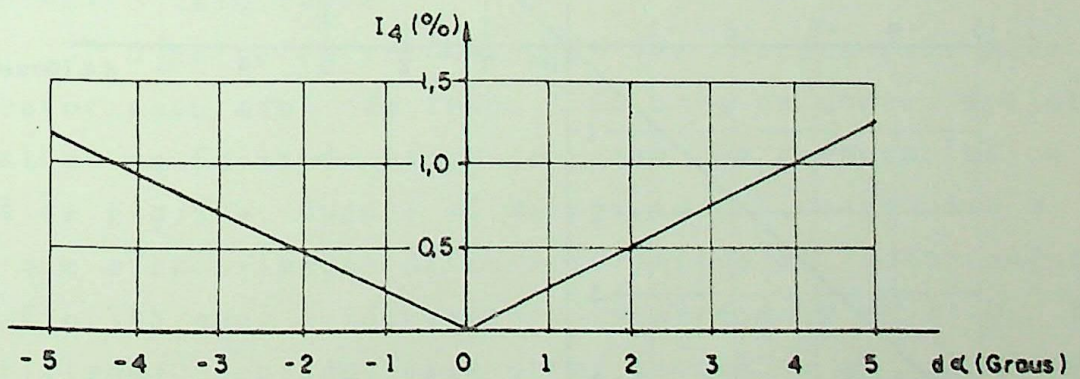


FIGURA 30 - Corrente de 4º harmônico x desequilíbrio no ângulo de disparo

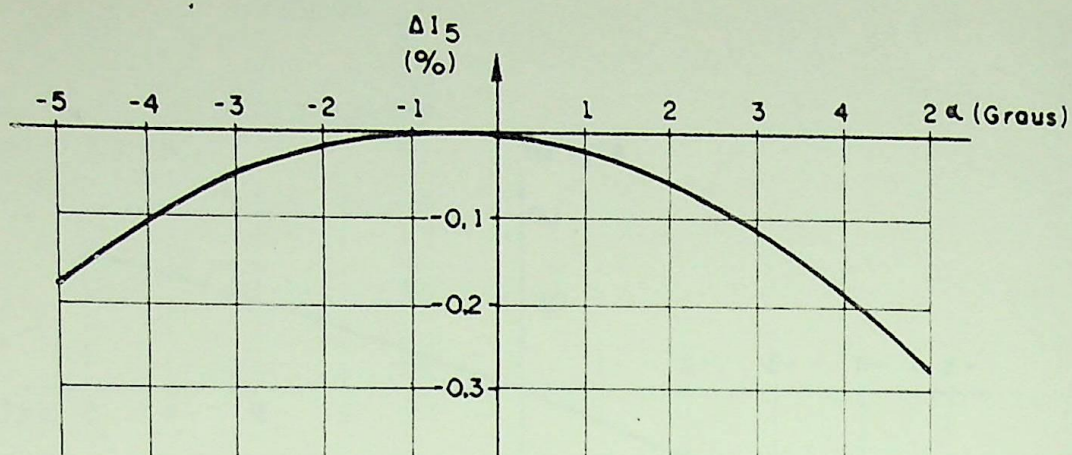


FIGURA 31 - Erro no 5º harmônico x desequilíbrio no ângulo de disparo

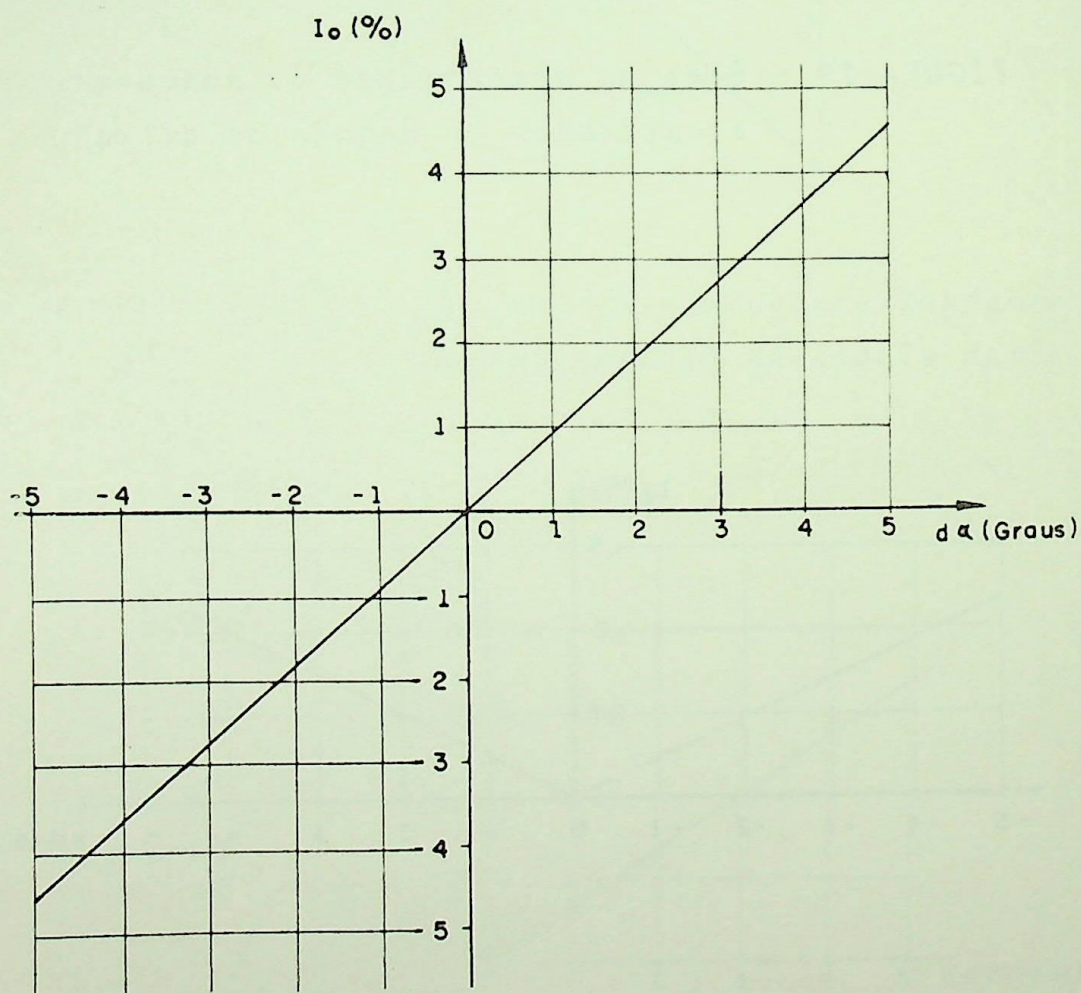


FIGURA 32 - Componente contínua x desequilíbrio no ângulo de disparo

Estes gráficos esclarecem melhor as conclusões já expressas acima. A principal preocupação, portanto, fica com a componente contínua, devido ao seu crescimento acentuado com o desequilíbrio no ângulo de disparo (Fig.32). Como se sabe, a injeção de componentes de corrente contínua nos sistemas pode lhes causar sérios problemas. Os principais destes problemas se relacionam com o funcionamento de transformadores, que são afetados em seu isolamento, podendo também ser levados à saturação, e as máquinas rotativas.

Isto resume as principais observações a serem feitas com relação ao problema de harmônicos nos compensadores e reatores controlados por tiristores. Outras conclusões menos importantes ainda foram tiradas, porém sua inclusão não foi considerada justificável neste trabalho.

### 3.5.2 - Caso do Compensador a Reator Saturado

Para este caso, dois sistemas testes foram utilizados. O primeiro foi retirado da referência 02 que contém resultados obtidos em testes experimentais. O segundo foi obtido de dados para o mesmo sistema testado no caso do reator controlado por tiristores, o sistema da VIBASA.

#### a) Primeiro caso teste

O primeiro sistema pode ser representado pela Fig. 33, e o reator saturado, não tendo sido originalmente projetado para trabalhar na faixa de saturação, tem uma característica semelhante à da Fig.34a. Depois de muitos testes, chegou-se à conclusão de que a aproximação da característica do reator saturado para a da Fig.34b que, evidentemente, acarreta em um erro, poderia ser utilizada. Contudo, este erro, embora de um valor razoavelmente considerável, afeta apenas os valores obtidos, sem prejudicar a conceituação física que aqui se pretende fazer. Mesmo este erro numérico não chegou a ser excessivo já que considerou-se uma faixa bastante elevada para a tensão aplicada, chegando a até mais de 50 V.

As Tabelas 13 e 14 resumem os resultados obtidos para a tensão variando numa faixa de 27 a 53,75 volts, com o e

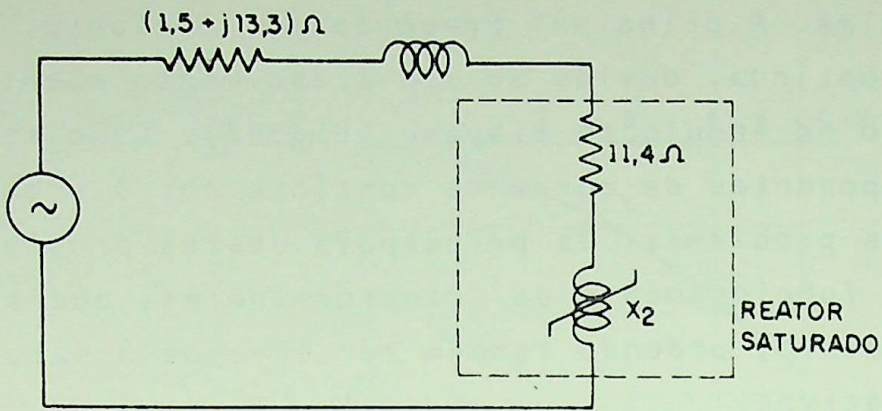


FIGURA 33 - Circuito utilizado para o estudo do reator saturado

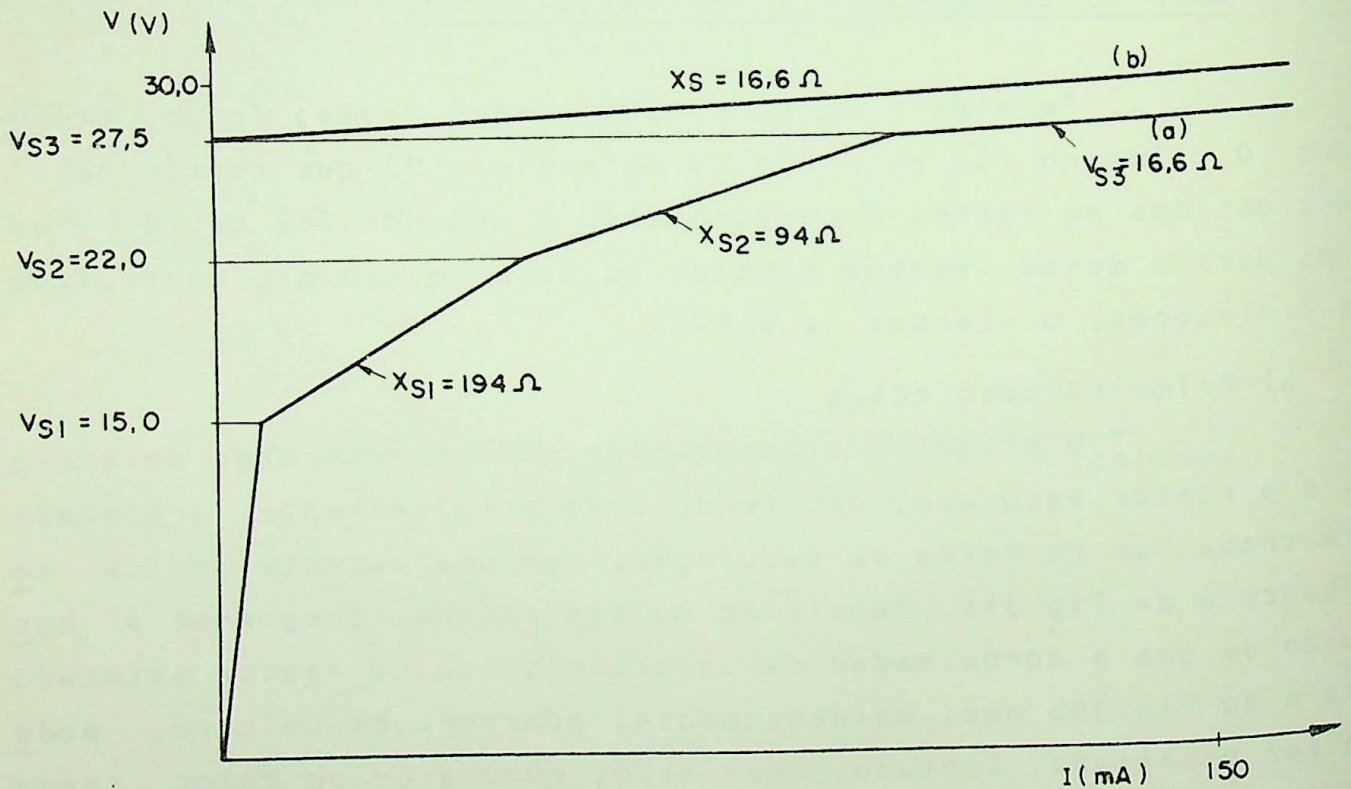


FIGURA 34 - Característica  $V \times I$  do reator saturado do sistema teste número 1 (frequência: 50 Hz)  
a) Característica real  
b) Característica utilizada nos resultados apresentados

feito resistivo presente e ausente, respectivamente.

TABELA 13  
(VAP=53,75V e R≠0)

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.00	.		
1	1.36	0.00	100.000	104.770
2	0.06	281.73	4.477	4.690
3	0.27	183.79	20.058	21.015
4	0.18	281.73	13.464	14.106
5	0.25	-29.01	18.795	19.692
6	0.09	101.73	6.909	7.239
7	0.08	128.28	6.099	6.390
8	0.05	101.73	4.333	4.540
9	0.10	127.25	7.397	7.750
10	0.08	281.73	6.202	6.498
11	0.11	-56.70	8.465	8.869
12	0.00	0.00	0.000	0.000
13	0.03	224.48	2.257	2.365

Os limites de integração foram:

$$T_1 = 120.77 \quad T_2 = 225.49$$

$$T_3 = 300.77 \quad T_4 = 405.49 \text{ Graus}$$

TABELA 14  
(VAP=53,75V e R=0)

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.00			
1	1.60	0.0	100.000	123.441
2	0.00	0.0	0.000	0.000
3	0.25	180.0	15.621	19.282
4	0.00	0.0	0.000	0.000
5	0.24	0.0	15.131	18.677
6	0.00	0.0	0.000	0.000
7	0.11	180.0	6.843	8.453
8	0.00	0.0	0.000	0.000
9	0.03	180.0	2.393	2.954
10	0.00	0.0	0.000	0.000
11	0.10	0.0	6.280	7.752
12	0.00	0.0	0.000	0.000
13	0.05	180.0	3.668	4.528

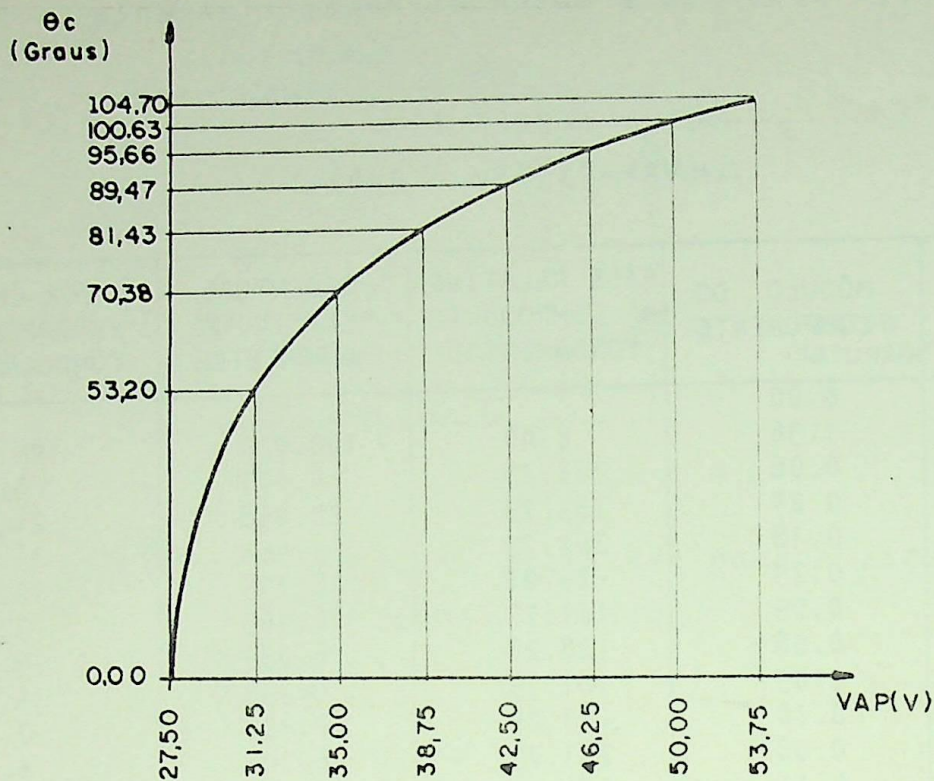


FIGURA 35 - Variação do ângulo de condução do reator saturado, com a tensão aplicada

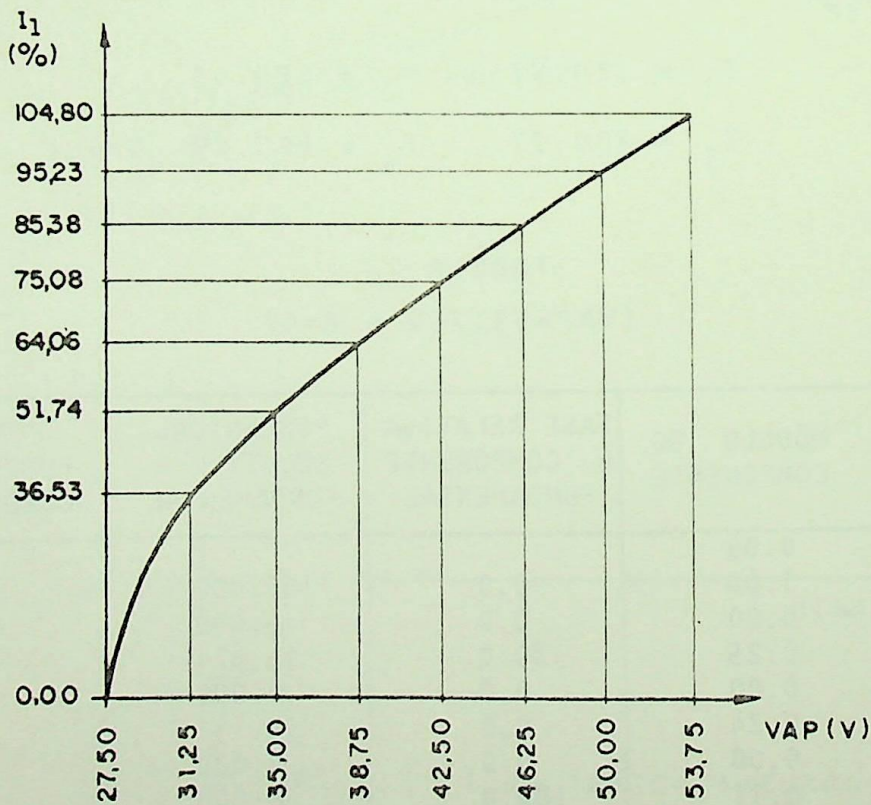


FIGURA 36 - Corrente fundamental x tensão aplicada

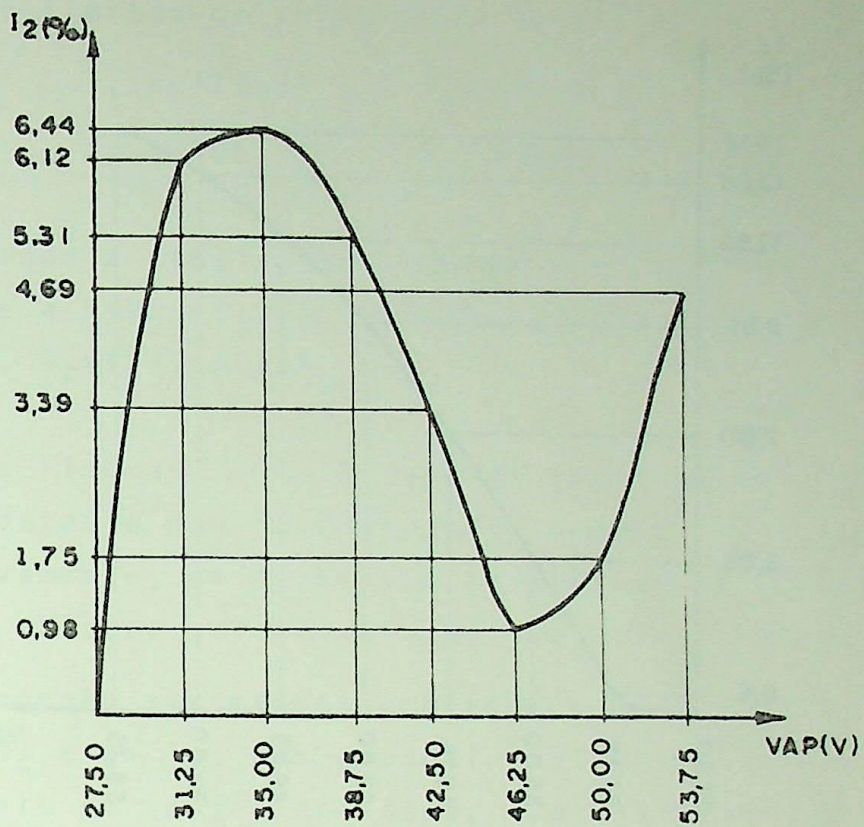


FIGURA 37 - Corrente de 2º harmônico x tensão aplicada

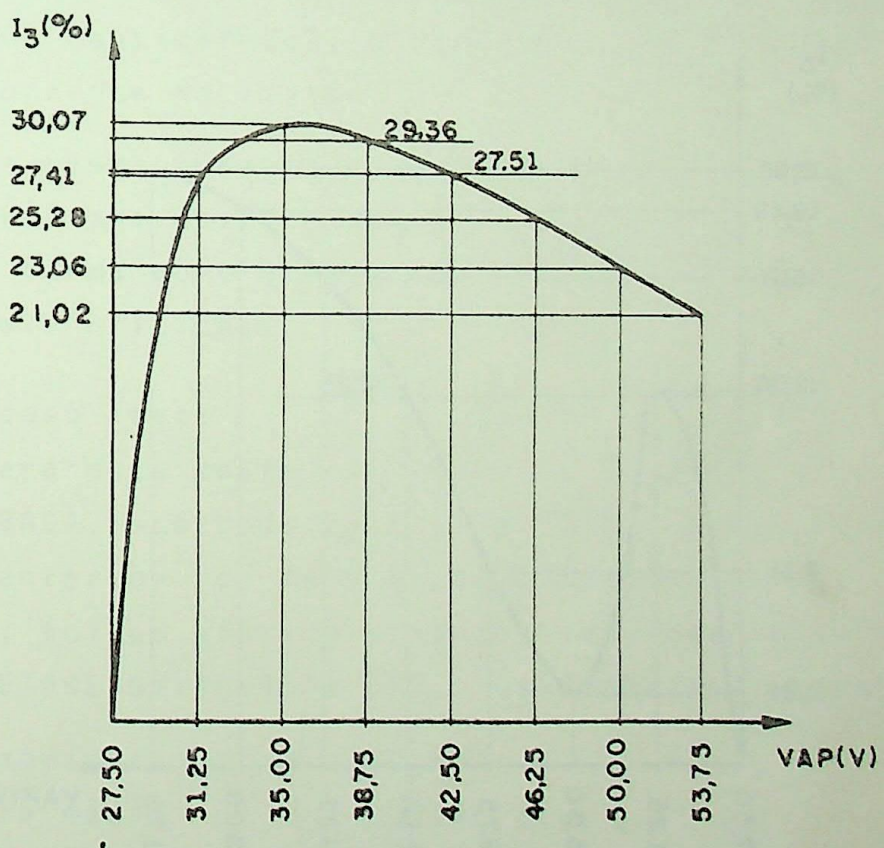


FIGURA 38 - Corrente de 3º harmônico x tensão aplicada

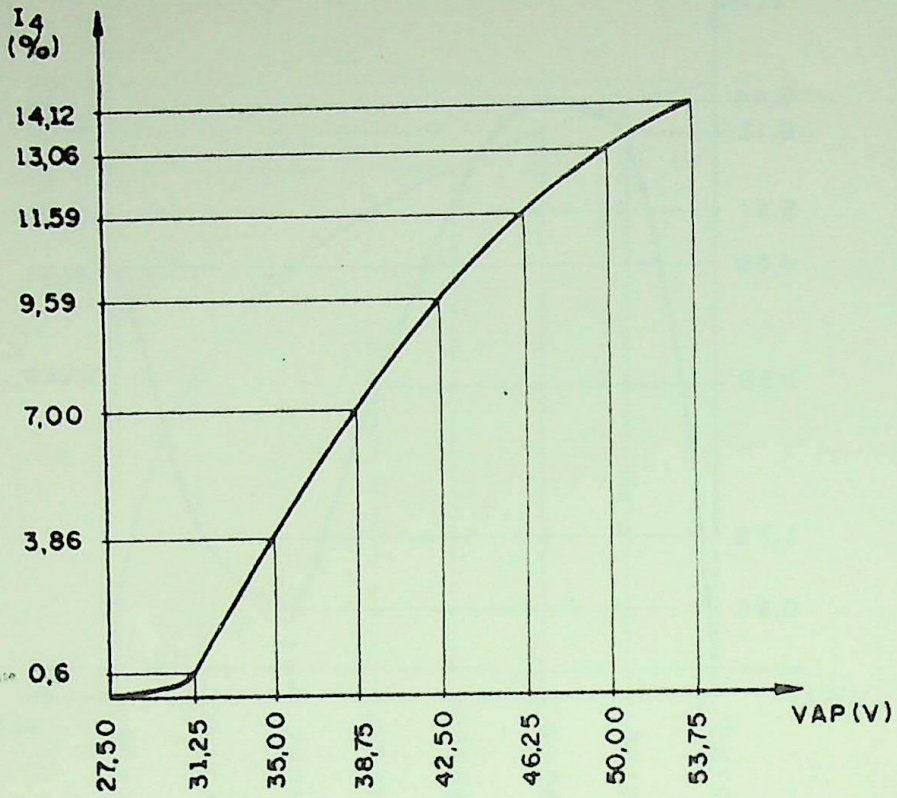


FIGURA 39 - Corrente de 4º harmônico x tensão aplicada

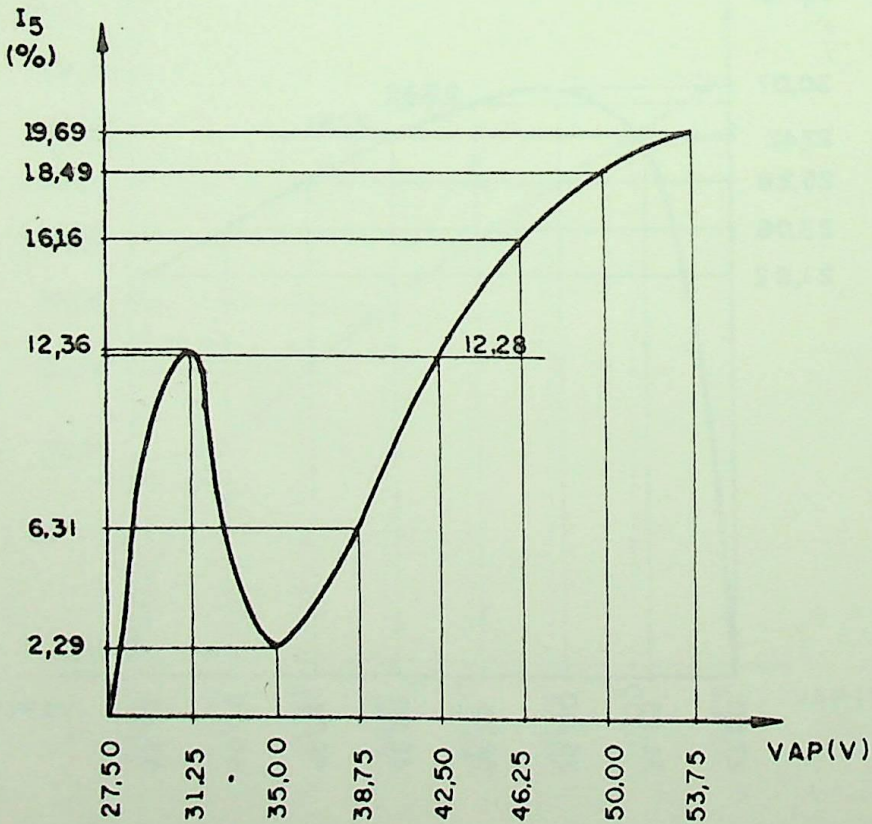


FIGURA 40 - Corrente de 5º harmônico x tensão aplicada

Os limites de integração foram:

$$\begin{aligned} T_1 &= 120.77 & T_2 &= 239.22 \\ T_3 &= 300.77 & T_4 &= 419.22 \text{ Graus} \end{aligned}$$

Obs.:  $T_1$  corresponde a  $\pi + \theta_1$  no equacionamento feito, enquanto  $T_2$  corresponde a  $\pi + \theta_2$ ,  $T_3$  corresponde a  $2\pi + \theta_1$  e  $T_4$  a  $2\pi + \theta_2$ . Neste caso,  $\theta_c = T_2 - T_1 = T_4 - T_3$ .

As Figuras 35 a 40 mostram gráficos das variações do ângulo de condução e dos harmônicos de ordens 1 a 5 com a tensão aplicada. Novamente, as correntes harmônicas se encontram plotadas em seus valores percentuais da nominal do reator.

Pode-se ver nestes gráficos o crescimento inicialmente rápido de  $\theta_c$  e de  $I_1$ , com gradual diminuição deste crescimento com o aumento da tensão aplicada, especialmente no caso do ângulo de condução  $\theta_c$ . Das Tabelas 13 e 14, nota-se que o valor da corrente fundamental sofreu uma grande alteração com a retirada da resistência. Isto se deve a que, ao contrário do que se viu no caso do reator controlado por tiristores, a resistência agora tem um valor considerável, e contribui efetivamente para a limitação da corrente no reator.

Da mesma forma que no caso do reator controlado a tiristores, os gráficos das Figuras 38 a 40 são importantes para dar uma idéia da forma como crescem os componentes harmônicos, e suas condições mais críticas.

#### b) Segundo caso teste

Para este teste utilizou-se, como foi dito, o mesmo sistema da VIBASA, mostrado na Fig.16. A única alteração em relação ao caso anterior foi no tipo de compensador utilizado que, desta feita, foi um sistema a reator saturado especificado pela GEC HIGH VOLTAGE SWITCHGEAR LTD. Os dados deste reator são:

- Potência nominal → 50 MVA
- Resistência média → 0,0196 p.u.
- Reatância incremental → 0,1354 p.u.
- Tensão de saturação → 0,96 p.u.
- Tensão base → 23,0 kV
- Potência base → 100,0 MVA

Para a rede externa foram utilizados os mesmos dados tirados da Fig.16 no caso do reator controlado por tiristores. A tensão de saturação foi aproximada para 1,0 p.u.

Este teste, na realidade, constituiu-se numa verificação acerca da abrangência do programa preparado, cujo funcionamento já havia sido comprovado, nos testes do primeiro sistema. A explicação para este procedimento é que o reator saturado especificado para o sistema da VIBASA é do tipo twin-tripler, que em condições equilibradas elimina os harmônicos de ordens 2 a 7 internamente, e não tem neutro aterrado. O objetivo foi verificar que grau de erro poderia surgir pela utilização deste programa, elaborado para a análise de reatores de 3 unidades, aterrados, no estudo de reatores de 6 unidades. A conclusão obtida não poderia ser outra: o programa não se ajusta, de forma alguma, nem mesmo para fornecer possíveis aproximações. Isto pode ser comprovado pela Tabela 15, escolhida para demonstrar os resultados obtidos nesta experiência.

TABELA 15

Para um ângulo de condução de 18.5495 Graus, correspondendo a uma tensão aplicada de 1,01342 p.u.

ORDEM DO HARMÔNICO	MÓDULO DO COMPONENTE	FASE RELATIVA A COMPONENTE FUNDAMENTAL	PORCENTUAL RELATIVO A FUNDAMENTAL	POR CENTO DA FUNDAMENTAL COM CONDUÇÃO MÁXIMA
0	0.000			
1	0.720	0.00	100.000	144.415
2	0.040	90.12	5.986	8.645
3	0.700	178.06	96.609	139.519
4	0.009	90.12	1.744	2.518
5	2.600	178.76	89.882	129.804
6	0.006	90.12	0.778	1.124
7	0.580	178.87	80.363	116.056
8	0.002	90.12	0.299	0.431
9	0.500	178.82	68.607	99.079
10	0.000	0.00	0.000	0.000
11	0.400	178.69	55.319	79.890
12	0.001	270.12	0.195	0.281
13	0.298	178.50	41.281	59.616

Os limites de integração foram:

$$\begin{aligned} T_1 &= 170.66 & T_2 &= 189.21 \\ T_3 &= 350.66 & T_4 &= 369.21 \text{ Graus} \end{aligned}$$

Pode-se notar desta tabela, os altos graus dos harmônicos calculados desta forma, mesmo para ordens elevadas que, evidentemente, eliminam o significado físico do estudo. Isto, de qualquer forma, serviu para justificar completamente por que não são utilizados reatores saturados de três unidades, aterrados, na compensação de sistemas de potência. Se o primeiro caso testado forneceu resultados satisfatórios, a justificativa é simples. Sendo um caso utilizado em laboratório, a impedância da rede externa utilizada no estudo foi escolhida com valor bastante elevado, como se pode perceber nos dados da Fig.33, de tal maneira a limitar a corrente do reator. Já no caso do sistema da VIBASA, a baixa impedância que normalmente se verifica nos sistemas de potência, associada à baixa reatância incremental do reator, provocaram o resultado da Tabela 15.

Fica assim estabelecida a necessidade de efetuar um equacionamento apropriado, em termos trifásicos, para cada tipo de reator utilizado, quando se desejar analisar a geração de harmônicos em sistemas industriais. Na referência 02, nos capítulos finais, é analisado mais detalhadamente o reator do tipo twin-tripler, sendo ali sugerida uma forma sistemática de atacar o problema do seu estudo.

### 3.6 - CONCLUSÕES

Um equacionamento dos mais genéricos possíveis foi desenvolvido para os reatores controlado por tiristores e saturado. No primeiro caso, principalmente, a consideração do efeito das resistências e desequilíbrio no ângulo de disparo, tornam a equação da corrente no reator totalmente genérica.

Já para os reatores saturados, considerando reatores monofásicos ou trifásicos aterrados, o mesmo grau de generalidade foi alcançado. Contudo, como se viu, devido à baixa im

pedância da rede externa ao reator (alto nível de curto circuito), em sistemas de potência, e também devido à baixa reatância incremental dos reatores saturados, este tipo de reator aqui equacionado não é utilizado a nível industrial. Os reatores de 6, 9 e 12 unidades utilizados em sistemas de potência exigem um equacionamento em termos trifásicos, já que neles a corrente de cada fase sofre influência das correntes nas outras fases. Apesar das dificuldades, a forma básica de realizar o estudo é esta aqui utilizada. Foi citada a referência 02, onde é sugerida uma formulação adequada à análise destes reatores. Uma combinação da sistemática aqui utilizada com a formulação desenvolvida na cita da referência, pode levar ao equacionamento propício. Esta é uma sugestão que fica lançada.

Em ambos os casos, a utilização do valor da tensão aplicada ao equipamento para a determinação dos ângulos de disparo e condução e, com isso, dos próprios componentes harmônicos, pode ser considerada como uma das principais características do desenvolvimento, sob o ponto de vista prático. No caso do reator controlado, inclusive, isto estabelece um importante relacionamento com o sistema de controle (isto será visto no Capítulo 5), sendo possível mesmo, à livre vontade do usuário, de acordo com o tipo de sistema de medição e controle utilizado no caso que esteja sendo estudado, substituir as variáveis de controle (a tensão aplicada) por uma outra como, por exemplo, a corrente de linha ou a potência reativa.

A eficiência do programa desenvolvido foi comprovada, e merece ser destacada. Os resultados obtidos para os reatores controlados por tiristores foram comparados com dados de fabricantes, mostrando-se muito satisfatórios. No caso dos reatores saturados, um dos casos testados, com base no reator dado na referência 02, e que aqui não consta pois não foi considerado relevante quanto a outras informações fornecidas, mostrou uma boa aproximação em relação às medições realizadas e incluídas nesta referência. Uma faixa aceitável de erro foi encontrada, mas justificável pela característica  $V_{xl}$  irregular do reator.

Finalmente, importantes conclusões foram obtidas dos inúmeros casos testados, das quais, as de real importância já foram expostas no decorrer deste trabalho. É, portanto, desnecessário repetí-las.

COMPORTAMENTO DOS COMPENSADORES ESTÁTICOS  
EM SISTEMAS TRIFÁSICOS DESEQUILIBRADOS

4.1 - INTRODUÇÃO

Durante o funcionamento de cargas intermitentes, além dos constantes "balanços" por elas provocados devido a suas súbitas variações, muitas delas provocam ainda um outro grave problema que é o quase permanente desequilíbrio entre as três fases da mesma. Assim, além das compensações de "flicker" de tensão (melhora da regulação de tensão) e compensação de reativos (aumento do fator de potência) torna-se também necessário compensar o desequilíbrio entre as fases, de forma que o sistema alimentador "veja" o conjunto carga + compensador como o mais equilibrado possível, com fator de potência o mais perto possível de 1 e causando o mínimo em termos de problemas na regulação de tensão. Agora, serão desenvolvidas expressões para os valores das impedâncias do compensador entre as diversas fases que levem o conjunto compensador + carga para a situação acima descrita. Estas expressões deverão representar o comportamento do equipamento de controle que comanda a atuação do compensador.

Como praticamente a totalidade dos transformadores de distribuição acima de média tensão (acima de 600 V) têm seus enrolamentos de alta tensão conectados em  $\Delta$ , os efeitos de correntes de sequência zero serão excluídos deste estudo. Além disto, é interessante observar que cargas tais como fornos a arco não possuem neutros conectados à terra, portanto, não são geradoras de componentes de sequência zero.

Os estudos de cargas desequilibradas são sempre feitos de maneira aproximada na forma de faltas assimétricas por meio de altas impedâncias. Aqui será seguida a metodologia proposta por Keith Anthony Walshe na referência 01, da aproximação por meio de uma álgebra matricial generalizada, cuja simplicidade

de e eficiência irão justificar completamente sua adoção, no decorrer deste capítulo.

Será ainda feito um estudo com base em componentes sequenciais da corrente de carga, com o objetivo de dar uma outra visão ao problema do compensador a qual será muito útil quando da análise do sistema de controle utilizado. Esta análise, por sua vez, será fundamentada nas diretrizes estabelecidas pela referência 06.

## 4.2 - EFEITOS DAS CARGAS NA REGULAÇÃO DE TENSÃO

### 4.2.1 - Cargas Equilibradas

Mesmo no caso equilibrado, aqui será dado um tratamento sempre matricial, para que seja facilitada a compreensão do método. Na notação utilizada, letras sublinhadas com (-) indicarão vetores e letras sublinhadas com (=) indicarão matrizes.

Considere-se o P.A.C. de um sistema industrial trifásico cujas tensões nas diversas fases em relação à terra sejam dadas pelo vetor  $\underline{E}$ . Se  $\underline{V}$  é o vetor representando as tensões nos terminais da carga cuja compensação visa-se estudar, pode-se relacionar estes dois vetores pela seguinte expressão:

$$\underline{V} = \underline{E} - \underline{Z} \underline{I} \quad (4.1)$$

onde  $\underline{Z}$  é a matriz impedância de malha trifásica do sistema entre o P.A.C. ou entre o barramento infinito e a carga, e  $\underline{I}$  é o vetor das correntes nas três fases da carga. Seja agora  $\underline{Y}_L$  a matriz de admitância nodal trifásica representativa da carga, temos que:

$$\underline{I} = \underline{Y}_L \underline{V} \quad (4.2)$$

Substituindo esta equação em (4.1), vem que:

$$\underline{V} = \underline{E} - \underline{Z} \underline{Y}_L \underline{V} ,$$

Logo:

$$\underline{V} = \left[ \underline{U} + \underline{Z} \underline{Y}_L \right]^{-1} \underline{E} \quad (4.3)$$

onde:  $\underline{U}$  = matriz identidade de ordem 3.

Na condição de carga equilibrada, sendo  $\dot{Z}_L$  a impedância da carga por fase e  $\dot{Z}_1$  a impedância, também por fase, da ligação entre o P.A.C. ou o barramento infinito e a carga, vem:

$$\dot{V} = \frac{\dot{Z}_L}{\dot{Z}_1 + \dot{Z}_L} \dot{E} \quad (4.4)$$

Sendo  $\dot{V}$  a tensão nos terminais da carga para uma determinada fase, e  $\dot{E}$  a tensão da fase correspondente, junto ao P.A.C.

Duas grandezas serão importantes neste estudo da qual para a frente, devendo, portanto, ser equacionadas. A primeira, é o nível de falta trifásica numa barra, dado por:

$$N_f = V I_{cc}$$

onde  $I_{cc}$  é a corrente de curto-circuito na barra, dada por  $E/Z_1$ , resultando:

$$N_f = \frac{VE}{Z_1} \quad [\text{p.u.}] \quad (4.5)$$

A segunda, é a potência aparente da carga em VA, dada por:

$$S_L \approx V \frac{E}{Z_1 + Z_L} \quad [\text{VA}] \quad (4.6)$$

Com a inclusão destas duas novas grandezas, podemos reescrever (4.3) como:

$$|V| = |E| \left(1 - \frac{S_L}{N_f}\right) \quad (4.7)$$

Assim, a regulação de tensão na barra da carga, dada por:

$$\text{Reg} = \frac{|V_{\text{vazio}}| - |V_{\text{plena carga}}|}{|V_{\text{vazio}}|} \quad [\text{p.u.}] \quad (4.8)$$

Será:

$$\text{Reg} = \frac{|E| - |E| \left(1 - \frac{S_L}{N_f}\right)}{|E|}$$

ou:

$$\text{Reg} = \frac{S_L}{N_f} \quad [\text{p.u.}] \quad (4.9)$$

pois  $|V_{\text{vazio}}| = |E|$ .

Esta regulação é também denominada "depressão de curto-circuito", sendo o critério utilizado para avaliar a severidade do "flicker" produzido por um forno a arco.

Para esta mesma situação, as variações de carga provocam um "balanço" de fase dado por:

$$\phi = \frac{\dot{Z}_L}{\dot{Z}_1 + \dot{Z}_L} \quad (4.10)$$

que pode ser imediatamente tirado de (4.4).

Em muitos casos,  $Z_L > 5 Z_1$  e o balanço angular é pequeno. Se  $Z_L = 5 Z_1$ , o máximo balanço de fase atinge  $11,3^\circ$ . O balanço de fase associado a variações de carga é instantâneo, logo, os controladores destinados a obter respostas no período de um a dois ciclos, não devem apresentar forte dependência, em

suas medições, dos cruzamentos por zeros de tensão.

Os compensadores dotados de impedância shunt permanentemente conectados (como os bancos de capacitores em compensadores do tipo reatores controlados por tiristores) devem ter nos cálculos esta impedância substituída pelo uso do equivalente de Thévenin. A Fig. 1 ilustra um caso deste tipo de aplicação.

#### 4.2.2 - Cargas Desequilibradas

##### 4.2.2.1 - Variações de tensão fase neutro em sistemas trifásicos provocadas pela inclusão de cargas monofásicas fase-fase no sistema

Seja, por exemplo, a inclusão de uma carga entre as fases 2 e 3. A matriz de admitância nodal trifásica da carga é da forma:

$$\underline{Y}_L = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{y} & -\dot{y} \\ 0 & -\dot{y} & \dot{y} \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

Por outro lado, a matriz de impedâncias do sistema entre o P.A.C. ou o barramento infinito e a carga é:

$$\underline{Z} = \begin{bmatrix} \dot{z} & \dot{m} & \dot{m} \\ \dot{m} & \dot{z} & \dot{m} \\ \dot{m} & \dot{m} & \dot{z} \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

Substituindo (4.11) e (4.12) em (4.2), vem:

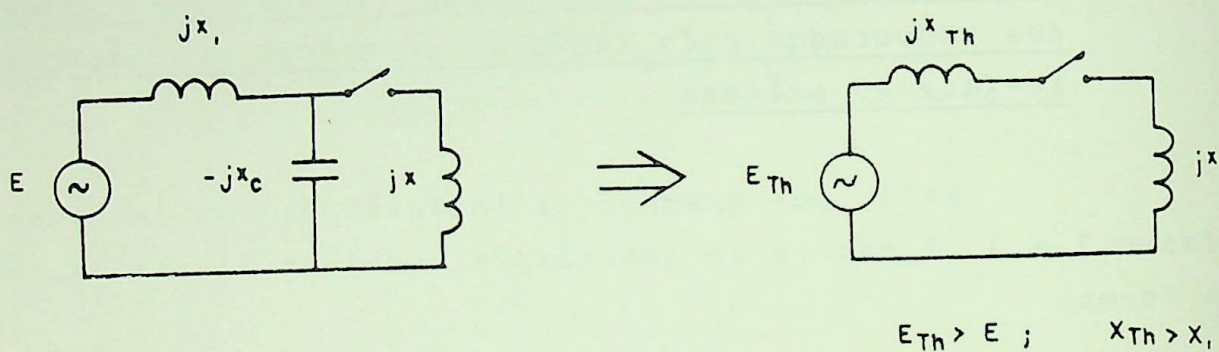


FIGURA 1 - Substituição dos capacitores fixos de um com pensador pelo seu equivalente de Thévenin

$$\underline{V} = \left[ \begin{array}{ccc|ccc|ccc} 1 & 0 & 0 & \dot{Z} & \dot{M} & \dot{M} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \dot{M} & \dot{Z} & \dot{M} & 0 & \dot{y} & -\dot{y} \\ 0 & 0 & 1 & \dot{M} & \dot{M} & \dot{Z} & 0 & -\dot{y} & \dot{y} \end{array} \right]^{-1} \underline{E}$$

Logo:

$$\underline{V} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 + \dot{y}\dot{Z}_1 & -\dot{y}\dot{Z}_1 \\ 0 & -\dot{y}\dot{Z}_1 & 1 + \dot{y}\dot{Z}_1 \end{bmatrix}^{-1} \underline{E} \quad (4.13)$$

onde:  $\dot{Z}_1 = \dot{Z} - \dot{M}$

Por coincidência,  $\dot{Z}_1$  é ainda a impedância de sequência positiva.

Considerando que no P.A.C. as tensões sejam equilibradas é possível escrever o vetor  $\underline{E}$  assim:

$$\underline{E} = \begin{bmatrix} \dot{E}_1 \\ \dot{E}_1 \alpha^2 \\ \dot{E}_1 \alpha \end{bmatrix}$$

onde  $\alpha$  é um operador dado por:

$$\alpha = 1 \angle 120^\circ$$

Voltando a (4.13), teremos:

$$\underline{V} = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} \begin{bmatrix} \Delta & 0 & 0 \\ 0 & 1 + \dot{Z}_1 \dot{y} & \dot{Z}_1 \dot{y} \\ 0 & \dot{Z}_1 \dot{y} & 1 + \dot{Z}_1 \dot{y} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ \alpha^2 \\ \alpha \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

onde:  $\Delta = (1 + \dot{Z}_1 \dot{y})^2 - (\dot{Z}_1 \dot{y})^2$

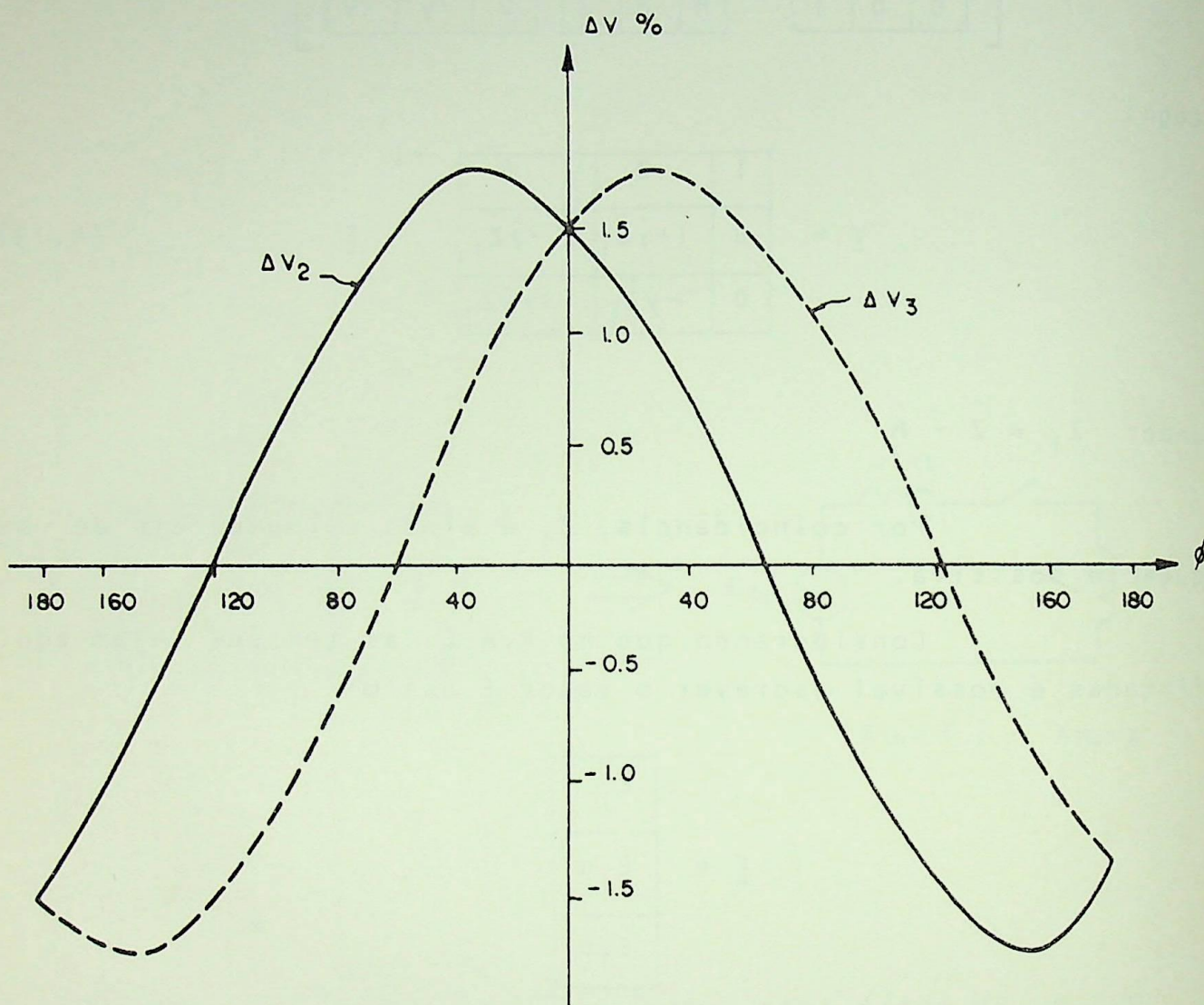


FIGURA 2 - Variação das regulações de tensão das fases 2 e 3, devido à inserção de uma carga de potência igual a 1% do nível de falta entre elas

$$\text{Reg}_2 = \frac{S_L}{N_f} \left[ \sqrt{3} \cos(\phi + 30^\circ) \right] \quad (4.17)$$

e

$$\text{Reg}_3 = \frac{S_L}{N_f} \left[ \sqrt{3} \cos(\phi - 30^\circ) \right] \quad (4.18)$$

Estas duas expressões estão plotadas na Fig.2, para uma carga de potência igual a 1% do nível de falta. Uma conclusão muito importante destes resultados é que para esta carga uma variação de tensão de 1,73% pode ser obtida na fase atrasada ( $V_{3n}$ , nesta análise), quando  $\phi = 30^\circ$ , a qual, para um ângulo de impedância do sistema de  $70^\circ$ , requer um fator de potência atrasada de 0,766 na carga.

#### 4.2.2.2 - Variações de tensão fase-fase em sistemas trifásicos, provocadas pela inclusão de cargas monofásicas fase-fase no sistema

Observando a equação (4.14) conclui-se que a inclusão da carga monofásica entre as fases 2 e 3 causará uma variação das três tensões fase-fase.

Para as fases carregadas (2 e 3, no caso), a tensão com a carga aplicada é mostrada no apêndice A4.1 como sendo:

$$|\dot{V}_{23}| = \frac{\sqrt{3} |\dot{E}|}{|\Delta|}$$

assim:

$$\text{Reg}_{23} = \frac{\sqrt{3} |\dot{E}| - \frac{\sqrt{3} |\dot{E}|}{|\Delta|}}{\sqrt{3} |\dot{E}|} = 1 - \frac{1}{|\Delta|} \quad [\text{p.u.}]$$

Substituindo  $\Delta$  como no apêndice A4.1, vem:

ou:  $\Delta = 1 + 2\dot{Z}_1\dot{y}$

Portanto:

$$\underline{V} = \frac{|\dot{E}_1|}{1 + 2\dot{Z}_1\dot{y}} \begin{array}{|c|} \hline 1 + 2\dot{Z}_1\dot{y} \\ \hline \alpha^2 - \dot{Z}_1\dot{y} \\ \hline \alpha - \dot{Z}_1\dot{y} \\ \hline \end{array} \quad (4.15)$$

A fase 1 não sofreu nenhum carregamento, portanto, sua tensão em relação à terra não sofreu alteração. Já para a fase 2, sua regulação de tensão fase-terra é:

$$\text{Reg}_2 = \frac{|\dot{E}_1| - \frac{|\dot{E}_1| |\alpha^2 - \dot{Z}_1\dot{y}|}{|1 + 2\dot{Z}_1\dot{y}|}}{|\dot{E}_1|}$$

ou:

$$\text{Reg}_2 = 1 - \left| \frac{\alpha^2 - \dot{Z}_1\dot{y}}{1 + 2\dot{Z}_1\dot{y}} \right| \quad [\text{p.u.}]$$

Se for definido:

$$\underline{\angle\phi} = \underline{\angle\dot{Z}_1} + \underline{\angle\dot{y}}$$

e fazendo:  $a = |\dot{Z}_1\dot{y}|$ , seguirá que:

$$\text{Reg}_2 = 1 - \left| \frac{\alpha^2 - a\angle\phi}{1 + 2a\angle\phi} \right| = 1 - \left| \frac{1 - a\angle\phi + 120^\circ}{1 + 2a\angle\phi} \right|$$

No apêndice A4.1 esta expressão é desenvolvida e ali se mostra que para pequenas variações de tensão ( $\Delta V$ ) as regulações das fases 1, 2 e 3 se tornam:

$$\text{Reg}_1 = 0 \quad (4.16)$$

$$\text{Reg}_{23} = \frac{S_L}{N_f} 2 \cos \phi \quad [\text{p.u.}] \quad (4.19)$$

Considerando as outras duas tensões fase-fase (não carregadas), o apêndice A4.2 mostra que:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{S_L}{N_f} \cos(\phi + 60^\circ) \quad [\text{p.u.}] \quad (4.20)$$

e

$$\text{Reg}_{31} = \frac{S_L}{N_f} \cos(\phi - 60^\circ) \quad [\text{p.u.}] \quad (4.21)$$

A Fig. 3 mostra as três regulações de tensão para uma carga de 1% da capacidade de curto-circuito aplicada entre as fase 2 e 3. Se uma tal carga fosse aplicada a uma barra alimentando outros consumidores através de um transformador  $\Delta Y$ , as variações de tensão fase-fase seriam menores que as variações das tensões fase-neutro destes consumidores.

#### 4.3 - COMO DEVEM SE COMPORTAR OS COMPENSADORES

Considerando que as tensões do barramento infinito e a impedância da fonte sejam equilibradas, a função do compensador cuja matriz de admitância nodal trifásica será denotada por  $\underline{Y}_C$ , será fazer parecer, sob o ponto de vista do sistema de potência, que sua carga, constituída pelo conjunto  $\underline{Y}_C + \underline{Y}_L$  seja equilibrada. Isto é, o compensador deverá se comportar de modo que sua matriz de admitância nodal desequilibrada, quando superposta à da carga desequilibrada resulte em uma matriz de admitância nodal equilibrada. Neste caso, pode-se garantir que as tensões na barra da carga serão equilibradas, e expressas na forma:

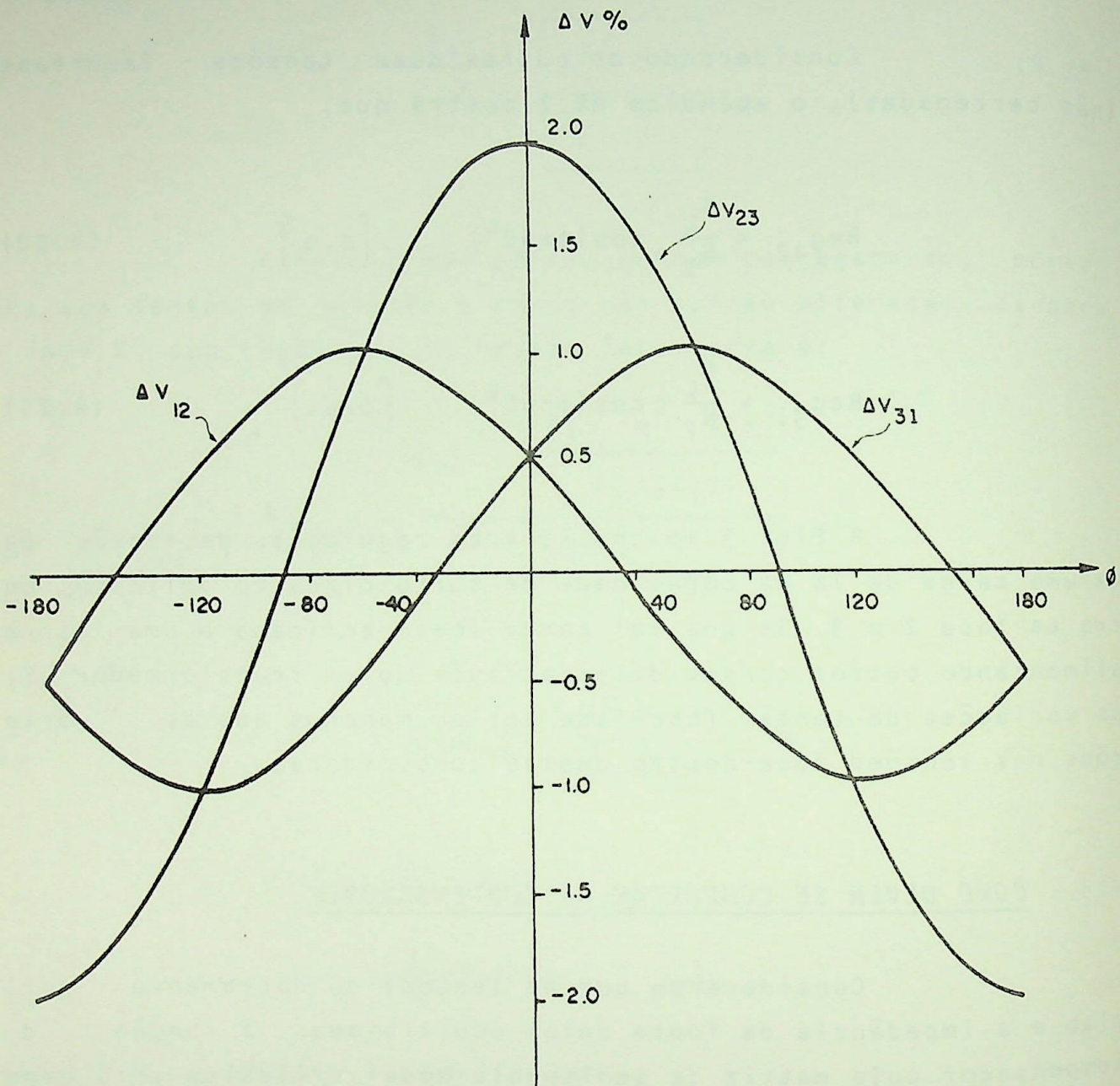


FIGURA 3 - Variação aproximada das regulações das três tensões fase-fase, devido a um carregamento da ordem de 1% do nível de falta entre as fase 2 e 3

$$\underline{V} = |\dot{V}| \begin{array}{|c|} \hline 1 \\ \hline \alpha^2 \\ \hline \alpha \\ \hline \end{array} \quad (4.22)$$

Em termos de componentes simétricas, a corrente na carga será dada por:

$$\underline{I}^{(012)} = \underline{A}^{-1} \underline{I} \quad (4.23)$$

onde  $\underline{A}^{-1}$  é a matriz de transformação dada por:

$$\underline{A}^{-1} = \frac{1}{3} \begin{array}{|c|c|c|} \hline 1 & 1 & 1 \\ \hline 1 & \alpha & \alpha^2 \\ \hline 1 & \alpha^2 & \alpha \\ \hline \end{array}$$

então, de (4.2), vem:

$$\underline{I}^{(012)} = \frac{|\dot{V}|}{3} \begin{array}{|c|c|c|} \hline 1 & 1 & 1 \\ \hline 1 & \alpha & \alpha^2 \\ \hline 1 & \alpha^2 & \alpha \\ \hline \end{array} \begin{array}{|c|c|c|} \hline \dot{Y}_{11} & \dot{Y}_{12} & \dot{Y}_{13} \\ \hline \dot{Y}_{21} & \dot{Y}_{22} & \dot{Y}_{23} \\ \hline \dot{Y}_{31} & \dot{Y}_{32} & \dot{Y}_{33} \\ \hline \end{array} \begin{array}{|c|} \hline 1 \\ \hline \alpha^2 \\ \hline \alpha \\ \hline \end{array}$$

Em condições de equilíbrio, a corrente de sequência negativa é nula ( $I^{(2)} = 0$ ) e, como para circuitos passivos lineares  $\dot{Y}_{ik} = \dot{Y}_{ki}$ , da expansão de (4.23) resulta:

$$(\dot{Y}_{11} + 2\dot{Y}_{32}) + \alpha(\dot{Y}_{22} + 2\dot{Y}_{13}) + \alpha^2(\dot{Y}_{33} + 2\dot{Y}_{12}) = 0 \quad (4.24)$$

e, como:  $\dot{Y}_{ii} = - \sum_{A=0} \dot{Y}_{ia}$  e  $\dot{Y}_{ik} = -\dot{Y}_{ik}$  a condição de equilíbrio será:

$$\frac{3}{2}(\dot{Y}_{12} + \dot{Y}_{13} - 2\dot{Y}_{32}) + j \frac{3\sqrt{3}}{2}(\dot{Y}_{12} - \dot{Y}_{13}) = 0 \quad (4.25)$$

onde  $\dot{Y}_{12}$ , etc., são as admitâncias totais da carga mais o compensador.

Escrevendo as admitâncias como condutância e susceptância e equacionando as partes real e imaginária separadamente (notando que são ambas nulas) vem:

$$G_{12} + G_{13} - 2G_{23} - \sqrt{3}(B_{12} - B_{13}) = 0 \quad (4.26)$$

e

$$\sqrt{3}(G_{12} - G_{13}) + B_{12} + B_{13} - 2B_{23} = 0$$

Se ambas as condições forem satisfeitas, o que é função do compensador procurar atingir, o sistema ficará carregado simetricamente.

#### 4.3.1 - Compensação de Cargas Monofásicas Fase-fase em um Sistema Trifásico

No desenvolvimento das eqs. (4.26), a numeração das fases é arbitrária. Portanto, considerando o caso de uma carga monofásica fase-fase, podemos considerá-la conectada entre as fases que dêem a forma mais conveniente àquelas equações. Considerando a carga conectada entre as fases 2 e 3, como o compensador é puramente reativo, resultará que as condutâncias do conjunto compensador + carga entre as fases 1-2 e 3-1 ( $G_{12}$  e  $G_{13}$ ) serão nulas. Assim, (4.26) fica:

$$-2G_{23} + \sqrt{3}(B_{13}^C - B_{12}^C) = 0 \quad (4.27)$$

$$B_{12}^C + B_{13}^C - 2B_{23} = 0$$

Cuja solução dá:

$$B_{13}^c = \frac{1}{\sqrt{3}} G_{23} + B_{23} \quad (4.28)$$

$$B_{12}^c = B_{23} - \frac{1}{\sqrt{3}} G_{23}$$

onde o superíndice "c" indica a susceptância do compensador.

De (4.23), a corrente de sequência positiva será:

$$I_1^{(1)} = \frac{|\dot{V}_{1n}|}{3} \left[ (\dot{Y}_{11} + \dot{Y}_{22} + \dot{Y}_{33}) - (\dot{Y}_{12} + \dot{Y}_{13} + \dot{Y}_{32}) \right]$$

ou

$$I_1^{(1)} = \frac{|\dot{V}_{1n}|}{3} \left[ \dot{Y}_{12} + \dot{Y}_{31} + \dot{Y}_{23} \right]$$

E, substituindo (4.28), vem:

$$I_1^{(1)} = |\dot{V}_{1n}| \left[ G_{23} + j 3B_{23} \right] \quad (4.29)$$

onde:

- $I_1^{(1)}$  → é corrente de linha
- $|\dot{V}_{1n}|$  → módulo da tensão fase-neutro na barra da carga
- $G_{23} + jB_{23}$  → admitância da carga entre as barras 2 e 3
- $G_{23} + j3B_{23}$  → carga estrela equilibrada equivalente

Verifica-se de (4.29) que o fator de potência da carga equilibrada é consideravelmente menor que o da carga monofásica. Desta mesma equação segue ainda que, para que se possa obter um fator de potência unitário, deve-se conectar uma reatância equilibrada em  $\Delta$  de:

$$B_{f.p.u.}^c = -B_{23} \quad (4.30)$$

Combinando (4.28) com (4.30), vem que o comportamento necessário para o compensador, a fim de que se tenha carga equilibrada com fator de potência unitário equivalente, é dado por :

$$\begin{aligned} B_{12}^c &= - \frac{1}{\sqrt{3}} G_{23} \\ B_{31}^c &= + \frac{1}{\sqrt{3}} G_{23} \\ B_{23}^c &= - B_{23} \end{aligned} \quad (4.31)$$

Na maioria das vezes, fatores econômicos fazem com que não seja conveniente a compensação de fator de potência total, isto é, para valor unitário. Neste caso, temos que:

$$\cos \psi = \frac{G_{23}}{\sqrt{G_{23}^2 + B_{23}^2}}$$

Logo,

$$\cos^2 \psi = \frac{G_{23}^2}{G_{23}^2 + B_{23}^2}$$

ou

$$(B_{23}^2 + G_{23}^2) \cos^2 \psi = G_{23}^2$$

e

$$B_{23} \cos \psi = \sqrt{G_{23}^2 - (G_{23} \cos \psi)^2}$$

Portanto:

$$B_{23} = \frac{G_{23} \sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{\cos \psi}$$

Sendo  $\psi'$  o ângulo de fator de potência desejado,  $B_{23}'$  será a susceptância que existirá entre as fases 2 e 3 com prendendo o compensador e a carga. Assim:

$$B'_{23} = B_{23} + B^C_{23}$$

onde, para um fator de potência desejado  $p$ , teremos:

$$\frac{G_{23} \sqrt{1 - \cos^2 \psi'}}{\cos \psi'} = B'_{23}$$

Como  $\sqrt{1 - \cos^2 \psi'} = \sqrt{1 - p^2}$ , vem:

$$\frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} G_{23} = B_{23} + B^C_{23}$$

Assim:

$$B^C_{23} = \frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} G_{23} - B_{23}$$

Daí, o compensador ficará:

$$B^C_{12} = \left( -\frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} \right) G_{23} = \left( \frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) G_{23}$$

$$B^C_{31} = \left( \frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) G_{23} \quad (4.32)$$

$$B^C_{23} = \left( \frac{\sqrt{1 - p^2}}{p} \right) G_{23} - B_{23}$$

Resta então ao compensador executar mais uma função: corrigir a regulação de tensão. No apêndice A4.3 é deduzida a expressão da susceptância conectada em  $\Delta$  necessária para cumprir esta função. Em uma forma aproximada e simplificada onde a resistência da fonte é ignorada, temos:

$$B_d = \frac{1}{3X_1} \left[ 1 - \sqrt{\left(\frac{1}{\delta}\right)^2 - G_T^2 X_1^2} \right] \quad (4.33)$$

onde:  $\delta = \left| \frac{\dot{V}}{\dot{E}} \right|$  e  $G_T$  é a condutância equilibrada equivalente total.

A exemplo do que ocorre na correção do fator de potência, também não é sempre interessante corrigir a regulação em 100%, ou seja fazer  $|\dot{V}| = |\dot{E}|$ . Por isso, economicamente, muitas vezes é inviável fazer  $\delta = 1$ .

Assim, no cumprimento completo de sua função, o compensador deverá se comportar de tal forma que suas susceptâncias entre as fases do delta, para fator de potência unitário, sejam:

$$B_{12}^C = -\frac{1}{\sqrt{3}} G_{23} + B_d$$

$$B_{13}^C = \frac{1}{\sqrt{3}} G_{23} + B_d \tag{4.34}$$

$$B_{23}^C = -B_{23} + B_d$$

Ou, considerando-se um fator de potência  $p$  não unitário:

$$B_{12}^C = \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) G_{23} + B_d$$

$$B_{31}^C = \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) G_{23} + B_d \tag{4.35}$$

$$B_{23}^C = \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} \right) G_{23} - B_{23} + B_d$$

onde, ainda, para uma regulação não completa,  $B_d$  deverá ser calculado utilizando-se um  $\delta < 1,0$ .

As equações (4.34) e (4.35) são de importante significado para a compensação de fornos a arco, porque um alto fator de potência pode muitas vezes requerer que uma ou mais

fases do compensador venham a ser indutivas. Na prática, sempre o termo  $B_d$  é capacitivo. Para que um compensador apenas capacitivo seja aceitável, é necessário que, se a carga desequilibra da possuir um alto fator de potência, ou a fonte seja fraca, ou haja um forte decréscimo da tensão com a aplicação da carga. Um outro inconveniente do compensador puramente capacitivo é que com ele apenas, valores discretos de compensação podem ser obtidos, fazendo com que sempre haja um desequilíbrio residual no sistema. Na seção 4.3.5, será mostrado que a tensão de se quência negativa produzida por uma carga fase/fase é dada, com uma boa aproximação, por:

$$\left| \dot{V}^{(2)} \right| = \frac{S_L}{N_f} \frac{1\phi}{3\phi} \quad [\text{p.u.}] \quad (4.36)$$

Uma outra conclusão muito importante a ser tira da das equações (4.34) e (4.35) é a possibilidade de compensa ção de potência ativa e reativa (e não só reativa) através de equipamentos de compensação puramente reativos, sem variação da potência ativa solicitada pela carga à fonte.

#### 4.3.2 - Compensação de Carregamento Trifásico Desequilibrado

Na seção anterior foi estudado o comportamento so licitado a um compensador com a finalidade de corrigir o fator de potência, regular a tensão e "equilibrar" a carga, quando de um desequilíbrio entre as fases 2 e 3 da carga em relação às ou tras duas fases.

Complementando o estudo da seção anterior, será visto agora o comportamento do compensador quando da existência de uma carga trifásica totalmente desequilibrada.

De forma análoga ao que foi visto para a carga desequilibrante monofásica situada entre as fases 2 e 3, é pos sível determinar as susceptâncias de compensação para correção de desequilíbrio entre as outras duas fases, que serão dadas a gora (a demonstração, por ser totalmente semelhante ao caso já visto, será omitida).

a) Carregamento entre as fases 1 e 2:

$$B_{12}^c = - B_{12} + B_d$$

$$B_{23}^c = \frac{G_{12}}{\sqrt{3}} + B_d \quad (4.37)$$

$$B_{31}^c = - \frac{G_{12}}{\sqrt{3}} + B_d$$

b) Carregamento entre as fases 3 e 1:

$$B_{12}^c = \frac{G_{31}}{\sqrt{3}} + B_d$$

$$B_{23}^c = - \frac{G_{31}}{\sqrt{3}} + B_d \quad (4.38)$$

$$B_{31}^c = - B_{31} + B_d$$

Desta forma, a compensação completa será dada por:

$$B_{12}^c = - B_{12} + (G_{31} - G_{23}) / \sqrt{3} + B_d$$

$$B_{23}^c = - B_{23} + (G_{12} - G_{31}) / \sqrt{3} + B_d \quad (4.39)$$

$$B_{31}^c = - B_{31} + (G_{23} - G_{12}) / \sqrt{3} + B_d$$

Estas são, portanto, as susceptâncias necessárias para compensar totalmente, sob os pontos de vista de equilíbrio, regulação de tensão e correção de fator de potência, uma carga trifásica desequilibrada.

Evidentemente, como já foi dito, as cargas cuja compensação aqui está sendo estudada, variam continuamente com o tempo. Neste caso, as reatâncias do compensador deverão variar,

ajustando-se de acordo com a variação da carga. Assim, estas susceptâncias de compensação devem ser vistas como uma sucessiva representação da compensação da carga em regime permanente para instantes particulares.

#### 4.3.3 - Requisitos do Compensador em Termos das Componentes Simétricas das Correntes de Carga

Será feito agora o mesmo estudo das seções anteriores, sendo que, desta feita, o modelo das componentes simétricas das correntes será o utilizado. O objetivo será dar uma outra interpretação aos resultados obtidos, e iniciar um tratamento que terá grande importância quando do estudo do equipamento de controle que será utilizado. Os resultados obtidos, como será possível comprovar, em termos de susceptâncias de compensação, deverão ser os mesmos da seção anterior. Inicialmente não será levada em conta, para simplificar as demonstrações, a compensação da regulação de tensão.

Considere-se a Fig. 4, onde está representada, na forma de admitâncias conectadas em um delta equivalente, uma carga desequilibrada, e o compensador.

O vetor das tensões equilibradas no P.A.C., pode ser representado por:

$$\underline{V} = V \begin{array}{|c|} \hline 1 \\ \hline \alpha^2 \\ \hline \alpha \\ \hline \end{array}$$

Da Fig. 4, pode-se ver que as correntes solicitadas pela carga são dadas por:

$$\begin{aligned} i_{1\ell} &= i_{12} - i_{31} \\ i_{2\ell} &= i_{23} - i_{12} \\ i_{3\ell} &= i_{31} - i_{23} \end{aligned} \tag{4.40}$$

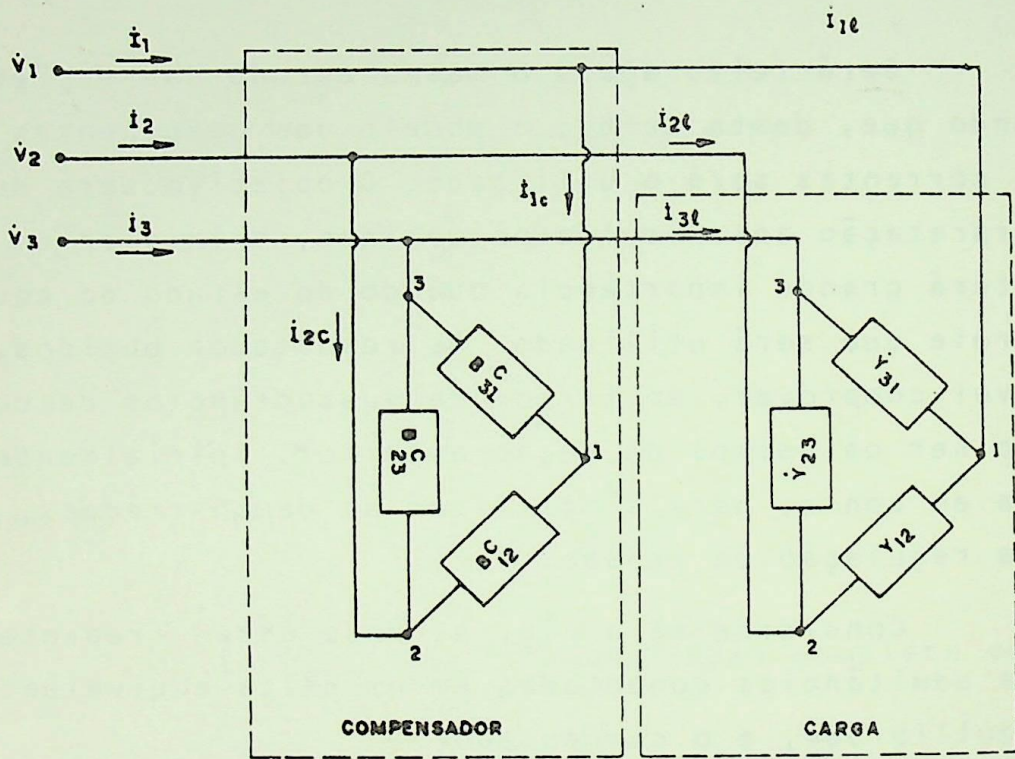


FIGURA 4 - Diagrama esquemático de um sistema onde são vistos uma carga (com suas admitâncias) e o compensador (com as necessárias susceptâncias)

Em termos das admitâncias que constituem as cargas, estas correntes podem ser assim reescritas:

$$i_{1\ell} = \dot{Y}_{12}(\dot{V}_1 - \dot{V}_2) - \dot{Y}_{31}(\dot{V}_3 - \dot{V}_1)$$

$$i_{2\ell} = \dot{Y}_{23}(\dot{V}_2 - \dot{V}_3) - \dot{Y}_{12}(\dot{V}_1 - \dot{V}_2)$$

$$i_{3\ell} = \dot{Y}_{31}(\dot{V}_3 - \dot{V}_1) - \dot{Y}_{23}(\dot{V}_2 - \dot{V}_3)$$

Ou:

$$i_{1\ell} = V \left[ \dot{Y}_{12}(1 - \alpha^2) - \dot{Y}_{31}(\alpha - 1) \right]$$

$$i_{2\ell} = V \left[ \dot{Y}_{23}(\alpha^2 - \alpha) - \dot{Y}_{12}(1 - \alpha^2) \right] \quad (4.41)$$

$$i_{3\ell} = V \left[ \dot{Y}_{31}(\alpha - 1) - \dot{Y}_{23}(\alpha^2 - \alpha) \right]$$

As componentes simétricas destas correntes, são dadas por:

$$i_{\ell}^{(0)} = \frac{1}{3} (i_{1\ell} + i_{2\ell} + i_{3\ell})$$

$$i_{\ell}^{(1)} = \frac{1}{3} (i_{1\ell} + \alpha i_{2\ell} + \alpha^2 i_{3\ell}) \quad (4.42)$$

$$i_{\ell}^{(2)} = \frac{1}{3} (i_{1\ell} + \alpha^2 i_{2\ell} + \alpha i_{3\ell})$$

onde o subíndice  $\ell$  indica componentes sequenciais das correntes de linha da carga.

Substituindo (4.41) em (4.42), vem:

$$i_{\ell}^{(0)} = 0$$

$$i_{\ell}^{(1)} = V \left[ \dot{Y}_{12} + \dot{Y}_{23} + \dot{Y}_{31} \right] \quad (4.43)$$

$$i_{\ell}^{(2)} = -V \left[ \alpha^2 \dot{Y}_{12} + \dot{Y}_{23} + \alpha \dot{Y}_{31} \right]$$



Desprezando a compensação da regulação de tensão, os critérios do ajuste do compensador em termos de componentes simétricas, podem ser assim resumidos:

- 1) eliminação das componentes de sequência negativa (equilíbrio da carga);
- 2) eliminação (ou redução) da parte reativa das componentes de sequência positiva, isto é, correção do fator de potência.

A solução destes dois problemas reside, portanto, na determinação de relações entre as susceptâncias do compensador e as componentes simétricas das correntes de carga. Para isto, da mesma forma que foi feito para a carga, deve-se determinar as componentes simétricas das correntes de linha do compensador que, por analogia com (4.43), pode-se escrever:

$$i_c^{(0)} = 0$$

$$i_c^{(1)} = j V (B_{12}^c + B_{23}^c + B_{31}^c) \quad (4.44)$$

$$i_c^{(2)} = -j V (\alpha^2 B_{12}^c + B_{23}^c + \alpha B_{31}^c)$$

Dos critérios de ajuste do compensador (ítems 1 e 2, acima) podem ser tiradas as seguintes equações:

$$i_\ell^{(2)} + i_c^{(2)} = 0 \quad (4.45)$$

$$I_m [i_\ell^{(1)}] + I_c^{(1)} = 0 \quad (4.46)$$

Obs.: Como  $i_c^{(1)}$  é puramente imaginária [ver (4.44)], em (4.46)  $I_c^{(1)}$  indica  $|i_c^{(1)}|$ .

Um exame de (4.43) e (4.44) indica que  $i_\ell^{(2)}$  e  $i_c^{(2)}$  têm partes real e imaginária, logo (4.45) pode ser assim dividida:

$$\operatorname{Re} [i_{\ell}^{(2)}] + \operatorname{Re} [i_c^{(2)}] = 0 \quad (4.47)$$

$$I_m [i_{\ell}^{(2)}] + I_m [i_c^{(2)}] = 0 \quad (4.48)$$

Substituindo  $I_c^{(1)}$ ,  $\operatorname{Re} [i_c^{(2)}]$  e  $I_m [i_c^{(2)}]$  de (4.44) em (4.46), (4.47) e (4.48), obtêm-se o seguinte sistema de equações:

$$I_m [i_{\ell}^{(1)}] + (B_{12}^c + B_{23}^c + B_{31}^c)V = 0$$

$$\operatorname{Re} [i_{\ell}^{(2)}] - \frac{\sqrt{3}}{2} V B_{12}^c + \frac{\sqrt{3}}{2} V B_{31}^c = 0$$

$$I_m [i_{\ell}^{(2)}] + \frac{V}{2} B_{12}^c - V B_{23}^c + \frac{V}{2} B_{31}^c = 0$$

Cuja solução resulta em:

$$B_{12}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ \operatorname{Re} [i_{\ell}^{(2)}] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m [i_{\ell}^{(1)}] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m [i_{\ell}^{(2)}] \right]$$

$$B_{23}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ I_m [i_{\ell}^{(2)}] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m [i_{\ell}^{(1)}] \right] \quad (4.49)$$

$$B_{31}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ -\operatorname{Re} [i_{\ell}^{(2)}] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m [i_{\ell}^{(1)}] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m [i_{\ell}^{(2)}] \right]$$

As equações (4.49) representam, portanto, as susceptâncias de compensação em termos das componentes simétricas de sequência positiva e negativa da corrente da carga. Nelas pode-se identificar claramente as propriedades da compensação, sob o aspecto das componentes sequenciais. As três susceptâncias de compensação são igualmente proporcionais à parte imaginária da corrente de sequência positiva da carga, e são funções diferentes entre si da corrente de carga de sequência negativa. As

contribuições das correntes de sequência positiva e negativa são independentes. Assim, o circuito compensador pode ser visto como constituído por dois deltas independentes. Um equilibrado, que provê a corrente reativa de sequência positiva, e o outro, destinado a suprir as necessidades da carga em termos de sequência negativa, que é desequilibrado. Desta maneira, da fonte só será solicitada corrente ativa de sequência positiva. A Fig. 5 ilustra este conceito de compensação independente para as sequências positiva e negativa. No delta que supre a sequência negativa, a soma das susceptâncias é nula. O mesmo não ocorre no "compensador de sequência positiva" pois, de (4.44) se pode concluir que isto tornaria sua contribuição nula. Evidentemente, no caso particular em que a carga seja equilibrada, isto se verificará.

Pelo uso das equações (4.43) em (4.49), é possível determinar expressões para as susceptâncias de cada um dos compensadores que serão:

$$B_{12}^{c(1)} = B_{23}^{c(1)} = B_{31}^{c(1)} = -\frac{1}{3} (B_{12} + B_{23} + B_{31}) \quad (4.50)$$

$$B_{12}^{c(2)} = -\frac{2}{3} B_{12} + \frac{1}{3} B_{23} + \frac{1}{3} B_{31} + \frac{1}{\sqrt{3}} (G_{31} - G_{23})$$

$$B_{23}^{c(2)} = \frac{1}{3} B_{12} - \frac{2}{3} B_{23} + \frac{1}{3} B_{31} + \frac{1}{\sqrt{3}} (G_{12} - G_{31}) \quad (4.51)$$

$$B_{31}^{c(2)} = \frac{1}{3} B_{12} + \frac{1}{3} B_{23} - \frac{2}{3} B_{31} + \frac{1}{\sqrt{3}} (G_{23} - G_{12})$$

Pode-se ver que, somando (4.50) com (4.51) e acrescentando o termo da regulação de tensão  $B_d$ , chega-se a (4.39).

É claro que na prática não é feita esta divisão do compensador em duas partes. Na verdade, não há motivo para isto, já que um compensador em delta com susceptâncias controláveis pode prover ambas as componentes, de sequência positiva e negativa, necessárias para a compensação, dependendo unicamente do estabelecimento de um controle adequado.

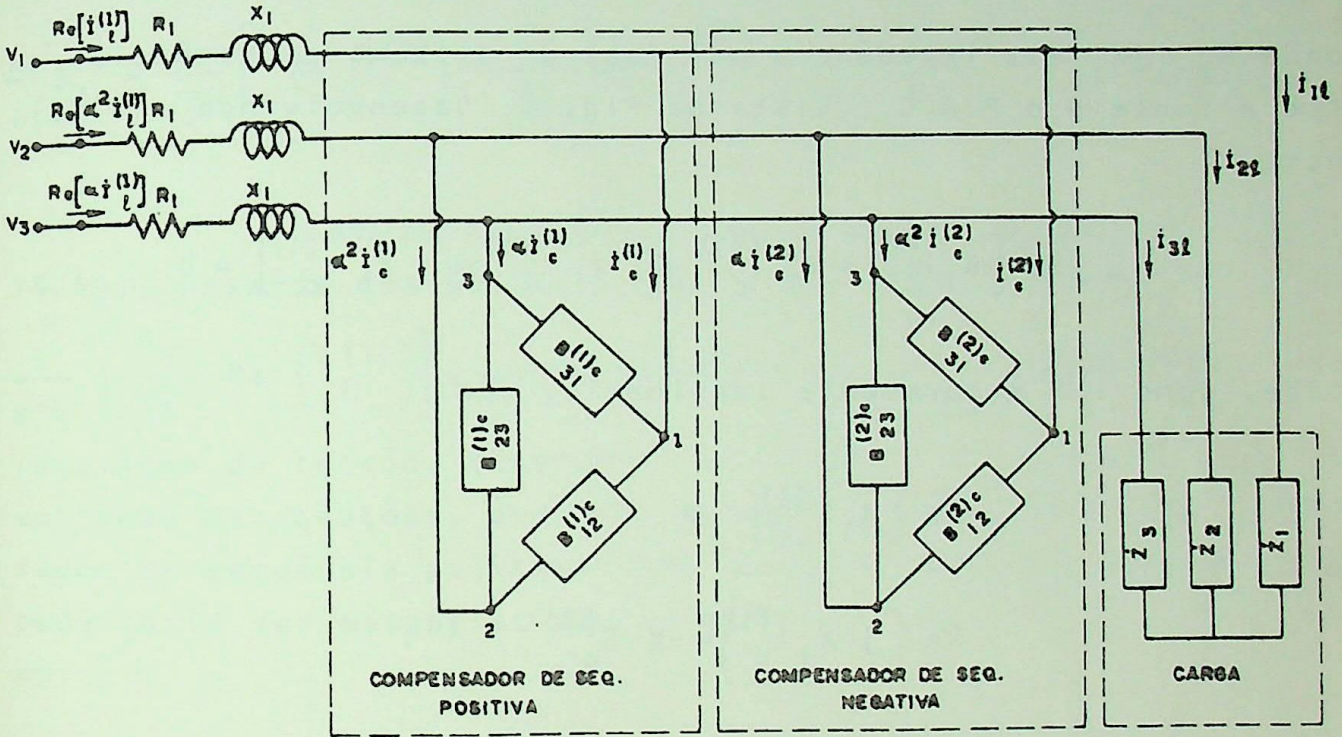


FIGURA 5 - Representação do compensador por seus componentes de compensação de sequência positiva e negativa

Feitas estas demonstrações, torna-se agora bastante simples introduzir o efeito da regulação de tensão. Para isto, em vez de se utilizar a eq. (4.46), resultante da consideração do Ítem 2 dos critérios de compensação, esta equação deve ser substituída por uma outra que estabeleça queda de tensão nula entre a fonte e o P.A.C.. Esta equação será:

$$\text{Re} \left[ (i_{\ell}^{(1)} + i_c^{(1)}) (R_1 + jX_1) \right] = 0 \quad (4.52)$$

onde  $R_1 + jX_1$  é a impedância por fase do sistema de potência entre a fonte e o P.A.C., vista na Fig. 5. Desenvolvendo (4.52), vem:

$$\text{Re} \left[ R_1 i_{\ell}^{(1)} + R_1 i_c^{(1)} + j X_1 i_{\ell}^{(1)} + j X_1 i_c^{(1)} \right] = 0$$

onde, como  $i_c^{(1)}$  é puramente imaginário, vem:

$$\text{Re} \left[ R_1 i_c^{(1)} \right] = 0$$

e

$$\text{Re} \left[ j X_1 i_c^{(1)} \right] = -X_1 i_c^{(1)}$$

onde

$$i_c^{(1)} = \left| i_c^{(1)} \right|$$

Dai, dividindo toda a equação por  $X_1$  vem:

$$\frac{R_1}{X_1} \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - i_c^{(1)} = 0 \quad (4.53)$$

As condições expressas para as correntes de sequência negativa em (4.47) e (4.48), certamente ficam inalteradas. Então, destas duas equações e mais de (4.53), com o uso de (4.44), as susceptâncias de compensação podem novamente ser expressas de forma semelhante àquela que foi dada em (4.49). O mesmo resultado pode ser obtido partindo-se já de (4.49), desde que se substitua, nestas equações, o termo  $-I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right]$  por  $\left\{ (R_1/X_1) \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] \right\}$ . Feita a substituição, obtém-se:

$$B_{12}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(2)} \right] + \frac{R_1}{\sqrt{3}X_1} \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(2)} \right] \right]$$

$$B_{23}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ \frac{2}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(2)} \right] + \frac{R_1}{\sqrt{3}X_1} \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] \right] \quad (4.54)$$

$$B_{31}^c = \frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ -\text{Re} \left[ i_{\ell}^{(2)} \right] + \frac{R_1}{\sqrt{3}X_1} \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] - \frac{1}{\sqrt{3}} I_m \left[ i_{\ell}^{(2)} \right] \right]$$

Nestas equações, quando comparadas com as equações (4.49), nota-se que são as mesmas, com o acréscimo do termo

$\frac{1}{\sqrt{3}V} \left[ \frac{R_1}{\sqrt{3}X_1} \text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right] \right]$ , correspondente ao efeito da correção de

regulação de tensão. Observe-se ainda que este termo é o mesmo em todas as equações, devendo, portanto, fazer parte do compensador de sequência positiva. Uma equação análoga à equação (4.50) pode então ser estabelecida, levando em consideração este termo:

$$B_{12}^{c(1)} = B_{23}^{c(1)} = B_{31}^{c(1)} = -\frac{1}{3} (B_{12} + B_{23} + B_{31} - \frac{R_1}{X_1} \frac{\text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right]}{V}) \quad (4.55)$$

Conseqüentemente, fazendo-se a soma das equações (4.55) com (4.51), encontra-se uma expressão semelhante à (4.39), da qual, por analogia, pode-se deduzir que:

$$B_d = \frac{R_1}{3X_1} \frac{\text{Re} \left[ i_{\ell}^{(1)} \right]}{V} \quad (4.56)$$

#### 4.3.4 - Aplicação a Fornos a Arco Desequilibrados

O circuito equivalente de um forno a arco é constituído por uma indutância constante representando o transformador e os cabos flexíveis que suprem os eletrodos (a variação de

indutância devido ao balanço dos cabos é ignorada), e uma resistência série variável representando o arco, como mostra a Fig. 6.

As fórmulas até aqui desenvolvidas podem ser agora aplicadas, bastando substituir a carga desequilibrada em estrela do forno por uma carga equilibrada trifásica em delta e uma carga monofásica em delta. O uso da matriz admitância novamente é válido e simplifica bastante o estudo. A carga em estrela isolado pode ser vista assim:

$$\dot{y}_{1n}^{-1} = PR + jX \quad (4.57)$$

$$\dot{y}_{2n}^{-1} = R + jX = \dot{y}_{3n}^{-1}$$

Transformando a estrela em delta, vem:

$$\dot{y}_{12} = \frac{\dot{y}_{1n} \dot{y}_{2n}}{\sum \dot{y}} = \frac{1}{R(1+2P)+j3X} \quad (4.58)$$

$$\dot{y}_{31} = \frac{\dot{y}_{3n} \dot{y}_{1n}}{\sum \dot{y}} = \dot{y}_{12} \quad (4.59)$$

e

$$\dot{y}_{23} = \left[ \frac{PR+jX}{R+jX} \right] \dot{y}_{12} \quad (4.60)$$

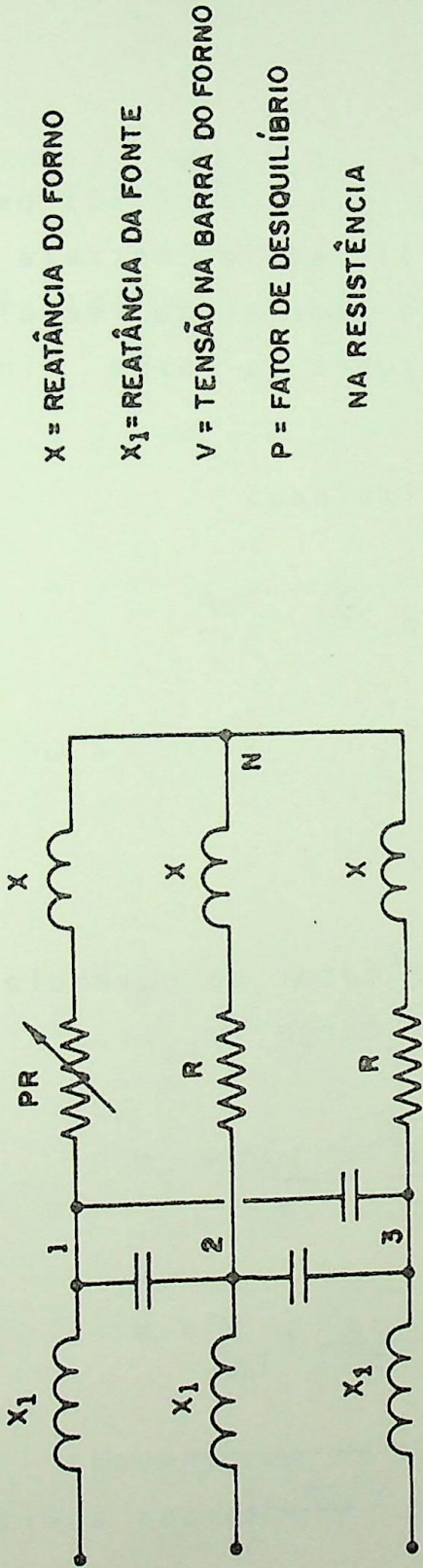
Esta carga em  $\Delta$  desequilibrada, pode então ser decomposta numa carga equilibrada e mais uma carga monofásica. Seja a carga trifásica equilibrada denominada de  $\dot{y}_{3\phi}$  e seja:

$$\dot{y}_{3\phi} = \dot{y}_{12} \quad (4.61)$$

Então com:

$$\dot{y}_{23} = \dot{y}_{1\phi} + \dot{y}_{3\phi}$$

vem:



$X$  = REATÂNCIA DO FORNO

$X_1$  = REATÂNCIA DA FONTE

$V$  = TENSÃO NA BARRA DO FORNO

$P$  = FATOR DE DESIQUILÍBRIO

NA RESISTÊNCIA

FIGURA 6 - Circuito equivalente do forno a arco

$$\dot{Y}_{1\phi} = \dot{Y}_{12} \left[ \frac{(PR+jX) - (R+jX)}{R+jX} \right]$$

ou

$$\dot{Y}_{1\phi} = \dot{Y}_{3\phi} \left[ \frac{R(P-1)}{R+jX} \right] \quad (4.62)$$

O uso das equações (4.61) e (4.62) permite uma conversão direta da carga desequilibrada em estrela para admittância delta na forma apropriada à teoria aqui seguida. A reatância de compensação necessária sobre as fases individuais é então obtida por:

a) Correção da carga desequilibrada:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_{12}^c &= j(B_{1\phi} - G_{1\phi}/\sqrt{3}) \\ \dot{Y}_{23}^c &= 0 \\ \dot{Y}_{31}^c &= j(B_{1\phi} + G_{1\phi}/\sqrt{3}) \end{aligned} \quad (4.63)$$

b) Acréscimo da correção para fator de potência  $p$ , devido à parte desequilibrante da carga ( $\dot{Y}_{1\phi}$ ):

$$\begin{aligned} \dot{Y}_{12}^c &= j \left[ G_{1\phi} \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \right] \\ \dot{Y}_{23}^c &= -j \left[ B_{1\phi} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{1\phi} \right] \\ \dot{Y}_{31}^c &= j \left[ G_{1\phi} \left( \frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} \right) \right] \end{aligned} \quad (4.64)$$

c) Acréscimo da correção de fator de potência da parte em delta equilibrado:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_{12}^c &= j \left[ -B_{3\phi} + G_{1\phi} \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} \right] \\ \dot{Y}_{23}^c &= j \left[ -B_{3\phi} - B_{1\phi} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{1\phi} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} \right] \quad (4.65) \\ \dot{Y}_{31}^c &= j \left[ -B_{3\phi} + G_{1\phi} \left( \frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} \right) + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} \right] \end{aligned}$$

d) Acrêscimo da correção da regulação de tensão:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_{12}^c &= j \left[ -B_{3\phi} + G_{1\phi} \left( \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} + B_d \right] \\ \dot{Y}_{23}^c &= j \left[ -B_{3\phi} - B_{1\phi} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{1\phi} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} + B_d \right] \quad (4.66) \\ \dot{Y}_{31}^c &= -j \left[ -B_{3\phi} + G_{1\phi} \left( \frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} \right) + \frac{\sqrt{1-p^2}}{p} G_{3\phi} + B_d \right] \end{aligned}$$

onde

$$B_d = \frac{1}{3X_1} \left( 1 - \sqrt{a^2 - G_T^2 X_1^2} \right) \quad (4.67)$$

e

$$G_T = G_{1\phi} + 3 G_{3\phi} \quad (4.68)$$

e ainda

$$a = \frac{1}{\delta} = \left| \frac{\dot{E}}{\dot{V}} \right|$$

Novamente, cabe o comentário feito na seção 4.3.1

onde, por motivos econômicos, se explicou a aceitabilidade de:

$$|\dot{E}| > |\dot{V}|, \quad \text{ou} \quad a > 1$$

ou ainda:

$$\delta < 1.$$

O superíndice "c" indica a admitância do compensador.

$B_{3\phi}$  é a susceptância de cada ramo do delta equilibrado,  $B_{1\phi}$  é a susceptância da carga monofásica fase-fase e  $G_{3\phi}$  e  $G_{1\phi}$  são as condutâncias respectivamente correspondentes.

#### 4.3.5 - Exemplo de Aplicação de um Compensador a uma Instalação de um Forno a Arco

Seja um forno a arco de 45 MVAr trabalhando com fator de potência 0,7 atrasado, conectado a uma barra de 11 kV e nível de falta de 500 MVA. Considerando que por alguma razão, com o forno trabalhando nestas condições, o arco em uma das fases não exista, determinar como deverá se comportar o compensador, e as correntes resultantes nas fases do mesmo e na saída do barramento alimentador, para compensações de regulação e de fator de potência totais.

Não haver arco em uma fase, significa um alto valor de  $P(P \rightarrow \infty)$ . Como o circuito não admite corrente de sequência zero, significa também que a carga se reduz a uma única impedância (ou admitância) conectada entre as outras duas fases. Esta admitância será então a de um ramo do delta equivalente ao  $Y$  que constitui a carga normal do forno. Para determiná-la, devemos assim proceder:

A potência nominal do forno por fase é

$$S_{L1\phi} = \left(\frac{V}{\sqrt{3}}\right)^2 Y_{L1\phi}$$
$$Y_{L1\phi} = \frac{3S_{L1\phi}}{V^2} = \frac{S_L}{V^2} = \frac{45}{11^2} = 0,3719 \quad [\text{mho}]$$

A admitância nominal do ramo do delta equivalente, será, portanto:

$$\left(Y_L\right)_\Delta = \frac{Y_{L1\phi}}{3} = 0,1240 \quad [\text{mho}]$$

A fase será dada pelo fator de potência. Logo:

$$\dot{Y}_{L\Delta} = -\cos^{-1}(0,7) = -45,5730^\circ$$

então:

$$\dot{Y}_{L\Delta} = 0,1240 \angle -45,5730^\circ = 0,0868 - j0,0885 \text{ [mho]}$$

que é também nosso  $\dot{Y}_{1\phi}$ , sendo que, o  $\dot{Y}_{3\phi} = 0$ . Isto significa que o circuito é como o da Fig. 7.

I) Correção do desequilíbrio e do fator de potência:

Das eqs. (4.65), o compensador deverá se portar de tal forma que:

$$\dot{Y}_{12}^c = j\left(0 - \frac{0,0868}{\sqrt{3}}\right) = -j0,0501 \text{ [mho]}$$

$$\dot{Y}_{23}^c = j\left(0 - (-0,0885)\right) = j0,0885 \text{ [mho]}$$

$$\dot{Y}_{31}^c = j\left(0 + \frac{0,0868}{\sqrt{3}}\right) = j0,0501 \text{ [mho]}$$

II) Correção da regulação de tensão:

De (4.67) e (4.68), vem:

$$B_d = \frac{1}{3X_s} \left(1 - \sqrt{a^2 - G_T^2 X_s^2}\right)$$

com

$$G_T = G_{1\phi} + 3G_{3\phi}, \quad |\dot{V}| = \delta |\dot{E}|$$

$$a = \frac{1}{\delta} = \frac{|\dot{E}|}{|\dot{V}|}$$

Para se obter  $a = 1$ , isto é,  $|\dot{V}| = |\dot{E}|$ , já que

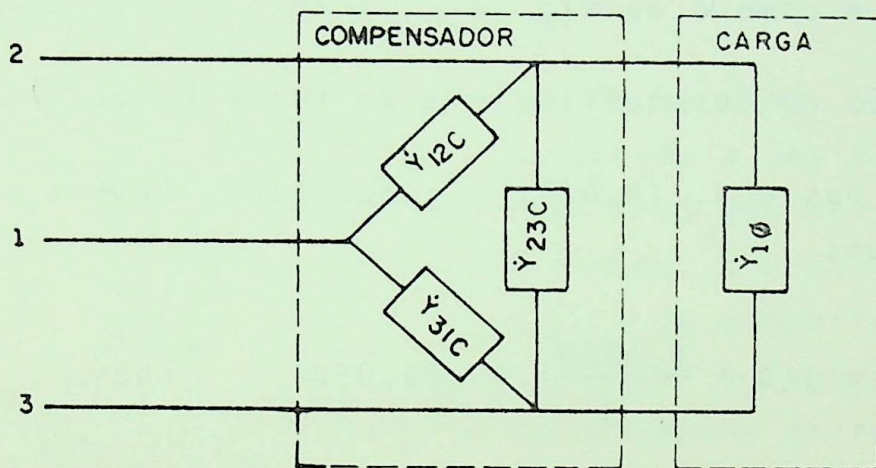


FIGURA 7 - Circuito equivalente do forno a arco do exemplo da seção 4.3.5

$$N_f = \frac{EV}{Z_1} = \frac{EV}{X_s} ,$$

tira-se que:  $X_s = \frac{EV}{N_f} = \frac{E^2}{N_f} = \frac{121}{500} = 0,242 \quad [\Omega]$

$$G_T = 0,0868 + 3 \times 0 = 0,0868 \quad [\text{mho}]$$

Daí: .

$$B_d = \frac{1}{3 \times 0,242} (1 - \sqrt{1 - (0,0868)^2 (0,242)^2})$$

Logo:

$$B_d = 0,000304 \quad [\text{mho}]$$

Portanto, o compensador fica:

$$\dot{Y}_{12}^c = \dot{Y}_{12}^c + B_d = -j0,0501 + j0,000304 = -j0,049796 \quad [\text{mho}]$$

$$\dot{Y}_{23}^c = \dot{Y}_{23}^c + B_d = j0,0885 + j0,000304 = j0,088804 \quad [\text{mho}]$$

$$\dot{Y}_{31}^c = \dot{Y}_{31}^c + B_d = j0,0501 + j0,000304 = j0,050404 \quad [\text{mho}]$$

A carga final então será:

$$\dot{Y}_{12} = \dot{Y}_{12}^c = -j0,049796 \quad \text{mho} = 0,049796 \angle -90^\circ \quad [\text{mho}]$$

$$\dot{Y}_{23} = \dot{Y}_{23}^c + \dot{Y}_{1\phi} = 0,0868 - j0,0885 + j0,088804 = 0,0868 + j0,000304 = 0,086801 \angle 0,200666^\circ \quad [\text{mho}]$$

$$\dot{Y}_{31} = \dot{Y}_{31}^c = j0,050404 \quad \text{mho} = 0,050404 \angle 90^\circ \quad [\text{mho}]$$

Daí as correntes nestas fases serão:

$$\begin{aligned} i_{12} &= \dot{V}_{12} \dot{Y}_{12} = 11 \times 10^3 \angle 0^\circ \times 0,049796 \angle -90^\circ = \\ &= 547,76 \angle -90^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} i_{23} &= \dot{V}_{23} \dot{Y}_{23} = 11 \times 10^3 \angle -120^\circ \times 0,086801 \angle 0,200666^\circ = \\ &= 954,81 \angle -119,800^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} i_{31} &= \dot{V}_{31} \dot{Y}_{31} = 11 \times 10^3 \angle 120^\circ \times 0,050404 \angle 90^\circ = \\ &= 554,44 \angle 210^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

Para as correntes de linha, temos:

$$\begin{aligned} i_1 &= i_{12} - i_{31} = 547,76 \angle -90^\circ - 554,44 \angle 210^\circ = \\ &= 551,13 \angle -29,398^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} i_2 &= i_{23} - i_{12} = 954,81 \angle -119,8^\circ - 547,76 \angle -90^\circ = \\ &= 551,34 \angle 210,6146^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} i_3 &= i_{31} - i_{23} = 554,44 \angle 210^\circ - 954,81 \angle -119,8^\circ = \\ &= 551,36 \angle 90,59^\circ \quad [A] \end{aligned}$$

A carga resultante da estrela equivalente, será então:

$$\begin{aligned} \dot{Z}_Y = \dot{Z}_{1Y} \approx \dot{Z}_{2Y} \approx \dot{Z}_{3Y} &\approx \frac{(\dot{E}/\sqrt{3}) \angle -30^\circ}{i_1} = \frac{(11 \times 10^3/\sqrt{3}) \angle -30^\circ}{551,13 \angle -30^\circ} = \\ &= 11,529 \quad [\Omega] \end{aligned}$$

ou:  $Y_Y = 0,0868 \left[ \bar{U} \right]$  , que equivale a  $10,5 \left[ MW \right]$  .

De onde pode-se concluir o quase perfeito equilíbrio obtido, com a ênfase de um importante detalhe: enquanto duas das fases do compensador (2,3 e 3,1) se encontram capacitivas, a outra atua indutivamente, o que salienta a necessidade de um compensador bastante versátil abrangendo uma faixa de compensação, tanto indutiva como capacitivamente, bastante larga.

A Fig. 8, mostra a variação das susceptâncias  $B_{12}^C$ ,  $B_{23}^C$  e  $B_{31}^C$  para o balanceamento deste forno, quando o fator de desequilíbrio  $P$  varia de 1 a 40. É importante ver que quando a resistência de arco da fase 1 excede 3,5 vezes o valor das resistências de arco das outras fases ( $P > 3,5$ ) a susceptância  $B_{12}$  se torna indutiva. Assim, se este forno operar com valores de  $P$  até 10, por períodos de 0,5 segundos ou mais (um tempo muito grande em relação à velocidade de resposta do compensador), será necessário que o compensador tenha uma capacidade na faixa de -47 MVAR até 17,8 MVAR, isto é, um balanço de 64,8 MVAR.

Uma outra conclusão que se pode tirar deste exemplo, é que a maior parte do efeito compensador é destinada à correção de fator de potência unitário e de carga desequilibrada. Os efeitos da impedância da fonte (regulação de tensão) solicitam apenas uma pequena parcela do equipamento total.

É por estas características de compensação que os próprios fabricantes de compensadores do tipo capacitores chaveados por tiristores indicam possibilidades de falhas na compensação quando há a necessidade de uma das fases se tornar indutiva.

É comentando tais problemas que a referência nº 11 introduz a idéia do controle independente para cada fase no caso de compensação de fornos a arco desequilibrados.

#### 4.3.6 - Tensão de Sequência Negativa Causada pela Insuficiência de Capacidade do Compensador em uma Fase

Da eq. (4.3), podemos tirar que:

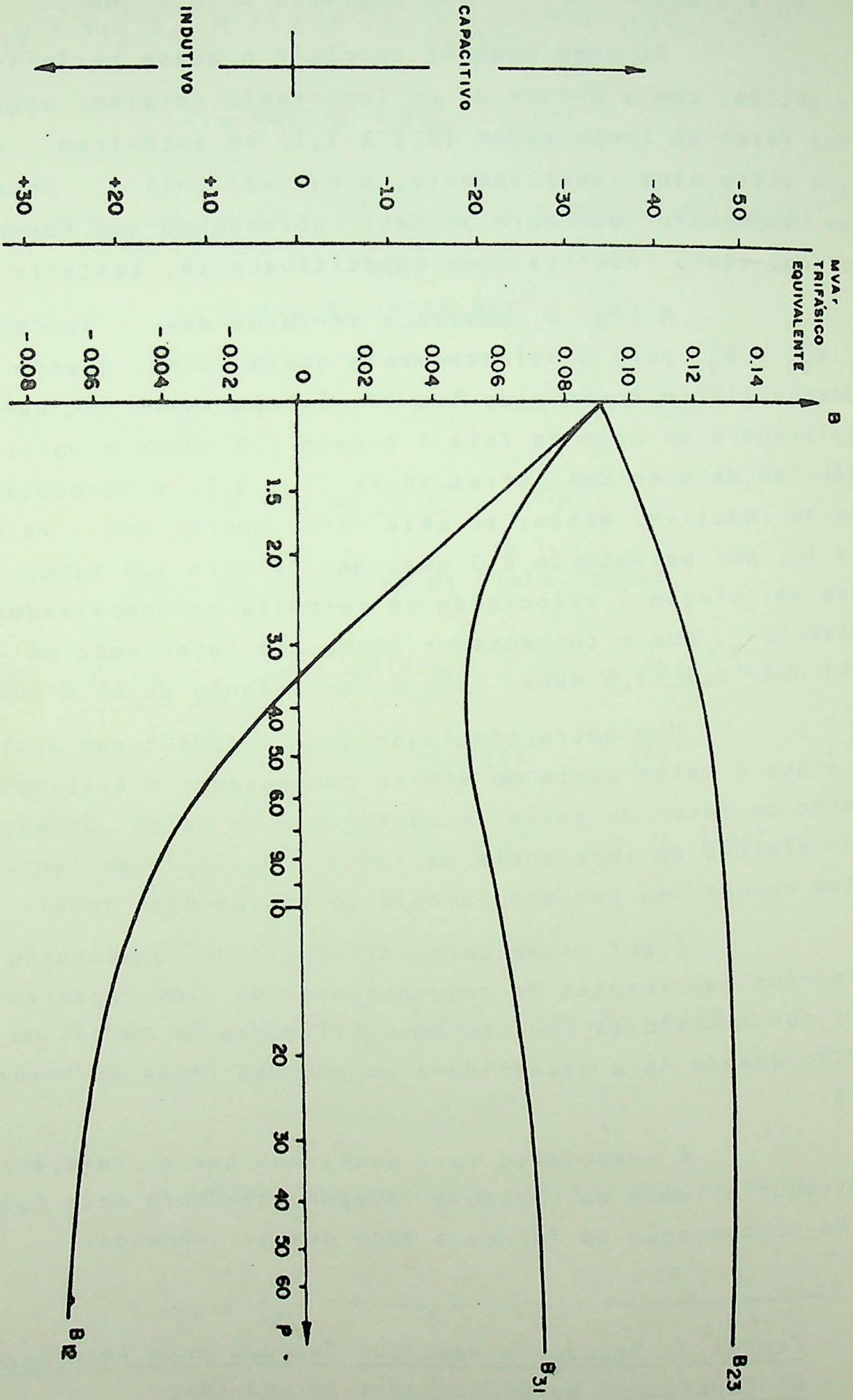


FIGURA 8 - Variação das susceptâncias de compensador com P variando de 1 a 40

$$\underline{E} = \left[ \underline{U} + \underline{Z}\underline{Y} \right] \underline{V} \quad (4.69)$$

Se o desequilíbrio da carga solicitar para sua correção uma susceptância a qual o compensador não tem totalmente disponível, o conjunto compensador+carga ficará desequilibrado, podendo ser representado por uma matriz trifásica desequilibrada e mais uma matriz com uma impedância monofásica, isto é:

$$\underline{Y} = \underline{Y}_{3\phi} + \underline{Y}_{1\phi} \quad (4.70)$$

Então, (4.49) poderá ser assim reescrita:

$$\underline{E} = \left[ \underline{U} + \underline{Z}\underline{Y}_{1\phi} + \underline{Z}\underline{Y}_{3\phi} \right] \underline{V} \quad (4.71)$$

onde  $\underline{E}$  representa um vetor de tensões trifásicas equilibradas,  $\underline{Z}$  a matriz das impedâncias da fonte mais a alimentação, também equilibrada, o mesmo ocorrendo com  $\underline{Y}_{3\phi}$ , enquanto o termo  $\left[ \underline{U} + \underline{Z}\underline{Y}_{1\phi} \right]$ , sendo desequilibrado, poderá dar razão ao surgimento de tensões de sequência negativa.

Em condições normais de impedância da fonte equilibrada, temos:

$$\underline{Z} = \begin{bmatrix} \dot{Z} & \dot{M} & \dot{M} \\ \dot{M} & \dot{Z} & \dot{M} \\ \dot{M} & \dot{M} & \dot{Z} \end{bmatrix} \quad (4.72)$$

Considerando arbitrariamente que a carga monofásica esteja entre as fases 2 e 3, resulta:

$$\underline{Y}_{1\phi} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{y} & -\dot{y} \\ 0 & -\dot{y} & \dot{y} \end{bmatrix} \quad (4.73)$$

Assim, se for chamada de  $\underline{k}$  a matriz corresponden

te ao termo desequilibrante, vem:

$$\underline{k} = \underline{U} + \underline{Z} \underline{Y}_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} & -\dot{Z}_1 \dot{Y} \\ 0 & -\dot{Z}_1 \dot{Y} & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} \end{bmatrix} \quad (4.74)$$

onde  $\dot{Z}_1 = \dot{Z} - \dot{M}$ , como já foi visto.

Para determinar a tensão de sequência negativa  $\dot{V}^{(2)}$ , vem que:

$$\underline{V} = \underline{k}^{-1} \underline{E} = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} & -\dot{Z}_1 \dot{Y} \\ 0 & \dot{Z}_1 \dot{Y} & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ \alpha^2 \\ \alpha \end{bmatrix} \quad (4.75)$$

Aplicando a transformação para componentes simétricas, teremos:

$$\underline{V}^{(012)} = \underline{A}^{-1} \underline{V}$$

Logo:

$$\underline{V}^{(012)} = \frac{|\dot{E}_1|}{3\Delta} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ i & \alpha & \alpha^2 \\ 1 & \alpha^2 & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} & \dot{Z}_1 \dot{Y} \\ 0 & \dot{Z}_1 \dot{Y} & 1 + \dot{Z}_1 \dot{Y} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ \alpha^2 \\ \alpha \end{bmatrix}$$

Resultando, para a componente de sequência negativa:

$$\dot{V}^{(2)} = \frac{\dot{E}_1 \dot{Z}_1 \dot{Y}}{1 + 2\dot{Z}_1 \dot{Y}} \quad (4.76)$$

Agora, sejam:

- a) Corrente de falta trifásica  $i_{f3\phi} = \frac{\dot{E}}{\dot{Z}_1} \quad (4.77)$
- b) Corrente de carga monofásica  $i_{1\phi} = \frac{\sqrt{3}\dot{E}}{2\dot{Z}_1 + \frac{1}{\dot{Y}}}$

Aproximando a tensão de carga monofásica para  $\sqrt{3}E$ , ficamos com (4.77) convertida para VA, resultando:

$$\frac{S_{L_{1\phi}}(VA)}{N_f(VA)} = \frac{\dot{z}_1}{2\dot{z}_1 + \frac{1}{\dot{y}}} = \frac{\dot{z}_1 \dot{y}}{1 + 2\dot{z}_1 \dot{y}} \quad (4.78)$$

donde:

$$V^{(2)} \approx \frac{S_{L_{1\phi}}(VA)}{N_f(VA)} \quad [p.u.] \quad (4.79)$$

Portanto se, devido ao tamanho limitado, o compensador mantiver uma componente de carga monofásica desequilibrante de 1% do nível de falta, isto resultará no surgimento de uma componente de tensão de sequência negativa de também aproximadamente 1%.

Um exemplo esclarecerá melhor a aplicação desta expressão.

Suponhamos que por um motivo qualquer haja uma diminuição na impedância  $\dot{z}_{23}$  do forno do exemplo da seção 4.3.5, de tal forma que a potência monofásica ali dissipada duplique de valor. Apenas para que se possa identificar com o caso ora em foco, suponhamos ainda que o compensador por algum motivo não pode mais variar seu estado em qualquer das fases. Isto fará com que surja uma componente desequilibrante monofásica igual a  $\dot{y}_{L\Delta}$ , em paralelo com o sistema equilibrado resultante da seção 4.3.5, como ilustra a Fig. 9.

Como  $|\dot{y}_{L\Delta}| = 0,1240$  [mho], para a tensão aplicada de 11 kV, temos que, a carga monofásica adicional é:

$$S_{L_{1\phi}} = (11 \times 10^3)^2 \cdot 0,1240 = 15,004 \quad [MVA]$$

Aplicando agora (4.79), vem:

$$V^{(2)} \approx \frac{S_{L_{1\phi}}}{N_f} [p.u.] = \frac{15,004}{500} = 0,03 [p.u.]$$

Isto é: surgirá uma componente de tensão de sequência negativa, da ordem de 0,03 p.u.

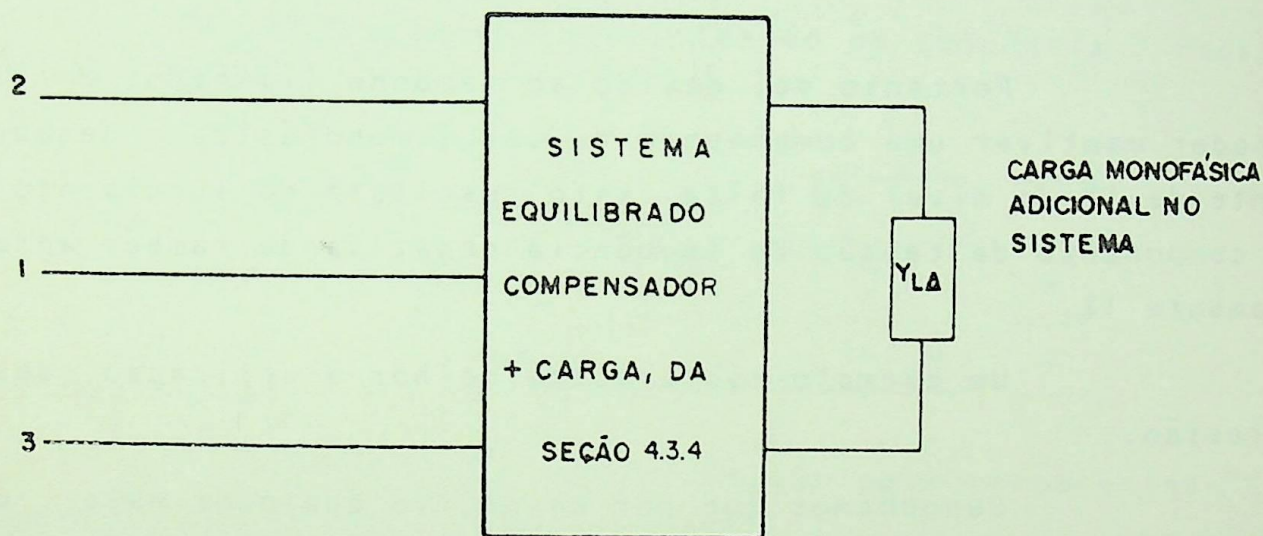


FIGURA 9 - Diagrama esquemático do circuito do exemplo da seção 4.3.6

#### 4.3.7 - Comportamento do Reator Saturado

Toda a análise vista no decorrer desta seção 4.3, não é difícil de ser obtida quando se usa equipamentos chaveados ou controlados por tiristores, cujos sistemas de controle podem ser projetados com a finalidade de cumprir estas condições aqui vistas. Quando uma compensação por reatores saturados é utilizada, sabemos que tais equipamentos têm características auto reguláveis, de tal forma que os sistemas de controle ali não existem. Será então o compensador por reatores saturados capaz de se comportar de modo a cumprir seu papel da mesma forma que os equipamentos acionados por tiristores?

Esta seção terá por objetivo analisar o compensador a reatores saturados com a finalidade de chegar a uma resposta para esta pergunta.

É importante lembrar, neste ponto, que como a quase totalidade destas cargas cuja compensação ora se analisa é ligada a sistemas de média tensão, elas são conectadas por meio de transformadores  $\Delta$ -Y. O mesmo ocorre com os bancos de reatores saturados, os quais, embora conectados em Y, devido ao transformador  $\Delta$ -Y que os conecta ao sistema, são por este vistos como que conectados em delta.

Duas conclusões muito importantes pode-se tirar destas afirmações. A primeira é a de que, já a exemplo do que foi visto no caso dos equipamentos acionados por tiristores, não teremos circulação de correntes de sequência nula e, a segunda, relaciona-se ao fato de que, sendo um dos lados do transformador ao qual se encontra "pendurado" o banco de reatores ligado em delta, a soma das tensões nas três fases do reator deverá ser nula, já que isto é uma característica do delta.

Agora, sigamos o seguinte raciocínio: diante de um desequilíbrio, devido à atuação dos reatores saturados, as tensões fase-terra das três fases deverão ser mantidas no valor da tensão de saturação, o qual é o mesmo para as três fases, segundo a característica destes reatores. Isto já garante que tal compensação, pelo menos, manterá as três tensões fase/terra numa mesma magnitude. Nada impede, além disso, que na escolha dos

reatores, suas tensões de saturação sejam selecionadas já de tal forma a permitir que esta estabilização de magnitudes nas três fases se dê já num valor capaz de corrigir efeitos de regulação de tensão. Agora, deve-se notar que, estando as três tensões de fase representadas por fasores de mesma magnitude, quando referidas ao delta devem fazê-lo de tal forma que sua soma seja nula ou, em outras palavras, a soma das três tensões fase/terra aplicadas sobre os reatores deve ser zero. Para que esta última condição se verifique, dada a verificação da condição anterior, só uma possibilidade haverá: se as três tensões estiverem igualmente defasadas de  $120^{\circ}$ . Com isto, chegamos com o compensador à característica de equilibrar tensões em sistemas trifásicos. Como o fluxo de reativos da rede para o sistema está relacionado diretamente com a queda de tensão na carga, ou seja, com a regulação, a correção de fator de potência, facilmente se percebe, estará implicitamente contida já nas três correções acima citadas. Isto demonstra a possibilidade de cumprimento de todas as funções também exercidas pelos equipamentos acionados a tiristores, por parte dos reatores saturados.

Evidentemente, a descrição acima leva também à conclusão de serem válidas para este tipo de compensador, todas as expressões estudadas nas seções anteriores para os outros tipos. Aqui também, portanto, da mesma forma como ali, fatores econômicos ditarão a qualidade da compensação, isto é, pode não ser interessante sob o ponto de vista econômico uma compensação completa, e sim, uma compensação parcial. Facilmente se pode dimensionar os compensadores quando isto ocorre, sendo basicamente o valor da tensão de saturação o elemento que ditará a melhor ou pior qualidade do serviço a ser prestado. As resistências internas, evidentemente, também influirão neste sentido. Entretanto, sendo o compensador a reatores saturados um equipamento de custo relativamente menor por não envolver sofisticadas soluções de controle, em muitos casos, por um mesmo custo, será possível através deles obter um compensador de melhor qualidade.

É claro que nos casos práticos, a perfeição não é conseguida, e observa-se que, por melhor que seja o dimensionamento do reator saturado, o funcionamento com forno a arco de equilíbrio sempre permite uma depressão de tensão no P.A.C. de

vido às correntes de sequência negativa. Analisando-se um carregamento assimétrico máximo de um forno a arco de 80 t, o qual é constituído por um curto-circuito entre dois eletrodos com o terceiro permanecendo em aberto, foram encontrados os resultados da tabela abaixo. Pode-se ver que a máxima depressão de tensão no P.A.C. atinge 1,9%, que pode ser considerada bastante aceitável. Os dados desta tabela foram obtidos da GEC HIGH VOLTAGE SWITCHGEAR LTD.

Tensões fase-terra (p.u.)			Tensões fase/fase (p.u.)			Tensões Sequenciais (p.u.)	
V <sub>1</sub>	V <sub>2</sub>	V <sub>3</sub>	V <sub>12</sub>	V <sub>23</sub>	V <sub>31</sub>	V <sup>1</sup>	V <sup>2</sup>
1,0434	1,0304	1,0304	1,0391	1,0261	1,0391	1,0347	0,0086

Neste caso teste, a tensão do P.A.C. na situação de vazio é de 1,0451 p.u.. Assim, a máxima regulação é:

$$\text{Reg}_{23} = \frac{1,0451 - 1,0261}{1,0451} = 0,0182 \text{ [p.u.]}$$

#### 4.4 - CONCLUSÕES

Importantes conclusões podem ser tiradas deste capítulo quanto à forma de atuar dos compensadores estáticos de reativos.

Sob o ponto de vista teórico, a principal conclusão é a possibilidade por parte dos compensadores de anular todos os possíveis efeitos indesejados provocados pela carga ainda que uma carga bastante problemática como um laminador ou um forno a arco. Em se tratando de fornos a arco, torna-se preponderante o papel do compensador como absorvedor das correntes de sequência negativa, já que para estas cargas o problema do desequilíbrio na distribuição da carga entre as fases é bastante grave.

Sob o ponto de vista prático, é claro que todos

estes efeitos são importantes. Entretanto, é bom sempre que se tenha em mente a inevitável imperfeição, que sempre existe com relação ao cumprimento exato de todas as funções teoricamente delineadas. Fatores como a constante de tempo do compensador e dos equipamentos de medição e controle, imperfeições ou até mesmo a impossibilidade técnica de dar certas características aos equipamentos de controle e, principalmente, os fatores econômicos, são os responsáveis por tais "erros" em relação ao comportamento ideal aqui deduzido.

Quanto aos fatores econômicos, ainda podem ser citadas formas diversas de notar suas influências. Uma delas é nos casos citados durante o capítulo, influenciando no dimensionamento do próprio compensador, que são a compensação incompleta do fator de potência (o que geralmente ocorre), e a correção também incompleta da regulação de tensão. Uma outra forma de enfatizar estas influências, é nos equipamentos de controle cujas sofisticações, evidentemente, podem custar a uma melhoria técnica pouco significativa um preço que a torne proibitiva.

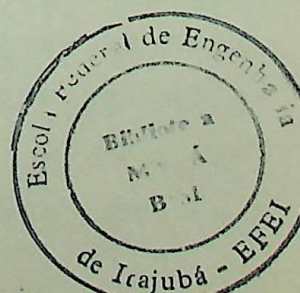
De qualquer forma, os problemas aqui citados não devem fazer parecer que este estudo foi infrutífero. De maneira alguma. Observa-se nos casos práticos que com uma aproximação bastante razoável todo o comportamento aqui estudado realmente ocorre. Além do mais, a própria metodologia utilizada, tratando-se de uma forma bastante simples, elucidativa e recente de encarar o problema de cargas desequilibradas, constituiu-se num ponto bastante positivo do trabalho.

Um outro ponto positivo foi rapidamente comentado ao final do exemplo resolvido na seção 4.3.5. É a técnica bastante precisa e simples que tal metodologia permite para que se possa dimensionar adequadamente um sistema de compensação, mesmo que este sistema venha a exigir uma larga faixa de atuação, abrangendo geração e/ou consumo de reativos, desde que seja conhecida a curva de carga do elemento consumidor que precisa ser compensado, além dos possíveis graus de desequilíbrio.

A demonstração da necessidade, em algumas cargas, de compensação abrangendo geração e/ou consumo de reativos, é outra conclusão importante, inclusive para a escolha do próprio

sistema de compensação. Isto porque, neste caso, como foi citado, o uso de um compensador puramente capacitivo pôde, em determinadas condições da carga, permitir que o grau de "não correção" de alguns problemas possa chegar a se tornar inaceitável. Na seção 4.3.6 foi equacionada uma maneira aproximada de determinar a componente de sequência negativa gerada em consequência de uma potência de compensação insuficiente, que pode servir como base para a determinação da gravidade de tal problema nos diversos casos.

Finalmente, foi feita uma análise física do reator saturado, pela qual, graças à característica especial deste equipamento de realizar uma compensação inerente (dispensando equipamentos de controle especiais) das componentes de sequência negativa, se pôde concluir pela sua eficiência para as exigências vistas no decorrer do capítulo, e a consequente comprovação de sua competitividade com os outros tipos de compensadores estáticos aqui estudados.



## CAPÍTULO 5

### PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DO SISTEMA AUTOMÁTICO DE CONTROLE DOS COMPENSADORES ESTÁTICOS A TIRISTORES

#### 5.1 - INTRODUÇÃO

No capítulo anterior, foi analisado o comportamento requisitado a um compensador nas mais genéricas situações criadas pela carga. No caso específico dos reatores saturados, foi enfatizado o fato de que sua característica de auto-regulação faz com que ele se comporte de acordo com esta solicitação, dispensando qualquer tipo de controle adicional. Já os compensadores acionados por tiristores (não dispoñdo de regulação própria), exigem dispositivos adicionais de controle capazes de lhes dotar das características desejadas. São estes dispositivos que serão analisados a partir de agora.

De acordo com o fabricante, a constituição própria de tais controladores, seus circuitos internos, as grandezas de excitação, etc., podem ser completamente diferentes de outros equipamentos. Por isso, uma análise generalizada e minuciosa de todo o equipamento que constitui o controlador, seria quase impossível e, até mesmo, foge ao objetivo deste trabalho.

Contudo, como as grandezas mensuráveis dos sistemas e a forma de resposta (sinal que efetivamente provoca o efeito necessário no compensador) praticamente não mudam de sistema para sistema, torna-se perfeitamente possível generalizar em seu aspecto físico os principais componentes do sistema de controle, desde que, olhando-se apenas seus principais componentes de uma forma "externa", sem um interesse mais profundo pelo seu desempenho interno. Esta será a tônica desta análise, objetivando verificar como pode o sistema de controle fazer com que o compensador atue da maneira necessária.

Como primeiro passo deste estudo, serão analisa

das as equações adequadas aos sistemas de controle mais comuns na atualidade.

Como, na prática, algumas aproximações são feitas, estas serão também comentadas, assim como suas implicações na atuação do equipamento.

Os princípios básicos do controle, são semelhantes, mesmo em tipos de compensadores diferentes. Desta forma, este estudo será aplicável tanto a equipamentos chaveados por tiristores, como a equipamentos controlados, apesar de, muitas vezes, se dar maior ênfase a estes últimos, devido à sua constituição mais generalizada. No final do capítulo, uma seção será dedicada ao complemento de algumas adaptações ao caso dos equipamentos chaveados, que não tenham sido feitas ao longo do texto.

Os sinais de resposta, ou informações finais que o sistema de controle visa obter, podem ser resumidos assim:

- 1) No sistema de compensação a capacitores (ou reatores) chaveados por tiristores, a informação principal é o número de bancos de capacitores (ou indutores) a ser conectado (ou desconectado) no sistema.
- 2) No sistema de compensação a reator controlado por tiristores, esta informação é o ângulo de atraso no disparo dos tiristores.

Em ambos os casos, a operação do controle deve ser rigidamente sincronizada com as tensões do sistema ac.

Quanto às funções a desempenhar, pode-se relacionar as principais agrupando-as em dois "blocos":

- 1) Em condição normal de operação:
  - sincronizar a operação de chaveamento dos tiristores com as tensões do sistema de potência AC. Para isto, deve existir um circuito de sincronismo;
  - calcular, para cada fase, em até meio ciclo, a compensação necessária e os correspondentes ângulos de disparo das chaves (tiristores). Isto é feito por um cálculo digital, baseado em que o VAR recebido da concessionária é proporcional ao desvio da tensão com rela

ção a uma dada (e ajustável) referência;

- gerar e transmitir pulsos de disparo para os tiristores. Para isto, normalmente são utilizados circuitos dirigidos por diodos emissores de luz e transmissão por fibras ópticas, sinais estes que os circuitos de disparo locais devem transformar em pulsos elétricos;
- assegurar simetria entre os semi-ciclos positivo e negativo de corrente com relação ao eixo dos tempos. Isto significa anular o desequilíbrio no ângulo de disparo ( $\alpha = 0$ , conforme definido no Cap. 3), de forma a não serem produzidas componentes contínuas de corrente, bem como harmônicos não característicos. Isto requer um circuito capaz de detetar este desequilíbrio e de tomar decisões no sentido de anulá-lo.

II) Em condições anormais de operação (ou em faltas):

- realizar a indicação de defeitos no próprio controle (ou no sistema externo a ele) por meio de um circuito de alarme;
- proteger os tiristores contra sobretensões, através do fechamento instantâneo dos mesmos, por pulsos de disparo contínuos, quando de sua ocorrência. Torna-se então necessário incluir também um detetor de tais sobretensões;
- proteger os tiristores contra sobrecorrentes através do aumento dos ângulos de disparo dos pulsos e, se isto não for suficiente, providenciar o desligamento total do banco.

A Fig. 1 é uma ilustração de um diagrama funcional de um sistema de compensação do tipo reatores controlados por tiristores no qual é possível visualizar estes componentes principais.

Três tipos principais de sistemas de controle, de acordo com as aproximações básicas nas quais se fundamentam suas características funcionais, estão sendo bastante utilizados atualmente. São eles:

1º) Sistema de cálculo computacional, conhecido como "méto

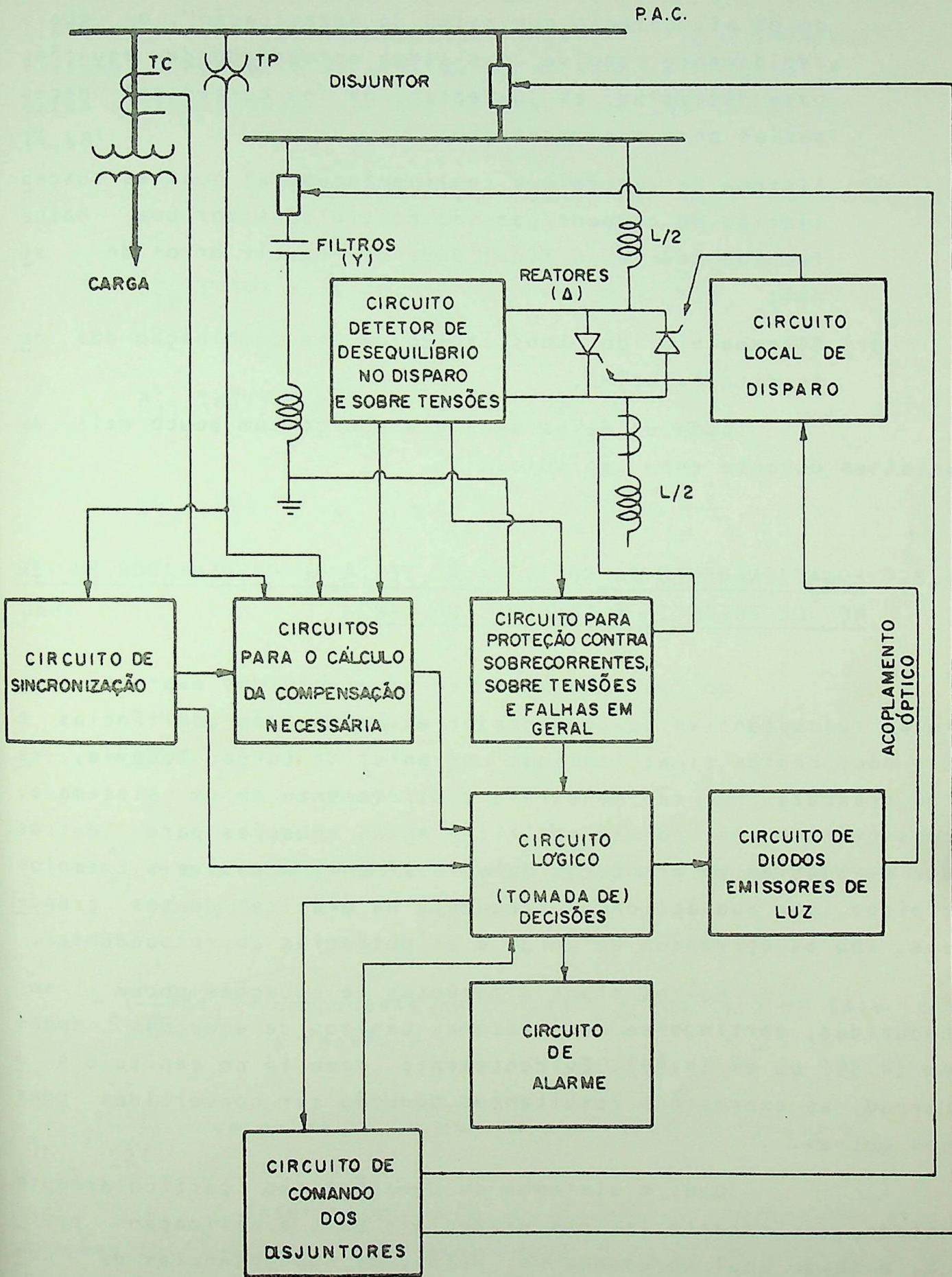


FIGURA 1 - Diagrama funcional de um compensador do tipo "Reato res controlados por tiristores"

do de alimentação com malha de antecipação", o qual, rapidamente resolve um sistema apropriado de equações para determinar as susceptâncias (ou correntes) necessárias para a compensação;

- 2º) Sistema de controle a realimentação, no qual as susceptâncias de compensação são controladas por uma malha fechada que tem a finalidade de reduzir erros de sinal;
- 3º) Sistema híbrido, constituído de uma combinação dos dois citados acima.

Cada um deles será tratado com um pouco mais de detalhes durante este capítulo.

## 5.2 - EQUACIONAMENTO DA SOLICITAÇÃO FEITA AO COMPENSADOR, EM TERMOS DE POTÊNCIA E CORRENTE DE CARGA

No Capítulo 4, foram desenvolvidas expressões para as susceptâncias do compensador em termos das admitâncias e das componentes simétricas das correntes de carga. Todavia, estas grandezas não são mensuráveis diretamente em um sistema e, conseqüentemente, convém modificar estas equações para outras que se baseiem em grandezas mais facilmente acessíveis. Exemplos típicos (por sua aplicação frequente na prática) destas grandezas, são as correntes de carga e as potências correspondentes.

Muitos tipos diferentes de equações podem ser deduzidas, partindo-se dos sistemas básicos de equações dadas em (4.39) ou em (4.49). Evidentemente, como lá no capítulo 4 ocorreu, as expressões resultantes poderão ser convertidas umas nas outras.

Quatro sistemas de equações são particularmente dotados das características essenciais para a aplicação prática, e serão aqui apresentados. Neles, as susceptâncias de compensação são dadas em termos das componentes em fase e em quadratura das correntes de carga, ou das correspondentes componentes de potência ativa e reativa.

Inicialmente, serão citados dois sistemas que satisfazem a condição de queda de tensão nula na alimentação do sistema, e corrente de suprimento de sequência negativa nula. Estes sistemas podem ser obtidos das equações (4.53), (4.47) e (4.48).

O primeiro deles resulta nas seguintes equações:

$$\begin{aligned}
 B_{12}^c (\sqrt{3}V) &= -k_1 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{23}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_2 - k_2 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{31}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_1 \\
 B_{23}^c (\sqrt{3}V) &= -k_1 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{31}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_3 - k_2 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{12}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_2 \\
 B_{31}^c (\sqrt{3}V) &= -k_1 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{12}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_1 - k_2 \operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{23}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_3
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

onde

$$k_1 = \frac{1}{\sqrt{3}} - \frac{R}{3X}$$

$$k_2 = \frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{R}{3X}$$

$V_{ij}^*$  → é o conjugado da tensão fase-fase (entre as fases  $i$  e  $j$ ).

$\operatorname{Re} \left( \frac{\dot{V}_{ij}^*}{\sqrt{3}V} \right) i_i$  → componente da corrente  $i$  que está em fase com a tensão  $\dot{V}_{ij}$

$\left( \frac{\dot{V}_{ij}^*}{\sqrt{3}V} \right)$  → vetor unitário que dá a direção da tensão  $\dot{V}_{ij}^*$ .

Observando a Fig. 2, é possível reescrever as equações (5.1) de uma forma mais prática, capaz de sugerir a forma de medir as correntes procuradas. Isto é conseguido pela conversão das quantidades fasoriais em funções do tempo apropriadas.

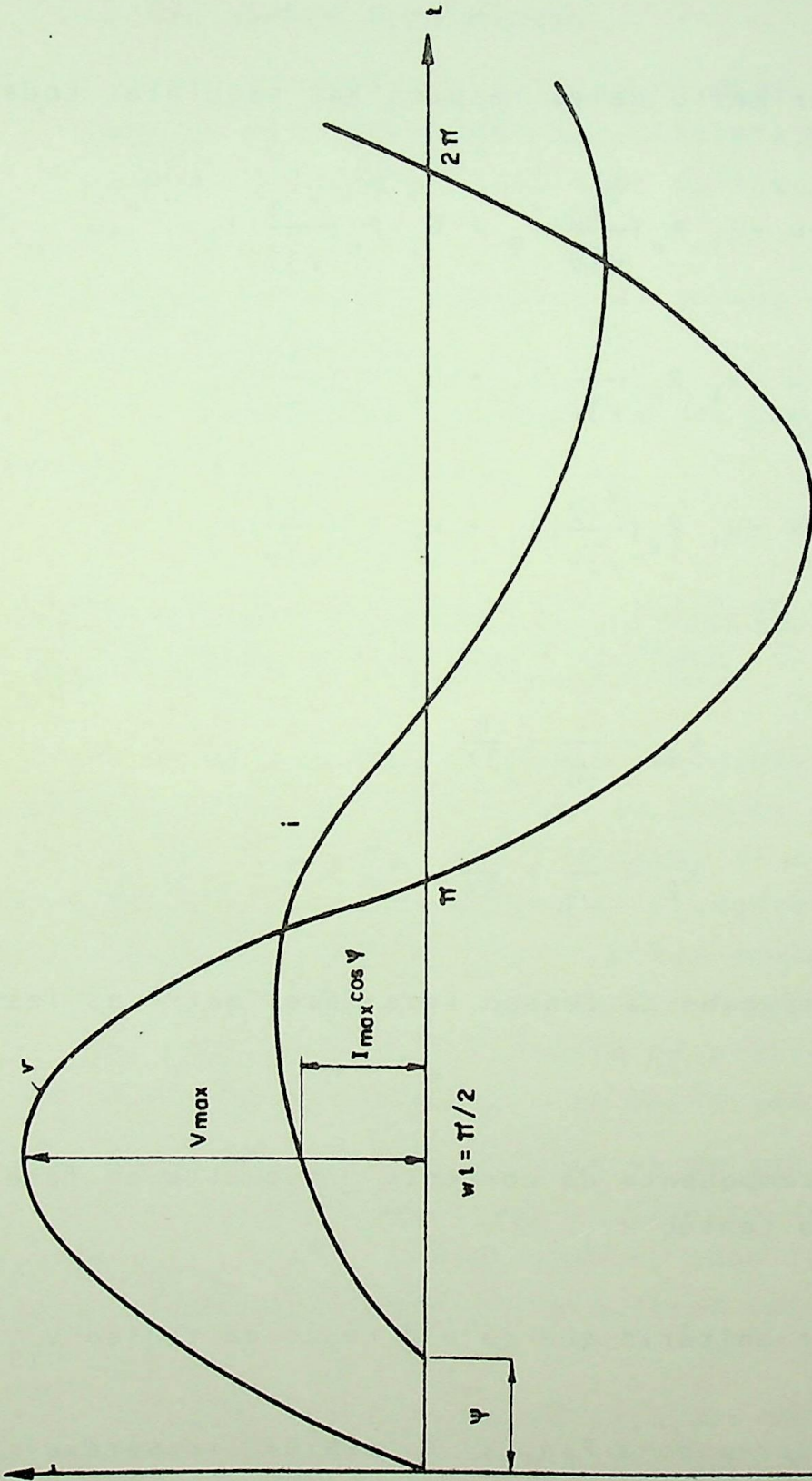


FIGURA 2 - Forma instantânea da tensão entre as fases quaisquer  $\underline{i}$  e  $\underline{j}$ , e da corrente na fase  $\underline{j}$

Sejam, na Fig. 2,  $v_{ij}(t)$  a expressão em sua forma instantânea da tensão entre as fases "i" e "j", e  $i_j(t)$  a expressão também na forma instantânea da corrente na fase "j". Vem que, em  $\omega t = \pi/2$ , isto é, quando  $v(t)$  é máxima e positiva ( $dv_{ij}(t)/dt = 0$  e  $v_{ij}(t) > 0$ ), para um ângulo de defasagem " $\psi$ " entre as duas ondas mostradas, resulta:

$$v_{ij}(\omega t = \pi/2) = V_{\max}$$

e

$$i_j(\omega t = \pi/2) = I_{\max} \sin(\omega t - \psi) = I_{\max} \cos \psi$$

Desta maneira, a medição da corrente  $i_j(t)$  no instante  $\omega t = \pi/2$ , permitirá um conhecimento do fator de potência, potência ativa, etc., já que o valor medido ( $I_{\max} \cos \psi$ ), representa a amplitude da componente  $i_j(t)$  que está em fase com a tensão  $v_{ij}(t)$ . Com base nestas considerações, pode-se reescrever (5.1) da seguinte maneira:

$$B_{12}^c (\sqrt{3}V) = - k_1 i_2(t) \left| \begin{array}{l} v_{23}(t) > 0 \\ dv_{23}(t)/dt = 0 \end{array} \right. - k_2 i_1(t) \left| \begin{array}{l} v_{31}(t) > 0 \\ dv_{31}(t)/dt = 0 \end{array} \right.$$

$$B_{23}^c (\sqrt{3}V) = - k_1 i_3(t) \left| \begin{array}{l} v_{31}(t) > 0 \\ dv_{31}(t)/dt = 0 \end{array} \right. - k_2 i_2(t) \left| \begin{array}{l} v_{12}(t) > 0 \\ dv_{12}(t)/dt = 0 \end{array} \right. \quad (5.2)$$

$$B_{31}^c (\sqrt{3}V) = - k_1 i_1(t) \left| \begin{array}{l} v_{12}(t) > 0 \\ dv_{12}(t)/dt = 0 \end{array} \right. - k_2 i_3(t) \left| \begin{array}{l} v_{23}(t) > 0 \\ dv_{23}(t)/dt = 0 \end{array} \right.$$

onde, conforme os comentários acima,

$i_3(t) \left| \begin{array}{l} v_{31}(t) > 0 \\ dv_{31}(t)/dt = 0 \end{array} \right.$ , por exemplo, significa que deve-se tomar o

valor de  $i_3(t)$  no instante em que  $v_{31}(t)$  está no máximo positivo, para que se obtenha a componente da corrente  $i_3(t)$  que está em fase com  $v_{31}(t)$ . Uma variação possível, é fazer esta medição da corrente no pico negativo da tensão, o que acarretará na conseqüente troca dos sinais das equações (5.2).

Observando (5.1), pode-se perceber que, multiplicando ambos os membros destas equações por  $\sqrt{3}V$ , as susceptâncias de compensação (ou a correspondente potência reativa), passam a ser expressas em termos de relações envolvendo apenas potências ativas. Este é o passo para a obtenção do segundo sistema de equações, que resulta:

$$\begin{aligned} B_{12}^c (3V^2) &= - k_1 R_e (\dot{V}_{23}^* i_2) - k_2 R_e (\dot{V}_{31}^* i_1) \\ B_{23}^c (3V^2) &= - k_1 R_e (\dot{V}_{31}^* i_3) - k_2 R_e (\dot{V}_{12}^* i_2) \\ B_{31}^c (3V^2) &= - k_1 R_e (\dot{V}_{12}^* i_1) - k_2 R_e (\dot{V}_{23}^* i_3) \end{aligned} \quad (5.3)$$

onde, por exemplo,  $R_e (\dot{V}_{23}^* i_2)$ , é a potência ativa que pode ser medida entre as fases 2 e 3, correspondente à corrente  $i_2$ .

O sistema (5.3) também pode ser escrito de uma outra forma, na qual as correntes e tensões são expressas como funções reais do tempo, o que resultará no seguinte sistema de equações:

$$\begin{aligned} B_{12}^c (3V^2) &= - k_1 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{23}(t) i_2(t) dt - k_2 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{31}(t) i_1(t) dt \\ B_{23}^c (3V^2) &= - k_1 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{31}(t) i_3(t) dt - k_2 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{12}(t) i_2(t) dt \\ B_{31}^c (3V^2) &= - k_1 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{12}(t) i_1(t) dt - k_2 \frac{1}{T} \int_{(T)} v_{23}(t) i_3(t) dt \end{aligned} \quad (5.4)$$

onde T é o período de tempo da medição, que será comentado em outra seção.

Como se pode ver nas equações (5.1) e (5.3), cada susceptância de compensação pode ser expressa em termos de duas componentes da corrente de carga (fase-fase) em fase, ou em termos de duas quantidades de potência ativa. Destas equações ou das equações originais (4.39) e (4.49), é que são deduzidos os outros dois sistemas de equações, nos quais cada susceptância de compensação é expressa em termos das componentes atuais em quadratura das três correntes de carga, ou das três potências reativas de carga correspondentes. Estas equações desprezam a condição de anular a queda de tensão do sistema alimentador, isto é, desprezam o efeito da regulação do sistema. Por outro lado, elas satisfazem à condição expressa em (4.46), de anular o fornecimento de potência reativa de sequência positiva por parte do sistema de potência externo. Estes dois últimos sistemas de equações que agora serão mostrados, podem também ser obtidos com base nos sistemas (5.1) e (5.2), desde que ali se faça a relação  $R/X = 0$ .

Assim, como o terceiro sistema de equações a ser apresentado, vem:

$$\begin{aligned}
 B_{12}^C(\sqrt{3}V) &= -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ i_m \left[ \frac{\dot{V}_1^*}{V} i_1 \right] + i_m \left[ \frac{\dot{V}_2^*}{V} i_2 \right] - i_m \left[ \frac{\dot{V}_3^*}{V} i_3 \right] \right] \\
 B_{23}^C(\sqrt{3}V) &= -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ -i_m \left[ \frac{\dot{V}_1^*}{V} i_1 \right] + i_m \left[ \frac{\dot{V}_2^*}{V} i_2 \right] + i_m \left[ \frac{\dot{V}_3^*}{V} i_3 \right] \right] \quad (5.5) \\
 B_{31}^C(\sqrt{3}V) &= -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ i_m \left[ \frac{\dot{V}_1^*}{V} i_1 \right] - i_m \left[ \frac{\dot{V}_2^*}{V} i_2 \right] + i_m \left[ \frac{\dot{V}_3^*}{V} i_3 \right] \right]
 \end{aligned}$$

De forma análoga ao que foi feito para passar de (5.1) para (5.2), pode-se transformar (5.5) em:



$$B_{12}^C(\sqrt{3}V) = -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ i_1(t) \Big|_{v_1(t)=0}^{dv_1(t)/dt > 0} + i_2(t) \Big|_{v_2(t)=0}^{dv_2(t)/dt > 0} - i_3(t) \Big|_{v_3(t)=0}^{dv_3(t)/dt > 0} \right]$$

$$B_{23}^C(\sqrt{3}V) = -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ -i_1(t) \Big|_{v_1(t)=0}^{dv_1(t)/dt > 0} + i_2(t) \Big|_{v_2(t)=0}^{dv_2(t)/dt > 0} + i_3(t) \Big|_{v_3(t)=0}^{dv_3(t)/dt > 0} \right] \quad (5.6)$$

$$B_{31}^C(\sqrt{3}V) = -\frac{1}{\sqrt{3}} \left[ i_1(t) \Big|_{v_1(t)=0}^{dv_1(t)/dt > 0} - i_2(t) \Big|_{v_2(t)=0}^{dv_2(t)/dt > 0} + i_3(t) \Big|_{v_3(t)=0}^{dv_3(t)/dt > 0} \right]$$

onde  $i_1(t) \Big|_{v_1(t)=0}^{dv_1(t)/dt > 0}$ , por exemplo, significa tomar o valor da

corrente de carga  $i_1(t)$  nos instantes do tempo quando a tensão correspondente é nula, e sua derivada é positiva, isto é, nos zeros crescentes de tensão. Como nos casos anteriores, é também possível proceder à medição nos zeros decrescentes de tensão, desde que os sinais de (5.6) sejam trocados. Estes valores de corrente medidos são, portanto, as amplitudes das correntes de carga reativas.

Finalmente, o quarto sistema de equações semelhantes que dão as susceptâncias de compensação em termos das potências reativas de carga, pode ser obtido da multiplicação de (5.6) por  $\sqrt{3}V$ , como foi feito na passagem de (5.2) para (5.3), resultando:

$$B_{12}^C(3V^2) = - \left[ I_m(\dot{V}_1^* i_1) + I_m(\dot{V}_2^* i_2) - I_m(\dot{V}_3^* i_3) \right]$$

$$B_{23}^C(3V^2) = - \left[ -I_m(\dot{V}_1^* i_1) + I_m(\dot{V}_2^* i_2) + I_m(\dot{V}_3^* i_3) \right] \quad (5.7)$$

$$B_{31}^C(3V^2) = - \left[ I_m(\dot{V}_1^* i_1) - I_m(\dot{V}_2^* i_2) + I_m(\dot{V}_3^* i_3) \right]$$

Ou, expressando em termos de funções reais do tempo, como em (5.4), vem:

$$B_{12}^c(3V^2) = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{T} \int_{(T)} \left[ v_{23}(t)i_1(t) + v_{31}(t)i_2(t) - v_{12}(t)i_3(t) \right] dt$$

$$B_{23}^c(3V^2) = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{T} \int_{(T)} \left[ -v_{23}(t)i_1(t) + v_{31}(t)i_2(t) + v_{12}(t)i_3(t) \right] dt \quad (5.8)$$

$$B_{31}^c(3V^2) = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{T} \int_{(T)} \left[ v_{23}(t)i_1(t) - v_{31}(t)i_2(t) + v_{12}(t)i_3(t) \right] dt$$

Estas são, portanto, as principais equações que descrevem o controle de um compensador estático. É claro que muitas outras equações também poderiam ser deduzidas, podendo-se citar como exemplo aquelas utilizadas em alguns tipos de compensadores menos comuns. De qualquer forma, um equipamento que utilize outras equações para a determinação das susceptâncias de compensação, não fica, apenas por isso, excluído desta análise. Na realidade, estas equações foram aqui incluídas apenas para enfatizar o relacionamento entre as solicitações da carga (ou do sistema a ser compensado), e o desempenho dos sistemas de controle que, a partir de agora serão estudados.

### 5.3 - RELAÇÃO ENTRE O ÂNGULO DE DISPARO E A AMPLITUDE DA CORRENTE FUNDAMENTAL NO REATOR DE UM COMPENSADOR DO TIPO "CONTROLADO POR TIRISTORES"

Um esquema simplificado de um compensador do tipo reator controlado por tiristores, já apresentado no Capítulo 2, encontra-se repetido na Fig. 3.

Do capítulo 3, temos que os coeficientes da série de Fourier para a corrente fundamental num circuito deste tipo, desprezando resistências e desequilíbrio no ângulo de disparo, são dados por:

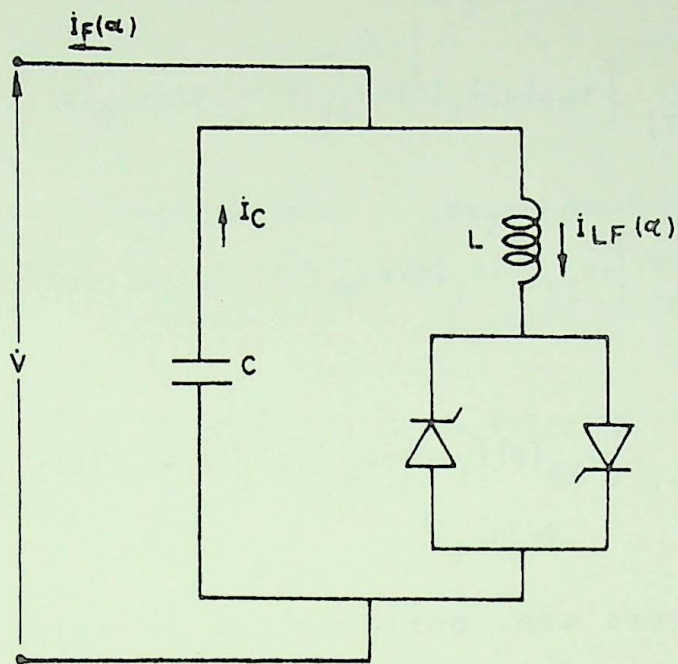


FIGURA 3 - Esquema simplificado para uma fase de um compensador do tipo reator controlado por tiristores

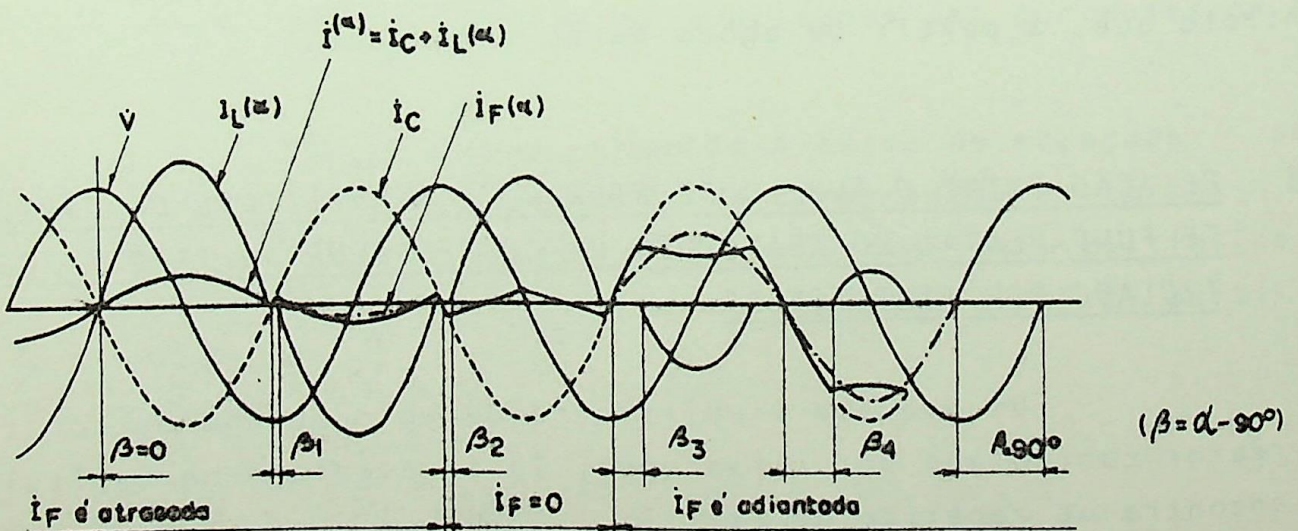


FIGURA 4 - Processo de controle do compensador da Fig. 3

$$a_1 = - \frac{I_{\max}}{\pi} \left[ 2 (\pi - \alpha) + \text{sen } 2\alpha \right]$$

$$b_1 = 0$$

onde  $I_{\max} = \frac{V_{\max}}{\omega L} = \frac{\sqrt{2}V}{\omega L}$

Assim, como a magnitude da corrente fundamental fluindo no reator é dada por:

$$I_1 = \frac{\sqrt{a_1^2 + b_1^2}}{\sqrt{2}} \quad (\text{em seu valor eficaz})$$

resulta:

$$I_1 = \frac{\sqrt{\left[ -\frac{\sqrt{2}V}{\omega L \pi} (2\pi - 2\alpha + \text{sen} 2\alpha) \right]^2}}{\sqrt{2}}$$

logo:  $I_1 = \frac{V}{\omega L \pi} (2\pi - 2\alpha + \text{sen} 2\alpha)$  (5.9)

Se, na Fig. 3,  $I(\alpha)$  é a corrente correspondente a uma dada susceptância de compensação necessária (que pode ser determinada no sistema de controle por um dos sistemas de equações da seção 5.2), pode-se dizer que a sua componente harmônica fundamental, denominada  $I_F(\alpha)$ , é:

$$I_F(\alpha) = I_C - I_{LF}(\alpha)$$

ou:  $I_F(\alpha) = V \left[ \omega C - \frac{1}{\omega L \pi} (2\pi - 2\alpha + \text{sen} 2\alpha) \right]$  (5.10)

onde  $\omega C$  é a susceptância do capacitor shunt correspondente.

A Figura 4 ilustra um processo de controle deste tipo, onde a corrente  $I_L(\alpha)$ , a corrente do capacitor fixo  $i_C$ , a

corrente total do compensador  $i(\alpha)$  e sua correspondente componente fundamental  $i_F(\alpha)$ , são mostradas.

Na Figura, também é mostrada a forma de onda da tensão aplicada  $v_1$  e pode-se observar o que ocorre com as correntes quando o ângulo de disparo do tiristor é variado de  $90^\circ$  a  $180^\circ$ .

Da equação (5.10), pode-se também ver que, se a potência nominal do reator for maior que a do capacitor, deverá haver a possibilidade de execução da compensação abrangendo ambas as faixas, capacitiva e indutiva. Isto dependerá dos valores relativos entre  $I_C$  e  $I_{LF}(\alpha)$ , podendo-se dizer que:

- Se  $I_C > I_{LF}(\alpha)$ ,  $I_F(\alpha) > 0$  e a corrente de compensação é capacitiva; ou
- Se  $I_{LF}(\alpha) > I_C$ ,  $I_F(\alpha) < 0$  e a corrente de compensação é indutiva.

Assim, conhecida a corrente (ou susceptância) de compensação necessária, a equação (5.10) é utilizada para determinar o ângulo de disparo no qual o tiristor deverá iniciar a condução.

A equação (5.9) foi utilizada no capítulo 3 no programa destinado ao cálculo de componentes harmônicos em reatores controlados por tiristores. A forma como ela foi ali utilizada pode ser vista na seção 3.2.2.5. A Fig. 5 representa um gráfico obtido da solução desta equação, no Capítulo 3, onde está plotada a variação da magnitude da corrente fundamental, em valores percentuais da corrente nominal do reator, com o ângulo de disparo.

Quando o compensador é do tipo chaveado, este cálculo é substituído por um outro bem mais simples. Conhecida a corrente de compensação necessária, o sistema de controle precisa apenas determinar quantos steps de compensadores (capacitores ou indutores) devem ser ligados ou desligados para dar a susceptância correspondente.

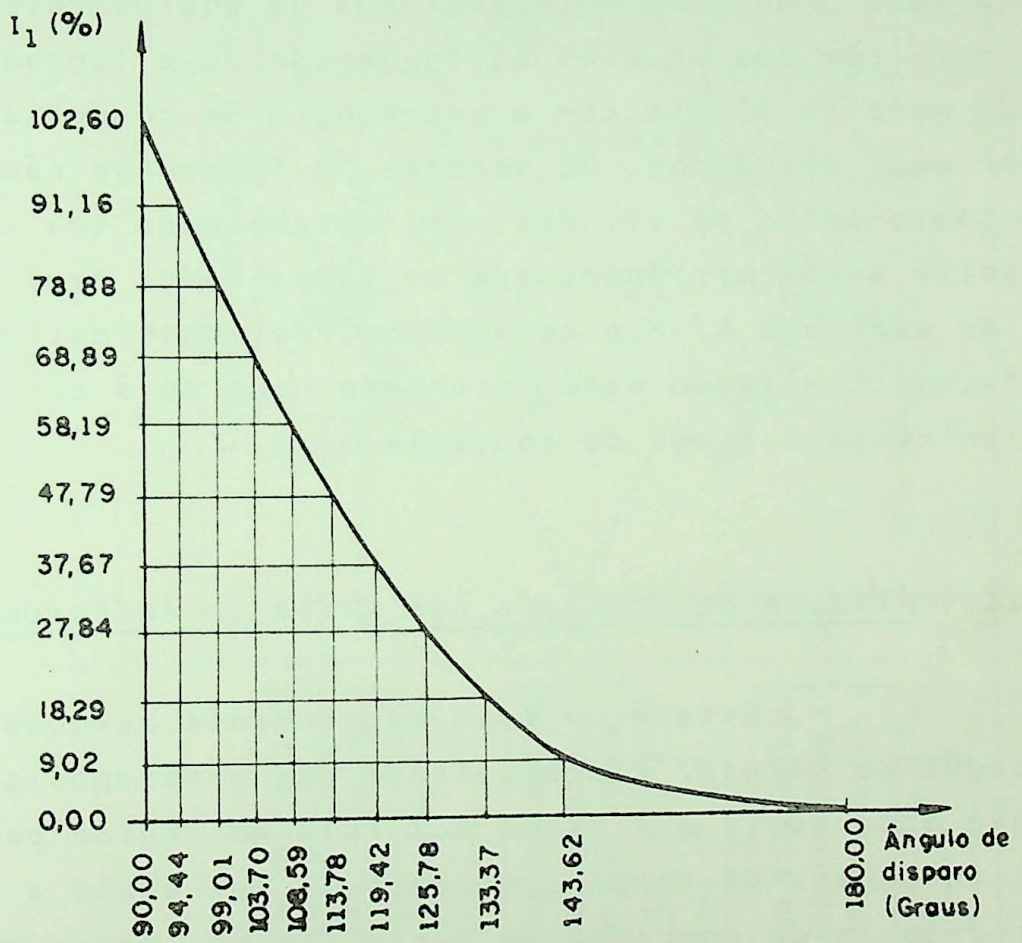


FIGURA 5 - Variação da corrente fundamental com o ângulo de disparo dos tiristores

#### 5.4 - PRINCIPAIS SISTEMAS DE CONTROLE EM USO

Na seção 5.1 foi citada a existência de três tipos principais de sistemas de controle mais utilizados atualmente. Foram também mostrados na Fig. 1, e relacionados ainda na mesma seção 5.1, alguns componentes normalmente presentes nos controladores conhecidos. Como se disse alí, foge ao objetivo desta tese a análise mais profunda do equipamento de controle, o que fará com que aqueles equipamentos cuja função não está ligada de maneira direta com a estratégia de compensação não venham a ser aqui estudados. Na verdade, o interesse não é o estudo dos componentes em si, mas sim, estabelecer uma ligação concreta entre as necessidades que um compensador deve atender, estudadas no capítulo 4, e o desempenho realmente obtido nos casos práticos. É visando este interesse que será dirigido o estudo dos principais tipos de controladores.

##### 5.4.1 - Sistema de Controle com Malha de Antecipação

Este é um tipo de controle adequado para a compensação de cargas. Ele é baseado na suposição fundamental de que a carga (e o sistema AC) está em regime permanente entre dois instantes de tempo consecutivos nos quais a corrente da susceptância de compensação varia. Então, entre estes instantes, as correntes de carga relevantes (ou impedâncias, ou potências), podem ser medidas e, delas, a corrente de compensação necessária pode ser determinada, usando equações apropriadas de regime permanente. Como a operação de cada indutor está sincronizada com a tensão fase-fase que lhe corresponde, segue que o controle é executado para cada fase em intervalos de tempo mutuamente deslocados de um terço do período da tensão do sistema AC. A figura 6 ilustra um sistema de controle típico, onde se pode ver que a compensação de cada fase é feita de forma completamente independente das outras duas fases. O cálculo das correntes de compensação pode ser baseado em um dos sistemas relevantes das relações de regime permanente dadas por (4.39), (4.49), (4.54) e (5.2) a (5.8).

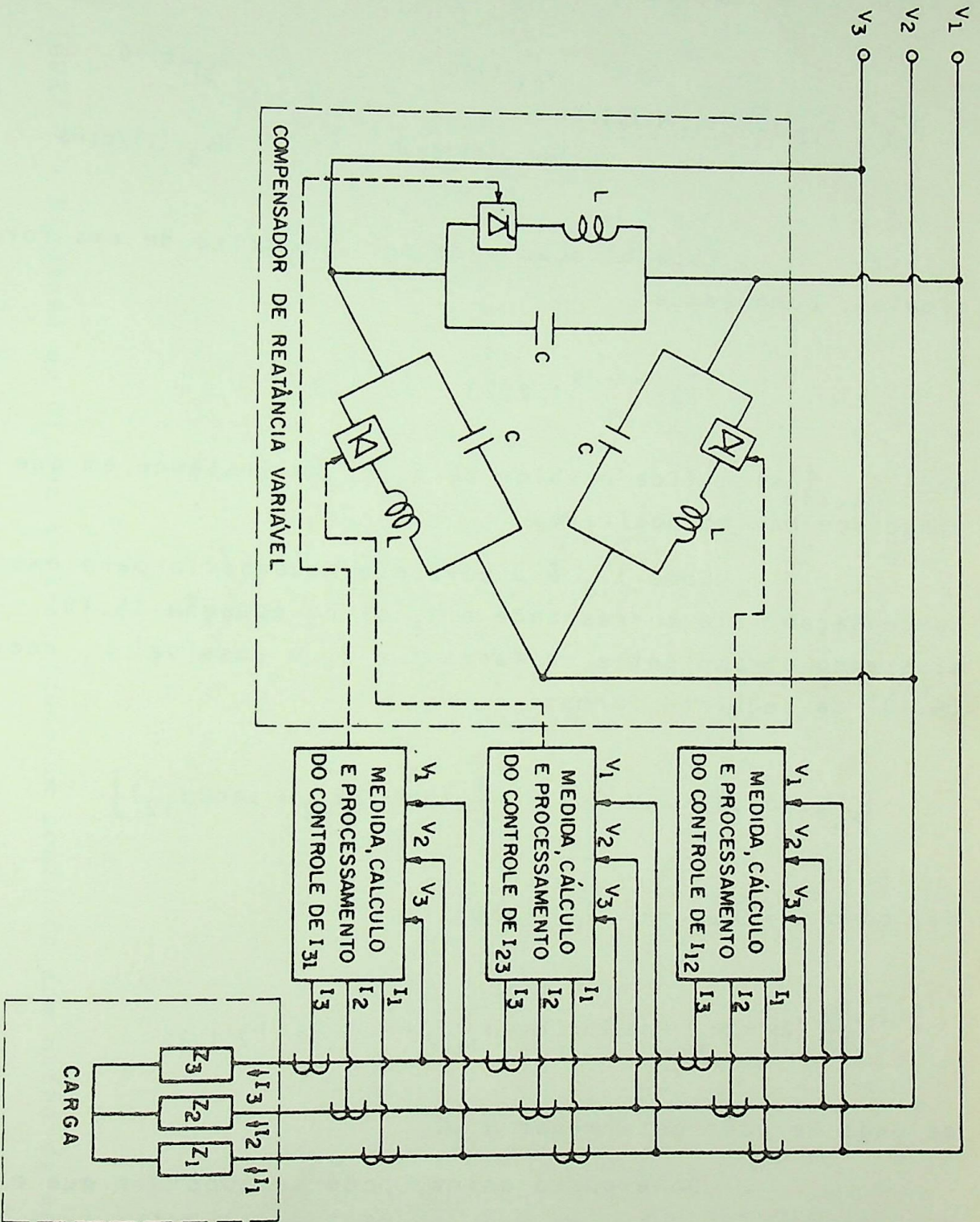


FIGURA 6 - Diagrama esquemático do controle de um compensador de cargas industriais

Como um exemplo, considere-se o uso das equações dadas em (5.2) para o controle da corrente de compensação. Para a fase 12, a compensação  $i_{12}^c$  é dada por:

$$i_{12}^c = B_{12}^c(\sqrt{3}V) = -k_1 i_2(t) \Big|_{\substack{v_{23}(t) > 0 \\ dv_{23}(t)/dt = 0}} - k_2 i_1(t) \Big|_{\substack{v_{31}(t) > 0 \\ dv_{31}(t)/dt = 0}} \quad (5.11)$$

Esta equação pode ser reescrita de uma forma mais simples, como segue:

$$i_{12}^c = -k_1 i_{2,23} - k_2 i_{1,31} \quad (5.12)$$

onde  $i_{2,23}$  significa o valor de  $i_2(t)$  no instante em que  $v_{23}$  atinge seu máximo positivo.

Como  $i_{12}^c$  é a corrente necessária para executar a compensação, ela corresponde a  $I_F(\alpha)$  na equação (5.10). Assim, ajustando o ramo entre as fases 1 e 2, é possível reescrever (5.10) da seguinte forma:

$$I_{F,12}(\alpha_{12}) = \sqrt{3}V \left[ \omega C - \frac{1}{\omega L \pi} (2\pi - 2\alpha_{12} + \sin 2\alpha_{12}) \right]$$

ou, como  $\sqrt{3}V\omega C = I_{c,12}$ , resulta:

$$\frac{\sqrt{3}V}{\omega L \pi} (2\pi - 2\alpha_{12} + \sin 2\alpha_{12}) = I_{c,12} + k_1 i_{2,23} + k_2 i_{1,31} \quad (5.13)$$

de onde se pode determinar  $\alpha_{12}$ .

Do exposto acima, pode-se concluir que o sistema de controle com malha de antecipação requer dois elementos funcionais, como ilustrado pelo diagrama de blocos da Figura 7. Um dos elementos é destinado ao cálculo da corrente desejada no indutor, o outro tem a finalidade de converter esta corrente no ângulo de disparo correspondente.

Tratando-se de um equipamento chaveado, também dois elementos funcionais são necessários. Um destina-se ao cálculo

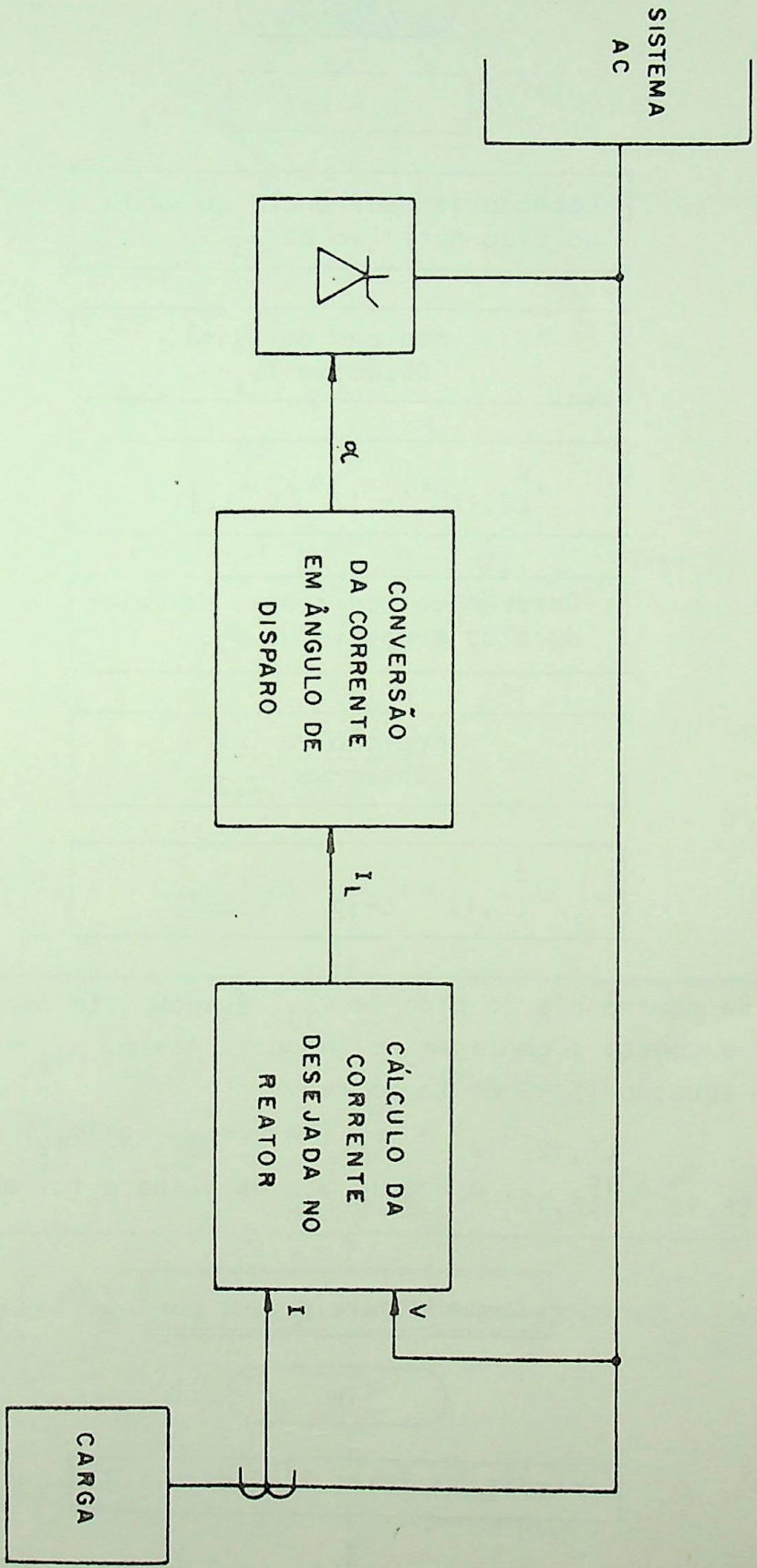


FIGURA 7 - Diagrama de blocos representando um controle com malha de antecipação

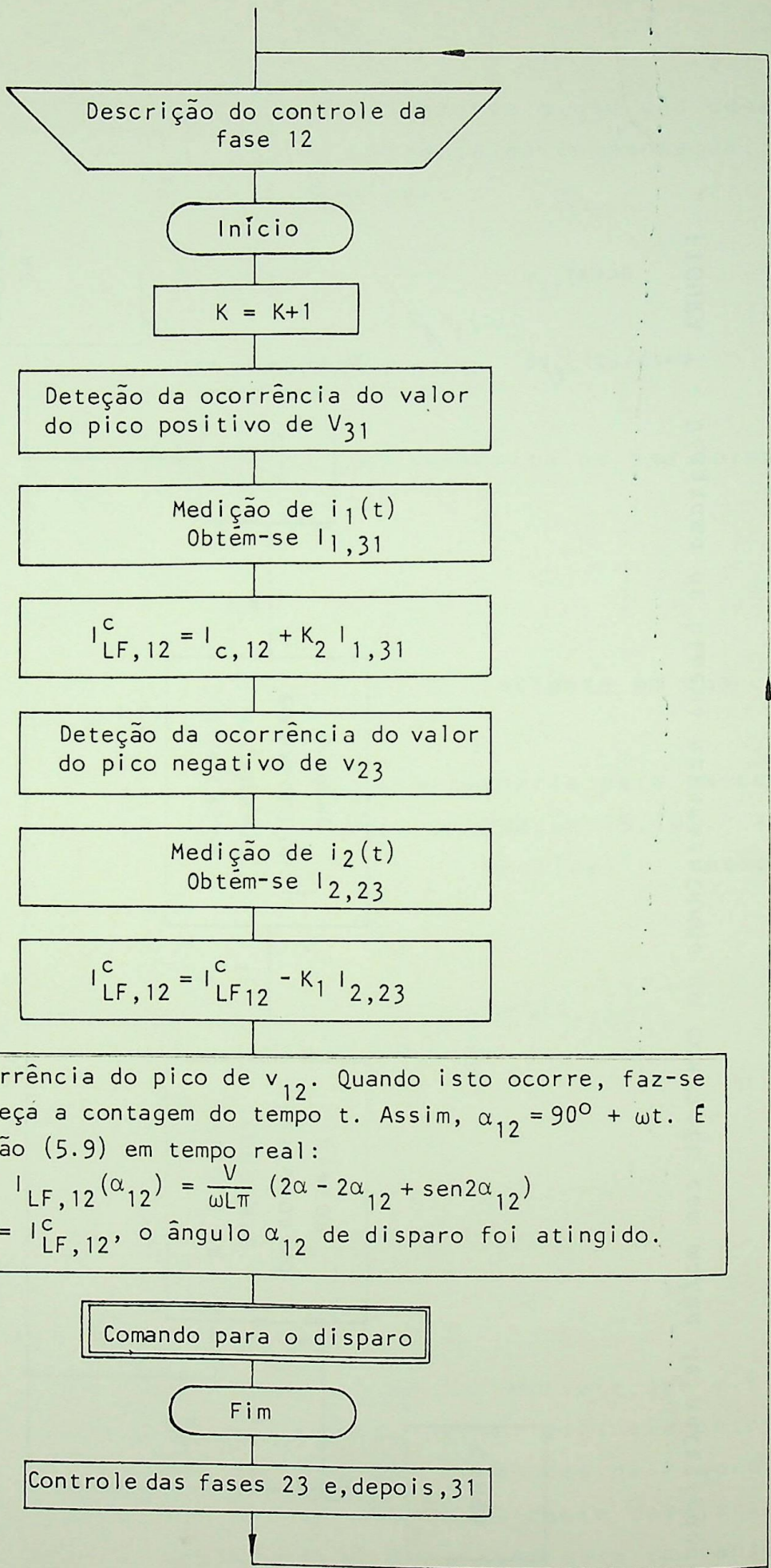


FIGURA 8 - Diagrama de blocos descrevendo um ciclo de controle completo para a fase 12

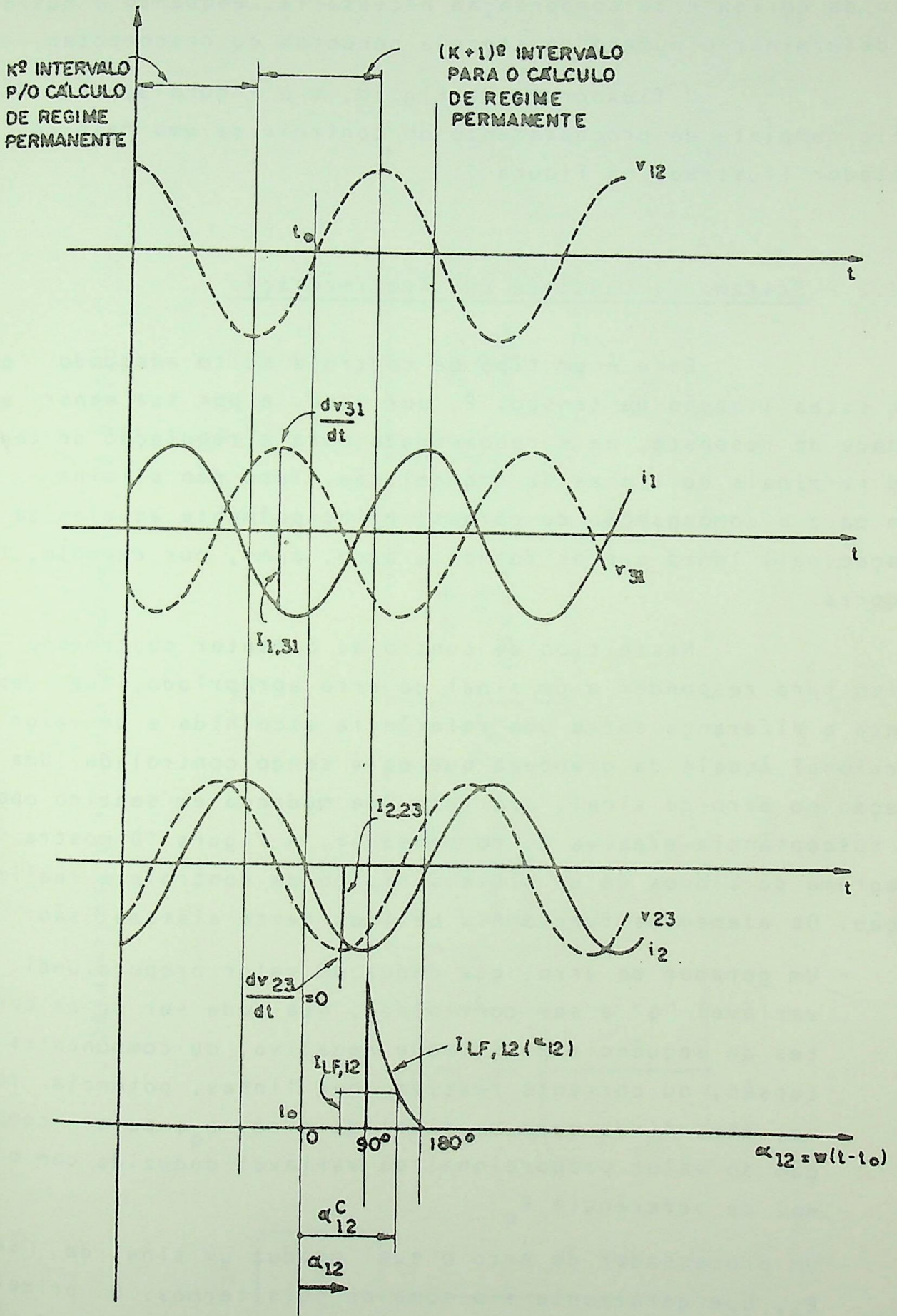


FIGURA 9 - Ilustração grãfica do processo de controle da susceptância  $B_{12}^C$ , conforme a Fig. 8

culo da corrente de compensação necessária, enquanto o outro deve determinar o número de "steps" a conectar ou desconectar.

O fluxograma da Fig. 8, e a Figura 9, dão uma idéia completa do processamento do controle de uma fase do compensador ilustrado na Figura 7.

#### 5.4.2 - Sistema de Controle por Realimentação

Este é um tipo de controle muito adequado para dar estabilização de tensão. É, por isto, e por sua menor velocidade de resposta, mais recomendado para a regulação de tensão nos terminais de linhas de transmissão. Isto não elimina seu uso para a compensação de cargas, principalmente aquelas de variação mais lenta que os fornos a arco, como, por exemplo, laminadores.

Neste tipo de controle, o reator controlado é feito para responder a um sinal de erro apropriado, que representa a diferença entre uma referência escolhida e um valor proporcional àquele da grandeza que está sendo controlada. Uma variação no erro de sinal, acarreta uma mudança em sentido oposto na susceptância efetiva do compensador. A Figura 10 mostra o diagrama de blocos de um sistema típico de controle a realimentação. Os elementos funcionais básicos deste sistema, são:

- Um gerador de erro, que deduz um valor proporcional da variável "q" a ser controlada, que pode ser ou as correntes de sequência positiva e negativa, ou componentes de tensão, ou corrente reativa, nas linhas, potência reativa, etc. Ainda gera um sinal de erro,  $e_q$ , pela comparação do valor proporcional da variável deduzida com o sinal de referência  $R_q$ .
- Um processador de erro o qual produz um sinal de saída  $E_q$ , que geralmente é a soma de dois termos. O primeiro, é proporcional ao sinal de erro,  $e_q$ , e o segundo é proporcional à integral de  $e_q$ .
- Um conversor de erro em ângulo de disparo (ou número de "steps" de compensadores a ser chaveado, no caso dos equi

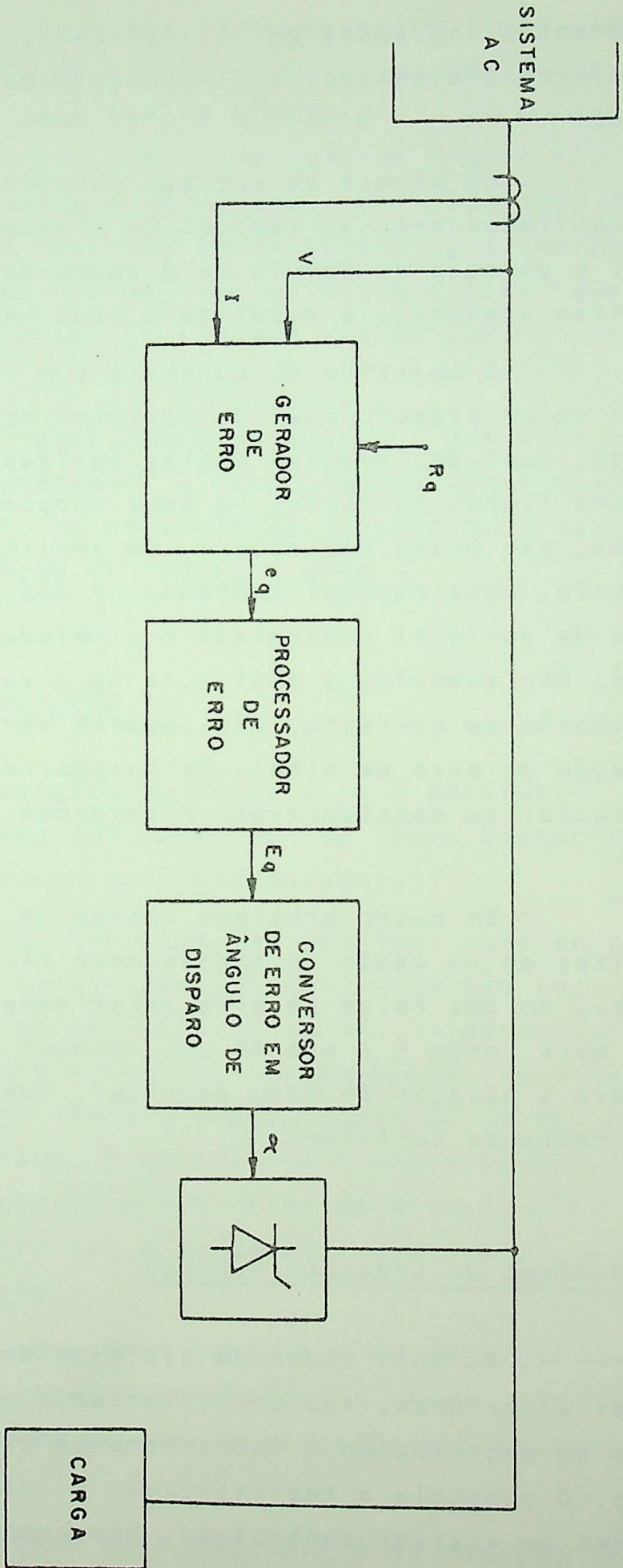


FIGURA 10 - Sistema de controle a realimentação

pamentos chaveados por tiristores), que converte o sinal de erro processado,  $E_q$ , no ângulo de disparo dos tiristores.

Os sinais de entrada do controlador são as correntes das linhas e/ou as tensões do sistema AC. Como no caso anterior, a geração do ângulo de disparo deve ser sincronizada com a tensão adequada, e repetida a cada meio ciclo.

O objetivo do controle com realimentação é manter algum valor proporcional da variável controlada em um nível estipulado. Contudo, algumas destas variáveis, tais como, tensões de uma linha, correntes, e seus componentes constituintes relevantes, são ondas periódicas com amplitudes flutuantes e, além do mais, considerável conteúdo harmônico. Por esta razão, a escolha da variável controlada e o método de medição, são importantes. Por exemplo, a amplitude ou o valor medido de uma onda de tensão ou corrente, não deveria ser um parâmetro adequado à geração de erro de sinal. Os harmônicos (e os ruídos elétricos) causariam consideráveis alterações na variável controlada.

Um outro problema reside no fato de as medições serem feitas em um tempo de apenas meio ciclo, o que resulta, como se sabe, em uma faixa de erro relativamente grande. Desta maneira, o mais comum é o uso de uma relação da quantidade de potência para a geração do erro de sinal, que até aqui tem se mostrado bastante confiável.

#### 5.4.3 - Sistema de Controle Híbrido

Os dois tipos de sistemas de controle estudados nas seções anteriores, são complementares entre si. O controle com malha de antecipação é inerentemente estável e pode ser feito rápido. O controle a realimentação é inerentemente tolerante a variações no sistema controlado, bem como nos elementos do controle, e pode ser feito com muita precisão. Por isso, eles estão sendo bastante usados atualmente nos sistemas de controle práticos. Um esquema utilizado, por exemplo, para prover um controle preciso da corrente desejada no reator para a conversão

em ângulo de disparo, pode ser implementado e feito, independentemente dos parâmetros do circuito, pela introdução de uma realimentação negativa, como indica a figura 11. Um outro esquema comum de controle híbrido, está mostrado na figura 12. Neste, uma realimentação é usada para sobrepor uma regulação de tensão terminal, enquanto um controle em malha aberta é empregado para suprir uma compensação rápida, devido às variações também rápidas da carga. É, portanto, um esquema válido para a compensação de fornos a arco.

Desta forma, pode-se concluir que este é um sistema de controle recomendável a condições de uso bastante diversas como, por exemplo, no controle de tensões em linhas de transmissão ou na compensação de fornos a arco.

### 5.5 - O PROBLEMA DA MEDIÇÃO

Pelo exposto na seção 5.4, é possível concluir que a eficiência da medição contribui de forma bastante decisiva para o bom funcionamento do compensador.

Para se obter uma boa medição, como se viu, é necessário consumir um certo tempo, o qual pode não ser compatível com a velocidade de variação da carga. Surge assim o inevitável compromisso entre a rapidez e a precisão. Dois métodos básicos de medição foram desenvolvidos, cada um deles atendendo a um destes compromissos. O mais rápido (menos preciso) é adequado ao sistema de controle com malha de antecipação, enquanto o mais lento (mais preciso) é compatível com o sistema de controle com realimentação.

O processo mais lento é o de "medição escalonada" que possui uma boa relação sinal/ruído, e chega, em alguns casos, a consumir um tempo de até um ciclo para a aquisição da resposta.

O processo mais rápido é o de medição analógica que, embora menos preciso, pode chegar a dar uma resposta em um tempo correspondente a um quarto de ciclo.

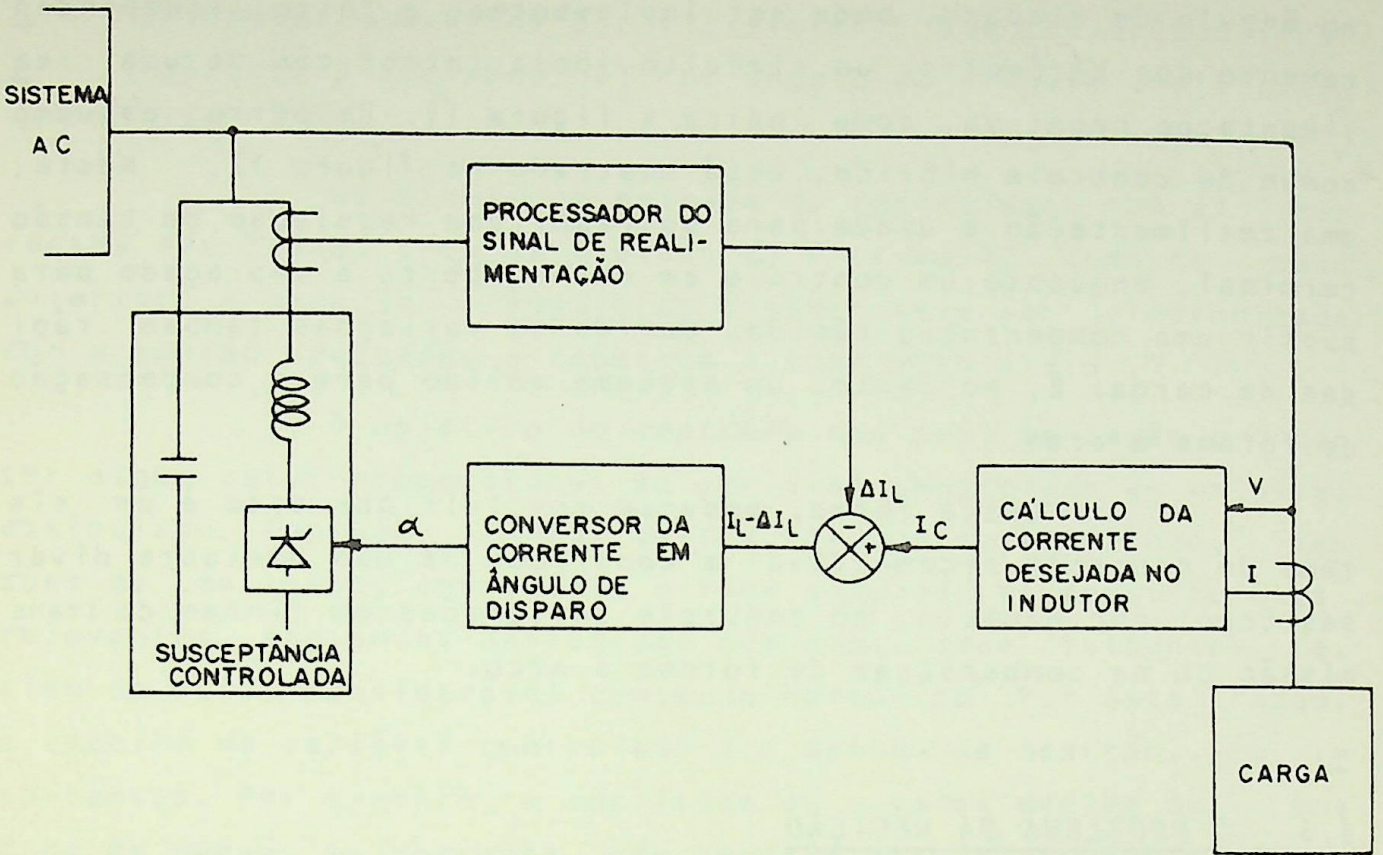


FIGURA 11 - Realimentação negativa para aperfeiçoar o sinal de corrente desejado no reator

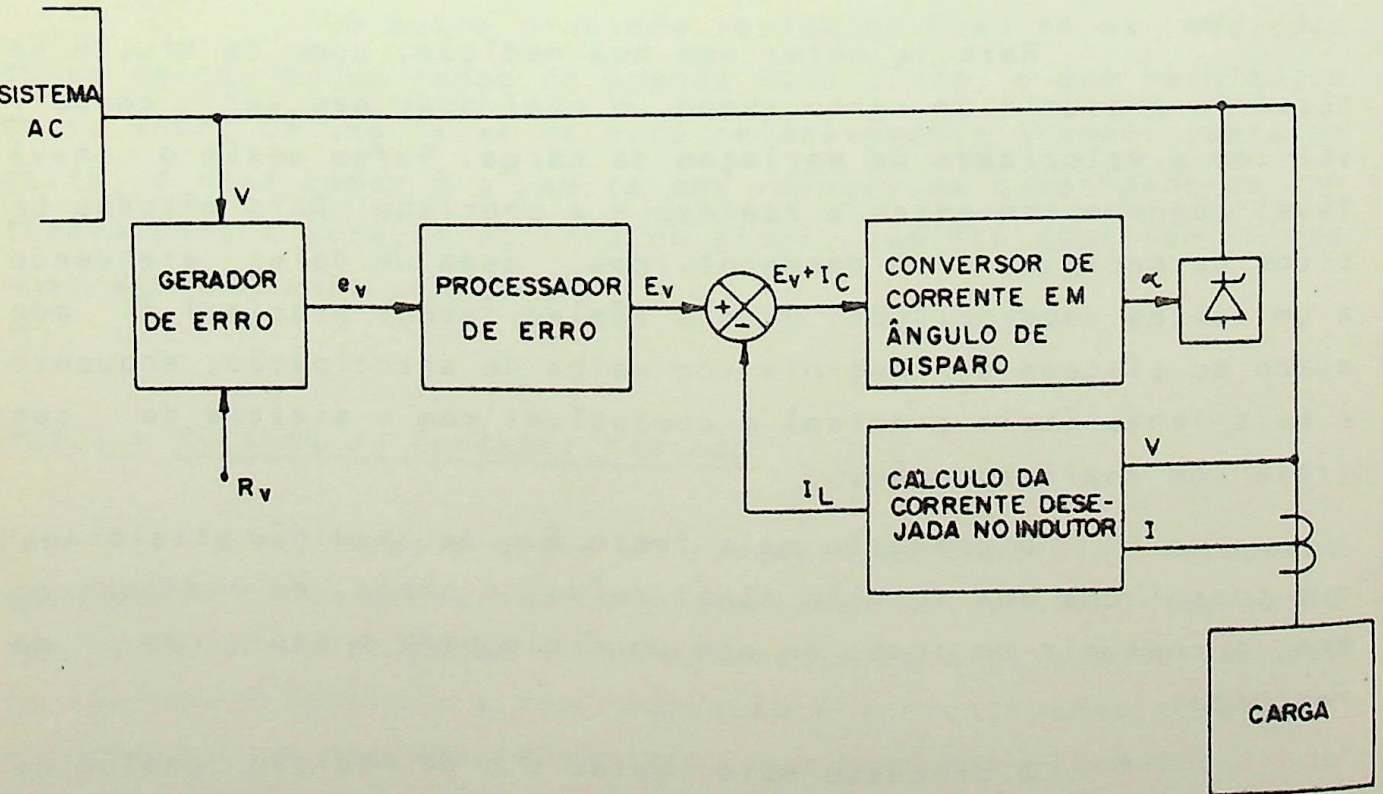


FIGURA 12 - Sistema de controle em malha aberta superposto ao sistema de regulação de tensão com realimentação

## 5.6 - ADAPTAÇÃO AOS CAPACITORES CHAVEADOS POR TIRISTORES

Em se tratando de capacitores chaveados por tiristores, já foi visto no Cap. 2 que o controlador apenas determina quantos "steps" de capacitores estão sendo solicitados, de acordo, também, com o nível de tensão na barra e com a quantidade de reativos solicitada pela carga, o que difere dos reatores controlados cujo controle estabelece o nível de compensação pelo ângulo de disparo. Conforme foi visto alí, para o caso de capacitores chaveados, o ângulo de disparo é fixo, e de  $90^\circ$ . Um controle adicional faz com que os capacitores na "espera" sejam mantidos carregados no valor de pico (positivo ou negativo) da tensão. O controle de sincronização, portanto, deverá detectar o valor instantâneo da tensão e determinar que o disparo só se efetue quando este atingir a tensão na qual estiver polarizado o capacitor. Isto faz com que o ângulo de disparo também possa ser acrescido de  $180^\circ$  (ficando em  $270^\circ$ ), acarretando numa maior lentidão no tempo de resposta global que poderá chegar a 2 ciclos. Apesar destas diferenças, vistas de uma forma geral, a sistemática de controle não difere daquela vista na seção anterior.

## 5.7 - CONCLUSÕES

Foi dada, desta forma, uma noção geral da atuação do controle do sistema de compensação. Viu-se que este controle procura, na medida do possível, fazer o compensador atuar dentro daquilo que ficou estabelecido no Cap. 4. Evidentemente, dada a impossibilidade de conciliar rapidez com precisão, a atuação do compensador não será exatamente a idealizada naquela ocasião. Além do mais, como foi citado alí mesmo, fatores econômicos ainda justificam que não se tenha por objetivo a correção em 100% de todos os problemas causados pela carga, o que torna ainda mais satisfatório tal serviço de controle.

É claro que, numa análise mais acurada, muito de veria ser dito ainda sobre esta parte do sistema de compensação. Entretanto, isto exigiria um conhecimento mais profundo de cada

sistema existente que, como se disse, pode sofrer profundas va  
riações de acordo com o fabricante. O objetivo deste capítulo,  
contudo, foi menos abrangente, pois foi apenas de relacionar a  
solicitação feita ao compensador, estudada no Cap. 4, com o  
sistema de controle, mostrando como este pode cumprir o objeti  
vo desejado.

## CAPÍTULO 6

### REPRESENTAÇÃO DE COMPENSADORES ESTÁTICOS PARA A ANÁLISE DOS SISTEMAS DE POTÊNCIA

#### 6.1 - INTRODUÇÃO

O assunto que será visto neste capítulo pode, "a priori", parecer tratar-se de algo fora do objetivo desta tese. Isto porque, desde o início, estabeleceu-se o interesse de desenvolver o trabalho sob o ponto de vista do sistema industrial (o consumidor onde está instalado o compensador), já que a instalação de um compensador é uma preocupação muito mais deste que da concessionária. É claro que isto não significa que o sistema supridor não seja afetado pelas flutuações de carga e consumo de reativos por parte dos consumidores pois, muito pelo contrário, já foi bastante enfatizado neste trabalho o alto grau desta influência. Contudo, as pesadas multas tarifárias impostas pelo fornecedor às indústrias "geradoras de problemas", justificam a preocupação, aparentemente unilateral, por parte dos consumidores, com a instalação dos compensadores estáticos. Estes comentários foram aqui introduzidos com a finalidade de lembrar o efeito das cargas intermitentes no sistema de potência supridor, com a conseqüente influência, no mesmo grau de importância, da presença do compensador no barramento consumidor. Desta maneira, é fácil entender a grande importância, para os estudos da operação do sistema de potência, de um bom conhecimento do que ocorre na indústria consumidora e, portanto, do comportamento do compensador. É isto que justifica a introdução deste capítulo nesta tese, que terá por finalidade estabelecer os modelos adequados dos compensadores para os estudos de análise dos sistemas de potência.

Serão visados aqui o preparo dos modelos para os dois principais estudos relacionados com a operação do sistema de potência, que são o estudo de fluxo de carga e o de curto-circuito em regime permanente. Quanto a fenômenos transitórios, já

foi comentado no Cap. 2 que nos compensadores utilizados atualmente, eles são raros, e, além disso, de pequena influência para o sistema de potência. Um problema, em particular, foi motivo de preocupação durante a confecção deste trabalho mas, infelizmente, a exiguidade de tempo disponível associada à complexidade do problema impediram a obtenção de um resultado definitivo. Trata-se do efeito transitório causado pela presença dos bancos de capacitores fixos nos sistemas de compensação quando da ocorrência de um curto-circuito no lado primário (alta tensão) do transformador da carga. Este problema, e as conclusões tiradas sobre ele, estão expostas na seção 6.4, antes do final do capítulo.

A seção 6.2 tratará da modelagem do compensador para estudos de fluxo de carga, enquanto a seção 6.3 se destinará ao modelo para curto-circuitos em regime permanente.

## 6.2 - REPRESENTAÇÃO DE COMPENSADORES VISANDO O ESTUDO DE FLUXOS-DE-CARGA

A característica mais importante de um compensador estático para um estudo de fluxo de carga é a relação entre a tensão e a corrente em seus terminais, tal qual é determinada pelo sistema de controle. A característica apresentada por um compensador dado deve ser válida para seu funcionamento em regime permanente, à frequência nominal, em condições de equilíbrio, e deve cobrir toda a gama de tensões de operação normais e anormais. As perdas ativas do sistema de compensação estática são normalmente desprezíveis nos estudos de fluxo de potência. A representação habitual para os compensadores é válida em regime equilibrado, mas não para uma representação por componentes simétricos de um regime desequilibrado. Isto se deve ao fato de os compensadores serem essencialmente não lineares, o que impede a decomposição de seus parâmetros em componentes simétricos.

Também é possível exprimir as características dos compensadores estáticos em função da potência reativa ou da impedância. As convenções relativas ao sentido de transmissão da potência reativa devem sempre ser claramente indicadas, como mostra a Fig.1, onde um capacitor é considerado como um gerador de reativos, e um reator como um consumidor.

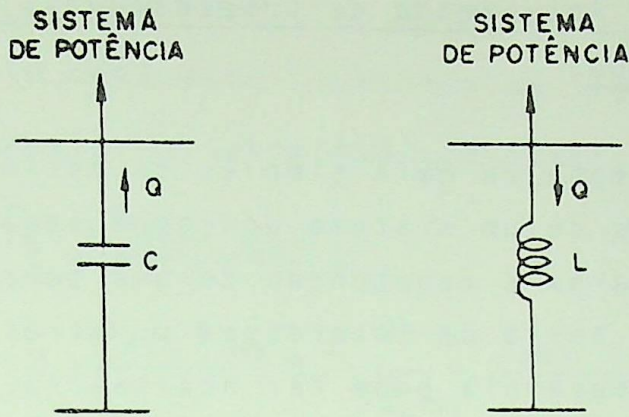


FIGURA 1 - Convenções para a representação de compensadores estáticos em estudos de fluxo de carga

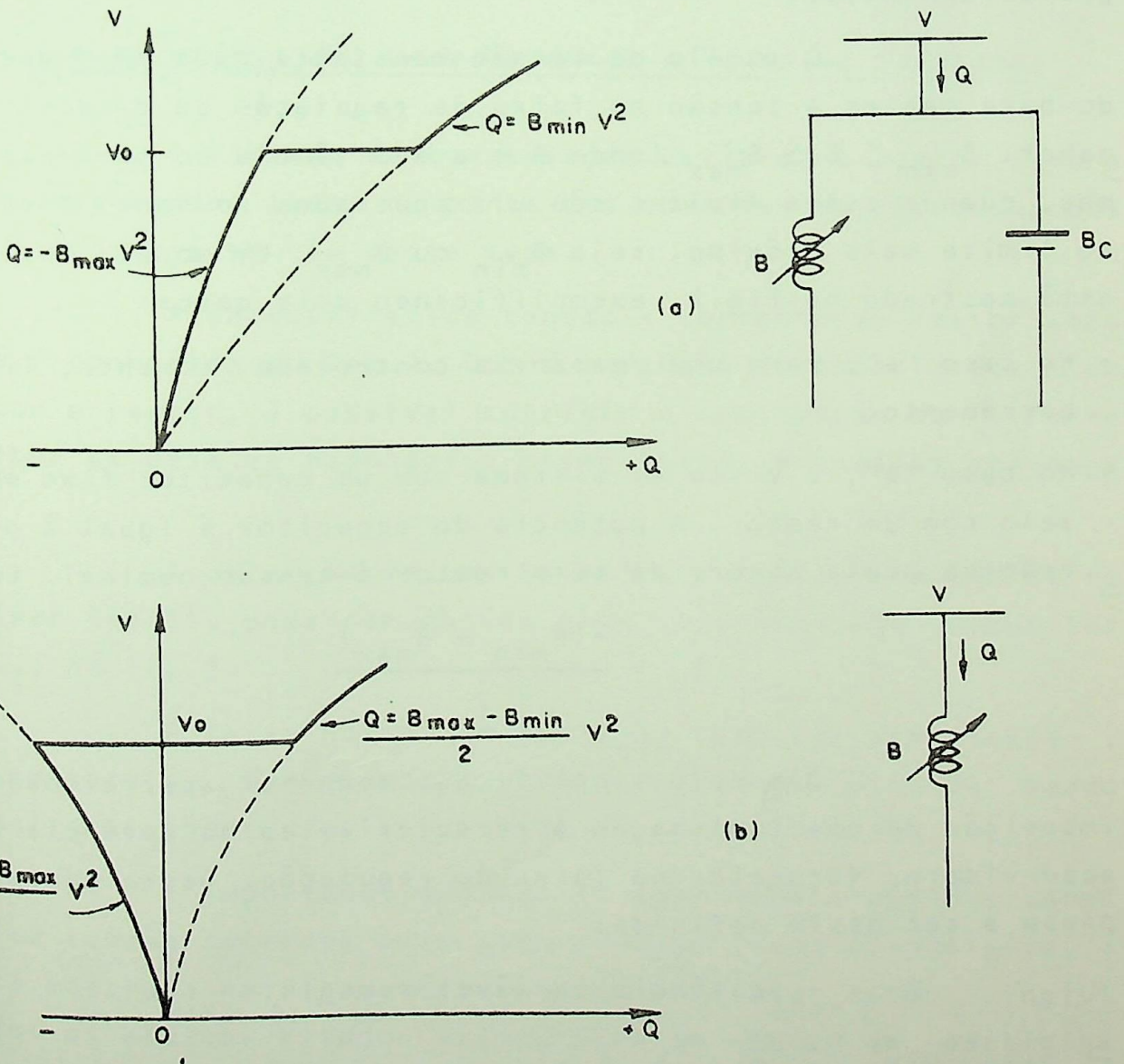


FIGURA 2 - Característica simplificada em tensão constante  
 a) reatância em paralelo com condensador fixo  
 b) reatância somente

### 6.2.1 - Modelagem Aproximada de Compensadores, Independentemente do seu Tipo

A maneira mais simples de estimar a eficiência e as características de um sistema de compensação estática é impor ao fluxo de carga a manutenção de uma tensão constante  $V_0$ , seja diretamente na barra de interesse, ou atrás de uma reatância especificada. A reatância pode ser necessária, ou para assegurar a repartição da potência reativa absorvida ou fornecida entre vários compensadores em paralelo, ou simplesmente para permitir a convergência da solução. Uma representação simples em tensão constante permite melhor entender a faixa de potências reativas necessárias à regulação da tensão nas condições de funcionamento pré-determinadas.

O modelo de tensão constante pode ser aperfeiçoado para manter a tensão na faixa de regulação do dispositivo, a saber:  $B_{\min} \leq B \leq B_{\max}$  (onde  $B$  é a admitância do compensador), mas, quando estes limites são ultrapassados se toma o valor fixo limite mais próximo, seja  $B_{\min}$  ou  $B_{\max}$ . Um modelo deste tipo está mostrado na Fig.2, exemplificando dois casos:

- No caso "a", para uma reatância controlada, somente, ligada ao barramento;
- No caso "b", é visto um sistema com um capacitor fixo em paralelo com um reator. A potência do capacitor é igual à potência reativa média absorvida pelo reator à tensão nominal. Logo:

$$B_c = \frac{-(B_{\min} + B_{\max})}{2} \quad (6.1)$$

O modelo simplificado pode ser aperfeiçoado pela imposição de uma inclinação à característica da potência reativa absorvida ou fornecida na faixa de regulação. Desta maneira,  $Q$  passa a ser assim definida:

- Reatância variável somente:

$$\begin{aligned} \text{a) Para } V < V_1 & \rightarrow Q = -B_{\max} V^2 \\ \text{b) Para } V_1 \leq V \leq V_2 & \rightarrow Q = -B_{\max} V_1^2 + \left( \frac{V - V_1}{V_2 - V_1} \right) (-B_{\min} V_2^2 - B_{\max} V_1^2) \end{aligned} \quad (6.2)$$

c) Para  $V > V_2 \rightarrow Q = -B_{\min} V^2$

Este caso está ilustrado na Fig.3.

- Reator em paralelo com capacitor fixo:

a) Para  $V < V_1 \rightarrow Q = \frac{B_{\min} - B_{\max}}{2} V^2$

b) Para  $V_1 \leq V \leq V_2 \rightarrow Q = \frac{B_{\min} - B_{\max}}{2} V_1^2 + \left( \frac{V - V_1}{V_2 - V_1} \right) \left( \frac{B_{\max} - B_{\min}}{2} V_2^2 + \frac{B_{\min} - B_{\max}}{2} V_1^2 \right)$

c) Para  $V > V_2 \rightarrow Q = \frac{B_{\max} - B_{\min}}{2} V^2$  (6.3)

A figura 4 ilustra este caso.

### 6.2.2 - Representação dos Compensadores a Reatores Saturados

O sistema de compensação estática a reator saturado pode compreender todos ou parte dos componentes representados na Fig.5, como já se viu nesta tese.

A característica tensão x corrente do reator saturado já é conhecida do Cap.2. Com a inserção de capacitores em série com o reator, é possível corrigir a inclinação da forma que melhor se deseje, podendo-se mesmo torná-la nula ou até negativa.

A obtenção de uma faixa de geração de potência reativa (ver Cap.2), pode ser obtida pela instalação do capacitor shunt  $C_2$ , na Fig.5.

A faixa normal de operação pode ser modificada, quando em serviço, aumentando ou diminuindo a potência do banco de capacitores shunt e/ou o banco de reatores lineares.

É importante não omitir aqui aquela que é a característica tensão-corrente mais generalizada deste dispositivo, e que está mostrada na Fig.6. Nesta característica, estão incluídos todos os efeitos citados acima, além do efeito da participação do transformador de tap variável que tem o comportamento semelhante ao de um regulador da tensão de saturação do compensador.

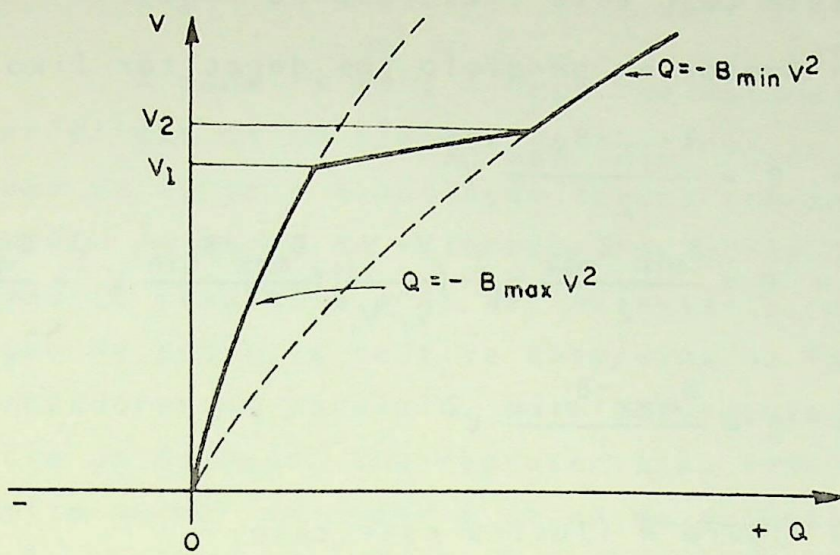


FIGURA 3 - Característica simplificada com inclinação na faixa de regulação: reator controlado somente

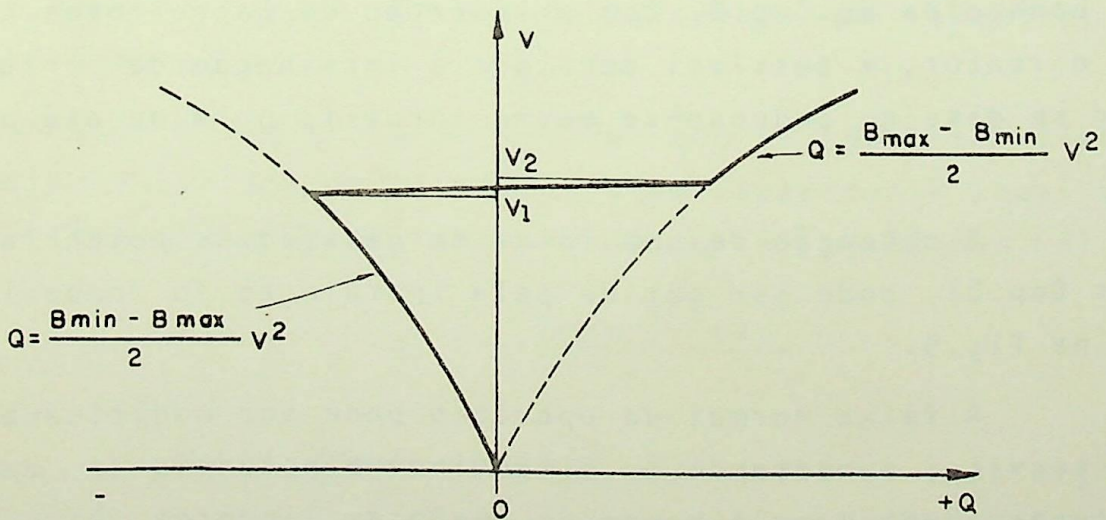
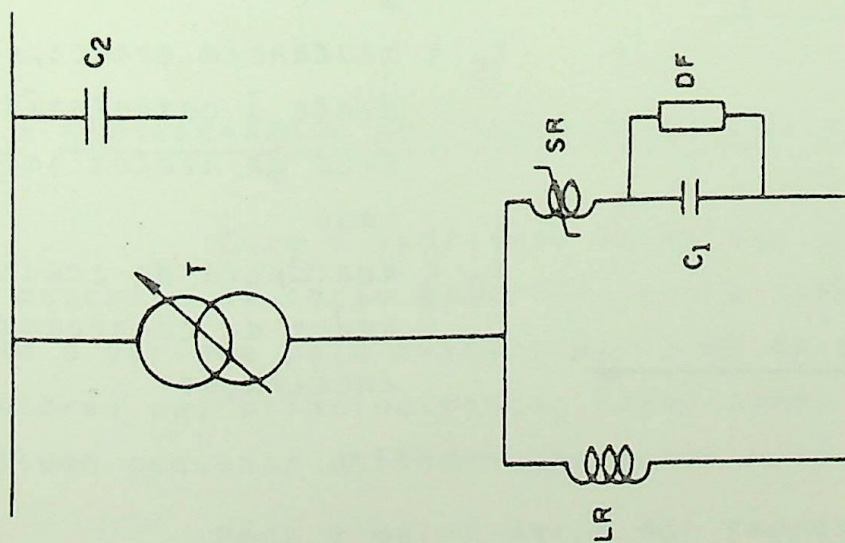


FIGURA 4 - Característica simplificada com inclinação na faixa de regulação: reator variável em paralelo com capacitor fixo



T : Transformador de tap variável

SR : Reator saturado

C<sub>1</sub> : Condensador para correção de inclinação

DF : Filtro amortecedor para SC

LR : Reator linear

C<sub>2</sub> : Capacitor shunt fixo

FIGURA 5 - Sistema de compensação estática com regulação inerente (reator saturado)

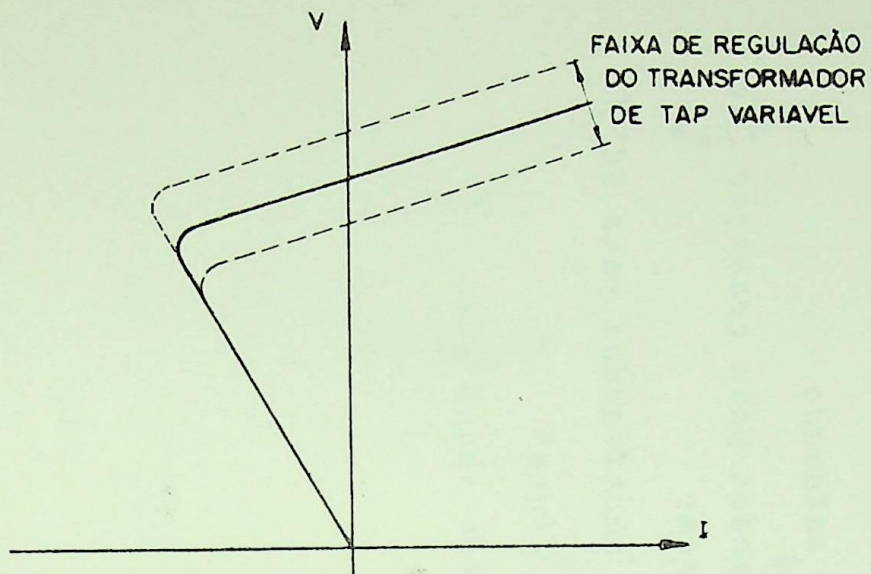
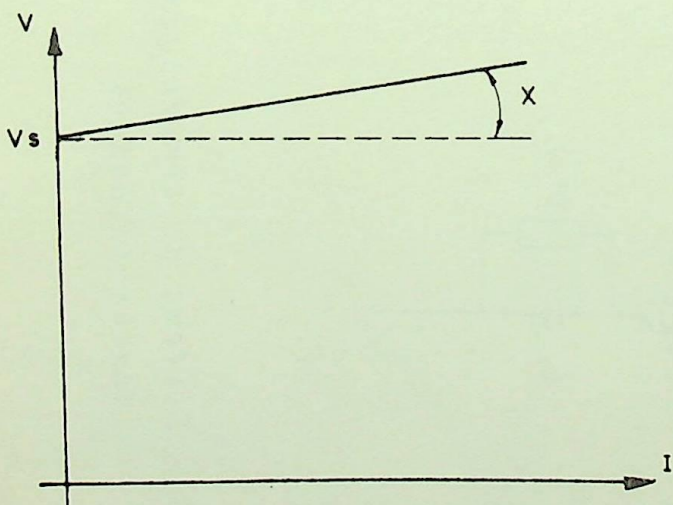


FIGURA 6 - Característica  $V \times I$  de um compensador a reator saturado



$V_S$  = tensão de saturação

$$X = X_S - X_C$$

$X_S$  = reatância correspondente à característica do reator saturado

$X_C$  = reatância do condensador de correção de inclinação

FIGURA 7 - Característica  $V \times I$  do reator saturado para a modelagem de fluxo de carga

Para um estudo de fluxo de carga, os elementos lineares são representados separadamente, da maneira convencional. O reator saturado é representado por uma tensão constante  $V_s$  atrás de uma reatância  $X_s$ , com um dispositivo de corte, o qual age no sentido de evitar que a potência reativa absorvida  $Q$  se torne negativa. Esta primeira aproximação está representada na Fig.7.

### 6.2.3 - Representação dos Dispositivos Controlados por Tiristores

Já se sabe dos capítulos anteriores que os sistemas de compensação estática desta natureza combinam um banco de capacitores fixo ligado ao neutro, com um dispositivo de regulação de potência reativa a tiristores. Como o fluxo de corrente no reator é variável pelo controle dos tiristores, o reator opera como uma indutância variável.

O princípio de regulação utilizado para a emissão de pulsos de disparo se comporta como um comando equilibrado ou individual. Sua representação para estudos de fluxos de carga será como a vista na seção 6.2.1.

### 6.2.4 - Representação de Dispositivos Chaveados por Tiristores

Este dispositivo é, em sua concepção, análogo à aquele descrito na seção anterior, com a diferença que agora a reatância é variada pela entrada ou saída de serviço dos "escalões" de reatores ou, principalmente, capacitores individuais, que constituem pequenas unidades nas quais está dividido o conjunto.

Para a maior parte das representações destinadas aos estudos de fluxos de carga, este sistema de compensação pode ser considerado como um dispositivo de ação reguladora contínua, como na seção 6.2.1, já que seus "steps" de potência sempre são menores que 10% da potência nominal total do compensador. Nesta situação, portanto, a representação da seção 6.2.1 é válida para estes dispositivos.

Para cálculos mais precisos, pode-se fazer consi

derações que respeitem a natureza discreta dos "steps" de potência do compensador.

### 6.3 - REPRESENTAÇÃO DE COMPENSADORES VISANDO ESTUDOS DE CURTO-CIRCUITO EM REGIME PERMANENTE SIMÉTRICOS E ASSIMÉTRICOS

Na maior parte das vezes, não há necessidade de preocupação com a representação de dispositivos estáticos shunt nos estudos de correntes de curto-circuito em regime permanente, desde que, com uma boa aproximação, as cargas shunt podem ser desprezíveis em tais cálculos. Isto é verdadeiro particularmente quando as correntes de curto-circuito são muito superiores às correntes de carga normais. Todavia, quando as correntes de curto-circuito são comparáveis às correntes de carga, como no caso de pontos remotos na rede de impedância relativamente alta, a representação do compensador estático pode se tornar importante. Isto é particularmente válido para estudos de relés de proteção.

Para curto-circuitos equilibrados, a representação dos compensadores estáticos não difere da representação destinada aos estudos de fluxo de carga descritos acima.

Para defeitos assimétricos, em primeira aproximação, em muitos casos, esta representação pode ser feita diretamente. Isto é válido, por exemplo, para o caso onde as tensões das diferentes fases assumem valores que levam as susceptâncias do compensador a um de seus limites, superior ou inferior, onde este valor é o adotado. Neste caso, as reatâncias das diferentes fases podem ser representadas da mesma maneira que as cargas de sequilibradas, sendo possível a aplicação do método das componentes simétricas.

É teoricamente possível introduzir um modelo numérico (ou analógico) das relações tensão-corrente ou tensão-potência reativa para assegurar que a reatância representada em qualquer fase está de acordo com a tensão da mesma fase. Segundo o grau de complexidade do programa, ou da representação analógica, a solução correta pode ser obtida, ou diretamente, ou por aproximações sucessivas. Foi possível verificar, embora sem que se estivesse visando este mesmo estudo que agora se faz, no Capítulo 3, esta forma de relacionamento entre a tensão na fase e a sus

ceptância do compensador a ela ligada, quando da formulação para a determinação do ângulo de disparo e do ângulo de bloqueio do tiristor (no caso de reator controlado), ou para a determinação do ângulo de condução, em cada meio ciclo, do reator saturado. Como se sabe, o ângulo de condução, ou o ângulo de disparo, conforme o caso, e a tensão aplicada ao compensador que a este ângulo corresponde, definem perfeitamente a reatância do compensador. No Capítulo 3, as expressões obtidas para este relacionamento, como ali se viu, necessitaram processos iterativos para sua solução por se tratarem de equações transcendentais. Este procedimento, como já foi frizado anteriormente neste capítulo, não é praticamente aplicável ao emprego de representações por componentes simétricas. Para que seja possível esta representação, já foi dito que a possibilidade da consideração de a susceptância permanecer constante em um dos seus valores limites, é necessária. Assim, o meio mais prático de obter a solução de tais problemas na forma mais detalhada, é pela utilização de uma representação trifásica completa.

No caso de dispositivos a reatores saturados ou a reatores controlados por tiristores que possuem enrolamentos polifásicos, é preciso levar em conta o acoplamento natural entre os enrolamentos e, eventualmente, consultar o fabricante.

#### 6.4 - EFEITO TRANSITÓRIO CAUSADO PELOS CAPACITORES FIXOS DE COMPENSADORES QUANDO DA OCORRÊNCIA DE CURTO-CIRCUITOS

Considere-se o sistema industrial da Fig. 8, o qual pode ser tomado como bastante generalizado. Para dar mais generalidade à figura, pode-se considerar que o "bloco" correspondente ao absorvedor tanto pode se tratar de um reator saturado, como de um reator controlado por tiristores, ou de um banco de capacitores chaveados por tiristores.

Como os sistemas industriais de tal porte são sempre conectados a sistemas de potência de elevados níveis de falta e, além disso, geralmente bastante ramificados, um raciocínio lógico leva a concluir que, mesmo para estudos transitórios, o efeito de descarga dos capacitores fixos  $C$  não deve ser considerável quando da ocorrência de faltas no sistema de potência.

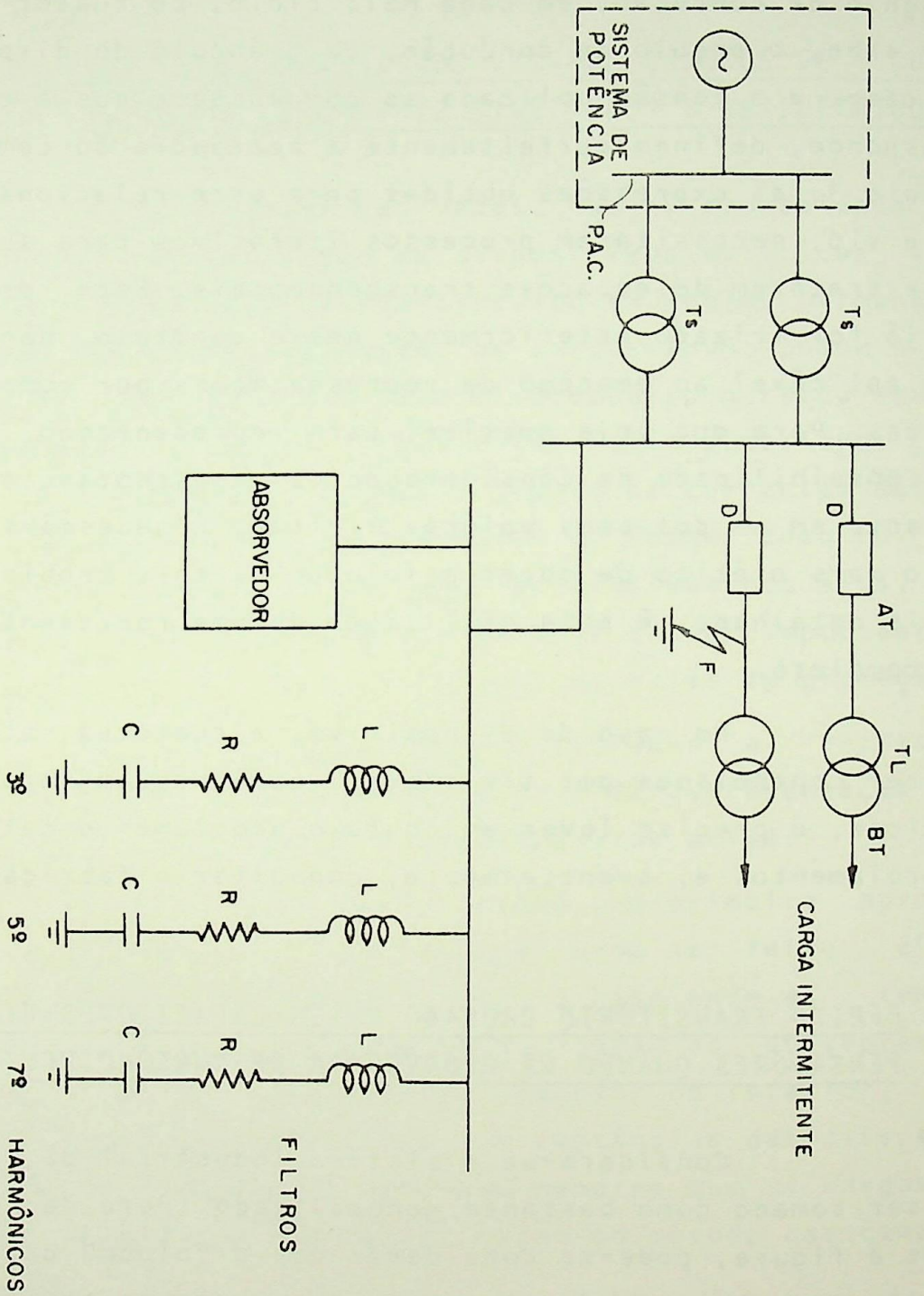


FIGURA 8 - Sistema industrial genérico contendo carga intermitente e com pensador estático, para estudo da falta F

Os transformadores adequados a cargas intermitentes são de constituição especial possuindo, geralmente, reatâncias bastante elevadas, de forma que para curto-circuitos em seu lado de baixa tensão não sofrem efeitos transitórios de descarga por parte dos capacitores fixos C. Aliás, quando as cargas são fornos a arco, os curto-circuitos constituem parte da própria característica de operação normal da carga, sendo o exemplo mais claro da importância da reatância do transformador ( $T_L$  na Fig.8) para que tais efeitos não existam.

Finalmente, há a possibilidade de ocorrência de curto-circuitos no lado de alta tensão dos transformadores das cargas ( $T_L$ ) como assinalado pela falta "F" na Fig.8. Este parece ser um caso de real importância, pois a impedância entre o conjunto de capacitores fixos e o ponto de falta é muito baixa, acarretando um efeito violento que precisa ser levado em conta quando do dimensionamento dos disjuntores D. Uma tentativa de análise deste problema foi feita durante o preparo deste trabalho, contudo, a análise minuciosa, ou pelo menos com o mínimo possível de detalhes necessários para não descaracterizar o estudo, mostrou-se tremendamente trabalhosa e demorada, incompatível com o tempo de que se dispunha. Apesar disso, algumas conclusões foram tiradas e merecem ser aqui expostas.

Como, no interior do absorvedor, as susceptâncias das três fases normalmente têm valores diferentes entre si, pelo fato de as cargas, na maior parte do tempo, serem desequilibradas, o circuito para a análise destas faltas precisa ser trifásico, como mostrado na Fig.9, o que constitui a primeira dificuldade. Considerou-se aqui a pior situação, onde a parcela de corrente transitória injetada no sistema de potência foi desprezada, o que resulta no circuito da Fig.9. A segunda dificuldade é resultado do fato de que, em estudos transitórios, normalmente não é possível desprezar nenhum dos parâmetros em cada ramo dos filtros, além da baixa impedância dos cabos entre o compensador e a carga, designada por  $r$  e  $L_1$  na Fig.9. Isto, associado ao fato de que na condição inicial (no instante da falta), em cada fase, os capacitores possuem cargas diferentes daquelas das outras fases, leva à conclusão da presença de uma grande quantidade de circuitos oscilantes em frequências diferentes e superpostos.

Diante de tais complicações, não é difícil conclu

FILTROS  
PARA

3<sup>o</sup>

5<sup>o</sup>

7<sup>o</sup>

HARMÔNICOS

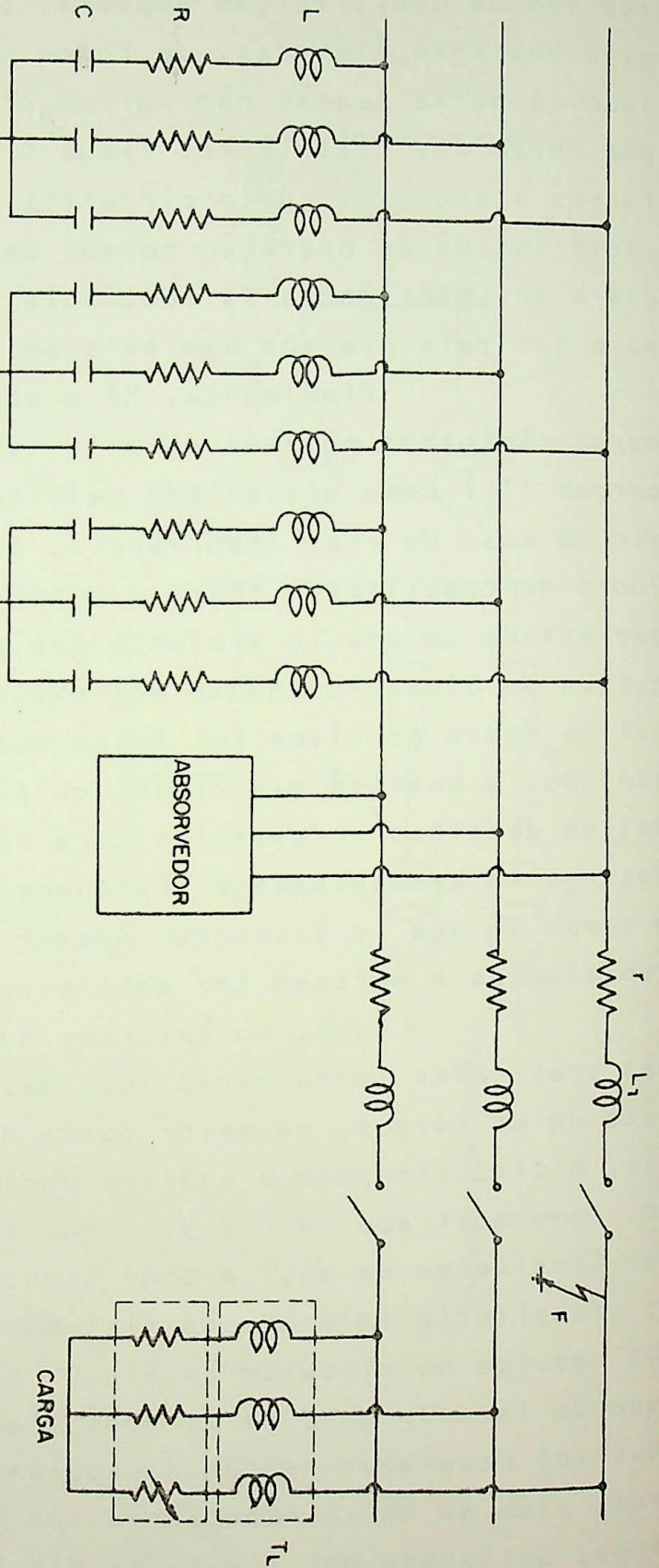


FIGURA 9 - Circuito trifásico completo para o estudo de faltas no lado de alta tensão do transformador de carga

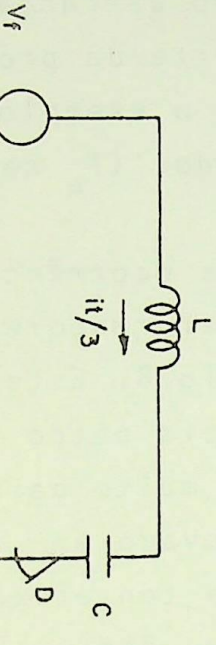


FIGURA 10 - Circuito equivalente para o cálculo de correntes transitórias de falta à terra

ir que o estudo analítico deste problema é praticamente impossí-  
vel. A solução mais completa só poderá ser obtida por um estudo  
numérico (implementação digital), ou analógico. Utilizando uma  
dessas técnicas, é possível desenvolver um programa genérico que  
dê a solução de cada caso particular, ou um programa particulari-  
zado para resolver um caso específico.

Eventualmente, um sistema poderá sofrer a influên-  
cia considerável de outros harmônicos, como o 2º, 4º e até mesmo  
9º ou 11º, o que significará o acréscimo, para cada um destes ca-  
sos que venha a ocorrer, de mais um filtro em paralelo com os já  
existentes na Fig.9. É claro que isto tornará a análise bem mais  
complexa.

Uma outra situação que também poderá vir a ocor-  
rer é a de que os harmônicos influentes no sistema, mesmo para  
5ª e/ou 7ª ordens sejam desprezíveis. No caso de ambos serem des-  
prezíveis, os filtros se reduzem apenas ao de 3º harmônico. Nes-  
te caso, a análise se torna bem mais simplificada. Para um caso  
deste tipo será vista uma forma aproximada de determinar a cor-  
rente transitória.

Numa análise aproximada, já que a finalidade é  
obter a ordem de grandeza máxima que a corrente transitória pode  
atingir, é usual considerar a situação crítica onde o absorvedor  
de reativos está totalmente fora de serviço. Desta maneira, o mé-  
todo das componentes simétricas é aplicável.

No caso de faltas à terra, sabe-se que a configu-  
ração adequada para o circuito é a associação em série dos parâ-  
metros de sequência positiva, negativa e zero, além da resistên-  
cia de falta local. Assim, o circuito equivalente para o cálculo  
da corrente transitória é da forma mostrada na Fig.10.

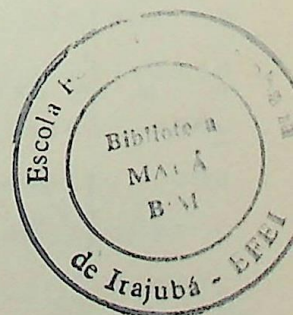
Comparando com o circuito da Fig.9, temos:

$$L = L + L_1$$

$$R_1 = R + R_{\text{falta}}$$

$V_f$  = tensão inicial (após a falta)  
do capacitor. É uma tensão fa-  
se-terra.

$i_t$  = corrente transitória procurada



Este circuito é adequado ao cálculo do efeito transitório, logo, feito este cálculo, a corrente obtida deve ser superposta ao valor que se verifica na rede devido às fontes externas, para que se obtenha o valor real da corrente em cada fase.

A frequência de oscilação do circuito, no caso de falta sólida à terra ( $R=0$ ), é dada pela expressão:

$$f_o = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (6.4)$$

Quando a resistência de falta é considerável ( $R>0$ ), esta frequência será decrescente com o passar do tempo. Uma faixa típica de valores para esta oscilação é de 2000 a 20.000 Hz.

Para a frequência angular de oscilação, resultará então:

$$\omega_o = 2\pi f_o \quad (6.5)$$

Como a finalidade desta exposição é apenas enunciar o problema das faltas nos compensadores de reativos, fazendo ver sua complexidade, será omitida aqui a demonstração da solução deste caso. Entretanto, por uma questão de maior clareza, serão colocadas as expressões resultantes, tiradas da referência 16, dada por:

$$i_t(t) = \sqrt{2} I_m e^{-\alpha t} \left\{ \text{sen}(\delta - \phi) \cos \Omega t + \left[ \frac{\omega_o^2 \cos(\delta - \phi)}{\omega} - \alpha \text{sen}(\delta - \phi) \right] \frac{\text{sen} \Omega t}{\Omega} \right\} \quad (6.6)$$

onde:

$I_m = 3V_f \omega C$  → corrente capacitiva de regime permanente para falta sólida à terra.

$\omega = 2\pi f$  → frequência angular do sistema de potência (377 rad./s em 60Hz, ou 314 rad/s em 50Hz).

$\Omega = \sqrt{\omega_o^2 - \alpha^2}$  → frequência angular de oscilação natural do circuito, com  $R>0$ .

ou 
$$\Omega = \omega_o \sqrt{1 - \left(\frac{3RC\omega_o}{2}\right)^2}$$

$$\alpha = \frac{3R}{2L} = \frac{3RC\omega_o^2}{2}$$

$\delta =$  → ângulo de fase da tensão fase-terra no instante da falta.

$$\phi = \text{arc tg} \left[ \frac{\omega L - \frac{1}{\omega C}}{3R} \right]$$

Como se vê, é bastante complexa a solução de um problema deste tipo. Deve-se lembrar que este caso aqui exemplificado corresponde a uma situação bastante simplificada, mas que serve para se ter uma idéia das dificuldades que surgirão na tentativa de se obter soluções mais completas.

Infelizmente, como já foi dito, não foi possível, na elaboração deste trabalho, chegar à obtenção da solução dos casos mais complexos, contudo, a conclusão tirada foi a de que, pelo menos em uma boa parte dos casos, é possível aproximar o sistema para este caso bastante simplificado, sem que a solução contenha um erro considerável. Esta conclusão, evidentemente, não deve ser tomada como uma afirmativa indiscutível e garantida, já que não foi possível obter os resultados de casos mais gerais com a finalidade de, com base em comparações, estabelecer uma estimativa do erro assim cometido. Ela foi baseada apenas na análise física, e não matemática, do sistema, e está sendo aqui lançada com o único objetivo de expor tudo o que foi obtido no desenvolvimento deste trabalho para, talvez, contribuir de alguma forma com outros trabalhos que venham a ser feitos no assunto, já que uma exaustiva pesquisa de fontes bibliográficas que tratasse de tais problemas resultou infrutífera.

Finalmente, uma preocupação das mais importantes quando de um estudo transitório deste tipo, está relacionada com a sua duração. Considerando que os equipamentos são estáticos e as indutâncias e resistências envolvidas sempre são relativamente pequenas quando comparados às capacitâncias, é razoável deduzir que este efeito deve cessar rapidamente, havendo assim uma grande possibilidade de que quando da abertura dos disjuntores o processo de oscilação já tenha sido extinto. De qualquer forma, isto alerta para que se tome cuidado com possíveis efeitos que

poderão surgir na denominada corrente momentânea dos disjuntores.

Como se pode perceber, todas as indicações são de que o problema de faltas no lado primário dos transformadores das cargas em sistemas industriais contendo compensadores estáticos com elementos capacitivos pode ser muito sério, merecendo uma atenção maior por parte de pesquisadores. Esta é a principal idéia que se visou deixar nesta seção.

## 6.5 - CONCLUSÕES

Os estudos de fluxo de carga e curto-circuito em regime permanente são os mais importantes de todos aqueles que atualmente se fazem em sistemas de potência. Os estudos de fluxo de carga, inclusive, são atualmente realizados com uma grande incidência, não só em planejamento, mas também na operação, até mesmo, em tempo real, pois dão uma visão completa do estado do sistema. Sendo assim, não poderia ser omitida neste trabalho uma seção estabelecendo a forma de representar os compensadores controlados a estado sólido para este tipo de estudo.

O mesmo ocorre para os estudos de curto-circuitos que, embora não sejam tão importantes quanto os de fluxo de carga, fornecem também dados de grande valia, principalmente para estudos de planejamento de sistemas.

A representação estabelecida foi aproximada e de grande simplicidade de implementação em tais estudos. Apesar disso, esta notação permite uma boa precisão de resultados, dispensando formulações mais complexas.

No final do capítulo, foi feita a exposição do problema de curto-circuitos transitórios em instalações industriais contendo compensadores estáticos. As conclusões obtidas no estudo já foram exaustivamente comentadas naquela seção, dispensando assim novos comentários.

## CAPÍTULO 7

### OS COMPENSADORES ESTÁTICOS DE ALTA VELOCIDADE NAS LINHAS DE TRANSMISSÃO

#### 7.1 - INTRODUÇÃO

Embora o objetivo desta tese tenha sido dirigido para a aplicação dos compensadores estáticos no controle de cargas intermitentes, dado o crescente uso destes equipamentos atualmente na compensação de linhas de transmissão, tornou-se imperativo incluir alguns comentários acerca desta utilização. A finalidade não será realizar um exame completo de tal aplicação, mas estabelecer os princípios básicos em que ela se baseia, e que diferem um pouco daqueles em que se fundamenta a compensação de cargas.

Na verdade, os compensadores que aqui serão estudados, não são utilizados para a compensação das linhas de transmissão propriamente ditas. A compensação das linhas de transmissão normalmente não exige compensadores de susceptâncias variáveis e, bem menos, aqueles de alta velocidade. As compensações de linhas de transmissão, entre as quais se destacam as compensações série, em derivação, total e para transmissão em meia onda, são feitas com elementos fixos ou, quando muito, com condensadores síncronos. A necessidade de compensadores de alta velocidade é mais comum para instalações em terminais de linhas ligadas a redes submetidas a constantes variações de carga, com consequentes flutuações de tensão. Além deste tipo de distúrbio, linhas de transmissão isoladas ou ligadas a sistemas maiores, quando submetidas a frequentes desequilíbrios, também requerem o uso de tais compensadores, já que a compensação de desequilíbrios, como se viu no Capítulo 4, é uma de suas principais características.

Os reatores saturados têm sido, até agora, entre os compensadores de alta velocidade, os mais utilizados em li

nhas de transmissão. Contudo, ultimamente, os equipamentos acionados a estado sólido têm tido seu uso cada vez mais crescente. Sendo assim, este capítulo será dividido em duas seções principais. Uma destinada à análise dos compensadores a estado sólido, e a outra visando os compensadores a reatores saturados.

## 7.2 - COMPENSAÇÃO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO COM EQUIPAMENTOS ACIONADOS A TIRISTORES

A grande diferença na aplicação destes compensadores em linhas de transmissão, em relação à aplicação no controle de cargas industriais, é que, no caso das linhas, uma grande quantidade de cargas com características completamente diferentes é que são responsáveis pelas perturbações que se verificam na barra a ser compensada. Isto se agrava no caso muito frequente da instalação do compensador em pontos de interligação de sistemas, onde, as características, em termos de cargas, das áreas interligadas, além do fato de poder haver grandes geradores em algumas delas e não haver em outras, ampliam estas diferenças. Por isso, não é prático medir as quantidades envolvidas como no caso da compensação de cargas, para efetuar o controle, já que esta medição não poderá conter as informações completas de todos os distúrbios ocorridos, até em pontos remotos.

A tensão terminal, como se viu no capítulo 1, está diretamente relacionada com a capacidade de transmissão de potência numa linha. Além disso, ela é o principal elemento para uma avaliação da qualidade do suprimento. Flutuações de tensão, como se viu no Capítulo 1 (flicker), fora de níveis toleráveis, significam um suprimento de baixa qualidade. Desta forma, as tensões terminais é que devem ser as variáveis controladoras das susceptâncias de compensação a serem utilizadas em cada instante.

Considere-se o sistema genérico da Fig. 1. Sejam as tensões sequenciais no terminal "T", sem o compensador, designadas por:

$$\dot{V}_T^{(0)}, \dot{V}_T^{(1)} \text{ e } \dot{V}_T^{(2)} \quad (7.1)$$

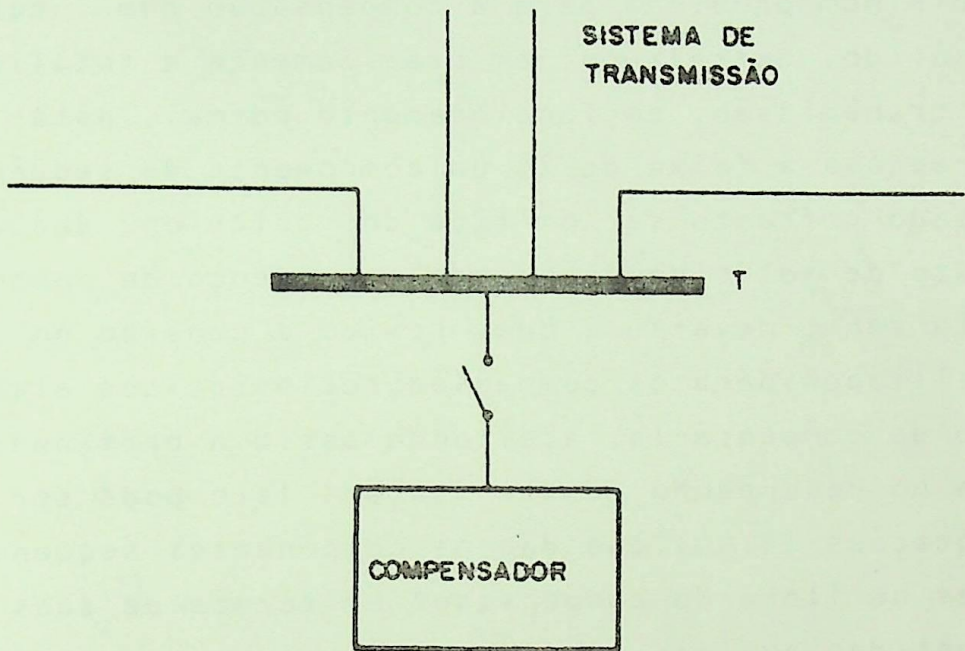


FIGURA 1 - Instalação de um compensador no terminal "T" de um sistema de transmissão de energia elétrica

Com o compensador conectado (chave "s" fechada), as tensões no terminal "T" serão designadas por:

$$\dot{V}^{(0)}, \dot{V}^{(1)} \text{ e } \dot{V}^{(2)} \quad (7.2)$$

Nesta designação nota-se a presença, inexistente nos estudos da compensação de cargas, da componente de sequência zero. Em casos muito especiais, esta componente poderá se constituir num problema para a compensação com equipamentos a estado sólido, entretanto, em praticamente a totalidade das linhas de transmissão, em funcionamento normal, esta componente não ultrapassa a faixa de 2% da componente de sequência positiva, podendo portanto ser omitida dos cálculos, daqui para a frente. O fato de ter sido destacada a presença da componente de sequência zero, deve-se a que, devido à conexão em delta geralmente utilizada para os compensadores estáticos eles não têm condição de compensá-la, aceitando assim a permanência de um problema no desempenho de sua função. Isto pode ser comprovado pelas equações (4.44) que dão as componentes sequenciais das correntes de linha do compensador em termos de suas susceptâncias, repetidas abaixo:

$$\begin{aligned} \dot{I}_c^{(0)} &= 0 \\ \dot{I}_c^{(1)} &= j(B_{12}^c + B_{23}^c + B_{31}^c) V \\ \dot{I}_c^{(2)} &= -j(\alpha^2 B_{12}^c + B_{23}^c + \alpha B_{31}^c) V \end{aligned} \quad (7.3)$$

Com o compensador conectado à rede, as componentes simétricas das tensões no terminal "T", podem ser dadas por:

$$\begin{aligned} \dot{V}^{(1)} &= \dot{V}_T^{(1)} - \dot{Z}_{11} \dot{I}_c^{(1)} - \dot{Z}_{12} \dot{I}_c^{(2)} \\ \dot{V}^{(2)} &= \dot{V}_T^{(2)} - \dot{Z}_{21} \dot{I}_c^{(1)} - \dot{Z}_{22} \dot{I}_c^{(2)} \end{aligned} \quad (7.4)$$

onde  $\dot{Z}_{11}$ ,  $\dot{Z}_{12}$ ,  $\dot{Z}_{21}$  e  $\dot{Z}_{22}$ , são as componentes simétricas das impedâncias da rede, vistas de "T".

A partir de (7.4), os objetivos da compensação podem ser estabelecidos em dois itens, que são:

- 1) Eliminação das componentes de sequência negativa das tensões;
- 2) Estabilização das tensões de sequência positiva no terminal em causa ("T" na Fig. 1).

Em termos matemáticos, estas duas condições podem ser escritas como segue:

$$\dot{V}^{(2)} = 0 \quad (7.5a)$$

$$|\dot{V}^{(1)}| = V = \text{cte} \quad (7.5b)$$

Substituindo a condição estabelecida em (7.5a), nas equações (7.4), obtêm-se, resolvendo-as para  $i_c^{(1)}$  e  $i_c^{(2)}$ :

$$i_c^{(1)} = Y_{11} (\dot{V}_T^{(1)} - \dot{V}^{(1)}) + Y_{12} \dot{V}_T^{(2)} \quad (7.6a)$$

$$i_c^{(2)} = Y_{21} (\dot{V}_T^{(1)} - \dot{V}^{(1)}) + Y_{22} \dot{V}_T^{(2)} \quad (7.6b)$$

onde  $Y_{11}$ ,  $Y_{12}$ ,  $Y_{21}$  e  $Y_{22}$  são os inversos das componentes simétricas  $Z_{11}$ ,  $Z_{12}$ ,  $Z_{21}$  e  $Z_{22}$  citadas acima, respectivamente.

Infelizmente, um problema envolve as equações (7.6), para que elas não possam ser implementadas em sistemas de controle práticos. É que as admitâncias sequenciais ali incluídas não são conhecidas com precisão, e também não podem ser medidas. O mesmo ocorre com as tensões sequenciais  $\dot{V}_T^{(1)}$  e  $\dot{V}_T^{(2)}$ . Apesar disso, estas equações serão úteis, desde que manipuladas dentro de certas restrições que agora serão vistas.

De (7.3), vê-se que a componente de sequência positiva das correntes de linha do compensador é puramente reativa, isto é:

$$R_e \left[ i_c^{(1)} \right] = 0 \quad (7.7)$$

Desta maneira, é possível escrever:

$$\dot{i}_c^{(1)} = jB^{(1)c} \dot{V}^{(1)} \quad (7.8)$$

onde  $B^{(1)c} = B_{ab}^c + B_{bc}^c + B_{ca}^c$ , conforme (7.3).

Substituindo esta condição em (7.6a), vem:

$$\dot{V}^{(1)} = \frac{\dot{Y}_{11} \dot{V}_T^{(1)} + \dot{Y}_{12} \dot{V}_T^{(2)}}{jB^{(1)c} + \dot{Y}_{11}} \quad (7.9)$$

Para um valor constante do termo do numerador do segundo membro de (7.9),  $\dot{V}^{(1)}$  variará em módulo e fase com  $B^{(1)c}$ , logo, a condição (7.5b) pode ser satisfeita por esta equação. Desta maneira, numa situação particular, o controle do compensador deverá ser capaz de calcular o valor de  $B^{(1)c}$  que torna  $|\dot{V}^{(1)}|$  constante e, substituindo este valor em (7.6b) obter  $\dot{i}_c^{(2)}$  e, conseqüentemente, as correspondentes susceptâncias de compensação para a sequência negativa. Assim, os objetivos estabelecidos em (7.5), conclui-se, ficam teoricamente satisfeitos.

No caso particular de linhas transpostas a compensar, como nessas linhas os termos mútuos das admitâncias sequenciais ( $\dot{Y}_{12}$  e  $\dot{Y}_{21}$ ) são nulos, as expressões ficam bastante simplificadas, resultando em:

$$\begin{aligned} \dot{i}_c^{(1)} &= \dot{Y}_{11} (\dot{V}_T^{(1)} - \dot{V}^{(1)}) \\ \dot{i}_c^{(2)} &= \dot{Y}_{22} \dot{V}_T^{(2)} \end{aligned} \quad (7.10)$$

Um sistema de controle com características teóricas capazes de cumprir esta compensação aqui estudada, está mostrado na Fig. 2. Por este esquema são utilizadas duas malhas de controle separadas. Em uma malha, a magnitude da tensão de sequência positiva é medida e comparada com uma referência

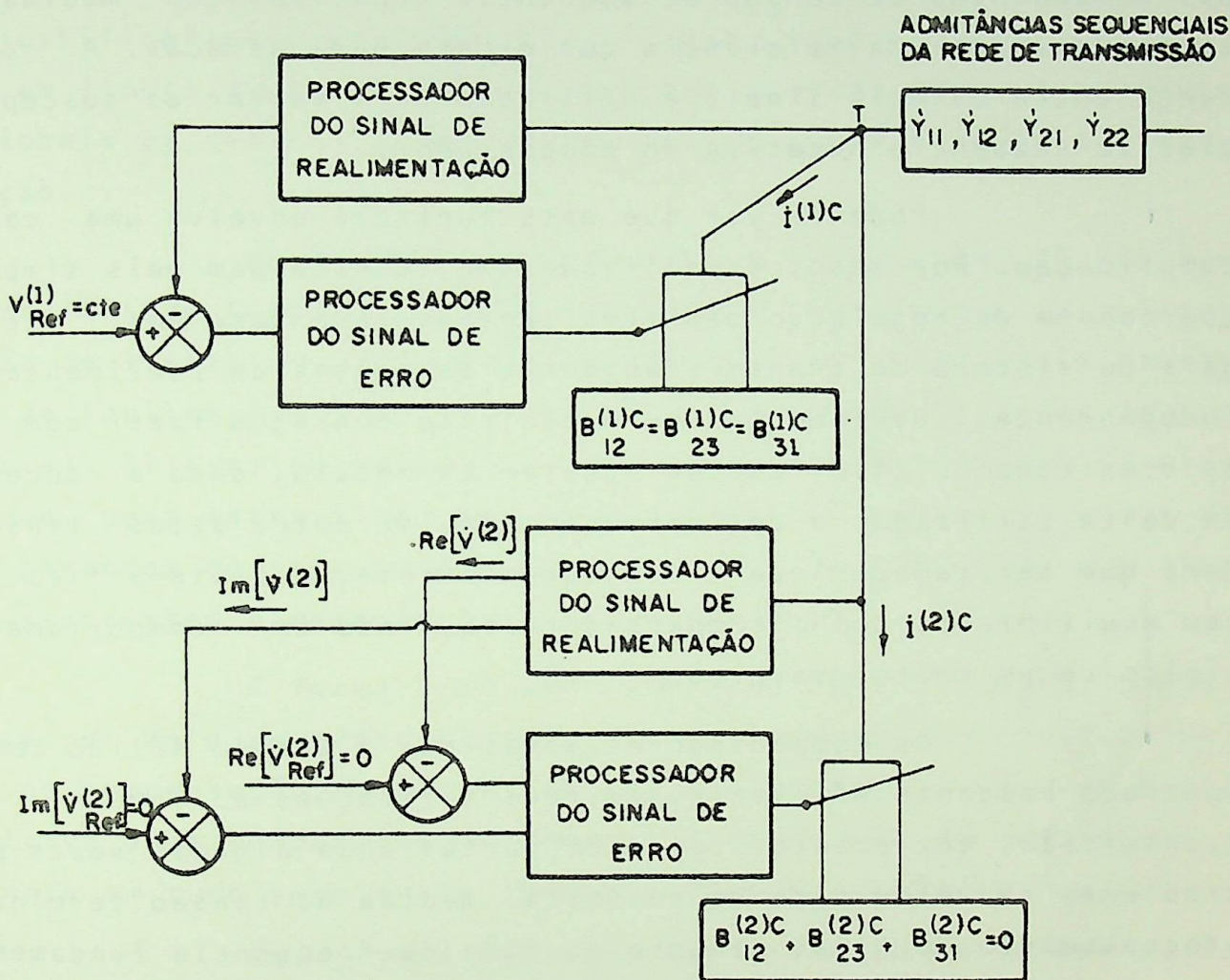


FIGURA 2 - Diagrama esquemático de um sistema de controle para compensador de linhas de transmissão, com circuitos de seqüências positiva e negativa in dependentes



( $V_{Ref}^{(1)} = V = cte$ ). A diferença entre os dois sinais é usada para variar as susceptâncias de compensação de sequência positiva. Na outra malha, as magnitudes das componentes real e imaginária das componentes de tensão de sequência negativa, são medidas e comparadas com uma referência que é zero para as duas. A diferença entre os dois sinais é utilizada para variar as susceptâncias de sequência negativa do compensador.

Pode-se ver que este controle envolve uma certa complicação. Por isso, é utilizada uma técnica bem mais simples, que consta da regulação das três tensões fase-fase nos terminais do sistema de transmissão por três malhas de realimentação independentes. Obviamente, se o controle consegue fazer com que as três tensões fase-fase se igualem em módulo, dada a conexão em delta utilizada, o deslocamento angular entre estas tensões terá que ser também igual. Consequentemente, o sistema fica também equilibrado, com o compensador assumindo um comportamento típico de um reator saturado.

Os compensadores estáticos a estado sólido têm se mostrado bastante eficientes em suas aplicações a linhas de transmissão, entretanto, têm sido contestados algumas vezes por problemas na velocidade de resposta, medida da tensão terminal, processamento do sinal de erro e, fora da frequência fundamental, problemas com ressonâncias subsíncronas têm também sido apontados. É claro que não é o objetivo deste trabalho analisar tais problemas, entretanto, considerou-se conveniente sua citação com a finalidade de recomendar cuidados especiais relacionados com eles.

### 7.3 - COMPENSAÇÃO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO COM EQUIPAMENTOS CONTENDO REATORES SATURADOS

Não há muito a falar sobre os reatores saturados como compensadores, já que eles dispensam equipamentos especiais de controle, simplificando bastante as análises sobre sua forma de atuar, que já foi bastante discutido nesta tese.

Entre os compensadores estáticos de alta veloci

dade atuando no controle de sistemas de transmissão, os reatores saturados ainda predominam. Sua velocidade de resposta e o fato de não serem tão exigentes quanto a problemas de manutenção e localização, são fatores que contribuem decisivamente para justificar esta predominância. Isto porque, quando utilizados em linhas de transmissão, suas instalações são normalmente em locais de difícil acesso e remotos, o que dificulta a manutenção.

As características do reator saturado já são bem conhecidas do Capítulo 2, e é comum serem utilizados na compensação de linhas com bancos de capacitores em série (para correção de inclinação) e em paralelo (para correção de fator de potência). Filtros de harmônicos são normalmente utilizados, além do que, para estes tipos de instalações, é frequente o uso de equipamentos do tipo twin-tripler e até treble-tripler que também restringem a geração de tais harmônicos.

A forma como são conectados aos sistemas, normalmente por meio de transformadores  $\Delta$ -Y, lhes dão as características de compensação da parte reativa da componente de sequência positiva e da componente de sequência negativa, de uma forma inerente em tudo semelhante àquela citada no capítulo 4.

Uma grande vantagem que oferecem na compensação de linhas de transmissão é a sua capacidade de sobrecarga, atuando assim favoravelmente em ocasiões de sobretensões transitórias ou rejeições bruscas de cargas.

Devido ao menor grau de desequilíbrio que se verifica em linhas de transmissão, o comportamento dos reatores saturados aqui chega a ser mais satisfatório que nos casos de compensação de cargas industriais. Isto porque, como se viu, os reatores saturados não atuam de forma muito satisfatória na presença de desequilíbrios, em virtude de problemas relacionados com a geração de harmônicos que aumentam com o crescimento do grau de desequilíbrio do sistema ao qual estão conectados.

#### 7.4 - CONCLUSÕES

Da mesma forma que se viu para os problemas de compensação de cargas, pôde-se aqui verificar a possibilidade de regular tensões e compensar desequilíbrios em linhas de transmissão, com os compensadores estáticos de alta velocidade.

No caso dos equipamentos chaveados a estado sólido, viu-se que os princípios básicos da compensação são agora diferentes daqueles que regem a compensação de cargas, enquanto que, para os reatores saturados, estes princípios são essencialmente os mesmos.

O crescimento dos sistemas elétricos, suas interligações, etc., estão tornando cada vez mais necessários equipamentos de compensação de alta velocidade em seu interior. Neste mercado crescente, os reatores saturados vêm se mantendo vencedores na concorrência aos equipamentos chaveados a estado sólido. Todavia, estes últimos têm, ultimamente, aumentado suas aplicações, o que reflete o rendimento satisfatório que estão atingindo. Em resumo, ambos têm se mostrado bastante eficientes.

## CAPÍTULO 8

### ESPECIFICAÇÃO DE COMPENSADORES

#### 8.1 - INTRODUÇÃO

Num estudo físico e matemático como o que até aqui foi feito, apesar de todo o sentido prático que se procurou dar, muitos aspectos aparentemente irrelevantes mas de grande importância na ocasião da escolha de um compensador, ficam ofuscados diante de detalhes que melhor traduzem seu comportamento, que são aqueles com que o engenheiro está mais acostumado a lidar, suas grandezas elétricas. É, portanto, necessário que nos detemos um pouco num estudo dos dados que realmente importam quando de uma especificação de equipamentos.

Uma atenção especial deve ser dada ao fato de que quando se faz uma especificação esta não deve ser restrita às características deste ou daquele equipamento, e deve definir exatamente o que está sendo procurado. Deve-se ainda tomar cuidado com "super-especificações" que podem levar a um custo excessivo e desnecessário.

#### 8.2 - ESPECIFICAÇÕES QUE INFLUENCIAM A ESCOLHA DE UM COMPENSADOR

No caso específico de compensadores estáticos, é possível dividir todos os dados de sua especificação em três grupos, conforme seu grau de importância, ou prioridade. Evidentemente, de acordo com o interesse do consumidor, estas prioridades podem variar mas elas serão aqui relacionadas numa forma que poderá ser considerada como praticamente genérica. Suas variações envolvem características particulares de cada caso, que facilmente são identificáveis.

### 8.2.1 - Especificações de Prioridade Máxima

Aqui são englobados todos os ítems julgados decisivos na definição do equipamento. São ítems que determinam seu desempenho, flexibilidade de operação, redundâncias que asseguram uma maior confiabilidade (limitando assim o número de interrupções), e geração e supressão de harmônicos, principalmente. Dentro desta classe, pode-se relacionar os seguintes ítems:

- Princípio de compensação utilizado;
- Tempo de resposta global do compensador;
- Redução do "flicker" no P.A.C.;
- Fator de potência no P.A.C.;
- Valor residual máximo da componente de sequência negativa não compensada;
- Possibilidade e meios de reajustar o nível da tensão de referência;
- Sistema de transmissão de pulsos de disparo aos tiristores (no caso de compensadores a estado sólido);
- Redundância (ou confiabilidade) nos circuitos de controle;
- Nível e ordem dos harmônicos gerados;
- Filtros de harmônicos;
- Capacidade de sobrecarga.

### 8.2.2 - Especificações de Média Prioridade

Aqui são incluídos os ítems relacionados com o dimensionamento do sistema de regulação e o meio refrigerante dos tiristores, se o compensador utiliza este tipo de chaveamento. Pode-se citar:

- Faixa de variação do sistema de compensação;
- Características nominais dos tiristores;
- Número de tiristores por fase;
- Fluido refrigerante dos tiristores (normalmente água ou óleo);
- Temperatura de funcionamento da junção dos tiristores;

- Detecção e controle do desequilíbrio de disparo;
- Equipamentos adicionais, como disjuntores, cabos, etc.

### 8.2.3 - Especificações de Prioridade Mínima

Aqui são agrupados itens de menor influência, normalmente, como os tipos de materiais empregados e perdas provocadas pelo equipamento. Pode-se enumerar neste grupo:

- Material do enrolamento do reator;
- Perdas no reator;
- Refrigeração do reator;
- Material utilizado como dielétrico nos capacitores, etc.

Estes são, portanto, os principais dados a serem considerados quando da tomada de decisão entre tipos de compensadores. São os dados fornecidos pelos fabricantes.

Entretanto, existe um outro e igualmente importante lado da questão, que é o fornecimento dos dados de uma carga a um fabricante que, com base nos mesmos, sem dificuldades, possa determinar exatamente o compensador adequado e a performance de seu sistema de regulação. É isto que agora será tratado.

### 8.3 - PRINCIPAIS DADOS PARA O DIMENSIONAMENTO DE COMPENSADORES DE GRANDES CARGAS FLUTUANTES

Nos cálculos de desempenho do compensador, é necessário levar em conta o transformador que alimenta a carga, ou cargas. Os principais dados deste equipamento (o transformador) a serem fornecidos são:

- Potência nominal (potência de operação contínua da carga);
- Nível e faixa de ajuste da tensão de saída, com o correspondente número de steps;
- Resistência e reatância no máximo tap;
- Arranjo dos enrolamentos.

No circuito secundário, são fundamentais os seguintes dados: se

- Corrente nominal de operação da carga;
- Valor r.m.s. máximo admissível da corrente dos eletrodos;
- Resistência e reatância do circuito secundário e eletrodos;
- Desequilíbrio de impedâncias máximo entre fases.

É ainda necessário fornecer dados relativos às condições de operação da carga. Para isto é muito importante o conhecimento da curva de carga, tal como a curva típica para um forno a arco mostrada na Fig.1.

Quando mais de uma carga está envolvida, a questão de coincidência com relação ao funcionamento de ambas as cargas e harmônicos gerados é muito importante. Consideração especial deve ser feita para determinar as quantidades de ambas as cargas e somar, a fim de propor o desempenho do compensador.

Quando do caso de acionamento de grandes motores (p.ex., laminadores), outros dados, ainda do circuito secundário, de importância, são os relacionados com as partidas dos motores. São eles:

- Tipo do motor e potência;
- Máxima corrente de partida e fator de potência;
- Período aproximado de crescimento considerando 100% de tensão nominal;
- Número aproximado de partidas por ano.

Quanto ao sistema primário, é importante fornecer o máximo possível das seguintes informações:

- Frequência nominal da rede e limites normais para os quais o compensador deve ser especificado;
- Tensão nominal do sistema no P.A.C.;
- Tensão nominal no ponto de conexão da grande carga flutuante;
- Valor máximo de impedância de curto-circuito (resistência e reatância) no P.A.C.;

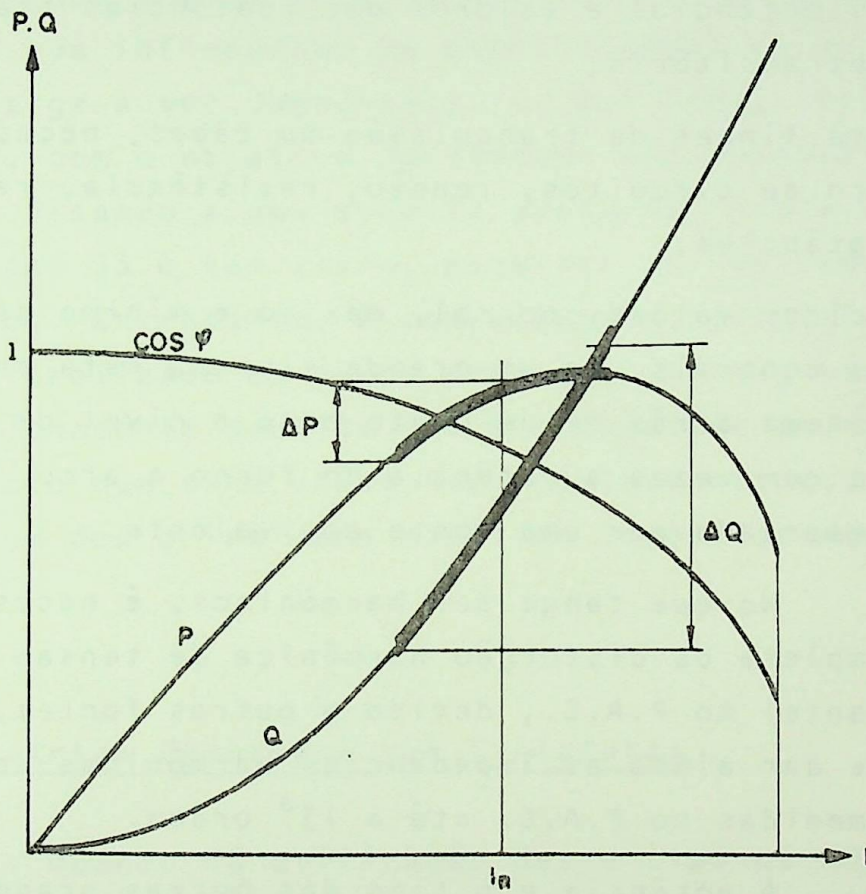


FIGURA 1 - Curva de carga típica para um forno a arco

- Um diagrama contendo claras informações do sistema, incluindo um diagrama aproximado mostrando a disposição dos maiores centros de geração, localização dos condensadores síncronos, transformadores, linhas de transmissão e maiores centros de carga. Neste diagrama, devem ser observadas as seguintes considerações:
  - Para geradores e condensadores síncronos, devem ser dados potências e valores das reatâncias transitória e subtransitória;
  - Para linhas de transmissão ou cabos, necessita-se do número de circuitos, tensão, resistência, reatância e susceptâncias;
  - Indicar valores normal, máximo e mínimo das condições das centrais. Se um grande sistema está envolvido, o sistema atrás de um ponto onde o nível de falta é maior que cem vezes a potência do forno a arco, pode ser representado por uma fonte equivalente.

No que tange aos harmônicos, é necessária uma informação completa da distorção harmônica de tensão (sem a grande carga flutuante) no P.A.C., devido a outras fontes. Se conhecidas, deve-se dar ainda as impedâncias harmônicas do sistema de suprimento medidas no P.A.C. até a 13.<sup>a</sup> ordem.

A potência e o tipo das outras grandes cargas conectadas ao P.A.C. devem ser fornecidas, assim como suas maiores flutuações. Se tais cargas são menores fontes de harmônicos e flutuações, então deve ser indicado o balanço máximo simultâneo de carga (potência ativa e reativa) verificado, para ser levado em conta, e os valores máximos ou relações percentuais dos harmônicos produzidos.

Deve-se ainda citar as condições anormais e de emergência do sistema, para as quais o compensador deve ser capaz de permanecer energizado, ainda que, com seu desempenho reduzido. Tais condições podem exigir maiores discussões entre o fabricante do compensador, o comprador deste equipamento e a concessionária de energia.

Finalmente, não devem ser omitidas as condições locais, incluindo as internas e externas como temperaturas, chu

vas, umidade, velocidade dos ventos, atividades sísmicas e luminosas. Aqui também é necessário incluir informações relativas a espaço para a instalação e acerca das condições de transporte.

#### 8.4 - DIMENSIONAMENTO DOS COMPENSADORES

Nas seções anteriores, foi feito um apanhado geral dos dados que influenciam na especificação de um compensador, com base na carga a ser compensada, e, dos dados retirados dos compensadores, com o objetivo de efetuar uma comparação entre diversos tipos, visando a uma escolha adequada. Não é o objetivo desta tese, como já é bem claro, examinar as implicações de todos estes dados. Entretanto, é conveniente introduzir, baseados naquilo que é realizado em casos práticos, as expressões adequadas ao dimensionamento daquilo que é o objetivo principal: o compensador. É isto que será visto nas próximas seções, relacionadas com cada um dos principais tipos de compensadores aqui estudados.

##### 8.4.1 - Capacitores Chaveados por Tiristores

Quando da utilização deste tipo de compensador, os dados necessários para o seu dimensionamento são a potência reativa da carga em regime permanente e o seu fator de potência.

No caso de um forno a arco, normalmente este fator de potência está em torno de 0,7. Sendo  $Q_L$  a potência reativa consumida pelo forno em regime permanente, o dimensionamento do compensador é providenciado, segundo os fabricantes, pela expressão:

$$Q = Q_L (1 \pm 0,7) \quad (8.1)$$

que nos dá:

$$Q_{\min} = 0,3 Q_L \quad (8.2)$$

e

$$Q_{\max} = 1,7 Q_L \quad (8.3)$$

Onde  $Q_{\min}$  é a parte fixa do compensador, e  $Q_{\max}$  é a máxima potência fornecida por ele. Assim, a parte variável do compensador pode ser expressa por:

$$Q_V = Q_{\max} - Q_{\min} = 1,4 Q_L \quad (8.4)$$

Os "steps" de capacitores podem ser assim calculados:

$$\Delta Q_C = N_f \frac{\Delta V}{V} \quad (8.5)$$

onde:  $\frac{\Delta V}{V}$  = máxima variação relativa de tensão fase-fase  
permissível

e  $N_f$  = nível de falta no P.A.C.

Assim, o número de steps de capacitores será dado, aproximadamente, por:

$$N = \frac{Q_V}{\Delta Q_C} = \frac{1,4 Q_L V}{N_f \Delta V} \quad (8.6)$$

#### 8.4.2 - Reatores Chaveados por Tiristores

O dimensionamento de reatores chaveados por tiristores (com chaveamento em "point-on-wave") é totalmente semelhante ao caso anterior. Apenas aqui, a parte fixa do compensador será 1,7 vezes a própria potência reativa de regime permanente  $Q_L$ , e a parte variável será agora de mesmo valor que no caso anterior, porém reativa e não capacitiva. No mais, os cálculos serão semelhantes ao caso da seção anterior.

#### 8.4.3 - Reatores Controlados por Tiristores

Para este caso, será desenvolvido o raciocínio de conformidade com a Fig.2.

A potência reativa consumida por um forno a arco

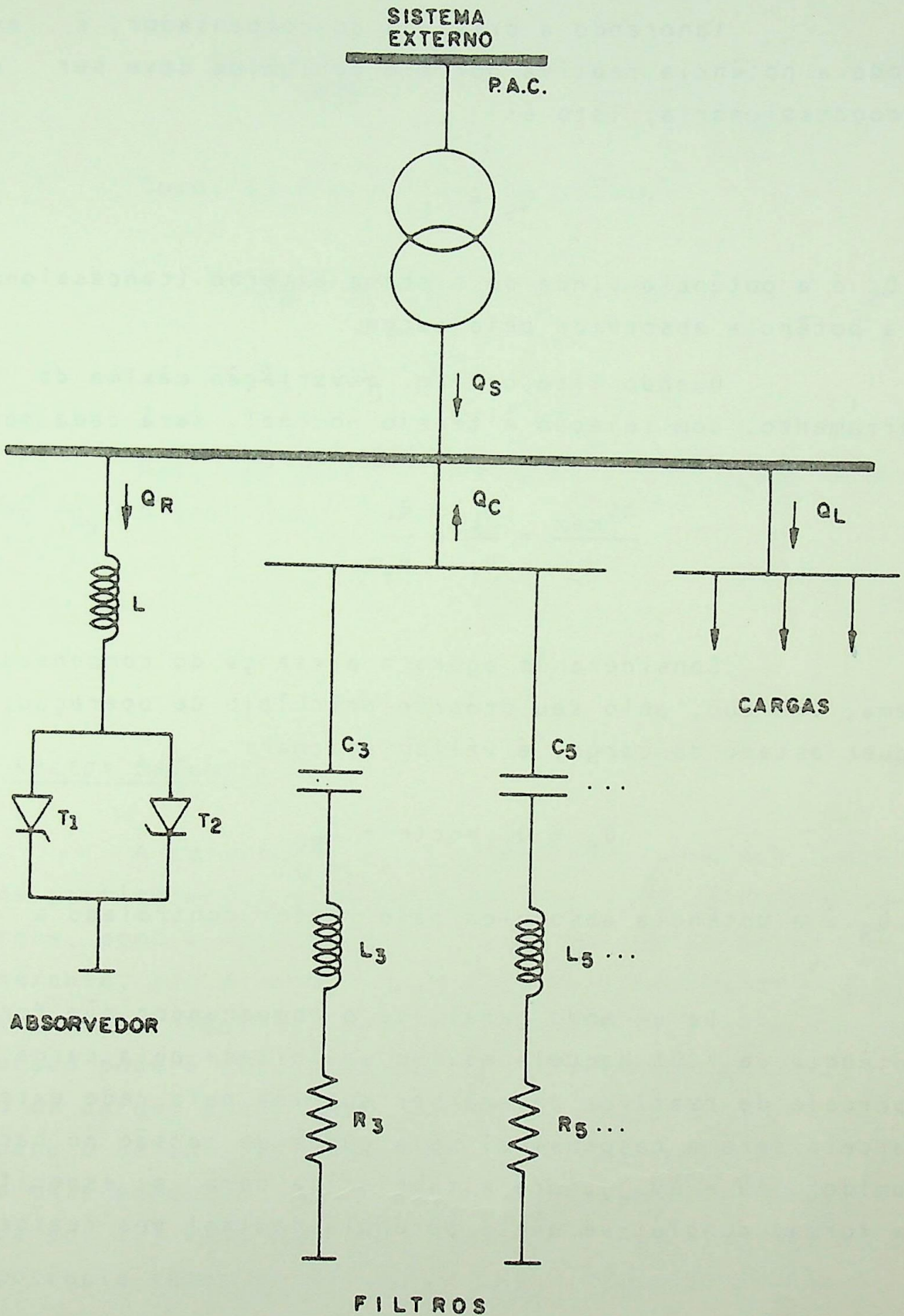


FIGURA 2 - Diagrama unifilar de um sistema industrial típico

flutua numa faixa entre um mínimo ( $Q_{L\text{MIN}} = 0$  na condição de circuito aberto no terminal da carga), até um certo valor máximo,  $Q_{L\text{máx}}$ .

Ignorando a presença do compensador, é evidente que toda a potência reativa por ele consumida deve ser suprida pela concessionária, isto é:

$$Q_S = Q_L \quad (8.7)$$

onde  $Q_S$  é a potência vinda do sistema externo (concessionária) e  $Q_L$  é a potência absorvida pela carga.

Quando isto ocorre, a variação máxima da tensão no barramento, com relação à tensão nominal, será dada por:

$$\frac{\Delta V_{\text{max}}}{V} = \frac{Q_L}{N_f} = \frac{Q_S}{N_f} \quad (8.8)$$

Considerando agora a presença do compensador no sistema, vem que, pelo seu próprio princípio de operação, para qualquer estado da carga, é válido afirmar:

$$Q_R + Q_L = \text{cte} = Q_{R0} \quad (8.9)$$

onde  $Q_R$  é a potência absorvida pelo reator controlado a tiristores.

De um modo geral, se o compensador não fornece uma potência de 100% daquela máxima solicitada pela carga, então uma parcela de reativos deverá ser suprida pela rede externa. Esta parcela será a responsável pela queda de tensão no barramento consumidor,  $\Delta V = \Delta V_{\text{max}}$ , pré-estabelecida para a especificação. Desta forma, conclui-se que a potência nominal dos reatores deve ser:

$$Q_{RN} = Q_{L\text{máx}} - Q_S = Q_{L\text{máx}} - \frac{\Delta V_{\text{max}}}{V} N_f \quad (8.10)$$

Para o dimensionamento do banco de capacitores fixos, deve-se considerar a potência ativa média (ou nominal)  $P_L$

consumida pela carga, e o fator de potência ( $\cos\phi$ ), que se deseja obter. Neste caso, com o forno consumindo a potência  $P_L$ , o objetivo é obter:

$$Q_R = \frac{P_L}{\cos\phi} \operatorname{sen}\phi = P_L \operatorname{tg}\phi \quad (8.11)$$

Como, da Fig.2, a cada instante:

$$Q_R = Q_S + Q_L - Q_C, \text{ vem:}$$

$$Q_C = Q_S + Q_L - Q_R$$

Mas, num momento qualquer, a soma  $Q_S+Q_L$  deve resultar em  $-Q_S$ . Disto, vem:

$$Q_C = -Q_S - P_L \operatorname{tg}\phi \quad (8.12)$$

#### 8.4.4 - Reator Saturado

A característica de auto-regulação dos reatores saturados particulariza a formulação para o seu dimensionamento. Isto porque, como a regulação de tensão por parte deste compensador é inerente, ele dispensa a parcela de compensação necessária para a sequência negativa. Sendo assim, o dimensionamento do reator saturado poderá ser feito com base no conhecimento da pior condição da carga, e aplicação da expressão já estudada no Capítulo 4 para o cálculo da susceptância de sequência positiva ou, na forma mais adequada, pela aplicação desta mesma fórmula multiplicada por  $(\sqrt{3} V)^2$ , para que o resultado seja obtido em termos de potência reativa. Desta maneira, a equação fica:

$$B^C = -\frac{1}{3} (B_{ab} + B_{bc} + B_{ca})$$

ou

$$B^C (3V^2) = Q_{R1\phi} = -\frac{1}{3} (Q_{ab} + Q_{bc} + Q_{ca})$$

Logo:

$$Q_{R1\phi} = - \frac{Q_{\max}}{3}$$

e, finalmente:  $Q_L = 3Q_{L1\phi} = - Q_{\max}$  (8.13)

onde:  $Q_R$  → potência trifásica do reator saturado

$Q_{R1\phi}$  → potência do reator saturado, por fase

$Q_{\max}$  → máxima potência reativa consumida pela carga

É necessário ainda, especificar a tensão de saturação do reator. Esta poderá ser determinada em termos da tensão máxima instantânea que se deseja manter na barra ou em termos da tensão eficaz correspondente. No primeiro caso, a tensão de saturação a ser especificada é o valor de pico da tensão máxima ( $V_{\max}$ ) que se deseja obter no barramento, isto é:

$$v_S = \sqrt{2} V_{\max} \quad (8.14)$$

onde  $V_{\max}$  é um valor eficaz.

No segundo caso, a tensão de saturação especificada é um valor estático (eficaz), que é a própria tensão  $V_{\max}$ .

A indutância na região saturada do reator também deve ser especificada, ficando sempre em um valor entre 10 a 20%. A potência do capacitor série destinado a corrigir esta inclinação será determinada em termos desta inclinação, e da que se deseja obter. Isto pode ser assim equacionado:

$$X = X_S - X_C$$

logo:  $X_C = X_L - X$  (8.15)

onde:  $X_S$  → reatância incremental do reator saturado;

$X$  → reatância incremental desejada com a correção da característica;

$X_C$  → reatância do capacitor, necessária para efetuar a correção.

Havendo a inclusão de um capacitor em paralelo, o dimensionamento do reator saturado passa a ser semelhante ao do reator controlado por tiristores e, como aproximação, pode-se utilizar a formulação ali estabelecida. A potência  $Q_R$  dada em (8.13), passa a ser a potência correspondente à parte fixa da compensação, enquanto a parte variável será a potência do reator saturado, e dependerá da faixa de variação de tensão que se deseja obter com a regulação.

Desta forma, vem:

$$Q_C = -Q_{max} \quad (8.16)$$

onde  $Q_C$  é a potência do banco de capacitores fixo em paralelo.

Se for desejada uma variação de tensão máxima da ordem de  $\pm x$  p.u., verifica-se que na condição de consumo de reativos mínimo por parte da carga, a tensão no P.A.C. é máxima, e a soma das potências reativas do banco de capacitores fixo mais a carga mais o reator saturado, deve ser nula. Isto pode ser expresso matematicamente assim:

$$(1+x)^2 Q_C + (1+x)^2 Q_R + Q_{min} = 0$$

que resulta em:  $Q_R = \frac{-Q_{min} - (1+x)^2 Q_C}{(1+x)^2}$  (8.17)

onde  $Q_{min}$  é a mínima potência consumida pela carga.

Nota-se em (8.17) que se  $Q_{min}$  é nula,  $Q_R$  será a própria potência  $Q_C$ , como deveria ser esperado.

Deve-se acrescentar que, devido à variação admissível de  $\pm x$  p.u., na tensão, a tensão de saturação especificada para o reator deverá levar em conta esta faixa, o que poderá ser feito alterando (8.14) para:

$$v_S = (1-x) \sqrt{2} V_{max} \quad (8.18)$$

ou

$$V_S = (1-x) V_{max} \quad (8.19)$$

## 8.5 - EXEMPLO DE DIMENSIONAMENTO DE COMPENSADORES

Seja um sistema industrial com nível de tensão de 10 kV e nível de falta de 225 MVA no P.A.C., alimentando uma carga intermitentemente variável.

A potência reativa absorvida pela carga varia entre zero e 41 MVAR durante um programa de trabalho ordinário de 1 h e, excepcionalmente, atinge 53 MVAR por menos de 1 s.

A potência ativa é, em média, de 25 MW.

As variações de tensão num programa normal de trabalho não devem ultrapassar 4% e, para que seja garantido um bom funcionamento da usina, também não deve ultrapassar os 10% nas ocasiões excepcionais.

Deseja-se obter ainda um fator de potência não inferior a 0,9.

Calcular os MVAR adequados do compensador.

### 8.5.1 - Capacitores Chaveados por Tiristores

A potência reativa nominal da carga é:

$$Q_L = 41 \text{ [MVAR]}$$

Assim, para as partes fixa e variável do compensador, teremos:

$$Q_f = 0,3 Q_L = 12,3 \text{ [MVAR]}$$

$$Q_V = 1,4 Q_L = 57,4 \text{ [MVAR]}$$

Na ocorrência da potência excepcional, a variação máxima de tensão ocorrerá e será:

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{Q_{EX} - (Q_f + Q_V)}{N_f} = \frac{53 - (69,7)}{225}$$

Logo:  $\frac{\Delta V}{V} = -7,4\%$ .

Cada step de capacitores deverá ter a seguinte potência:

$$\Delta Q_C = N_f \frac{\Delta V}{V} = 225 \times 0,04 = 9 \text{ [MVAr]}$$

Que significa por (8.6) a utilização de 6 steps de 9 MVAr e mais um de 3,4 MVAr.

### 8.5.2 - Para Reatores Chaveados por Tiristores

Neste caso, como vimos na seção 8.4.2, a parte fixa será a própria potência reativa nominal da carga, de 69,7 MVAr. A parte variável, conseqüentemente, será de -57,4 MVAr.

Assim, a máxima variação previsível da carga dará a seguinte flutuação de tensão:

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{Q_{EX} - Q_f}{N_f} = \frac{53 - 69,7}{225} = -7,4\%$$

Os steps de reatores deverão ser ainda de -9 MVAr, como no caso anterior, resultando, da mesma forma, em 6 steps de -9 MVAr e um de -3,4 MVAr.

É importante verificar que, nestes dois casos, foi possível obter exatamente a mesma compensação pelo uso de processos bem distintos.

### 8.5.3 - Reator Controlado por Tiristores

Da expressão (8.10) vem, para o estabilizador:

$$Q_R = Q_{LMAX} - \frac{\Delta V_{MAX}}{V} N_f$$

ou:  $Q_R = -(41 - 0,04 \times 225) = -32 \text{ [MVAr]}$

Na máxima flutuação excepcional de carga, virã:

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{Q_{ex} + Q_R}{N_f} = \frac{53 - 32}{225} = 9,3\%$$

que está ainda dentro do máximo limite admissível, de 10%.

Para a parte fixa, da eq.(8.12), resulta:

$$Q_C = -Q_S - P_L \operatorname{tg}\phi = 32 - 25 \operatorname{tg}[\cos^{-1}(0,9)]$$

ou

$$Q_C = 19,9 \text{ [MVAr]}$$

### 8.5.3 - Reator Saturado

De (8.16), vem, para o banco de capacitores fixo:

$$Q_C = -Q_{\max} = 41 \text{ [MVAr]}$$

Para o reator saturado, de (8.17), vem:

$$Q_R = \frac{-Q_{\min} - (1+x)^2 Q_C}{(1+x)^2}$$

Como  $Q_{\min} = 0$ , resulta que  $Q_R = -Q_C = -41 \text{ MVAr}$

Para a faixa de variação de 41 MVAr do reator, considerando que a tensão varia de  $\pm 4\%$ , pode-se determinar o valor da reatância incremental necessário para o compensador, que será dado por:

$$x = \frac{\Delta V}{\Delta Q} = \frac{800}{41 \times 10^6} = 0,2 \times 10^{-4} \text{ [p.u.]}$$

Se o reator utilizado tiver uma reatância incremental de 10%, o capacitor de correção de inclinação deverá ser tal que, de (8.15):

$$X_c = 0,1 - 0,2 \times 10^{-4} \approx 0,1 \quad [\text{p.u.}]$$

## 8.8 - CONCLUSÕES

Muito não há a comentar sobre o que foi estudado neste capítulo, a não ser ressaltar a necessidade de se dedicar uma particular atenção no momento da especificação de uma carga e do sistema onde está instalada, com a finalidade de obter um adequado dimensionamento por parte dos fabricantes. Além disso, em sentido oposto, também vale salientar a importância de selecionar adequadamente as funções e propriedades prioritárias ao compensador, com o objetivo de escolher, entre as diversas opções, aquele compensador que será realmente o mais eficiente na instalação

Foram deduzidas expressões aproximadas para a determinação das potências dos compensadores, as quais, embora resultando normalmente em valores bastante adequados, podem nem sempre ser precisas. Na realidade, para um dimensionamento perfeito, é necessário um trabalho bastante laborioso e aqui recomendamos a utilização das expressões deduzidas no Capítulo 4 para a compensação completa das cargas. A idéia é realizar a tomada do maior número possível de dados nos mais diferentes estados da carga e, com base naquelas expressões, determinar para cada situação a compensação necessária. Depois, um estudo comparativo destes resultados dará as situações limites que, sendo os dados originais uma reprodução da realidade, significarão a faixa mais adequada para a atuação do compensador. Com isto, o equipamento de compensação estará dimensionado.

Finalmente, é conveniente justificar que os resultados do exemplo apresentado, os quais, embora representem valores bastante aceitáveis, não devem ser tomados como base para comparações entre os diversos processos de compensação. Tal comparação deve ser sempre particularizada para cada caso e, além disso, envolve vários outros parâmetros (como visto na seção 8.2), os quais, quando relacionados em conjunto podem levar a conclusões bem distintas daquelas a que se poderia chegar apenas com base nos resultados dos exemplos apresentados.



## CAPÍTULO 9

### CONCLUSÕES

Uma análise bastante abrangente dos compensadores estáticos de alta velocidade foi desenvolvida nesta tese.

Entre as opções de realizar um estudo aprofundado de apenas alguns dos assuntos discutidos ou, ao contrário, um trabalho menos minucioso porém abrangendo uma maior quantidade de temas, decidiu-se por esta última. A escolha foi assim feita pelo fato de se tratar de um tema novo, especialmente em termos de Brasil, de modo que um trabalho de base visando levantar pontos duvidosos e/ou pouco investigados, pareceu ser importante. Foi esta busca pela maior abrangência que justificou a inclusão de tópicos como a compensação de linhas de transmissão, ou a modelagem dos equipamentos aqui estudados para análises de fluxo de carga e curto-circuitos, apesar de a ênfase maior ter se concentrado na aplicação dos compensadores estáticos de alta velocidade ao controle de cargas intermitentes.

Muitas das conclusões a que se chegou durante o trabalho, já se encontram expostas nas seções dedicadas à exposição das conclusões de cada capítulo. Por isso, as conclusões finais que constituem este capítulo, são aquelas de caráter mais geral ou cujo grau de importância justifica sua repetição com a finalidade de reforçá-las.

A fim de sistematizar o seu levantamento, estas conclusões finais serão aqui abordadas em forma de um comentário retrospectivo de cada capítulo.

Os dois primeiros capítulos, tiveram caráter introdutório. No primeiro, foi utilizada uma estratégia bastante esclarecedora, através de análises comparativas de fluxos de carga, para expor a possibilidade (ou mesmo a necessidade) de solucionar problemas como queda de tensão e sobrecargas, por meio da compensação de reativos. Depois, tratou-se de situar os mais graves problemas provocados por cargas, numa análise das

implicações causadas aos sistemas elétricos pelas cargas atualmente tidas como as maiores provocadoras de distúrbios. O objetivo principal da tese foi dirigido à combinação destes dois temas: a compensação de reativos para a solução dos problemas criados pelas cargas intermitentes. No segundo capítulo, já com plena consciência do tipo de aplicação visado, foi feito um levantamento dos tipos de compensadores possivelmente adequados, suas principais características físicas e funcionais, etc. A partir daí ficou clara a definição pelo estudo dos compensadores de alta velocidade, mais especificamente o reator saturado, o reator controlado por tiristores e o capacitor (ou reator) cheveado por tiristores.

A observação das características funcionais dos compensadores, feita no capítulo 2, definiu o reator saturado e o reator controlado por tiristores como geradores de harmônicos, o que os tornou o tema do estudo feito no 3º capítulo, o qual tratou da geração de harmônicos pelos compensadores. Neste capítulo foi possível desenvolver um estudo dos mais completos com relação aos reatores controlados por tiristores, porém o mesmo não pode ser dito com relação ao reator saturado. As complexas disposições dos enrolamentos dos reatores saturados utilizados nos sistemas práticos, com o objetivo de diminuir a geração de harmônicos que, como se pôde comprovar, é excessiva em um reator comum de três enrolamentos conectados em Y, exige o uso de uma forma de análise bem mais laboriosa.

O cálculo de componentes harmônicos gerados por reatores saturados, constitui-se, portanto, no primeiro dos temas a serem aqui destacados no sentido de merecer novos e mais cuidadosos estudos.

No capítulo 4, foi realizado um estudo das necessidades de compensação em presença de desequilíbrios. A técnica da análise utilizada parece ser muito clara, e demonstrou eficiência. Este estudo provocou a necessidade de verificar como são desenvolvidos os sistemas de controle dos compensadores, o que foi feito no capítulo 5. Deve-se destacar a completa interligação que se conseguiu obter entre estes dois capítulos, apesar de, no caso dos sistemas de controle, não se ter procurado

aprofundar o estudo de seus componentes, e sim, procurou-se apenas mostrar que, fisicamente, estes sistemas têm condições de cumprir as funções solicitadas pela carga, as quais foram vistas no capítulo 4. Viu-se ainda que o reator saturado, por ser auto-regulável, dispensa equipamentos de controle e cumpre as finalidades da compensação solicitada.

Os sistemas de controle e as características de funcionamento do reator saturado em presença de desequilíbrios, parecem oferecer ainda campos para estudos de maior profundidade. É bem verdade que entre os fabricantes destes equipamentos, estudos bem avançados já foram desenvolvidos, embora não tenham sido publicados em sua maior parte. Mesmo assim, especialmente no que diz respeito aos equipamentos de controle, parece haver ainda campo para muitas pesquisas.

Os capítulos 6 e 7 constituem ramificações da linha até então seguida nesta tese. O capítulo 6 tratou da modelagem dos compensadores estáticos de alta velocidade para estudos de fluxo de carga e curto-circuitos. Dada a importância que estes estudos têm hoje para o planejamento e operação dos sistemas de potência, achou-se não só conveniente, como até mesmo necessário incluir esta contribuição neste trabalho. As expressões matemáticas utilizadas para a representação dos compensadores nestes estudos são evidentemente, aproximadas. É claro que melhores aproximações podem ser idealizadas, entretanto, deve-se medir antes se o custo de sua obtenção, além das dificuldades de implementação, irão compensar o trabalho, considerando-se o quanto será aperfeiçoado o grau de aproximação. Além do exposto acima, foi levantado o problema relacionado com curto-circuitos transitórios no lado de alta tensão dos transformadores das cargas, em presença de compensadores estáticos, ainda no capítulo 6. O problema foi ali exposto, apesar de que resultados mais positivos não se tenham conseguido. Referências bibliográficas envolvendo o assunto também não foram encontradas. O caso parece ser sério e pouco pesquisado, constituindo-se assim, numa importante opção para novas áreas de estudos.

O tratamento da compensação de linhas de transmissão com equipamentos estáticos de alta velocidade, foi o as

sunto do capítulo 7 e, como se pôde constatar, é um tipo de com pensação baseada em princípios um pouco diferentes daqueles em que se fundamenta a compensação de cargas. Os compensadores ma is utilizados para esta função, são os reatores saturados, entre tanto, os equipamentos chaveados (ou controlados) por tiristo res começam a ser também usados. A análise desenvolvida foi bas tante superficial havendo, evidentemente, muito ainda o que ser tratado deste assunto.

Por último, o capítulo 8 tratou de um assunto que pode ser considerado como dos mais importantes. Foi a especifi cação de compensadores. Talvez exatamente por não se tratar de um tema complexo, pouca importância se dá a ele. Entretanto, co mo se procurou mostrar, existem muitos dados importantes relati vos ao sistema a ser compensado que na maior parte das vezes são ignorados. Chamou-se também a atenção para superespecifica ções. Estes dois problemas podem ocasionar um projeto inadequa do do compensador. Por outro lado, foi também citado o caso da interpretação dos dados do compensador por parte do adquirente. Uma relação de prioridades foi dada, que pode ser bastante útil na maioria dos casos. Tratou-se ainda do dimensionamento dos compensadores propriamente ditos, para o que foram dadas fôrmu las aproximadas.

No desfecho das conclusões, é natural a indaga ção acerca de qual, dentre os compensadores aqui considerados, pode ser destacado como o mais eficiente. A resposta a esta questão torna-se muito difícil já que ela envolve, no fundo, qua se que essencialmente, fatores econômicos. Estes fatores, eviden temente, não se enquadram no objetivo desta tese. Contudo, é possível estabelecer alguns princípios, sob o ponto de vista pu ramente técnico. No final do capítulo 2, uma tabela comparando estes compensadores com os compensadores síncronos, dá uma idéia das diferenças entre eles. Verifica-se que os equipamentos cha veados por tiristores, são um pouco mais lentos e necessitam ser chaveados em zeros naturais de corrente para evitar transitóri os. Estas duas desvantagens são muito importantes diante dos reatores saturado e controlado por tiristores, principalmente quando se trata de compensar cargas que variam muito rapidamen te, como os fornos a arco. Já os reatores saturados, têm se des

tacado na compensação de linhas de transmissão, enquanto os reatores controlados têm tido seu uso mais dirigido ao controle de cargas. Isto não deve ser visto como uma pretensão de definir já os compensadores mais adequados a determinados tipos de funções. Trata-se apenas de um comentário sobre a forma como estes compensadores têm sido mais utilizados. A verdade é que cada caso particular envolve circunstâncias que, quando sobrepostas aos fatores econômicos, podem levar a escolhas bem diversas de casos aparentemente idênticos.

A P E N D I C E

A - 3

APÊNDICE A3.1 - Dedução da expressão matemática para o pulso de corrente positivo do reator

A equação do circuito é:

$$v = V_{\max} \operatorname{sen}(\omega t + \alpha) = Ri + L \frac{di}{dt}$$

Aplicando a transformada de Laplace, vem:

$$V(S) = V_{\max} \frac{S \operatorname{sen} \alpha + \omega \operatorname{cos} \alpha}{S^2 + \omega^2} = (R + SL)I(S) - Li(0)$$

Para a referência adotada, pode-se ver que  $i(0) = 0$ , logo:

$$V_{\max} \frac{S \operatorname{sen} \alpha + \omega \operatorname{cos} \alpha}{S^2 + \omega^2} = (R + SL)I(S)$$

Explicitando  $I(S)$ , vem:

$$I(S) = \frac{1}{R+SL} \left[ V_{\max} \frac{S \operatorname{sen} \alpha + \omega \operatorname{cos} \alpha}{S^2 + \omega^2} \right]$$

ou:

$$I(S) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{S \operatorname{sen} \alpha + \omega \operatorname{cos} \alpha}{\left(S + \frac{R}{L}\right) (S^2 + \omega^2)} \right]$$

Fazendo  $\beta = R/L$ , vem:

$$I(S) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{S \operatorname{sen} \alpha + \omega \operatorname{cos} \alpha}{(S + \beta) (S^2 + \omega^2)} \right]$$

Cujo desenvolvimento em frações parciais resulta:

$$I(s) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{k_0}{s+\beta} + \frac{k_1}{s+j\omega} + \frac{k_2}{s-j\omega} \right]$$

de onde, separando o termo em  $k_0$  dos termos sobre raízes complexas conjugadas, fica-se com:

$$I^1(s) = \frac{k_0}{s+\beta}$$

$$k_0 = \frac{-\beta \operatorname{sen}\alpha + \omega \operatorname{cos}\alpha}{\beta^2 + \omega^2}$$

logo:

$$i^1(t) = \frac{-\beta \operatorname{sen}\alpha + \omega \operatorname{cos}\alpha}{\beta^2 + \omega^2} e^{-\beta t}$$

Para o 2º termo, virá:

$$M e^{j\psi} = \frac{N(A + jB)}{B D_1 (A + jB)}$$

onde  $A = 0$  e  $B = \omega$

Daí:

$$M e^{j\psi} = \frac{j\omega \operatorname{sen}\alpha + \omega \operatorname{cos}\alpha}{\omega(j\omega + \beta)}$$

ou

$$M e^{j\psi} = \frac{\operatorname{cos}\alpha + j \operatorname{sen}\alpha}{\beta + j\omega}$$

daí:

$$M e^{j\psi} = \frac{e^{j\alpha} (\beta - j\omega)}{\beta^2 + \omega^2}$$

Logo:

$$M = \frac{1}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} e \quad \psi = \operatorname{tg}^{-1} \left( -\frac{\omega}{\beta} \right) + \alpha$$

Fazendo:  $\theta = \text{tg}^{-1}\left(\frac{\omega}{\beta}\right)$ , vem:

$$\psi = -\theta + \alpha$$

Assim:

$$\frac{\omega}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} = \text{sen}\theta \quad \text{e} \quad \frac{\beta}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} = \text{cos}\theta$$

$$\theta = \text{cos}^{-1}\left(\frac{\beta}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}}\right) \quad \text{se } R = 0 \rightarrow \theta = 90^\circ$$

Resulta então:

$$i^2(t) = M \text{sen}(\omega t - \theta + \alpha)$$

e

$$i^1(t) = M e^{-\beta t} (-\text{cos}\theta \text{sen}\alpha + \text{sen}\theta \text{cos}\alpha)$$

ou:

$$i^1(t) = M e^{-\beta t} \text{sen}(\theta - \alpha)$$

Compondo  $i^1$  e  $i^2$ , vem:

$$i_1(t) = \frac{V_{\text{max}} M}{L} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta + \alpha) + e^{-\beta t} \text{sen}(\theta - \alpha) \right]$$

Fazendo:  $I_{\text{max}} = \frac{V_{\text{max}} M}{L}$ , resulta, finalmente:

$$i_1(t) = I_{\text{max}} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta + \alpha) + e^{-\beta t} \text{sen}(\theta - \alpha) \right]$$

APÊNDICE A3.2 - Dedução da expressão matemática para o pulso de corrente negativo do reator

O período de condução do tiristor  $T_2$ , já considerando a possibilidade de existência de erro no ângulo de disparo, pode ser descrito pela equação:

$$V_{\max} \sin(\omega t + \alpha + \pi + \delta) = Ri + L \frac{di}{dt}$$

onde, fazendo  $\delta = \alpha + \pi + \delta$  e aplicando a transformada de Laplace, vem:

$$V(S) = V_{\max} \frac{S \sin \delta + \omega \cos \delta}{S^2 + \omega^2} = (R + SL) I(S) - Li(0)$$

onde  $i(0) = 0$

Explicitando  $I(S)$ , vem:

$$I(S) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{S \sin \delta + \omega \cos \delta}{\left(S + \frac{R}{L}\right) (S^2 + \omega^2)} \right]$$

Fazendo  $\beta = R/L$ , teremos:

$$I(S) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{S \sin \delta + \omega \cos \delta}{(S + \beta) (S^2 + \omega^2)} \right]$$

que, desenvolvida em frações parciais dá:

$$I(S) = \frac{V_{\max}}{L} \left[ \frac{k_0}{S + \beta} + \frac{k_1}{S + j\omega} + \frac{k_2}{S - j\omega} \right]$$

onde

$$k_0 = \frac{-\beta \sin \delta + \omega \cos \delta}{\beta^2 + \omega^2}$$

e, para o primeiro termo da anti-transformada, resulta:

$$i^1(t) = \frac{-\beta \operatorname{sen} \delta + \omega \operatorname{cos} \delta}{\beta^2 + \omega^2} e^{-\beta t}$$

Para os termos restantes, sigamos o seguinte raciocínio:

$$M e^{j\psi} = \frac{N(A + jB)}{B D_1 (A + jB)}$$

onde  $A = 0$  e  $B = \omega$

Daí:

$$M e^{j\psi} = \frac{j\omega \operatorname{sen} \delta + \omega \operatorname{cos} \delta}{\omega(j\omega + \beta)}$$

$$\rightarrow M e^{j\psi} = \frac{\operatorname{cos} \delta + j \operatorname{sen} \delta}{\beta + j\omega} = e^{j\delta} \frac{(\beta - j\omega)}{\beta^2 + \omega^2}$$

$$\therefore M = \frac{1}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} \quad \text{e} \quad \psi = \operatorname{tg}^{-1}\left(-\frac{\omega}{\beta}\right) + \delta$$

Fazendo  $\theta = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{\omega}{\beta}\right)$ , vem:

$$\psi = -\theta + \delta$$

Assim:

$$\frac{\omega}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} = \operatorname{sen} \theta \quad \text{e} \quad \frac{\beta}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}} = \operatorname{cos} \theta$$

$$\therefore \theta = \operatorname{cos}^{-1}\left(\frac{\beta}{\sqrt{\beta^2 + \omega^2}}\right) \quad \text{e, se } R = 0 \rightarrow \theta = \frac{\pi}{2}$$

Assim, a segunda parte da corrente, como função do tempo, é:

$$i^2(t) = M \operatorname{sen}(\omega t - \theta + \delta)$$

A primeira parte desta corrente, pode ser assim reescrita:

$$i^1(t) = M e^{-\beta t} (-\cos\theta \operatorname{sen}\delta + \operatorname{sen}\theta \cos\delta)$$

$$\therefore i^1(t) = M e^{-\beta t} \operatorname{sen}(\theta - \delta)$$

Daí:

$$i_2(t) = \frac{V_{\max} M}{L} \left[ \operatorname{sen}(\omega t - \theta + \delta) + e^{-\beta t} \operatorname{sen}(\theta - \delta) \right]$$

onde

$$\frac{V_{\max} M}{L} = I_{\max}$$

APÊNDICE A3.3 - Desenvolvimento em série de Fourier das correntes nos reatores controlados por tiristores

A Fig. A3.1 mostra um gráfico da forma de onda da corrente composta pelas equações 13 e 14 do capítulo 3, referidas à mesma referência, a fim de que seja possível aplicar o processo de Fourier para a determinação das expressões dos componentes harmônicos.

As expressões 13 e 14 estão repetidas abaixo, e os instantes  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  e  $T_4$  vistos no gráfico serão nossos limites de integração.

$$i_1(t) = I_{\max} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) \right] \quad (1)$$

$$i_2(t) = I_{\max} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + d\alpha + \pi}{\omega})} \text{sen}(\alpha + d\alpha + \pi - \theta) \right] \quad (2)$$

A corrente total do reator será:

$$i(t) = i_1(t) \Big|_{T_1}^{T_2} + i_2(t) \Big|_{T_3}^{T_4} \quad (3)$$

e os coeficientes da série de Fourier serão calculados pelas expressões:

$$a_0 = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) dt \quad (4)$$

$$a_n = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) \cos n\omega t dt \quad (5)$$

$$b_n = \frac{2}{T} \int_0^T i(t) \text{sen } n\omega t dt \quad (6)$$

onde  $T = \frac{2\pi}{\omega}$ , logo  $\frac{2}{T} = \frac{\omega}{\pi}$

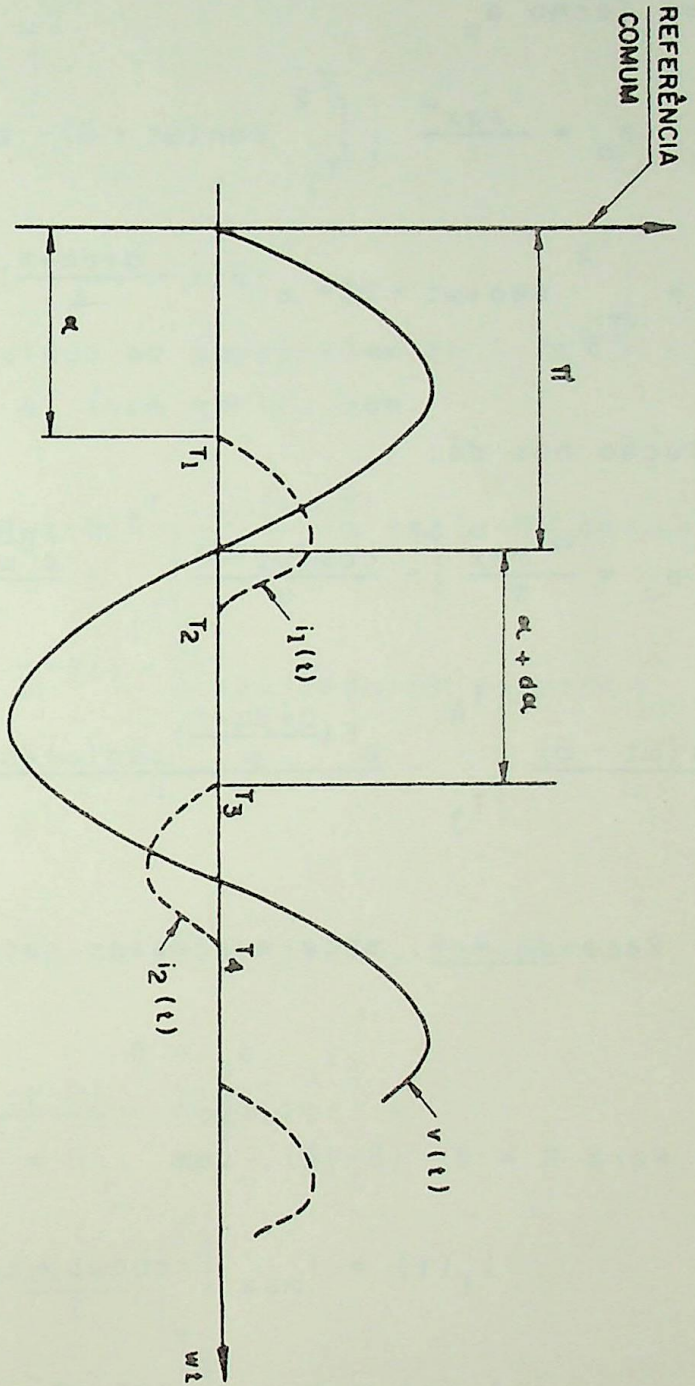


FIGURA A3.1 - Representação dos pulsos de corrente sob uma referência comum

O trabalho de resolver em todos os casos necessá-  
rios estas equações é bastante laborioso e, por isso, algumas  
passagens menos importantes serão aqui omitidas.

a) Termo  $a_o$

$$a_o = \frac{I_{\max} \omega}{\pi} \left[ \int_{T_1}^{T_2} \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) dt + \right. \\ \left. + \int_{T_3}^{T_4} \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + d\alpha + \pi}{\omega})} \text{sen}(\alpha + d\alpha + \pi - \theta) dt \right]$$

cuja solução nos dá:

$$a_o = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left[ - \frac{\cos(\omega t - \theta)}{\omega} \Big|_{T_1}^{T_2} + \frac{e^{\beta \frac{\alpha}{\omega}} \text{sen}(\alpha - \theta)}{\beta} e^{-\beta t} \Big|_{T_1}^{T_2} - \right. \\ \left. - \frac{\cos(\omega t - \theta)}{\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} - \frac{e^{\beta(\frac{\alpha + d\alpha + \pi}{\omega})} \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta)}{\beta} e^{-\beta t} \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \quad (7)$$

- Para  $d\alpha = 0$ , esta expressão resulta em:

$$a_o = 0 \quad (8)$$

- Para  $R = 0$  ( $\beta = 0$ ), vem  $\theta = \pi/2$

$$i_1(t) = I_{\max} [-\cos \omega t + \cos \alpha]$$

$$i_2(t) = I_{\max} [-\cos(\omega t - d\alpha) - \cos(\alpha + d\alpha)]$$

$$a_o = \frac{I_{\max} \omega}{\pi} \left[ \int_{T_1}^{T_2} -\cos \omega t + \cos \alpha dt + \int_{T_3}^{T_4} -\cos(\omega t - d\alpha) + \cos(\alpha + d\alpha) dt \right]$$

Resultando em:

$$a_0 = \frac{\omega l \max}{\pi} \left[ - \frac{\text{sen} \omega t}{\omega} \Big|_{T_1}^{T_2} + t \cos \alpha \Big|_{T_1}^{T_2} - \frac{\text{sen}(\omega t - d\alpha)}{\omega} \Big|_{T_3}^{T_4} - t \cos(\alpha + d\alpha) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \quad (9)$$

b) Termo  $a_1$

Substituindo as expressões de  $i_1(t)$  e  $i_2(t)$  na equação do coeficiente  $a_n$  (com  $n=1$ ), vem:

$$a_1 = \frac{\omega l \max}{\pi} \left\{ \int_{T_1}^{T_2} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) \right] \cos \omega t dt + \int_{T_3}^{T_4} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) + e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) \right] \cos \omega t dt \right\}$$

onde:  $\delta = \alpha + d\alpha + \pi$

Desenvolvendo a expressão, encontramos:

$$a_1 = \frac{\omega l \max}{\pi} \left\{ \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \text{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_1}^{T_2} + \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \text{sen} \theta}{2} \right) \Big|_{T_3}^{T_4} + \frac{1}{\beta^2 + \omega^2} \left[ \text{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \text{sen} \omega t) \Big|_{T_1}^{T_2} - \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \text{sen} \omega t) \Big|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (10)$$

- Para  $d\alpha = 0$ , vem:

$$a_1 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \operatorname{sen}\theta}{2} \right) \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \left( \frac{-\cos(2\omega t - \theta)}{4\omega} - \frac{t \operatorname{sen}\theta}{2} \right) \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \right. \\ \left. + \frac{\operatorname{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \operatorname{sen} \omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \cos \omega t - \omega \operatorname{sen} \omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (11)$$

- Para  $R = 0$ , vem:

$\beta = 0$  e  $\theta = \pi/2$ , daí:

$$a_1 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ - \left( \frac{\operatorname{sen} 2\omega t}{4\omega} + \frac{t}{2} \right) \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \left( \frac{\operatorname{sen} 2\omega t}{4\omega} + \frac{t}{2} \right) \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \right. \\ \left. + \frac{1}{\omega} \left[ \cos \alpha \operatorname{sen} \omega t \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \cos(\alpha + d\alpha) \operatorname{sen} \omega t \Bigg|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (12)$$

Finalmente, para  $R = 0$  e  $d\alpha = 0$ , vem:

$$a_1 = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left( \frac{1}{\omega} \cos \alpha \operatorname{sen} \omega t \Bigg|_{T_1}^{T_2} - 2\pi + 2\alpha \right) \quad (13)$$

c) Termo  $a_n$ , com  $n \neq 1$

Substituindo  $i_1(t)$  e  $i_2(t)$  na expressão de  $a_n$ ,

vem:

$$a_n = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \int_{T_1}^{T_2} \left[ \operatorname{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \operatorname{sen}(\alpha - \theta) \right] \cos n\omega t \, dt + \right.$$

$$+ \int_{T_3}^{T_4} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) + e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} \text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) \right] \cos n\omega t \, dt \Bigg\}$$

Resolvendo a expressão, chegamos a:

$$a_n = \frac{\omega l \max}{\pi} \left\{ \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \\ \left. + \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \right. \\ \left. + \frac{\text{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (\beta \cos n\omega t - n \omega \text{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \\ \left. + \frac{\text{sen}(\alpha + d\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + n^2 \omega^2} (-\beta \cos n\omega t + n \omega \text{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \right\} \quad (14)$$

- Para  $d\alpha = 0$ , teremos:

$$a_n = \frac{\omega l \max}{\pi} \left\{ \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \\ \left. + \left[ -\frac{\cos(n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} + \frac{\cos(n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \right. \\ \left. + \frac{\text{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + n^2 \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} (\beta \cos n\omega t - n \omega \text{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \right. \right. \\ \left. \left. + e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (-\beta \cos n\omega t + n \omega \text{sen} n\omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \right] \right\} \quad (15)$$

- Para  $R = 0$ , vem que  $\beta = 0$  e  $\theta = \pi/2$ , logo:

$$\begin{aligned}
 a_n = & \frac{\omega l}{\pi} \max \left\{ \left[ -\frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \right|_{T_1}^{T_2} + \\
 & + \left[ -\frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \right|_{T_3}^{T_4} + \frac{\cos \text{senn}\omega t}{n\omega} \right|_{T_1}^{T_2} - \\
 & - \frac{\cos(\alpha+d\alpha) \text{senn}\omega t}{n\omega} \right|_{T_3}^{T_4} \} \quad (16)
 \end{aligned}$$

- Para  $R = 0$  e  $d\alpha = 0$  vem:

$$\begin{aligned}
 a_n = & \frac{\omega l}{\pi} \max \left\{ \left[ -\frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \right|_{T_1}^{T_2} + \\
 & + \left[ -\frac{\text{sen}(n+1)\omega t}{2(n+1)\omega} - \frac{\text{sen}(n-1)\omega t}{2(n-1)\omega} \right] \right|_{T_3}^{T_4} + \\
 & + \frac{2}{n\omega} \cos\alpha \text{senn}\omega t \right|_{T_1}^{T_2} \} \quad (17)
 \end{aligned}$$

d) Termo  $b_1$

Substituindo agora  $i_1(t)$  e  $i_2(t)$  na expressão de  $b_n$ , com  $n=1$ , vem:

$$\begin{aligned}
 b_1 = & \frac{\omega l}{\pi} \max \left\{ \int_{T_1}^{T_2} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) \right] \text{sen}\omega t \, dt + \right. \\
 & \left. + \int_{T_3}^{T_4} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) + e^{-\beta(t - \frac{\alpha+d\alpha+\pi}{\omega})} \text{sen}(\alpha+d\alpha - \theta) \right] \text{sen}\omega t \, dt \right\}
 \end{aligned}$$

Que, após resolvida, nos dá:

$$\begin{aligned}
 b_1 = & \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \frac{t \cos \theta}{2} \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} - \frac{\text{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} + \left[ \frac{\text{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + \omega^2} \right. \right. \\
 & (\beta \text{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \left. \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} + \frac{t \cos \theta}{2} \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} - \frac{\text{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} - \right. \\
 & \left. \left. - \left[ \frac{\text{sen}(\alpha + \delta\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + \omega^2} (\beta \text{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \right] \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} \right\} \quad (18)
 \end{aligned}$$

- Para  $d = 0$ , vem que:

$$\begin{aligned}
 b_1 = & \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \frac{t \cos \theta}{2} \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} + \frac{t \cos \theta}{2} \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} - \left( \frac{\text{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} + \right. \right. \\
 & \left. \left. + \frac{\text{sen}(2\omega t - \theta)}{4\omega} \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} \right) + \frac{\text{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + \omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \text{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \begin{vmatrix} T_2 \\ T_1 \end{vmatrix} - \right. \\
 & \left. \left. - e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \text{sen} \omega t + \omega \cos \omega t) \begin{vmatrix} T_4 \\ T_3 \end{vmatrix} \right] \right\} \quad (19)
 \end{aligned}$$

- Para  $R = 0$ , resulta:

$$b_1 = 0 \quad (20)$$

- Para  $R = 0$  e  $d\alpha = 0$ , vem:

$$b_1 = 0 \quad (21)$$

e) Termo  $b_n$

Substituindo  $i_1(t)$  e  $i_2(t)$  na expressão de  $b_n$ ,

mas com  $n \neq 1$ , teremos:

$$b_n = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \int_{T_1}^{T_2} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) - e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} \text{sen}(\alpha - \theta) \right] \text{senn}\omega t \, dt + \int_{T_3}^{T_4} \left[ \text{sen}(\omega t - \theta) + e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})} \text{sen}(\alpha + \delta\alpha - \theta) \right] \text{senn}\omega t \, dt \right\}$$

Cuja integração resulta em:

$$b_n = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ \frac{\text{sen} (n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\text{sen} (n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \left[ \frac{\text{sen} (n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\text{sen} (n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \frac{\text{sen}(\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})}}{\beta^2 + n^2\omega^2} (\beta \text{senn}\omega t + n\omega \text{cosn}\omega t) \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \frac{\text{sen}(\alpha + \delta\alpha - \theta) e^{-\beta(t - \frac{\delta}{\omega})}}{\beta^2 + n^2\omega^2} (\beta \text{senn}\omega t + n\omega \text{cosn}\omega t) \Bigg|_{T_3}^{T_4} \right\} \quad (22)$$

- Se  $\delta\alpha = 0$ , vem:

$$b_n = \frac{\omega I_{\max}}{\pi} \left\{ \left[ \frac{\text{sen} (n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\text{sen} (n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} + \left[ \frac{\text{sen} (n-1)\omega t + \theta}{2(n-1)\omega} - \frac{\text{sen} (n+1)\omega t - \theta}{2(n+1)\omega} \right] \Bigg|_{T_3}^{T_4} + \frac{\text{sen}(\alpha - \theta)}{\beta^2 + n^2\omega^2} \left[ e^{-\beta(t - \frac{\alpha}{\omega})} (\beta \text{senn}\omega t + n\omega \text{cosn}\omega t) \right] \Bigg|_{T_1}^{T_2} - \right\}$$

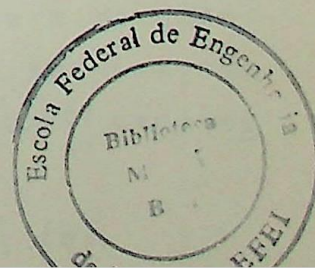
$$- e^{-\beta(t - \frac{\alpha + \pi}{\omega})} (\beta \text{senn}\omega t + n\omega \text{cosn}\omega t) \left\{ \begin{array}{l} T_4 \\ T_3 \end{array} \right\} \quad (23)$$

- Se  $R = 0$ , vem que:

$$b_n = 0 \quad (24)$$

- E, finalmente, se  $R = 0$  e  $d\alpha = 0$ , fica:

$$b_n = 0 \quad (25)$$



APÊNDICE A3.4 - Identidades trigonométricas utilizadas para as demonstrações do apêndice A3.2

1)  $\text{sen}(\omega t - \psi) = \text{sen}\omega t \cos\psi - \cos\omega t \text{sen}\psi$

2)  $\text{sen}(a + \pi) = \text{sen}(a - \pi) = -\text{sen } a$

3)  $\cos(a + \pi) = \cos(a - \pi) = -\cos a$

4)  $\text{sen}\omega t \cos\omega t = \frac{\text{sen}2\omega t}{2}$

5)  $\cos(a - \pi/2) = \text{sen } a$

6)  $\cos(a + \pi/2) = -\text{sen } a$

7)  $\text{sen}(a + \pi/2) = \cos a$

8)  $\text{sen}(a - \pi/2) = -\cos a$

9)  $\int e^{ax} \text{sen}bx \, dx = \frac{e^{ax}}{a^2 + b^2} (a \text{sen}bx - b \cos bx)$

10)  $\int e^{ax} \cos bx \, dx = \frac{e^{ax}}{a^2 + b^2} (a \cos bx + b \text{sen}bx)$

11)  $\int \cos^2 ax \, dx = \frac{x}{2} + \frac{\text{sen}2ax}{4a}$

12)  $\int \text{sen}^2 ax \, dx = \frac{x}{2} - \frac{\text{sen}2ax}{4a}$

13)  $\text{sen}(\omega t - a) \cos n\omega t = \frac{\cos a}{2} \{ \text{sen} [(n+1)\omega t] - \text{sen} [(n-1)\omega t] \} -$   
 $- \frac{\text{sen} a}{2} \{ \cos [(n-1)\omega t] + \cos [(n+1)\omega t] \}$

14)  $\text{sen}(\omega t - a) \text{sen } n\omega t = \frac{\cos a}{2} \{ \cos [(n-1)\omega t] - \cos [(n+1)\omega t] \} -$   
 $- \frac{\text{sen} a}{2} \{ \text{sen} [(n+1)\omega t] + \text{sen} [(n-1)\omega t] \}$

15)  $\int \text{sen } ax \, dx = -\frac{1}{a} \cos ax$

16)  $\int \cos ax \, dx = \frac{1}{a} \text{sen} ax$

APÊNDICE A3.5 - Manual de utilização do programa para o cálculo dos componentes harmônicos das correntes nos reatores

1 - CARACTERÍSTICAS

O programa calcula os componentes harmônicos gerados em uma fase do sistema pelo reator ali instalado, como uma função da tensão aplicada aos terminais do mesmo.

Pode ser utilizado indistintamente para estudo de reatores controlados por tiristores ou reatores saturados, mediante a simples indicação do tipo de reator por meio da variável NTIPØ, incluída nos cartões de dados.

É possível calcular as componentes harmônicas apenas para um valor específico de tensão aplicada que se deseje conhecer, ou para toda uma faixa ilimitada de tensões aplicadas, à escolha do usuário, segundo uma variação em steps convenientemente escolhidos.

Todos os dados devem ser introduzidos em valores por unidade referidos a uma mesma base, ou em valores atuais e, como resultados, são dados os módulos (em valor eficaz) de cada componente harmônico solicitado, sua fase em relação à fase da componente fundamental (isto quer dizer que a componente fundamental é a referência), o valor porcentual de cada componente em relação à fundamental (significando, portanto, que esta terá valor 100%), e o valor porcentual de cada componente em relação à corrente nominal do reator.

O processo utilizado é o do desenvolvimento em série de Fourier, e para os cálculos são utilizadas as expressões mais generalizadas que foram deduzidas no apêndice A3.3.

O programa está dimensionado para calcular harmônicos até a 50ª ordem, não tendo limites para o número de casos a serem estudados. Cada caso, como já foi dito, por sua vez, não tem um número limitado de situações (valores de tensão aplicada) a serem calculados.

## 2. CONSIDERAÇÕES SOBRE A ESTRUTURA

O programa não está dividido em subrotinas, sendo composto de uma única rotina, na qual são claras as seções exclusivas do reator saturado e do reator controlado por tiristores, além dos trechos comuns aos dois tipos. Cartões de comentário indicam estas divisões.

Cada conjunto de dados referente a um caso, quando lido, é impresso de forma bastante clara e destacada na saída do programa.

Os dados, resistência e indutância, compreendem a soma destas componentes pertencentes ao próprio compensador, com aqueles pertencentes à rede entre o reator e o barramento infinito que está sendo considerado.

Três processos iterativos baseados no algoritmo de Newton-Raphson, para solução de equações transcendentais de uma variável, fazem parte do programa. São estes processos destinados a calcular as seguintes variáveis:

- ângulo de disparo do tiristor, como função da tensão aplicada ao reator;
- instante de extinção do pulso de corrente (bloqueio do tiristor), no caso do reator controlado onde são levadas em consideração as perdas devido às resistências do circuito;
- ângulo de condução do reator saturado, como função da tensão aplicada ao reator, também no caso onde as resistências do circuito não são desprezíveis.

O procedimento do programa é calcular todos os componentes harmônicos até a máxima ordem especificada para valores de tensão aplicada ao reator variando desde o valor inicial (VAP, no cartão de dados) até o limite especificado (VLIM no cartão de dados), sendo que, a tensão aplicada VAP varia em steps também especificados pela variável DVAP no cartão de dados. Quando se deseja conhecer os harmônicos produzidos apenas para um determinado valor de tensão aplicada e mais nenhum, deve-se fazer VAP igual a este valor e VLIM também com o mesmo

valor.

### 3. VARIÁVEIS ENVOLVIDAS

As principais variáveis envolvidas no programa, são:

- F : frequência nominal da rede.
- R : resistência da rede externa mais a resistência interna do reator.
- L : indutância da rede externa mais a indutância própria do reator.
- VS : - Reator saturado: tensão de saturação  
- Reator controlado: valor eficaz da tensão desejada no barramento.
- DALFA : - Reator saturado: não tem participação  
- Reator controlado: desequilíbrio no ângulo de disparo dos tiristores.
- DVAP : Valor do step de variação da tensão aplicada ao reator.
- NTIPØ : Identificação do tipo de reator.  
- Reator saturado: NTIPØ = 1  
- Reator controlado: NTIPØ ≠ 1
- NH : Ordem máxima de harmônicos que o programa deverá calcular.
- IFLAG : Flag de dados. Indica se todos os casos a estudar já foram calculados (caso onde IFLAG = 0), ou se ainda existe outro caso a ser calculado (caso onde IFLAG é um número qualquer diferente de zero).
- TØL : Tolerância a ser utilizada nos processos iterativos.
- MAXIT : Número máximo de iterações admissível nos processos iterativos.

VLIM : Valor eficaz máximo de tensão aplicada ao reator que se deseja estudar. Quando a tensão aplicada superar este valor, um teste detetará o término do caso em estudo.

VAP : Tensão eficaz aplicada ao reator.

VAPM : - Reator saturado: não tem participação.  
- Reator controlado: tensão eficaz que se verifica no barramento do reator, com estes e mais a carga fora de serviço, e apenas o banco de capacitores fixo em operação.

INØM : Valor eficaz da corrente nominal do reator.

IPC : Vetor dos valores percentuais dos componentes harmônicos, em termos da componente fundamental verificada nesta mesma tensão aplicada. Para este caso, o valor percentual da componente fundamental (IPC(1)) é de 100%.

IPC1 : Vetor dos valores percentuais dos componentes harmônicos, em relação à corrente nominal do reator.

IN : Vetor dos valores eficazes das magnitudes dos componentes harmônicos.

I1 : é igual a INØM.

AN : Vetor com os coeficientes dos termos em cosenos da série de Fourier.

BN : Vetor com os coeficientes dos termos em senos da série de Fourier.

ANG : Vetor contendo as fases dos diversos componentes harmônicos em relação à componente fundamental. No caso, portanto, para a componente fundamental, a fase (ANG(1)) é nula.

W : frequência angular da rede.

DALFR : Valor de DALFA quando transformado para raios.

ALFAR : Valor do ângulo de disparo em raios.

ALFAG : Valor de ALFAR transformado para graus.

$T_1, T_2, T_3$  e  $T_4$  : Limites de integração para o cálculo dos coeficientes da série de Fourier.

CTE : Termo que multiplica todos os coeficientes do desenvolvimento da série de Fourier, e que nas expressões do Apêndice A3.3 é dado por  $\omega l_{\max} / \pi$ .

AZERO : Componente contínua da série de Fourier.

#### 4. ENTRADA DE DADOS

A entrada de dados é muito simples pois, para cada caso, um único cartão é suficiente. Os dados de tensões, correntes, resistências e indutâncias são introduzidos em valores por unidade ou valores atuais enquanto que os dados envolvendo ângulos devem ser introduzidos em graus.

O preenchimento do cartão (ou dos cartões) de dados, é feito respeitando a seguinte forma:

TABELA A3.1

VARIÁVEL	COLUNAS	FORMATO
F	1 a 3	F3,0
R	4 a 11	F8,9
L	12 a 19	F8,9
VS	20 a 27	F8,3
DALFA	28 a 35	F8,3
DVAP	36 a 43	F8,3
NTIPØ	44	12
NH	45 e 46	12
MAXIT	47 e 48	12
TØL	49 a 56	F8,7
VLIM	57 a 63	F7,2
VAP'	64 a 69	F6,3
VAPM	70 a 75	F6,3
INØM	76 a 80	F5,2

Preenchido um cartão, segundo esta forma, se este for o único (ou o último) caso a estudar, o cartão seguinte deverá vir em branco, indicando o encerramento do programa. Havendo outro caso a estudar (ou outros), o cartão seguinte deverá ter um número inteiro qualquer, no formato I3, colunas 1 a 3, correspondendo ao valor da variável IFLAG que, sendo diferente de zero, significa que o programa ainda não terminou e outros casos devem ser lidos.

A figura A3.2 mostra um exemplo de entrada onde se deseja estudar um único caso envolvendo reator saturado.

Na figura A3.3 vê-se a ilustração de um banco de dados onde três casos precisam ser estudados.

## 5. SAÍDA DE RESULTADOS

A saída de resultados é na forma de tabelas como se pode ver nos exemplos calculados no final do capítulo 3, e nela são dados:

- Reator controlado por tiristores:
  - . ângulo de disparo;
  - . correspondente valor de tensão aplicada;
  - . tabela com os resultados dos componentes harmônicos calculados, até a máxima ordem pedida;
  - . limites de integração. Correspondem aos instantes de disparo e corte dos tiristores;
  - . corrente nominal do reator.
- Reator saturado:
  - . ângulo de condução;
  - . correspondente valor de tensão aplicada;
  - . tabela com os resultados dos componentes harmônicos calculados, até a máxima ordem pedida;
  - . limites de integração. Correspondem aos instantes em que iniciou e terminou o fluxo de corrente no reator;

corrente nominal do reator.

Nos casos onde os reatores não chegam a conduzir, as tabelas não são calculadas e uma observação é feita indicando que a corrente no reator é nula. Isto ocorre quando a tensão aplicada é muito baixa, fazendo com que o sistema não solicite compensação indutiva.

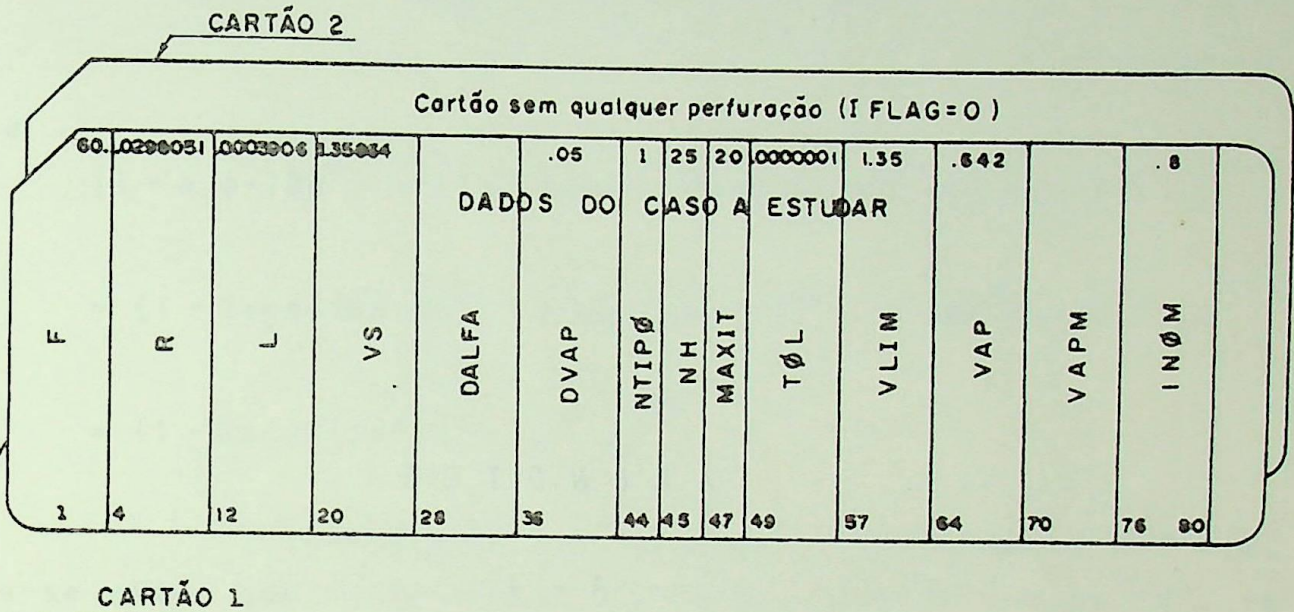


FIGURA A3.2 - Cartões de dados para o estudo de um só caso (Reator saturado)

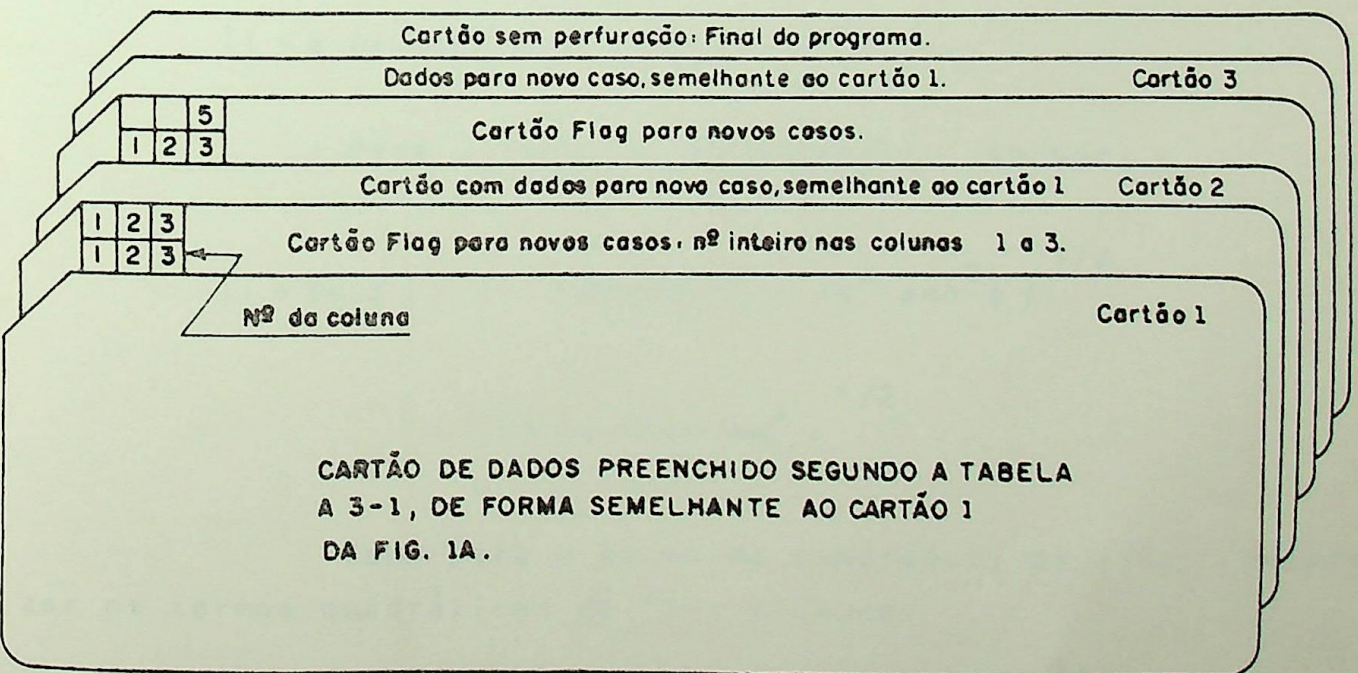


FIGURA A3.3 - Cartões de dados para o estudo de três casos

A P Ê N D I C E

A - 4

APÊNDICE A4.1 - Regulação da tensão  $\dot{V}_2$  devido a inserção de carga fase-fase

Da seção 4.2.2.1:

$$\text{Reg}_2 = 1 - \left| \frac{1 - a \cos(\phi + 120^\circ)}{1 + 2a \cos \phi} \right|$$

onde

$$\begin{aligned} |1 - a \cos(\phi + 120^\circ)| &= \{ [1 - a \cos(\phi + 120^\circ)]^2 + a^2 \sin^2(\phi + 120^\circ) \}^{1/2} \\ &= \{ 1 - 2a \cos(\phi + 120^\circ) + a^2 \cos^2(\phi + 120^\circ) + a^2 \sin^2(\phi + 120^\circ) \}^{1/2} \\ &= \{ 1 - 2a \cos(\phi + 120^\circ) + a^2 \}^{1/2} \end{aligned}$$

Considerando que na prática normalmente  $a < 0,2$ , pode-se dizer que, desprezando os termos quadráticos de "a", resulta:

$$|1 - a \cos(\phi + 120^\circ)| \approx \{ (1 - a \cos(\phi + 120^\circ))^2 \}^{1/2}$$

ou:

$$|1 - a \cos(\phi + 120^\circ)| = 1 - a \cos(\phi + 120^\circ)$$

Para o termo do denominador, vem que:

$$\begin{aligned} |1 + 2a \cos \phi| &= \{ (1 + 2a \cos \phi)^2 + 4a^2 \sin^2 \phi \}^{1/2} \\ &= \{ 1 + 4a \cos \phi + 4a^2 \}^{1/2} \end{aligned}$$

Como para o termo do numerador, pode-se desprezar os termos quadráticos de "a", ficando:

$$|1 + 2a \cos \phi| = 1 + 2a \cos \phi$$

Desta forma, resulta:

$$\text{Reg}_2 = 1 - \frac{1 - a \cos(\phi + 120^\circ)}{1 + 2a \cos \phi}$$

ou:

$$\text{Reg}_2 = \frac{2a \cos \phi + a \cos(\phi + 120^\circ)}{1 + 2a \cos \phi}$$

e, finalmente:

$$\text{Reg}_2 = \frac{a}{\Delta} \{ 2 \cos \phi + \cos(\phi + 120^\circ) \} \quad [\text{p.u.}]$$

De (4.15), verificando que  $\dot{V}_{23} = \dot{V}_2 - \dot{V}_3$ , resulta:

$$V_{23} = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} (\alpha^2 - \alpha) = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} \sqrt{3}$$

logo:

$$\text{Reg}_2 = \left| \frac{a \dot{V}_{23}}{|\dot{E}_1| \sqrt{3}} \right| \left[ 2 \cos \phi + \cos(\phi + 120^\circ) \right] \quad [\text{p.u.}]$$

onde:

$$a = |\dot{z}_1 \dot{y}| = \left| \frac{\dot{z}_1}{\dot{z}_L} \right|$$

Assim:

$$\text{Reg}_2 = \left| \frac{\dot{z}_1 \dot{V}_{23}}{\dot{z}_L |\dot{E}_1| \sqrt{3}} \right| \left[ 2 \cos \phi + \cos(\phi + 120^\circ) \right] \quad [\text{p.u.}]$$

Mas, o nível de carga em VA é dado por:

$$S_L = V_{23} \left( \frac{V_{23}}{Z_L} \right) \quad [\text{VA}]$$

e o nível de falta, por:

$$N_f = \sqrt{3} V_{23} \left( \frac{E_1}{Z_1} \right) \quad [\text{VA}]$$

Portanto,

$$\frac{S_L}{N_f} = \frac{V_{23} Z_1}{\sqrt{3} Z_L E_1} = \left| \frac{a}{\Delta} \right| \quad [\text{p.u.}]$$

Facilmente, também se pode constatar que:

$$2\cos\phi + \cos(\phi + 120^\circ) = \sqrt{3} \cos(\phi + 30^\circ)$$

Então, finalmente:

$$\text{Reg}_2 = \frac{S_L(\text{VA})}{N_f(\text{VA})} \left[ \sqrt{3} \cos(\phi + 30^\circ) \right] \quad [\text{p.u.}]$$

Obs.: Na notação utilizada, para um fasor qualquer aqui genericamente designado por  $\dot{A}$ , deve-se entender que:

$$A = |\dot{A}|$$

APÊNDICE A4.2 - Regulação de  $V_{12}$  e  $V_{31}$ , devido à inserção de carga entre as fases 2 e 3

Considere-se a tensão  $\dot{V}_{12}$ . A tensão na carga é dada pela equação (4.15), verificando que  $\dot{y} = 1/\dot{Z}_L$ , por:

$$\dot{V}_{12} = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} \left\{ \Delta - \alpha^2 + \frac{\dot{Z}_1}{\dot{Z}_L} \right\} \quad [V]$$

Logo, de (4.8) a regulação da tensão  $\dot{V}_{12}$  será dada por:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{\sqrt{3} |\dot{E}_1| - |\dot{E}_1| \left\{ \frac{\Delta - \alpha^2 + \dot{Z}_1/\dot{Z}_L}{\Delta} \right\}}{\sqrt{3} |\dot{E}_1|} \quad [p.u.]$$

Assim, a variação da tensão  $\dot{V}_{12}$  com a mudança da carga entre as fases 2 e 3, é:

$$\Delta V_{12} = |\dot{E}_1| \left\{ \sqrt{3} - \left| \frac{\Delta - \alpha^2 + \dot{Z}_1/\dot{Z}_L}{\Delta} \right| \right\} \quad [V]$$

ou:

$$\Delta V_{12} = |\dot{E}_1| \left\{ \sqrt{3} - \left| \frac{1 - \alpha^2 + 2a \phi + a \phi}{1 + 2a \phi} \right| \right\} \quad [V]$$

onde o numerador do segundo termo do segundo membro, é:

$$|1 - \alpha^2 + 3a \phi| = \left\{ \left( \frac{3}{2} + 3a \cos \phi \right)^2 + \left( \frac{\sqrt{3}}{2} + 3a \sin \phi \right)^2 \right\}^{1/2}$$

$$\Rightarrow \left\{ \frac{9}{4} + 9a^2 \cos^2 \phi + 9a \cos \phi + \frac{3}{4} + 3\sqrt{3} a \sin \phi + 9a^2 \sin^2 \phi \right\}^{1/2}$$

$$= \left\{ 3 + 9a^2 + 9a \cos \phi + 3\sqrt{3} a \sin \phi \right\}^{1/2}$$

Desprezando o termo quadrático de "a", como em

A4.1, vem:

$$\begin{aligned}
 |1 - \alpha^2 + 3a \phi| &\approx \sqrt{3} \{1 + 3a \cos\phi + \sqrt{3} a \operatorname{sen}\phi\}^{1/2} \\
 &= \sqrt{3} \left\{1 + 2\sqrt{3} a \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cos\phi + \frac{\operatorname{sen}\phi}{2}\right)\right\}^{1/2} \\
 &= \sqrt{3} \{1 + 2\sqrt{3} a \cos(\phi - 30^\circ)\}^{1/2}
 \end{aligned}$$

que, considerando desprezível o termo quadrático de "a", resulta:

$$|1 - \alpha^2 + 3a \phi| \approx \sqrt{3} \{1 + \sqrt{3} a \cos(\phi - 30^\circ)\} \quad [\text{p.u.}]$$

No apêndice A4.1, o termo do denominador já foi determinado, tendo-se obtido:

$$|1 + 2a \phi| = 1 + 2a \cos\phi$$

logo:

$$\Delta V_{12} = \sqrt{3} |\dot{E}_1| \left\{ \frac{2a \cos\phi - \sqrt{3} a \cos(\phi - 30^\circ)}{1 + 2a \cos\phi} \right\} \quad [V]$$

portanto, a regulação em p.u., que é dada por:

$$\operatorname{Reg}_{12} = \frac{V_{12}}{\sqrt{3} |\dot{E}_1|},$$

será:

$$\operatorname{Reg}_{12} = \left| \frac{a}{\Delta} \right| \{2 \cos\phi - \sqrt{3} \cos(\phi - 30^\circ)\} \quad [\text{p.u.}]$$

Do apêndice A4.1, sabe-se que:

$$\left| \frac{a}{\Delta} \right| = \frac{S_{L(VA)}}{N_{f(VA)}} \quad [\text{p.u.}]$$

Portanto, substituindo na equação anterior, vem:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{S_{L(VA)}}{N_{f(VA)}} \{ 2 \cos \phi - \sqrt{3} \cos (\phi - 30^\circ) \} \quad [\text{p.u.}]$$

então:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{S_{L(VA)}}{N_{f(VA)}} \left\{ 2 \cos \phi - \sqrt{3} \left( \cos \phi \frac{\sqrt{3}}{2} + \frac{\text{sen} \phi}{2} \right) \right\} \quad [\text{p.u.}]$$

e:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{S_{L(VA)}}{N_{f(VA)}} \left\{ \frac{\cos \phi}{2} - \frac{\sqrt{3}}{2} \text{sen} \phi \right\} \quad [\text{p.u.}]$$

ou, finalmente:

$$\text{Reg}_{12} = \frac{S_{L(VA)}}{N_{f(VA)}} \{ \cos (\phi + 60^\circ) \} \quad [\text{p.u.}]$$

Para a tensão  $\dot{V}_{31}$ , vem:

$$V_{31} = \frac{|\dot{E}_1|}{\Delta} \left[ \alpha - \frac{\dot{z}_1}{Z_L} - \Delta \right] \quad [V]$$

Logo:

$$\Delta V_{31} = |\dot{E}_1| \left[ \sqrt{3} - \left| \frac{\alpha - a \phi - 1 - 2a \phi}{1 + 2a \phi} \right| \right] \quad [V]$$

$$= |\dot{E}_1| \left[ \sqrt{3} - \left| \frac{\alpha - 1 - 3a \phi}{1 + 2a \phi} \right| \right] \quad [V]$$

onde o numerador do segundo termo do segundo membro é:

$$\begin{aligned} |\alpha - 1 - 3a \phi| &= \left[ \left( -\frac{3}{2} - 3a \cos \phi \right)^2 + \left( \frac{\sqrt{3}}{2} - 3a \sin \phi \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \left[ 3 + 3a \sqrt{3} (\sqrt{3} \cos \phi - \sin \phi) \right]^{1/2} \\ &\approx \sqrt{3} \left[ 1 + \sqrt{3} a \cos(\phi + 30^\circ) \right] \end{aligned}$$

Assim, por analogia com o caso de  $\text{Reg}_{12}$ , vem:

$$\text{Reg}_{31} = \frac{S_L(\text{VA})}{N_f(\text{VA})} \left[ \cos(\phi - 60^\circ) \right] \quad [\text{p.u.}]$$

APÊNDICE A4.3 - Susceptância necessária para corrigir a regulação de tensão

Seja:  $a \quad |\dot{V}| = |\dot{E}|$  (1)

mas:  $\dot{E} = \dot{V} + \dot{Z} i$  (2)

e:  $i = (G + jB)\dot{V}$  (3)

onde  $(G + jB)$  é a carga equivalente equilibrada conectada em es trela e com fator de potência unitário.

Então:

$$\dot{E} = \dot{V} \left[ 1 + (R_1 + jX_1)(G + jB) \right] \quad (4)$$

$$= \dot{V} \left[ 1 + R_1G - X_1B + j(R_1B + X_1G) \right] \quad (5)$$

Como apenas as magnitudes são necessárias, vem que:

$$\left( \frac{|\dot{E}|}{|\dot{V}|} \right)^2 = a^2 = (1 + R_1G - X_1B)^2 + (R_1B + X_1G)^2 \quad (6)$$

Para que seja obtida uma correção de tensão "a", isto é, para que a tensão  $\dot{E}$  seja um múltiplo da tensão  $\dot{V}$  (em mó dulo), uma relação "a" entre elas, resolvendo a equação (6) pa ra B, resulta:

$$B = \frac{X_1 \pm \sqrt{X_1^2 - (X_1^2 + R_1^2)(1 - a^2 + 2R_1G + G^2(X_1^2 + R_1^2))}}{X_1^2} \quad (7)$$

Se  $R_1 < X_1$ , então  $R_1^2 \ll X_1^2$  e, convertendo a sus ceptância B para uma configuração delta, virá:

$$B_{\Delta} = \frac{B}{3} \approx \frac{1}{3X_1} \left[ 1 \pm \sqrt{a^2 - G^2X_1^2} \right] \quad (8)$$

As duas soluções desta equação são ilustradas no diagrama fasorial da Fig. A4.1, do qual se evidencia que somente o sinal negativo deve ser considerado:

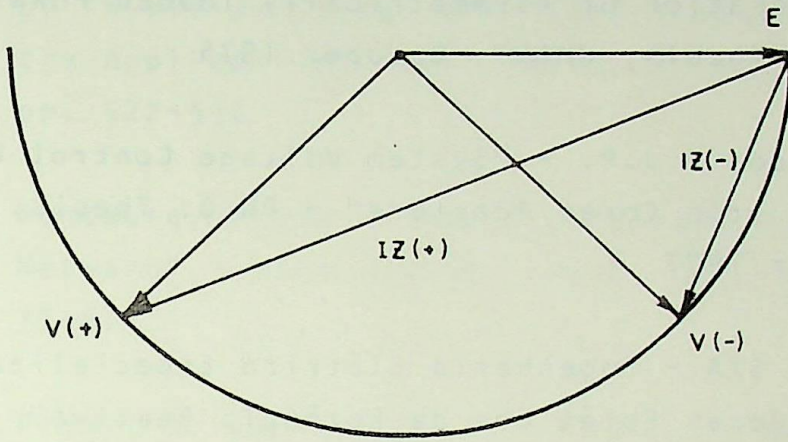


FIGURA A4.1

Para que a queda de tensão no circuito,  $\dot{Z} \dot{I}$ , seja mínima, nota-se no diagrama que o sinal negativo deverá ser o adotado, portanto:

$$B_d = \frac{1}{3X_1} \left[ 1 - \sqrt{a^2 - G^2 X_1^2} \right] \quad (9)$$



REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] - Walshe, K.A. - "Thyristor Controlled Shunt Reactor Compensation of Asymmetrically loaded Power Systems" Ph.D. Thesis, UMIST, October 1976
- [2] - Pacheco, E.J.P. - "System Voltage Control Using Saturated Iron Cored Reactors" - Ph.D. Thesis, UMIST, November 1977
- [3] - Triel S/A - Engenharia Elétrica Especializada - "Compensadores Estáticos de Potência Reativa" - Trabalho elaborado pela TRIEL S/A, Santos, SP, Novembro 1979
- [4] - Cooper, C.B. and Young, D.J. - "Saturated Reactor Compesator for Stabilising Voltage at Load and Generation Points" - IEE Conference Publication on "High Voltage DC and/or AC Power Transmission", 19-23 November 1973, Number 107
- [5] - Cooper, C.B., Friedlanger, E. and Young, D.J. - "Requirements and Compensation Methods for Scrap Melting Arc Furnaces" - IEE International Conference on "Sources and Effects of Power System Disturbances, 22-24 April 1974, London, pp. 146-150
- [6] - Gyugyi, L., Otto, R.A. and Putman, T.H.- "Principles and Applications of Static Thyristor-Controlled Shunt Compensators" - IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-97, n° 5, Sept/Oct 1978, pp. 1935-1945
- [7] - Chanas, M. et Lemoine, M. - "Perturbations des Réseaux Industriels et de Distribution" - RGE, Tome 87, n° 12, Déc. 1978, pp. 925-962

- | 8 | - Charles, P., Boidin, M. et Drouin, G. - "Perturbations des Réseaux Industriels et de Distribution" - RGE, Tome 88, n° 01, Jan. 1979, pp. 49-73
- | 9 | - Gyugyi, L. - "Reactive Power Generation and Control by Thyristor Circuits" - IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-15, n° 15, Sept/Oct. 1979, pp. 522-532
- | 10 | - Sundberg, Yngve - "The Arc Furnace As a Load on the Network" - ASEA Journal, 1976, Vol. 49, n° 4, pp. 75-87
- | 11 | - Frank, H. and Ivner, S. - "Tycap, Power-Factor Correction Equipment Using Thyristor-Controlled Capacitors for Arc Furnaces" - ASEA Journal, 1973, Vol. 46, n° 6, pp. 147-152
- | 12 | - Barnes, H.C. - "Modelisation des Systemes de Compensation Statique Shunt pour l'Analyse des Réseaux" Rapport du groupe de travail 01 du comité d'études n° 31 (Réseaux de Transport) de la CIGRE Revue ELECTRA, Mars 1977, n° 51, pp. 45-74
- | 13 | - GEC Power Engineering Limited - "A Guide to the Specification of Compensators" - Power Transmission Division
- | 14 | - Yacamini, R. and Oliveira, J.C. - "Harmonics Produced by direct Current in Converter Transformers" - IEE Proc., Vol. 125, n° 9, September 1978
- | 15 | - Thanawala, H.L., Williams, W.P. and Young, D.J. - "Static Reactive Compensators for AC Power Transmission Ten Years Operational Experience With Saturated Reactors" - GEC Journal of Science and Technology, Vol. 45, n° 3, pp. 99-108

- |16| - Sirota, I.M. and Maslyanik, V.V. - "Transient Capacitive Earth-Fault Current In Networks With Low Earth-Fault Currents" - Electric Technology URSS, November 1977, pp. 125-137
- |17| - Fuchs, R.D. - "Transmissão de Energia Elétrica - Linhas Aéreas" - 1ª edição, Rio de Janeiro-Livros Técnicos e Científicos Editora, 1977.



EFEI - BIBLIOTECA MAUÁ  
8200297



NÃO DANIFIQUE ESTA ETIQUETA