

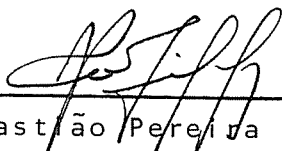
**"SOBRETENSÕES DEVIDAS A OPERAÇÃO DOS FORNOS ELÉTRICOS A ARCO.
PROTEÇÃO DOS EQUIPAMENTOS PRINCIPAIS".**

ANTÔNIO DONIZETTI DE ANDRADE

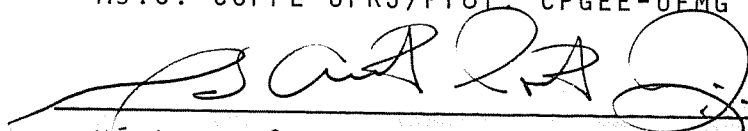
Dissertação de Mestrado submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Ciências.

Aprovada em 01 de agosto de 1989.

Banca examinadora:



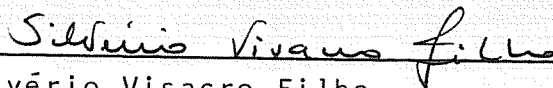
Clever Sebastião Pereira Filho (orientador)
Ms.C. COPPE-UFRJ/Prof. CPGEE-UFMG



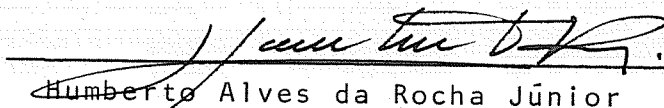
Mário Antônio Porto Fonseca (co-orientador)
Ms.C. CPGEE-UFMG/Eng. ACESITA



Osmário Delaretti Filho
Ph.D. Univ. Arizona/Prof. Dept. Enga. Metalúrgica-UFMG



Silvério Visacro Filho
Ms.C. CPGEE-UFMG/Prof. CPGEE-UFMG



Humberto Alves da Rocha Júnior
Ms.C. CPGEE-UFMG/Eng. ACESITA

Aos meus pais e à minha esposa,
como testemunho de minha gratidão.

AGRADECIMENTOS

- . À Companhia de Aços Especiais de Itabira (Acesita) pelo incentivo à pesquisa e financiamento do curso;
- . Ao Eng^o Mário Antônio Porto Fonseca , pela orientação e valiosíssima contribuição de seu material bibliográfico;
- . Ao Prof. Clever S. P. Filho, pela orientação, amizade e elevado grau de interesse demonstrado;
- . Ao Eng^o José Vitório (Acesita) pelo apoio, revisão do trabalho e auxílio na preparação dos desenhos;
- . Ao Departamento de Eng. Elétrica, na figura de seus professores, funcionários e colegas;
- . Ao Eng^o José Luis Perez, aos funcionários da AHD (Divisão de Treinamento) e demais colegas da Acesita pelo apoio e incentivo.

R E S U M O

O presente trabalho estuda o funcionamento dos Fornos Elétricos a Arco, sob o ponto de vista do sistema elétrico, e identifica as origens e os principais tipos de sobretensões, impostas aos seus transformadores alimentadores, durante a operação dos fornos.

Apresenta os métodos para execução de cálculos aproximados e exatos das sobretensões, tendo sido desenvolvido um programa computacional para simulação da abertura de um transformador monofásico a vazio, que leva em consideração as perdas por correntes parasitas e o efeito não linear da indutância do transformador alimentador.

Os métodos de proteção contra as sobretensões e os procedimentos para sua escolha também são desenvolvidos.

Os resultados obtidos permitem, principalmente, o desenvolvimento e utilização de proteções mais seguras para os equipamentos de Fornos Elétricos a Arco.

ABSTRACT

The present work studies the Electric Arc Furnaces functioning, under the electric system point of view, and identifies the origins and main types of overvoltages produced by their operation.

The methods for approximated and accurate overvoltage calculations are introduced. A software, to simulate the chopping of a single phase transformer magnetizing current in a digital microcomputer, was developed. This program considers the eddy-current losses and the transformer inductance nonlinear effect.

The corrective measures to protect the furnaces transformers against overvoltages and the procedures to specify them are presented.

The work results mainly allow the development and utilization of more reliable protections for Electric Arc Furnaces equipments.

SUMÁRIO

	PAG.
CAPÍTULO I: HISTÓRICO E CARACTERÍSTICAS DOS FORNOS ELÉTRICOS A ARCO -----	1
1.1- Histórico -----	1
1.2- Características Operacionais dos F.E.A.'s. Definição dos Principais Problemas -----	12
1.2.1- O Arco Elétrico -----	12
1.2.2- Os Equipamentos Elétricos -----	21
1.2.3- Características Mecânicas -----	40
1.2.4- Características Elétricas -----	42
1.2.5- Operação do Forno/Controle de Potência -	53
1.2.6- Principais Problemas -----	56
1.3- Referências Bibliográficas -----	59
CAPÍTULO II- ORIGENS DE SOBRETENSÕES NOS F.E.A.'s -----	60
11.1- Introdução -----	60
11.2- Origens das Sobretensões -----	60
11.2.1- Sobretensões em Transformadores e Reatores de Fornos a Arco, em Condições Normais de Operação -----	62
11.2.2- Energização de Trafos a Vazio -----	90
11.2.3- Desenergização sob Carga Com ou Sem Reenergização -----	99

11.2.4- Desenergização a Vazio Com ou Sem Reignição -----	109
11.3- Conclusões -----	127
11.4- Referências Bibliográficas -----	133
CAPÍTULO III: MODELAGEM DO CIRCUITO E CÁLCULO DAS SOBRETENSÕES PARA O F.E.A. Nº 3 DA ACESITA -----	135
111.1- Descrição do Circuito do Forno Elétrico a Arco Nº 3 da Acesita -----	135
111.2- Modelo do Circuito Elétrico para Cálculo -	138
111.2.1- Determinação dos Parâmetros do Sistema -----	140
111.3- Metodologia de Cálculo -----	145
111.3.1- Desenergização a Vazio - Equivalente Monofásico -----	145
111.3.2- Desenergização a Vazio - Circuito Trifásico -----	148
111.3.3- Cálculo da Sobretensão supondo ocorrer o "Corte Virtual" da Corrente --	156
111.4- Programa Computacional de Simulação -----	160
111.4.1- Desenergização a Vazio do Trafo Monofásico -----	161
111.5- Conclusões -----	169
111.6- Referências Bibliográficas -----	178

CAPÍTULO IV: PROTEÇÕES CONTRA SOBRETENSÕES NOS PRINCIPAIS EQUIPAMENTOS DOS FORNOS ELÉTRICOS A ARCO -----	180
IV.1- Sobretensões Oriundas de Condições Normais de Operação -----	180
IV.2- Sobretensões Devidas à Desenergização do Trafo Sob Carga - Corte Virtual de Corrente -----	181
IV.2.1- Sistemas de Proteção do Trafo -----	182
IV.2.2- Dimensionamento do Circuito de Proteção RC -----	183
IV.2.3- Escolha do Resistor de Amortecimento -	186
IV.3- Sobretensões Provocadas pela Desenergização do Trafo a vazio -----	188
IV.4- Conclusões -----	190
IV.5- Referências Bibliográficas -----	191
CAPÍTULO V: CONCLUSÕES FINAIS -----	193
V.1- Conclusões -----	193
V.2- Sugestões para Próximos Trabalhos -----	197
APÊNDICE A - LISTAGEM DO PROGRAMA DE SIMULAÇÃO DA ABERTURA DE UM TRAFÓ MONOFÁSICO A VAZIO -----	198

S I M B O L O G I A

A, B, C	= fases no lado de alta tensão (A.T.)
a, b, c	= fases no lado de baixa tensão (B.T.)
V	= queda de tensão no arco elétrico
VM	= valor de pico fase-fase da tensão da fonte
VS	= valor instantâneo da tensão na fonte
VN	= tensão fase-neutro da fonte
VT	= valor instantâneo da tensão no transformador
VR	= ídem no reator
VS(AB)	= tensão da fonte entre as fases A e B
v _{oa} , v _{ob} , v _{oc}	= tensões dos arcos - lado B.T. - fase banho
I	= corrente
I _{AB}	= corrente no enrolamento ligado entre as fases A e B
L	= indutância
R	= resistência
k	= relação de transformação
t	= tempo
φ	= ângulo de fase entre (VS) _{AB} e v _{oa}
w	= $2\pi f$
sq(wt)	= função onda quadrada
τ	= tempo em que ocorre mudança nas condições de arco
ψ	= $\text{arctg}(\sqrt{3}/2)$
VC	= tensão na carga
VCM	= valor de pico da tensão na carga (sobretensão)
f	= frequência
f _o	= frequência do transitório

CAPÍTULO I

HISTÓRICO E CARACTERÍSTICAS DOS FORNOS ELÉTRICOS A ARCO

1.1 - Histórico

O fenômeno do arco elétrico foi descoberto em 1803 por V. V. Peterov, professor da Academia Médico-Cirúrgica de Petersburg, que anunciou a aplicação, em potencial, dos arcos elétricos na iluminação e na fusão de materiais.

A introdução do forno elétrico a arco (F.E.A), há cerca de 70 anos atrás, foi a primeira aplicação, em larga escala, do aquecimento elétrico na prática metalúrgica. As figs. 1 e 2 mostram um lay-out e diagrama elétrico simplificados de um F.E.A..

Por volta de 1930 a aplicação dos fornos a arco foi estendida à produção de ferro fundido, mais particularmente, de ferro de qualidade mais elevada, como os utilizados na indústria automotiva.

Os fornos a arco podem ser classificados, arbitrariamente, em três categorias principais, de acordo com a disposição e forma dos eletrodos por onde circularão as correntes: Fornos a Arco Direto, Fornos a Arco Indireto e Fornos a Arco com Eletrodo Submerso.

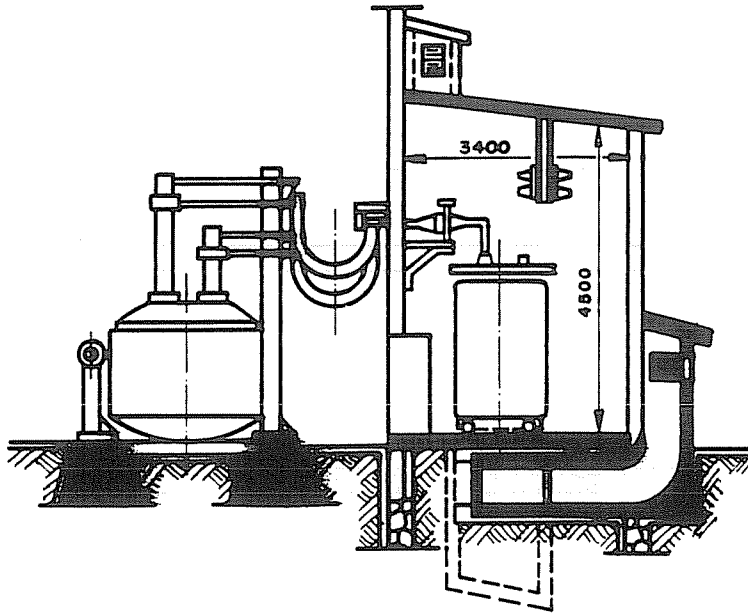


FIG. 1 - Lay - out de um Forno a arco simples

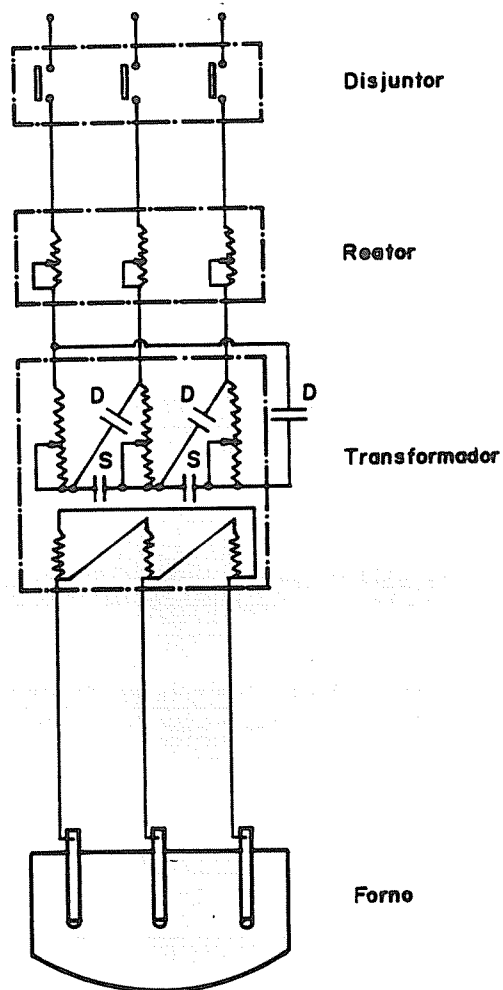


FIG. 2 - Diagrama elétrico simplificado de um Forno a arco

Desde meados dos anos 30, o forno a arco tipo direto, utilizado originalmente por Heroult, tem tido preferência em relação aos outros tipos de fornos a arco, e, praticamente, todos os F.E.A.'s instalados para a fabricação de aço, tem sido deste tipo.

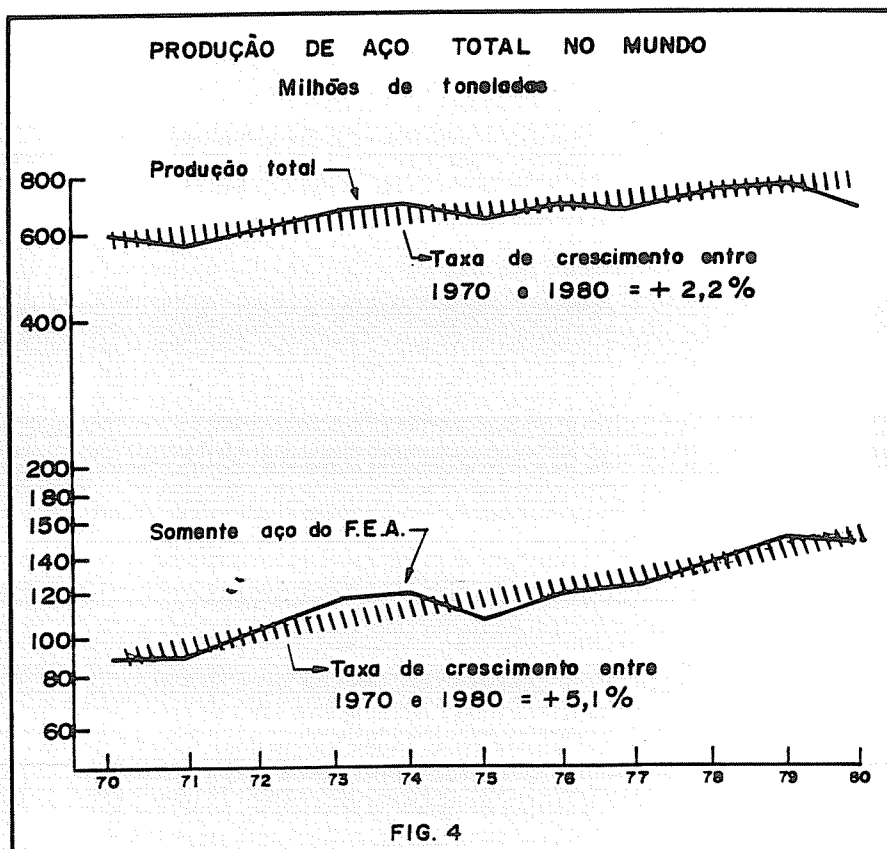
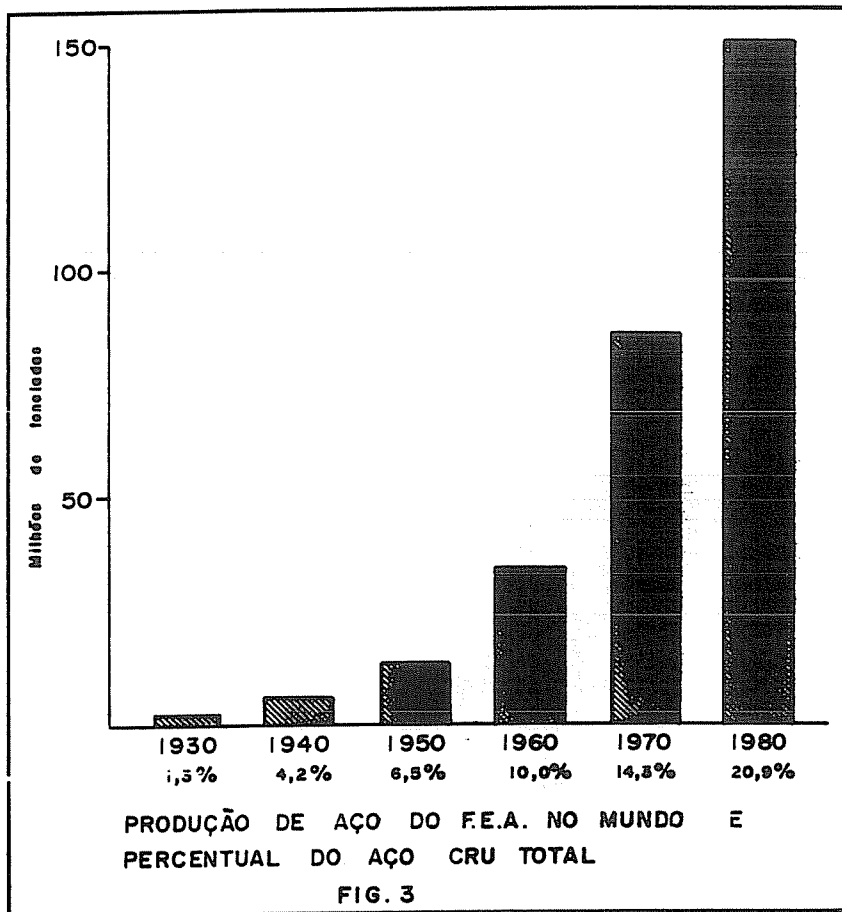
A importância do aço oriundo de F.E.A. que, em 1980, no Brasil era de 25,9% e no mundo de 20,9% do aço total produzido, deve continuar a crescer e a produção mundial deve atingir, aproximadamente, 25% do aço total, no final desta década. A produção de aço, via F.E.A., tem tido oportunidade de crescimento, tanto nos países em desenvolvimento como nos industrializados, porque o Forno a Arco:

- tem tecnologia adequada para a fabricação de aço;
- requer baixo investimento;
- oferece a possibilidade de expansões futuras;
- permite um período de construção rápido;
- tem flexibilidade para matérias primas;
- é utilizado em mini-usinas localizadas próximas ao mercado;
- permite uma faixa ampla na linha de produtos;
- tem custos competitivos.

As figs. 3 e 4 mostram a importância que o crescimento dos F.E.A.'s tem tido na porcentagem da produção total de aço.

As mini-usinas, que utilizam o F.E.A., tem tido sucesso em relação às grandes, em todo o mundo, porque:

- podem atender às necessidades de um mercado regional;
- tem tecnologia adequada de redução direta, F.E.A. e Lingotamento Contínuo;



- podem fundir sucata, ferro-esponja e ferro-gusa;
- concentra-se na produção de um pequeno número de produtos;
- permite uma administração pequena e flexível.

As principais desvantagens dos F.E.A.'s seriam :

- geração excessiva de barulho em consequência do número de aberturas no forno;
- perda de energia: cerca de 5,8% da potência do forno é perdida na água de refrigeração;
- poluição do ar : um forno gera, em média , de 2 a 15 kg de poeira por tonelada de aço fundido;
- consumo de eletrodos e refratários (representa cerca de 13% do custo final do aço), o que não os colocam em desvantagem em relação aos métodos convencionais.

As vantagens dos F.E.A.'s fizeram com que sua produção, na última década, crescesse três vezes mais do que a produção de aço bruto. Segundo A. Ligot et P. J. Salomon [04] a evolução dos fornos elétricos pode ser dividida em quatro gerações, baseadas nas principais mudanças tecnológicas ou filosóficas de operação (vide tabela 1):

Primeira Geração:

Antes da 2ª guerra mundial, os níveis de potência eram em torno de 200 kVA/t̃ para fornos médios e grandes. O tempo de corrida era na faixa de 4 a 6 h correspondendo a uma produção de 15 a 25 t/h para um forno de 100 t (ou equivalente). Um dos grandes problemas que limitava o uso dos F.E.A.'s era o consu-

TAB. I AS QUATRO GERAÇÕES DE FORNOS ELÉTRICOS A ARCO DE ACIARIA

GERAÇÃO	ÉPOCA	CARACTERÍSTICAS		DIFICULDADES	OBSERVAÇÕES
		POTÊNCIA ESPECÍFICA	TEMPO "TAP-TO-TAP"		
1a.	antes de 1960	< 200 kVA / t	240 a 300min 15 a 25 t/h (Cap. 100 t)	Consumo alto e irregular de refratário	Introdução do conceito de desgaste de refratário
2a.	1960 a 1970	400 a 500 kVA/t	150 a 210 min 30 a 40 t/h	- Consumo de refratário - Consumo de eletrodos - Programas de potência levam ao aumento do tempo de fusão.	- Primeiros eletrodos de 600mm AGX (70 a 80 KA) - O Forno elétrico começa a concorrer com outros processos na produção maciça de aço.
3a.	1970 a 1980	600 a 800 kVA/t (Cos φ > 0,80)	80 a 95min 60 a 80 t/h	- Recuperação de energia - Controle ambiental	- Uso de queimadores a oxigênio - Painéis refrigerados a água - Tijolos de magnésia carbono - Automação - Regulação independente por fase.
4a.	após 1980	800 a 1000 kVA/t	55 a 60min	- Recuperação de energia	- Maior grau de automação - Metalurgia de panela - Forno enclausurado - Adição contínua - Vazamento pelo fundo em carro de transferência - Fornos de 80 a 150t de capacidade - Tochas a plasma e queimado res.

mo irregular e a vida curta dos refratários. A fig. 5 mostra a variação do índice de desgaste de refratários para uma corrida.

Segunda Geração:

Tem início com o aparecimento dos F.E.A.'s batizados como fornos UHP (ultra alta potência) no início dos anos 60. O forno tinha uma potência específica de 400-500 kVA/t, circuito secundário triangular para se obter um bom equilíbrio entre fases e cabos flexíveis refrigerados à água, permitindo maior densidade de corrente. Os gases eram extraídos do forno por um ^o4 furo na abóboda. Houve uma redução do índice de desgaste de refratários. Ocorreu desenvolvimento de eletrodos mais robustos, de diâmetros relativamente pequenos e alta capacidade de condução de corrente. No fim da década, a produtividade para um forno de 100 t era de 30-40 t/h com tempos de corrida de 2,5 a 3,5 h.

Terceira Geração:

Esta geração caracteriza-se pelas seguintes inovações implementadas:

- preparação e homogeneização sistemática das sucatas de forma a permitir uma rápida fusão e uma composição de carga melhor assegurada;
- uma utilização de grande volume de oxigênio e carbono suficiente na carga de forma a acelerar a fusão;
- uso de queimadores para suplementar a energia elétrica;

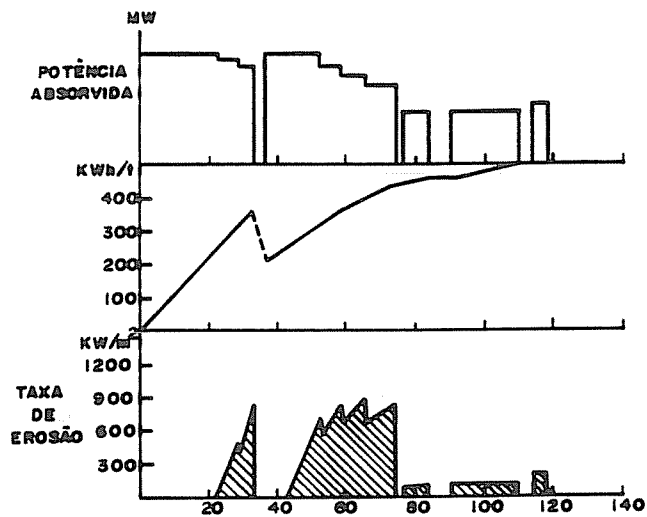


FIG. 5 - VARIAÇÃO DO ÍNDICE DE DESGASTE DOS REFRAATÓRIOS E VELOCIDADE INSTANTÂNEA DE EROSÃO PARA UMA CORRIDA TÍPICA DE DOIS CARREGAMENTOS.

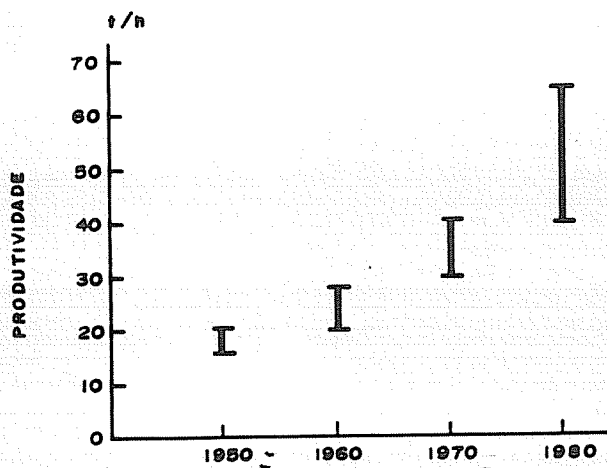


FIG. 6 - EVOLUÇÃO DA PRODUTIVIDADE PARA UM FORNO TÍPICO 100 t.

- combinação de descarburização e desfosforação durante o fim da fusão;
- regeneração de uma escória redutora destinada a dessulfuração pela injeção de cal após uma retirada parcial de escória;
- utilização de painéis metálicos refrigerados à água de diversos tipos, instalados a uma certa distância da linha de escória;
- controle das condições de fusão por computadores, levando em conta a utilização dos queimadores e injeção de oxigênio ;
- controle de temperatura dos painéis e automatização das adições para a desfosforação e a redução;
- transformador equipado com uma regulação de tensão independente por fase, capaz de fornecer de 600 a 800 kVA/t, utilizado a maior parte do tempo com fator de potência superior a 0,8. A potência complementar fornecida pelos queimadores pode alcançar de 20 a 25% da potência do trafo;
- a introdução dos sistemas de estado sólido no processamento de sinais possibilitou, na regulação, menor tempo de resposta e maior velocidade de suspensão dos braços dos eletrodos;
- utilização do computador para processar e coletar informações , efetuar o programa elétrico de potência e controle dos queimadores;
- automatização e redução do consumo de eletrodos.

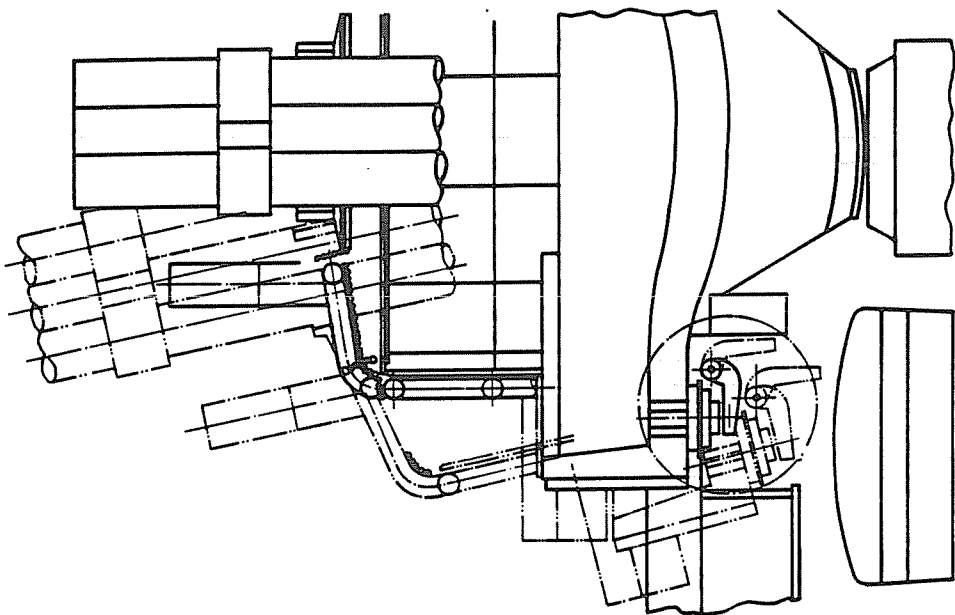
Nestas condições um forno de 100 t usando 100% de sucata pode produzir de 60 a 80 t/h, com um intervalo entre corridas de 80 a 95 min. O consumo de energia elétrica é da ordem de

400 kWh/t de aço líquido com um consumo de 30 Nm^3 de oxigênio, não considerando 20 Nm^3 nos queimadores. A fig. 6 mostra a evolução da produtividade para um forno típico de 100 t.

Quarta Geração

Embora se tenha atualmente fornos extra grandes, faixa de 300 a 400 t, instalados nos USA, a faixa mais popular de tamanho será de 80 a 150 t, alimentados por trafos que permitam de 800 a 1000 kVA/t, suplementados por outra fonte de calor nas áreas frias do forno. A automação e controle por computadores serão aplicados de forma crescente, com os operadores atuando somente nos painéis em uma sala de controle, durante a corrida. A colocação de eletrodos de grafite será feita por máquinas automáticas. O calor será recuperado de forma a economizar energia e aumentar a produtividade. O forno será enclausurado por um sistema a prova de som, que também servirá para coletar os fumos que escapam pelas aberturas do forno. Irão surgir novas configurações da aciaria, incluindo a metalurgia de panela. Alguns fornos serão ainda carregados descontinuamente com sucata via cestões, mas outros serão alimentados continuamente por um 5º furo. O vazamento se dará por um canal de corrida na soleira (furo central ou excêntrico, no fundo), o que diminui o ângulo de basculamento e apresenta uma série de vantagens inerentes pela simples construção do forno. O vazamento será feito em painéis sobre carros de transferência (vide fig.7).

O aumento da capacidade de fusão dos fornos, que provocou



REDUÇÃO DO ÂNGULO DE
BASCULAMENTO

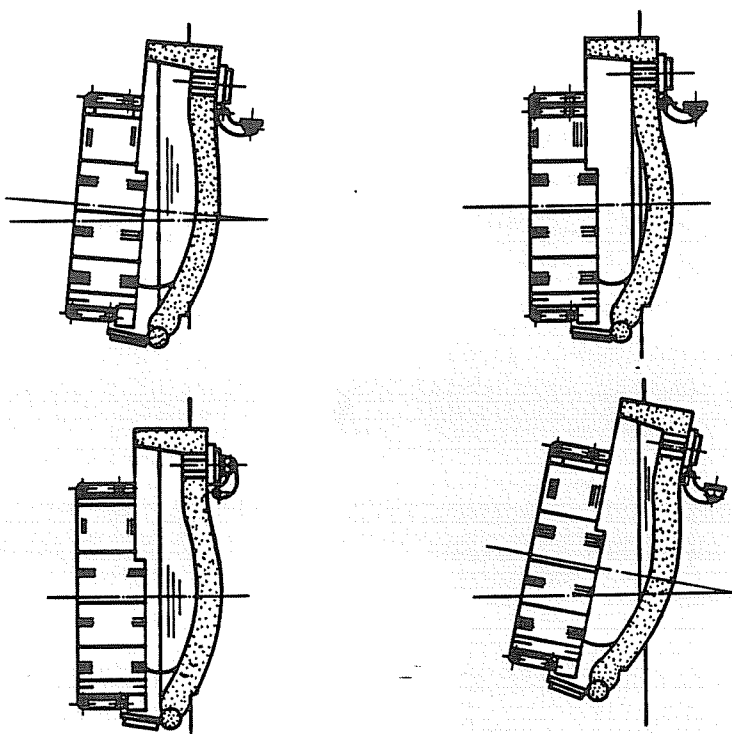


FIG. 7 - FORNO COM CANAL DE CORRIDA NA SOLEIRA
(FURO EXCÊNTRICO NO FUNDO)

um aumento na potência e tensões do trafo (potências de até 160 MVA, tensões primárias de 110, 154 ou até 230 kV, tensões secundárias na faixa de 200 a 800 V e correntes secundárias de até 120 kA), conduziu a um maior rigor na especificação e dimensionamento das chaves de manobra e dispositivos de proteção do sistema elétrico do forno.

Os problemas no sistema elétrico oriundos do aumento de potência e operação dos fornos serão discutidos, posteriormente, neste trabalho.

1-2 Características Operacionais dos F.E.A.'s. Definição dos Principais Problemas

1.2.1 O Arco Elétrico

No forno a arco, o calor é uma consequência, por efeito Joule, da passagem da corrente através do meio compreendido entre dois ou mais eletrodos ou entre eletrodo e carga. A transmissão do calor ao material se dá, preponderantemente, por irradiação e, somente uma pequena parcela, por convecção e condução.

O arco é constituído de uma dupla corrente, composta de íons negativos movendo-se do catodo ao anodo e de íons positivos em sentido contrário, e a sua intensidade depende do grau de ionização do gás onde o arco ocorre.

A ionização de um gás consiste na separação de um elétron do átomo neutro, ou seja, na fissão deste em um elétron e um íon positivo (átomo neutro - 1 elétron). A ionização ocorre quando o gás é submetido a uma temperatura elevada, já que, com o aumento da temperatura o raio da órbita eletrônica aumenta e, conseqüentemente, diminui a força de atração do núcleo, daí torna-se mais fácil a fissão de um átomo em um elétron e um íon positivo. O movimento do íon e do elétron aumenta notavelmente em presença de um campo elétrico, com velocidade proporcional à raiz quadrada do gradiente de potencial na direção da linha de força do campo elétrico e no sentido determinado pelo sinal que a carga elétrica possuir na parcela ionizada. Assim o grau de ionização de arco, ou seja, a quantidade de íons e de elétrons em movimento, será tanto maior quanto mais elevada a temperatura e quanto mais intenso for o campo elétrico, ou seja, a diferença de potencial.

Pode-se analisar o arco elétrico como constituído de 4 elementos, que são (vide fig. 8):

1. Ponto (ou mancha) catódico

É um ponto (ou área) localizado na extremidade do catodo onde se dá a emissão de elétrons (emissão termiônica), em conseqüência da diferença de potencial e da alta temperatura na região, que pode alcançar 3000°C ou mais. Em um eletrodo metálico, o ponto catódico está em constante movimento, deslocando-se para regiões de menor queda de potencial. Uma

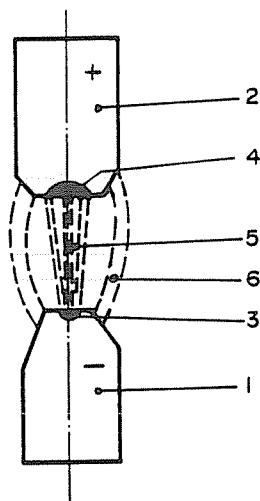


FIG. 8 - ARCO ELÉTRICO

1. Catodo ; 2. Anodo ; 3. Ponto Catódico ; 4. Ponto Anódico ;
5. Coluna de Arco ; 6. Chama do Arco

grande quantidade de energia é liberada no ponto catódico.

2. Coluna de Arco (plasma)

É a região que fica localizada entre os pontos catódico e anódico, que ainda pode ser dividida em 3 partes:

(2.1) Zona catódica da coluna de arco: é a região que fica imediatamente após o ponto catódico. Seu comprimento é determinado pelo comprimento do caminho livre composto de elétrons. Em pressões mais baixas a zona catódica é maior. Os elétrons adquirem uma energia elevada na zona catódica e ionizam o gás. Os íons positivos do gás bombardeiam o catodo aumentando assim, a sua temperatura. Cerca de 10% da energia do arco pode ser liberada na região catódica.

(2.2) Coluna de descarga positiva: nesta região do plasma ,

situada entre as zonas catódica e a anódica, pode-se ter uma temperatura de até 1500°C. Nesta coluna não há carga espacial no volume envolvido. A corrente elétrica é criada pelo movimento dos elétrons, sendo a coluna do arco constituída de moléculas de gás neutro, íons positivos e elétrons. Na fabricação de aço, o arco se dá entre um eletrodo de grafite e uma superfície metálica sólida, liga ou metal derretido. Os pontos de fusão e de vaporização de todos os elementos em uma liga (ferro, manganês, silício, cálcio, etc) são mais baixos que a temperatura do arco. Consequentemente vapores de todos os elementos de uma liga estão sempre presentes na atmosfera do arco. A queda de tensão na coluna de arco é apreciável (cerca de 50 a 60%) e uma grande quantidade correspondente de potência é liberada nesta região.

(2.3) Zona anódica da coluna de arco: região localizada entre a coluna de descarga positiva e o ponto anódico. O comprimento desta zona é levemente maior que o da zona catódica. Aproximadamente 30% da energia do arco é liberada nesta região.

3. Ponto Anódico

Na região do ponto anódico, o anodo, que pode ser o metal sólido ou líquido, é bombardeado pelos elétrons. Sob colisão, os elétrons transferem para o anodo sua energia adquirida durante seu deslocamento na região de potencial elétrico variável. A superfície na qual está localizada o ponto anódico é aquecida a uma temperatura um pouco superior ao ponto de fusão

do metal, pois o calor do ponto anódico é distribuído por toda a superfície da carga.

4. Chama do Arco

O espaço entre os eletrodos é envolvido por uma chama extremamente brilhante. Esta zona de alta luminosidade possui uma alta atividade química (processo de ionização de partículas neutras e recombinação de íons com elétrons).

O catodo de fornos a arco alimentados por corrente alternada muda de posição entre o eletrodo de grafite e o metal sólido ou líquido, de acordo com a frequência do sistema. No entanto, o arco assume uma forma diferente daquela devida somente a ação do campo elétrico, já que o campo magnético produzido pela corrente, modifica sensivelmente a trajetória dos íons e dos elétrons.

No caso de um forno trifásico com eletrodos verticais dispostos segundo os vértices de triângulo equilátero, um arco está sujeito ao campo magnético produzido pela corrente dos outros dois. Demonstra-se que o campo magnético produzido no arco 1 pelos arcos 2 e 3 é um campo girante de intensidade $H_1 = \sqrt{3} I_e / r$ (1), onde "I_e" é o valor eficaz da corrente em amperes e "r" é a distância entre os eletrodos em cm. Já a força eletromagnética que atua por unidade de comprimento do arco é um vetor girante com frequência igual à da corrente e de intensidade variável senoidalmente (MAINARDIS, 1953). Devi-

do ao campo magnético produzido pelos três arcos, desenvolve-se uma força centrífuga eletromagnética $F = Ie^2 \sqrt{3}/r$ (2), que provoca o deslocamento (sopro) do arco para fora do triângulo dos 3 eletrodos e na direção da bissetriz (fig. 9). Tal

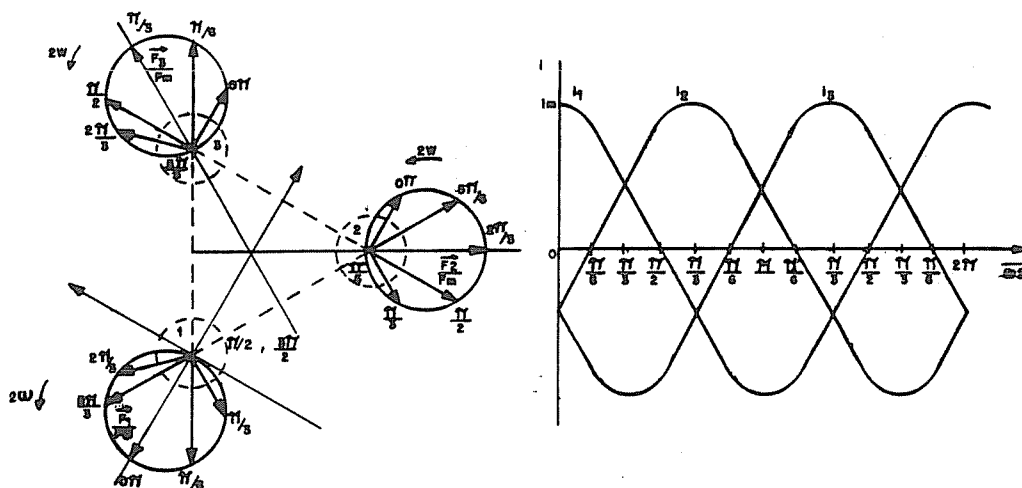


Fig 9 - DESENVOLVIMENTO, NO TEMPO, DE FORÇAS ELETRODINÂMICAS NOS ARCOS e ELETRODOS PARA CORRENTES SENOIDAIS e SEQUÊNCIA DE FASES 1, 2, 3.

fenômeno é evidentemente interessante por estabelecer, em função da intensidade de corrente (Ie) e da distância mútua dos eletrodos (r), a distância mínima que deve ser fixada entre os eletrodos e a parede do forno, de modo a evitar um rápido deterioramento do material refratário.

Forças hidrodinâmicas, devido à movimentação do banho, podem atuar sobre o arco no catodo, mesmo na ausência de um campo magnético externo, produzindo uma força de recuo "P", no catodo, na direção do eixo do arco. Chamando-se o raio médio

da coluna de arco de "rc" e o raio do ponto catódico (ponto quente) de "rca", então teremos (PLOCKINGER & ETTERICH, 1985):

$$P = 10^{-7} \cdot I_e^2 \ln(rc/rca) \quad N \quad (3)$$

Assim, correntes elevadas produzem um efeito desejável de agitação no banho.

A distribuição da tensão em um arco se dá conforme a figura 10. As quedas de tensão no anodo (30 V) e no catodo (10 V) são uma consequência da formação das zonas anódica e

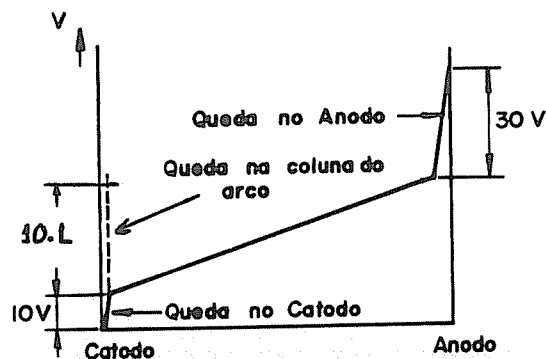


FIG. 10 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO EM UM ARCO

catódica, respectivamente, entre os eletrodos. Uma tensão de pelo menos 40 V e uma corrente de cerca de 4 kA são necessárias para manter a ionização e produzir o calor do arco, em um forno de média potência (PLOCKINGER & ETTERICH, 1985).

Um arco típico é instável e não linear, e sua corrente e tensão estão em fase quando passam por zero. Esta instabilidade e não linearidade são máximas quando se funde sucata fria.

O processo aleatório e retardado de descarga do arco e as interrupções resultantes na corrente, são marcantes. À medida que a fusão progride, a descarga torna-se mais estável, porém a corrente pode ainda conter flutuações de baixa frequência. Na fase líquida, a característica do arco começa a se aproximar do comportamento linear de uma resistência ordinária.

A forma de onda da tensão do arco é quase retangular; sua amplitude depende da corrente e, após superar as quedas de tensão no anodo e no catodo, cresce linearmente em proporção ao comprimento "L" do arco com uma inclinação de 10 V/cm :

$$V_a = 40 + 10 \times L \quad (4)$$

Um arco instável é indesejável, já que o trafo não é plenamente utilizado e o período de fusão é prolongado. Daí, para se assegurar um arco contínuo, instala-se um reator em série no circuito. As curvas da fig. 11 mostram as correntes do arco sem e com indutância no circuito.

O comprimento e a potência do arco relacionam-se da seguinte forma:

$$P_a = V_a \cdot I_a$$

como $V_a = 40 + 10 \times L$, temos:

$$P_a = 10 \cdot (4 + L) \cdot I_a$$

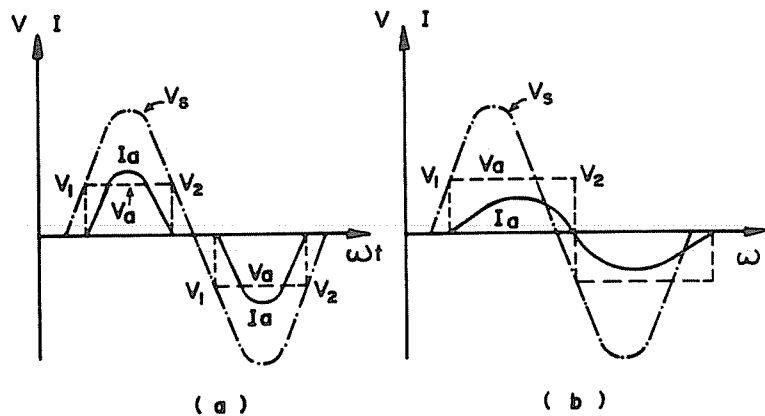


FIG. 11 - CURVAS DA CORRENTE DO ARCO I_a ,
TENSÃO DO ARCO V_a , E TENSÃO DA
FONTE V_s
(a) Sem indutância
(b) Com indutância no circuito

de onde $L = Pa / (10 \cdot I_a) - 4$. Considerando a potência total
 $PA = 3 \cdot Pa$, temos:

$$L = \frac{PA}{(30 \cdot I_a)} - 4 \quad (5)$$

sendo L em cm, PA em kW e I_a em kA.

O arco elétrico provoca desgastes no revestimento de refratários do forno, tanto termicamente pelo efeito da radiação, como mecanicamente pelos respingos de metal e escórias produzidos pela agitação causada pelos arcos. Daí, define-se um índice de desgaste de refratários como sendo (LIGOT et SALOMON, 1983):

$$RE = Pa \cdot V / d^2 \quad (6)$$

onde: Pa = potência do arco sob um eletrodo em kW.

V = tensão do arco em V.

d = distância do arco ao refratário em cm.

Este índice permite que se compare a durabilidade do revestimento entre dois fornos e, na fase de projeto, esta fórmula não deve ser ignorada.

1.2.2 Os Equipamentos Elétricos

Os equipamentos elétricos associados aos F.E.A.'s podem ser vistos na fig. 12 e são constituídos basicamente por:

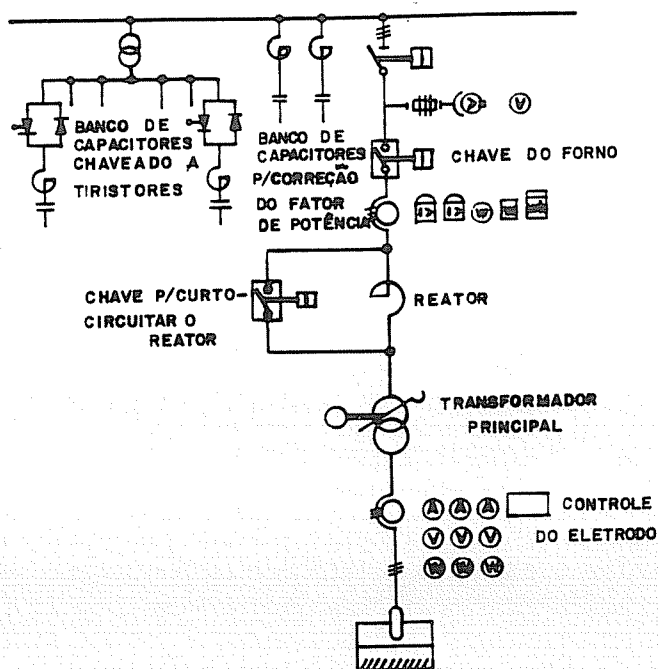


Fig. 12
DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DOS EQUIPAM.
ELÉTRICOS.

- chaveamento do forno;
- compensação de potência reativa estática e dinâmica;
- transformador, com reator suplementar se necessário;
- sistema de controle de eletrodos;

- circuito secundário;
- eletrodos;
- controle automático para otimizar o processo de carga;
- auxiliares do forno;

(a) Chaveamento de Alta Tensão

Em geral, as instalações de fornos de dimensões médias e pequenas utilizam tensões de alimentação na faixa de 6 a 30 kV, enquanto que grandes fornos com capacidades de até 300 t, com potências de até 100 MVA podem ser conectados em sistemas de até 230 kV, ou podem ser ligados em sistemas de tensões mais elevadas via transformador intermediário.

(a.1) Chave de Manobra do Forno:

Os disjuntores, na comutação de taps a vazio, realizam de 50 a 80 operações p/ dia, cujo número varia de acordo com o processo de produção. Esta frequência de operações extremamente elevada dá origem a especificações severas para este tipo de chave. Isto influencia no mecanismo de acionamento do sistema de atuação da chave. Os contatos e sistema de extinção de arco são também altamente exigidos. Na sua especificação, deve-se pois examinar a supressão de sobretensões transitórias, tão bem quanto custos de manutenção e barulho de operação.

A maioria das chaves de fornos em serviço utilizam câmaras de extinção a vácuo ou a ar comprimido. Os disjuntores a vácuo, que possuem uma garantia de 40.000 operações de chaveamento, atuam eletromagneticamente via um sistema de

alavancas. Até há poucos anos, a desvantagem deste tipo de disjuntor era que ele não podia operar em condições de curto-circuito; desta forma, uma chave extra de potência tinha também que ser usada. Atualmente já se fabricam disjuntores a vácuo com capacidades de rupturas elevadas. O disjuntor a vácuo gera sobretensões transitórias nas operações de chaveamento, o que será mostrado neste trabalho.

(b) Compensação de Potência Reativa

A compensação de potência reativa deve:

- (1) Melhorar o fator de potência;
- (2) Reduzir as variações de tensão (flicker);
- (3) Atuar como filtro de altas frequências e
- (4) Balancear cargas reativas assimétricas.

A fig. 13 e a tab. 2 comparam os tipos de compensação de potência reativa mais utilizados em fornos elétricos .

(c) Transformadores de Fornos

O transformador é um dos componentes mais vitais e mais importantes da instalação. Tem um ritmo de trabalho muito mais severo que um trafo de potência ordinário, e, devido às baixas tensões secundárias, seus enrolamentos secundários irão suportar correntes muito elevadas. Devido à natureza da carga, os enrolamentos tem que suportar esforços muito grandes, e é usual fazer reforços e isolamento adicionais para os enrola-

TAB. 2

COMPENSAÇÃO DE POTÊNCIA REATIVA				
TIPO	CARACTERÍSTICA	VANTAGENS	DESvantagens	OBSERVAÇÕES
1- CAPACITOR FIXO	Capacitância fixa em paralelo com o trafo	<ul style="list-style-type: none"> Melhora o $\cos \varphi$ geral, melhorando o nível de tensão estática nos terminais do sistema. 	<ul style="list-style-type: none"> Não evita flutuações de tensão 	<ul style="list-style-type: none"> Deve-se analisar possíveis ressonâncias no sistema.
2- COMPENSADOR SÍNCRONO	Máquinas rotativas de potência reativa	<ul style="list-style-type: none"> Flutuações podem ser amortecidas atuando-se na excitação Não produz harmônicas 	<ul style="list-style-type: none"> Aumenta a potência de C.C. no barramento. Instalação e manutenção caras 	
3- REATOR SATURADO	Reator saturado em paralelo com o trafo, potência reativa total é mantida constante	<ul style="list-style-type: none"> O próprio circuito magnético constitui o sensor, tempo de resposta é de apenas 1 ou 2 ciclos. 	<ul style="list-style-type: none"> Baixo fator de potência geral Geração de fortes harmônicas Sensível a mudanças no nível de tensão da fonte 	<ul style="list-style-type: none"> Necessita instalação de capacitância fixa com filtro. Deve ser ligado a um trafo regulador.
4- BANCO DE CAPACITORES COM CHAVEAMENTO TIRISTORIZADO	Retirada e introdução rápida de um número adequado de estágio de capacitores por meio de pontes de tiristores.	<ul style="list-style-type: none"> Tempo de resposta = 10ms Baixas perdas Não produz harmônicas Possibilita a compensação por fase 	<ul style="list-style-type: none"> Sujeito a surtos de tensão quando no fechamento dos estágios de capacitores. 	<ul style="list-style-type: none"> Precauções para evitar surtos no fechamento dos estágios de capac.
5- BANCO DE REATORES COMANDO DO POR TIRISTORES	Chaveamento de indutâncias por meio de tiristores.	<ul style="list-style-type: none"> Tempo de resposta = 10ms Possibilita a compensação por fase Não produz harmônicos 	<ul style="list-style-type: none"> Perdas mais elevadas nas condições a vazio 	<ul style="list-style-type: none"> A potência reativa total deve ser compensada utilizando-se uma capacitância fixa.
5- REATOR CONTROLADO POR TIRISTOR	Um reator grande e simples e instalado em cada fase comandado por tiristores.	<ul style="list-style-type: none"> Controle mais fino da potência reativa por variação do ângulo de fase de disparo do tiristor Tempo de resposta = 10ms 	<ul style="list-style-type: none"> Produção de harmônicos em consequência do controle do ângulo de fase 	<ul style="list-style-type: none"> Deve-se instalar banco de capacitores com filtros para melhorar $\cos \varphi$ geral e reduzir os harmônicos.

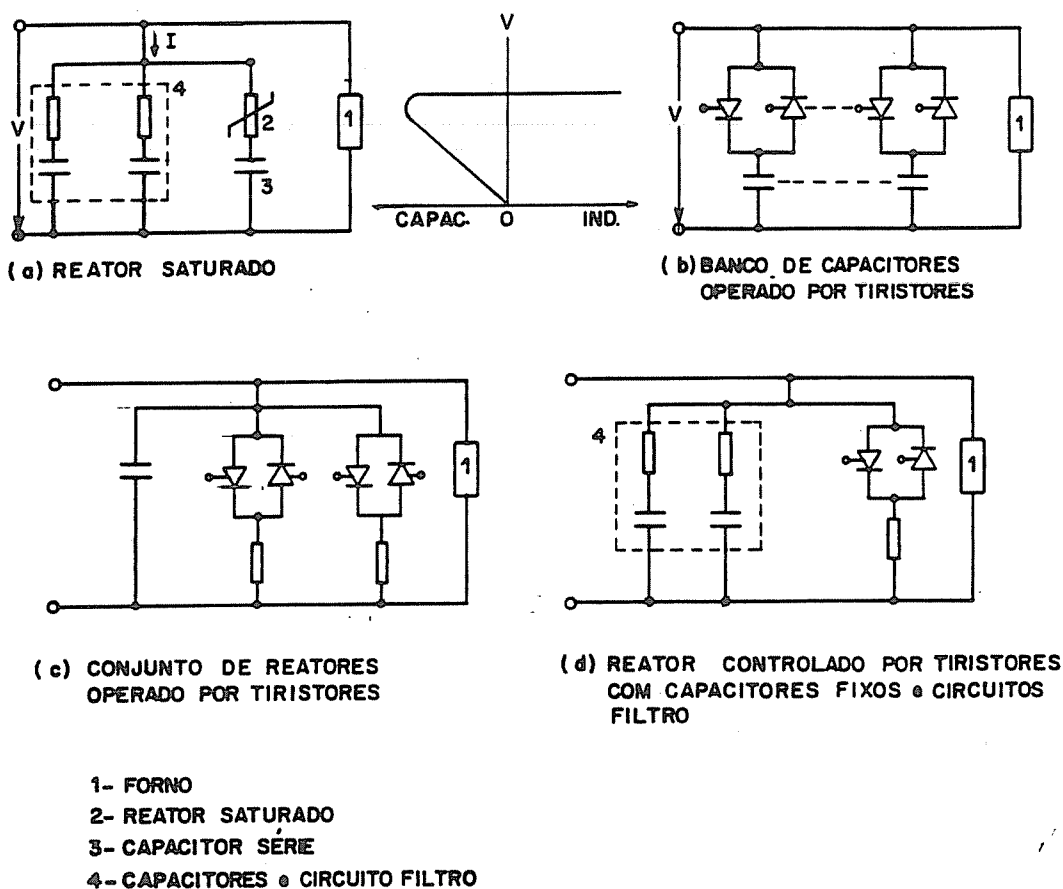


Fig.13-COMPENSAÇÃO DE POTÊNCIA REATIVA

mentos, em relação aos trafos de potência usuais. Os enrolamentos de baixa tensão devem ser montados externamente aos enrolamentos de alta, por causa do espaço exigido para interconexão das bobinas de T.I. aos barramentos secundários de saída do trafe. Deve-se isolar os enrolamentos T.S. para o nível de isolamento da classe de tensão próxima superior (ROBIETTE, 1955). Assim, um trafe projetado para operar em um sistema de 12 kV seria isolado para 17,5 kV.

Praticamente, todos os trafos de fornos são do tipo imerso em óleo isolante. Os trafos pequenos, até 1000 kVA aproximadamente, possuem refrigeração natural. Trafos mais potentes possuem refrigeração forçada do óleo. O óleo aquecido é bombeado para fora do tanque, passa por um trocador de calor óleo-água e retorna ao tanque. A pressão do óleo é maior que a da água, de forma a evitar a entrada de água no trafo. A temperatura do óleo não deve ultrapassar 75-80°C, pois senão a vida do isolamento será muito curta.

A tensão secundária é variada, hoje em dia, quase que exclusivamente por meio de uma chave comutadora de taps sob carga, que faz variar o número de espiras no lado A.T., já que no secundário tem-se um pequeno número de espiras (cerca de 1 a 3) e elevadas correntes. As chaves comutadoras sob carga ou são montadas com contatos reforçados e atuação mecânica resistente, ou devem incorporar outros meios de suportar frequências de chaveamento elevadas. Estes fatores tornam possível a realização de 50.000 a 100.000 operações de troca de taps sob carga, entre intervalos de manutenção da chave.

De acordo com o tipo de controle de tensão utilizado, podemos classificar os trafos de fornos em dois tipos:

- Trafos Diretamente Controlados;
- Trafos Indiretamente Controlados (ou de Circuito Intermediário).

Trafos Diretamente Controlados

No trafo de dois enrolamentos (fig.14) o controle de tensão

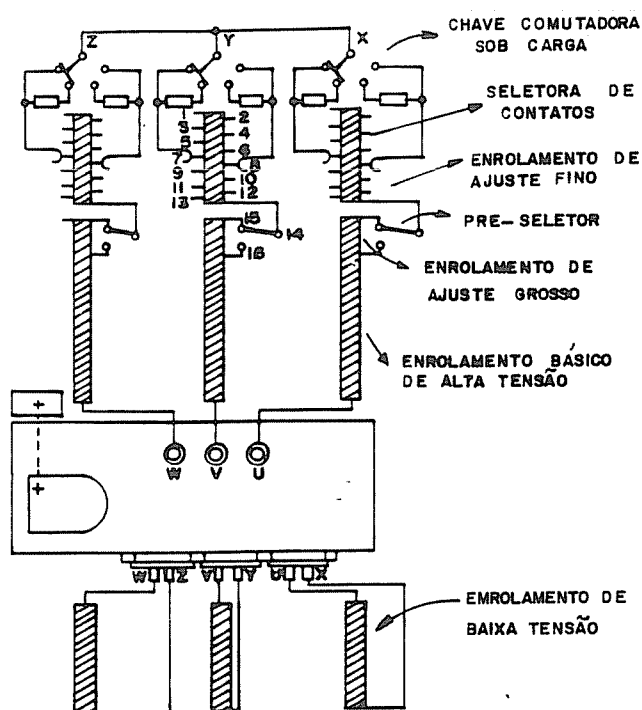


Fig. 14. TRANSFORMADOR DE FORNO DIRETAMENTE CONTROLADO.

é efetuado gradualmente pela variação do número de espiras primárias. Aumentando-se o número de espiras, a relação de espiras aumenta e, conseqüentemente, a tensão secundária cai. A faixa de controle pode ser ampliada pela conexão série-paralela ou estrela-triângulo dos enrolamentos T.S.. Os passos de tensão não são iguais.

Quando a chave comutadora está na posição de tensão secundária máxima (menor número de espiras no primário), a soma total das tensões do enrolamento de derivações e do enrolamento básico atua na extremidade aberta do enrolamento de deriva-

ções. Esta elevada tensão resultante pode criar problemas para o isolamento dos enrolamentos e para a chave comutadora. Daí, um trafo diretamente controlado não é adequado para conexão direta em tensões maiores que 30 kV.

Transformadores de Circuito Intermediário

Um trafo de circuito intermediário (fig.14) consiste de um trafo principal e um trafo auxiliar. O controle escalonado de

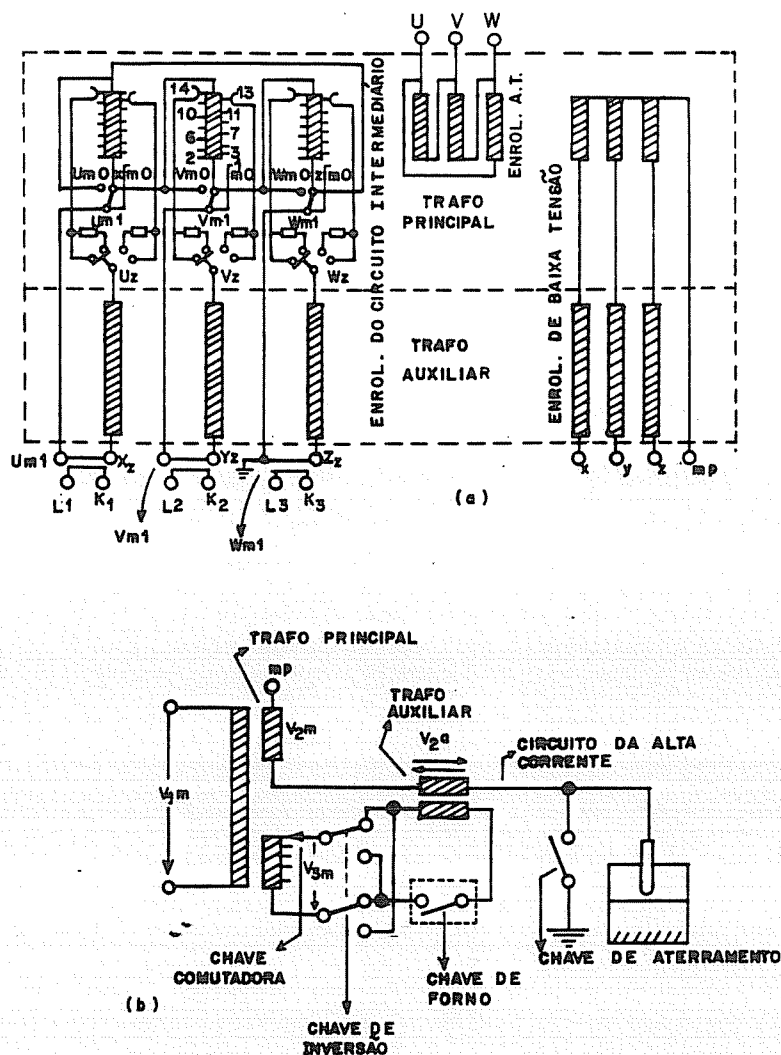


Fig. 15.(a)- TRAFOS DE CIRCUITO INTERMEDIÁRIO.

(b)- DIAGRAMA MONOFÁSICO DO TRAFOS DE FORNO COM CHAVE NO CIRCUITO INTERMEDIÁRIO

tensão é feito por meio de um circuito intermediário. Seu funcionamento pode ser explicado por meio da representação monofásica. O circuito monofásico contém uma chave no circuito intermediário, que está fechada na operação normal. O trafo principal gera uma tensão secundária V_{2m} básica numa relação de transformação fixa. A tensão de excitação, V_{3m} , que pode ser ajustada em carga por meio de uma chave comutadora, é gerada no enrolamento terciário e aplicada ao trafo auxiliar. Os enrolamentos secundários dos trafos principal e auxiliar são ligados em série. De acordo com a posição da chave de inversão, a tensão ajustada do trafo auxiliar, V_{2a} , é adicionada ou subtraída da tensão secundária fixa V_{2m} .

É preferível que a chave comutadora sob carga seja instalada no circuito intermediário, especialmente quando o trafo é alimentado por fontes de 110 kV ou mais, porque chaves de baixa tensão mais confiáveis são disponíveis para o circuito intermediário. Quando a chave do forno é aberta, o circuito intermediário é interrompido, e o trafo auxiliar passa a trabalhar a vazio.

O complexo transformador de circuito intermediário não somente pode trabalhar em tensões mais elevadas, mas também oferece outras vantagens quando comparado com o trafo de dois enrolamentos:

(1) Passos de tensões iguais;

(2) Escolha livre da tensão do circuito intermediário (com operação ótima das chaves de carga e seletora de taps), que pode trabalhar a uma potência relativamente baixa;

- (3) A medição de corrente é feita no circuito intermediário , utilizando TC's relativamente baratos;
- (4) Capacitores e circuitos com filtros podem ser ligados no circuito intermediário para melhorar o fator de potência;
- (5) O trafo (de 30 ate 110 ou 230 kV) que, inicialmente, era essencial, torna-se redundante.

d) Reatores

Em instalações de fornos menores, reatores suplementares são conectados em série com o primário do trafo. Por causa de sua indutância extra, estas bobinas criam condições de arco favoráveis, especialmente durante o período de fusão. Após a formação do banho (fase líquida) no período de fusão, o reator pode ser eliminado por meio de disjuntor. O reator também pode possuir derivações.

Acima de 7,5 MVA de potência do trafo, o reator é desnecessário, devido à maior indutância destes trafos.

(e) Sistema de Controle de Eletrodos

O sistema de controle de eletrodos mantém os eletrodos, individualmente, em cada fase, a uma certa distância da sucata ou banho, de forma a otimizar a potência do arco para a produção e processos metalúrgicos, bem como para a vida útil do refratário.

O controle de um eletrodo não deve interferir com o dos

outros eletrodos e nem causar qualquer instabilidade no sistema. Isto é feito através de um controle diferencial de impedância do arco. Para isto, as correntes e tensões nos eletrodos devem ser medidas tão próximo quanto possível dos arcos e banho. O sinal de controle de variação de impedância é determinado, em muitos casos, pela fórmula (PLOCKINGER & ETTERICH, 1985):

$$Z = V - K \cdot I \quad (7)$$

onde k é o fator que concatena a tensão do trafo e impedância específica. O sistema de controle de eletrodos deve preencher as seguintes exigências:

- (1) Determinada potência deve ser mantida durante o período de fusão;
- (2) Diferentes velocidades de subida e descida do eletrodó;
- (3) Velocidade de subida máxima tão logo a corrente se eleva ao contato do eletrodo com sucata, evitando trip no disjuntor;
- (4) Interrupções de corrente deveriam ser evitadas pelo uso de um sistema de controle de alta qualidade com boa resposta dinâmica. O sistema deve comportar-se diferentemente na fusão e no banho (fase líquida);
- (5) Os pontos de trabalho do regulador, ou seja, os valores de impedância por fase, devem ser selecionados automaticamente para cada tensão secundária do trafo, durante a operação;
- (6) Deve ser possível intervir no evento em condições anormais

de operação, p. ex., presença de material não condutor na sucata;

- (7) Os eletrodos devem elevar-se no desligamento ou falta de potência;
- (8) Controle manual de eletrodos;
- (9) Proteção dos braços de eletrodo contra vibrações excessivas;
- (10) Simplicidade de montagem, operação e manutenção.

Os eletrodos podem mover-se por atuadores eletromecânicos ou eletrohidráulicos. O princípio de "Regulação de Impedância" é empregado, em todos os reguladores modernos. Alguns exemplos de reguladores são:

- Amplidino e Rotodine (fig.16);
- Regulador de eletrodo tiristorizado GEC/AEI (fig.17);
- Regulador Hidráulico Brown Boveri (fig.18).

Dentre os métodos de movimentação dos eletrodos pode-se citar:

- "Arrasto direto": os eletrodos são elevados por potência motora e abaixados por gravidade;
- "Braços contra-balanceados": os eletrodos são elevados e abaixados com potência, porém o contrabalanço permite o uso de motor guincho e regulador pequenos, dando assim resposta rápida.

A única desvantagem do sistema com amplidino, em relação aos demais, é a manutenção das máquinas rotativas e, em parti-

cular, dos comutadores.

O tempo de resposta efetivo, desde a ocorrência do distúrbio até que o acionamento primário atinja, aproximadamente, 63% da velocidade plena com sinal constante, fica entre 100 e 150 ms para todos os bons reguladores.

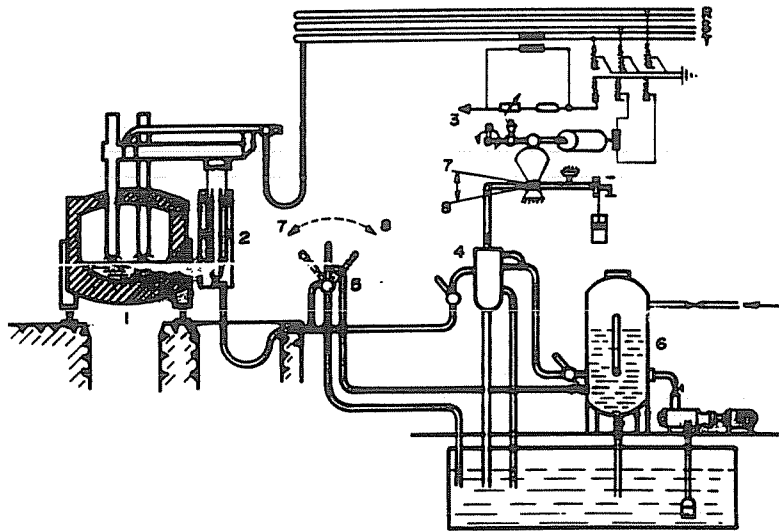
(f) Circuito Secundário

O circuito secundário é composto dos condutores de corrente que vão desde os terminais secundários do transformador até os eletrodos. Esta porção do circuito do forno é feita tão curta quanto possível, de forma a minimizar as perdas elétricas. Podemos considerar o circuito secundário em três porções (vide fig.19):

- . a - barramentos entre os terminais secundários do trafo e os terminais do lado de fora da parede da sala do trafo;
- . b - cabos flexíveis;
- . c - condutores tubulares refrigerados à água no braço do eletrodo.

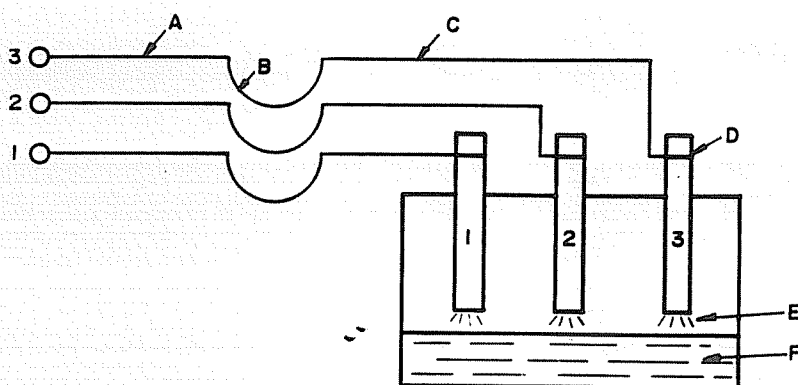
A porção flexível é essencial, já que o forno tem que ser basculado e os eletrodos se movem para cima e para baixo.

Tubos refrigerados à água permitem uma densidade de corrente de até 6 A/mm^2 , enquanto que as barras não refrigeradas e cabos, somente de $1,5$ a $2,0 \text{ A/mm}^2$. O circuito secundário possui valores significativos de reatância e resistência, e



- 1- Forno a arco
- 2- Cilindro de controle do eletrodo
- 3- Regulador de ação rápida
- 4- Válvula de controle com pré-amplificador
- 5- Válvula de controle manual
- 6- Sistema de pressurização hidráulica
- 7- Elevar
- 8- Abaixar

FIG.18 - SISTEMA DE CONTROLE ELETRO-HIDRÁULICO BROWN BOVERI



- A - Barramentos na saída do trafo
- B - Cabos flexíveis
- C - Condutores tubulares no braço do eletrodo
- D - Eletrodo
- E - Arco elétrico
- F - Banho

FIG.19 - CIRCUITO DE CORRENTE ELEVADA

daí, as perdas elétricas podem ser elevadas. Para se reduzir os fortes campos magnéticos presentes, barramentos com fluxos de corrente opostos são instalados o mais próximo possível. Existem tendências em aumentar o comprimento dos barramentos do circuito secundário, que tem menos perdas, localizando o ponto de conexão do triângulo dos condutores secundários tão longe quanto possível do transformador.

A assimetria do circuito secundário (falta de compensação magnética) provoca uma distribuição de potência não uniforme entre as fases. As reatâncias serão simétricas se as distâncias entre os três condutores, do trafo até o forno, forem tão iguais quanto possível em toda a sua extensão, até a descida na carga. Em certos países, os barramentos do circuito secundário são posicionados, algumas vezes, segundo os vértices de um triângulo equilátero, o que equilibra as indutâncias mútuas entre as fases. Para se diminuir a reatância dos cabos, pode-se aumentar sua seção transversal.

Outro método para reduzir as perdas é compensá-las por meio da indutância mútua, para isto os terminais dos barramentos da fase central são instalados o mais próximo possível daqueles das fases laterais. Isto assegura a compensação máxima de potência reativa da porção de cabos flexíveis, já que correntes de sentidos opostos circulam ao longo de cabos vizinhos em cada fase. A instalação próxima dos tubos condutores de correntes das fases central e externas diminui as perdas magnéticas nas estruturas metálicas. As perdas magnéticas são também

reduzidas fabricando-se os cabeçotes dos eletrodos de aço não magnético, e colocando o condutor tão distante quanto possível de todas as tubulações de água e plataformas do forno.

(g) Eletrodos

Os eletrodos são responsáveis pelo fornecimento de corrente elétrica no meio de fusão dos fornos a arco. A qualidade dos eletrodos e o método de fornecimento de corrente a eles são de grande importância, já que uma parte apreciável da energia fornecida pode ser perdida nos contatos. O custo dos eletrodos por tonelada de aço, importa em até 10% do custo total de produção. Os eletrodos devem ter:

- baixa resistividade para minimizar as perdas;
- pouca porosidade para diminuir a oxidação pelo ar atmosférico;
- resistência mecânica para suportar seu próprio peso, evitando fraturas durante o basculamento para corrida, e suportar choques laterais quando pedaços de carga caírem durante a fusão;
- forma geométrica regular para assegurar um contato suficientemente firme entre eles e os cabeçotes;
- um projeto tal que evite a formação de resíduos de queima durante a operação.

Eletrodos de carbono e grafitizados podem ser utilizados nos F.E.A.'s. Os últimos são, em muitos aspectos, mais vantajosos que os primeiros: eles têm condutividade elétrica de 4 a

5 vezes maior, o que permite o emprego de altas densidades de corrente e perdas elétricas mais baixas. Além disso, os eletrodos grafitizados começam a se oxidar em temperaturas mais elevadas, podem ser facilmente trabalhados, e seu consumo por tonelada de aço é apenas a metade do consumo dos eletrodos de carbono. Por estas razões, embora seu preço seja o dobro dos eletrodos de carbono, os eletrodos grafitizados tem tido aplicação predominante.

Devido ao efeito pelicular, a densidade de corrente nos eletrodos decresce não linearmente a medida que cresce o seu diâmetro. P. ex.:

diâmetro = 100 mm ==> densidade = 32 A/mm^2 e
 diâmetro = 555 mm ==> densidade = 15 A/mm^2 . Eletrodos de alta qualidade para fornos superpotentes permitem densidades de corrente na faixa de 30 A/mm^2 .

Os fatores que determinam o consumo de eletrodos são:

- (a) oxidação da superfície dos eletrodos pelo oxigênio do ar aspirado para dentro do forno;
- (b) perdas mecânicas devidas a fraturas dos eletrodos ou dos niples;
- (c) atomização pelo arco elétrico;
- (d) dissolução na escória durante o borbulhamento do banho.

O consumo de eletrodos depende da capacidade do forno, do método e condições de uma corrida, e também da eficiência da vedação dos espaços junto aos eletrodos nas aberturas do forno. Aproximadamente 2/3 do consumo dos eletrodos resultam

de sua oxidação devida à uma vedação pobre das aberturas ou uma longa operação com a porta do forno aberta.

(h) Controles Elétricos / Auxiliares do Forno

Os instrumentos e controles necessários à supervisão do forno são montados, normalmente, em dois painéis verticais. Usualmente, um painel é equipado com toda instrumentação A.T. e o outro com os instrumentos B.T. e controles do forno. Os instrumentos e itens de controle são, geralmente, os seguintes:

1. Equipamentos de Alta tensão:

- chave seletora do "tap" de tensão do transformador;
- indicador de posição do "tap" de tensão do transformador;
- medidor de kW indicador da potência do forno;
- medidor de kWh integrador;
- voltímetro;
- amperímetro;
- chave de operação do disjuntor;
- sinalização e indicação / alarme de trip do disjuntor;
- conjunto de lâmpadas piloto;
- botão de emergência do disjuntor.

2. Equipamentos de Baixa Tensão:

- três amperímetros para as correntes dos eletrodos;
- voltímetro para a tensão de eletrodo;
- chave seletora de três posições para o voltímetro dos eletrodos;

- um controlador mestre para os três eletrodos;
- três controladores para o movimento dos eletrodos;
- chave seletora automático / manual do movimento de eletrodos;
- três reostatos de ajuste da corrente dos eletrodos;
- relógio de tempo eletrônico;
- um conjunto de botões para os motores auxiliares do forno;
- um conjunto de lâmpadas piloto.

O arranjo e instrumentação acima são típicos, porém, frequentemente, em instalações maiores, os painéis são ampliados para incorporar indicador de temperatura do metal, instrumentos registradores, controlador automático de demanda máxima e potência de entrada e outros controladores auxiliares. Os instrumentos de medição citados são alimentados por TP's e TC's, os quais costumam alimentar, por um outro secundário, os dispositivos de proteção.

1.2.3 Características Mecânicas do Forno

O vaso do forno é constituído de uma carcaça de aço que varia em espessura, podendo ter 1/4 de pol (6 mm) em fornos pequenos até 1 1/4 pol (32 mm) de espessura em fornos de 80 a 100 t. O forno é fortemente reforçado com peças fundidas ou perfis laminados, especialmente se houver portas ou outras aberturas na carcaça. Os munhões do oscilador basculante são, algumas vezes, feitos de peças pesadas de aço fundido com

dentes, sendo apoiados em uma cremalheira de aço fundido, que também tem dentes engrenados com o munhão do oscilador, porém, atualmente, a maioria dos fornos tem uma construção toda soldada.

Em grandes fornos frequentemente é preferida a operação hidráulica para basculamento. O ângulo normal de basculamento a frente, para vazamento, é de 40 a 45°, e tem-se um basculamento para trás, usualmente na faixa de 15°, para retirada de escória.

Em fornos pequenos e de dimensão média, ou seja, até 4,5 m de diâmetro da carcaça ou 10 MVA de potência nominal, os braços dos eletrodos movem-se em rolos guia para cima e para baixo nos mastros verticais fixos, dispostos na lateral do corpo do forno. Nos fornos de alta potência, os braços são fixados rigidamente nos mastros e se movem, para cima e para baixo, como um conjunto no controle do movimento dos eletrodos.

Um dos maiores problemas para os eletrodos é a vedação das aberturas no forno, por onde eles entram. Uma forma de vedar é pelo processo auto-vedante, o qual tem tido sucesso nos últimos anos. Esta consiste de uma plataforma refrigerada à água, lisa e não magnética, que está sobre o teto do forno. Nesta plataforma estão 3 segmentos magnéticos que se ajustam em torno dos 3 eletrodos. Estes segmentos são completamente soltos e estão livres para deslizar na plataforma. Quando as

correntes circulam pelos eletrodos, os segmentos são automaticamente apertados contra eles por causa da atração magnética causada pela corrente. Os segmentos ajustam-se com precisão ao diâmetro do eletrodo, selando assim os espaços por onde os gases, de outra maneira, deveriam escapar. Embora a pressão de grampeamento dos segmentos magnéticos seja bem grande, ela é naturalmente, vibratória e permite que os eletrodos se escoreguem através do anel formado pelos segmentos, quando o eletrodo tem que ser elevado ou abaixado.

1.2.4 Características Elétricas do Forno

(a) Diagrama de Círculo Equivalente para um Forno a Arco

A reatância do circuito equivalente é determinada pelo acoplamento magnético das três malhas de condutores de elevada corrente a partir do transformador. O circuito equivalente consiste, nas três fases, de indutância, resistência de perdas, e fonte de tensão do arco, conectadas em série, e se encontrando a um ponto flutuante (O) da estrela, no banho.

As indutâncias eficazes: $L_a = M_{ab}.a.c$, $L_b = M_{bc}.b.a$ e $L_c = M_{ca}.c.b$ são as indutâncias mútuas entre quaisquer 2 circuitos de corrente elevada, e agem como parâmetros concentrados do circuito nas fases A, B e C.

O circuito equivalente pode ser linearizado (figs. 20 e 21)

pela introdução das reatâncias operacionais X_a , X_b e X_c .

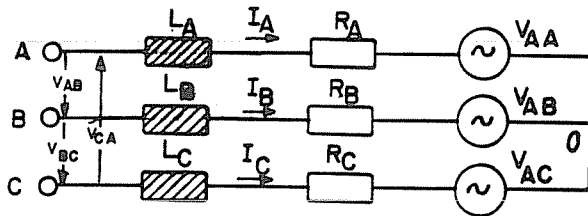


Fig. 20- CIRCUITO EQUIVALENTE

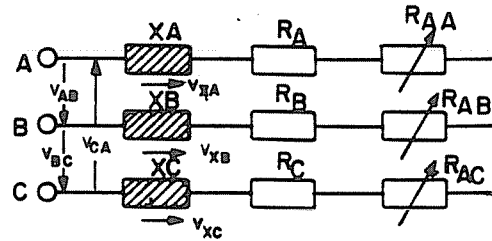


Fig. 21 - CIRCUITO EQUIVALENTE LINEARIZADO SIMPLIFICADO

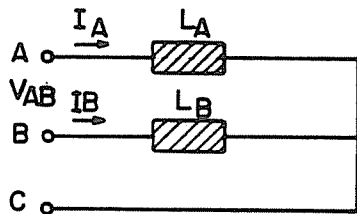
Com as impedâncias de fase:

$$\vec{Z}_A = R_A + R_{AA} + jX_A$$

$$\vec{Z}_B = R_B + R_{AB} + jX_B$$

$$\vec{Z}_C = R_C + R_{AC} + jX_C$$

(9)



$$V_{AB} = L_A \frac{di_A}{dt} - L_B \frac{di_B}{dt}$$

(11)

Fig. 22- TENSÃO INDUZIDA NO CIRCUITO A-B

Obtemos o seguinte sistema de equações para as tensões:

$$\vec{V}_{AB} = \vec{I}_A \vec{Z}_A - \vec{I}_B \vec{Z}_B$$

$$\vec{V}_{BC} = \vec{I}_B \vec{Z}_B - \vec{I}_C \vec{Z}_C$$

$$\vec{V}_{CA} = \vec{I}_C \vec{Z}_C - \vec{I}_A \vec{Z}_A$$

(10)

As tensões fase-neutro no forno são:

$$\begin{aligned} \vec{V}_{AO} &= \vec{I}_A \vec{Z}_A \\ \vec{V}_{BO} &= \vec{I}_B \vec{Z}_B \\ \vec{V}_{CO} &= \vec{I}_C \vec{Z}_C \end{aligned} \quad (12)$$

Estas tensões não podem ser medidas simplesmente, sem erro. O potencial zero do banho, está no centro do triângulo fasorial de tensões, quando as tensões de fase são simétricas e tem-se

$$V_F = V_L / \sqrt{3}$$

Os valores das correntes do forno nas três fases são dadas por:

$$I = \frac{V_L}{\sqrt{3} Z} = \frac{V_L}{\sqrt{3}} [(R + RA)^2 + X^2]^{-1/2} \quad (13)$$

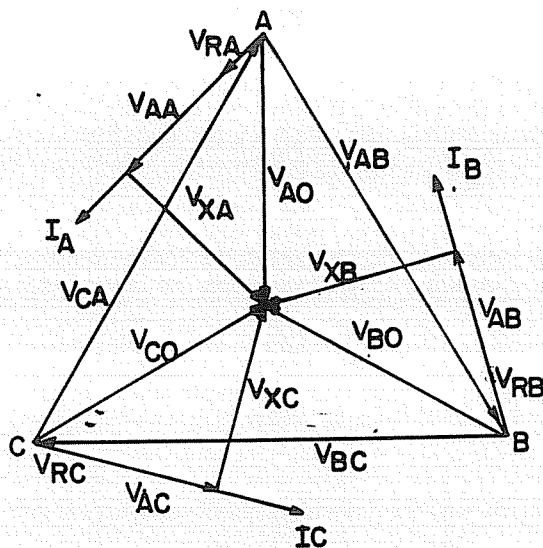


Fig. 23. DIAGRAMA FASORIAL SIMÉTRICO

A potência aparente total:

$$S = \sqrt{3}.VL.I \quad (14)$$

é dividida em potência reativa

$$Q = \sqrt{3}.VL.I.\text{sen} = \sqrt{3}.I^2.X \quad (15)$$

e potência ativa

$$P = \sqrt{3}.VL.I.\text{cos} = PR + PA \quad (16)$$

onde :

$$PR = \text{perdas individuais de potência} = 3I^2 R \quad (17)$$

$$PA = \text{potência liberada no arco} = 3I^2 RA \quad (18)$$

O fator de potência é

$$\text{cos} = P/S = P/(\sqrt{3}VL.I) \quad (19)$$

(b) Reatância ótima

A reatância operacional tem uma influência decisiva na eficiência de operação do forno. As reatâncias dos fornos a arco de ultra-alta-potência estão na faixa de 3,6 m em 60 Hz. A reatância das várias seções de condutor na fig. 19 é distribuída como se segue: transformador = 12% , trecho A do circuito = 8% , cabo flexível B = 29% , condutor tubular C = 35% e eletrodo D = 16%. Medições práticas das reatâncias e resistências de perdas dos F.E.A.'s são feitas nas condições

de curto-circuito, usando correntes senoidais, seja no lado A.T. ou B.T. do trafo. No caso A.T. a medida inclui a impedância do trafo. Sob condições de curto-circuito as correntes são senoidais e equilibradas, daí a reatância de curto-circuito medida é mínima.

As reatâncias em todas as fases deveriam ser simétricas para operação equilibrada do forno, o que significa que os condutores de corrente elevada deveriam estar dispostos em uma configuração definida. O arranjo coplanar dos condutores produz uma distribuição assimétrica da reatância, com reatâncias iguais nas fases externas e uma reatância menor na fase central : $X_A = X_C > X_B$. Nos sistemas coplanares , o fator de balanço de reatância

$$BX = \frac{X_B}{(X_A + X_C)/2} \quad (20)$$

está na faixa de 0,68 a 0,85 (PLOCKINGER & ETTERICH, 1985).

Reatâncias assimétricas causam assimetria nas potências dos arcos e nos fatores de radiação, provocando um ataque maior do revestimento próximo à fase quente (selvagem). Reatâncias simétricas são obtidas pela triangularização dos condutores em todo o circuito de alta corrente (fig. 24.b). Isto conduz a fatores de balanço de reatância BX da ordem de 0,94 a 1,00.

As reatâncias dos condutores coplanares podem ter simetria

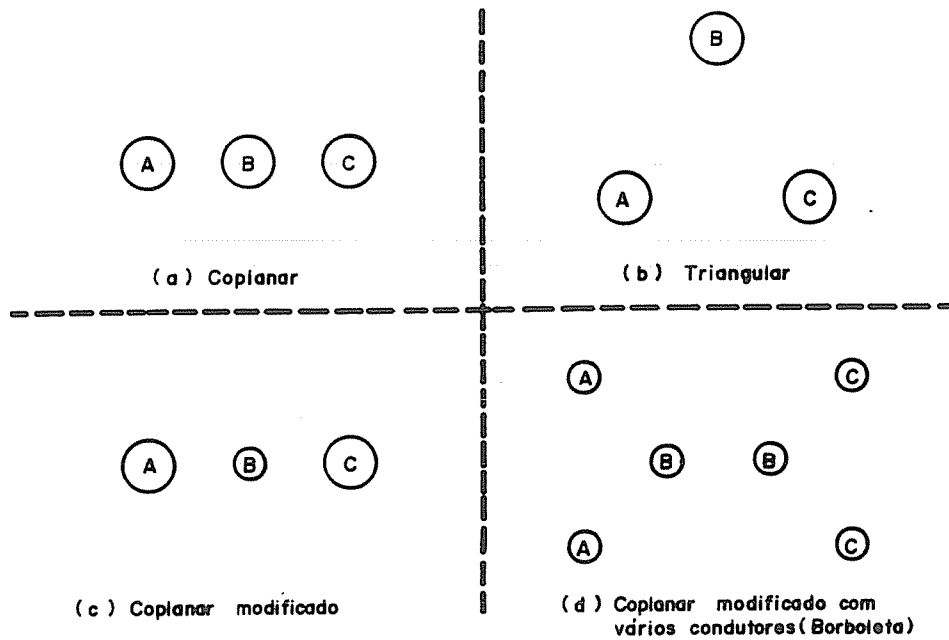


FIG. 24 - ARRANJOS DIFERENTES DOS CONDUTORES DE CORRENTE ELEVADA .

utilizando-se tubos condutores de corrente elevada com seções transversais diferentes. Tendo vários condutores, aqueles das fases externas podem ser distanciados por espaços calculados, enquanto que os condutores da fase central podem ficar próximos (fig. 24-c-d).

Deve-se lembrar que, na operação normal, os braços suportes podem não formar um triângulo ideal, porque os eletrodos serão de comprimentos diferentes; isto pode causar reatâncias diferentes. Pode-se também obter um certo equilíbrio pela aplicação de um trafo que forneça tensões assimétricas para se obter valores simétricos nos arcos.

(c) Diagrama de Círculo

Um diagrama de círculo descreve a dependência das propriedades elétricas de um arco em relação à sua resistência. Se a resistência R_A do arco for modificada, então a parte real da impedância (complexa) de fase muda de acordo com a equação (9). O lugar geométrico é então uma reta paralela ao eixo real, porque ela é o lugar de todos os fasores complexos Z em relação ao parâmetro R_A . O lugar semi-circular da admitância complexa $\vec{Y} = 1 / \vec{Z}$ é então obtido invertendo-se a curva do lugar geométrico \vec{Z} .

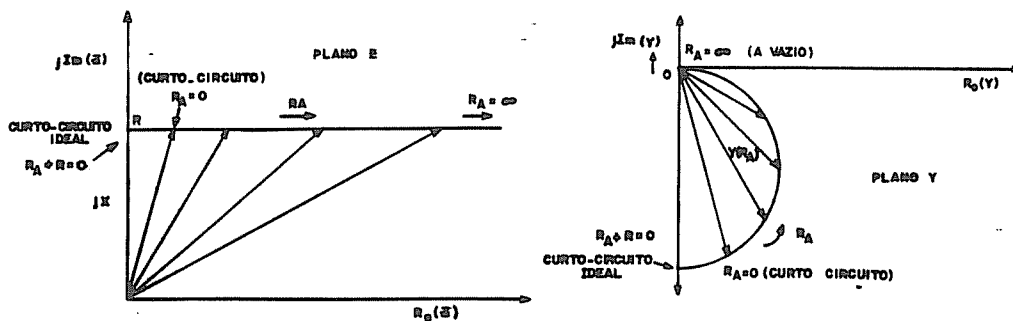


Fig. 25- CURVAS DE LUGARES GEOMÉTRICOS EM FUNÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ARCO R_A (a) DA IMPEDÂNCIA. (b) DA ADMITÂNCIA.

$$\vec{I} = \vec{V} / \vec{Z} = \vec{V} \vec{Y} \quad (21)$$

Para uma tensão de fase constante, a curva do lugar geométrico da corrente é similar à curva do lugar geométrico da admitância, e ela é conhecida como diagrama de círculo para fornos a arco, tendo sido deslocada de 90° no sentido anti-horário, a bem da visualização. No ponto mais alto do círculo a resistência total e a reatância são iguais ($\phi = 45^\circ$), e a vazios

$R_A = \infty$) a corrente se reduz a zero. O ponto no qual a injeção de potência no forno é máxima é em $\varphi = 45^\circ$ ($\cos \varphi = 0,707$).

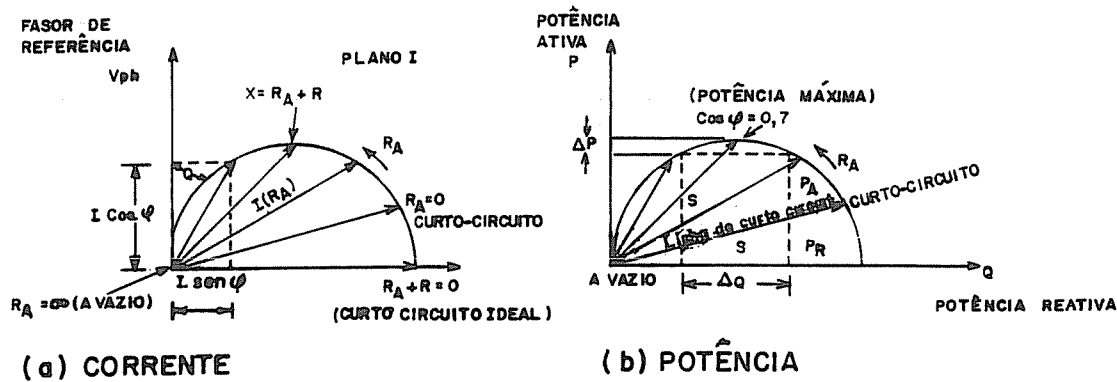


Fig. 26 - CURVAS DE LUGARES GEOMÉTRICOS DE UM FORNO A ARCO

Este é o ponto de operação preferido para muitos fornos. Neste ponto as potências ativa e reativa são iguais. A linha reta de curto-circuito divide a potência ativa em potência eficaz P_A e potência de perdas P_R . Assim, na potência máxima de arco P_{Amax} , o fator de potência é maior que 0,7.

A potência reativa máxima no curto-circuito idealizado corresponde ao diâmetro do círculo:

$$Q_{max} = 3VF^2/X = VL^2/X \quad (22)$$

Dal a potência ativa máxima é :

$$P_{max} = VL^2/2X \quad (23)$$

A potência máxima no arco ocorre a uma corrente mais baixa que a da potência ativa máxima total. A radiação é máxima com arcos longos ($\cos \varphi = 0,85$). Este é o motivo pelo qual prefere-

se efetuar a fusão a um fator de potência menor, usando arcos menos longos.

(d) Curvas de Potência do Forno

Em qualquer forno elétrico o conhecimento das características de seu circuito de potência é essencial para uma operação do forno com o máximo rendimento. Para um dado tape de tensão (fig. 27), a potência de entrada no trafo aumenta à medida

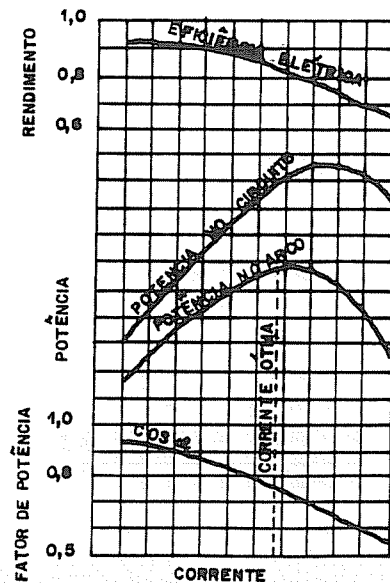


Fig. 27 - CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS TÍPICAS DE UM F.E.A.

que os eletrodos são abaixados para aumentar a corrente, atinge um máximo e depois diminui com um aumento maior de corrente. A potência dissipada nos arcos, no início, também aumenta com o acréscimo da corrente. A característica de potência do arco fica abaixo da curva de potência útil total e atinge um máximo em um valor de corrente levemente menor que

aquela correspondente à potência total máxima. O pico na característica de potência do arco, representa a maior potência útil que pode ser injetada no forno, para um dado tap de tensão, naquelas condições do circuito, sendo a corrente correspondente chamada de corrente ótima (para aquela tensão particular). Considerando que toda a energia elétrica despendida fora dos três arcos não realiza trabalho útil, a eficiência elétrica da instalação é dada pela relação entre a potência do arco e a potência do circuito. Para uma dada tensão, o rendimento elétrico do forno diminui uniformemente com o aumento da corrente, caindo mais rapidamente depois que a potência no arco passou pelo máximo. O fator de potência também cai uniformemente com o aumento de carga, e seu valor mínimo corresponde à potência de arco nula e corrente máxima no forno, ou seja, quando os três arcos são curto-circuitados.

Teste para determinação das características:

As características elétricas devem ser determinadas quando o metal está completamente derretido, pois, nesta situação a carga é mais estável.

As variações do desempenho elétrico em diferentes taps de tensão são melhor ilustradas plotando-se as variáveis (potência do circuito, potência no arco, rendimento elétrico e fator de potência) em função da corrente no eletrodo. No entanto é aconselhável utilizar instrumentos que dêem a mais elevada

precisão total, incluindo-se os trafos para instrumentos.

Os pontos da curva podem ser determinados ajustando-se o regulador de carga para diferentes correntes de operação. Se o regulador de carga estiver ajustado corretamente, o tape que desse a carga mais elevada deveria corresponder à corrente de plena carga do trafo, ou um pouco acima nos tapes de tensão mais elevadas. Os resultados assim determinados, fornecerão apenas a parte inferior da curva de potência de entrada. Porém, na prática, normalmente, é possível modificar os ajustes de controle para se obter correntes de até 170% do valor máximo de trabalho, por curtos períodos de duração, tornando possível a obtenção de resultados experimentais. Se a corrente correspondente à máxima potência no circuito puder ser atingida ou ultrapassada por este método, uma curva de potência bem mais precisa será levantada. A fig. 28 a seguir mostra um

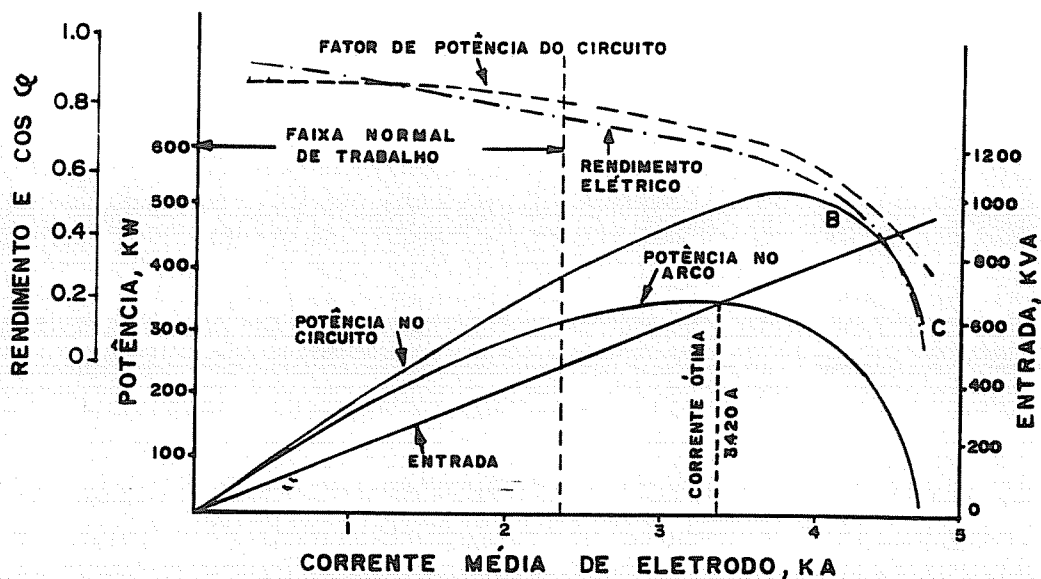


Fig. 28 - CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DE UM FORNO DE 1/2 t NO TAP DE 110V

exemplo de uma curva típica, para um tape particular de tensão, de um caso real (ROBIETTE, 1955).

1.2.5 Operação do Forno / Controle de Potência de Entrada

Estudos e pesquisas indicam que existem tensões ótimas para cada fase do processo de fabricação de aço, e que a tensão e a potência de entrada no forno, podem ser ajustadas de forma a se obter condições adequadas para a carga e temperatura do revestimento de refratários.

O período de fusão pode ser dividido em três estágios diferentes :

- (1) Os primeiros minutos após a energização do trafo, quando os três eletrodos são aprofundados na carga até que eles estabeleçam os arcos com o metal derretido no fundo.
- (2) O segundo estágio ocorre quando os três arcos estão completamente envolvidos pela sucata e a carga está sendo derretida de baixo para cima.
- (3) O último estágio se dá quando toda a sucata já se desmoronou e o revestimento de refratários está exposto diretamente, por radiação e convecção, ao calor dos arcos, e há uma grande quantidade de metal derretido no centro da carga.

Quando o forno é ligado, no início da fusão, as tensões não devem ser muito elevadas, pois, de outra forma, os arcos serão muito longos, haverá desperdício de potência, e os

refratários da abóboda serão danificados.

Durante o segundo estágio de fusão, toda a potência disponível pode ser injetada no forno, e as perdas elétricas serão as mais baixas se o forno for operado no tap de tensão mais elevada.

O ponto crítico é quando a carga se desmorona, ficando abaixo dos eletrodos, e expondo as paredes e abóboda à radiação direta dos três arcos. Quando isto ocorre o comprimento do arco deve ser imediatamente reduzido, e isto pode ser feito pela redução da tensão mantendo-se a corrente constante, pois, o comprimento do arco é proporcional à tensão, e para uma dada tensão ele decresce com o aumento da corrente.

A redução da potência de entrada durante o último estágio da fusão reduz o consumo total de energia sem aumentar o tempo de fusão. Se for necessário o refino, a operação pode se proceder a um tap de tensão mais baixo ainda, com fator de potência entre 0,5 e 0,6. Neste caso o fator de radiação é então muito pequeno. O banho pode também ser mantido à uma temperatura constante utilizando-se estes ajustes.

Programa Ótimo de Potência de Entrada:

Pesquisas em fornos na faixa de 1/2 a 120 t têm mostrado que há um programa ótimo de potência de entrada para um dado forno, que depende do peso da carga e tipo de sucata, e que

pode ser determinado por meio de ensaios de desempenho. Estes ensaios são fáceis de se organizar, porém, consomem um tempo considerável na produção dos fornos, antes que resultados conclusivos sejam obtidos, por causa das amplas variações que usualmente ocorrem nos pesos da carga e qualidade da sucata. O programa consiste em se definir os tapes, os tempos de duração e consumo de energia em cada estágio. A fig. 29 mostra um exemplo de um programa ótimo de potência de entrada para um forno de 120 t.

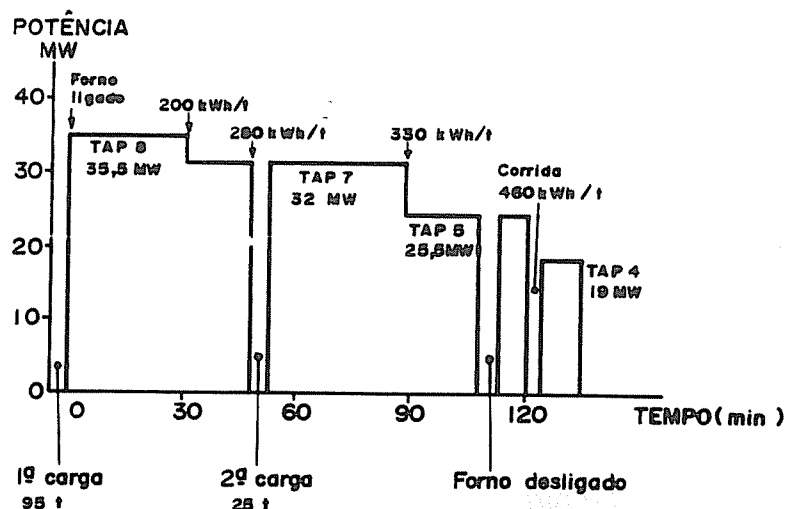


FIG.29 - PROGRAMA ÓTIMO DE ENTRADA DE POTÊNCIA (CARGA 120 t)

O controle de potência de entrada durante o refino exige uma técnica diferente daquela para o período de fusão. Quando a carga está derretida, os arcos estão expostos e o revestimento recebe calor por radiação direta e por convecção. Já que o comprimento do arco é proporcional a tensão, o problema é selecionar o tap de tensão correto que dê uma potência necessária para balancear perdas térmicas e perdas elétricas, e

facilitar as reações metalúrgicas desejadas.

Fator de Radiação : é o fator que avalia, por comparação, o grau de agressividade dos arcos elétricos em um forno. Quando se utiliza elementos refrigerados à água nas paredes e abóboda, o fator de radiação não necessita ser considerado.

Bobinas de agitação (movimentação) podem ser montadas no fundo do vaso de forma que, criando um campo magnético variável, movimenta o aço líquido misturando o banho, agiliza o processo metalúrgico e facilita a formação de escória. Porém, a transferência do refino para o forno panela, torna estas bobinas anti-econômicas em muitos casos.

1.2.6 Principais Problemas

Os principais problemas decorrentes da operação de um forno elétrico à arco são:

- a) Consumo alto e irregular do refratário: o revestimento do forno sofre desgastes tanto pela radiação direta do arco, como pelos respingos de escória provenientes da movimentação do banho. Havendo desequilíbrio nas reatâncias do circuito do forno, haverá um eletrodo mais agressivo que os demais, provocando um consumo irregular do refratário.
- b) Consumo de eletrodos: o custo de eletrodos por tonelada de aço representa cerca de 10% do custo total da produção. Os eletrodos desgastam-se de 2 maneiras: na ponta pela ação do arco, e em toda área superficial pela oxidação dentro do

forno. O desgaste na ponta é diretamente proporcional à corrente que circula no eletrodo, enquanto que a taxa de perdas por oxidação é, principalmente, uma função da temperatura e da natureza dos gases do forno.

c) Perda de Energia : a energia perdida em um forno elétrico representa uma parcela considerável da energia total de entrada. Segue abaixo um quadro de distribuição típico de energia em um forno a arco básico de 120 t.

Tabela 3	
Conteúdo de calor	Metal52,3%
	Escória10,5%
	Eletrodos 5,0%
Fluxo de calor	Paredes6,7%
	Gases de fuga8,8%
	Abóboda2,0%
	Soleira0,8%
Calor na água de refrigeração	Cotovelos (Elbow) ..3,7%
	Carcaça1,4%
	Abóboda0,7%
Perdas elétricas8,1%
Total100,0%

d) Poluição ambiental: atualmente, em muitos países, há a exigência de que a fumaça dos F.E.A.'s não seja descarregada livremente no ar atmosférico. A quantidade total de fumaça gerada num F.E.A. varia de 2 a 15 kg por tonelada de aço fundido.

e) Flutuações de tensão (flickers) : as flutuações de carga no

F.E.A., sejam as fortes oscilações durante a fusão e as oscilações cíclicas durante os últimos estágios da fusão e refino, são consideradas como as possíveis causas de distúrbios de tensão no sistema de abastecimento, podendo afetar outros consumidores. As flutuações são devidas, principalmente, às variações na potência reativa da carga. A extensão das flutuações dependerá da demanda de potência reativa do forno e do nível de curto-circuito do sistema.

(f) Sobretensões transitórias oriundas das operações de chaveamento do forno. À medida que se eleva o nível de tensão de operação dos equipamentos de um sistema, as operações de chaveamento vão se tornando relevantes no tocante às sobretensões. O aumento das dimensões dos fornos, o qual provocou o aumento das tensões e potências dos trafos, aliado ao número elevado de operações de chaveamento, conduziu ao desenvolvimento de disjuntores de manobra especiais, rápidos, como é o caso dos disjuntores a vácuo, que, por sua vez, trouxeram consigo elevadas sobretensões transitórias. O fato destes disjuntores interromperem a corrente de carga antes de sua passagem pelo zero natural, dá origem a um elevado di/dt e, conseqüentemente, à uma elevada sobretensão transitória que, dependendo de sua taxa de crescimento, pode escapar da característica de proteção do pára-raios, o que sobrecarrega o isolamento dos equipamentos envolvidos.

É o objetivo principal deste trabalho estudar, modelar, avaliar e escolher a proteção adequada para os principais equipamentos de um forno, para este tipo de sobretensões.

1.3 Referências Bibliográficas

- [01] Edneral, F. P. : Electrometallurgy of Steel and Ferro-Alloys - Capítulo 3 - pp. 54 - 67.
- [02] Fonseca, Mário A. P. : Levantamento das Curvas Características dos F.E.A.'s - Simpósio sobre Projeto, Modernização e Manutenção dos F.E.A.'s - ABM - 1978.
- [03] Fonseca, Mário A. P. : Contribuição ao Estudo dos F.E.A.'s - Tese de Mestrado - EEUFMG - 1976 - pp. 30 -73.
- [04] Ligot, A. et Salomon, P. J. : Forno Elétrico a Arco na 4ª Geração - J. E. E. Nº1 - Jan/fev - 1983 - pages 13 a 19 - Tradução : Mário A. P. Fonseca - pp. 1 - 13.
- [05] Mainardis, Mario : I Forni Elettrici - Editore Ulrico Hoepli Milano - pp. 25 - 26 - 1953.
- [06] Plockinger, Erwin & Etterich, Otto : Electric Furnace Steel Production - John Wiley and Sons, 1985.
- [07] Ramos, S. A. & Bowman, B : Steelmaking with the electric arc furnace - VI Seminário Anual de Fornos Elétricos - pp. 125-146. - 1981.
- [08] Robiette, A. G. E. : Electric Melting Practice - London, Charles Griffin & Company Limited, 1955.

CAPÍTULO II

ORIGENS DE SOBRETENSÕES EM F.E.A.'S

II-1 Introdução

Para que se possa modelar e calcular as sobretensões transitórias nos equipamentos de Fornos Elétricos a Arco, deve-se, inicialmente, caracterizar e analisar cada uma das origens das sobretensões, de forma a se ter noções sobre sua grandeza e influência na vida útil do isolamento dos equipamentos.

II-2 Origens de Sobretensões

Pode-se dividir as sobretensões em sistemas elétricos de potência em três grupos:

- sobretensões de origem atmosférica;
- sobretensões de chaveamento;
- sobretensões por operações de cargas especiais.

As sobretensões de origem atmosférica podem ser geradas de duas maneiras: por descarga direta na linha de transmissão ou na subestação e por tensões induzidas devidas a uma descarga para terra, próxima à linha de transmissão.

As sobretensões de chaveamento podem ainda ser divididas em dois grupos :

- sobretensões na frequência industrial, que são as condições

quase-estacionárias no sistema. Elas estão ligadas, especialmente, às flutuações de carga e às faltas monofásicas para terra:

- sobretensões transitórias, que constituem processos de transição entre condições quase-estacionárias. Surgem em consequência de qualquer processo de chaveamento no sistema. Podem ter amplitudes muito elevadas e, praticamente, qualquer tipo de forma de onda. Em redes de alta tensão, sua frequência fundamental pode variar na faixa de algumas centenas até milhares de Hz.

A operação de cargas especiais, como é o caso de F.E.A.'s, sistemas tiristorizados, reatores saturados, etc., pode provocar sobretensões seja por variações bruscas na carga (fornos) ou por geração de tensões harmônicas de amplitudes elevadas.

No caso específico de fornos elétricos a arco podem ocorrer os diversos tipos de sobretensões citados acima, cujas origens são devidas basicamente a:

- Operação normal dos fornos: o fenômeno de extinção ou de curto-circuito de um arco no interior do forno é semelhante a uma operação de chaveamento;
- Energização do trafo a vazio;
- Desenergização do trafo sob carga com ou sem reignição do disjuntor;
- Desenergização do transformador a vazio.

A seguir será feito um exame, mais detalhado, de cada uma

das sobretensões específicas de Fornos Elétricos a Arco, acima mencionadas.

11.2.1 - Sobretensões em Transformadores e Reatores de Fornos Elétricos a Arco em Condições de Operação

As sobretensões nos fornos a arco em regime normal de operação, ocorrem quando um dos arcos é extinto ou curto-circuitado devido à movimentação da carga sólida.

Estas tensões anormais são uniformemente distribuídas nos enrolamentos do trafo e do reator e daí, como se verá, não exigirão reforço localizado de isolamento. O isolamento entre as fases e a terra necessita de uma consideração especial, e, em geral, a classe de isolamento adotada para os trafos de fornos a arco é mais alta que aquela usada nos trafos de potência de mesma tensão nominal.

A análise das sobretensões geradas em um transformador e reator de forno, em condições normais de operação, deve ser feita utilizando-se dois arranjos nas ligações do transformador (ROBINSON, 1952):

- (a) reator ligado internamente ao circuito delta A.T. do trafo (fig.30);
- (b) reator ligado externamente (fig.31).

As três condições possíveis de arco estável que podem acontecer são as seguintes (ROBINSON, 1952):

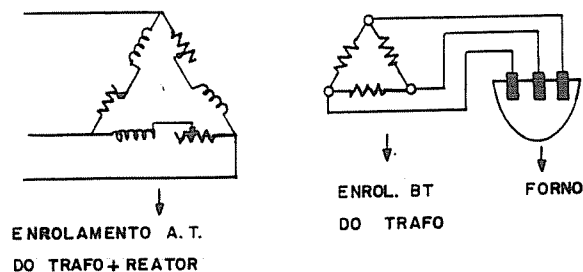


Fig.30 CIRCUITO DO FORNO

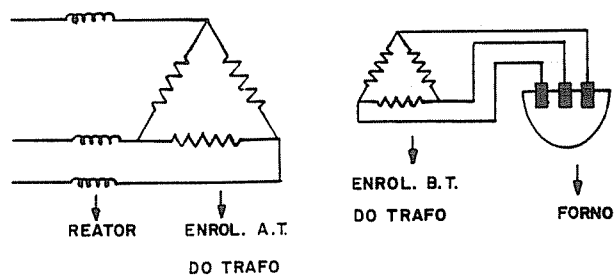


Fig.31. CIRCUITO ALTERNATIVO

- (a) Arco trifásico a partir de todos os eletrodos;
- (b) Dois eletrodos com arco e o terceiro curto-circuitado na carga;
- (c) Dois eletrodos com arco e o terceiro em circuito aberto (um dos arcos extinto).

Junto ao tratamento matemático apresentado a seguir, tem-se resultados experimentais que permitem comparar as formas de onda calculadas com os oscilogramas obtidos nos testes (ROBINSON, 1952). Para facilitar as discussões teóricas foram adotadas as seguintes suposições :

- (a) toda indutância esta concentrada no reator;
- (b) a forma de onda da tensão no arco é retangular;
- (c) o arco reacende na direção imediatamente oposta a que ele estava quando se extinguiu.

a - Reator Ligado Internamente ao Circuito Delta A.T. do Trafo

a.1 - Arco Trifásico

Considerando que as três tensões do arco são retangulares, do tipo mostrado na fig.32, com um valor máximo igual a V ,

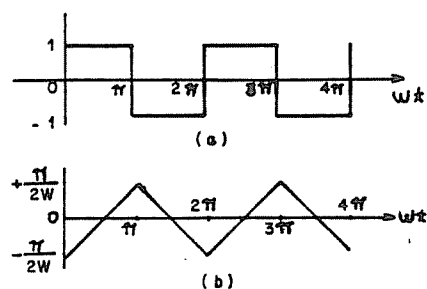


Fig.32-VARIAÇÕES DA FUNÇÃO QUADRADA COM O TEMPO.

(a) FUNÇÃO $sq(\omega t)$

(b) FUNÇÃO $\int sq(\omega t) dt$

pode-se representá-las, conforme fig. 33, pelas expressões abaixo:

$$v_{oa} = Vsq(\omega t) \quad (24)$$

$$v_{ob} = Vsq(\omega t + 2\pi/3) \quad (25)$$

$$v_{oc} = Vsq(\omega t + 4\pi/3) \quad (26)$$

A tensão no enrolamento B.T. do trafo é determinada adicionando-se as tensões dos arcos aos pares. Daí, considerando k como a relação de transformação, a tensão no lado A.T. do trafo é dada por:

$$V_{T(AB)} = V_k[sq(\omega t + 2\pi/3) - sq(\omega t)] \quad (27)$$

Igualando-se a tensão da fonte, $VM\text{sen}(wt + \varphi)$, à soma das tensões no reator e trafo em cada fase, e introduzindo a condição de que a corrente e a tensão do arco devem estar em fase, tem-se:

$$VM\text{sen}(wt + \varphi) = LdIAB/dt + V_k[\text{sq}(wt + 2\pi/3) - \text{sq}(wt)] \quad (28)$$

Integrando e rearranjando os termos:

$$L \cdot IAB = \frac{-1}{w} VM\text{cos}(wt + \varphi) - V_k \int [\text{sq}(wt + 2\pi/3) - \text{sq}(wt)] dt \quad (29)$$

Similarmente, para a fase BC, que está deslocada de $2\pi/3$,

$$L \cdot IBC = \frac{-1}{w} VM\text{cos}(wt + \varphi + 2\pi/3) - V_k \int [\text{sq}(wt + 4\pi/3) - \text{sq}(wt + 2\pi/3)] dt \quad (30)$$

Igualando-se as correntes no terminal B da ligação delta:

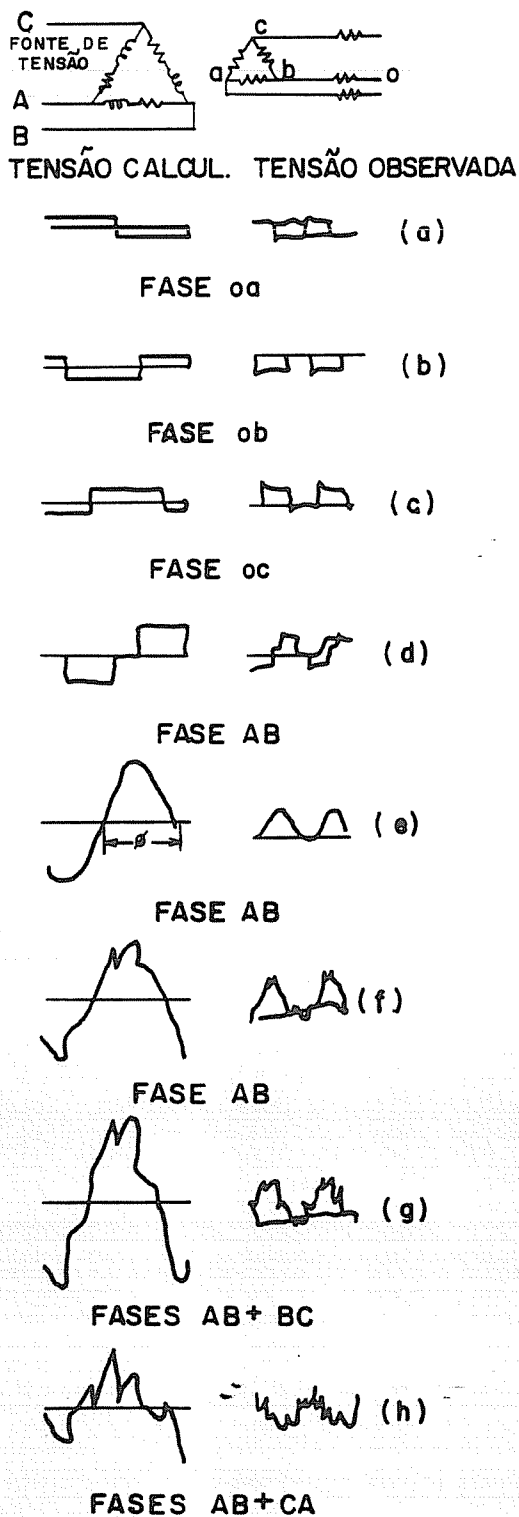
$$IOB = IBC - IAB = \frac{1}{k}(Ibc - Iab) = \frac{1}{k}Iob \quad (31)$$

Substituindo e considerando que Iob deve estar em fase com vob e daí Iob e IOB devem se anular quando $wt = -2\pi/3$

$$IOB = 0 = \frac{\sqrt{3}VM}{wL} \text{sen}\left(\varphi - \frac{\pi}{3}\right) - \left\{ \frac{V_k}{L} \int \left[\text{sq}\left(wt + \frac{4\pi}{3}\right) + \text{sq}(wt) - 2\text{sq}\left(wt + \frac{2\pi}{3}\right) \right] dt \right\}_{wt = -2\pi/3} \quad (32)$$

Determinando-se as integrais, chega-se a:

$$VM \sin\left(\varphi - \frac{\pi}{3}\right) = \frac{4\pi}{3\sqrt{3}} V_k = 2,41 V_k \quad (33)$$



Observações:

- (a), (b) e (c) são as tensões nos arcos;
- (d) é a tensão no enrolamento A.T. do trafo;
- (e) é a tensão da fonte;
- (f) ídem no reator
- (g) é a tensão entre junções do trafo e reator de fases diferentes com sequência de fases desfavorável; reator da fase AB com trafo da fase BC;
- (h) ídem (g), porém, com sequência favorável; reator da fase AB com trafo da fase CA;
- as tensões observadas e calculadas não estão na mesma escala.

Fig.33-ARCO TRIFÁSICO COM REATOR LIGADO NO Δ A.T. DO TRAFÓ.

onde ϕ é o ângulo de fase entre a tensão da fonte $V_S(AB)$ e a tensão do arco voa. A tensão mínima da fonte é de 2,41.V.k e ocorre quando $\phi = 5\pi/6$. A tensão no reator pode ser obtida a partir da equação (28), subtraindo-se a tensão no trafo da tensão na fonte. As diversas formas de onda das tensões calculadas, juntamente com os oscilogramas tirados de um circuito modelo utilizados nos testes (ROBINSON, 1952) são mostrados na figura 33.

a.1.1 - Efeito da Sequência de Fases

Desejando-se conhecer as tensões entre as junções do trafo e reator de fases diferentes, dois resultados serão obtidos dependendo da sequência de fases (veja fig.34). Isto faz com que as tensões entre os pontos L, M e N sejam menores (seq. 'favorável') ou maiores (seq. 'desfavorável') que as tensões

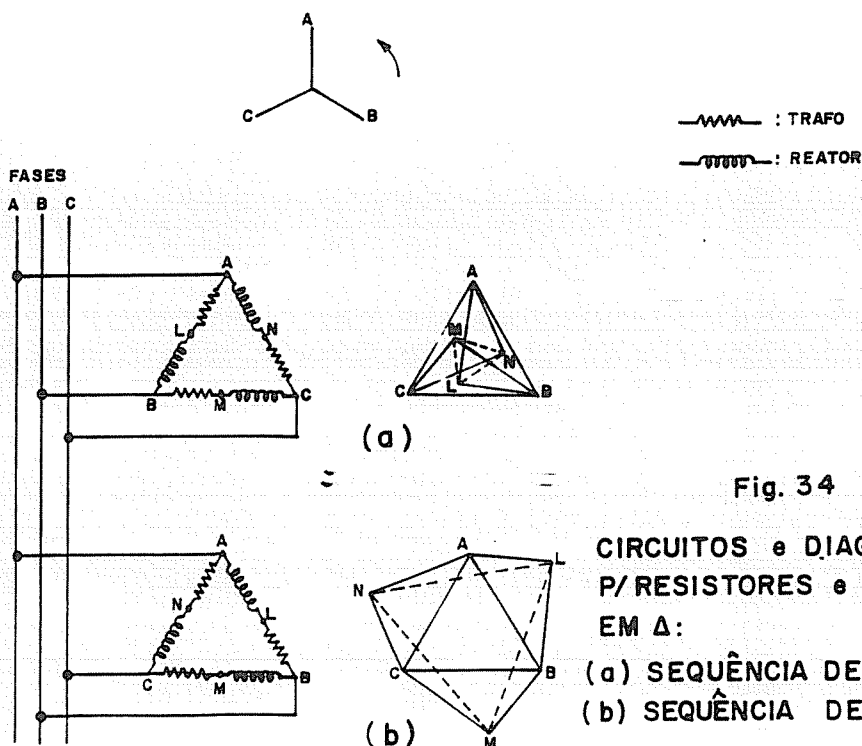


Fig. 34

CIRCUITOS e DIAGRAMAS VETORIAIS
P/ RESISTORES e REATORES LIGADOS
EM Δ :

- (a) SEQUÊNCIA DE FASES FAVORÁVEL
(b) SEQUÊNCIA DE FASES DESFAV.

principais entre A, B e C, o que é uma consequência da assimetria de cada fase.

a.2 - Arco em Duas Fases com o Terceiro Arco Curto-circuitado na carga

Supondo-se que o arco da fase "C" tenha sido curto-circuitado, conforme representado na figura 35, as tensões nos outros arcos serão dadas por :

$$v_{oa} = v_{ca} = V \sin(\omega t) \quad (34)$$

$$v_{ob} = -v_{bc} = V \sin(\omega t + \theta) \quad (35)$$

onde θ é o ângulo de fase entre as tensões dos arcos devido à sua assimetria. Adicionando-se (34) e (35) obtém-se v_{ab} dada por:

$$v_{ab} = -v_{ca} - v_{bc} = v_{ob} - v_{oa} = V [\sin(\omega t + \theta) - \sin(\omega t)] \quad (36)$$

Seja φ o ângulo de fase entre as tensões das fases "CA" do trafo e "AB" da fonte.

$$V_S(AB) = V_M \sin(\omega t + \varphi) \quad (37)$$

Igualando-se a tensão da fonte à soma das tensões no reator e trafo, tem-se:

$$V_M \sin(\omega t + \varphi) = L \frac{dI_{AB}}{dt} + V_k [\sin(\omega t + \theta) - \sin(\omega t)] \quad (38)$$

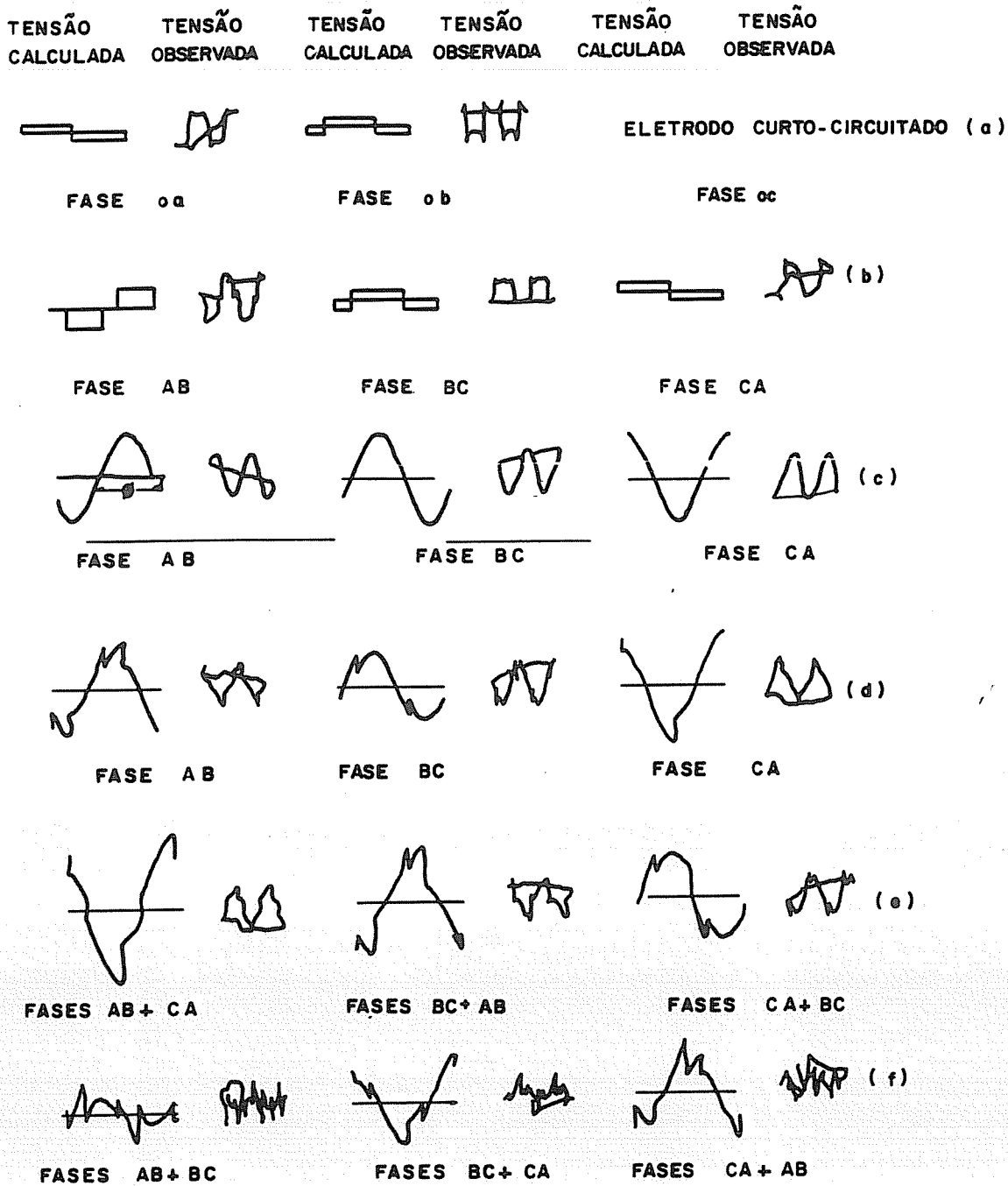
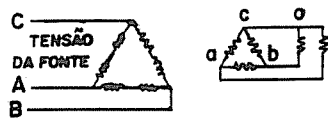


Fig. 35-ARCO EM DUAS FASES COM O 3º ELETRODO CURTO-CIRCUITADO e O REATOR LIGADO DENTRO DO A.T. (a) TENSÕES NO ARCO, (b) TENSÕES NO ENROL. A.T. DO TRAFÓ, (c) TENSÕES DA FONTE, (d) TENSÕES NO REATOR, (e) TENSÕES ENTRE AS JUNÇÕES DOS ENROLAMENTOS DO TRAFÓ e REATOR COM SEQUÊNCIA DE FASES DESFAVORÁVEL. (f) IDEM (e) C/ SEQUÊNCIA FAVORÁVEL. NOS OSCILOGRAMAS, "o" e "r" e 1ª FASE INDICA A TENSÃO NO TRAFÓ e 2ª A TENSÃO NO REATOR.

$$VM \sin(\omega t + \varphi + 2\pi/3) = L \frac{dI_{BC}}{dt} - V_k \sin(\omega t + \theta) \quad (39)$$

$$VM \sin(\omega t + \varphi + 4\pi/3) = L \frac{dI_{CA}}{dt} + V_k \sin(\omega t) \quad (40)$$

Integrando as equações acima e resolvendo para IAB, ICA e IBC,

$$I_{AB} = -\frac{VM}{\omega L} \cos(\omega t + \varphi) - \frac{V_k}{L} \int [\sin(\omega t + \theta) - \sin(\omega t)] dt \quad (41)$$

$$I_{CA} = -\frac{VM}{\omega L} \cos(\omega t + \varphi + \frac{4\pi}{3}) - \frac{V_k}{L} \int \sin(\omega t) dt \quad (42)$$

$$I_{BC} = -\frac{VM}{\omega L} \cos(\omega t + \varphi + \frac{2\pi}{3}) + \frac{V_k}{L} \int \sin(\omega t + \theta) dt \quad (43)$$

Quando $\omega t = 0$; $v_{ca} = 0$, $I_{ao} = 0$, $I_{ca} = I_{ab}$ e $I_{CA} = I_{AB}$, daí, igualando-se (41) e (42), pode-se escrever:

$$VM\sqrt{3} \sin(\varphi + \frac{2\pi}{3}) = V_w \left\{ \int_{\omega t = 0} [2\sin(\omega t) - \sin(\omega t + \theta)] dt \right\} \quad (44)$$

Quando $\omega t = -\theta$; $v_{bc} = 0$, $I_{ob} = 0$, $I_{ab} = I_{bc}$, $I_{AB} = I_{BC}$, daí

$$VM\sqrt{3} \sin(\varphi - \theta + \pi/3) = -V_w \left\{ \int_{\omega t = -\theta} [2\sin(\omega t + \theta) - \sin(\omega t)] dt \right\} \quad (45)$$

Como

$$\int_{\omega t = -\theta} [\sin(\omega t + \theta) dt] = \int_{\omega t = 0} [\sin(\omega t) dt]$$

pode-se combinar (44) e (45) para dar :

$$\text{sen}(\varphi - \theta + \pi/3) = -\text{sen}(\varphi + 2\pi/3)$$

de onde:

$$\theta = 2\pi/3 \quad (46)$$

Substituindo o valor de θ na eq.(44) e determinando o valor da integral, teremos :

$$V_M \text{sen}\left(\varphi - \frac{\pi}{3}\right) = \frac{7\pi}{6\sqrt{3}} V_k = 2,112 V_k \quad (47)$$

A tensão mínima da fonte, necessária à formação dos arcos nos dois eletrodos é de 2,112 V k. Esta tensão é menor que no caso trifásico. Desta maneira, se um arco for curto-circuitado, os outros dois arcos sempre permanecerão acesos. Porém, na prática, isto não acontece devido a uma instabilidade no sistema e ocorre, as vezes, de apenas um eletrodo permanecer com arco. Qualquer aumento de V_s acima do valor mínimo provoca uma defasagem no ângulo de fase e um acréscimo na queda de tensão no reator.

As tensões no reator podem ser deduzidas a partir das eqs. (38), (39) e (40). Para o reator da fase CA, p.ex. obtem-se:

$$V_R(CA) = L \frac{dI_{CA}}{dt} = V_M \text{sen}(wt + \varphi + 4\pi/3) - V_k \text{sq}(wt) \quad (49)$$

As tensões entre as junções dos enrolamentos do reator e

trafo nas diferentes fases dependem da sequência de fases. A tensão mais elevada é obtida pela adição das tensões do trafo da fase AB com a do reator da fase CA:

$$V_{T(AB)} = V_{R(CA)} = V_M \sin(\omega t + \varphi + 4\pi/3) + V_k [\sin(\omega t + 2\pi/3) - \sin(\omega t)] \quad (50)$$

Para valores de ωt entre $-2\pi/3$ e θ , o 2º termo do lado direito da eq.(50) é igual a $3.V.k$. O valor máximo possível de $V_{T(AB)} + V_{R(CA)}$, ou seja $V_M + 3V_k$, ocorrerá se $\sin(\omega t + \varphi + 4\pi/3)$ for igual a 1 para valores de ωt entre $-2\pi/3$ e φ , ou seja, para valores de φ entre $-\pi/6$ e $-5\pi/6$. Introduzindo esta condição na eq.(47), teremos valores de $V_M / V.k$ maiores que $7\pi/3\sqrt{3} = 4,23$. As formas de onda das tensões para este circuito, conforme descrito acima, são mostradas na fig.35.

a.3 - Arco em Duas Fases com o 3º Arco Extinto

Se um eletrodo for afastado da carga, de forma a extinguir o arco, os outros dois arcos permanecerão acesos e o circuito equivalente será o mostrado na fig. 36. Seja "C" a fase cujo arco foi extinto. Considerando-se que os dois arcos ativos estão ligados em série, a tensão neles pode ser escrita como:

$$v_{ab} = -2V \sin(\omega t) \quad (51)$$

A tensão no reator é:

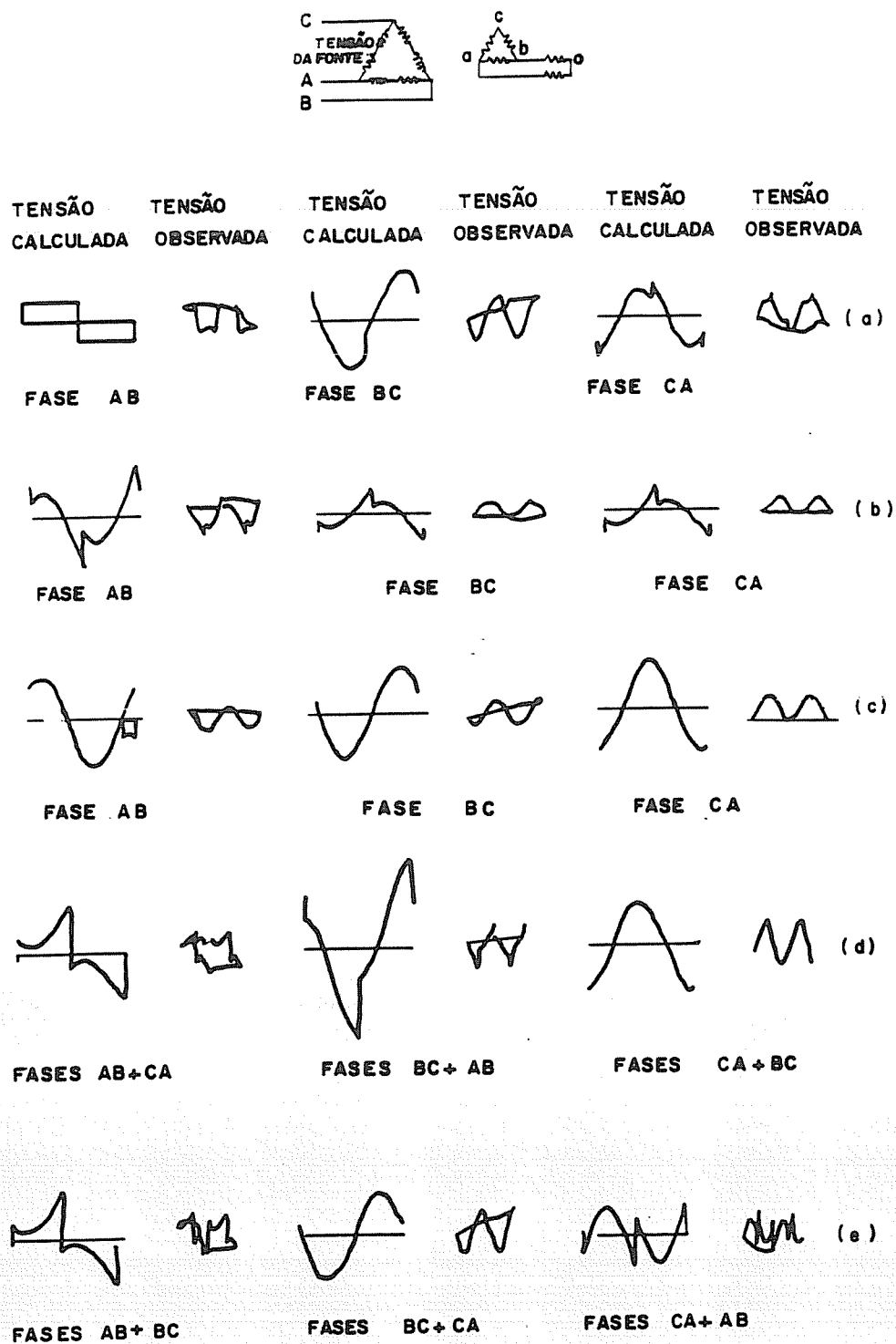


Fig. 36 - ARCO EM DUAS FASES COM O 3º ARCO EXTINTO e O REATOR LIGADO DENTRO DO 3º A. T. DO TRAFÓ
 (a) TENSÕES NO ENROL. A. T. DO TRAFÓ. (b) TENSÃO NO REATOR (c) TENSÃO NA FONTE.
 (d) TENSÕES ENTRE AS JUNÇÕES DOS ENROLAMENTOS DO TRAFÓ e DO REATOR COM SEQUÊNCIA DE FASES DESFAVORÁVEL. (e) IDEM a "d", PORÉM, COM SEQUÊNCIA DE FASES FAVORÁVEL. NOS OSCILOGRAMAS "d" e "e" a 1ª FASE INDICA a TENSÃO NO TRAFÓ e a 2ª NO REATOR.

$$VR(AB) = VS(AB) - kvab = L \frac{dIAB}{dt} = VM \sin(wt + \varphi) + 2Vksq(wt) \quad (52)$$

Integrando e resolvendo para IAB e, sabendo-se que a corrente está em fase com as tensões no arco e no trafo, IAB = 0 quando wt = 0, daí :

$$\frac{VM}{\omega L} \cos \varphi = \frac{2Vk}{L} \left[\int_{wt=0}^{} sq(wt) dt \right]$$

$$VM \cos \varphi = \pi V K \quad (53)$$

Isto torna possível o cálculo do ângulo de fase para todas as tensões na fonte e quedas de tensões nos arcos.

Expressando as tensões da fonte para as outras fases em termos das tensões no reator e trafo, tem-se:

$$VM \sin(wt + \varphi + 2\pi/3) = L dIBC/dt + kvbc \quad (54)$$

$$VM \sin(wt + \varphi + 4\pi/3) = L dICA/dt + kvca \quad (55)$$

Adicionando-se e introduzindo a condição imposta pela conexão delta do enrolamento T.I.,

$$-vab = vbc + vca = 2Vs q(wt) \quad (56)$$

$$\begin{aligned} VM \left[\sin\left(wt + \varphi + \frac{2\pi}{3}\right) + \sin\left(wt + \varphi + \frac{4\pi}{3}\right) \right] &= \\ &= L \left(\frac{dIBC}{dt} + \frac{dICA}{dt} \right) - kvab \quad (57) \end{aligned}$$

Assim

$$L \left(\frac{dI_{BC}}{dt} + \frac{dI_{CA}}{dt} \right) = - VM \sin(\omega t + \varphi) + kv_{ab} \quad (58)$$

Comparando esta equação com a eq.(52), tem-se :

$$L \left(\frac{dI_{BC}}{dt} + \frac{dI_{CA}}{dt} \right) = - VR(AB) \quad (59)$$

Como não circula corrente pelo eletrodo "C", $I_{bc} = I_{ca}$, e $I_{BC} = I_{CA}$, a seguinte relação entre as tensões no reator é obtida:

$$VR(BC) = VR(CA) = L \frac{dI_{BC}}{dt} = L \frac{dI_{CA}}{dt} = - \frac{1}{2} VR(AB) = \quad (60)$$

$$VR(BC) = VR(CA) = - 0,5VM \sin(\omega t + \varphi) - Vksq(\omega t) \quad (61)$$

As tensões no transformador, por subtração, são :

$$VT(BC) = VS(BC) - VR(BC) = \frac{\sqrt{3}}{2} VM \cos(\omega t + \varphi) + Vksq(\omega t) \quad (62)$$

$$VT(CA) = VS(CA) - VR(CA) = - \frac{\sqrt{3}}{2} VM \cos(\omega t + \varphi) + Vksq(\omega t) \quad (63)$$

A tensão no eletrodo de arco extinto pode ser expressa por :

$$v_{oc} = \frac{1}{2} v_{ab} + v_{bc} = \frac{1}{k} \left[\frac{1}{2} VS(AB) - \frac{1}{2} VR(AB) + VS(BC) - VR(BC) \right] \quad (64)$$

$$v_{oc} = \frac{VM}{k} \left[\frac{1}{2} \text{sen}(wt + \varphi) + \text{sen}\left(wt + \varphi + \frac{2\pi}{3}\right) \right] =$$

$$v_{oc} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{VM}{k} \cos(wt + \varphi) \quad (65)$$

Ou seja, v_{oc} é igual a tensão entre o ponto central do enrolamento "ab" e o eletrodo "C" no circuito aberto. Ela é independente tanto da queda de tensão no arco quanto da corrente de carga. As tensões entre as junções do reator e trafo, de fases diferentes, dependem da fase, como mostra a fig.36. Assim será deduzida a equação da tensão mais elevada que ocorre entre a fase BC do trafo e a fase AB do reator, com sequência de fases desfavorável. Das eqs. (52) e (62) :

$$V_R(AB) + V_T(BC) = \frac{\sqrt{7}}{2} VM \text{sen}(wt + \varphi + \psi) + 3Vk \text{sq}(wt) \quad (66)$$

onde

$$\tan \psi = \sqrt{3}/2 \quad \text{ou} \quad \psi = 41^\circ$$

A tensão alcançará um valor máximo de $3Vk + \sqrt{7}VM/2$ quando $\text{sen}(wt + \varphi + \psi) = 1$ para valores de wt entre 0 e π , ou seja, para valores de $\varphi + \psi$ entre $-\pi/2$ e $+\pi/2$. Considerando que ψ é 41° e φ não pode ser superior a $\pi/2$, a tensão máxima ocorrerá para valores de φ não superiores a 49° . Da eq.(53) isto significa que : $\pi Vk/VM > \cos 49^\circ$, ou

$$VM < 4,8 \cdot V \cdot k \quad (67)$$

a.4 - Condições Transitórias Devidas à Extinção ou à Reignição do Arco

Em adição às três condições de arco permanente, é necessário considerar as condições transitórias que surgem durante a mudança de uma para outra condição de arco. É muito difícil dar um tratamento matemático satisfatório a estes transitórios, pois na maioria dos casos eles serão acompanhados por variações nas tensões de arco, por vários ciclos, devido ao movimento do eletrodo e/ou carga. Se, porém, for considerado que estas permanecem constantes, é possível mostrar que a variação de uma condição de arco para outra é acompanhada por uma oscilação de fase e um termo transitório exponencial.

Desta forma, será analisado o curto-circuito de um dos arcos na condição de arco trifásico. Isto é equivalente, de acordo com o teorema da superposição, a sobrepor uma tensão igual e oposta à tensão do arco em série com o arco. A distribuição de tensão devida a esta tensão individual deve ser adicionada àquelas devidas às outras tensões no circuito, as quais já foram determinadas. Suponhamos que a nova tensão retangular de arco seja introduzida no arco da fase "C". O circuito equivalente é mostrado na fig. 37 e a tensão introduzida no circuito, usando a mesma notação de fase anterior, pode ser escrita como:

$$- v_{oc} = - V_{sq}(wt + 4\pi/3) \quad (68)$$

Isto será equivalente à tensão:

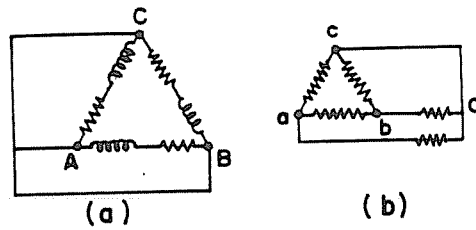


Fig. 37 - CIRCUITO EQUIVALENTE P/ O TRANSITÓRIO QUE OCORRE NA EXTINÇÃO DE UM ARCO.

(a) ENROLAMENTO A.T. DO TRAFÓ + REATOR.

(b) ENROLAMENTO B.T. DO TRAFÓ
 $V_{ob} = V. \text{sq}(\omega t + 4\pi/3)$

$$v_{ca} = -v_{oc} = -V \text{sq}(\omega t + 4\pi/3) \quad (69)$$

$$v_{bc} = v_{oc} = V \text{sq}(\omega t + 4\pi/3) \quad (70)$$

Ao escrever as equações para o circuito T.S., é necessário considerar a resistência total "R" do circuito, como também a indutância "L", de forma a obter o termo transitório:

$$L \frac{dI_{CA}}{dt} + R \cdot I_{CA} = -V \cdot k \cdot \text{sq}(\omega t + 4\pi/3) \quad (71)$$

$$L \frac{dI_{BC}}{dt} + R \cdot I_{BC} = V \cdot k \cdot \text{sq}(\omega t + 4\pi/3) \quad (72)$$

Os termos transitórios são obtidos desprezando-se o termo no lado direito destas equações. Assim a solução é do tipo :

$$I_{CA} = A e^{-t/\tau} + B \quad (73)$$

onde "A" e "B" são constantes e τ é igual a L/R .

Sendo $R \ll L$, a corrente em $t = \infty$ pode ser escrita como :

$$I_{CA} = B = - \frac{V_k}{L} \int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \quad (74)$$

Suponhamos que o curto-circuito seja aplicado ao arco no tempo $t = \sigma$, onde a corrente transitória é nula, daí :

$$I_{CA} = 0 = A e^{-R\sigma/L} - \frac{V_k}{L} \left[\int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \right]_{wt = \sigma} \quad (75)$$

ou

$$A = \frac{V_k}{L} \left[\int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \right]_{wt = \sigma} e^{R\sigma/L} \quad (76)$$

o que dá os seguintes valores para I_{CA} e $v_R(CA)$, respectivamente:

$$I_{CA} = \frac{V_k}{L} \left\{ \left[\int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \right]_{wt = t} - \int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \right\} e^{-R(t-\sigma)/L} \quad (77)$$

$$v_R(CA) = L \frac{dI_{CA}}{dt} = V_k \left\{ \frac{-R}{L} \left[\int \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) dt \right]_{wt = t} e^{-R(t-\sigma)/L} - \text{sq}(wt + \frac{4\pi}{3}) \right\} \quad (78)$$

Uma expressão similar pode ser obtida para $v_R(BC)$:

$$VR(BC) = V_k \left[\frac{R}{L} \int_{wt=\sigma}^{\sigma + \frac{4\pi}{3}} \sin(\omega t + \frac{4\pi}{3}) dt \right] e^{-R(t-\sigma)/L} + \sin(\omega t + \frac{4\pi}{3}) \quad (79)$$

b - Reator Ligado Externamente ao Delta T.S. do Trafo

b.1 - Arco Trifásico

No circuito, mostrado no topo da fig.38, o reator é ligado na entrada da alimentação do enrolamento T.S. do trafo, o que o torna perfeitamente simétrico. Já que as ligações do trafo são invariáveis no lado T.S., a expressão para a tensão do enrolamento T.S. é ainda válida :

$$VT(AB) = V_k \left[\sin(\omega t + \frac{2\pi}{3}) - \sin(\omega t) \right] \quad (80)$$

Similarmente, ao mostrado na seção a.1, pode-se obter o ângulo de fase entre a tensão da fonte (fase AB) e a tensão do arco (fase oa) :

$$V_M \sin\left(\varphi - \frac{\pi}{3}\right) = \frac{4\pi}{3\sqrt{3}} V_k = 2,41 V_k \quad (81)$$

Então pode-se mostrar também que a tensão do reator é dada pela expressão :

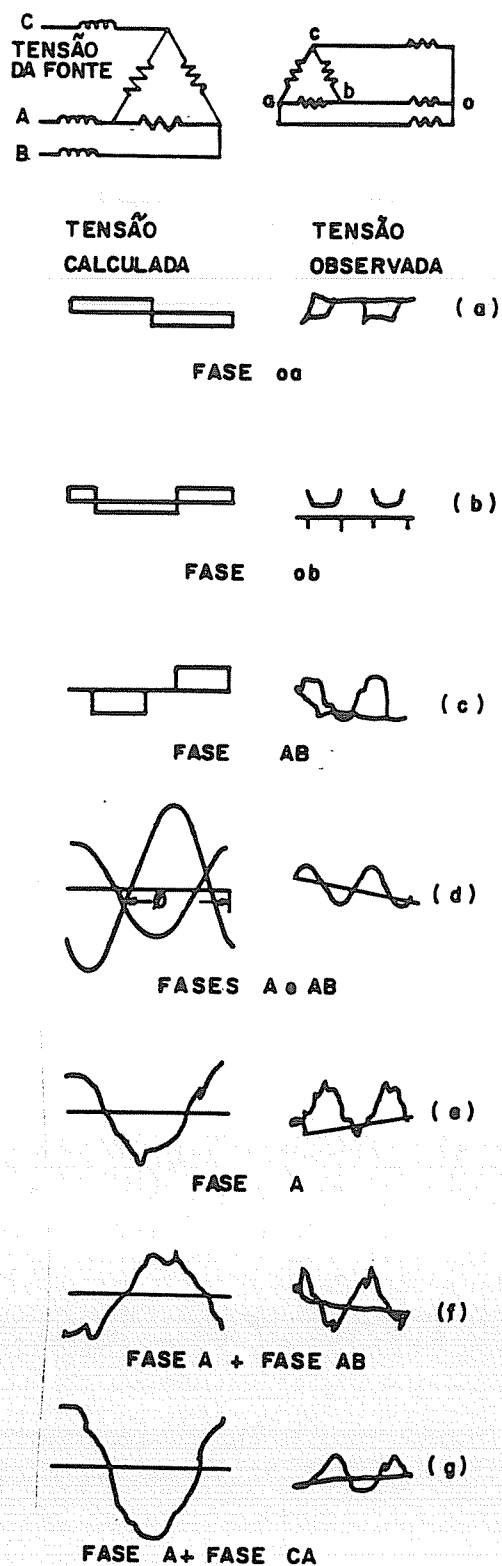


Fig. 38. ÁRCO TRIFÁSICO.

- (a), (b) TENSÕES DE ARCO
 (c) TENSÃO DO ENROL. A.T. DO TRAFÓ
 (d) TENSÃO DA FONTE.
 (e) TENSÃO NO REATOR
 (f), (g) TENSÕES ENTRE TERMINAIS OPOSTOS DO REATOR,
 i. e., TENSÃO NA FASE A DO REATOR e FASE
AB (ou CA) DO TRAFÓ.

$$VR(A) = \frac{VM}{\sqrt{3}} \text{sen}\left(\omega t + \varphi + \frac{\pi}{6}\right) - \frac{Vk}{3} \left[\text{sq}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) - 2\text{sq}(\omega t) + \text{sq}(\omega t + 4\pi/3) \right] \quad (82)$$

Estas tensões são mostradas na fig. 38. A tensão em enrolamentos adjacentes do trafo e reator pode ser obtida por adição. Sendo o circuito simétrico em cada fase, a alteração da sequência de fases não altera o módulo das tensões, que são sempre menores que a tensão da fonte.

b - 2 Arco em Duas Fases com o 3º Eletrodo Curto-circuitado

Como anteriormente, será considerado que o arco da fase "C" é curto-circuitado, como mostra a fig. 39. Pode-se mostrar que o ângulo de fase entre as duas tensões de arco (θ) e entre a tensão de arco v_{oa} e a tensão da fonte $VS(AB)$ (φ), são os mesmos que para a outra conexão do reator, ou seja :

$$\theta = 2\pi/3 \quad (83)$$

$$VM \text{sen}(\varphi - \pi/3) = \frac{7\pi}{6\sqrt{3}} Vk \quad (84)$$

As tensões no reator para as três fases são dadas pelas equações :

$$VR(A) = \frac{VM}{\sqrt{3}} \text{sen}\left(\omega t + \varphi + \frac{\pi}{6}\right) + \frac{Vk}{3} \left[\text{sq}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) - 2\text{sq}(\omega t) \right] \quad (85)$$

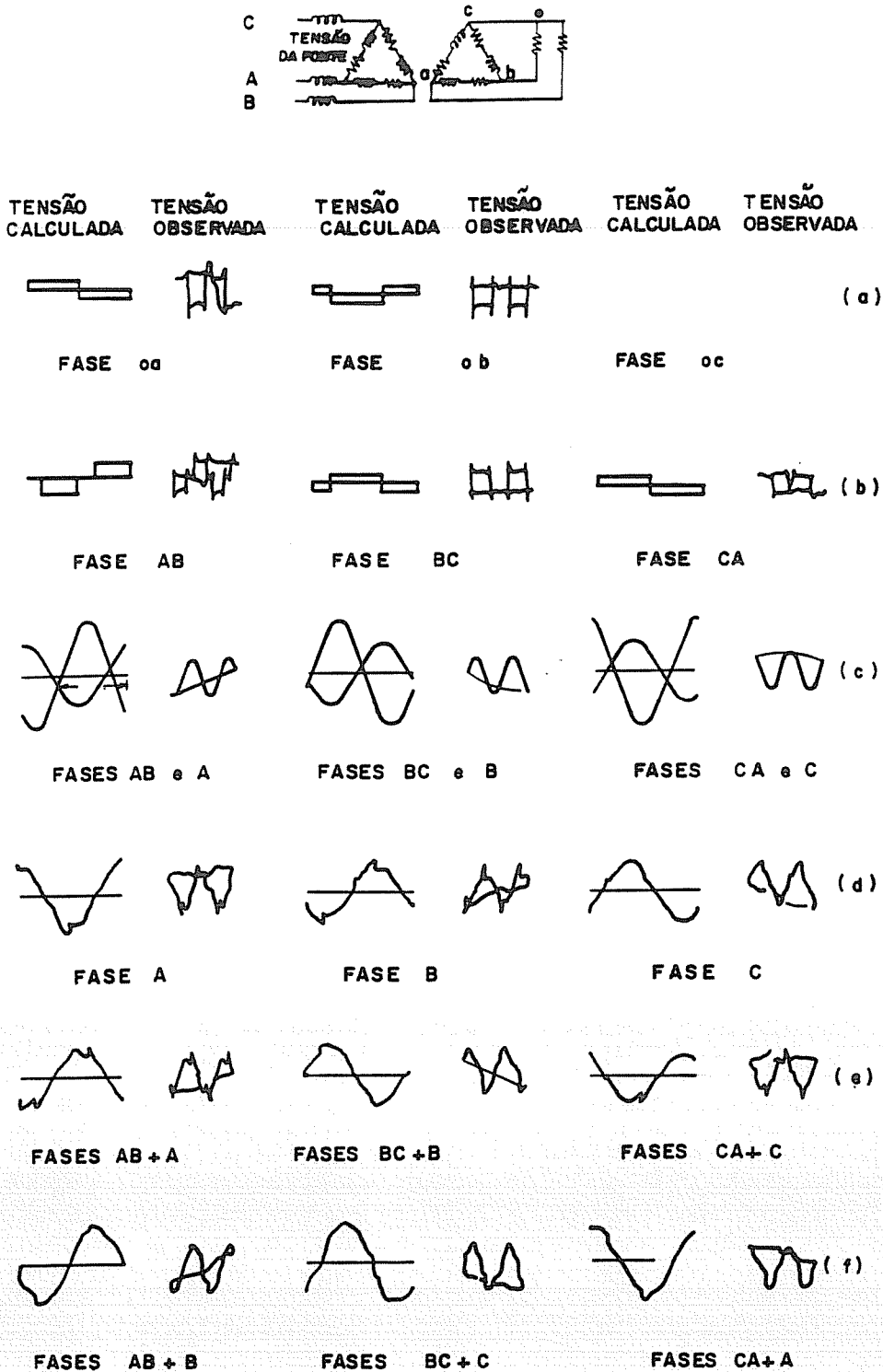


Fig. 39 - ARCO EM DUAS FASES COM O 3º ELETRODO CURTO-CIRCUITADO e REATOR INSTALADO ENTRE A FONTE e O TRAFÓ

(a) TENSÕES NO ARCO, (b) TENSÕES NOS ENROL. A.T DO TRAFÓ, (c) TENSÕES NA FONTE, (d) TENSÕES NO REATOR, (e) e (f) TENSÕES ENTRE TERMINAIS OPOSTOS DO REATOR.

NOS OSCILOGRAMAS (e) e (f) a 1ª FASE INDICA a TENSÃO NO TRAFÓ e a 2ª TENSÃO NO REATOR.

$$VR(B) = \frac{VM}{\sqrt{3}} \sin\left(\omega t + \varphi + \frac{5\pi}{6}\right) - \frac{Vk}{3} \left[2\sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) - \sin(\omega t) \right] \quad (86)$$

$$VR(C) = \frac{VM}{\sqrt{3}} \sin\left(\omega t + \varphi + \frac{3\pi}{2}\right) + \frac{Vk}{3} \left[\sin(\omega t) + \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \right] \quad (87)$$

b - 3 Arco em Duas Fases com o 3º Arco Extinto

A análise das tensões neste caso pode ser desenvolvida como nos outros casos. As diversas formas de onda teóricas e experimentais são mostradas, juntamente com o diagrama de circuito equivalente, na fig.40. Da mesma forma que com os reatores conectados dentro da malha delta T.S. do trafo, o ângulo de fase φ entre a tensão de arco voa e a tensão da fonte VS(AB) é dado pela expressão:

$$VM \cdot \cos \varphi = \pi \cdot V \cdot k \quad (88)$$

As diversas tensões no circuito são dadas pelas equações :

$$VT(AB) = - 2Vk \sin(\omega t) \quad (89)$$

$$VT(BC) = \frac{\sqrt{3}}{2} VM \cos(\omega t + \varphi) + Vk \sin(\omega t) \quad (90)$$

$$VT(CA) = - \frac{\sqrt{3}}{2} VM \cos(\omega t + \varphi) + Vk \sin(\omega t) \quad (91)$$

$$VR(A) = - \frac{1}{2} VM \sin(\omega t + \varphi) - Vk \sin(\omega t) \quad (92)$$

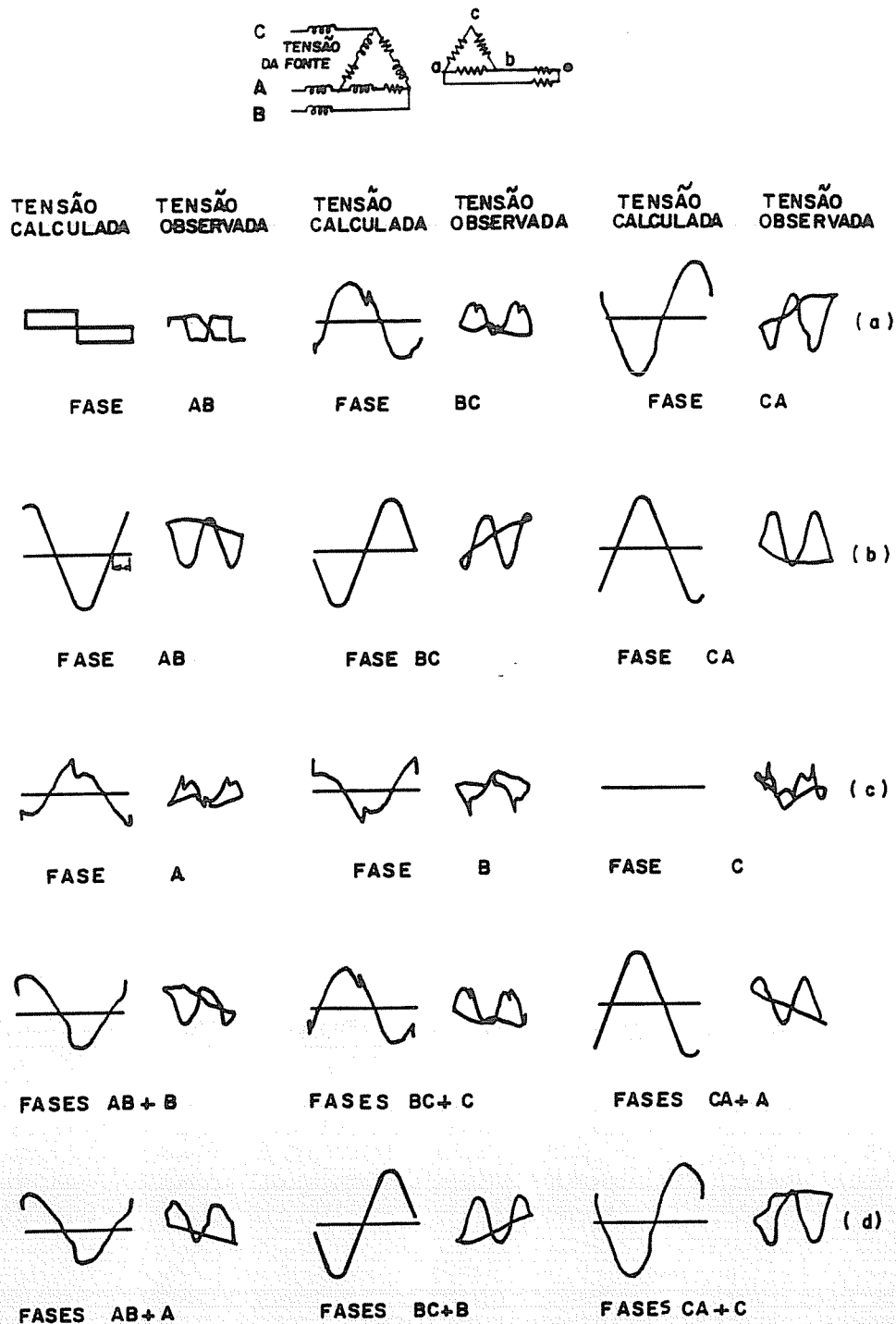


Fig. 40 ARCO EM DUAS FASES COMO O 3º ARCO EXTINTO E O REATOR INSTALADO ENTRE A FONTE E O TRAFÓ.

- (a) TENSOES NOS ENROLAMENTOS A.T. DO TRAFÓ, (b) TENSOES DA FONTE,
 (c) TENSOES NO REATOR, (d) e (e) TENSOES ENTRE TERMINAIS OPOSTOS DO REATOR.
 NOS OSCILOGRAMAS (d) e (e) a 1ª FASE INDICA A TENSÃO NO TRAFÓ
 e A 2ª FASE A TENSÃO NO REATOR.

$$VR(B) = \frac{1}{2} VM \sin(\omega t + \phi) + Vksq(\omega t) \quad (93)$$

$$VR(C) = 0 \quad (94)$$

A tensão no eletrodo com arco extinto é a mesma que no caso anterior, item a.3, ou seja,

$$v_{oc} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{VM}{k} \cos(\omega t + \phi) \quad (95)$$

c - Comparação dos Resultados com os Testes em um Forno Elétrico a Arco de 10 t.

As curvas da fig. 41 mostram medições de tensões feitas em diversos pontos do circuito (conforme fig.30), através de oscilogramas, de um forno a arco de 10 t (ROBINSON, 1952). Estas mostram que tensões mais elevadas que a tensão do sistema de alimentação, que era de 11 kV, foram medidas no circuito. Isto é perceptível, principalmente, no caso da tensão entre as junções dos condutores do transformador e reator em fases diferentes.

Para se ter uma comparação direta entre os resultados teóricos e os medidos no forno, considerou-se uma queda de tensão "V" no arco de 60 Volts. Os diversos valores máximos de teste e calculados são apresentados na tabela 4. O transformador foi ligado na sequência de fases desfavorável.

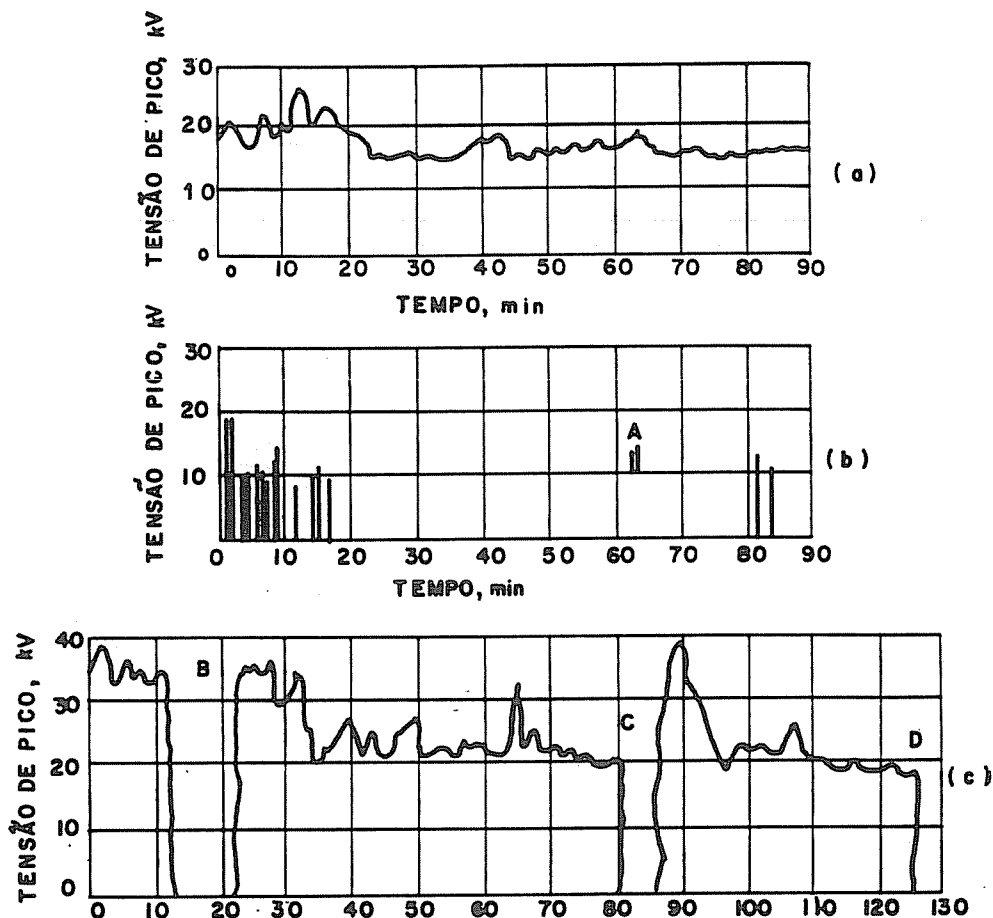


Fig. 41 TENSÕES NOS INÍCIOS DE FUSÕES, GRAVADAS POR OSCILÓGRAFOS

(a) TENSÃO DE FASE DO TRAFÓ

(b) TENSÃO DO REATOR.

(c) TENSÃO ENTRE REATORES EM FASES DIFERENTES

(A) - FORNO DESLIGADO. (B) FORNO DESLIGADO P/ 10min P/ RETIRADA DE

AREIA DA PONTA DO ELETRODO. (C) FORNO DESLIGADO - ADIÇÃO DE

MAIS CARGA. (D) FORNO DESLIGADO - TROCA DE TAPS DO TRANSFORMADOR

A comparação dos 2 conjuntos de tensões mostra que os valores calculados são menores que os valores medidos para os dois casos onde está presente as tensões do transformador. Isto poderia ter sido previsto, pois, nenhuma margem de tolerância foi dada para considerar os afastamentos da forma de onda da queda de tensão no arco, que foi suposta ser uma onda retangular comum por simplicidade.

	Medido(kV)	Calculado(kV)	Equação
Tensão no trafo	26	17,6	62
Tensão no reator	19,5	19,7	49
Tensão no trafo+reator	39	32,5	67

Tabela 4 - Valores medidos e calculados das sobretensões máximas. Obs.: $k = N1/N2 = 70$.

Alguns oscilogramas tirados no forno são mostrados na fig. 42. De (a) a (f) os oscilogramas mostram as variações das formas de onda das tensões nos arcos. As gravações (g) e (h) mostram as tensões entre as junções (trafo e reator) e a terra.

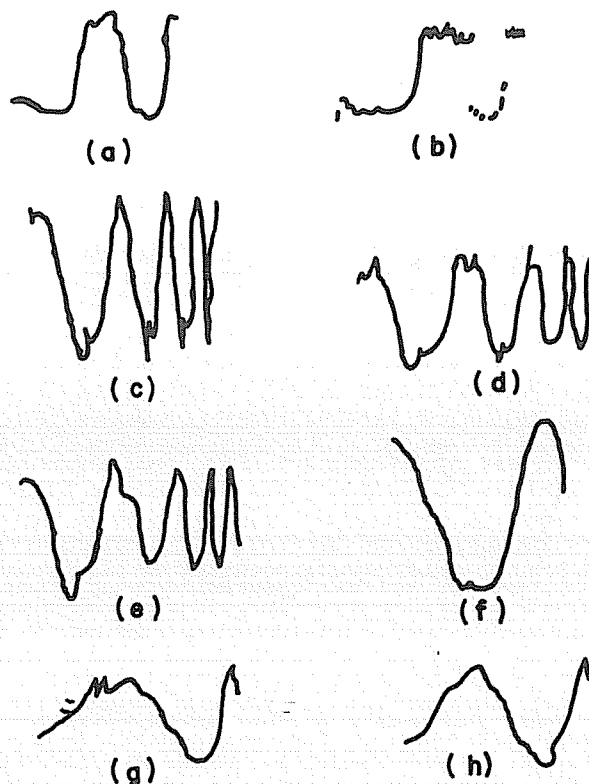


Fig-42 OSCILOGRAMAS TIRADAS DE UM F.E.A.
P/ 10f.

(a)-(f) TENSÕES NO ARCO
(g)-(h) TENSÃO DA JUNÇÃO DO TRAFÓ e REATOR PARA TERRA

d. Conclusões

As pesquisas mostram que se um transformador de forno for utilizado com um reator ligado no circuito delta T.S. (como na fig. 30), tensões consideravelmente mais elevadas que a tensão de alimentação podem ocorrer no circuito A.T.. No equipamento pesquisado (ROBINSON, 1952), tensões da ordem de 2,5 vezes a tensão de pico da fonte foram obtidas. Estas tensões surgiram normalmente nas condições de arco instável envolvendo a extinção de um deles.

Com a conexão acima, a sequência de fases exerce uma influência considerável na tensão que aparece entre os diversos condutores. Isto pode explicar alguns dos problemas que ocorrem com certos equipamentos. Estas sobretensões também podem ser eliminadas pela ligação do reator nos condutores de alimentação do trafo, ou seja, fora do circuito delta T.S..

Sabendo-se que as sobretensões discutidas estão diretamente acopladas aos fluxos magnéticos no transformador e reator, elas são uniformemente distribuídas ao longo dos enrolamentos. Desta forma elas não exigem qualquer isolamento extra nas extremidades das bobinas, como é feito para surtos nas linhas de transmissão. No entanto, é necessário assegurar que o isolamento geral do enrolamento seja suficiente. Daí, recomenda-se que a classe de isolamento de trafos e reatores de fornos seja igual à próxima classe superior de tensão recomendada para um trafo de potência comum.

As sobretensões nos diversos enrolamentos exigem um isolamento reforçado nos condutores que fazem as conexões entre os diversos componentes, incluindo a chave comutadora utilizada na mudança das conexões do trafo durante a fusão. Esta chave também seria de uma classe de tensão mais elevada que a usual, instalada em outros tipos de trafos.

A comutação de "taps" no trafo e outras necessidades operacionais fazem com que o disjuntor do forno seja operado mais frequentemente que um disjuntor de sistema de potência. Isto aumenta a probabilidade de sobretensões devidas a surtos de chaveamento. O acréscimo de isolamento recomendado para suportar as variações de tensão devidas aos arcos, pode ser considerado, na maioria das situações, suficiente para suportar também as sobretensões oriundas dos surtos de chaveamento.

11.2.2. Energização de Transformadores a Vazio

A energização de um transformador a vazio, teoricamente, não traria maiores problemas em termos de geração de sobretensões. A energização seguida de um desligamento poderia, dependendo do fluxo remanescente no núcleo, dar origem a sobretensões elevadas. A fig. 43 mostra o circuito monofásico equivalente para energização de um trafo a vazio. A partir do instante do fechamento do disjuntor D, vale a equação (96), com condições iniciais nulas. Assim:

$$RI + L \frac{di}{dt} = v = VM \text{sen}(wt + \theta) \quad (96)$$

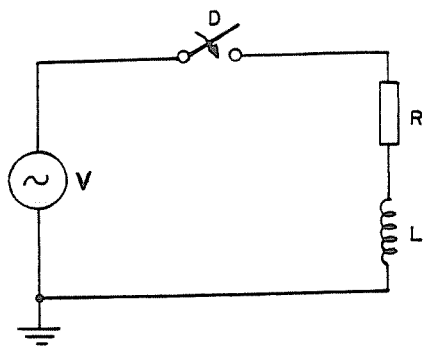


Fig: 43-ENERGIZAÇÃO DE UM TRANSFORMADOR
A VAZIO. CIRCUITO MONOFÁSICO
EQUIVALENTE

onde: i - é a corrente do circuito;

v - é a tensão da fonte geradora;

ω - $2\pi f$, sendo f a frequência industrial do sistema;

θ - é um ângulo arbitrário, que exprime o fechamento de

D de maneira aleatória com relação à onda de tensão.

A solução da equação diferencial (96) fornece a corrente transitória de energização em função do tempo.

$$i(t) = \frac{V_M}{|Z|} [\sin(\omega t + \theta - \varphi) - \sin(\theta - \varphi)e^{(-t/\tau)}] \quad (97)$$

onde: $|Z| = \sqrt{R^2 + (\omega L)^2}$ = módulo da impedância do circuito;

$\tau = L/R$ = constante de tempo do circuito;

$\varphi = \arctg(\omega L/R)$ = ângulo da impedância do circuito;

Pode-se ver na expressão (97) que a corrente $i(t)$ tem um componente senoidal função de ω (frequência industrial), com

amplitude $V_M/|Z|$ chamada de regime permanente (if), e outra transitória função de $\exp(-t/\tau)$, dita componente contínua ou aperiódica (ia). Esta última tende a zero, após um tempo determinada por τ . A fig. 44 mostra a forma de $i(t)$. A resistência R do trafo está distribuída por todo enrolamento

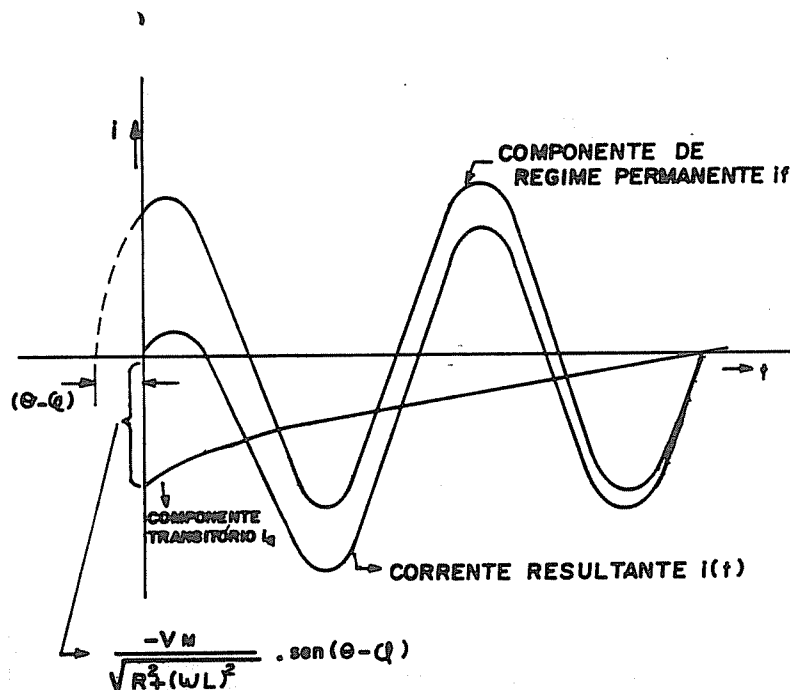


Fig. 44- COMPONENTES DE REGIME PERMANENTE e APERIÓDICO DA CORRENTE.

do mesmo. Na hipótese de que esta resistência estivesse concentrada fora do trafo, daí, a tensão gerada nos terminais do trafo devido à indutância seria dada por :

$$V_L = L \frac{di(t)}{dt} = L \omega \frac{V_M}{|Z|} \cos(\omega t + \theta - \varphi) + \frac{L \cdot V_M}{\tau |Z|} \sin(\theta - \varphi) e^{-t/\tau}$$

$$V_L = \frac{X_L}{Z} V_M \cos(\omega t + \theta - \phi) + R \frac{V_M}{Z} \sin(\theta - \phi) e^{-t/\tau} \quad (98)$$

Como $X_L < Z$ e $R \ll Z$, V_L é sempre menor que $2 V_M$.

Somente haveria uma sobretensão maior se ocorresse, imediatamente após a energização, uma interrupção da corrente de "Inrush". Sabe-se que os transformadores, quando ligados, estão sujeitos a altas correntes de magnetização. Analogamente ao ligamento de um banco de capacitores, a intensidade das correntes "inrush" irá depender do instante do fechamento do disjuntor com relação à onda de tensão do sistema e o fluxo remanescente do núcleo. Neste caso o núcleo é levado a uma condição de saturação, onde a indutância efetiva é bastante pequena com relação à indutância de magnetização em regime permanente (indutância aparente de magnetização - fig. 45).

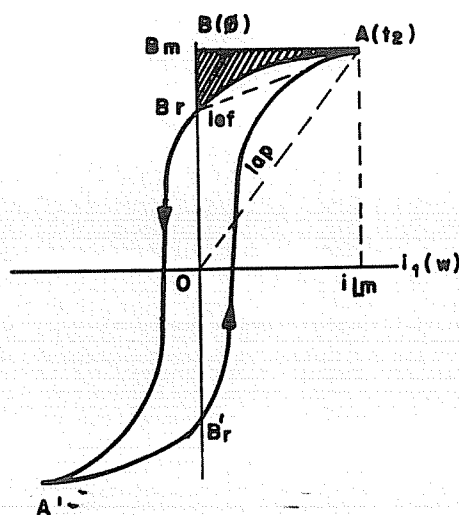


Fig. 45. CICLO DE HISTERESE DE UM TRAFÓ EM VAZIO. INDUTÂNCIAS, APARENTE e EFETIVA NA DESMAGNETIZAÇÃO

Devido a isso, $|Z|$ é muito pequeno na eq. (97), e a corrente "Inrush" é bastante grande, podendo atingir valores várias vezes maiores do que a corrente nominal do trafo, indo, após um tempo variável, igualar-se à corrente de magnetização de regime permanente. Se durante este período, por qualquer razão, ocorrer a necessidade de se desligar novamente o transformador, então haverá a interrupção de uma corrente indutiva de maior intensidade que aquela em regime permanente com o trafo a vazio, e que é certamente maior que o nível de corte ("chopping level") do disjuntor, e portanto a sobretensão será governada por este. Disjuntores a SF6 e a ar comprimido tem níveis de corte que vão de 10 a 20 A, e portanto pode-se ter, teoricamente, sobretensão considerável quando se corta prematuramente correntes com estes valores instantâneos.

O processo para se determinar o fator de sobretensão (k_a), e conseqüentemente a sobretensão, é o seguinte (COLOMBO, 1985):

(a) é preciso conhecer ou determinar o valor da corrente de corte I_{ch} que depende do tipo de disjuntor, uma vez que a corrente de magnetização $i_{Lm} \gg I_{ch}$.

(b) como a corrente "Inrush" é muitas vezes superior a corrente de corte do disjuntor, pode-se dizer que o corte irá ocorrer próximo ao zero de corrente. Portanto, a tensão da carga VC, não será zero, como no caso de corrente de magnetização em regime permanente, porém aproximadamente igual a VM que é o valor de crista da tensão da fonte.

Daí, pode-se escrever que (vide páginas 114 e 115):

$$k_a = \frac{V_{CM}}{V_M} = \sqrt{\left(\frac{V_c}{V_M}\right)^2 + \left(\frac{I_{ch}}{V_M}\right)^2 \cdot \frac{L_t}{C_t}} \quad (99)$$

onde : V_{CM} = valor de pico da sobretensão na carga;

V_C = valor da tensão na carga no instante do corte;

I_{ch} = é a corrente de corte;

L_t , C_t = indutância e capacitância de carga, respectivamente.

Como $V_{CM} = V_M$ então :

$$k_a = \frac{V_{CM}}{V_M} = \sqrt{1 + \left(\frac{I_{ch}}{V_M}\right)^2 \cdot \frac{L_t}{C_t}}$$

e seguindo-se o desenvolvimento analítico posterior (vide páginas 114 e 115):

$$w \cdot L_t \cdot I_{ch} = V_M \cdot \eta_m$$

onde η_m = rendimento magnético. Assim

$$L_t = \frac{V_M}{I_{ch}} \cdot \frac{\eta_m}{w}$$

Então :

$$k_a = \sqrt{1 + \frac{I_{ch}}{V_M} \cdot \frac{\eta_m}{w \cdot C_t}} \quad (100)$$

(c) η_m é função da indução magnética B e da frequência natural f_0 . Ele pode ser calculado graficamente, com uma única

ressalva de que a indução B_{int} no instante da interrupção é um pouco maior do que B_m (COLOMBO, 1985). Como estamos na região de grande saturação e o ciclo de histerese aí é bastante achatado, pode-se aproximar $B_{int}/B_m = 1,1$ a $1,2$. A determinação de f_0 é feita por :

$$f_0 = \frac{1}{2 \sqrt{L_t.C_t}} \quad (102)$$

R. Veitch & A. Bohdanowics (Ontario, Canada, 1975) citam um caso referente à uma instalação com um trafo de forno de 50 MVA , onde ocorreram descargas transitórias repetitivas na chave seletora do comutador de tapes, quando o trafo era energizado, a vazio, por uma chave a vácuo. A unidade era protegida por capacitores de surto convencionais de acordo com a potência do trafo. Medições de impulsos de baixa tensão feitas na unidade, revelaram que com pulsos repetitivos aplicados entre fases, a tensão de surto transferida nas derivações T.S. chegaram a atingir até 8 vezes a amplitude do surto entre terminais, quando se tinha uma frequência crítica de repetição. Estes problemas desapareceram com o uso temporário de disjuntor a óleo e uma solução definitiva foi dada pela utilização de resistores de pré-inserção junto com a chave a vácuo. Em outra instalação com vários fornos, operada com sucesso por muitos anos, instalou-se chaves a vácuo para reduzir a manutenção dos disjuntores. Os trafos antigos começaram a falhar de uma maneira similar, ou seja, a chave seletora de "taps" ou os condutores de derivação sofreram descargas, causando um curto-circuito interno no enrolamento de derivações. Nesta

instalação, a transferência do capacitor para correção do fator de potência do lado da fonte para o lado do trafo em relação à chave a vácuo, eliminou o problema da tensão transitória.

Testes repetitivos em várias instalações de trafos, com chaveamento a plena carga, têm mostrado que os capacitores para correção do fator de potência são eficientes na supressão de transitórios quando ligados em paralelo com o trafo, operados juntamente com o mesmo, ao invés de serem desconectados.

Veitch & Bohdanowics verificaram, através de testes em um circuito modelo, que um resistor em série com um capacitor de surto elimina de fato o fenômeno da reignição múltipla, pelo menos no circuito monofásico, desde que o dimensionamento do resistor esteja correto.

Segundo Moore & Blalock, experiências tais como as relatadas por Veitch & Bohdanowicz vem confirmar a preocupação geral com a necessidade de sempre se fazer um estudo mais detalhado do sistema de cada instalação, onde se tem transformadores de fornos a arco chaveados por chaves a vácuo. É interessante observar que as falhas relatadas foram provocadas por energização de trafos a vazio ao invés da desenergização dos mesmos. Por outro lado, em nenhuma das experiências de Moore/Blalock encontrou-se tensões transitórias de magnitudes elevadas, indevidas, causadas por energização de trafos a vazio. Na maioria dos testes, a tensão transitória de pré-ignição produ-

zida durante o fechamento a vazio nunca excedeu cerca de 1,5 vezes o pico de tensão fase-terra normal. O maior valor registrado foi de 1,7 vezes o normal.

A adição de resistores de pré-inserção causaram uma redução significativa na tensão transitória em todos os modelos de chaveamento incluindo o fechamento a vazio. Também em oito testes de energização a vazio em uma instalação protegida por um circuito RC, a maior tensão transitória foi de 1,23 vezes a tensão de pico normal. Experiências com resistores de pré-inserção nem sempre foram favoráveis, pois, falhas nos mesmos foram observadas em várias instalações. O mal funcionamento do circuito de controle pode fazer com que o resistor de pré-inserção permaneça no circuito por um longo tempo e provoque defeitos.

O chaveamento dos capacitores de potência juntamente com o trafo dispensa a utilização de resistores de amortecimento porque a frequência de reignição torna-se muito baixa e não coincide com a frequência natural do enrolamento do trafo. E também, por causa das baixas frequências de ressonância, as reignições de repetições rápidas seriam evitadas. É sempre aconselhável, no entanto, estudar o sistema no tocante à possibilidade de ressonância harmônica durante o transitório de chaveamento (MOORE & BLALOCK, 1975).

A abertura do trafo em carga ou a vazio pode provocar falhas mais sérias conforme é descrito neste trabalho.

11.2.3- Desenergização Sob Carga Com ou Sem Reignição

Os desligamentos de transformadores em carga com chave a vácuo, sob determinadas condições, podem gerar as piores (mais elevadas) sobrentensões nos trafos de fornos a arco (MOORE & MALLON, 1975).

O diagrama unifilar da fig. 46 é típico de muitas

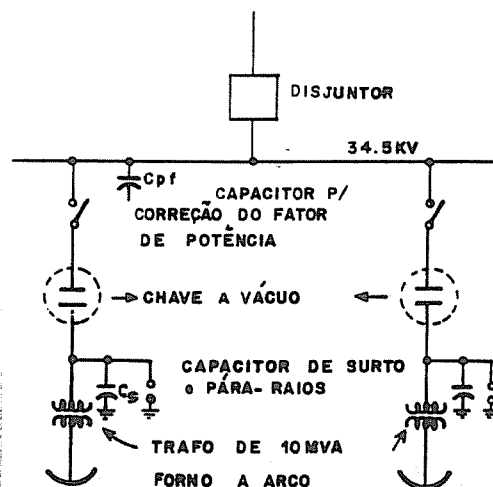
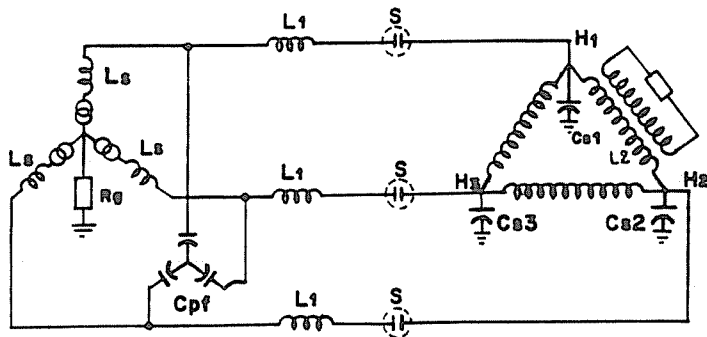


Fig 46-DIAGRAMA UNIFILAR DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA

instalações. Nota-se que há capacitores para correção do fator de potência no barramento principal, uma chave a vácuo que efetua todas as manobras normais do trafo e equipamento de proteção contra surto, constituído de pára-raios e capacitor de surto, conectado entre os terminais de entrada do trafo e terra. Será procedida uma análise sobre a causa de transitórios repetitivos em duas ou três fases simultaneamente.



L_s = INDUTÂNCIA DO SISTEMA

C_s = CAPACITORES DE PROTEÇÃO CONTRA SURTO

L_1 = INDUTÂNCIA DO BARRAMENTO

L_2 = INDUTÂNCIA DO TRAFÓ MAIS CARGA

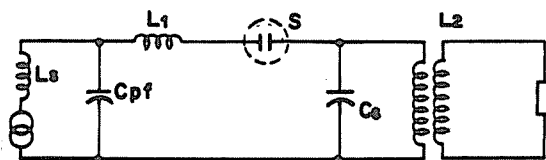
DE C_{pf} ATÉ C_s

R_g = RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DO SISTEMA.

C_{pf} = CAPACITORES PARA CORREÇÃO DO F. DE POTÊNCIA.

Fig. 47- REPRESENTAÇÃO TRIFÁSICA DO SISTEMA DE POTÊNCIA

A fig. 48 é uma representação monofásica dos elementos de



L_s = INDUTÂNCIA DO SISTEMA

L_1 = INDUTÂNCIA DE BARRAMENTO

C_{pf} = CAPACITOR P/ CORREÇÃO DO FATOR DE POTÊNCIA

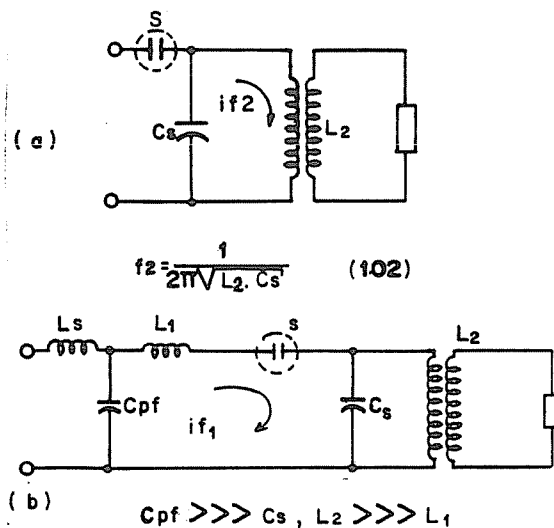
C_s = CAPACITOR P/ PROTEÇÃO C/SURTO.

L_2 = INDUTÂNCIA DA CARGA.

Fig. 48- REPRESENTAÇÃO MONOFÁSICA DO SISTEMA DE POTÊNCIA

circuito da fig. 47 e tem tudo o que é necessário para se obter um entendimento básico dos tipos de fenômenos que produzem transitórios de tensão repetitivos, quando um polo simples da chave a vácuo opera sob carga. Existem duas frequências associadas com este circuito. A primeira é gerada pelo circuito constituído do capacitor de surto e a indutância da carga quando oscilam livre e independentemente do sistema de po-

tência. Esta condição existe no momento que a chave a vácuo opera e abre o circuito. O circuito e a equação para esta frequência natural são mostrados na figura 49(a). A figura



$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 \cdot C_s}} \quad (102)$$

$$L_{equiv} = \frac{L_1 \cdot L_2}{L_1 + L_2} \approx L_1 \quad (103)$$

$$C_{equiv} = \frac{C_s \cdot C_{pf}}{C_s + C_{pf}} \approx C_s \quad (104)$$

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 \cdot C_s}} \quad (105)$$

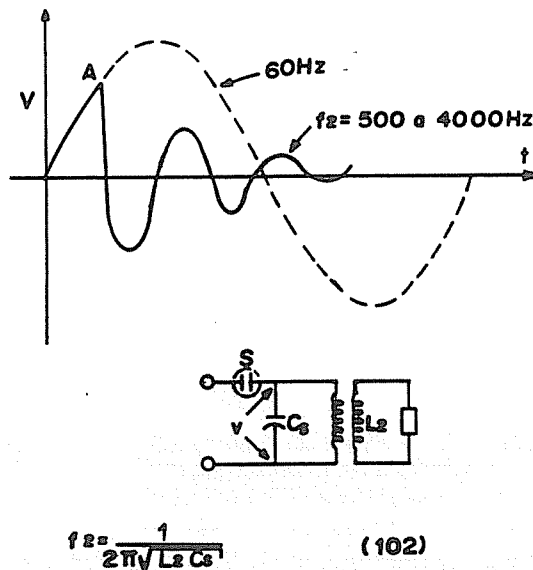
Fig. 49 - FREQUÊNCIAS NATURAIS
 (a) CIRCUITO NO LADO DA CARGA
 (b) CIRCUITO COM CARGA e FONTE.

49(b) mostra uma segunda frequência natural que ocorre sempre que o circuito de carga é reconectado ao sistema de potência, via reignição da chave a vácuo no instante em que há tensão armazenada na capacitância de surto C_s .

A capacitância do banco para correção do fator de potência é muito maior que a do capacitor de surto, de forma que a primeira pode ser considerada como um curto-circuito para as

correntes transitórias de frequência elevada que ocorrem pela descarga de C_s através da indutância L_1 do alimentador. Considerando que a indutância L_1 é normalmente muito menor que a indutância da carga L_2 , a indutância envolvida nesta descarga oscilatória será principalmente a indutância do alimentador L_1 . Isto é mostrado nas equações da fig.49(b).

A fig.50 mostra uma interrupção com êxito. Se a abertura do circuito ocorrer no ponto A da curva de tensão, a oscilação se



$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 C_s}} \quad (102)$$

Fig.50-INTERRUPÇÃO COM ÊXITO DE CIRCUITO COM CARGA SEM REIGNIÇÃO.

dará conforme mostrado, numa frequência determinada pela eq.(102). A resistência do circuito irá amortecer a oscilação conforme mostrado.

A fig.51 mostra o desempenho de um disjuntor sofrendo uma

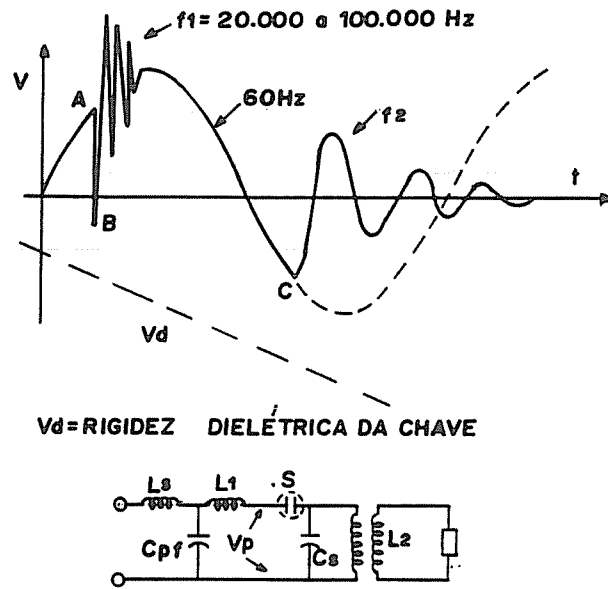


Fig. 51_ ABERTURA EM CARGA DO DISJUNTOR
COM UMA REIGNIÇÃO

reignição após a abertura inicial da chave. Depois da abertura inicial no ponto A, a tensão cresce rapidamente nos terminais da chave, sendo esta a diferença entre a tensão na frequência industrial de 60 Hz e a tensão da carga, na frequência de oscilação. A linha tracejada V_d representa a rigidez dielétrica desenvolvida em função do tempo para o disjuntor. Neste caso, supõe-se que no ponto B, a tensão desenvolvida nos terminais da chave excedeu a rigidez dielétrica da mesma naquele instante e ocorreu uma reignição. Já que existe uma tensão armazenada no capacitor neste momento, um transitório inicia-se no instante da reignição, numa frequência governada pela equação da fig. 49(b). Esta frequência é muito mais elevada que a frequência de oscilação do capacitor de surto com a carga. Um disjuntor comum tem a habilidade de interromper no zero da corrente na frequência industrial, porém, não no zero da corrente na frequência de reignição. Conforme mostrado, a

tensão simplesmente oscilaria em torno da onda de tensão de frequência industrial normal, até a atenuação pela resistência do circuito. A corrente de reignição seria amortecida até um baixo valor e o disjuntor permaneceria com arco até a próxima passagem por zero da corrente na frequência industrial, como no ponto C. Neste ponto, a rigidez dielétrica do disjuntor é suficientemente elevada, e não ocorre uma nova reignição, tendo-se, portanto, uma interrupção com êxito neste ponto.

Uma característica da chave a vácuo é que ela pode interromper nos zeros de corrente de frequência muito mais elevada que um disjuntor convencional. A fig.52 mostra a operação de uma chave a vácuo em carga com reignição. Os contatos da

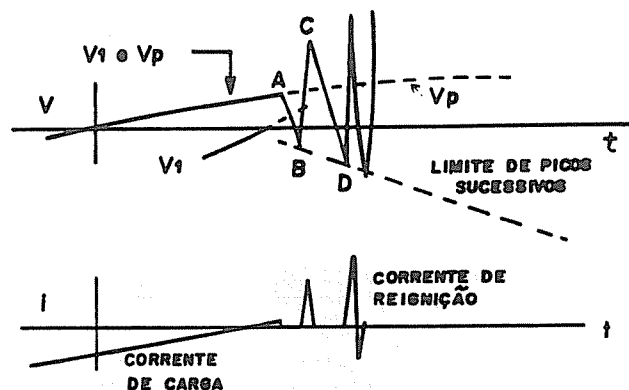


Fig.52. OPERAÇÃO EM CARGA DA CHAVE a VÁCUO COM REIGNIÇÃO

chave a vácuo iniciaram seu movimento um pouco antes do ponto A quando a corrente de carga era nula ou estava próxima de zero. O circuito foi aberto. A tensão na carga muda para o ponto B onde a 1ª reignição se dá na frequência f_1 , criando uma tensão transitória em torno de um eixo, que é a curva de tensão na potência normal. A corrente de reignição é mostrada na parte inferior da fig.52. Desprezando-se o amortecimento, a

magnitude da corrente de reignição será maior que a da corrente normal de 60 Hz, no capacitor CS, pela relação entre a frequência f_1 e 60 Hz. Ela também será aumentada pela carga inicial no capacitor, aumentando à medida que cresce a diferença de tensão entre a tensão da linha e do capacitor.

Suponhamos que a taxa de variação da corrente de reignição seja suficientemente baixa de forma que a chave a vácuo possa abrir novamente no ponto C. O tempo entre os pontos B e C é determinado pela frequência f_1 (fig.49-b), enquanto o tempo entre os pontos C e D é determinado pela frequência f_2 (figura 49-a). Entre os pontos B e C, a oscilação tenta se dar em torno da curva de tensão de 60 Hz, enquanto entre os pontos C e D, o eixo de oscilação é o eixo zero de tensão.

No ponto D, a tensão tenderá a ser a mesma que em C, porém, com sinal trocado, mas isto não acontece devido a 2ª reignição no ponto D. Esta tensão de reignição será mais elevada já que os contatos da chave a vácuo se separaram mais, no curto intervalo de tempo. À medida que futuras reignições ocorrem, os módulos da tensão e da corrente de reignição crescem.

Nesta condição pode-se gerar esforços de tensão dentro do trafo que são consideravelmente mais elevados que aqueles impostos por um simples transitório de tensão.

O transitório repetitivo cessará quando os contatos da chave tiverem se distanciado suficientemente para evitar uma

outra reignição. Em testes foram registrados transitórios repetitivos com mais de 30 reignições.

Transitórios de Tensão Repetitivos Simultâneos

O transitório de tensão pode ocorrer simultaneamente em duas ou três fases, ao invés de em apenas uma, num sistema trifásico. A fig.53 mostra as condições no instante da reignição do polo S1 da chave a vácuo. A corrente i_{p1} é a corrente

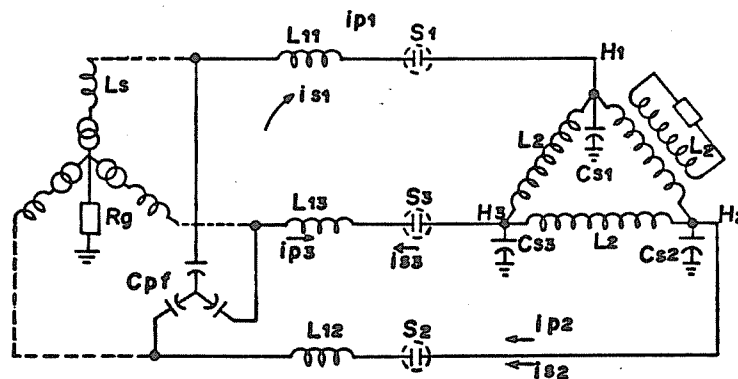


Fig: 53- REPRESENTAÇÃO TRIFÁSICA

de potência na fase 1 no momento da reignição; i_{p2} é a corrente da fase 2 e i_{p3} da fase 3. A corrente de surto i_{s1} ocorre no instante da reignição do contato S1 da chave, enquanto i_{s2} e i_{s3} são, respectivamente, as correntes de surto nos contatos S2 e S3, que estão conduzindo ainda sua corrente de fase normal. Considerando C_{p1} como um curto-circuito efetivo para alta frequência, a pequena parcela de i_{s1} que circula por L_s e R_g pode ser desprezada. A corrente de reignição circula através de C_{s1} para terra e então se divide em duas partes, entrando no circuito novamente via C_{s2} e C_{s3} . No ponto A,

fig. 54, a fase H1 é aberta e sofre uma reignição no ponto R, gerando a corrente de reignição $is1$. As correntes $is2$ e $is3$,

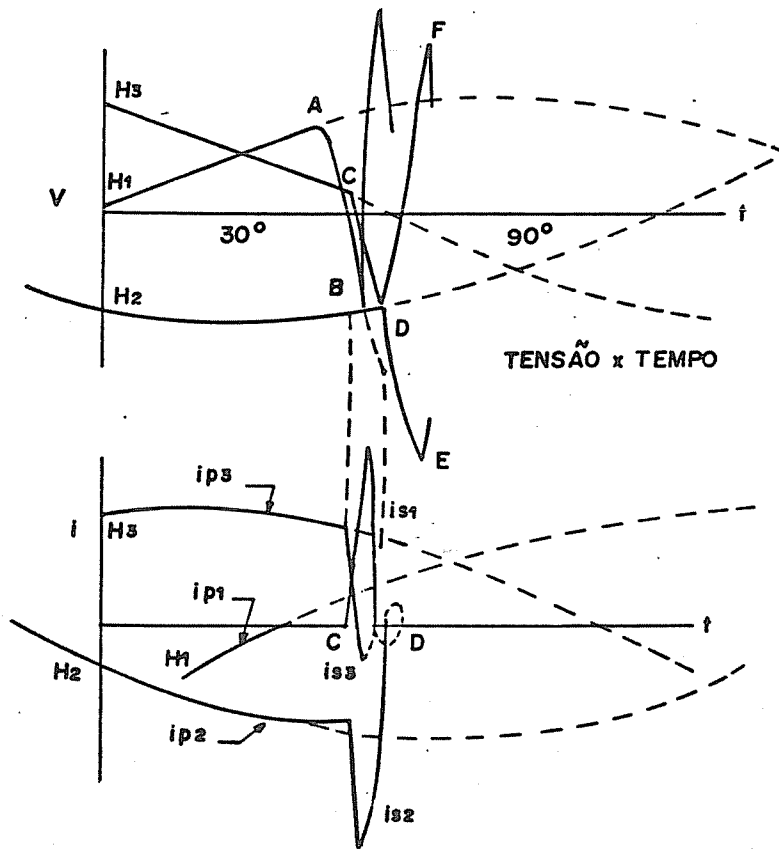


Fig. 54- TRANSITÓRIOS SIMULTÂNEOS

criadas pela circulação de $is1$, são superpostas às correntes de carga normais ip_2 e ip_3 , respectivamente, produzindo as curvas de correntes compostas conforme mostrado. Se forem forçadas anulações das correntes nos pontos C (para a corrente de linha ip_3) e D (para a corrente de linha ip_2), os contatos S2 e S3 da chave serão forçados a uma abertura prematura.

Esta interrupção repentina da corrente, tem sido denominada "corte virtual" por causa de sua similaridade ao corte (chop-

ping) de corrente, que é mais familiar para correntes de baixa magnitude próximas de zero. Picos de tensão muito elevados podem ser produzidos pelo "corte virtual" dependendo do módulo da corrente cortada e da indutância da carga. Conforme mostrado, os valores de pico destas tensões de surto estarão em direções opostas nos terminais H2 e H3 de forma que o dobro da tensão poderá ser aplicado ao enrolamento do trafo. Mesmo que o valor de crista destas tensões de corte seja limitado pela tensão de descarga do pará-raios, o dobro desta pode ser aplicado a uma fase do enrolamento delta. Isto pode provocar uma falha de isolamento no trafo, conforme já verificado em estudos (MOORE & MALLON, 1975) sobre a resposta do enrolamento do trafo de forno a estas tensões transitórias.

Quando a frequência de reignição corresponde à frequência de ressonância dominante do enrolamento do trafo, pode ocorrer uma amplificação da tensão dentro do enrolamento. Estas tensões internas são, em alguns casos, duas vezes àquelas que seriam aplicadas no enrolamento por um teste de impulso de onda plena padrão.

Trafos de potências menores, por terem normalmente frequências de ressonância menores, são mais susceptíveis a este tipo de falha. Além disso, eles são mais vulneráveis ao corte virtual da corrente já que a corrente de carga, sobre a qual a corrente de reignição se superpõe, é menor.

11.2.4- Desenergização a Vazio Com ou Sem Reignição

O problema da interrupção de pequenas correntes indutivas é extremamente complexo, pois, envolve, entre outros, aspectos eletromagnéticos, trocas energéticas e transitórios de múltiplas frequências, fenômenos estes de difícil representação matemática quando nos propomos a estudá-los com um certo grau de detalhe e precisão.

(a)- Características Inerentes do Disjuntor a vácuo

O vácuo é um meio extremamente eficiente para o chaveamento. A interrupção é feita usualmente na 1ª passagem da corrente por zero após a separação dos contatos, a menos que a distância de separação dos contatos seja muito pequena quando o zero da corrente ocorre. Atualmente já são construídos disjuntores a vácuo com elevada capacidade de ruptura, os quais possuem um extraordinário tempo de vida útil sob condições severas de arco.

Os disjuntores a vácuo são também caracterizados pelo restabelecimento extremamente rápido da rigidez dielétrica após a interrupção. Taxas de elevação da tensão transitória de restabelecimento acima de 20 kV/us tem sido suportadas por um simples disjuntor sem ajuda de dispositivos auxiliares.

Eles são capazes de interromper correntes de alta frequência, o que acarreta vantagens (p.ex., na eletrônica de potên-

cia) e desvantagens (geração de sobretensões mais elevadas).

Como muitos outros tipos de disjuntores, o interruptor a vácuo é capaz de cortar a corrente ("current chopping"), ou seja, ele pode interromper a corrente abrupta e prematuramente, antes dela alcançar o seu zero natural. O mecanismo de corte é um pouco diferente do dos outros tipos de disjuntores. O corte nos disjuntores a sopro de ar e a óleo surge de uma instabilidade na coluna de arco, já no disjuntor a vácuo o corte da corrente é influenciado marcadamente pelo material do catodo. As consequências, no entanto, quanto ao sistema de potência, são similares. Se o circuito envolvido for altamente indutivo, p.ex., o chaveamento da corrente de magnetização de um trafo, teoricamente é possível gerar uma sobretensão elevada. É possível reduzir o nível de corrente, no qual o corte ocorre, a um valor desprezível por meio de uma escolha correta do material do contato, porém isto não é tão simples já que existe um compromisso com outras propriedades, principalmente a rigidez dielétrica.

(b)- Pequenas Correntes Indutivas

Define-se como pequenas correntes indutivas aquelas cujo fator de potência é, no máximo, 0,5 e sua intensidade é consideravelmente menor do que a corrente de curto-circuito (CIGRÉ, 1980). As principais fontes de pequenas correntes indutivas são :

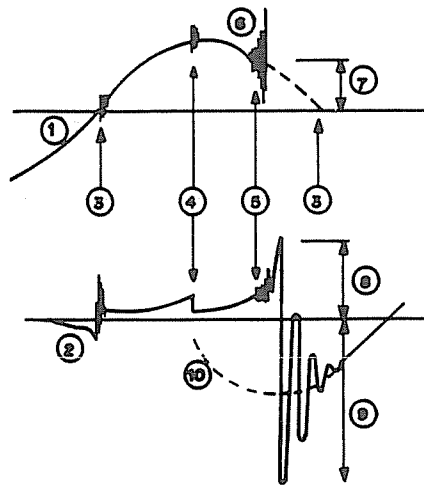
(a) motores em regime de partida e em vazio;

- (b) reatores de compensação;
- (c) transformadores a vazio (tipicamente 0,5 a 2,0% de In);
- (d) transformadores com reator no terciário.

Na interrupção de pequenas correntes indutivas podem ocorrer grandes sobretensões, como consequência do corte prematuro da corrente pelo disjuntor. No caso de transformadores, o efeito da absorção da energia pela histerese do núcleo de ferro dos mesmos, adicionado ao efeito da resistência ôhmica equivalente às perdas por correntes de Foucault, ocasionam um amortecimento sensível nas sobretensões originadas pelo corte da corrente magnetizante.

Os disjuntores em geral são projetados para a capacidade máxima de ruptura, o que significa a extinção de um arco voltaico proveniente da corrente de curto-circuito de dezenas de milhares de amperes. Quando é interrompida uma pequena corrente, a tendência é cortá-la antes do seu zero natural, através de uma instabilidade do arco voltaico provocada pelo mecanismo de extinção do disjuntor. A corrente passa por uma instabilidade de altíssima frequência e é "empurrada" abruptamente para o zero como mostra a fig. 55.

Um aspecto importante e bastante complexo deste assunto é como prever o nível de corte para um determinado disjuntor, ou seja, em que ponto começa a instabilidade de IL que provocará o corte prematuro. Várias pesquisas sobre o assunto mostraram que para os disjuntores a ar comprimido, SF6 e também os de



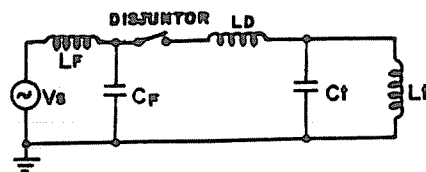
- 1- CORRENTE NO DISJUNTOR
- 2 TENSÃO NO DISJUNTOR
- 3- ZERO NATURAL DA CORRENTE DE FREQUÊNCIA INDUSTRIAL.
- 4- EXEMPLO DE INSTABILIDADE DE ARCO QUE NÃO RESULTA EM "CORTE"
- 5- INSTABILIDADE DO ARCO QUE PROVOCA "CORTE" DA CORRENTE.
- 6- OSCILAÇÃO DA INSTABILIDADE DO ARCO.
- 7- CORRENTE DE CORTE
- 8- PICO DE SUPRESSÃO,
- 9- PICO DA TRT (V_{cm}),
- 10- TENSÃO DA FONTE.

Fig.55. OSCILOGRAMA TÍPICO DE INTERRUPTÃO DE PEQUENAS CORRENTES INDUTIVAS.

pequeno volume de óleo com uma única câmara, este nível de instabilidade, e portanto a corrente de corte, é aproximadamente proporcional à raiz quadrada da capacitância C_p em paralelo com a câmara de interrupção, desde que consideremos a indutância de dispersão L_d baixa (fig. 56).

$$I_{ch} = k\sqrt{C_p}$$

(106)



$V_s = V_m \cdot \sin \omega t =$ TENSÃO DE ALIMENTAÇÃO.

$L_f, C_f =$ RESPECTIVAMENTE, INDUTÂNCIA e CAPACITÂNCIA DA FONTE.

$L_t, C_t =$ IDEM DA CARGA

$L_d =$ INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO

Fig. 56. PEQUENAS CORRENTES, INDUTIVAS. CIRCUITO MONOFÁSICO SIMPLIFICADO EQUIVALENTE

onde $k =$ constante de corte, função do projeto da câmara e do sistema de extinção do disjuntor.

$C_p =$ capacitância paralela em Farads

Valores representativos de k são da ordem de:

- disjuntores a PVO - (de 7 ... 10) $\times 10^4$;
- disjuntores a SF6 - (de 4 ... 17) $\times 10^4$;
- disjuntores a ar comprim. - (de 15 ... 20) $\times 10^4$.

A capacitância C_p em paralelo com a unidade interruptora obedece a expressão :

$$C_p = \frac{C_f \times C_t}{C_f + C_t} \quad (107)$$

como se pode deduzir do circuito da figura 56.

(c)- O Corte e as Sobretensões

No circuito da fig.56 desprezou-se L_d por ser bem menor que L_t , como também L_f e C_f , pois, na interrupção de i_L , a carga irá ficar separada da fonte e oscilará com frequência natural igual a:

$$\omega_0 = 1 / \sqrt{L_t \cdot C_t} \quad (108)$$

Com a ocorrência do corte, a corrente retida na indutância L_t , que é a própria corrente de corte i_{ch} , não pode passar a zero instantaneamente e é desviada então para a capacitância C_t , carregando-a. Em outras palavras, a energia magnética armazenada na indutância no instante do corte é transformada em energia elétrica na capacitância. Essa transferência é oscilatória também com frequência igual a :

$$f_0 = \frac{1}{2\pi \sqrt{L_t \cdot C_t}} \quad (109)$$

e também amortecida, pela razão já mencionada. O aparecimento desta energia elétrica na capacitância traduz-se numa sobre-tensão V_{CM} que é dada pela expressão :

$$\frac{1}{2} C_t V_{CM}^2 = \frac{1}{2} C_t V_C^2 + \frac{1}{2} L_t i_{Lt}^2 \quad (110)$$

onde: V_{CM} = valor de pico da sobretensão na carga;

V_C = valor da tensão na carga no instante do corte;

i_{Lt} = valor da corrente na indutância no instante do

corrente de corte, que é aproximadamente igual a corrente de corte no disjuntor "ich";

Lt, Ct = indutância e capacitância da carga, respectivamente.

Substituindo-se i_{Lt} por i_{ch} , da eq.(110) tira-se VCM :

$$V_{CM} = \sqrt{V_C^2 + i_{ch}^2 \frac{L_t}{C_t}} \quad (111)$$

O fator de sobretensão em p.u. será :

$$k_a = \frac{V_{CM}}{V_M} = \sqrt{\left(\frac{V_C}{V_M}\right)^2 + \left(\frac{i_{ch}}{V_M}\right)^2 \frac{L_t}{C_t}} \quad (112)$$

onde V_M é o valor de crista da tensão da fonte. Nesta expressão não estão sendo considerados amortecimentos de qualquer espécie. Note-se também que o valor de V_C é variável, em função da carga e do nível de corte do disjuntor. Para reatores sob carga, a corrente indutiva i_L (algumas dezenas até centenas de amperes) é bem superior ao nível de corte do disjuntor, o qual irá se dar próximo ao zero de i_L , e portanto $V_C = V_M$. No caso de transformadores em vazio com correntes de magnetização de 1 a 2A, o corte irá ocorrer, frequentemente, no valor de pico i_L , e então $V_C = 0$ aproximadamente (circuito indutivo) e $i_{ch} = i_{Lm}$. Neste caso, a eq.(112) resulta em :

$$k_a = \sqrt{\left(\frac{i_{Lm}}{V_M}\right)^2 \frac{L_t}{C_t}} \quad (113)$$

Deve-se ressaltar também que o nível de corte tem um caráter estatístico que depende, dentre outros, de fatores relativos ao instante de abertura do disjuntor e da onda de corrente. Se fizermos uma série de aberturas com único valor de corrente, poderemos detectar uma distribuição estatística dos fatores de sobretensões k_a .

O amortecimento do sistema é representado por um parâmetro η_m , chamado rendimento magnético, o qual é dado pela relação entre a energia magnética cedida pela carga durante a desmagnetização e aquela injetada na mesma durante a magnetização. Para motores e reatores η_m é, aproximadamente, igual a 1, o que explica o baixo amortecimento e portanto grandes sobretensões que ocorrem nestas manobras. Para trafos em vazio η_m é bem menor, como será visto a seguir. Considerando as perdas, a equação (113) ficaria então:

$$k_a = \sqrt{\left(\frac{i_{Lm}}{V_M}\right)^2 \frac{L_t}{C_t}} \eta_m \quad (114)$$

Com essa equação podemos calcular o fator de sobretensão, quando do desligamento de um trafo monofásico a vazio em regime permanente senoidal, ou também de um banco trifásico ligado em estrela sem acoplamento entre fases.

A seguir serão definidos exatamente os parâmetros L_t , C_t , i_{Lm} e η_m .

(d)- A Influência do Núcleo e Determinação da Capacitância Equivalente do Transformador

A densidade de energia ou energia magnética por unidade de volume, transferida ao núcleo no intervalo de tempo de t_1 a t_2 , é dada pela equação (115) abaixo :

$$W_m = \int_{e_1}^{B_m} H \cdot dB = \text{Área } (B_r' \cdot A \cdot B_m) \quad (115)$$

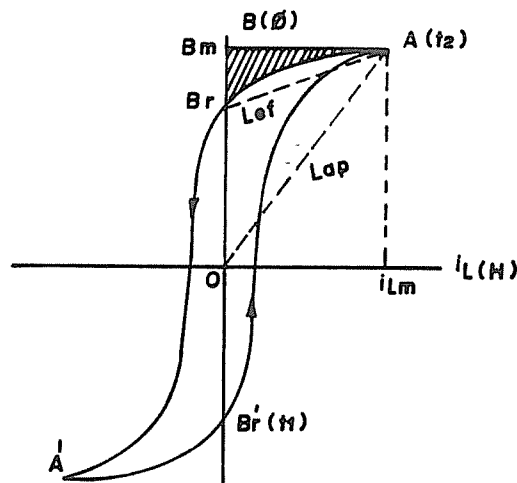


Fig. 57- CICLO DE HISTERESE DE UM TRAFÓ EM VAZIO. INDUTÂNCIAS APARENTE E MÉDIA NA DESMAGNETIZAÇÃO.

Considerando-se que o disjuntor corta a corrente de magnetização no seu máximo, ou seja, $i_{ch} = i_{Lm}$, a energia magnética liberada para a capacitância C_t , e responsável pela sobretenção V_{cM} , será a área hachurada $A \cdot B_r \cdot B_m$ (fig. 57). Define-se então η_m como a relação entre as duas áreas $A \cdot B_r \cdot B_m$ e $A \cdot B_r' \cdot B_m$. A energia correspondente à área $A \cdot B_r \cdot B_m$ fica então

retida no núcleo sob a forma de calor, que são as perdas por histerese e por correntes parasitas de Foucault. Podemos aproximar η_m pela relação das áreas dos dois triângulos A.Bm.Br e O.A.Bm, ou seja :

$$\eta_m = \frac{\text{Área (A.Bm.Br)}}{\text{Área (O.A.Bm)}} \quad (116)$$

$$W_m = \text{Área (A.Br'.Bm)} = \frac{1}{2} L_t \cdot I L_m^2 = \frac{1}{2} L_{ap} \cdot I L_m^2$$

onde : L_t = indutância equivalente que corresponde à energia cedida ao núcleo durante a magnetização;

L_{ap} = indutância de magnetização aparente do trafo a vazio.

Daí

$$L_t = L_{ap} = \frac{N \cdot A \cdot B_m}{I L_m} \quad (117)$$

onde : N = número de espiras;

A = área do núcleo.

A eq(114) pode ser escrita como :

$$k_a = \sqrt{\left(\frac{I L_m}{V_M} \right)^2 \frac{L_{ap}}{C_t} \eta_m} \quad (118)$$

Mas

$$\frac{V_M}{I L_m} = w L_{ap} \Rightarrow L_{ap} = \frac{V_M}{w \cdot I L_m} \quad (119)$$

Substituindo (120) em (119) e fazendo $i_{Lm} = k_f \cdot I_L$, tem-se:

$$k_a = \sqrt{\frac{k_f \cdot I_L}{V_M \cdot w \cdot G_t} \cdot \eta_m} \quad (120)$$

onde : K_f = fator de forma da corrente de magnetização, na prática, varia de 2,0 a 2,5 pois a corrente de magnetização não é senoidal;

I_L = valor eficaz da corrente de magnetização a vazio do transformador;

$\eta_m = 0,12$ para baixas frequências;

$\eta_m = 0,09$ para as altas frequências.

Desta forma pode-se ver que η_m diminui com o aumento da frequência, pois, o ciclo de histerese fica mais largo, como mostra a fig. 58. Levando em conta essa variação de η_m com a frequência, pode-se fazer um cálculo mais preciso da sobretenção após o corte prematuro da corrente. Calcula-se uma indutância média efetiva no período $i_{Lm} \rightarrow 0$, considerando-se o ciclo de 60 Hz (reta ABo na fig.58). Essa indutância pode ser escrita em termos da indutância aparente de magnetização. Para trafos modernos com núcleo de chapas laminadas a frio e grãos orientados, tem-se na prática :

$$L_{ef} = 0,15 L_{ap} = 0,15 N A B_m / i_{Lm} = 0,15 \frac{V_M \sqrt{2} / \sqrt{3}}{w \cdot i_{Lm}} \quad (121)$$

Para trafos mais antigos com núcleo de chapa laminada a quente, tem-se $L_{ef} = 0,5 \cdot L_{ap}$. Daí, pode-se escrever :

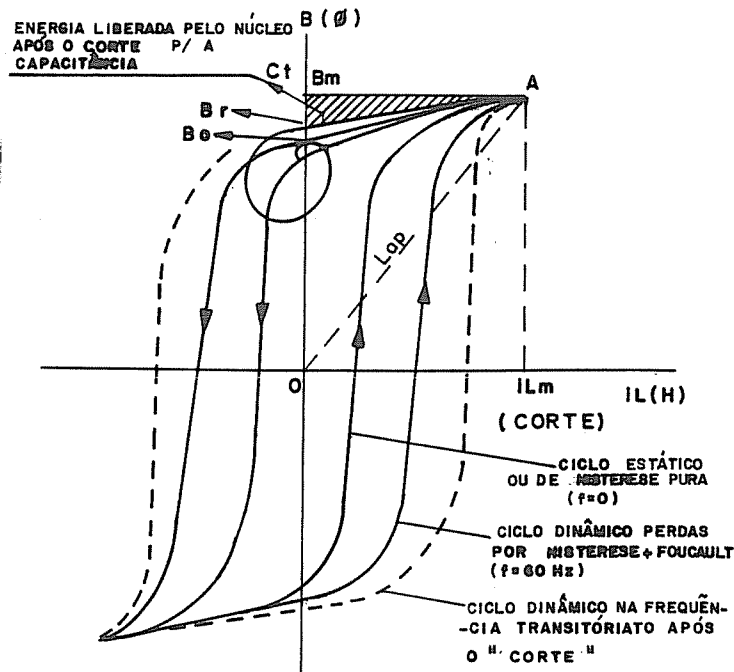


Fig. 58- CICLOS DINÂMICOS DE HISTERESE. MODIFICAÇÃO DO CICLO PELA FREQUÊNCIA TRANSITÓRIA PÓS-"CORTE"

$$L_{ef} = 0,15 \dots 0,5 \frac{V N \sqrt{2}}{w \cdot I L_m} \quad (122)$$

Com este valor de L_{ef} e mais o valor de C_t , o qual será tratado posteriormente, pode-se calcular a frequência transitória aproximada pós-corte, que é

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{L_{ef} \cdot C_t}} \quad (123)$$

O cálculo é aproximado porque L_{ef} calculado pertence ao ciclo de 60 Hz e não ao ciclo dinâmico de alta frequência, porém, a diferença não é significativa (COLOMBO, 1985). Com o valor de

fo pode-se determinar η_m a partir da fig.59 e com a equação (121) calcula-se o fator de sobretensão ka. Considerando que o

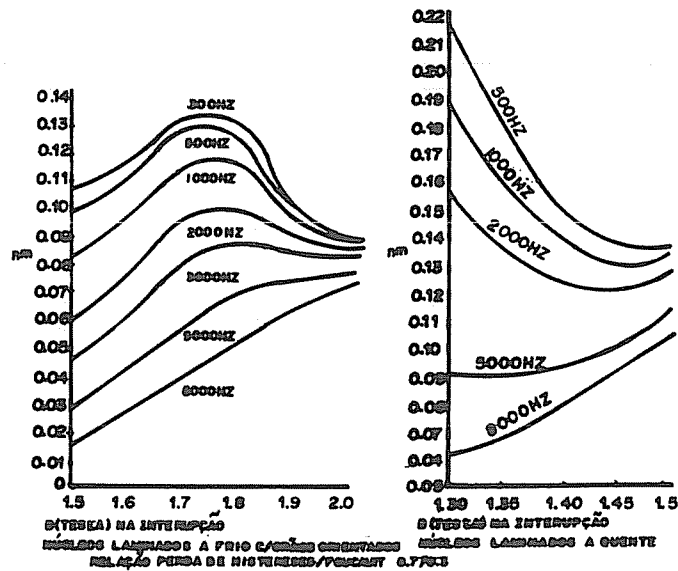
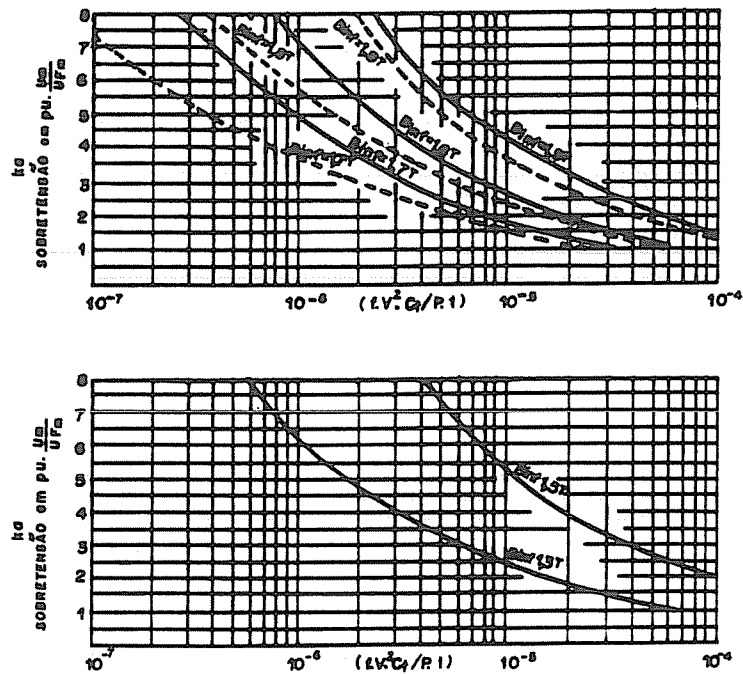


Fig. 59- RENDIMENTO MAGNÉTICO

corrente ocorre no pico da corrente de magnetização ($i_{ch} = i_{Lm}$), a indução é a máxima e $B_{int} = B_m$. Este é um dado do projeto do trafo que na prática está por volta de $B_m = 1,7$ tesla. A determinação de ka pode também ser feita em função de parâmetros mais acessíveis na prática, por exemplo o parâmetro $(f \cdot V \cdot Ct / (P \cdot I))^2$, plotando-se diretamente as duas grandezas (figs.60a e 60b). Nesses cálculos tomou-se, ao contrário da prática, uma relação de perdas de histerese / Foucault de 0,7/0,3, pois as sobretensões neste caso são mais elevadas, o que dá maior segurança às previsões. Em pontilhado tem-se as curvas para a relação inversa. Esses gráficos podem ser usados para trafos monofásicos ou também para trifásicos, caso se despreze a interação entre as fases.



- a) NÚCLEO LAMINADO e FRIO $B_m = 1,7T$
 b) NÚCLEO LAMINADO e QUENTE $B_m = 1,35T$
 f = FREQUÊNCIA INDUSTRIAL (HZ)
 V = TENSÃO NOMINAL FASE NEUTRO (V)
 C_f = CAPACITÂNCIA EFETIVA NO ENROLAMENTO (F)
 B_m = DENSIDADE DE FLUXO INSTANTE DE INTER-RUPÇÃO (TESLA)
 I = VALOR EFICAZ DA CORRENTE EM VAZIO à TENSÃO NOMINAL EM P.U. COM RELAÇÃO à CORRENTE NOMINAL DO TRAFÓ.
 P = POTENCIA NOMINAL POR FASE (KVA)
 ——— = PERDAS DE HISTERESE/FOUCAULT 0,7/0,3
 - - - - = PERDAS DE HISTERESE/FOUCAULT 0,3/0,7

Fig: 60 - SOBRETENSÕES NO CHAVEAMENTO DE TRANSFORMADORES EM VAZIO

Determinação da Capacitância Equivalente do Transformador

A análise deverá ser feita em duas partes, a saber:

- 1a) Trafos monofásicos e enrolamentos em estrela de bancos trifásicos de trafos sem acoplamento entre as fases.

$$C_t = C_x + C_1 + C_2 \left(\frac{N_2}{N_1} \right)^2 \quad (124)$$

onde , C_1 , C_2 , N_1 e N_2 são , respectivamente, as capacitâncias efetivas e número de espiras (ou as tensões) dos enrolamentos primário e secundário, e C_x as demais capacitâncias entre trafo e disjuntor. A capacitância efetiva de um enrolamento (GREENWOOD, 1971), pode ser dada por $C_{ef} = C_g / 3$, onde C_g é a capacitância total do enrolamento para terra.

2B) Trafos trifásicos chaveados no lado do enrolamento delta

Seja o trafo Δ / Y conforme indicado na fig.61. Considere-

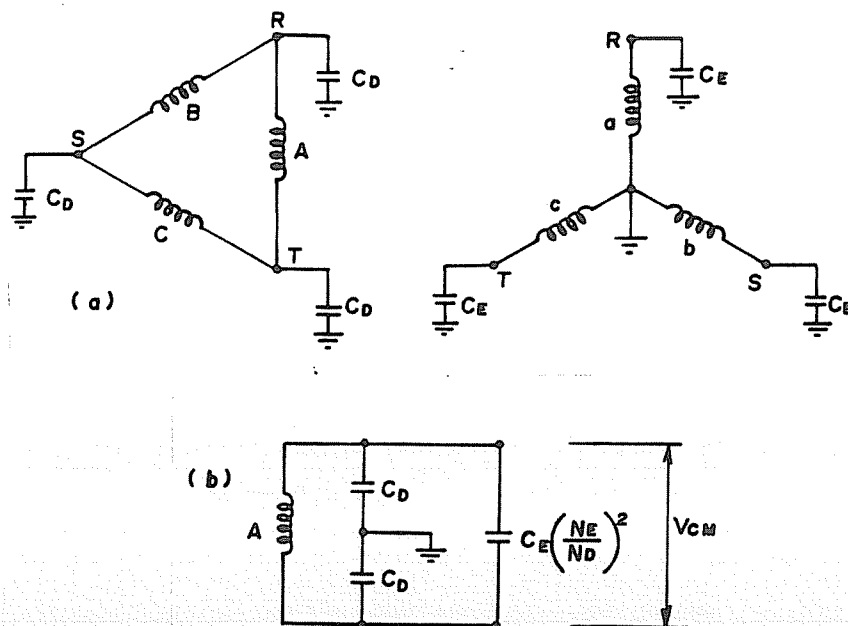


Fig.61-(a) DISTRIBUIÇÃO DAS CAPACITÂNCIAS EM UM TRAFÓ Δ/Y .
 (b) DISTRIBUIÇÃO DA SOBRETENSÃO V_{CM} NO ENROLAMENTO A

Quando se o enrolamento A como aquele a receber a energia magnética pelo corte de Φ_m , vemos que a capacitância efetiva equivalente no ramo delta é $C_D/2$ e a capacitância efetiva do secundário referida ao primário, está em paralelo com aquela.

A capacitância equivalente de um trafo trifásico sendo chaveado no lado do enrolamento ligado em delta seria então :

$$C_t = \frac{C_D}{2} + G_E \cdot \left(\frac{N_E}{N_D} \right)^2 \quad (125)$$

A sobretensão V_{CM} , e portanto também o fator de sobretensão proveniente da descarga da energia magnética sobre o enrolamento A, será dividida em duas capacitâncias C_D em série (fig.61b) e será a metade daquela para o caso dos trafos monofásicos ou de enrolamentos em estrela. De (120) temos então :

$$k_a = \frac{V_{CM}/2}{V_M} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{k_f \cdot I_L}{V_M \cdot w \cdot C_t} \cdot \eta_m} \quad (126)$$

(e)- Interação Entre as Fases em um Transformador Trifásico.

Considerando os efeitos entre as fases devidos ao acoplamento magnético mútuo, depara-se com o fenômeno das sobretensões provenientes do corte de corrente em uma das fases, agora com um grau de complexidade grandemente aumentado. Isso é particularmente verdade no caso de transformadores com núcleo de várias pernas e enrolamento em delta. Outros fatores adicionais diversificam a análise desses efeitos, como, por exemplo, os seguintes casos :

- unidade trifásica ou banco de unidades monofásicas;
- auto-transformador.

- transformador com dois ou três enrolamentos;
- número de pernas no núcleo;
- sistema de aterramento do neutro do transformador ou reator.

Cada um desses casos deve ser estudado separadamente, para se avaliar a influência do acoplamento magnético entre fases nas sobretensões. Na fig. 62 tem-se uma tabela (YOUNG, 1953) onde são mostrados os valores da tensão de restabelecimento instantânea e o componente principal da sobretensão presumida, proveniente do corte da corrente, nos terminais do disjuntor, para as condições trifásicas com vários arranjos de núcleos e enrolamentos.

O valor da tensão de restabelecimento, quando uma fase é aberta, varia de zero a 1,5 vezes a tensão fase-neutro, e o componente da tensão transitória, oriunda do corte da corrente, varia de zero a 1,5 vezes o valor para uma simples fase.

(f)- Reignições e Efeito Limitador do Disjuntor

As reignições com pequenas correntes indutivas podem ter efeito no sentido de provocar grandes sobretensões ou também no sentido de amortecê-las. Os fatores que determinam os efeitos em um outro sentido são :

- intensidade da corrente cortada;
- instante do corte com relação à onda de corrente;
- curva característica fria do disjuntor.

UNIDADE CHAVEADA	TIPO DE NÚCLEO	TENSÃO DE RESTABELEC. % FASE-NEUTRO			COMPON. DE "CORTE" DA TENSÃO TRANSIT. *		
		a	b	c	a	b	c
	†	100	100	100	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$
	†	150	87	87	$15 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$
	††	0	87	100	0	$\frac{10}{2} \sqrt{\frac{L}{C}}$	$\frac{2 \cdot 10}{3} \sqrt{\frac{L}{C}}$
	†	150	87	87	$15 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$
	††	0	87	100	0	$\frac{10}{2} \sqrt{\frac{L}{C}}$	$\frac{2 \cdot 10}{3} \sqrt{\frac{L}{C}}$
	†	150	87	87	$15 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$
	††	0	87	100	0	$\frac{10}{2} \sqrt{\frac{L}{C}}$	$\frac{2 \cdot 10}{3} \sqrt{\frac{L}{C}}$
	†	150	87	87	$15 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$10 \sqrt{\frac{L}{C}}$
	††	150	87	87	$\frac{\sqrt{3}}{2} 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$\frac{\sqrt{3}}{2} 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$	$\frac{\sqrt{3}}{2} 10 \sqrt{\frac{L}{C}}$

Fig. 62 - TENSÃO DE RESTABELECIMENTO e TENSÃO PRESUMIDA DEVIDAS AO "CORTE" DA CORRENTE P/ ALGUNS ARRANJOS DE TRAFOS TRIFÁSICOS.

* VALOR DE PICO DO COMPONENTE PRINCIPAL DA TENSÃO TRANSITÓRIA.

† NÚCLEO DE 5 PERNAS.

†† NÚCLEO DE 3 PERNAS.

a. PRIMEIRA FASE e ABRIR.

b. SEGUNDA " " " "

c. TERCEIRA " " " "

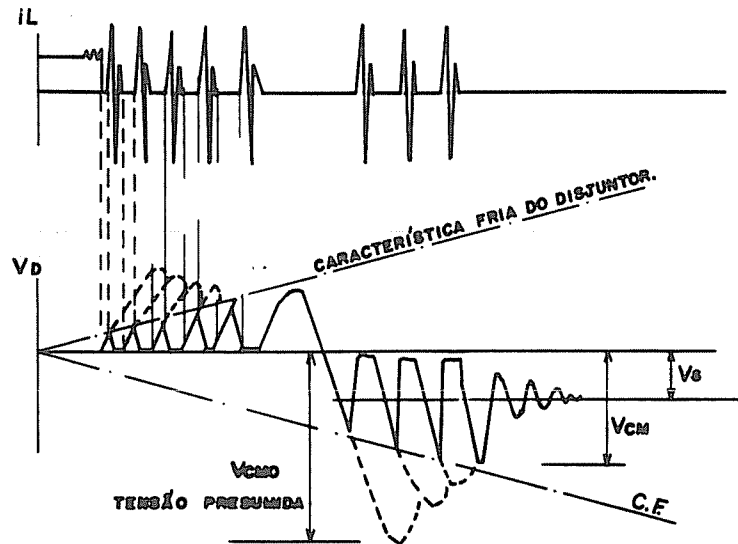
O fato das correntes magnetizantes serem de pouca intensidade faz com que sejam interrompidas logo após a abertura dos contatos do disjuntor. A tensão transitória de restabelecimento (TRT) entre os seus terminais não consegue atingir o seu valor de pico VM, pois a rigidez dielétrica entre os mesmos ainda é muita pequena, ocasionado uma reignição com subsequente passagem da corrente novamente. Essa corrente, será por

força do circuito, de alta frequência e será também rapidamente amortecida, e o fenômeno se repete, agora com o pico da TRT um pouco menor, pois uma parte da energia produzida pelo corte já foi amortecida pelo circuito (por perdas ôhmicas e magnéticas). Ocorre então uma série de reignições sucessivas, com picos cada vez menores, até que a rigidez dielétrica entre os contatos seja suficientemente grande e a TRT não intercepte mais a curva que delimita a rigidez dielétrica entre os contatos, não ocorrendo portanto mais reignições. A TRT final terá um pico um pouco menor do que a inicial. Pode-se dizer que o disjuntor através do mecanismo de reignições ajudou a limitar o pico de sobretensão. A fig. 63 ilustra o fenômeno. Vemos pela figura que V_{cMo} seria o pico de sobretensão que ocorreria entre os os terminais do disjuntor, e portanto também na carga, se não houvesse reignição e V_{cM} e o pico que irá ocorrer após as reignições sucessivas. V_s é o valor instantâneo da tensão na fonte no instante do fenômeno e é considerado constante, pois $\omega_0 \gg \omega$.

A reignição pode ser detonada quando o pico de supressão (8 na fig.55) corta a curva CF (característica fria do disjuntor) e/ou quando a TRT propriamente dita (9 na fig. 55) o faz. A figura 63 mostra esses dois efeitos ocorrendo em uma mesma operação de abertura.

11.3 Conclusões

1a) A operação normal de um forno elétrico a arco gera por si



V_d : TENSÃO ENTRE OS TERMINAIS DO DISJUNTOR.

i_L : CORRENTE NO DISJUNTOR

Fig. 63- EFEITO LIMITADOR DE SOBRETENSÕES ATRAVÉS DE REIGNIÇÕES SUCESSIVAS NO DISJUNTOR, QUANDO DA ABERTURA DE CORRENTES DE MAGNETIZAÇÃO.

só, independente das operações de chaveamento, sobretensões que podem atingir até 2,5 vezes a tensão de pico entre fases.

Estas sobretensões estão diretamente acopladas aos fluxos magnéticos no transformador e reator, o que as tornam uniformemente distribuídas ao longo dos enrolamentos. Assim não é necessário efetuar isolamento extra nas extremidades das bobinas como é feito para surtos nas linhas de transmissão. No entanto, o seu nível geral de isolamento deve ser igual ao da próxima classe de tensão superior, indicada para um trafo de potência comum de características similares.

As sobretensões nos diversos enrolamentos exigem isolamentos reforçados nos condutores de ligação entre os diversos

componentes, incluindo a chave comutadora usada na variação das conexões do trafo durante a fusão.

A operação do disjuntor de forno sendo mais frequente que a de um disjuntor comum de sistema de potência, em consequência de comutações de "taps" ou outras demandas operacionais, aumenta a probabilidade de sobretensões devidas a surtos de chaveamento. O acréscimo de isolamento recomendado para suportar as sobretensões operacionais (tensões de arco) pode ser considerado como suficiente, na maioria das vezes, para proteger contra estas sobretensões.

2a) A simples energização de um transformador a vazio, em condições normais, não deve, teoricamente, acarretar sobretensões superiores a 2 vezes a tensão de pico fase-neutro. Experiências (MOORE & BLALOCK, 1975) mostraram que não ocorrem tensões transitórias de magnitudes elevadas, causadas por energização de trafos a vazio. Na maioria dos testes, a tensão transitória de pré-ignição, produzida durante o fechamento a vazio, quase nunca excedeu cerca de 1,5 vezes o pico de tensão fase-neutro normal.

No entanto, para se ter uma avaliação mais precisa das sobretensões é necessário efetuar estudos mais detalhados do sistema de cada instalação, onde se tem trafos de fornos a arco chaveados por disjuntores a vácuo.

3a) A desenergização de trafos sob carga pode provocar picos

de tensão muito elevados devidos ao "corte virtual" de corrente. Estes picos dependem do módulo da corrente cortada e da indutância da carga. O "corte virtual" da corrente ocorre desde que a operação de desligamento seja feita nas seguintes condições:

- a carga é trifásica com baixo fator de potência, p.ex., F.E.A.'s;
- existe banco de capacitores, com neutro isolado, para correção do fator de potência no barramento da SE que alimenta o F.E.A.;
- existem capacitores para proteção contra surto instalados junto ao trafo do forno;
- a potência do trafo é suficientemente baixa de forma a permitir que a corrente de reignição seja maior que a corrente de carga;
- a operação de desligamento é feita com chave a vácuo.

Os valores de pico destas tensões de surto poderão estar em direções opostas, em fases diferentes num sistema trifásico, o que poderá resultar na aplicação do dobro da tensão de surto ao enrolamento do trafo. Mesmo que o valor de crista destas tensões originadas pelo "corte virtual" seja limitado pela tensão de descarga do pára-raios, o dobro desta poderá ser aplicado a uma fase do enrolamento delta. Isto pode causar falha de isolamento no enrolamento do trafo. Além disso, se a frequência de reignição do disjuntor corresponder à frequência de ressonância dominante do enrolamento do trafo, poderá ocorrer uma amplificação de tensão dentro do enrolamento.

Estas tensões internas chegam, em alguns casos, a 2 vezes aquelas que seriam aplicadas no enrolamento, por um teste de impulso de onda plena padrão. Trafos de potência menores, por terem normalmente, frequências de ressonância mais baixas, são mais susceptíveis a este tipo de falha. E ainda, eles são mais vulneráveis ao "corte virtual" da corrente, já que a corrente de carga, que é sobreposta pela corrente transitória de re-ignição, é menor.

Os fornos da Acesita não apresentam a condição banco de capacitores para correção do fator de potência com neutro isolado na SE dos fornos, para a ocorrência do "corte virtual" da corrente.

4a) A desenergização de trafos a vazio é o tipo de operação, para o caso dos F.E.A.'s da Acesita, que pode gerar as piores sobretensões. Elas podem ser superiores às sobretensões oriundas da desenergização em carga, exceto na ocorrência de "corte virtual", pelos seguintes motivos:

- as sobretensões por desenergização de trafos são proporcionais a $i_0 \sqrt{L/Ct}$, ou seja, à corrente de corte vezes a raiz da indutância dividida pela capacitância da carga. A corrente i_0 depende do disjuntor e da capacitância que está em paralelo com o mesmo no instante que antecede a operação de abertura, portanto independe da corrente de carga. L é a indutância da carga que, no caso do trafo a vazio, corresponde à indutância de magnetização que, por sua vez, é muito superior a indutância de dispersão do trafo em carga. Sendo

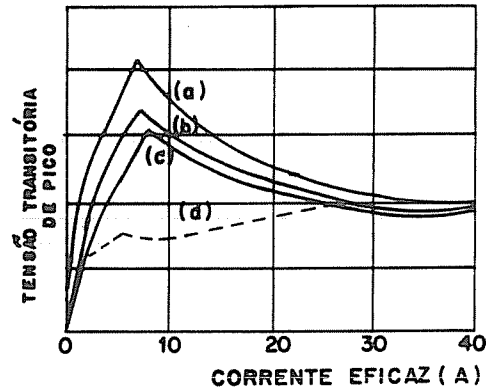


Fig. 64 - TENSÃO DE PICO NA INDUTÂNCIA EM FUNÇÃO DE IEF
 (a) SEM AMORTECIMENTO. (b) AMORTEC. DEVIDO AS COR. PARASITAS. (c) AMORTEC. DEVIDO AS COR. PARASITAS e HISTERESE. (d) LIMITE TEÓRICO DE SOBRETENSÃO IMPOSTO PELO DISJUNTOR.

assim, no caso da Acesita, as sobretensões oriundas da desenergização do trafo a vazio são, nas condições citadas, superiores as do trafo em carga.

A fig. 64 apresenta curvas de tensões de pico em função da corrente eficaz cortada num circuito indutivo. Nota-se que o pico de tensão cresce com a corrente cortada até um certo pon-

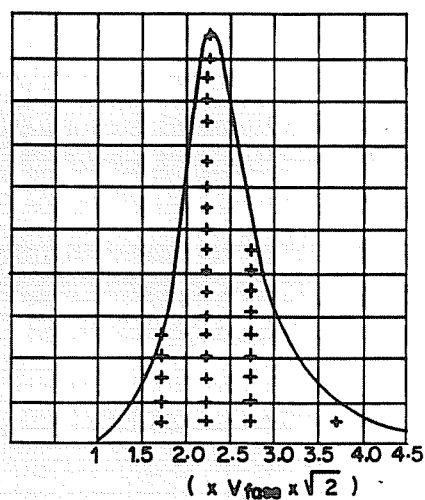


Fig. 65 - DISTRIBUIÇÃO DE FREQUÊNCIA DE SOBRETENSÕES NA DESENERGIZAÇÃO DE UM TRAFÓ DE 20MVA.

to e depois diminui.

A figura 65 (YOUNG, 1953) mostra a curva de frequência de sobretensões na desenergização de um trafo, onde se pode ver que, raramente, as sobretensões devidas a operações de chaveamento superam às originadas pelas operações normais.

11.4 Referências Bibliográficas

[01] ASEA - Info. No. LR 800 - 111 E - Survey of Overvoltages, their generation and influence on different types of insulation.

[02] CIGRÉ - Working Group - 13.02 - Interruption of Small Inductive Currents . Chapters 1 - 2 - Electra nº 72, pp. 73-104, 1980.

[03] Colombo, Roberto : O Curto-circuito e suas Solicitações sobre os Disjuntores de Potência - Revista Siemens - V (1985) No.1.

[04] Colombo, Roberto : O Chaveamento de Transformadores em Vazio - Revista Siemens V (1985) No.4.

[05] Greenwood, A.N. : A Guide to the Application of Vacuum Circuit Breakers - 1971 - paper 71 TP 68 - PWP - IEEE.

[06] Greenwood, A. N. : Electrical Transients in Power

Systems - Ed. Wiley - Interscience - 1971.

[07] Moore, Arthur H. & Blalock, Thomas J. : Extensive Field Measurements Support New Approach to Protection of Arc Furnace Transformer against Switching Transients - IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems - Vol. PAS-94, No 2, March/April 1975.

[08] Moore, Arthur H. & Mallon, W.K. : Transient Overvoltages on Arc Furnace Power Systems - General Electric Company - Schenectady, New York, 1975.

[09] Robinson, B. C.: Excess Voltages in Transformers and Reactors Connected to 3-phase Electric Arc Furnaces - G. A. Parsons and Co. Ltd - January/1952 - paper No. 1271.

[10] Young, A. F. : Some Researchs on Current Chopping in High-Voltage Circuit-Brakers, Vol. 100 Part II (Power Engineering), No. 76, August/1953.

CAPÍTULO III

MODELAGEM DO CIRCUITO E CÁLCULO DAS SOBRETENSÕES PARA O F.E.A.
Nº 3 DA ACESITAIII.1 - Descrição do Circuito do Forno Elétrico a Arco Nº 3 da
Acesita

O Forno Elétrico a Arco Nº 3 da Acesita tem uma capacidade de 35 t e é alimentado por um transformador de potência de 8.000 kVA. O quadro 1 apresenta as principais características do referido transformador.

O trafo é alimentado na tensão de 13,8 kV, alternativamente, via duas fontes de energia : Cemig (SE principal Nº) ou Sá Carvalho (SE W - geração própria), conforme mostrado na fig.66. Já que o trafo trabalha mais de 90% do tempo alimentado via SE Cemig, a análise será voltada para esta configuração. A SE principal Nº é uma subestação que possui um anel em 230 kV alimentado pela Cemig que , por sua vez, alimenta dois trafos de 37,5/50 MVA, 230/13,8 kV, que fornecem energia a dois barramentos distintos e interligados. A subestação do forno é alimentada por meio de 6 cabos de 500 MCM (2 por fase) com 1500 m de comprimento cada, que por sua vez, alimenta o FEA Nº 3 através de 110 m de 3x(1x750 MCM).

O trafo é operado por intermédio de uma chave a vácuo da Joslyn - USA, $I_n = 600 \text{ A}$, tendo na retaguarda um disjuntor

Quadro 1

Principais Características do Transformador do F.E.A. Nº 3.

Potência = 8 MVA - Fab. = Siemens - Nº de Fab. = T - 84550

Tipo = KWR 1313n/20 - Frequência = 60 Hz - Trifásico

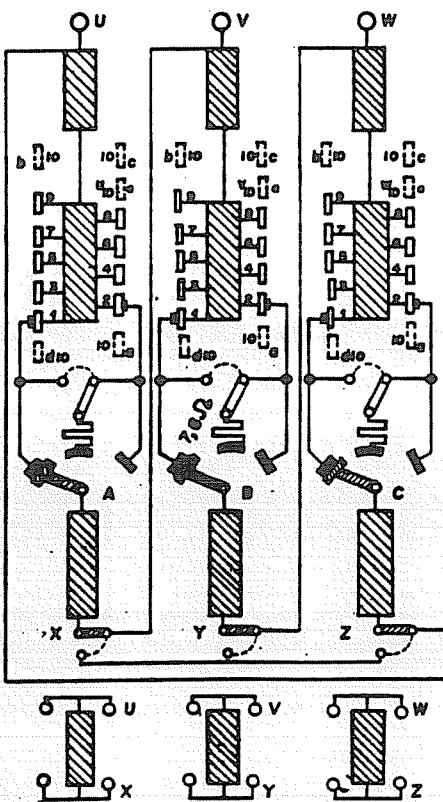
Ligações do lado de T.S. = estrela/triângulo - Tensão nominal

= 13,8 / 0,230 - 0,133 kV - Corrente nominal = 335 - 193,5 /

11.6000 A - $\Delta T = 60^{\circ}C$ - Perdas: PHF = 27.500 W.

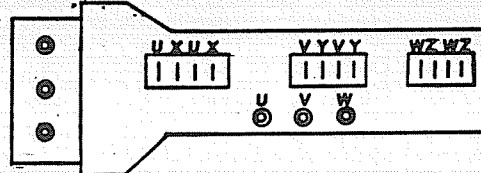
Posição do Comutador	19	11	9	1
Impedância (%)	4,5	7,8	7,7	19,5

Diagrama de Ligações



LIGAÇÃO	TENSÃO PRIMÁRIA			LIGAÇÃO DO COMUTAD.	CONEXÃO	POS. COMUTAD.	TENSÃO SEC.		
	VOLT	AMP	POSICÃO DO SELETOR				VOLT	AMP	POSICÃO DO SELETOR
Δ	13.800	335	U ₁ A V ₁ B W ₁ C	XV	UVW	19	230	11600	XYZ
		320	U ₂ A V ₂ B W ₂ C			18	220		
		306	U ₃ A V ₃ B W ₃ C			17	210		
		291	U ₄ A V ₄ B W ₄ C	YW		16	200		
		276,5	U ₅ A V ₅ B W ₅ C			15	190		
		262	U ₆ A V ₆ B W ₆ C			14	180		
		248	U ₇ A V ₇ B W ₇ C	EU		13	170		
		233	U ₈ A V ₈ B W ₈ C			12	160		
		218,5	U ₉ A V ₉ B W ₉ C			11	150		
- O	O	U ₀ A V ₀ B W ₀ C	-	-	10	0	O		
λ	13.800	193,5	U ₁ A V ₁ B W ₁ C	X λ	UVW	8	123	11600	XYZ
		185	U ₂ A V ₂ B W ₂ C			6	127		
		178	U ₃ A V ₃ B W ₃ C			7	121		
		168	U ₄ A V ₄ B W ₄ C	Y λ		6	115,5		
		158,5	U ₅ A V ₅ B W ₅ C			5	107,5		
		151	U ₆ A V ₆ B W ₆ C			4	104		
		142,5	U ₇ A V ₇ B W ₇ C	Z λ		3	98		
		134	U ₈ A V ₈ B W ₈ C			2	92		
		126	U ₉ A V ₉ B W ₉ C			1	86,5		

X) COMUTAÇÃO DE Δ PARA λ , ISTO É DA POSIÇÃO 11 PARA A 9 E VICE-VERSA SO É POSSÍVEL COM O TRAFÓ DESLIGADO



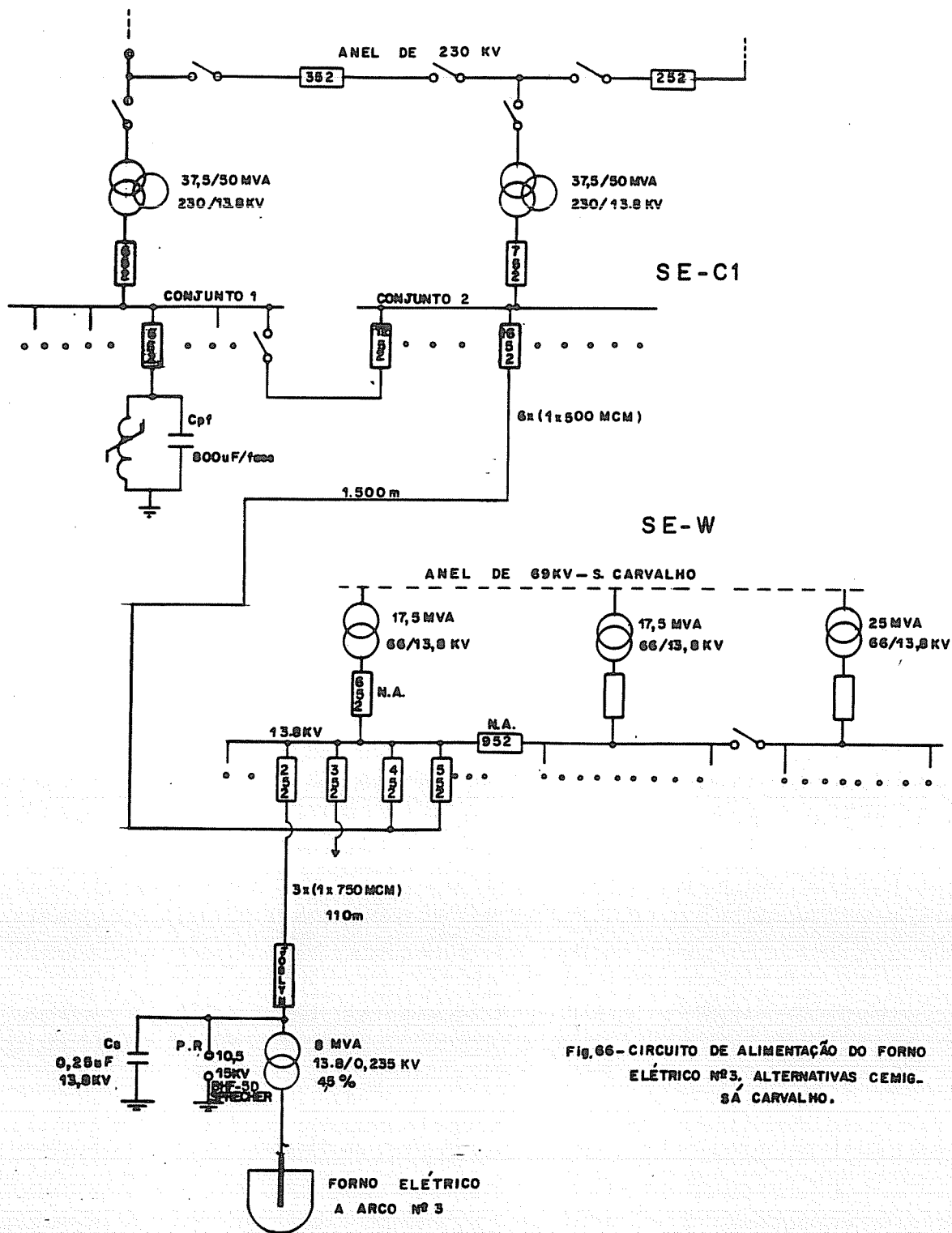


Fig. 66 - CIRCUITO DE ALIMENTAÇÃO DO FORNO ELÉTRICO Nº 3, ALTERNATIVAS CEMIG - SÁ CARVALHO.

para proteção contra eventuais curto-circuitos. Na entrada do transformador tem-se um conjunto de 3 capacitores , de 0,25 uF cada , e um de 3 pára-raios em paralelo com o mesmo. Na SE principal (Cemig) existe um sistema de compensação de potência reativa constituído de um reator saturado, um conjunto de capacitores com potência de cerca de 19,2 MVAR / fase (ou aproximadamente 800 uF / fase) e filtro de harmônicas.

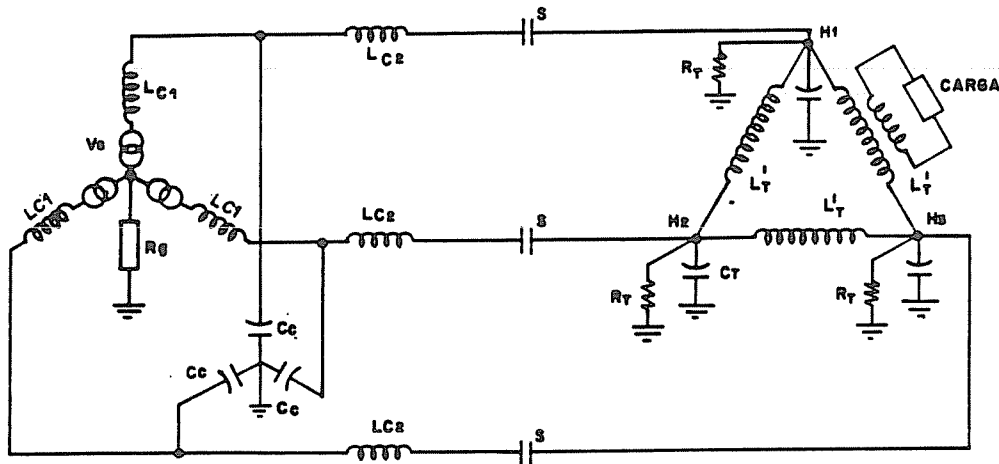
A comutação de "taps" no transformador, devido a defeitos ocorridos no passado com a chave comutadora sob carga , é realizada apenas com o trafo desenergizado.

O trafo é energizado a vazio e é desenergizado tanto a vazio quanto em carga, sendo que na maioria das vezes (mais de 90%) o desligamento é feito a vazio. O Nº de desligamentos do transformador é da ordem de 50 vezes por dia (4 vezes/corrida x 3 corridas/turno x 4 turnos/dia).

III.2 - Modelo do Circuito Elétrico para Cálculo

O barramento de 13,8 kV da SE principal (Cemig) será considerado, em relação à carga representada pelo F.E.A - 3, como sendo um barramento de potência infinita (ou de impedância zero), pois, na prática, não tem sido constatados quaisquer transtornos, naquela barra, devidos à operação do F.E.A. Nº 3. Assim pode-se adotar como circuito modelo o que se

encontra representado na fig.67 a seguir. Com relação a esta



S = CONTATO DO DISJUNTOR

LC1 = INDUTÂNCIA DO CABO ENTRE SE-C1 e SE-W

LC2 = INDUTÂNCIA DO CABO ENTRE SE-W e FORNO

Vo = TENSÃO DA PONTE - Rg = RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO

Cc = CAPACITÂNCIA DO CABO. RT = RESISTÊNCIA QUE REPRESENTA AS PERDAS POR CORRENTE PARASITAS NO TRAFÓ

CT = CAPACITÂNCIA DO TRAFÓ

LT = INDUTÂNCIA DO TRAFÓ

Fig. 67- REPRESENTAÇÃO TRIFÁSICA DO SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO DO FORNO ELÉTRICO A ARCO Nº 3

figura pode-se observar o seguinte:

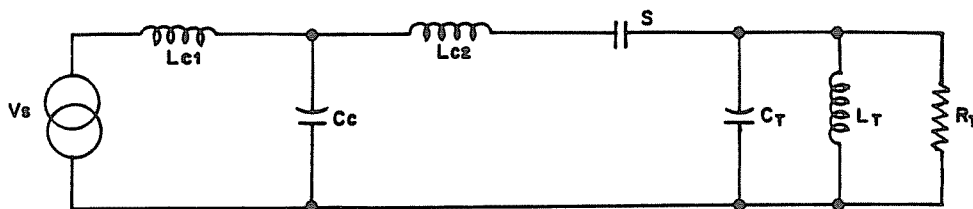
(1) As resistências, indutâncias e capacitâncias dos alimentadores, que na realidade deviam aparecer distribuídas, foram consideradas como concentradas, por serem os percursos relativamente pequenos.

(2) O circuito equivalente utilizado para representação do cabo de alimentação foi o circuito "T", sendo que a metade da indutância total (LC1) foi suposta concentrada junto à fonte de alimentação e a outra metade (LC2) junto ao disjuntor. A capacitância Cc dos cabos foi localizada entre LC1 e LC2.

(3) C_T é a capacitância da carga, ou seja, a do trafo mais outras capacitâncias paralelas entre o trafo e o disjuntor.

(4) A indutância de magnetização do trafo L_T , no caso de seu desligamento a vazio, ou seja, na interrupção da corrente de magnetização, varia consideravelmente de acordo com o ciclo de histerese, o que deverá ser levado em conta nos cálculos e simulações.

A figura 68 a seguir é uma representação monofásica dos elementos de circuito da fig.67.



L_{c1} = INDUTÂNCIA DOS CABOS ENTRE SE - C1 e SE - W

L_{c2} = INDUTÂNCIA DOS CABOS ENTRE SE - W e CHAVE DO FORNO

C_c = CAPACITÂNCIA DOS CABOS — S = CHAVE A VÁCUO

C_T, L_T, R_T = CAPAC., INDUT. e RESIST. P/TERRA DO TRAFÓ.

Fig. 68 - REPRESENTAÇÃO MONOFÁSICA DO CIRCUITO DE ALIMENTAÇÃO DO FE.A-3.

III.2.1- Determinação dos Parâmetros do Sistema

a) Indutância dos Cabos

Os cabos de uma maneira geral, possuem uma indutância própria aproximada que varia na faixa de 250 a 450 $\mu\text{H}/\text{km}$

(GREENWOOD, 1971). Será adotado o valor de 300 uH/km. Desta forma tem-se:

LG1 : 2 cabos/fase de (1 x 500 MCM) de 1500 m cada em paralelo. $LG1 = 0,5 \times 300 \times 1,5 \text{ uH} = 225 \text{ uH}$

LG2 : 1 cabo/fase de (1 x 750 MCM) de 110 m de comprimento.

$LG2 = 0,11 \times 300 = 33 \text{ uH}$

Como na simulação será utilizado o circuito "T" para representação dos cabos adotar-se-á o seguinte:

$L1 = L2 = (LG1 + LG2)/2 = 130 \text{ uH (aprox.)}$.

b) Capacitância dos Cabos

A capacitância dos cabos pode ser obtida por intermédio de tabelas (GREENWOOD, 1971). Para o cabo de 500 MCM tem-se que $C = 0,86 \text{ uF/milha} = 0,535 \text{ uF/km}$. Como são dois cabos de 1500 m em paralelo a capacitância total será :

$C1 = 2 \times 0,535 \times 1,5 = 1,605 \text{ uF}$

Já para o cabo de 750 MCM tem-se que :

$C = 1,02 \text{ uF/milha} = 0,634 \text{ uF/km}$. Daí

$C2 = 0,634 \times 0,11 = 0,07 \text{ uF}$

$Cc = C1 + C2 = 1,605 + 0,07 = 1,675 \text{ uF}$

c) Capacitância da carga

Após a chave a vácuo tem-se, em princípio, três capacitâncias para terra em paralelo, ou seja: a do cabo de alimentação, dos capacitores de surto (se houver) e do trafo (juntamente com seus acessórios). Ou seja:

$CT = Ctotal = C1 + C2 + C3$

onde: C_1 = capac. do cabo = $0,634 \text{ uF/km} \times 0,005 \text{ km} = 3170 \text{ pF}$

C_2 = capac. do capacitor de surto = $0,25 \text{ uF}$

C_3 = capac. do trafo propriamente dita = $C_t + C_b$

sendo: C_t = capac. do enrolamento do trafo [1] = 6000 pF

C_b = capac. da bucha do trafo [1] = 170 pF

$C_3 = 6000 + 170 = 6170 \text{ pF}$

Daí :

$C_T = 6170 + 3170 = 9340 \text{ pF}$ (sem capacitor de surto)

$C_T = 250 + 9,34 = 259,34 \text{ nF}$ (com capacitor de surto)

Obs.: A presença do capacitor de surto C_2 torna desprezíveis as capacitâncias do cabo e do trafo. Daí, posteriormente, far-se-á uma análise da ocorrência de sobretensões com e sem a presença do capacitor de surto.

D) Indutância da carga

A indutância da carga é composta, basicamente, da indutância de dispersão do trafo e da indutância do circuito secundário. As indutâncias de dispersão do trafo são as seguintes :

$$L = \frac{X_{pu} \cdot (kV)^2}{w \cdot (MVA)}$$

Tape	Xpu	L (mH)
19	0,045	2,84
11	0,078	4,93
9	0,077	4,86
1	0,195	12,31

Conforme conclusões do ítem 11.3 deste trabalho, serão analisadas, principalmente, as sobretensões oriundas da de-

energização a vazio; assim, as indutâncias de dispersão do trafo e a impedância do circuito secundário não vão ser de interesse. A indutância predominante será a indutância de magnetização do trafo.

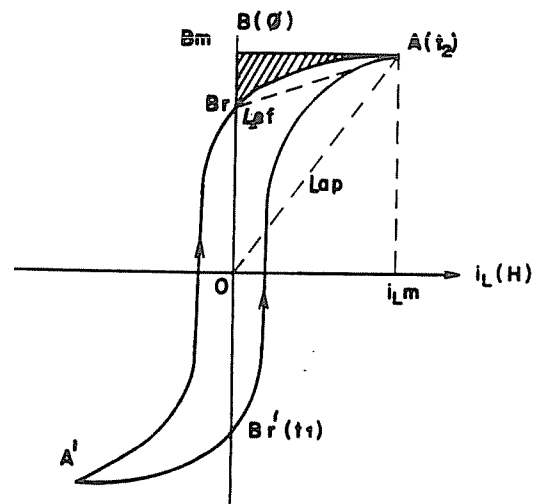


Fig. 69. CICLO DE HISTERESE.

A simulação das sobretensões não será feita com base na indutância do trafo em carga e sim na indutância de magnetização. Assim, obtem-se pela eq. (122) a indutância equivalente fase-terra:

$$L_t \text{ aprox.} = L_{ap} = \frac{NAB_m}{I_{Lm}} = \frac{VM}{wI_{Lm}} = \frac{Vn \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3}}{w \cdot k_f \cdot I_L}$$

onde :

k_f = fator de forma da corrente de magnetização, varia de 2,0 a 2,5 ----> será utilizado $k_f = 2,25$;

I_L = valor eficaz da corrente de magnetização (trafo a vazio)

que é igual aproximadamente a 1,0% de I_n .

$$\text{Assim } i_L = 0,01 \times 8000 / (\sqrt{3} \cdot 13,8) = 3,35 \text{ A.}$$

$$L_t = \frac{13800 \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3}}{2 \cdot \pi \cdot 60 \cdot 2,25 \cdot 3,35} = 3,97 \text{ H}$$

Para se determinar o rendimento magnético η_m é necessário calcular a indutância média efetiva L_{ef} no período em que i_L vai a zero. Para trafos modernos com núcleo de chapas de grãos orientados e laminadas a frio, tem-se na prática (COLOMBO, 1985):

$$L_{ef} = 0,15 \times L_{ap} = 0,595 \text{ H}$$

E) Resistência equivalente do Trafo, relativa às perdas por correntes parasitas: a resistência R_T é o parâmetro que representa as perdas por correntes parasitas no núcleo que são iguais, aproximadamente, a 3/4 das perdas totais em vazio.

Perdas a vazio do trafo do FEA 3 = 25,7 kW

$$P_f = 3/4 \times 25,7 = 19,3 \text{ kW} \quad \implies \quad R_T = \frac{V^2}{P_f} = \frac{13800^2}{19300} = 9870$$

$$R_T = 9.870 \text{ ohms}$$

Esta resistência é que seria a responsável, juntamente com as perdas por histerese, pelo amortecimento da sobretensão e será útil no processo de simulação. No cálculo aproximado da sobretensão utiliza-se η_m ao invés de R_T .

III.3- Metodologia de Cálculo

Serão calculados os valores prováveis de sobretensões no trafo do FEA 3, devidas a operações de chaveamento, por meio de métodos aproximados.

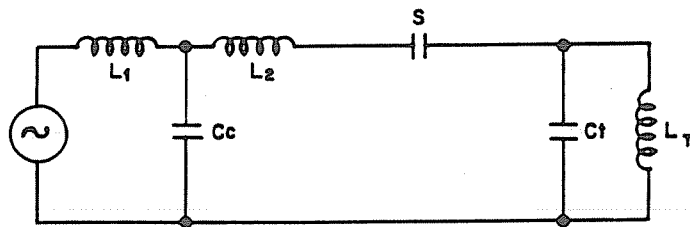
Inicialmente será utilizada a representação monofásica equivalente como modelo. Na condição trifásica a sobretensão entre fases poderá ser um pouco maior devido à ocorrência simultânea do efeito em duas fases distintas. Posteriormente isto será levado em consideração.

Não será considerada, em princípio, a ocorrência de reignições no disjuntor que, na maioria das vezes, produz um efeito limitador das sobretensões. Sendo assim, a sobretensão calculada será maior que a real, o que é benéfico sob o ponto de vista da margem de segurança no dimensionamento da proteção.

O método utilizado nos cálculos será desenvolvido de acordo com o que foi exposto no capítulo II.

III.3.1 Desenergização a Vazio - Equivalente Monofásico

O circuito a ser utilizado nos cálculos é o apresentado na fig.70. Não considerando a ocorrência de reignições, o circuito à esquerda do contato S da chave não terá influência na sobretensão gerada no trafo. Assim, na desenergização do trafo a vazio, a sobretensão gerada seria dada pela equação :



L_1, L_2 : INDUTÂNCIAS DOS CABOS DE ALIMENTAÇÃO.

C_c : CAPACITÂNCIA DOS CABOS
S: CONTATO DA CHAVE a VÁCUO

C_t : CAPACITÂNCIA DO TRAFÓ

L_t : INDUTÂNCIA DO TRAFÓ

Fig.70-CIRCUITO MONOFÁSICO EQUIVALENTE

$$V_{cM} = I_{ch} \cdot \sqrt{\frac{L_t}{C_t} \cdot \eta_m} \quad (127)$$

obtida a partir da eq.(114), onde:

- I_{ch} = corrente cortada pelo disjuntor; no caso do FEA 3, o disjuntor Joslyn tem um nível de corte de aproximadamente 4 A (MURAMOTO, 1982), então $I_{ch \max} = 4$ A. Se I_{Lm} for menor que 4 A então $I_{ch} = I_{Lm}$;
- L_t = indutância de magnetização do trafo (será dada pela indutância aparente). $L_t = L_{ap} = 3,97$ H;
- C_t = capacitância de carga :
 - $C_t = 0,259$ uF (com capacitor de surto)
 - $C_t = 9.340$ pF (sem capacitor de surto);

η_m = rendimento magnético. Depende de f_0 e de B_{int} .

$B_{int} = 1,7$ tesla (COLOMBO, 1985)

Cálculo de f_0 :

$$f_0 = \frac{1}{2 \sqrt{L_{ef} \cdot C_t}} = \begin{cases} / C_t = 0,259 \text{ uF} \\ L_{ef} = 0,595 \text{ H} \end{cases} \implies f_0 = 405 \text{ Hz}$$

$$\begin{cases} C_t = 9340 \text{ pF} \\ L_{ef} = 0,595 \text{ H} \end{cases} \implies f_0 = 2.135 \text{ Hz}$$

Para $f_0 = 405 \text{ Hz} \implies \eta_m = 0,127$

Para $f_0 = 2.135 \text{ Hz} \implies \eta_m = 0,092$

$I_{Lm} = k_f \cdot I_L = 2,25 \times 3,35 = 7,54 \text{ A} \implies I_{ch} = 4 \text{ A}$

Assim teremos os seguintes valores de sobretensões :

a) Sem o capacitor de surto:

$$V_{cM} = 4 \cdot \sqrt{\frac{3,97}{9,34 \cdot E-9} \cdot 0,092} = 25,0 \text{ kV}$$

Isto representa:

$$k_a = \frac{25,0}{13,8 \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3}} = 2,22$$

ou seja, 2,22 vezes a tensão de pico fase-terra.

b) Com o capacitor de surto:

$$V_{cm} = 4 \cdot \sqrt{\frac{3,97}{0,259 \cdot E-6} \cdot 0,127} = 5,6 \text{ kV}$$

ou seja, a sobretensão não ocorre.

III.3.2- Desenergização a Vazio - Circuito Trifásico

A sobretensão gerada em consequência da desenergização a vazio de um transformador trifásico é alterada em consequência da interação entre as fases, tendo seu pico reduzido na maioria das situações. No entanto, a análise torna-se mais complexa em consequência do aumento do número de parâmetros ou variáveis no processo. Além disso, o tipo de ligação e o número de pernas do núcleo do trafo, a existência ou não de capacitores para correção de fator de potência e/ou proteção contra surto, etc. irão influenciar consideravelmente as sobretensões transitórias.

No caso dos FEA's da Acesita, os trafos podem operar sob duas condições de ligação de seus enrolamentos, a saber : delta-delta ou estrela - delta (sendo o neutro da estrela isolado). Serão calculadas, a seguir, as sobretensões geradas no trafo, para cada uma das condições citadas acima.

a) Ligação triângulo - triângulo

A partir da figura 71 pode-se considerar o seguinte :

- A indutância L_t é 3 vezes o valor da indutância utilizada no cálculo do equivalente monofásico;
- A corrente cortada pela abertura do primeiro polo da chave gerará transiêntos de tensão devidos, principalmente, à presença das duas indutâncias adjacentes àquele polo. Considerar-se-á que no instante do corte, a corrente total cortada passava por uma das indutâncias e a corrente na

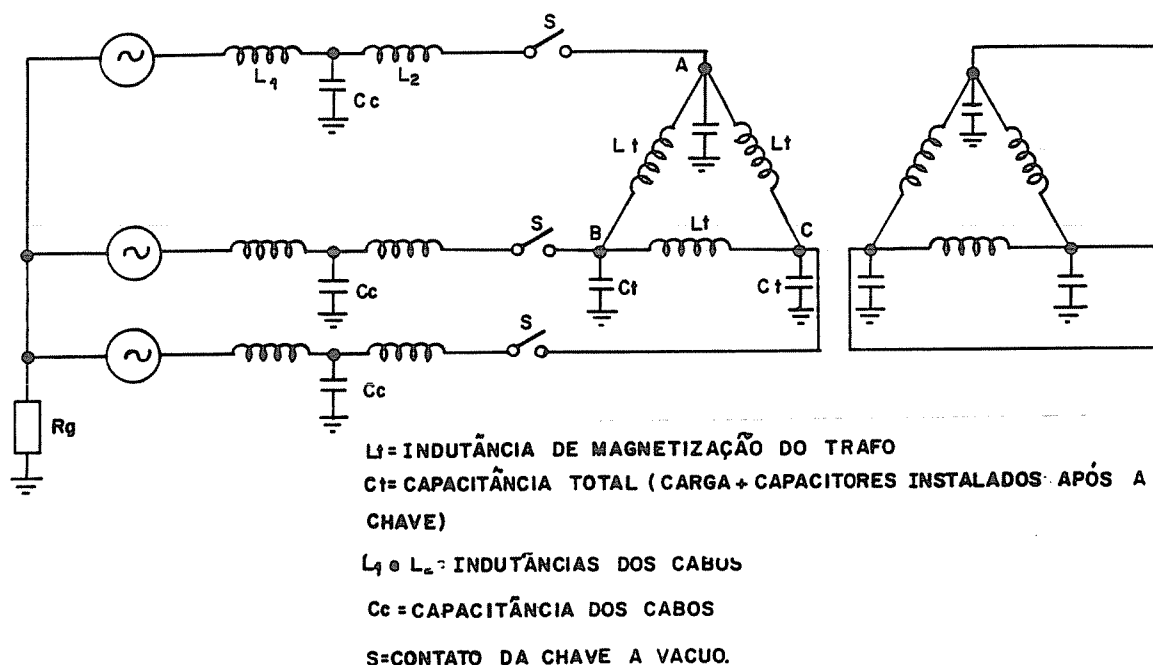


Fig. 71 - CIRCUITO TRIFÁSICO/LIGAÇÃO TRIÂNGULO

outra era nula. Assim tem-se o seguinte circuito equivalente para a condição transitória:

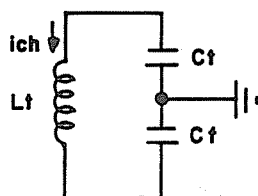


Fig. 72. CIRCUITO EQUIVALENTE

As demais indutâncias funcionam como circuito aberto para a corrente transitória de frequência elevada. Daí, pode-se calcular a sobretensão presumida :

$$C_e = \frac{C_t \times C_t}{C_t + C_t} = \frac{C_t}{2}$$

$$L_{ef} = 0,15 \times L_t = 1,79 \text{ H}$$

$$f_0 = \frac{1}{2 \sqrt{L_{ef} \cdot C_e}}$$

sem capacitor de surto:

$$C_e = \frac{9,34 \cdot E-9}{2} \text{ F} \implies f_0 = 1.740 \text{ Hz}$$

com capacitor de surto:

$$C_e = \frac{0,259 \cdot E-6}{2} \text{ F} \implies f_0 = 330 \text{ Hz}$$

$$B_{int} = B_m = 1,7 \text{ tesla}$$

$$f_0 = 1.740 \text{ Hz} \implies \eta_m = 0,095$$

$$f_0 = 330 \text{ Hz} \implies \eta_m = 0,131$$

Como na troca de energia, os capacitores ficaram em série, a sobretensão na extremidade da bobina será a metade da sobretensão total gerada. Daí :

$$V_{cM} = \frac{1}{2} \cdot I_{ch} \cdot \sqrt{\frac{L_t}{C_t} \cdot \eta_m}$$

- sem capacitor de surto:

$$V_{cM} = \frac{1}{2} \cdot 4 \cdot \sqrt{\frac{11,91}{9,34 \cdot E-9/2} \cdot 0,095} = 31,1 \text{ kV}$$

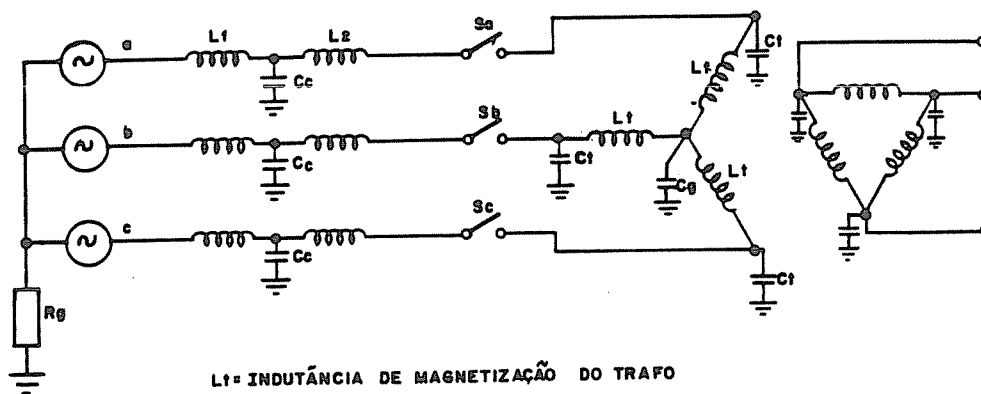
ou seja, 2,76 vezes o valor de pico fase-terra.

- com capacitor de surto:

$$V_{cM} = \frac{1}{2} \cdot 4 \cdot \sqrt{\frac{11,91}{0,259 \cdot E-6/2} \cdot 0,131} = 6,9 \text{ kV}$$

ou seja, nesta condição, a sobretensão não ocorre.

b) Ligação Estrela - Triângulo



L_t = INDUTÂNCIA DE MAGNETIZAÇÃO DO TRAFÓ

C_t = CAPACITÂNCIA TOTAL DA CARGA

C_g = CAPACITÂNCIA DE DISPERSÃO ENTRE O NEUTRO ISOLADO DO TRAFÓ e a TERRA

C_c = CAPACITORES DOS CABOS DE ALIMENTAÇÃO

L_1 e L_2 = INDUTÂNCIA DOS CABOS

S = CONTATO DA CHAVE A VÁCUO

Fig. 73- CIRCUITO TRIFÁSICO / LIGAÇÃO ESTRELA. TRIÂNGULO.

Cálculo de L_t : $I_L = 1\% \cdot I_n = 193,5/100 = 1,935 \text{ A}$

$$L_t = \frac{13800 \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3}}{2 \cdot \pi \cdot 60 \cdot 2,25 \cdot 1,935} = 6,86 \text{ H}$$

b.1) Supondo não haver capacitor de surto e que, inicialmente apenas o polo "Sa" do disjuntor abre, a energia armazenada na indutância L_t daquela fase irá transferir-se para as capacitâncias C_t e C_g , em série, conforme fig. 74 a seguir. A capa-

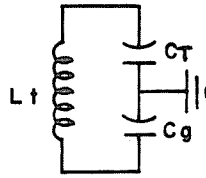


Fig.74- CIRCUITO EQUIVALENTE.

capacitância equivalente C_e será dada por :

$$C_e = \frac{C_T \times C_g}{C_T + C_g}, \quad \text{sendo } C_g = 3 \times \frac{C_t}{2}$$

onde:

$C_t/2$ = capacitância do trafo considerada como concentrada na extremidade do enrolamento;

$$C_t = 6.000 \text{ pF};$$

$$C_T = C_t/2 + C_c + C_{\text{bucha}} = 6.000/2 + 3170 + 170 = 6340 \text{ pF}$$

(sem capacitor de surto)

Daí tem-se:

$$C_e = \frac{6.340 \times 9.000}{6.340 + 9.000} = 3.720 \text{ pF}$$

$$f_0 = \frac{1}{2\pi \sqrt{L_{ef} \cdot C_e}} = \frac{1}{2\pi \sqrt{0,15 \cdot 6,86 \cdot 3,72 \cdot 10^{-9}}} = 2.572 \text{ Hz}$$

Para $B_{int} = 1,7$ tesla e $f_0 = 2.572$ Hz $\implies \eta_m = 0,083$

A sobretensão nos terminais da bobina será :

$$V'_{CM} = I_{ch} \sqrt{\frac{L_t}{C_e}} \eta_m = 4 \cdot \sqrt{\frac{6,86}{3720 \cdot 10^{-12}}} \cdot 0,083 = 49,5 \text{ kV}$$

A sobretensão fase-terra no terminal de tensão mais elevada será :

$$V_{cM} = V'_{cM} \times \frac{C_g}{C_g + C_t} = 49,5 \times \frac{9.000}{6.340 + 9.000} = 29,0 \text{ kV}$$

O fator de sobretensão será :

$$k_a = \frac{V_{cM}}{V_M} = \frac{29.040}{13.800 \times \sqrt{2} / \sqrt{3}} = 2,58$$

ou seja, ocorre uma sobretensão de 2,58 vezes o valor de pico fase-terra normal.

b.2) Com a presença do capacitor de surto C_s , deve-se considerar o seguinte:

- a capacitância total nas extremidades das bobinas é muito superior a do centro da estrela. Assim, a energia armazenada na indutância, que está sendo desconectada do circuito, irá se transferir, na sua maior parte, para as capacitâncias das extremidades, através das indutâncias das outras duas fases em paralelo, por um circuito de impedância de surto bem menor. Isto não provocará "corte virtual" porque a corrente de descarga, praticamente, não circula pelos polos das outras fases do disjuntor;
- o circuito oscilante será o representado na figura 75;
- "CT" representa um curto-circuito em relação a "Cc" durante o transitório;
- Como as indutâncias "LT" e as capacitâncias "CT" nos ramos paralelos são iguais e terão comportamento idênticos na

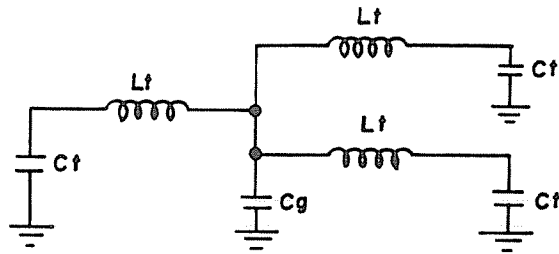


Fig. 75 - CIRCUITO EQUIVALENTE P/ OSCILAÇÃO

oscilação, pode-se fazer uma redução no circuito conforme indicado na fig. 76.

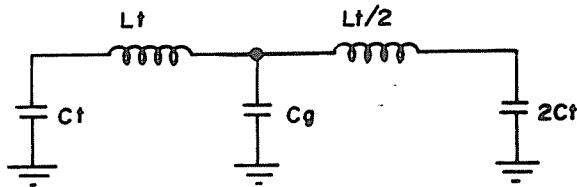


Fig. 76. CIRCUITO EQUIVALENTE REDUZIDO

- como ainda, a impedância de surto via capacitância C_g é muito maior que via indutância $L_f/2$ e capacitância $2.C_f$, pode-se fazer uma nova redução no circuito, com mostra a fig. 77, desprezando-se a capacitância C_g . Isto, na reali-

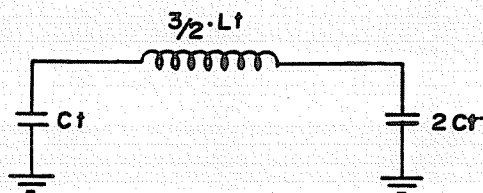


Fig. 77- REDUÇÃO ADICIONAL DO CIRCUITO EQUIVALENTE.

dade, conduzirá a valores calculados de sobretensões levemente superiores aos que realmente ocorrem na prática, o que é vantajoso, a bem da segurança.

Assim pode-se efetuar o cálculo da sobretensão:

$$C_e = \frac{2C_T \times C_T}{2C_T + C_T} = \frac{2}{3}C_T \quad ; \quad C_T = \frac{C_t}{2} + C_c + C_s + C_b =$$

$$C_T = 256.340 \text{ pF}$$

$$f_0 = \frac{1}{2\pi \sqrt{L_{ef} \cdot C_e}} = \frac{1}{2\pi \sqrt{0,15.3L_t/2.2C_t/3}} =$$

$$f_0 = \frac{1}{2\pi \sqrt{0,15 \cdot L_t \cdot C_t}} = \frac{1}{2\pi \sqrt{0,15 \cdot 6,86 \cdot 0,25634 \cdot 10^{-6}}} = 310 \text{ Hz}$$

$$B_{int} = 1,7 \text{ tesla} \quad ==> \quad \eta_m = 0,13$$

$$V_{cM} = 10 \cdot \sqrt{\frac{L}{C} \cdot \eta_m}$$

$$V'_{cM} = 10 \cdot \sqrt{\frac{3L_t/2}{2C_t/3} \cdot \eta_m} = \frac{3}{2} \cdot 10 \cdot \sqrt{\frac{L_t}{C_t} \cdot \eta_m}$$

$$V'_{cM} = \frac{3}{2} \cdot 4 \cdot \sqrt{\frac{6,86}{256.340 \times 10^{-12}} \cdot 0,13} = 11,2 \text{ kV}$$

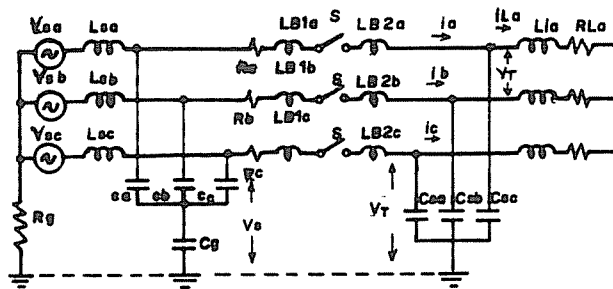
A sobretensão fase-terra mais elevada é então :

$$V_{cM} = V'_{cM} \times \frac{2 \cdot C_t}{2 \cdot C_t + C_t} = V'_{cM} \times \frac{2}{3} = 7,5 \text{ kV}$$

ou seja, a sobretensão não ocorre.

III.3.3 Cálculo da Sobretensão Supondo Ocorrer o " Corte Virtual " da Corrente

Para este cálculo pode-se admitir que o polo da fase "a" da



V_{sa}, V_{sb}, V_{sc} : TENSÕES DA FONTE TRIFÁSICAS BALANCEADAS.

L_s : INDUTÂNCIAS DE CURTO-CIRCUITO DO SISTEMA

R_g : RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DO NEUTRO

C_a, b, c : CAPACITÂNCIAS DO BANCO DE CORREÇÃO DE FATOR DE POTÊNCIA

C_g : CAPACITÂNCIA DE DISPERSÃO ENTRE O NEUTRO DO BANCO e O SOLO

$R, LB1 e LB2$: RESISTÊNCIAS e INDUTÂNCIAS EM AMBOS OS LADOS DA CHAVE e VÁCUO S

$R_L e L_L$: RESISTÊNCIAS e INDUTÂNCIAS DA CARGA.

C_s : CAPACITÂNCIA DE SURTO.

Fig: 78. DIAGRAMA SIMPLIFICADO DE UMA INSTALAÇÃO DE FORNO e ARCO

chave a vácuo seja o primeiro a abrir o circuito, na operação de desligamento do forno. Neste momento o polo "Sa" será

submetido à tensão de restabelecimento, cujo componente na frequência industrial é

$$\frac{VLM}{\sqrt{3}} \cdot \frac{3}{2} \cdot \text{sen}(wt + \varphi)$$

onde VLM é o valor de pico da tensão fase-fase do sistema. Como a distância entre os contatos "Sa" é muito pequena para suportar o esforço provocado pela TRT, uma reignição poderá ocorrer. O módulo da corrente de reignição será dado por :

$$I_a = \frac{V_{sa}}{1,5 \cdot Z_B} ; \text{ onde } Z_B = \sqrt{L_B/C_s}$$

Como a frequência desta corrente é normalmente muito elevada, o banco de capacitores C atua como um curto-circuito para a mesma. O "corte virtual" da corrente ocorrerá se houver um zero de corrente no polo de uma outra fase do disjuntor provocado pela corrente de reignição da 1^a fase a abrir. Comparando-se as amplitudes da corrente na frequência industrial e da corrente de reignição, pode-se deduzir a condição necessária para que isto ocorra (PANEK & FEHRLE, 1974):

$$k = \frac{VLM}{V_R} \times \frac{Z_B}{Z_L} < \frac{2}{3} \quad (128)$$

onde: VLM = valor de pico da tensão fase-fase do sistema;

V_R = tensão de reignição do disjuntor;

Z_L = valor absoluto da impedância de sequência positiva da carga;

Z_B = impedância de surto calculada a partir da indu-

tância do barramento e capacitância de surto.

Atendida a condição acima, a chave a vácuo, sendo capaz de interromper nos zeros das correntes mesmo com elevado di/dt , fará o corte virtual da corrente no polo da outra fase. Quando isto ocorrer, a corrente de descarga circulará nas outras duas fases em série, com o valor máximo da corrente sendo dado por :

$$I_{a2} = - V_R / (2Z_B)$$

que também conduzirá a valores nulos de correntes nos polos restantes em um tempo posterior.

As correntes cortadas virtualmente nas indutâncias L_{1b} e L_{1c} tem, em relação ao sistema, direções opostas, ou seja, $i_{1b} = - i_{1c}$, com i_{1a} desprezível. Desta forma, as sobretensões resultantes nas fases b e c terão polaridades opostas $V_{Tb} = - V_{Tc}$ em relação à terra. A sobretensão fase-fase será:

$$V_{Tbc} = V_{Tb} - V_{Tc} = 2.V_{Tb}$$

ou o pico de sobretensão calculado diretamente a partir dos parâmetros do sistema (PANEK & FEHRLE, 1974):

$$V_{Tbc} = 2i_{ch}.Z_T = 2 \frac{V_{LM}}{2Z_L} Z_T = V_{LM} \frac{Z_T}{Z_L} \quad (129)$$

onde :

$$Z_T = \sqrt{L_1/C_s}$$

A resistência da carga tem efeito desprezível no amortecimento da sobretensão porque RL/ZT é, normalmente, muito pequeno. Para o caso do FEA 3, se o mesmo fosse susceptível de sofrer o corte virtual, as seguintes condições seriam observadas :

$$V_L = 13,8 \text{ kV} \quad i_L = 335 \text{ A} \quad \cos \phi = 0,7$$

$$C_s = 0,25 \text{ uF} \quad L_B = 260 \text{ uH}$$

$$Z_L = \frac{V}{\sqrt{3} \cdot I} = \frac{13.800}{\sqrt{3} \cdot 335} = 23,8 \angle 45^\circ \text{ ohms}$$

$$Z_T = \sqrt{L_I / C_S} = \sqrt{44,64 \cdot E^{-3} / 0,25 \cdot E^{-6}} = 422 \text{ ohms}$$

É suposto que o banco de capacitores para compensação de potência reativa seja isolado da terra. Se o polo "Sa" for o primeiro a abrir, a corrente de 60 Hz de linha igual a 410 A (valor de pico) circulará nas fases B e C. A frequência da TRT no lado desconectado será de 1.507 Hz dada pela $Z_L = 23,8 \angle 45^\circ$ ohms com $L_I = 44,64$ mH e pela capacitância de surto C_s . Com os dados acima, a impedância de surto do barramento é $Z_B = 32,2$ ohms. Se ocorrer uma reignição no polo Sa, então a partir da tensão :

$$V_R > 3/2 \times 13,8 \times \sqrt{2} \times Z_B / Z_L = 39,6 \text{ kV}$$

zeros de corrente ocorrerão em todas as três fases. Desta forma a sobretensão entre fases, desenvolvida pelo corte virtual da corrente nas outras duas fases, seria :

$$VT_{bc} = VL\sqrt{2}\frac{Z_T}{Z_L} = 13,8\sqrt{2}\frac{422}{23,8} = 347 \text{ kV}$$

se não fosse limitada por uma outra reignição no disjuntor ou por uma descarga no pára-raios ou qualquer outro equipamento. Sem uma destas descargas a sobretensão fase-terra atingiria 173 kV.

Isto, no entanto, não ocorre no FEA 3 devido às características do sistema (banco de capacitores aterrado).

III.4 Programa Computacional de Simulação

O cálculo e a simulação do transitório, via computador digital, serão desenvolvidos a partir do modelo original de Young (YOUNG, 1953).

Trabalhar-se-á com a desenergização de um trafo monofásico simples a vazio, e não será considerada a reignição do disjuntor, cujo efeito é de, na maioria das vezes, limitar a sobretensão gerada. O resultado final poderá ter um valor calculado de sobretensão, para efeito de dimensionamento da proteção, um pouco maior do que o real, a bem da segurança.

O trafo terá 1/3 da potência nominal e características semelhantes às do trafo trifásico existente no FEA - 3.

III.4.1 Desenergização a Vazio do Trafo Monofásico

A parte mais complexa na modelagem do chaveamento cabe ao transformador, já que a bobina com núcleo de ferro é um elemento não linear. Como, no trafo a vazio, a indutância varia largamente com a corrente, um modelo adequado tem que ser adotado. Para isto será utilizado o modelo descrito abaixo (SWIFT, 1971).

(a) Circuito Modelo para Simulação das Perdas no Núcleo

Considere um elemento de circuito tendo um relacionamento tensão-corrente arbitrário. Se esta relação for estabelecida tendo como coordenadas $\int V \cdot dt$ em função de i , então a área da curva fechada resultante da tensão ou corrente periódica aplicada representa a perda por ciclo (veja fig. 79). Isto pode

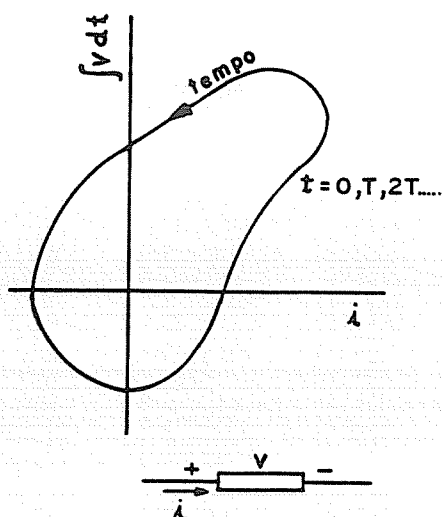


Fig. 79 - PERDA EM UM ELEMENTO DE CIRCUITO ARBITRÁRIO

ser explicado da seguinte maneira :

A perda por ciclo é

$$W = \int_0^T p dt \quad (130)$$

onde "p" é a potência dissipada e "T" é o tempo correspondente a um ciclo periódico de tensão, corrente ou fluxo. Da fig. 79, seja $\int v \cdot dt = y$ por conveniência de notação. Então a área envolvida pelo contorno é :

$$A = \int_{y(0)}^{y(T)} i dy = \int_0^T i \frac{dy}{dt} dt = \int_0^T i e dt = \int_0^T p dt \quad (131)$$

que comparada com a eq. (130), leva a $A = W$, ou seja, a área do caminho fechado nesta figura é igual a perda de energia por ciclo. Serão considerados para análise dois casos : (a) um resistor; (b) uma bobina com núcleo de ferro de resistência ôhmica desprezível.

Se uma tensão senoidal for aplicada em cada um dos elementos acima, os ciclos de perdas serão os mostrados na fig.80. A

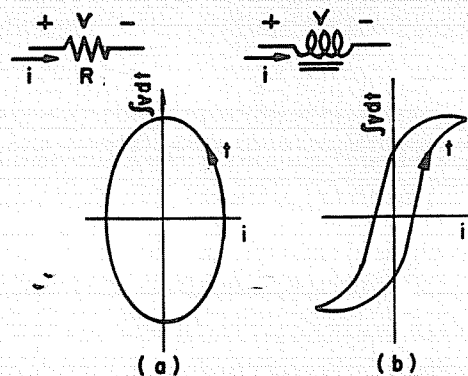


Fig.80-CICLOS DE PERDAS PARA (a) RESISTOR e
(b) BOBINA COM NÚCLEO DE FERRO

bobina com núcleo de ferro tem um ciclo de perda, fig.80-b, conhecido como ciclo de histerese, e isto era de se esperar já que :

$$V = N A \frac{dB}{dt}$$

o que conduz a

$$B = \frac{1}{N A} \int V dt \quad (132)$$

onde N é o número de espiras, B é a densidade efetiva de fluxo no núcleo, e A a área da seção transversal efetiva do núcleo. A corrente i é proporcional à intensidade de campo magnético H dentro do núcleo. Para frequências muito baixas as perdas no ciclo da fig.80-b podem ser denominadas de perdas por histerese "pura" e são atribuídas aos movimentos das paredes dos domínios num sentido e no sentido contrário nos contornos dos grãos de cristal, inclusões não magnéticas e imperfeições. Aumentando-se a frequência, aumenta-se a perda por ciclo. Clássicamente, qualquer acréscimo na perda, além do valor de frequência zero (ou seja, no limite quando a frequência tende a zero), tem sido atribuído ao efeito das correntes parasitas, e, para chapas de aço-silício de grão orientado comerciais modernas, este efeito é responsável por uma perda 3 vezes maior que a perda por histerese pura ou efeito de frequência zero (SWIFT, 1971).

As perdas totais no núcleo podem, a princípio, ser dividi-

das em duas partes: uma parte dependente da frequência, a perda por correntes parasitas, e outra não dependente da frequência. Assim o efeito das correntes parasitas pode ser simulado, aproximadamente, por um ramo de resistência pura em paralelo com outro não dependente da frequência. Na fig. 81 verifica-se que a fig. 81-d é construída pela adição das partes i_e e i_h . Por ex., o ponto i' é obtido a partir de $i' = i_e' + i_h'$.

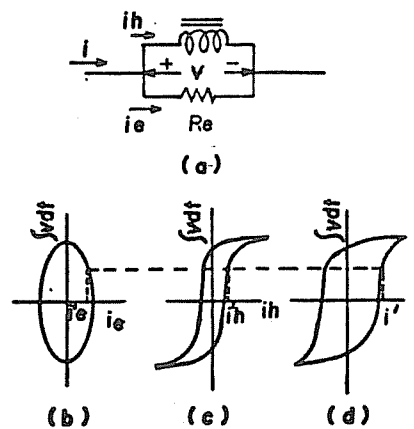


FIG. 81- MODELO P/ SIMULAÇÃO DAS PERDAS NO NÚCLEO.

(b) Correção do Valor da Indutância

O valor da indutância terá que ser determinado e corrigido para cada intervalo de tempo Δt . Para isso teremos que conhecer a curva "L x i" do transformador. Ela pode ser obtida a partir da curva "B x i" do referido trafo.

Como $v = N A dB/dT$ e $v = L di/dt$, tem-se:

$$L = N A dB/di \quad (133)$$

A partir do ciclo de histerese original do trafo, correspondente à tensão nominal, curva "B x i", deriva-se B em relação a i e levanta-se a curva "L x i". Como não se dispõe da curva "B x i" do trafo, será construída a curva "L x i", aproximadamente por estimativas, a partir das indutâncias aparente e média efetiva calculadas no ítem 111.2.1-d, utilizando-se a forma da curva 82-b (YOUNG, 1953):

$$L_{ap} = \frac{VN \sqrt{2}}{w k_f i_o} = \frac{13.800 \sqrt{2} / \sqrt{3}}{2 \cdot 60.2, 25.3, 35} = 3,965 \text{ H}$$

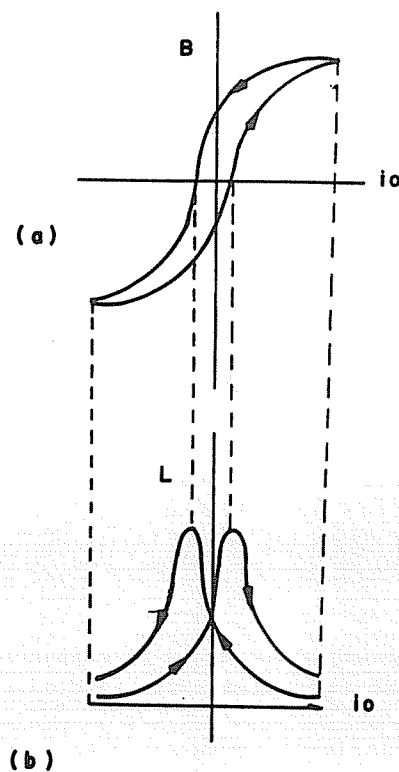
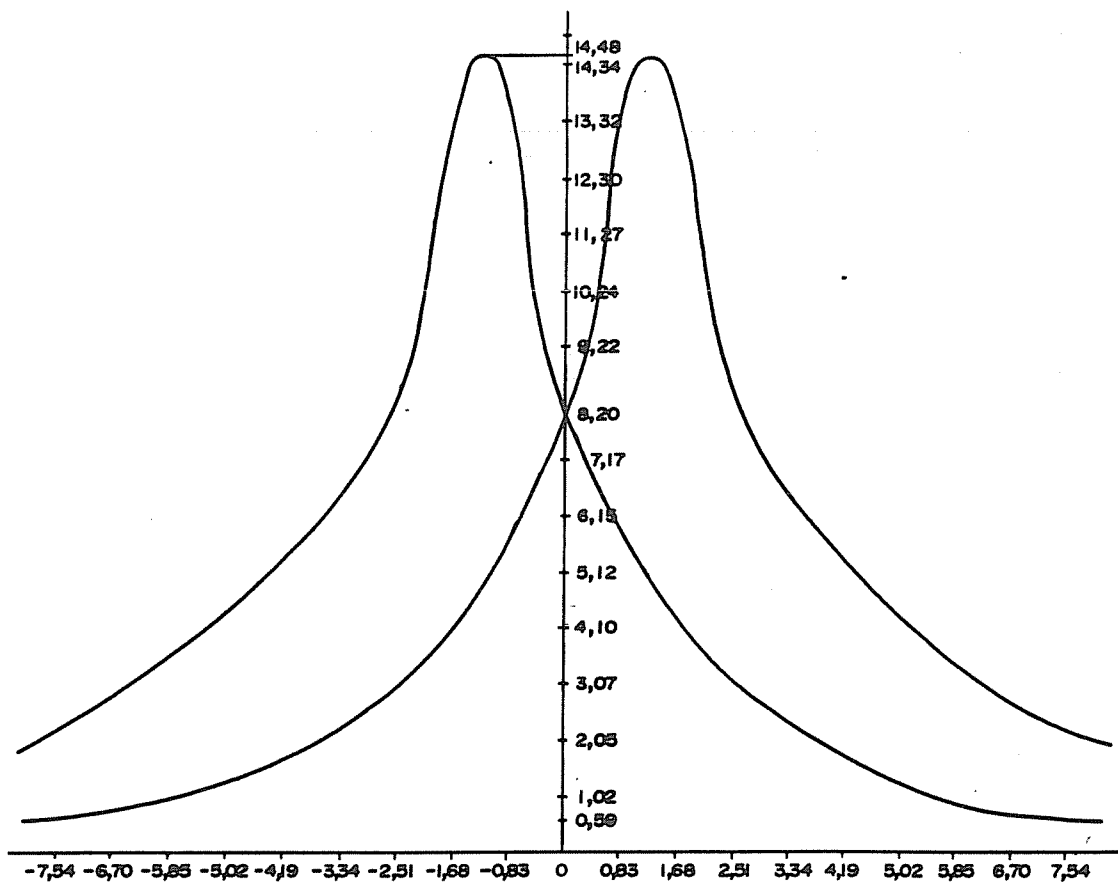


Fig.82-EFEITO DA HISTERESE NA INDUTÂNCIA.

(a) DENSIDADE DE FLUXO x CORRENTE DE MAGNETIZAÇÃO

(b) CICLO TÍPICO DE VARIAÇÃO DA INDUTÂNCIA.



$\dot{L}_0 = K_f \cdot \dot{L}_0 = 225 \times 3,35 = 7,54A$

FIG. 83

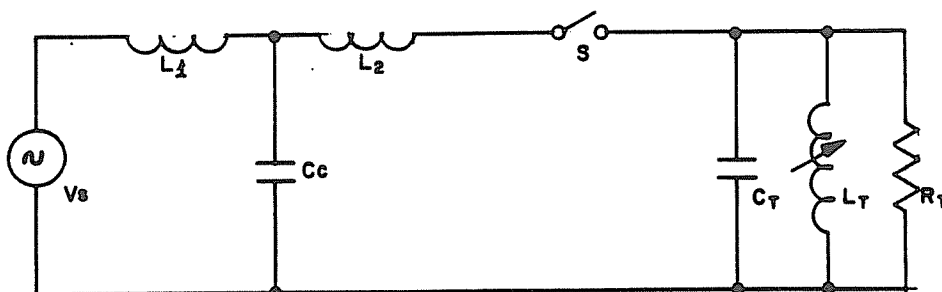
TABELA 8

\dot{L}_{CRESC}	$\dot{L}_{DECRESC}$	L_T	\dot{L}_{CRESC}	$\dot{L}_{DECRESC}$	L_T
-20,0	20,0	0,59	0,83	-0,83	13,05
-10,0	10,0	0,59	1,25	-1,25	14,46
-7,54	7,54	0,60	1,29	-1,29	14,48
-6,71	6,71	0,69	1,68	-1,68	13,95
-5,86	5,86	0,91	1,84	-1,84	12,94
-5,03	5,03	1,22	2,10	-2,10	11,56
-4,19	4,19	1,62	2,51	-2,51	8,93
-3,34	3,34	2,17	3,34	-3,34	6,82
-2,51	2,51	2,95	4,19	-4,19	5,54
-2,10	2,10	3,41	5,03	-5,03	4,36
-1,68	1,68	3,98	5,86	-5,86	3,49
-1,25	1,25	4,64	6,71	-6,71	2,75
-0,83	0,83	5,74	7,54	-7,54	2,22
-0,42	0,42	6,67	10,00	-10,00	2,21
0,00	0,00	7,92	20,00	-20,00	2,20
0,42	-0,42	9,66	30,00	-30,00	2,20
0,54	-0,54	10,88			

$$L_{\min} = 3,965 \times 0,15 = 0,595 \text{ H}$$

L_{\max} = será obtida utilizando-se a curva da fig. 82-b. Na figura 83 tem-se o levantamento das curvas da indutância em função da corrente de magnetização. A partir destas curvas pode-se montar a tabela 1, que será utilizada nos cálculos. Devido à não linearidade do circuito, a indutância será corrigida, iterativamente, para cada novo valor de corrente, utilizando-se o método da compensação.

O circuito a ser utilizado na simulação é o representado na fig.84. Os capacitores e indutores, considerados aqui como



L_T = INDUTÂNCIA DE MAGNETIZAÇÃO DO TRAFÓ = $f(i)$

C_T = CAPACITÂNCIA MEDIDA NOS TERMINAIS AT DO TRAFÓ.

R_T = RESISTÊNCIA DE PERDAS POR CORRENTES PARASITAS.

L_1 = INDUTÂNCIA PRÓPRIA DOS CABOS ENTRE A FONTE e A SE DO FORNO

L_2 = INDUTÂNCIA PRÓPRIA DOS CABOS ENTRE e SE DO FORNO e O TRAFÓ

C_c = CAPACITÂNCIA TOTAL DOS CABOS.

V_s = TENSÃO DA FONTE

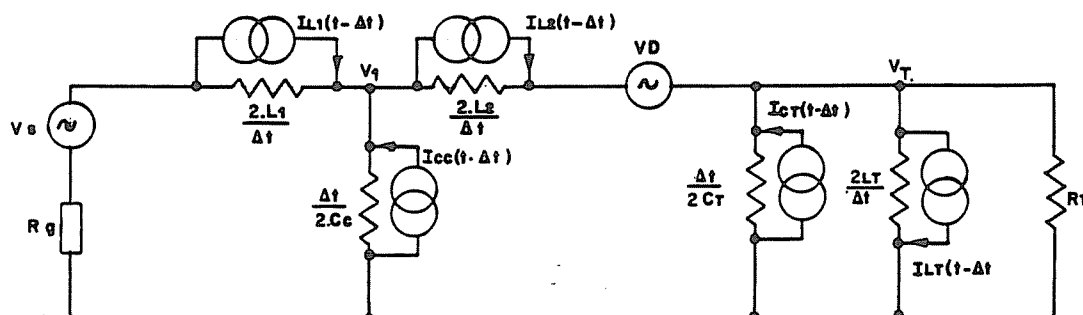
S = CONTATO DO DISJUNTOR A VÁCUO

FIG. 84- CIRCUITO MONOFÁSICO BÁSICO PARA SIMULAÇÃO DA ABERTURA e VAZIO.

parâmetros concentrados, serão substituídos, na simulação do

transitório, por seus circuitos equivalentes conforme Naidu (NAIDU, 1985).

Assim, o circuito que dará origem às equações do sistema para simulação no computador será o representado na fig. 85.



VD = TENSÃO QUE APARECE NOS CONTATOS DO DISJUNTOR NO INSTANTE DA ABERTURA.

$$\begin{cases} I_L(t) = \frac{\Delta t}{2L} \cdot e_L(t) + I_L(t-\Delta t), \text{ ONDE} \\ I_L(t-\Delta t) = \frac{\Delta t}{2L} \cdot e_L(t-\Delta t) + I_L(t-\Delta t) \\ I_c(t) = \frac{2C}{\Delta t} \cdot e_c(t) - I_c(t-\Delta t), \text{ ONDE} \\ I_c(t-\Delta t) = \frac{2C}{\Delta t} \cdot e_c(t-\Delta t) + I_c(t-\Delta t) \end{cases}$$

Fig. 85- CIRCUITO EQUIVALENTE PARA CÁLCULO COMPUTACIONAL.

O desenvolvimento das equações é efetuado pelo método das tensões nos nós. Assim, da figura 85 podemos tirar:

$$\frac{V1 - Vs}{\frac{2L1}{\Delta t} + Rg} + \frac{V1}{\frac{\Delta t}{2Cc}} + \frac{V1 - VD - VT}{\frac{2L2}{\Delta t}} - IL1(t - \Delta t) + IL2(t - \Delta t)$$

$$- ICC(t - \Delta t) = 0$$

$$\begin{aligned}
 & \frac{V_T - V_1 - V_D}{\frac{2L_2}{\Delta t}} + \frac{V_T}{\frac{2C_T}{\Delta t}} + \frac{V_T}{\frac{2L_t}{\Delta t}} + \frac{V_T}{R_T} - I_{L2}(t - \Delta t) - \\
 & - I_{C_T}(t - \Delta t) + I_{L_T}(t - \Delta t) = 0
 \end{aligned}$$

Reagrupando :

$$\begin{aligned}
 & \left(\frac{\Delta t}{2L_1 + R_g \Delta t} + \frac{2C_c}{\Delta t} + \frac{\Delta t}{2L_2} \right) V_1 - \frac{\Delta t}{2L_2} V_T = \frac{\Delta t V_s}{2L_1 + R_g \Delta t} + \\
 & + \frac{\Delta t V_D}{2L_2} + I_{L1}(t - \Delta t) - I_{L2}(t - \Delta t) + I_{C_C}(t - \Delta t) \\
 & - \frac{\Delta t}{2L_2} V_1 + \left(\frac{2C_T}{\Delta t} + \frac{\Delta t}{2L_2} + \frac{\Delta t}{2L_T} + \frac{1}{R_T} \right) V_T = V_D \frac{\Delta t}{2L_2} + I_{L2}(t - \Delta t) \\
 & + I_{C_T}(t - \Delta t) - I_{L_T}(t - \Delta t)
 \end{aligned}$$

Descrição do Processo de Simulação:

No instante inicial, o circuito encontra-se desenergizado e as tensões e correntes são nulas em todos os parâmetros do circuito. No tempo $t = 0$ o circuito é energizado a partir da fonte V_S , e o disjuntor é fechado.

Após a estabilização das correntes nos parâmetros do circuito, é dado o comando de abertura do disjuntor no momento em

que a corrente nos seus contatos passa pelo máximo. O programa calcula as correntes e as tensões em todos elementos do circuito a cada intervalo de tempo Δt e imprime, noutro determinado período de tempo, as correntes na indutância, capacitância e resistência e corrente total do transformador, juntamente com a tensão nos terminais do mesmo.

No apêndice A é apresentado a listagem do programa computacional, desenvolvido segundo as equações e hipóteses mencionadas acima.

III.5 - Conclusões

A seguir tem-se um quadro comparativo sobre os diversos resultados, quadro 2, e alguns gráficos de tensão e corrente do trafo, correspondentes aos ítems 10, 12, 17, 19, 20 e 21 do referido quadro, obtidos do programa computacional, de onde se pode ratificar as seguintes conclusões :

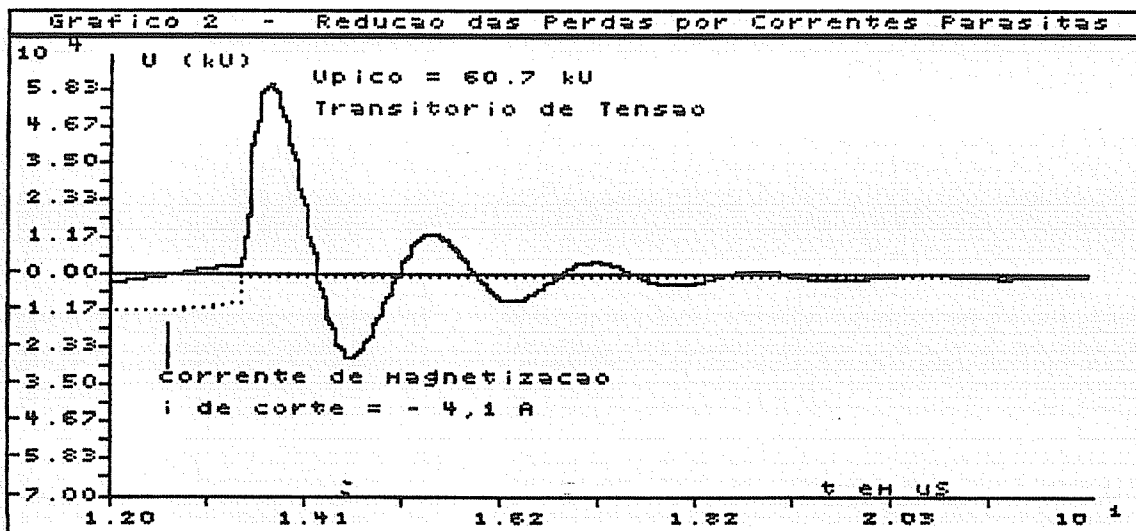
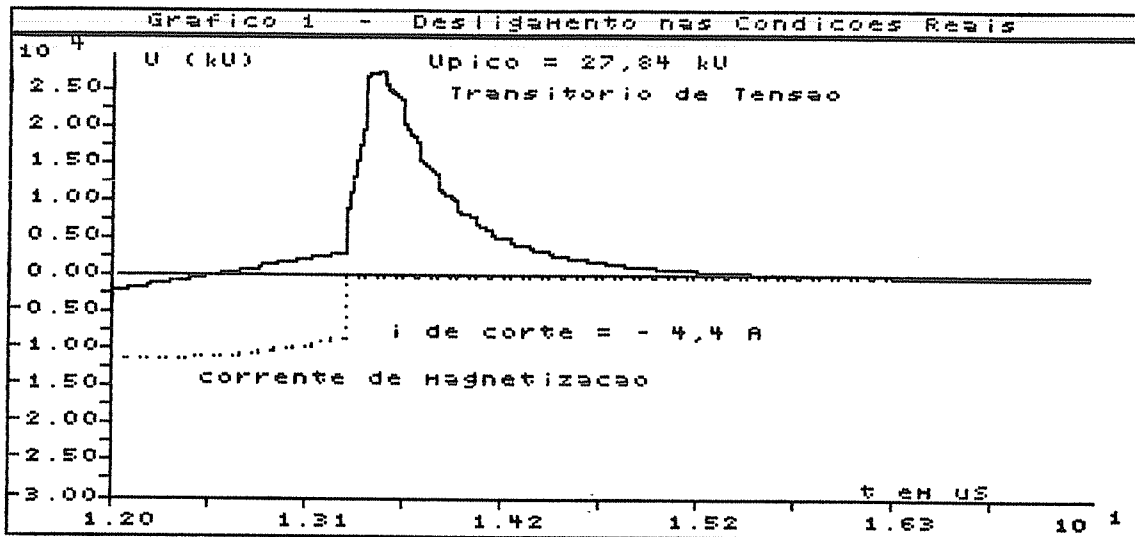
1a) De acordo com o ítem 10 do quadro, o trafo monofásico em estudo sofreria uma sobretensão de 27,84 kV (ou $2,47 \times VN$) na desenergização a vazio, na pior condição, ou seja, com 4 A de corrente cortada ("chopping current") pelo disjuntor. Este valor está de acordo com o calculado pelo método aproximado do ítem III.3.1.(a). A pequena diferença reside no fato de que, no ítem III.3.1.(a), considerou-se uma corrente interrompida na indutância de 4,0 A, enquanto que, na simulação, a corrente realmente interrompida foi de 4,4 A. Ou seja, a

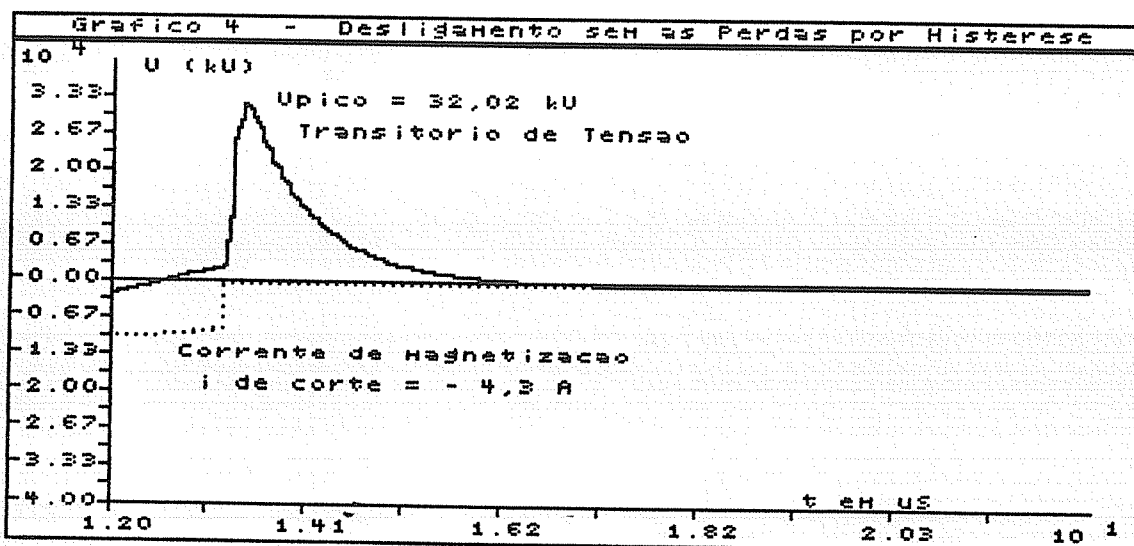
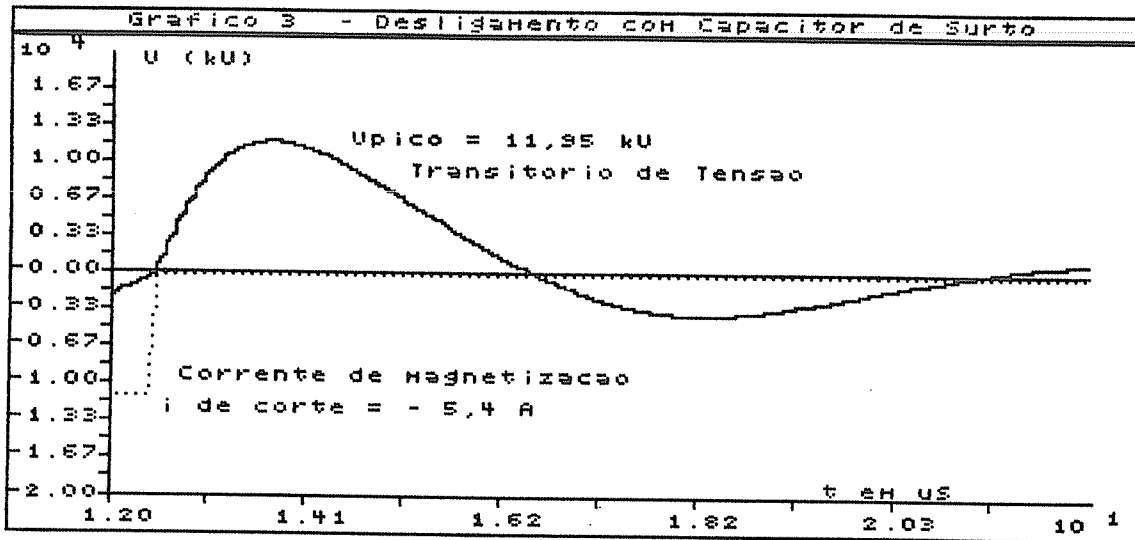
QUADRO 2

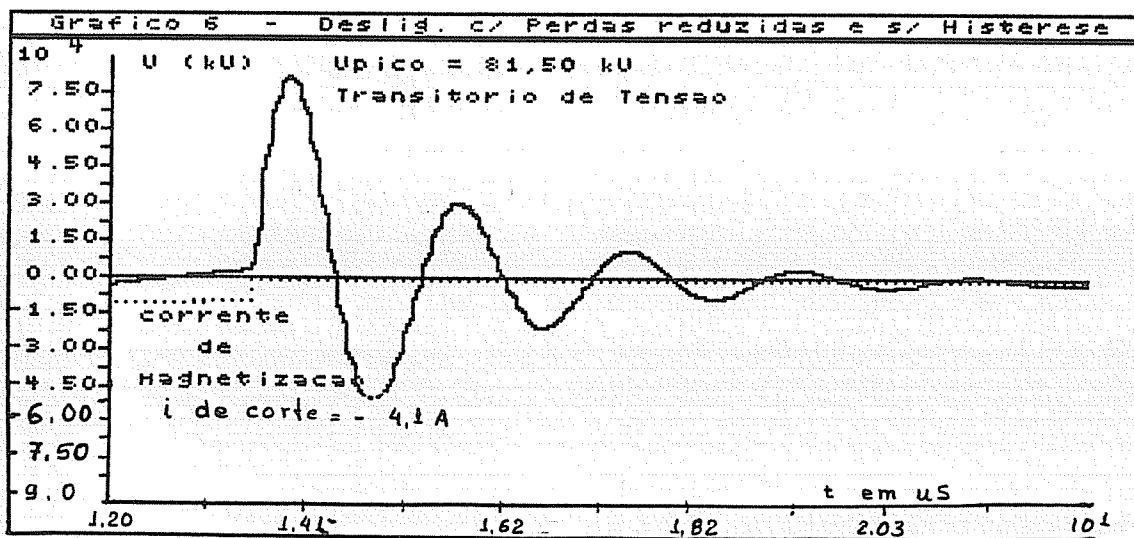
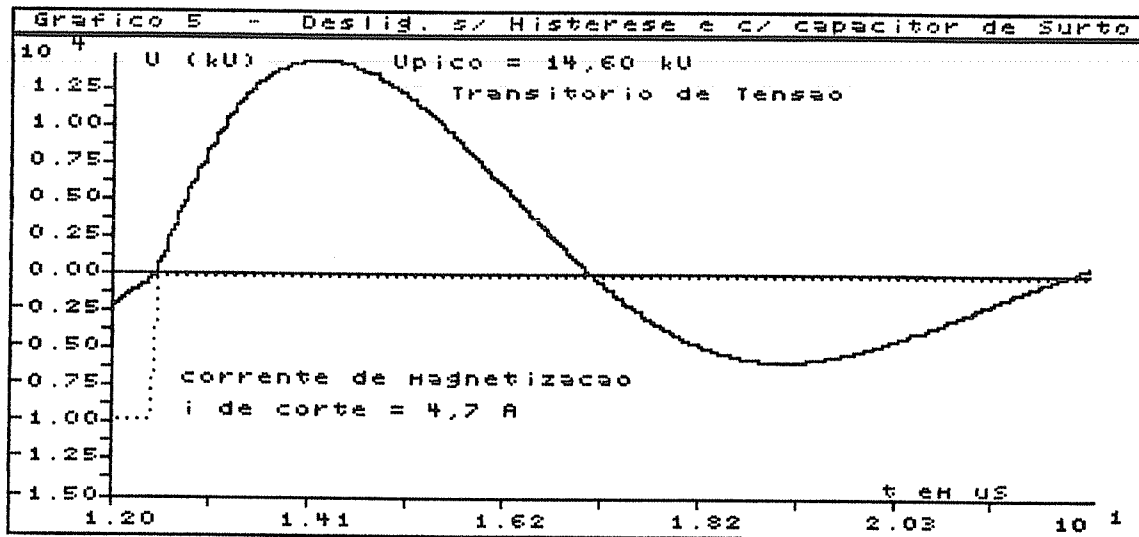
QUADRO COMPARATIVO PARA AVALIAÇÃO DOS RESULTADOS

Item	Parâmetros				Sobreten.
	ILT Inter. (A)	RT (k Ω)	LT (H)	CT (nF)	VT (kV)
01	0,5	10	Variável	9,34	4,66
02	1,0	10	conforme	9,34	8,18
03	1,5	10	tabela 1	9,34	11,39
04	2,0	10		9,34	14,69
05	2,5	10	ídem	9,34	17,95
06	3,0	10		9,34	21,28
07	3,5	10		9,34	24,39
08	4,0	10	ídem	9,34	26,72
09	- 5,1	1		9,34	4,79
10	- 4,4	10		9,34	27,84
11	- 4,2	20	ídem	9,34	39,17
12	- 4,1	100		9,34	60,70
13	- 4,0	1.000		9,34	69,30
14	- 4,3	10	ídem	0,0934	43,84
15	- 4,3	10		0,934	37,96
16	- 4,9	10		93,400	16,36
17	- 5,4	10	ídem	259,34	11,95
18	- 5,4	1.000		259,34	15,83
19	- 4,3	10	Não li -	9,34	32,02
20	- 4,7	10	near sem	259,34	14,60
21	- 4,1	100	histerese	9,34	81,50
22	- 4,2	10	cte. = 0,1	9,34	6,91
23	- 5,0	10	1,0	9,34	27,88
24	- 4,1	1.000	1,0	9,34	40,59
25	- 4,3	10	6,86	9,34	34,4
26	- 4,0	1.000	6,86	9,34	106,97

Obs.: O item 10 do quadro é o que representa as condições reais existentes no forno. Os demais casos foram simulados para se analisar o comportamento do sistema quando se varia os valores dos diversos parâmetros do circuito.







o programa computacional mostrou que a equação 112, desenvolvida por COLOMBO [01], não está completamente correta já que a corrente de corte do disjuntor "ich" não é igual à corrente na indutância "iLt", no momento do corte, e, por isso, aquela equação introduz um certo erro.

2a) A sobretensão gerada é aproximadamente proporcional à corrente cortada na indutância, o que confirma a fórmula

$$V_{cM} = i_{ch} \cdot \sqrt{\frac{L_t}{C_t} \eta_m}$$

utilizada no cálculo do item G.3.1.a.

3a) A sobretensão gerada aumenta sensivelmente (mais ou menos logaritmicamente) com o aumento de RT, ou seja, quanto menor as perdas por correntes parasitas, maior a sobretensão. Se as perdas forem muito elevadas a sobretensão não ocorre. Além disso, quanto maior as perdas, maior o amortecimento da sobretensão, se esta vier a ocorrer.

4a) A sobretensão diminui com o aumento de CT, porém, não inversamente proporcional a \sqrt{CT} simplesmente, pois, o rendimento magnético e a corrente cortada na indutância também variam com CT.

5a) O amortecimento é influenciado tanto por RT (que representa as perdas por correntes parasitas) quanto por LT "variável" (que dá origem às perdas por histerese). Considerando-se

a não linearidade da indutância do trafo sem levarmos em conta o ciclo da histerese, a sobretensão aumentou de 27,84 para 32,02 kV (ou 15 %) em consequência de não haver o amortecimento devido às perdas no ciclo de histerese.

6a) Com a presença do capacitor de surto ($C = 0,25 \text{ uF}$) a sobretensão deixou de existir em todas as situações simuladas.

7a) Para correntes interrompidas, na indutância do trafo, inferiores a 1,5 A a sobretensão não ocorreu.

8a) O programa simulou com sucesso a operação de desenergização a vazio do trafo monofásico e pode ser estendido à condição trifásica em trabalhos futuros.

III.6 - Referências Bibliográficas

[01] Colombo, Roberto : O Chaveamento de Transformadores em Vazio. Revista Siemens V(1985) Nº4.

[02] Greenwood , Allan : Electrical Transients in Power Systems, Ed. John Willey & Sons. Inc., 1971.

[03] Ihara - S. , Tuohy - E.J. : Chopping of Transformer Magnetizing Currents - Part II : Three-Phase Transformers , Paper 82 SM 459-6, IEEE, Jan/1982.

[04] Naidu - S. R. : Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas

de Potência, UFPb, Editora Grafset Ltda, 1985.

[05] Panek - J., Fehrle - K. G. : Overvoltage Phenomena Associated With Virtual Current Chopping in Three Phase Circuits, Paper T 74483-4, IEEE, Jul/1974.

[06] Panek - J. , Tuohy - E.J. : Chopping of Transformer Magnetizing Currents - Part I : Single Phase Transformers, Paper F 77096-1, IEEE, Feb/1977.

[07] Swift - Glenn W. : Power Transformer Core Behavior Under Transient Conditions, paper 71 TP 88 - PWR, IEEE, Feb/1971.

[08] Tsuyoshi Muramoto : Disjuntor a Vácuo de Média Tensão - Projeto e Construção - Siemens - 1982

[09] Young - A.F.B.: Some Researches on Current Chopping in High-Voltage Circuit-Breakers, Vol. 100 Part II (Power Engineering), No. 76, August/1953.

CAPÍTULO IV

PROTEÇÕES CONTRA SOBRETENSÕES NOS PRINCIPAIS EQUIPAMENTOS DOS
FORNOS ELÉTRICOS A ARCO

IV.1 - Sobretensões Orlundas de Condições Normais de Operações

Em condições normais de operação, conforme apresentado no item 11.2.1, as maiores sobretensões surgirão nos enrolamentos do transformador e, para protegê-lo contra as mesmas, deve-se tomar as seguintes precauções:

(a) No caso de transformadores com reatores instalados dentro da ligação triângulo A.T. do trafo, podem ser geradas sobretensões entre junções de fases diferentes do trafo e reator, que chegam a atingir até 2,5 vezes a tensão de pico da fonte, quando se tem sequência de fases desfavorável. Estas sobretensões são eliminadas pela ligação do reator fora do delta, ou seja, no circuito de alimentação do trafo.

b) As sobretensões geradas pela extinção ou curto-circuito de um arco, devido ao acoplamento dos fluxos magnéticos no trafo e reator, são uniformemente distribuídas ao longo dos enrolamentos. Desta forma isto não exige qualquer isolamento extra nas extremidades das bobinas, como é feito para surtos nas linhas de transmissão. No entanto, é necessário assegurar que o isolamento geral do enrolamento seja suficiente. Daí, recomenda-se que o nível geral de isolamento de trafos e reatores de fornos seja igual ao da próxima classe superior de tensão,

indicada para um trafo de potência comum, de características equivalentes.

c) As sobretensões nos diversos enrolamentos, exigem um isolamento reforçado nos condutores que fazem as conexões entre os diversos componentes, incluindo a chave comutadora utilizada na mudança das conexões do trafo. Esta chave também seria de uma classe de tensão mais elevada que a usual instalada em outros tipos de trafos.

O acréscimo de isolamento recomendado para suportar as variações de tensão devidas aos arcos, pode ser considerado, na maioria das situações, suficiente para suportar também as sobretensões oriundas dos surtos de chaveamento.

IV.2 - Sobretensões Devidas à Desenergização do Trafo Sob Carga. Corte Virtual da Corrente

Conforme descrito no item 11.2.3, para que ocorra o corte virtual de corrente, que gera sobretensões elevadíssimas no trafo, é necessário que o sistema opere sob determinadas condições.

Os trafos de potência menores, por terem frequências de ressonâncias mais baixas, são mais susceptíveis às amplificações internas de tensões pela ressonância, se a frequência de reignições múltiplas estiver próxima ou coincidir com a frequência natural dos enrolamentos.

IV.2.1 Sistemas de Proteção do Transformador

As configurações do sistema que proporcionam proteção adequada ao trafo contra sobretensões devidas ao corte virtual são as seguintes:

- a) Resistores de pré-inserção.
- b) Resistor de amortecimento em série com o capacitor de surto.
- c) Pára-raios instalados entre fases nos terminais A.T. do trafo.

O sistema com resistor de amortecimento proporciona uma proteção superior, em relação aos outros dois, pelos seguintes motivos:

1º) Pelo resistor de pré-inserção circula a corrente de carga, o que limita a frequência de manobras em carga da chave a vácuo, efetuadas pelo operador. O resistor tem que ser adequadamente dimensionado de forma a reduzir o valor da corrente de carga a valores suficientemente baixos. O processo é caro porque exige a aquisição de resistores de elevada potência e de uma chave (disjuntor) adicional.

2º) Os pára-raios não eliminam as tensões transitórias repetitivas se seus picos transitórios se mantiverem abaixo do valor de descarga do pára-raios. Devido à incerteza do efeito de numerosas tensões transitórias repetitivas sobre o enrolamento do transformador (amplificações internas por ressonância), mesmo limitadas pela tensão de descarga do pára-raios, considera-se superior a proteção oferecida pelo sistema com resis-

tor de amortecimento.

IV.2.2 - Dimensionamento do Circuito de Proteção RC

A figura 86 abaixo apresenta um diagrama unifilar onde se

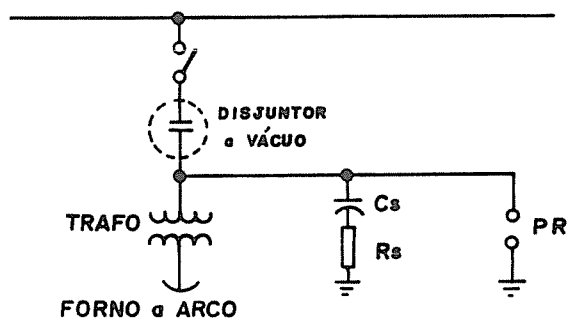


Fig. 86 - CIRCUITO RC PARA PROTEÇÃO TRANSITÓRIA

pode ver o circuito RC junto com pára-raios, para proteção contra surtos. A tabela 6, a seguir, mostra a máxima potência nominal em MVA, para o trafo do forno, que será protegido contra sobretensões devido a cortes de corrente a vazio.

KV FASE-FASE NOMINAL	TABELA 6 TRANSFORMADOR (MÁXIMO MVA PROTEGIDO)	CAPACITOR DE SURTO (CAPACITÂNCIA POR FASE e KV NOMINAL.
13.8	32	0.25 μ F, 13.8KV
24	48	0.125 μ F, 24KV
34.5	67	0.0833 μ F, *
46	89	0.0625 μ F, *
*1 de 0,25 μ F, 13,8KV em série com o de 0,125; 24KV. *2 de 0.125 μ F, 24KV em série		

Nesta tabela, a frequência da fonte é 60 Hz, a corrente de magnetização do transformador (I_{mag}) é considerada como sendo 1%, e a tensão limitada é igual a 2,5 vezes o valor de crista

da tensão fase-neutro normal quando ocorre o corte do valor de pico da corrente na frequência fundamental I_{mag} . Esta tabela foi originada pela seguinte equação (BLALOCK & MOORE, 1974):

$$C_s = \frac{89,1 (MVAt) (I_{mag} \%)}{f \cdot kV^2} \mu F \quad (134)$$

onde:

MVAt = potência nominal do trafo do forno em MVA

kV = tensão fase-fase da fonte em kV

f = frequência da fonte em Hz

No caso do FEA 3 temos :

$$\begin{array}{l} MVAt = 8,0 \text{ MVA} \\ I_{mag} = 1\% \\ f = 60 \text{ Hz} \end{array} \quad : \quad C_s = \frac{89,1 \times 8,0 \times 1}{60 \times 13,8^2} = 0,0624 \mu F$$

Como já existe um capacitor de 0,25 μF , 13,8 kV, instalado no FEA 3, sua proteção está super-dimensionada.

Há duas razões para manter o valor da capacitância tão baixo quanto possível:

1a) Quanto menor a capacitância, menor o módulo da corrente de reignição quando a chave a vácuo sofre reignição durante uma abertura em carga e daí, menor a possibilidade de ocorrer o corte virtual.

2a) No circuito RC, o resistor série deve conduzir a corrente do capacitor continuamente, de forma que a classe de potência do resistor será maior para um capacitor de surto maior.

O capacitor de surto, selecionado conforme descrito, junto com pára-raios instalados entre fase e terra no lado A.T. do trafo, proporcionará proteção de surto completa se o trafo sempre for chaveado a vazio. Porém, conforme exposto no item 11.2.3 e confirmado por testes de campo (BLALOCK & MOORE, 1974), mesmo transformadores protegidos por estes componentes podem estar sujeitos ao escalonamento de tensão transitória repetitiva e sobretensão transitória trifásica simultânea, quando a chave a vácuo desliga um trafo de forno em carga. A adição de um resistor de amortecimento, devidamente dimensionado, em série com o capacitor de surto irá evitar a geração destas tensões transitórias.

O resistor R_s de valor ôhmico apropriado fará com que a corrente de reignição se torne aperiódica de forma que nenhum zero de corrente irá acontecer até o próximo zero da corrente de carga, quando provavelmente haverá rigidez dielétrica suficiente entre os contatos dos polos da chave de modo a evitar reignições futuras e efetuar uma abertura com êxito.

IV.2.3 Escolha do Resistor de Amortecimento

Considere o sistema simples da fig. 87, onde a capacitância dos cabos C_c é desprezível em relação às demais, e a indutância do alimentador é muito menor que a indutância do sistema L_s , e existe um banco de capacitores C_{pf} para correção do fator de potência.

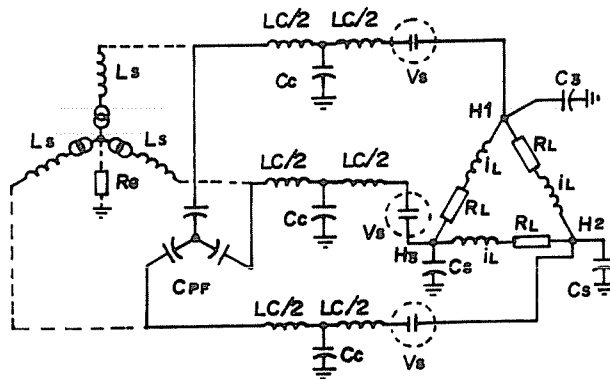


Fig. 87- REPRESENTAÇÃO TRIFÁSICA DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA.

Então para amortecer criticamente a corrente de reignição, a seguinte equação se aplica :

$$R_s \geq 2 \sqrt{\frac{L_c}{C}} \quad (135)$$

onde :

$$C = \frac{C_s \cdot C_{pf}}{C_s + C_{pf}} \quad (136)$$

A potência de dissipação do resistor é determinada pela corrente em C_s . Usualmente C_{pf} é muito maior que C_s de forma que a equação (135) se reduz a :

$$R_s \geq 2 \sqrt{\frac{L_c}{C_s}}$$

Se a corrente não fosse amortecida pelo resistor, a frequência de reignição seria:

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_c C}} \text{ Hz} \quad (137)$$

Em sistemas mais complexos ocorrem várias frequências de reignição diferentes. Assim um programa adequado de simulação, por computador, deve ser utilizado para facilitar o cálculo do valor ôhmico do resistor que evitará o corte virtual.

Caso fosse necessário instalar um resistor de amortecimento em série com o capacitor de surto do FEA 3 da Acesita, o seu valor ôhmico aproximado seria o seguinte:

$$L_c = L_{c1} + L_{c2} = 225 + 33 = 258 \text{ uH}$$

$$C_s = 0,25 \text{ uF}$$

$$R_s \geq 2\sqrt{\frac{258 \cdot E^{-6}}{0,25 \cdot E^{-6}}} = 64 \text{ ohms}, \quad I_s = \frac{13800}{\sqrt{3} \cdot X_c} = \frac{7967}{10610} = 0,75 \text{ A}$$

$$P = 36 \text{ W}$$

IV.3 - Sobretensões Provocadas pela Desenergização a Vazio

A desenergização de transformadores a vazio é o tipo de operação, para o caso dos F.E.A.'s da Acesita, que pode gerar, na maioria das vezes, as piores sobretensões. Isto porque:

- o corte virtual não ocorre porque nos fornos não existe banco de capacitores para correção do fator de potência, com

neutro isolado, junto ao disjuntor a vácuo, no lado da fonte.

- o escalonamento de tensão, devido às reignições sucessivas, não acontece em consequência do forte amortecimento provocado pelas perdas nos trafos, que são relativamente elevadas.

No ítem III.3.1 foi feito o cálculo aproximado da sobretensão gerada pela desenergização a vazio de um trafo monofásico com características equivalentes às do trafo do FEA 3.

No ítem III.4 efetuou-se a simulação desta situação através de computador. O resultado foi de uma sobretensão de aproximadamente $2,48 \times V_{Npico}$ sem a presença do capacitor de surto, e, com o capacitor de surto não houve sobretensão.

No caso trifásico, na pior condição, o cálculo apresentou uma sobretensão de $2,76 \times V_{Npico}$ sem capacitor de surto, e, com o capacitor de surto de $0,25 \mu F$ a sobretensão não ocorreu.

O capacitor evita a ocorrência de elevadas taxas de variação de tensão (ou seja, altos dV/dt), porém não impede que a tensão cresça lentamente até atingir valores perigosos, assim pára-raios devem ser utilizados em paralelo com o capacitor de surto.

IV.3.1 Dimensionamento do Capacitor

A escolha do capacitor pode ser feita conforme descrito no ítem IV.2.

IV.3.2 Escolha do Pára-raios

O tipo ideal de pára-raios a ser utilizado na proteção de transformadores de fornos é o de ZnO (óxido de zinco), por possuir características operacionais bem superiores aos demais. A partir de dados do sistema onde se instalará o pára-raios, efetua-se o dimensionamento e especificação do mesmo. No caso do F.E.A. Nº 3 os dados do pára-raios seriam os seguintes:

$V_n = 15 \text{ kV}$ (Sistema não aterrado solidamente)

Tensão de operação crítica = 19 kV

Tensão residual (8 x 20 us) = 33 kV (10 kA)

Nível de proteção de frente de onda (0,6 x 1,5 us) = 38 kV

BIL = 110 kV (Tensão primária do trafo = 13,8 kV).

IV.4 - Conclusões

1a) Se o transformador de forno for adequadamente projetado e dimensionado para suportar as sobretensões oriundas das condições normais de operação, ele suportará também a maioria das sobretensões provocadas pelas operações de chaveamento.

2a) A reignição de um disjuntor, na maioria das vezes, tem um efeito limitador sobre a sobretensão gerada. Porém, no caso do

disjuntor a vácuo, devido à sua habilidade de interromper correntes transitórias de frequências mais altas, podem ocorrer sobretensões muito elevadas devido ao efeito de reignições sucessivas (amplificações de tensão nos enrolamentos do trafo devido à ressonância). Para proteger o trafo contra este efeito, o ideal é um circuito RC (resistor de amortecimento em série com um capacitor de surto) em paralelo com pára-raios. O resistor faz com que a corrente transitória de reignição seja amortecida, até que o disjuntor possa interrompê-la, definitivamente, numa nova passagem por zero.

3a) Existem determinadas condições especiais de sistemas com fornos a arco, operando com chaves a vácuo, que podem proporcionar a ocorrência do efeito chamado "corte virtual da corrente", que gera elevadíssimas sobretensões. Também neste caso, como no ítem anterior, a proteção ideal é um circuito RC em paralelo com pára-raios.

4a) No caso dos fornos da Acesita, devido à possibilidade muito remota de ocorrer os efeitos citados nos ítems 2 e 3, as piores sobretensões são geradas pelas condições normais de operação (FEA's 1 e 2) e pela desenergização a vazio (FEA's 1, 2 e 3). Daí, a proteção hoje existente nos referidos equipamentos, constituída de capacitor de surto em paralelo com pára-raios, atende satisfatoriamente.

5a) O programa computacional de simulação, que foi desenvolvido para a condição de desenergização de um trafo monofásico a vazio, apresentou resultados que confirmaram os cálculos

analíticos das sobretensões geradas, naquela condição.

IV.5 - Referências Bibliográficas

[01] Blalock, T. J. & Moore, A. H. : "Extensive Field Measurements Support New Approach to Protection of Arc Furnace Transformer Againsts Switching Transients", IEEE Transactions, paper T 74.405-7, PES Summer Meeting 1974.

[02] Moore, A. H. & Mallon, W. K. : "Transient Overvoltages on Arc Furnace Power Systems" , General Electric Company , 1974 .

[03] Panek, J. & Fehrie, K. G. : "Overvoltages Phenomena Associated With Virtual Current Chopping in Three Phase Circuits", paper T 74.483-4, IEEE, July/1974.

[04] Robinson, B. C. : "Excess Voltages in Transformers and Reactors Connected to 3-phase Electric Arc Furnaces", paper No. 1271, G. A. Parsons and Co. Ltd., Jan/1952.

CAPÍTULO V

CONCLUSOES FINAIS

V.1- Conclusões

Na parte "A" deste trabalho foi apresentado um histórico sobre o desenvolvimento e a crescente utilização de fornos elétricos a arco, para produção de aço, no Brasil e no mundo, onde foram mostradas as suas atraentes vantagens em relação aos demais processos produtivos e a sua importância cada vez maior, nos dias de hoje, na indústria do aço.

Foram definidos, de uma maneira geral, os principais problemas relacionados com a operação dos mesmos. Dentre eles está a geração de sobretensões no sistema elétrico do forno, cuja importância e consequência para os equipamentos foram as causas do desenvolvimento deste trabalho. Foram então determinadas, as origens destas sobretensões. A seguir foram desenvolvidos os processos para calculá-las analiticamente, denominados de métodos aproximados. Um programa computacional de simulação para o caso de desenergização de um trafo monofásico a vazio foi desenvolvido, o qual pode ser estendido para a condição trifásica, e, finalmente, foram apresentados os critérios necessários para a escolha das proteções adequadas.

A partir da teoria desenvolvida, dos cálculos e resultados apresentados, foi possível chegar às seguintes conclusões:

1a) Em condições normais de operação, podem ocorrer sobretensões da ordem de até 2,5 vezes a tensão de pico fase-fase da fonte. Estas sobretensões surgem nos trafos, com reatores instalados dentro da ligação delta, nas condições de arco instável envolvendo a extinção de um deles. Estas sobretensões são internas e não são influenciadas pela proteção externa. Para proteger o trafo contra estas sobretensões recomenda-se:

- Instalação do reator, quando necessário, fora da ligação delta do trafo, ou seja, no circuito de alimentação da ligação delta;
- O nível geral de isolamento de trafos e reatores de fornos deve ser igual ao da próxima classe superior de tensão, recomendada para um trafo de potência comum equivalente;
- Os cabos de ligação das derivações e a chave comutadora de taps também devem ter isolamento reforçado.

2a) Nas energizações de transformadores a vazio, teoricamente, não ocorrem tensões transitórias de magnitudes elevadas. Nas experiências realizadas (ítem 11.2.2) com energizações de trafos a vazio, o valor de 1,7 vezes a tensão de pico fase-terra não foi ultrapassado. É sempre aconselhável, no entanto, estudar o sistema no tocante à possibilidade de ressonância harmônica durante o transitório de chaveamento.

3a) A abertura de transformadores de fornos em carga, dependendo da configuração do sistema, pode provocar sobretensões elevadíssimas devidas ao escalonamento de tensões transitórias repetitivas e aos transitórios simultâneos causados pelo corte virtual de corrente.

A proteção contra estas sobretensões é feita por intermédio de um circuito RC em paralelo com pára-raios. O resistor R amortece a corrente de reignição, tornando-a unidirecional, fazendo com que ela se anule somente após um tempo relativamente longo.

No FEA 3 não foi constatada a possibilidade de ocorrência das sobretensões acima porque:

- não existe banco de capacitores, com neutro isolado, para correção do fator de potência junto à chave a vácuo, no lado da fonte, o que é uma condição necessária para a ocorrência do corte virtual;
- as perdas no trafo são tais que provocam um efeito de amortecimento equivalente ao que seria obtido com a instalação do resistor.

4a) A desenergização a vazio é o tipo de operação, para o caso dos fornos da Acesita, que pode gerar, na maioria das vezes, as piores sobretensões. O maior valor calculado de sobretensão, que seria gerada por este tipo de manobra, foi de 31,1 kV (ou 2,76 vezes o valor de pico fase-terra) se não houvesse o capacitor de surto instalado. Com o capacitor a sobretensão não acontece. Desta forma a proteção constituída de capacitor de surto em paralelo com pára-raios atende, satisfatoriamente, aos fornos da Acesita.

5a) O programa computacional de simulação desenvolvido para o caso da desenergização a vazio de um trafo monofásico, com características equivalentes às do trafo do FEA 3, ratificou o

valor de sobretensão calculado pelo método aproximado e apresentou conclusões adicionais citadas no item III.4.

6a) A proteção mais completa que, ao nosso ver, atende à maioria das situações decorrentes de sobretensões transitórias, geradas pelas manobras de disjuntores a vácuo nos FEA's, é a constituída pelo circuito RC em paralelo com pára-raios; no entanto, para se definir e dimensionar esta proteção, é indispensável o conhecimento das diversas variáveis do sistema e a análise da possibilidade de ocorrência de ressonância harmônica durante o transitório de chaveamento.

V.2- Sugestões para os Próximos Trabalhos

O presente trabalho por ser muito abrangente no tocante às origens de sobretensões nos Fornos Elétricos a Arco, pode ser utilizado como fonte básica para o desenvolvimento de diversos outros trabalhos. Como sugestão podem ser citados os seguintes temas:

1 - Extensão da simulação de abertura a vazio de trafos monofásicos para os transformadores trifásicos, considerando os efeitos de indutâncias mútuas entre cabos.

2 - Dimensionamento do capacitor de surto e resistor de amortecimento por meio da simulação, no computador, analisando as possibilidades de ocorrência de ressonância.

3 - Simulação das sobretensões originadas pelo corte virtual da corrente.

4 - Simulação do escalonamento de tensão (amplificação de tensão no enrolamento do trafo) devido às reignições sucessivas.

APÊNDICE A

LISTAGEM DO PROGRAMA DE SIMULAÇÃO DA OPERAÇÃO DE

DEENERGIZAÇÃO DE UM TRANSFORMADOR MONOFÁSICO A VAZIO

TRANSITORIO DE CHAVEAMENTO

Operação de Desenergização do Transformador do Forno Elétrico a Arco n. 3 a vazio - Equivalente Monofásico.

```

-----
RT          : Resistência que representa as Perdas por
              Correntes Parasitas no Núcleo do Trafo
RG          : Resistência de Aterramento do Neutro do
              Sistema
LT          : Indutância de Magnetização do Trafo
CT          : Capacitâncias do Trafo
INTPOL     : Subrotina que permite determinar o valor de
              Lt por meio da Interpolação
VG          : Tensão no Neutro da Fonte
VS,V1,VT   : Tensões na fonte, no ponto 1 e no trafo
IL1,IL2,ICG : Correntes no circuito de alimentação do Trafo
IRT,ILT,ICT : Correntes no Trafo propriamente dito
T,DT       : Tempo e Incremento de Tempo
TA          : Tempo em que se inicia o movimento de abertu-
              ra dos dos contatos do Disjuntor
TS          : Tempo de Simulação
TIG         : Tempo em que se inicia a gravação em arquivo
TS          : Tempo de Simulação
ILDA(I),F(I) : Valores de Corrente e de Indutância da Tabela
              IL x Lt na Ordem Crescente
-----

```

```

-----
DIMENSION IL1(2),IL2(2),ILT(2),ICT(2),ICG(2),ILDA(40),
          FG(40),AIL(2)

```

```

REAL IL1,IL2,IRT,ILT,ICG,ICT,ILDA,L1,L2,LT,IT,IT1,IT2,
     ITgraf

```

Inicialização das Variáveis

```

DATA IL1,IL2,IRT,ICT,ILT,ICG,VD,T,AIL/15*0.0/

```

Leitura de Dados

```

WRITE(2,5)

```

```

5 FORMAT(1X,'FORNECER OS DADOS DE : '//,1X,'INDUTANCIAS :
     L1,L2,LT',//,1X,'RESISTENCIAS : RG,RT'//,1X,'CA
     PACITANCIAS : CG,CT'//,1X,'TEMPOS : TS,TA,DT'//,
     1X,'ANGULO : FI'//)

```

```

READ(1,10) L1,L2,LT,RG,RT,CC,CT,TS,TA,DT,FI
10 FORMAT(10E10.3,/,1E10.3)
WRITE(2,15)L1,L2,LT,RG,RT,CC,CT,TS,TA,DT,FI
15 FORMAT(1X,'INDUTANCIAS'///,2X,3E12.3///1X,'RESISTENCIAS'///,
2X,2F9.1///1X,'CAPACITANCIAS'///,2X,2E12.3///1X,'TEM
POS'///,2X,3E10.1///1X,'ANGULO FI'///,2X,F5.1,/)
WRITE(2,20)
20 FORMAT(1X,'LER N = NUMERO DE PONTOS DA TABELA CORRENTE x
INDUTANCIA',/)
READ(1,25) N
25 FORMAT(15)
WRITE(2,25) N
WRITE(2,30)
30 FORMAT(/)
WRITE(2,35)
35 FORMAT(1X,'FORNECER CORRENTES NA ORDEM CRESCENTE JUNTAMEN-
TE COM OS VALORES RESPECTIVOS DAS INDUTANCIAS',/)
READ(1,40) (ILDA(I),FC(I),I=1,N)
40 FORMAT(2F10.3)
WRITE(2,45)(ILDA(I),I=1,N),(FC(I),I=1,N)
45 FORMAT(1X,'CORRENTES'///,3(1X,9F9.2,/)1X,6F9.2///1X,'IN-
DUTANCIAS'///,3(1X,9F9.2,/)1X,6F9.2//)
WRITE(2,50)
50 FORMAT(1X,2X,'TEMPO',7X,'TENSOES NA FONTE E NO TRAF0',1X,
'CORRENTE TOTAL NO TRAF0, NO RESISTOR, NO CAPACI-
TOR, NO INDUTOR E VALOR INSTANTANEO DA INDUTANCIA
LT',/)

```

P R O G R A M A P R O P R I A M E N T E D I T O

```

ARG=RG
RG=20.
ACT=CT
CT=0.0
INTER=1
IGRAF=0
AA=1.0
IF(TS.GT.(TA+1000.*DT))TS=TA+1000.*DT
TIG=TA-50.*DT
PI=4.*ATAN(1.)
F=60.
W=2.*PI*F
EM=13800.*SQRT(2./3)
60 ITERACAO=0
IDEGRES=0
61 AB=AA*INTER
Y11=DT/(2.*L1+RG*DT)+AB*DT/(2.*L2)+2.*CC/DT
Y12=-AB*DT/(2.*L2)
Y21=Y12
Y22=AB*DT/(2.*L2)+DT/(2.*LT)+2.*CT/DT+1./RT
VS=EM*SIN(W*T+FI)
IF(ITERACAO.EQ.1) GO TO 62

```

C á l c u l o d a s C o r r e n t e s n o T e m p o
A n t e r i o r

```
IL1(2)=DT*(VS-V1-RG*IL1(1))/(2.*L1)+IL1(1)
IL2(2)=AB*DT*(V1-VD-VT)/(2.*L2)+IL2(1)
ILT(2)=DT*VT/(2.*LT)+ILT(1)
IGC(2)=2.*CC*V1/DT+IGC(1)
IGT(2)=2.*CT*VT/DT+IGT(1)
```

```
IT1=DT*VS/(2.*L1+RG*DT)+AB*DT*VD/(2.*L2)+IL1(2)-
      IL2(2)+IGC(2)
IT2=AB*DT*VD/(2.*L2)+IL2(2)+IGT(2)-ILT(2)
```

C á l c u l o d a s T e n s õ e s

```
62 VT=(IT2*Y11-IT1*Y21)/(Y11*Y22-Y12*Y21)
V1=(IT1*Y22-IT2*Y12)/(Y11*Y22-Y12*Y21)
```

A t u a l i z a ç ã o d a s C o r r e n t e s

```
IL1(1)=DT*(VS-V1-RG*IL1(2))/(2.*L1)+IL1(2)
IL2(1)=AB*(DT*(V1-VD-VT)/(2.*L2)+IL2(2))
ILT(1)=DT*VT/(2.*LT)+ILT(2)
IGC(1)=2.*CC*V1/DT-IGC(2)
IGT(1)=2.*CT*VT/DT-IGT(2)
```

```
IF(ITERACAO.EQ.1) GO TO 63
IF(ILT(1).LT.ILT(2)) IDEGRES=1
```

C o r r e ç ã o d o V a l o r d e L T

```
63 AUX=LT
CALL INTPOL(LT, IDEGRES, ILT(1), ILDA, FC, N)
IF(ABS((LT-AUX)/LT).LT.0.05) GO TO 64
ITERACAO=1
GO TO 61
```

C o r r e n t e t o t a l n o T r a f o

```
64 IRT=VT/RT
IT=ILT(1)+IRT+IGT(1)

IF(T.LT.TA) GO TO 70
VX=V1-L2*(IL2(1)-IL2(2))/DT
CALL DESLIGA(T, TA, IT, VX, VT, INTER, VD)
CT=ACT
```

A t u a l i z a ç ã o d o T e m p o

```
70 T=T+DT
IF(T.GT.TS) GO TO 100
```

C o r r e ç ã o d o V a l o r d e R g

```
RG=RG-0.01
IF(RG.LE.ARG)RG=ARG
```

Impressão dos Resultados

```
WRITE(2,85)T,VS,VT,IT,IRT,ICT(1),ILT(1),LT
85 FORMAT(1X,E8.3,1X,2F8.1,1X,4F9.4,1X,F5.2,/)

```

Impressão de VT x T e IT x T em arquivos para construção de gráficos

```
IF(T.LT.TIG)GO TO 60
IGRAF=IGRAF+1
IF(IGRAF.LT.5) GO TO 60
TGRAF=T*1.E+3
ITgraf=IT*2000.0
WRITE(3,90)TGRAF,VT
WRITE(4,90)TGRAF,ITgraf
90 FORMAT(1X,2E10.3)
IGRAF=0

```

Fim do Programa

```
GO TO 60
100 STOP
END

```

Subrotina de Interpolação para Determinação do Valor da Indutância de Magnetização LT atualizado.

```
SUBROUTINE INTPOL(QN,IP1,PX,X,FA,N1)
DIMENSION A(40),X(40),FA(40)
P2=PX
IF(IP1.EQ.1)P2=-PX
DO 320 JK=1,N1
IF(P2.GT.X(JK).AND.P2.LE.X(JK+1)) GO TO 330
320 CONTINUE
330 IF(P2.LE.X(3))JK=3
IF(P2.GE.X(N1-2))JK=N1-2
QN=FA(JK-2)
DO 370 I1=JK-1,JK+2
A(I1)=0.0
DO 350 K=JK-2,I1
C=1.0
DO 340 L=JK-2,I1
IF(K.EQ.L) GO TO 340
C=C*(X(K)-X(L))
340 CONTINUE
A(I1)=A(I1)+FA(K)/C
350 CONTINUE
B=1.0
DO 360 J=JK-2,I1-1
360 B=B*(P2-X(J))
370 QN=QN+A(I1)*B
RETURN
END

```

Subrotina para Cálculo da Tensão na Abertura do Disjuntor e confirmação da Interrupção

```

SUBROUTINE DESLIGA(T1,T2,I3S,EX,EY,INTERS,VDS)
REAL I3S
IF(ABS(I3S).GT.4.0)GO TO 510
TD=T1-T2
RD=1.E+10
INTERS=1
VDS=0.0
A=100.
B=1.E+7
IF(I3S.LE.4.0) VDS=RD*TD
IF(VDS.GT.ABS(EX-EY))INTERS=0
IF(INTERS.EQ.0) GO TO 500
IF(ABS(I3S).LT.0.01)I3S=0.01
VDS=A+B*TD/I3S
GO TO 510
500 I3S=0.0
510 RETURN
END

```

Dados de Entrada

Caso 1

- a) Indutâncias L1, L2 e valor inicial de LT
0.180E-3, 0.180E-3, 7.92
- b) Resistências Rg e Rt
0.01, 1.E+4,
- c) Capacitâncias Cc e Ct
1.675E-6, 9.34E-9,
- d) Tempos de simulação (Ts) e de abertura do disjuntor (Ta) e
intervalo de tempo (Dt)
1.E-1, .1245E-1, 1.E-5
- e) Ângulo FI = 1.5707963 rds

d) Tabela Lt x It

Número de pontos = 33

It	Lt	It	Lt	It	Lt
-20.00	0.59	-1.25	4.64	2.10	11.56
-10.00	0.59	-0.83	5.74	2.51	8.93
-7.54	0.60	-0.42	6.67	3.34	6.82
-6.71	0.69	0.00	7.92	4.19	5.54
-5.86	0.91	0.42	9.66	5.03	4.36
-5.03	1.22	0.54	10.88	5.86	3.49
-4.19	1.62	0.83	13.05	6.71	2.75
-3.34	2.17	1.25	14.46	7.54	2.22
-2.51	2.95	1.29	14.48	10.00	2.21
-2.10	3.41	1.68	13.95	20.00	2.20
-1.68	3.98	1.84	12.94	30.00	2.20

Obs.:

1a) Os dados de entrada dos demais casos são semelhantes aos apresentados acima, alterando-se apenas algumas variáveis conforme quadro 2 do trabalho.

2a) A tabela "Lt x It" mostrada acima apresenta os valores de corrente apenas no sentido crescente, para obter os dados no sentido decrescente basta trocar o sinal de It em toda a tabela.