

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 345

**ESTUDOS DE PARÂMETROS DE GERADORES  
CONSIDERANDO ASPECTOS DE ESTABILIDADE  
PARA APLICAÇÃO NA EXPANSÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS**

*Jorge Luiz Teixeira*

DATA DA DEFESA: 27/05/03

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO**

**ESTUDOS DE PARÂMETROS DE GERADORES  
CONSIDERANDO ASPECTOS DE ESTABILIDADE PARA  
APLICAÇÃO NA EXPANSÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS**

**CANDIDATO: Jorge Luiz Teixeira**

**ORIENTADOR: José Luiz Silvino**

**Maio de 2003**

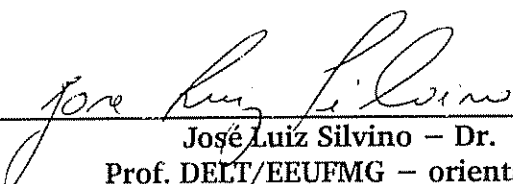
"ESTUDOS DE PARÂMETROS DE GERADORES  
CONSIDERANDO ASPECTOS DE ESTABILIDADE  
PARA APLICAÇÃO NA EXPANSÃO DE  
SISTEMAS ELÉTRICOS"

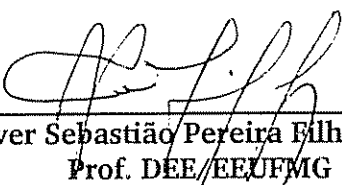
JORGE LUIZ TEIXEIRA

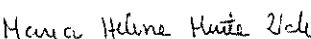
Dissertação de Mestrado submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de *Mestre em Engenharia Elétrica*.


Aprovada em 27 de maio de 2003.

Por:

  
José Luiz Silvino – Dr.  
Prof. DELT/EEUFMG – orientador

  
Clever Sebastião Pereira Filho – Dr.  
Prof. DEE/EEUFMG

  
Maria Helena Murta Vale – Dra.  
Profa. DEE/EEUFMG

  
Danilo Pereira Pinto – Dr.  
Prof. UFJF

# **ESTUDOS DE PARÂMETROS DE GERADORES CONSIDERANDO ASPECTOS DE ESTABILIDADE PARA APLICAÇÃO NA EXPANSÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS**

## **RESUMO**

Neste trabalho é feita uma análise da influência dos parâmetros das máquinas síncronas e do sistema de interligação das usinas na estabilidade transitória do sistema elétrico, e avaliados os impactos técnicos e econômicos de eventuais ajustes desses parâmetros nos custos de projeto dos geradores. Foi dada particular atenção para usinas de médio e pequeno porte, interligadas a sistemas regionais de subtransmissão.

Para a consecução desses objetivos, foram desenvolvidas duas linhas de ação. A primeira foi dedicada ao estudo dos aspectos relativos à estabilidade transitória, e a segunda à determinação das relações entre características de projeto, parâmetros eletromecânicos e os custos dos geradores.

As análises de estabilidade transitória foram realizadas inicialmente para um sistema simplificado de três barras e, em seguida, para casos derivados de situações reais. A análise das relações entre as características físicas e eletromecânicas e os custos das máquinas foi efetuada a partir de estudos, informações teóricas e dados práticos fornecidos por fabricantes e especialistas do setor.

## **ABSTRACT**

In this work an analysis of the influence of synchronous machine electromechanical parameters on transient stability is made. Technical and economical impacts of these parameters on machines cost are evaluated. Particular attention was given for hidrelectrical plants connected to regional systems.

In this research, two lines were adopted. The first considers the electromechanical synchronous machines characteristics and their influence on electrical system transient stability. The second discusses the project aspects and relationship between machine parameters and project costs.

For transient stability analysis were made digital simulations considering a small three busses system behavior. This research was completed by simulations of systems of real cases. The technical and economical impacts of generators parameters on project cousts were defined based on research on books, articles and practical information given by generators manufactures and project engineers.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço antes de tudo a Deus, Ele que me guiou tantas vezes, quando estive prestes a desanimar.

À minha querida esposa Marisa, e a meus queridos pais e irmãos, pelo carinho e incentivo que nunca me faltaram no caminho.

Ao meu orientador Prof. José Silvino, pela amizade, bom senso e profissionalismo.

À nossa Mestra Prof. Maria Helena Murta Vale, por sua amizade, confiança e lucidez.

Ao Amauri, pela amizade, dedicação, confiança, estímulo e incentivo.

Aos amigos da CEMIG, cujo apoio foi fundamental para este trabalho. Quero agradecer especialmente ao Rômulo, Sebastião, Cléber Esteves e José Cléber, Valério, Gercina, Valdério, José Carlos, ao Adevaldo, Betel e Eustáquio (meus amigos da Triângulo-Oeste), ao Anderson, Alécio, Daniel, José Roberto, Olson e Osvaldo, ao Edson Cláudio, Emerson e Manoel Rafael, ao Gallery e ao Gualberto, à Andréia, Carla e Tânia, aos meus amigos da Engenharia de Operação, da Engenharia de Projeto de Geração, ao pessoal da Biblioteca CEMIG, e muitos outros. Sem a ajuda deles teria sido muito mais difícil.

À memória dos *Five*, que continua a nos fortalecer 20 anos depois.

## ÍNDICE

<b>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....</b>	<b>3</b>
1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	3
1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....	7
 <b>CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E CONCEITOS DE ESTABILIDADE EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA.....</b>	 <b>8</b>
2.1 INTRODUÇÃO.....	8
2.2 EVOLUÇÃO DO PROBLEMA E DO CONCEITO DE ESTABILIDADE.....	8
2.3 EVOLUÇÃO DOS PROBLEMAS DE ESTABILIDADE NO SISTEMA BRASILEIRO.....	14
2.4 CLASSIFICAÇÃO DA ESTABILIDADE EM SISTEMAS DE POTÊNCIA.....	17
2.4.1 ESTABILIDADE DE TENSÃO.....	18
2.4.2 ESTABILIDADE DE LONGO E MÉDIO TERMOS.....	19
2.4.3 ESTABILIDADE ANGULAR.....	19
2.6 ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA EM SISTEMAS ELÉTRICOS.....	32
2.6 CRITÉRIOS E PROCEDIMENTOS PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA.....	33
 <b>CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS E MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA.....</b>	 <b>38</b>
3.1 INTRODUÇÃO.....	38
3.2 DESCRIÇÃO FÍSICA DAS MÁQUINAS SÍNCRONAS.....	38
3.3 EQUAÇÕES BÁSICAS DA MÁQUINA SÍNCRONA.....	40
3.2.1 TRANSFORMAÇÃO DE PARK.....	45
3.2.2 EQUAÇÕES DE TENSÃO.....	48
3.2.4 EQUAÇÕES DE POTÊNCIA.....	50
3.2.6 REPRESENTAÇÃO EM PU DAS GRANDEZAS DA MÁQUINA.....	51
3.2.7 EQUAÇÕES NORMALIZADAS PARA AS MÁQUINAS SÍNCRONAS.....	55
3.4 CIRCUITOS EQUIVALENTES DA MÁQUINA SÍNCRONA.....	59
3.6 PARÂMETROS DAS MÁQUINAS SÍNCRONAS.....	69
3.7 MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE.....	76
3.7.1 MODELO I.....	77
3.7.2 MODELO II.....	79
3.7.3 MODELO III.....	80
3.7.3 MODELO IV.....	82
3.8 SISTEMAS DE EXCITAÇÃO.....	85
3.8.1 REQUISITOS DOS SISTEMAS DE EXCITAÇÃO.....	86
3.8.2 PRINCIPAIS ELEMENTOS DOS SISTEMAS DE EXCITAÇÃO.....	86
3.8.3 PRINCIPAIS TIPOS DE SISTEMAS DE EXCITAÇÃO.....	87
3.9.3 DESEMPENHO DINÂMICO DOS REGULADORES DE TENSÃO.....	91
3.9.4 MODELAGEM DOS REGULADORES DE TENSÃO.....	92
3.9 REGULADORES DE VELOCIDADE.....	92

<b>CAPÍTULO 4 - ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA .....</b>	<b>94</b>
4.1	<b>INTRODUÇÃO .....</b> 94
4.2.1	<b>INFLUÊNCIA DA IMPEDÂNCIA DO SISTEMA ELÉTRICO .....</b> 96
4.2.2	<b>INFLUÊNCIA DO TEMPO DE ABERTURA DOS DISJUNTORES .....</b> 98
4.2.3	<b>INFLUÊNCIA DOS NÍVEIS DE CARREGAMENTO DAS MÁQUINAS .....</b> 100
4.2.4	<b>INFLUÊNCIA DA INÉRCIA DAS MÁQUINAS .....</b> 102
4.2.5	<b>INFLUÊNCIA DA REATÂNCIA SÍNCRONA DE EIXO DIRETO ( <math>X_D</math> ) .....</b> 105
4.2.6	<b>INFLUÊNCIA DA REATÂNCIA SÍNCRONA DE EIXO QUADRATURA ( <math>X_Q</math> ) .....</b> 106
4.2.7	<b>CONSTANTE DE TEMPO TRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO EM CIRCUITO ABERTO .....</b> 111
4.2.8	<b>EFEITOS DA SATURAÇÃO SOBRE A ESTABILIDADE TRANSITÓRIA .....</b> 113
4.2.9	<b>EFEITOS DO REGULADOR DE TENSÃO (RT) SOBRE A ESTABILIDADE TRANSITÓRIA .....</b> 114
4.2.10	<b>CONCLUSÕES DA ANÁLISE PARAMÉTRICA .....</b> 116
<b>CAPÍTULO 5 – ASPECTOS DE PROJETO DE MÁQUINAS.....</b>	<b>129</b>
5.1	<b>ESPECIFICIDADES DAS CENTRAIS TÉRMICAS E HIDRELÉTRICAS .....</b> 129
5.2	<b>PRINCÍPIOS BÁSICOS DE PROJETO DE MÁQUINAS SÍNCRONAS.....</b> 130
5.2.3	<b>CARGA MAGNÉTICA .....</b> 133
5.2.5	<b>CONSIDERAÇÕES SOBRE AS PERDAS NA MÁQUINA .....</b> 135
5.3	<b>CÁLCULO DAS REATÂNCIAS DA MÁQUINA SÍNCRONA.....</b> 136
5.3.1	<b>INDUTÂNCIAS DE EIXO DIRETO E EM QUADRATURA .....</b> 137
5.3.2	<b>INDUTÂNCIAS DE DISPERSÃO NA ARMADURA.....</b> 139
5.3.3	<b>INDUTÂNCIAS DE DISPERSÃO DO CAMPO.....</b> 143
5.3.4	<b>REATÂNCIAS DE DISPERSÃO DOS AMORTECEDORES .....</b> 146
5.3.5	<b>REATÂNCIAS TRANSITÓRIAS E SUBTRANSITÓRIAS DA MÁQUINA .....</b> 147
5.4	<b>FÁTORES DETERMINANTES DOS CUSTOS DO GERADOR .....</b> 148
5.5	<b>IMPACTO TÉCNICO ECONÔMICO DOS PARÂMETROS ELÉTRICOS E MECÂNICOS SOBRE OS CUSTOS DA MÁQUINA SÍNCRONA.....</b> 154
5.5.1	<b>CONSTANTE DE INÉRCIA .....</b> 155
5.5.2	<b>REATÂNCIA SÍNCRONA DE EIXO DIRETO ( <math>X_D</math> ) .....</b> 156
5.5.4	<b>REATÂNCIA SUBTRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO ( <math>X''_D</math> ) .....</b> 157
5.5.5	<b>CONSTANTE DE TEMPO TRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO ( <math>T'_{no}</math> ) .....</b> 157
<b>CAPÍTULO 6 – CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS .....</b>	<b>158</b>
6.1	<b>OBJETIVOS INICIAIS DO TRABALHO.....</b> 158
6.2	<b>METODOLOGIA ADOTADA .....</b> 159
6.3	<b>ESTUDOS REALIZADOS.....</b> 159
6.4	<b>RESULTADOS OBTIDOS.....</b> 160
6.5	<b>CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES .....</b> 163
6.6	<b>PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b> 163
7-	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b> 165
8	<b>TERMINOLOGIA UTILIZADA .....</b> 169
9	<b>APÊNDICES.....</b> 175

## CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

### 1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Os sistemas elétricos de potência têm como principal missão gerar, transmitir e disponibilizar a energia elétrica para os consumidores, com confiabilidade, qualidade e custos compatíveis com os requeridos pelos processos e equipamentos.

Na operação dos sistemas elétricos apenas uma pequena parte da energia que transita pela rede pode ser armazenada, seja na inércia mecânica das máquinas, seja nos campos magnéticos e nas capacitâncias dos componentes. Assim, a maior parte da energia entregue pelos geradores deve ser imediatamente consumida pela carga, ou em perdas elétricas no sistema.

Por esse motivo, para que o sistema elétrico possa operar é necessário que seja mantido um equilíbrio dinâmico entre a potência gerada e a consumida pela carga, ou seja, que as máquinas permaneçam em sincronismo e que as tensões e a frequência da rede permaneçam dentro de limites adequados.

Todo sistema elétrico está sujeito a perturbações, seja devido a falhas dos equipamentos, seja devido a variações da carga ou impactos do ambiente. Independente disso, espera-se que o sistema elétrico seja capaz de suprir continuamente aos consumidores, com tensão e frequência mantidas dentro de limites tais que permitam aos equipamentos operar satisfatoriamente, mesmo após serem submetidos a grandes perturbações.

A estabilidade tem sido reconhecida como um requisito para a operação adequada dos sistemas elétricos desde a década de 30. Nessa época a maior preocupação era em relação aos limites de transporte das linhas mais longas e ao comportamento do conjugado e do ângulo de carga durante a ocorrência de transitórios no sistema.

Nas décadas seguintes ocorreu uma crescente interligação entre as unidades geradoras e as cargas, com a finalidade de elevar-se a confiabilidade do serviço e reduzir-se a reserva girante, reduzindo-se os custos globais da expansão da geração. Ao mesmo tempo, foram desenvolvidos sistemas de controle de tensão cada vez mais rápidos, o que, se por um lado tornava os sistemas elétricos mais estáveis após a ocorrência de transitórios, reduzia o amortecimento das malhas de controle e os tornava mais oscilatórios no tocante às pequenas perturbações.

À medida que os sistemas elétricos tornavam-se mais complexos, surgiam novos problemas relativos à estabilidade que, por sua vez, propiciavam a implementação de novas soluções de engenharia, bem como a evolução das técnicas de análise e modelagem da rede.

Acompanhando esse desenvolvimento, o conceito de estabilidade dos sistemas elétricos tornou-se cada vez mais amplo, envolvendo todos os aspectos dinâmicos da operação.

No caso brasileiro, até a década de 50 o atendimento aos requisitos de energia elétrica era realizado por um grande número de sistemas independentes, de pequeno porte, operando de forma descentralizada, empregando diversos padrões de tensão e frequência. Dentre esses sistemas, destacavam-se, pelo seu porte, apenas os sistemas de atendimento à carga das regiões do Rio de Janeiro e São Paulo. Os problemas de estabilidade envolviam basicamente o sincronismo das máquinas.

A partir da segunda guerra mundial, teve início um grande ciclo de expansão do consumo de energia elétrica, que se expandia a uma taxa média anual de 13%, no período de 1945 a 1950. A expansão da geração foi assumida pelo setor público, que se tornou responsável pela quase totalidade dos novos projetos de grande porte.

No período de 1950 a 1980 ocorreu a estruturação do sistema elétrico brasileiro fortemente interligado, tal como é conhecido. Esse sistema foi construído quase inteiramente pela iniciativa governamental.

O predomínio público no setor favoreceu em muito o processo de interligação, permitindo uma otimização energética do parque gerador, constituído em sua maior parte por usinas hidrelétricas. Grande parte da potência disponibilizada era gerada por grandes usinas, com máquinas geradoras de grande porte, normalmente interligadas ao sistema elétrico em tensão de transmissão.

Dada a disponibilidade de recursos para investimentos na rede de transmissão, o sistema interligado apresentava níveis de carregamento mais baixos, com menores deslocamentos angulares entre as barras, e maiores margens de estabilidade.

Esse modelo de expansão se esgotou na década de 90, devido principalmente à dificuldade de financiamento internacional.

Ocorreu um processo inverso, no sentido de se abrir o setor para o capital privado. Os novos empreendimentos de geração passaram a ser licitados pelo governo federal, sendo vencedor o agente que apresentasse o melhor preço pelos direitos de exploração.

Entraram em cena os autoprodutores e produtores independentes, bem como consórcios de empresas públicas e privadas.

Surgiu um grande número de usinas de menor porte, da ordem de dezenas de MW ou menos. A construção dessas usinas tornou-se viável porque, embora em muitos casos apresentassem custos elevados para o MWh gerado, exigiam menores aportes de capital, e, portanto, apresentavam melhores possibilidades de financiamento.

Esses acontecimentos trouxeram como contrapartida a interligação de um grande número de máquinas de pequena potência à rede elétrica, com menores constantes de inércia, muitas vezes interligadas a sistemas de subtransmissão fracos, com baixos

níveis de curto-circuito e pequena capacidade de transferência de energia. Além disso, por razões econômicas, freqüentemente utilizavam linhas fortemente carregadas para a interligação das usinas.

No processo de expansão anterior, baseado em um planejamento centralizado da geração e transmissão, a definição dos parâmetros de geradores, sistemas de regulação e controle tendia a privilegiar a robustez do sistema, mesmo que fosse prejudicado o aspecto econômico dos projetos.

No ambiente atual, movido principalmente pela perspectiva do lucro, a prioridade é buscar soluções técnicas capazes de reduzir os custos de instalação e aumentar a margem de rentabilidade do negócio. Embora em geral os custos dos geradores correspondam a uma parcela relativamente pequena dos custos da usina como um todo, em termos absolutos representam elevados investimentos.

Esse problema é muitas vezes agravado quando, para se obter uma redução nos custos de instalação, opta-se pela instalação de máquinas com projetos já existentes, com parâmetros eletromecânicos nem sempre adequados às características topológicas dos sistemas elétricos onde se dá a integração dessas usinas.

Outro aspecto importante é o relativo distanciamento de pontos de vista entre as equipes de planejamento da rede elétrica, principalmente nas concessionárias, e das equipes envolvidas no projeto e implantação das unidades de geração.

As equipes de planejamento de transmissão defendem sempre máquinas elétricas com características mais robustas do ponto de vista da estabilidade. As equipes de geração são muito mais sensíveis aos impactos dessas características nos custos dos empreendimentos.

Nos sistemas elétricos, as usinas têm de atender simultaneamente às expectativas do ponto de vista da geração, da transmissão e do fabricante.

Para assegurar a rentabilidade de seu negócio, o agente gerador é estimulado a reduzir os custos da implantação dos projetos, reduzir os encargos com a operação e manutenção das instalações, elevar a disponibilidade e manter a integridade das máquinas. Também é desejável que suas máquinas possuam um baixo nível de perdas, desde que isto não acarrete uma elevação excessiva dos custos.

Conforme a legislação atual, o agente gerador é obrigado a garantir a continuidade do fornecimento de energia, conforme legislação e regulação específica e conforme as condições estabelecidas na licitação.

O objetivo do fabricante é atender aos desejos de seu cliente, preservando as margens de lucro do seu negócio. Para isso, ele tem de se manter competitivo no mercado, reduzir os custos de projeto e construção, mantendo os padrões de desempenho compatíveis com os especificados pelos agentes geradores. A referência [Rocha01] analisa essa questão.

A fim de reduzir os custos e prazos de projeto e implantação das unidades, os fabricantes tendem a buscar uma padronização crescente das soluções. Essa tendência se torna ainda mais pronunciada quando se observa que grande parte dos empreendimentos de geração atuais é constituída por projetos de médio e pequeno porte, conforme [Rocha97] e [Stocco01].

Finalmente, sob a perspectiva dos distribuidores, dos operadores da Rede Básica, e dos consumidores, deseja-se que as máquinas, além de suprir a demanda por energia, sejam estáveis sob condições transitórias, possuam margens de potência reativa e de regulação de tensão compatíveis com os requeridos do sistema elétrico e assegurem a manutenção da frequência da rede dentro de faixas adequadas ao funcionamento do sistema.

Como esses fatores têm impactos sobre os custos dos projetos de geração, podem surgir conflitos de interesses em determinadas situações. Nessas condições, a existência de uma visão mais ampla por parte dos setores envolvidos facilita a definição do equilíbrio.

Considerando-se a estabilidade transitória, em alguns casos pode surgir a necessidade de se alterar valores de parâmetros eletromecânicos das máquinas. Essas alterações podem afetar características elétricas e mecânicas, com impactos sobre os custos de projeto.

Ressalta-se que existe uma forte interdependência entre os aspectos elétricos e mecânicos no projeto de máquinas síncronas, tornando necessário que o impacto de cada alteração de parâmetros seja analisado sob todos os aspectos técnicos e econômicos envolvidos.

Todos esses fatos tornam altamente pertinente a realização de estudos de estabilidade transitória em sistemas elétricos de subtransmissão envolvendo análises técnicas e econômicas, visando:

- Propor ajustes dos parâmetros eletromecânicos e das características básicas do sistema de controle de tensão dos geradores, considerando os requisitos de estabilidade, a topologia da rede e os limites técnicos e econômicos no projeto das máquinas síncronas;
- O dimensionamento apropriado das redes de interligação das usinas, tendo em vista não só requisitos de regime permanente como também dinâmicos das interligações.

Esse trabalho tem como principais objetivos estudar a influência dos parâmetros eletromecânicos das máquinas síncronas na estabilidade angular dos sistemas elétricos, bem como os impactos desses parâmetros sobre os custos das instalações de geração, de forma a contribuir para a obtenção de soluções técnica e economicamente mais adequadas, compatibilizando os aspectos técnicos e econômicos no tocante à estabilidade transitória das máquinas.

Em termos acadêmicos, a principal contribuição é a busca de uma integração entre dois campos de conhecimento na Engenharia Elétrica, reunindo seus fundamentos em um único texto.

Sob o enfoque de aplicação prática, o ganho maior é contribuir para o estabelecimento de uma metodologia de análise capaz de envolver aspectos de projeto de máquinas com aspectos sistêmicos no que concerne à estabilidade transitória.

## 1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação está organizada em seis capítulos, dispostos de forma a sistematizar e simplificar o tratamento dos vários aspectos pertinentes ao objeto do trabalho.

No **capítulo 2** é apresentada uma revisão bibliográfica sobre o tema. É realizada uma introdução inicial e uma explicitação do conceito de estabilidade em sistemas elétricos de potência, bem como de sua evolução, em função das transformações estruturais dos sistemas elétricos no tempo. É dada uma atenção especial para a evolução desse tema no sistema elétrico brasileiro. Realiza-se uma discussão dos critérios para estudo de estabilidade transitória nos sistemas elétricos norte americano, canadense e sistema brasileiro, sendo feitas algumas considerações sobre a análise de estabilidade transitória em sistemas regionais.

O **capítulo 3** aborda a modelagem matemática e o funcionamento da máquina síncrona, necessários para a fundamentação teórica das análises posteriores. Também nesse capítulo são estudados os modelos de máquinas síncronas, juntamente com os sistemas de regulação a ela associados.

O **capítulo 4** é dedicado ao estudo da estabilidade transitória das máquinas síncronas, e ao estudo dos fatores que podem influenciá-la. Essas análises foram realizadas com a utilização do programa ANATEM, que se constitui em uma ferramenta computacional de uso amplo e suficientemente testada no setor elétrico brasileiro.

O **capítulo 5** aborda as máquinas síncronas sob uma perspectiva mais próxima da visão de projeto das máquinas. São analisados os fatores que determinam as grandezas físicas das máquinas, seus parâmetros eletromagnéticos e mecânicos e as relações entre as características físicas e os custos das máquinas. São também estudadas as principais restrições técnicas e econômicas para ajustes nas características físicas, com o objetivo de se incrementar o desempenho das máquinas sob o ponto de vista da estabilidade transitória.

Finalmente, no **capítulo 6** são apresentadas as principais conclusões e recomendações do trabalho, bem como as sugestões para desenvolvimentos posteriores.

## **CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E CONCEITOS DE ESTABILIDADE EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA**

### **2.1 INTRODUÇÃO**

Nesse capítulo é feita uma revisão bibliográfica abordando a evolução histórica do conceito de estabilidade dos sistemas elétricos, tanto no ambiente internacional quanto no sistema brasileiro, estabelecendo-se um paralelo entre o surgimento dos problemas de estabilidade, as soluções identificadas para sua correção e a evolução instrumental e conceitual do tratamento do problema.

São também focalizados de forma preliminar os vários tipos de estabilidade, sendo dada ênfase à estabilidade angular para grandes perturbações, por ser uma das preocupações centrais desse trabalho.

Juntamente com os conceitos básicos de estabilidade transitória, são também apresentados os critérios de análise nacionais e norte-americanos.

### **2.2 EVOLUÇÃO DO PROBLEMA E DO CONCEITO DE ESTABILIDADE**

No glossário de termos aprovado pela North American Electric Reliability Council - NERC [NERC96], a estabilidade em sistemas elétricos é definida como a capacidade do sistema se manter em um estado de equilíbrio em condição normal ou após a ocorrência de uma contingência.

Trata-se de uma definição bastante abrangente, capaz de envolver a estabilidade do sistema em relação a quase todos os tipos de perturbação a que ele está sujeito.

Na verdade, o conceito de estabilidade dos sistemas elétricos tem evoluído e se ampliado no correr do tempo, de acordo com a evolução e aumento da complexidade dos sistemas e dos problemas reais que foram surgindo na sua operação.

Segundo [Kimbark48], o primeiro problema dinâmico referente à operação em paralelo de sistemas elétricos não foi propriamente um problema de estabilidade eletromecânica, mas de "hunting" ou caça ao sincronismo.

Muitos geradores eram acionados por motores de explosão a diesel, com conjugados pulsantes. Ao se estabelecer o paralelismo entre as máquinas, algumas vezes essas pulsações entravam em ressonância com as frequências naturais de oscilação eletromecânica dos geradores. Em alguns casos, a situação era agravada por projetos inadequados dos reguladores de velocidade que amplificavam ainda mais as oscilações. Esse problema foi resolvido por duas interessantes inovações técnicas. A primeira foi a introdução dos enrolamentos amortecedores nas máquinas síncronas, por Leblanc na França e Lamme nos EUA. A segunda foi a disseminação do uso das

turbinas a vapor ou hidráulicas, que uniformizaram o conjugado motor, eliminando as pulsações.

Para [Kimbark48], o termo *estabilidade de sistemas elétricos de potência* denota a condição na qual todas as máquinas do sistema elétrico permanecem em sincronismo. De forma correspondente, o termo *instabilidade* se refere à condição de perda de sincronismo.

O sistema elétrico estável deveria ser capaz de manter o sincronismo sob condições estáticas e transitórias.

Para manter o sincronismo sob condições estáticas, os ângulos de carga das máquinas deveriam ser tais que permitissem ao sistema elétrico gerar e transmitir a energia solicitada pela carga e atender os aumentos graduais dos requisitos de potência, sem ultrapassar os limites de defasamento angular entre as máquinas e as cargas. Essa concepção correspondia à estabilidade de regime permanente.

Para manter o sincronismo sob condições transitórias, as máquinas elétricas deveriam possuir conjugado sincronizante suficiente para evitar que, devido à ocorrência de transitórios na rede, tais como curto-circuito nas linhas ou manobra de grandes blocos de carga, as máquinas viessem a perder o sincronismo, devido às grandes oscilações eletromecânicas que se seguiam a esses distúrbios. Essa concepção correspondia à estabilidade transitória.

Toda essa conceituação está intimamente associada ao estágio da evolução dos sistemas elétricos no período de 1920 a 1950.

Nos primeiros vinte anos do século XX a estabilidade dos sistemas elétricos ainda não tinha se tornado uma grande preocupação.

Antes da introdução de sistemas de controle automático de tensão, tais como reguladores de tensão nos geradores e na rede, compensadores síncronos e outros, os sistemas de distribuição eram construídos para apresentar pequenos níveis de regulação, o que significava pequenos valores de impedância nas linhas e valores mais elevados para os limites de estabilidade (tanto sob o ponto de vista estático quanto transitório).

O desenvolvimento de reguladores automáticos de tensão permitiu elevarem-se os valores das reatâncias das máquinas, obtendo-se projetos mais econômicos para os geradores e limitando o valor das correntes de curto-circuito nos terminais.

Nas redes elétricas, esses equipamentos tornaram viável a operação de linhas de transmissão mais longas e com regulações mais elevadas. À época, esse fato foi importantíssimo, pois permitiu a interligação de usinas distantes dos centros de carga, através de linhas de transmissão longas e com altos valores de impedância. Essas inovações permitiram uma melhor exploração da capacidade de carregamento das linhas e a redução das bitolas dos cabos. Com a elevação das impedâncias, os ângulos de carga tornaram-se mais elevados.

Devido principalmente a motivos econômicos, em alguns casos, as linhas de interligação dos centros de geração e os centros de carga passaram a operar com carregamentos muito elevados, fazendo com que os ângulos de carga das máquinas se aproximassem do valor limite para a transmissão de potência, levando o sistema a perder o sincronismo.

Entretanto, nessa fase, os problemas mais comuns de instabilidade surgiam após a ocorrência de faltas nas linhas. Os altos valores das impedâncias das máquinas e linhas, reduzindo o conjugado sincronizante das máquinas, aliado a carregamentos elevados e elevados tempos de abertura dos disjuntores, da ordem de 0,5 a 2,0 s, constituíam-se nos principais fatores para a perda do sincronismo.

Esses problemas foram atenuados pela introdução de várias inovações técnicas nos sistemas elétricos, tais como a redução dos tempos de abertura dos disjuntores e a utilização de reguladores de tensão de resposta rápida, sem banda morta. Outro avanço significativo foi a introdução do religamento automático em linhas de transmissão nos anos trinta e, poucos anos depois, do desligamento monopolar [Cahen63]. O religamento de alta velocidade permite o restabelecimento rápido da configuração original do sistema logo após a ocorrência da falta. O religamento monopolar atenua o impacto da redução da capacidade de transferência de potência ativa do sistema elétrico após a atuação da proteção. Ambos contribuem para reduzir a amplitude das oscilações transitórias após a ocorrência das faltas.

Com todas essas inovações, elevou-se a margem de estabilidade tanto de regime permanente quanto transitória e, praticamente, eliminaram-se os problemas de estabilidade de regime permanente, melhorando-se sensivelmente a estabilidade na primeira oscilação.

Entretanto, como os reguladores de tensão mostraram-se muito rápidos em relação às demais constantes de tempo envolvidas, o comportamento dos sistemas tornou-se muito mais oscilatório após a ocorrência dos transitórios, trazendo uma preocupação com a necessidade de se proporcionar um amortecimento adequado para as oscilações.

A partir de 1920 os sistemas elétricos de países como Estados Unidos e Canadá tornaram-se cada vez mais interligados. Esse processo permitiu a redução das reservas de geração necessárias para se assegurar as margens de estabilidade do sistema e também a diminuição dos custos da geração e transmissão da energia, ao mesmo tempo que permitiu uma elevação da confiabilidade da rede.

Um dos problemas enfrentados foi o da conexão entre dois sistemas de grande porte por meio de uma interligação fraca em relação à capacidade das unidades de geração dos sistemas envolvidos. Na ocorrência de uma falta severa em algum dos sistemas, a capacidade de transmissão do elo de interligação podia não ser suficiente para garantir a estabilidade dos sistemas interligados.

Por volta de 1960, grande parte dos sistemas elétricos dos Estados Unidos e Canadá já se encontravam interligados. Todos os sistemas regionais faziam parte de um dos dois grandes sistemas de grande porte, os sistemas do Leste e Oeste. Esses dois sistemas foram interligados em 1967 através de um elo HVDC.

Embora as interligações entre sistemas elétricos tragam benefícios para o planejamento energético e a confiabilidade da rede, também contribuem para o aumento da complexidade e dos impactos dos problemas de estabilidade sobre o sistema elétrico. Este fato ficou claramente demonstrado durante a ocorrência do "black-out" no sistema Nordeste norte-americano em 1965. Esse evento colocou a questão da estabilidade no centro da atenção dos engenheiros de sistemas elétricos, do público e dos órgãos reguladores. Assim, a partir de 1960 a análise da estabilidade de sistemas passou a merecer uma grande parte dos esforços dos engenheiros de sistemas elétricos.

Com a disseminação dos computadores digitais e o desenvolvimento de algoritmos de cálculo, foram desenvolvidos vários programas digitais para se avaliar a estabilidade dos sistemas elétricos de grande porte. Esses recursos tornaram possível o desenvolvimento de modelos mais detalhados de equipamentos, sistemas de controle e proteção, máquinas, rede de transmissão e carga e simular o comportamento de sistemas interligados de grande porte, tornando mais precisos e confiáveis os estudos de avaliação da estabilidade.

Nos sistemas elétricos, foram introduzidas importantes melhorias no tocante à estabilidade transitória, devido à redução dos tempos de eliminação de falta dos disjuntores, melhoria do desempenho dos sistemas de excitação, capacitores série, etc.

Sistemas de excitação rápidos, ao mesmo tempo que melhoram o comportamento do sistema no tocante à estabilidade transitória, introduzem modos de oscilação local, em alguns casos com amortecimento negativo, afetando a estabilidade para pequenos sinais.

Assim, a partir de 1960 a preocupação com a estabilidade transitória das máquinas elétricas foi se reduzindo, enquanto tornava-se cada vez mais preocupante a estabilidade para pequenos sinais [Cahen63], nesse caso entendida como a existência de amortecimento adequado para as oscilações no sistema elétrico.

Uma alternativa para solução desses problemas foi o PSS - Power System Stabilizer. Esse dispositivo tem a finalidade de elevar o amortecimento das oscilações do rotor das máquinas, mediante a introdução de componentes adicionais ao conjugado elétrico em fase com as variações de velocidade do rotor [Taranto02].

Com o surgimento de grandes sistemas interligados através de elos eletricamente fracos em relação ao montante de potência envolvido, alguns grupos de máquinas passam a oscilar em conjunto, surgindo oscilações de baixa frequência entre dois ou mais blocos dos sistemas. Em alguns casos esses modos de oscilação tornam-se fontes de preocupação no tocante à estabilidade de pequenos sinais. Essa tendência pode ser ilustrada de forma prática pela referência [Barbier75], que resume os resultados de um questionário sobre o assunto enviado pelo grupo 31/32.03 da CIGRÉ, obtidos com respostas enviadas por empresas de energia elétrica de 19 países.

Uma inovação importante foi a introdução dos elos “back-to-back” nos sistemas de transmissão. Como os conversores possuem constantes de tempo reduzida, torna-se possível obter, através no ajuste adequado do controle dos elos, um maior amortecimento para as oscilações de baixa frequência e uma melhoria da estabilidade da rede para pequenos sinais [Cahen63].

Nesse estágio da evolução dos sistemas elétricos tornou-se claro que, embora fosse necessário que o sincronismo em regime normal e após as contingências mais comuns fosse mantido, os sistemas elétricos deveriam também apresentar um amortecimento adequado para pequenas e grandes perturbações. Caso contrário, poderiam surgir oscilações crescentes ou não amortecidas, capazes de comprometer a operação da rede.

A seguir são apresentadas duas abordagens do conceito de estabilidade bastante ilustrativas desse estágio do desenvolvimento dos sistemas elétricos e da natureza dos problemas de estabilidade que então polarizavam a atenção dos profissionais e pesquisadores envolvidos no assunto.

Segundo [Anderson77], se, após a ocorrência de uma perturbação, um sistema elétrico apresentar uma resposta oscilatória amortecida, e assumir uma condição de operação estável, em um intervalo finito de tempo, ele poderá ser considerado estável.

Embora esse autor admita a existência de outros tipos de instabilidade no sistema elétrico, na referência citada ele se limita, na prática, à concepção da estabilidade de sistemas elétricos como estabilidade angular. Entretanto, estabelece uma distinção entre a estabilidade para grandes e pequenas perturbações. O critério para avaliação da estabilidade permanece o mesmo. Para que um sistema seja estável é necessário que suas oscilações sejam amortecidas.

[Mello79] possui uma abordagem semelhante, considerando três tipos de estabilidade em sistemas elétricos:

#### Estabilidade em regime permanente:

Esta estabilidade é basicamente relacionada à existência ou não de conjugado de sincronização em regime permanente. Pode ser investigada considerando-se pequenos acréscimos da carga, de forma a se elevar lentamente os níveis de carregamento do sistema;

#### Estabilidade Transitória:

Está relacionada com a gravidade do distúrbio, com a característica potência x ângulo das máquinas e com o caráter oscilatório do comportamento das máquinas;

#### Estabilidade dinâmica:

Relacionada à existência de amortecimento satisfatório no sistema, podendo ser avaliada por análises linearizadas, através das raízes da equação característica. Essa

definição também se atem unicamente à preservação do sincronismo entre os geradores do sistema, nas condições de regime permanente ou transitório.

A partir da década de 70, com um aumento dos níveis de exploração da capacidade de transporte dos sistemas elétricos, cresce a preocupação com a estabilidade da tensão da rede, tanto em condições normais quanto após a ocorrência de grandes perturbações e alterações na configuração da rede. A referência [Kundur97] apresenta uma boa abordagem inicial sobre esse assunto.

Para esse autor, a estabilidade da tensão é vista como a capacidade de um sistema de potência conservar tensões de regime permanente aceitáveis sob condições normais e após ser sujeito a perturbações. Um sistema elétrico entra em um estado de instabilidade de tensão quando uma perturbação, elevação da carga ou alteração nas condições do sistema causam uma progressiva e incontrolável queda da tensão. Assim, a principal causa da instabilidade de tensão é a incapacidade do sistema suprir a demanda de potência reativa.

Com a tendência de aumento progressivo dos níveis de carregamento das redes elétricas, devido principalmente à restrições financeiras, esse problema tende a aumentar sua importância.

A comparação entre as definições anteriores, dadas em momentos diferentes, num intervalo de tempo de aproximadamente meio século, mostra que o conceito de estabilidade vem sendo ampliado com o aumento da complexidade dos sistemas elétricos, tanto do ponto de vista de potência instalada e dimensões geográficas, quanto do grau de interligação entre as máquinas e entre outros sistemas, ocasionando o aparecimento de novos problemas dinâmicos, novas metodologias e ferramentas de análise, e também novas soluções de engenharia para os problemas encontrados.

Essa exposição mostra também que, para um melhor entendimento do caráter dos vários fatores que podem afetar a estabilidade, é muito conveniente uma abordagem sob uma perspectiva histórica, associando-se o aparecimento de cada tipo de problema ao progressivo desenvolvimento e aumento do grau de complexidade alcançado pelos sistemas elétricos.

As duas definições apresentadas a seguir, ambas datadas da década de 90, são as utilizadas como referência nesse trabalho. Têm um caráter bastante abrangente e refletem o grau de complexidade dos sistemas elétricos de grande porte atualmente existentes, o que acarretou o aparecimento de todos os problemas dinâmicos mencionados nesse texto.

Conforme [Kundur97], a estabilidade de um sistema elétrico pode ser definida como a capacidade de um sistema elétrico se manter em equilíbrio sob condições normais de operação e retomar um estado aceitável de equilíbrio após a ocorrência de uma perturbação.

De forma análoga, de acordo com a referência [WSCC00], estabilidade de um sistema elétrico é a capacidade deste se manter em equilíbrio em condições normais e assumir um estado estável após a ocorrência de contingências no sistema.

## 2.3 EVOLUÇÃO DOS PROBLEMAS DE ESTABILIDADE NO SISTEMA BRASILEIRO

Da mesma forma que em outras partes do mundo, no Brasil o interesse pelo tema estabilidade acompanhou o desenvolvimento e aumento de complexidade do sistema elétrico.

Conforme [Eletrobrás00] e [Lopes53], durante todo o período de 1930 a 1950 o sistema elétrico brasileiro era caracterizado por um grande número de sistemas locais de pequeno porte funcionando de forma isolada. Os únicos sistemas interligados de porte significativo eram os da antiga Light, que atendia ao estado do Rio de Janeiro e operava à frequência de 50 Hz, e da Amforp, que atendia boa parte do estado de São Paulo, operando com frequência padrão de 60 Hz. Esses dois sistemas eram interligados através de uma estação conversora eletromecânica 50/60 Hz, com capacidade limitada a 50 MW.

Durante esse período, boa parte das máquinas eram antigas, com reguladores de tensão lentos. No tocante ao comportamento dinâmico dos sistemas elétricos, a única preocupação era a estabilidade transitória. A estabilidade para pequenas perturbações ainda não era considerada um problema.

Em grande parte das situações, os estudos de estabilidade eram efetuados através dos métodos analíticos, desenvolvidos antes da era digital, tais como o critério das áreas iguais, diagramas de círculo, etc., conforme descrito em [Kimbark48]. Para evitar a perda de sincronismo após a ocorrência de faltas no sistema elétrico, procurava-se manter o sistema operando em uma faixa segura no tocante ao limite de estabilidade.

Ao final da década de 70, começam a ser utilizados computadores digitais pelas empresas e universidades, permitindo o desenvolvimento e a utilização de programas digitais poderosos, capazes de representar com detalhes os equipamentos do sistema elétrico.

A partir de 1970 tem início no sistema Sudeste a construção de várias usinas de grande porte, destacando-se, entre outras, as usinas da bacia do Rio Paranaíba e Rio Grande, tais como Emborcação, São Simão e Jaguará. As maiores usinas, de uma forma geral, se situavam em locais distantes dos pólos de carga e eram interligadas aos centros de consumo através de extensos sistemas radiais.

A fim de se evitar problemas de estabilidade transitória, foram especificados sistemas de excitação eletrônicos com grande rapidez de resposta. Já se prevendo a possibilidade de surgimento de problemas dinâmicos, foram também especificados os PSS.

Conforme depoimentos de antigos profissionais do setor, após a ligação dessas usinas, em vários casos, os ajustes propostos mostraram-se inadequados, com problemas no amortecimento dos modos de oscilação introduzidos pelos controles de excitação de resposta rápida.

Em alguns casos optou-se pelo desligamento puro e simples dos PSS, elevando-se dessa forma o risco de instabilidade devido à falta de amortecimento para os modos de oscilação introduzidos pelos reguladores de tensão.

A partir desse momento, as áreas de operação passaram também a se interessar seriamente pela questão da estabilidade para pequenas oscilações e pelo ajuste adequado dos dispositivos PSS, conforme mostrado nas referências [Leite75] e [Neto79].

É também desse período a preocupação com métodos capazes de permitir a avaliação em tempo real da estabilidade transitória, tais como o método de Liapunov, para utilização nos centros de supervisão e controle recém instalados, conforme mostrado nas referências [Cascaes73] e [Oliveira84].

A fim de se obter uma medida da preocupação no setor elétrico brasileiro com a estabilidade de sistemas elétricos, foi realizado nesse trabalho um levantamento do número de artigos apresentados no SNPTEE (Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica) sobre esse tema, no período de 1971 a 1997. Os resultados estão reunidos na tabela a seguir.

ARTIGOS SOBRE ESTABILIDADE APRESENTADOS NO SNPTEE - 1971-1997			
ANOS	TRANSITÓRIA	PEQ. PERTURB.	TENSÃO
1971-1980	13	5	0
1981-1990	30	18	2
1991-1997	2	10	16
TOTAIS	45	43	18

**Tabela 2.1:** Levantamento do número de artigos sobre estabilidade no sistema elétrico brasileiro

A tabela 2.1 mostra uma grande preocupação com os problemas relativos à estabilidade transitória e para pequenas perturbações de 1971 a 1990. Nesse período foram apresentados 43 artigos de estabilidade transitória e 23 artigos sobre estabilidade para pequenas perturbações, contra apenas 2 artigos versando sobre estabilidade da tensão.

No período de 1991 a 1997 foram apresentados apenas dois artigos sobre estabilidade transitória, contra 10 artigos para estabilidade para pequenas perturbações e 16 na área de estabilidade de tensão.

Esses números indicam que no campo da estabilidade, enquanto aumentaram as preocupações com a estabilidade para pequenas oscilações e a estabilidade de tensão, reduziu-se o interesse na estabilidade transitória.

A partir de 1980 ocorreram várias alterações importantes na estrutura do sistema interligado nacional, tais como a construção de Itaipu e a interligação entre os sistemas Norte e Nordeste

Com a interligação de dois sistemas de grande porte por elos de corrente alternada relativamente fracos, torna-se possível o surgimento de modos de oscilação com frequências tanto mais baixas quanto maiores as potências dos sistemas interligados.

A partir de 1985, com o agravamento da crise do setor elétrico, e também por restrições econômicas, buscando otimizar a capacidade de transmissão do sistema, elevam-se os níveis de carregamento e queda de tensão. A partir desse momento os engenheiros e pesquisadores do setor passam a se preocupar cada vez mais seriamente com a avaliação da estabilidade de tensão no sistema. O crescimento do número de artigos sobre esse tema no SNPTEE demonstra a preocupação crescente do setor a respeito desse assunto.

É importante destacar que durante todos esses anos o sistema elétrico brasileiro tem apresentado um aumento progressivo da inércia girante total, fazendo com que fosse se elevando a margem de estabilidade transitória do sistema como um todo. Dessa forma, espera-se que, de uma maneira geral, o impacto dinâmico de novas usinas torne-se cada vez menor.

De uma forma geral, esses fatos explicam a maior preocupação com a estabilidade para pequenas perturbações e com a estabilidade de tensão, e uma menor preocupação com a estabilidade transitória, relacionada mais diretamente com a inércia girante do sistema.

No entanto é importante salientar que a análise de estabilidade das máquinas a serem interligadas ao sistema elétrico continua a ser uma necessidade técnica, para preservar a estabilidade da rede e permitir o ajuste e dimensionamento adequado dos sistemas de interligação, de proteção, sistemas de controle e para a avaliação da adequação dos parâmetros eletromecânicos dos geradores.

Nos últimos anos, com a abertura da geração para a iniciativa privada, mudaram radicalmente algumas premissas que orientaram por anos a fio a definição dos parâmetros eletromecânicos das máquinas. As novas diretrizes reforçam a tendência de se reduzir os custos das máquinas, o que, em alguns casos, pode significar alteração dos parâmetros eletromagnéticos das máquinas, como forma de reduzir-se os custos dos empreendimentos de geração.

Essa tendência pode ser demonstrada, entre várias outras referências, em [Leite99], que compara as variações nos custos de dois projetos alternativos com parâmetros alterados, e [Rocha01], que discute de uma forma geral os impactos da especificação técnica de geradores em seu custo.

Outro aspecto a ser destacado é que, principalmente na região Sudeste, grande parte das usinas de grande porte já foi construída, sendo os aproveitamentos hidráulicos ainda disponíveis de porte menor, com usinas com potências de no máximo duas ou três centenas de MW.

Essas usinas são muitas vezes integradas em redes de subtransmissão regionais, de padrões de desempenho muitas vezes precário. Dado seu porte, embora em alguns

casos sejam importantes para os sistemas regionais, raramente essas usinas apresentam impacto significativo sobre a estabilidade da Rede Básica.

Por esse motivo, justifica-se uma reavaliação dos critérios utilizados para o estudo da estabilidade transitória de usinas regionais, levando em consideração as características específicas desses sistemas, visando adequar os requisitos de estabilidade com os níveis necessários para se atender aos limites de confiabilidade estabelecidos pelos órgãos reguladores e restrições econômicas tanto no projeto das máquinas, quanto no sistema elétrico de interligação.

Abre-se, portanto, uma oportunidade para uma análise crítica dos valores dos parâmetros eletromecânicos das máquinas, da topologia do sistema e dos procedimentos e critérios de avaliação e análise, estabelecendo-se um novo compromisso entre os requisitos de estabilidade transitória exigidos pelo sistema e os custos de investimentos das máquinas e seus impactos nos empreendimentos de geração.

## 2.4 CLASSIFICAÇÃO DA ESTABILIDADE EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

Nas exposições anteriores mostrou-se como o conceito de estabilidade foi sendo construído e ampliado, à medida que cresciam as dimensões físicas e a complexidade dos sistemas elétricos.

Dentre as definições apresentadas, considerou-se a mais adequada a formulada por [Kundur97], já citado no item anterior, que define estabilidade de um sistema elétrico como *a propriedade de permanecer em equilíbrio sob condições normais, e de assumir um estado de equilíbrio após ser submetido a um distúrbio*.

Enquanto o conceito de estabilidade considera simultaneamente a estabilidade do SEP em relação a todos os aspectos possíveis, a instabilidade pode se manifestar de muitas formas, em função da configuração, níveis de carregamento e do modo de operação do sistema de potência.

Como cada tipo de instabilidade requer um tipo distinto de ação corretiva, do ponto de vista prático é conveniente a classificação dos vários tipos de estabilidade, de acordo com a natureza dos problemas de instabilidade e as respectivas constantes de tempo associadas à dinâmica de cada um deles.

A figura 2.1, extraída da referência [Taranto02], ilustra o esquema de classificação dos vários tipos de estabilidade em um sistema elétrico.

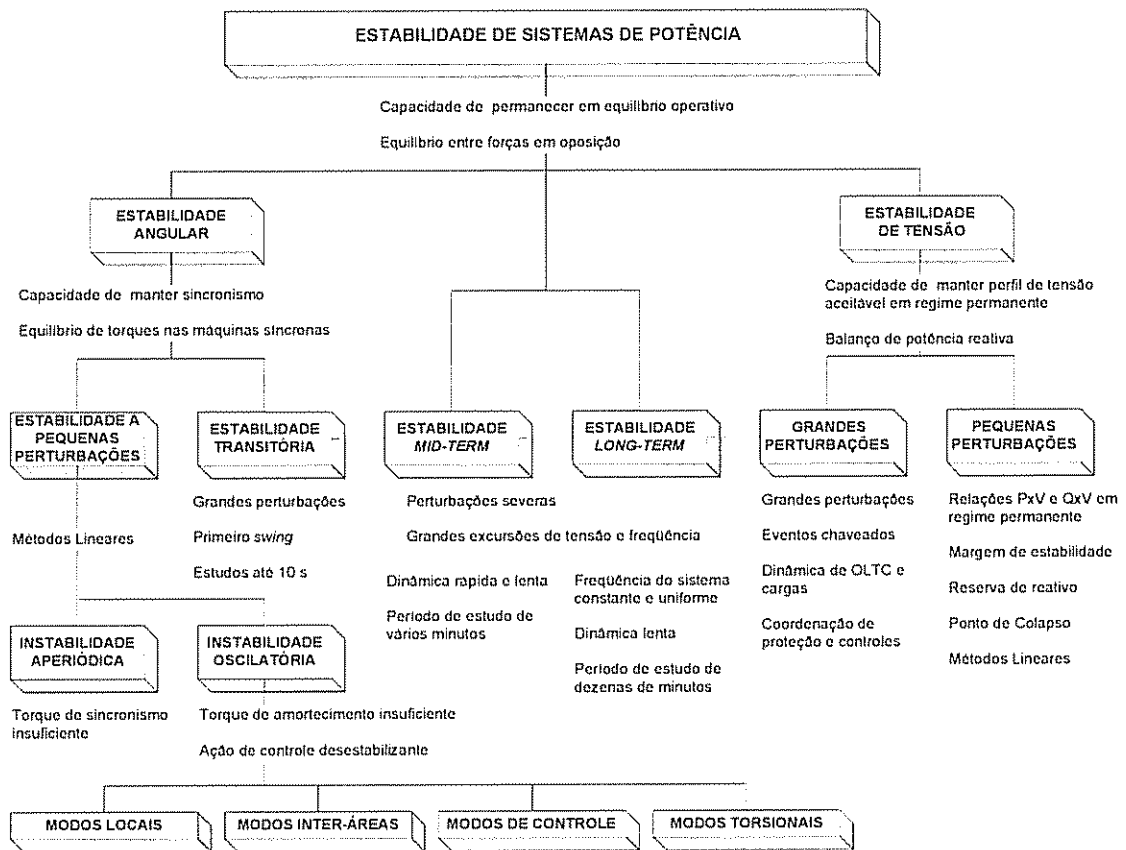


Figura 2.1: Tipos de estabilidade nos sistemas elétricos

### 2.4.1 Estabilidade de Tensão

A estabilidade de tensão está relacionada à capacidade do sistema de manter valores adequados de tensão em todos os seus barramentos, tanto sob condição normal quanto após a ocorrência de uma perturbação de grande porte na rede [Kundur97].

Para que um sistema seja estável do ponto de vista da tensão é necessário que, em todas as barras contidas nesse sistema, a variação de tensão tenha o mesmo sentido da variação de potência reativa injetada na rede. Dessa forma, a tensão em cada barra deverá se elevar caso o montante de reativo injetado na barra se eleve, ou se reduzir, caso seja reduzido o montante de reativo injetado nessa barra. Se pelo menos em uma das barras do sistema a condição não for atendida, ele será instável em relação à tensão.

A instabilidade de tensão é apenas um fenômeno local. O colapso de tensão é um fenômeno mais complexo, envolvendo uma série de eventos associados à instabilidade de tensão, fazendo com que grandes partes do sistema apresente um perfil degradado de tensão em um grande número de barras.

A estabilidade de tensão para grandes perturbações se refere à capacidade do sistema elétrico de controlar as tensões nas barras após a ocorrência de distúrbios de

grande porte, tais como curto-circuitos, perdas de geração, contingências na rede e outros. A estabilidade é determinada pelas características da carga e do sistema, e pelas interações dos sistemas de controle contínuo e discreto. O estudo da estabilidade de tensão para grandes perturbações requer análises dinâmicas capazes de representar as interações de equipamentos tais como os LTC e os limitadores de corrente de excitação de geradores. Por esse motivo, para avaliação da estabilidade de tensão, o período de análise se estende de alguns segundos a dezenas de minutos.

Como a estabilidade de tensão não constitui objetivo específico desse trabalho, não foi dada a esse tema uma abordagem detalhada. Entretanto, nas referências [Cortez01] e [Albuquerque02], entre outras, é apresentada uma abordagem mais aprofundada.

### **2.4.2 Estabilidade de longo e médio termos**

Na análise de estabilidade de longo termo assume-se que as oscilações de potência sincronizante entre as máquinas tenham sido amortecidas, resultando em uma frequência aproximadamente constante na rede. O foco principal passa a ser dado nos fenômenos lentos e de longa duração, associados a grandes desequilíbrios entre a potência ativa e reativa gerada e consumida no sistema.

Nessa análise é considerada a dinâmica das caldeiras das unidades térmicas e das turbinas das centrais hidrelétricas, controle automático de geração (CAG), variações da carga com a frequência e saturação de transformadores.

O estudo da estabilidade de longo termo considera fenômenos que ocorrem geralmente em uma escala de tempo da ordem de alguns minutos a dezenas de minutos [Kundur97].

O estudo da estabilidade de médio termo focaliza fenômenos em uma escala de tempo intermediária entre a estabilidade transitória e a de longo termo. Os fenômenos abordados são diferentes dos considerados na dinâmica de longo termo. Nesse caso, a principal preocupação são as oscilações de potência sincronizante entre as máquinas, com possibilidade de ocorrência de grandes variações de tensão ou frequência.

Esse assunto não constitui tema de interesse nesse trabalho. Para um estudo mais detalhado, pode-se indicar o trabalho de [Albuquerque02].

### **2.4.3 Estabilidade Angular**

A estabilidade angular pode ser definida como a capacidade das máquinas síncronas permanecerem em sincronismo [Kundur97]. A questão da estabilidade envolve o estudo das oscilações eletromecânicas inerentes às máquinas interligadas entre si nos sistemas de potência.

Para uma análise preliminar desses problemas é necessária uma discussão simplificada dos conceitos básicos relativos à estabilidade angular das máquinas síncronas.

As máquinas síncronas, de uma forma geral, possuem como elementos essenciais os enrolamentos de campo e a armadura. O enrolamento de campo é em geral excitado por uma fonte de corrente contínua.

Devido à rotação do campo magnético gerado pela corrente do rotor, são induzidas tensões trifásicas nos enrolamentos da armadura, ou estator, que é normalmente fixa, e interligada à rede elétrica.

Ao ser conectada a carga ao sistema elétrico, surgem as correntes que irão circular nos enrolamentos de armadura dos geradores. Devido à distribuição espacial dos enrolamentos de armadura e ao defasamento angular entre as correntes, surge um componente girando com a mesma frequência elétrica da rede no entreferro das máquinas. Essa componente induz um campo magnético correspondente, que vai interagir com o campo girante do enrolamento de campo, tendo como consequência o aparecimento de um conjugado magnético no sentido de se alinhar os dois campos.

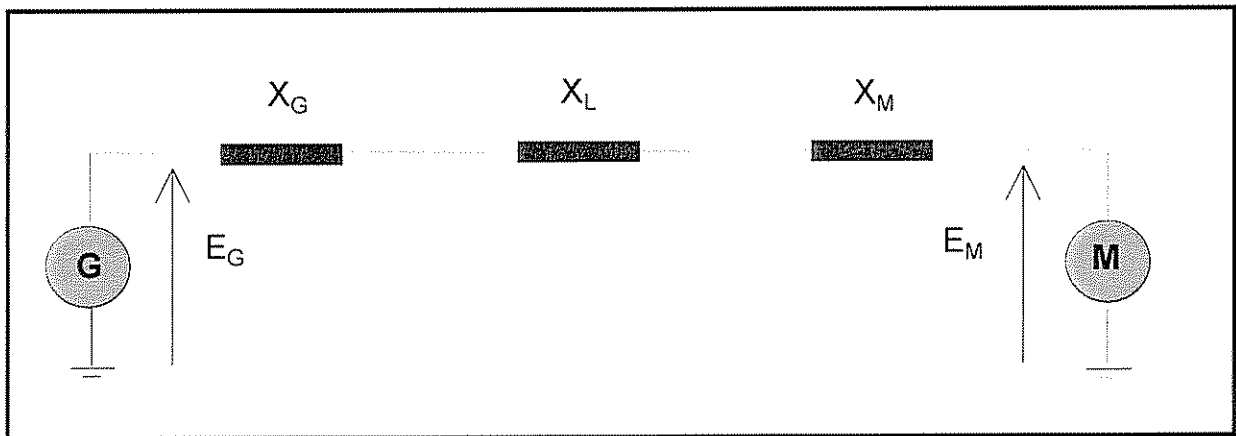
No caso de um gerador, a resultante da combinação vetorial das correntes de armadura deverá estar sempre atrasada em relação à componente da excitação, fazendo com que o conjugado gerado seja uma resistência ao movimento. Portanto, para os geradores síncronos o conjugado motor será devido ao acionamento mecânico do eixo, e o conjugado resistente será sempre devido ao conjugado eletromagnético devido à interação dos dois fluxos girantes.

Para que as máquinas síncronas permaneçam em sincronismo, é necessário que os fluxos girantes de armadura e do campo mantenham a mesma velocidade.

### **Relação Potência x Ângulo**

A potência eletromagnética nas máquinas síncronas pode ser escrita em função do ângulo elétrico, dos valores das tensões geradas pelos fluxos de campo e de armadura e pelas impedâncias elétricas dos circuitos interligados e as reatâncias das máquinas.

Para uma discussão preliminar, considere-se um sistema exemplo apresentado na figura 2.2. Ele é formado por um gerador e um motor, interligados por uma única linha de transmissão de resistência nula.



**Figura 2.2:** Sistema simples com gerador e motor

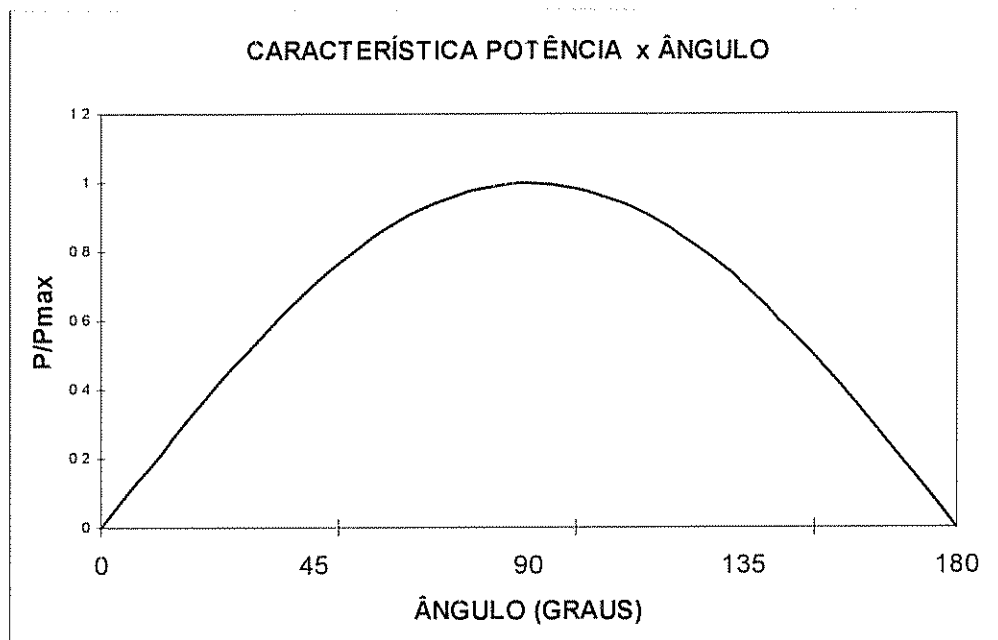
Cada uma das máquinas é representada por uma fonte de tensão em série com uma reatância. O gerador pode ser representado por  $E_G$  e  $X_G$ , e o motor por  $E_M$  e  $X_M$ .

Pode-se mostrar que, quando as perdas nas linhas são nulas:

$$P_e = \frac{E_G E_M}{X} \cdot \text{sen}(\delta) \quad (2.1)$$

Na equação 2.1, o parâmetro  $X$  corresponde ao somatório das reatâncias das máquinas e da linha. Esta expressão mostra que a potência transmitida pelo circuito aumenta com o produto das tensões das máquinas e com o inverso da reatância total do circuito.

Mantidos constantes  $E_G$ ,  $E_M$  e  $X$ , o valor de  $P_e$  será função do ângulo de carga  $\delta$ . Como a relação que rege a potência elétrica entregue ao sistema elétrico é senoidal, ela aumenta quando o ângulo cresce de  $0$  a  $90^\circ$ , e diminui quando o ângulo de carga aumenta de  $90$  a  $180^\circ$ , conforme ilustrado pela curva a seguir.



**Figura 2.3:** Característica simplificada Potência x Ângulo

A potência elétrica transmitida do gerador para o motor apresenta um valor máximo, dado pela seguinte expressão:

$$P_{max} = \frac{E_G E_M}{X} \quad (2.2)$$

Suponha-se a ocorrência de um pequeno incremento da carga acionada pelo eixo do motor. Nesse caso, este deverá sofrer uma desaceleração correspondente, fazendo com que o defasamento angular entre as tensões internas das duas máquinas se eleve. Para que o sistema seja estável, é necessário que esse aumento do ângulo de carga seja acompanhado de um aumento da potência elétrica transmitida do gerador para o motor. Para que isso aconteça, é necessário, portanto, que a derivada da potência elétrica transmitida, considerando-se o ponto de operação, seja sempre positiva. Dessa forma, a cada incremento na carga ocorrerá um aumento correspondente na potência elétrica entregue ao sistema. De acordo com a equação 2.1, isso ocorre desde que o ângulo de carga esteja sempre entre 0 e 90°. Caso este ângulo seja igual ou maior que 90°, a potência transferida se reduz com o aumento do ângulo, fazendo com que o defasamento angular se eleve e a máquina perca o sincronismo.

Se subitamente ocorrer uma grande elevação da carga do motor, a velocidade de rotação do eixo deverá se reduzir, tornando-se menor que a velocidade síncrona. Nessas condições a máquina deverá oscilar, conforme as leis mecânicas para o movimento de rotação. Dependendo das dimensões da variação da carga e do ponto de operação da máquina antes da ocorrência da variação, as oscilações poderão ser amortecidas ou não. Se o sistema assumir novamente um estado de equilíbrio após as perturbações e as oscilações forem amortecidas, este deverá ser considerado estável. Caso contrário o sistema será considerado instável. Observa-se que a estabilidade dependerá das condições iniciais de operação do sistema.

Do exposto, conclui-se que a estabilidade em um sistema elétrico está sempre associada ao equilíbrio entre forças opostas. O mecanismo pelo qual máquinas síncronas interligadas se mantêm em sincronismo em relação às outras se baseia nas forças restaurativas que surgem quando uma ou mais máquinas tendem a se acelerar ou se atrasar em relação às demais máquinas conectadas ao sistema elétrico.

Quando ocorre a perda de sincronismo em algumas das máquinas, a diferença de velocidades entre o campo do rotor e o da armadura faz com que ocorram grandes variações nas correntes e tensões das redes, causando a atuação da proteção e desligando a máquina fora de sincronismo.

Após a ocorrência de uma perturbação no sistema elétrico, a variação no conjugado eletromagnético na máquina síncrona pode ser decomposto em duas componentes:

$$\Delta T_e = T_s \Delta \delta + T_D \Delta \omega \quad (2.3)$$

Na expressão anterior, o primeiro componente está em fase com a variação do ângulo de carga, e se refere ao conjugado sincronizante da máquina, enquanto o segundo está em fase com a velocidade da máquina, e se refere conjugado de amortecimento.  $T_s$  é chamado coeficiente de sincronização, e  $T_D$  coeficiente de amortecimento.

A estabilidade das máquinas síncronas depende dos dois conjugados. A falta de conjugado sincronizante pode resultar em instabilidade devido a uma elevação aperiódica do ângulo de carga, enquanto a insuficiência de amortecimento pode provocar instabilidade oscilatória.

Para facilitar a análise e o entendimento da estabilidade angular, é comum classificar-se esse fenômeno em duas categorias :

### **Estabilidade para pequenos sinais**

Diz-se da capacidade do sistema de manter o sincronismo das máquinas na ocorrência de pequenas perturbações.

Sob condições reais, tanto a carga quanto a geração dos sistemas elétricos são sujeitos a pequenas variações de natureza aleatória. Como em geral essas variações são de pequena amplitude, o comportamento dos sistemas elétricos pode ser representado por modelos obtidos através da linearização das equações dinâmicas em torno do ponto de operação.

Nessas condições, a instabilidade poderá ocorrer de duas formas. Na primeira, ocorre um aumento contínuo do ângulo de carga das máquinas, devido à insuficiência do conjugado sincronizante. Na segunda, a instabilidade ocorre devido à insuficiência do conjugado de amortecimento.

Conforme mostrado na referência [Mello71], a utilização de reguladores de tensão de ação contínua geralmente assegura que a derivada de  $dP_e/d\delta$  seja positiva para a maior parte das situações práticas. Como resultado, a instabilidade para pequenas oscilações resulta muito mais freqüentemente da ausência ou insuficiência de amortecimento para os modos de oscilação das máquinas que da insuficiência do conjugado sincronizante.

Em um sistema multimáquinas, vários modos de oscilação estão presentes no sistema. Em termos formais, se existirem  $N$  máquinas interligadas, deverão surgir  $n-1$  modos distintos de oscilação, cada qual com uma freqüência natural e um fator de amortecimento, os quais se relacionam de uma forma complexa com os valores das constantes de inércia das máquinas, dos coeficientes de sincronização e da ação dos reguladores de tensão.

De uma forma genérica, para pequenas perturbações, a resposta de um gerador interligado a um sistema de  $N$  máquinas é dada pela seguinte expressão, obtida da solução da equação característica do sistema linearizado em torno do ponto de operação [Barbier75]:

$$\Delta \delta_i = \sum A_k e^{-\xi_k \omega_k t} \text{sen} \left( \omega_k t \cdot \sqrt{1 - \xi_k^2} \right) \quad (2.4)$$

Conforme mostrado na equação 2.4, o comportamento do ângulo de carga de uma máquina é resultado da superposição dos vários modos de oscilação, cada um caracterizado por uma amplitude  $A_k$ , uma dada constante de amortecimento  $\xi_k$  e uma freqüência angular  $\omega_k$ . Os vários modos de oscilação dependem da forma como as máquinas estão conectadas às redes elétricas. Os valores dos termos  $A_k$  dependem da posição do gerador dentro do sistema. Na prática, apenas alguns dos componentes têm valores significativos, e apenas alguns poucos modos de oscilação predominam na resposta.

Assim, uma única máquina interligada por uma linha longa a uma rede de grandes proporções tende a apresentar modos de oscilação locais, que são função das características construtivas da máquina, ou grupo de máquinas, do ponto de operação e dos reguladores de tensão e velocidade. Essa situação é melhor representada como uma máquina, ou grupo de máquinas, oscilando contra um barramento infinito.

Alguns sistemas elétricos podem apresentar modos de oscilação caracterizados por constantes de amortecimento de valores muito reduzidos que, sob algumas circunstâncias, podem se tornar negativas, surgindo como consequência oscilações de amplitude crescente, ou não amortecidas, que podem, em algumas situações, provocar atuação de relés de proteção, causando a abertura de interligações.

Esse tipo de distúrbio foi observado em sistemas multimáquinas operando em condição normal, em geral apresentando modos de oscilação de baixa freqüência ( $< 0,5$  Hz). Esse tipo de comportamento se manifesta em sistemas onde duas áreas são interligadas por elos com capacidade de transmissão reduzida em relação ao montante de geração existente em cada uma das áreas. Nesse tipo de oscilação, as

máquinas de cada área podem ser agregadas em equivalentes dinâmicos, um oscilando contra o outro.

Quando várias máquinas são interligadas a um único eixo, composto por linhas de transmissão com capacidade reduzida, em relação ao montante de potência entregue à rede, podem surgir no sistema oscilações com valores típicos de frequência da ordem de 0,5 Hz. Oscilações desse tipo são chamadas de oscilações de sistemas longitudinais [Barbier75].

Outra categoria é composta por oscilações devidas a ajustes inadequados de reguladores de tensão e velocidade, controles de elos de corrente contínua, dispositivos FACTS e compensadores estáticos [Kundur97].

Finalmente, outro tipo de oscilação eletromecânica encontrada no sistema são as chamadas oscilações subsíncronas, relacionadas à elasticidade torsional de turbinas de geradores térmicos conectadas em locais da rede próximas a compensadores série. Essas frequências de ressonância são normalmente superiores a 6 Hz.

### **Estabilidade transitória**

A estabilidade transitória é definida como a capacidade do sistema elétrico manter o sincronismo entre as máquinas quando sujeito a perturbações transitórias de grande amplitude [Kundur97]. A resposta dos sistemas a essas perturbações envolvem grandes excursões do ângulo de carga, sendo, portanto, influenciadas pela não linearidade das relação potência x ângulo.

A estabilidade do sistema elétrico depende em grande parte tanto do ponto inicial de operação do sistema quanto da severidade da perturbação considerada. Normalmente, o sistema elétrico é alterado, de tal forma que, após a ocorrência do distúrbio, o novo ponto de operação difira do inicial.

Em um sistema elétrico podem ocorrer distúrbios em vários graus de severidade e de probabilidade de ocorrência. Em termos práticos, devido aos custos elevados das obras de reforço e às reduzidas probabilidades de ocorrência das perturbações, os sistemas são dimensionados e operados de forma a se manterem estáveis apenas para um conjunto de contingências, selecionadas dentre as de maior probabilidade de ocorrência, representando normalmente uma solução de compromisso entre os requisitos de custo e de confiabilidade.

Portanto, uma rede elétrica não é estável de forma absoluta, mas apenas para as faltas escolhidas como padrão. Devido à sua severidade e probabilidade de ocorrência, as contingências normalmente utilizadas para se avaliar a estabilidade dos sistemas elétricos são os curtos-circuitos fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra e trifásicos. Essas faltas são consideradas ocorrendo sempre em linhas de transmissão, e, em alguns casos, em transformadores.

De uma forma geral considera-se que as faltas sejam retiradas por disjuntores adequados, em algumas situações considerando-se o emprego de religamento automático.

Após a ocorrência e retirada de uma falta na rede, o sistema pode se comportar de três formas básicas.

Se ele for estável, a oscilação que se segue à contingência analisada apresenta-se amortecida, até assumir uma nova condição de equilíbrio, após determinado tempo. Quando isso não ocorrer, o sistema será considerado instável.

A instabilidade, por sua vez, poderá ocorrer de duas formas. Na primeira, chamada de instabilidade de primeira oscilação, o ângulo de carga cresce continuamente, até que a máquina seja desligada devido as violentas oscilações de tensão e potência que ocorrem na rede durante esse processo. No outro tipo, o ângulo de carga da máquina cresce até um valor máximo, depois sofre uma redução, mostrando ser a máquina estável para a primeira oscilação. Entretanto, devido à presença de amortecimento negativo, ou à superposição de outras frequências de oscilação presentes no sistema, o ângulo de carga pode apresentar excursões com valores crescentes mesmo após a primeira oscilação.

Em estudos de estabilidade transitória normalmente o período de interesse é da ordem de 3 a 5 segundos após a ocorrência da perturbação. Contudo, tratando-se de grandes sistemas elétricos, esse período poderá ser estendido até 10 segundos após a ocorrência da falta.

Por ser um dos temas centrais desse trabalho, a estabilidade transitória deverá receber um tratamento mais detalhado.

## **2.5 ANÁLISE SIMPLIFICADA DA ESTABILIDADE TRANSITÓRIA - CRITÉRIO DAS ÁREAS IGUAIS**

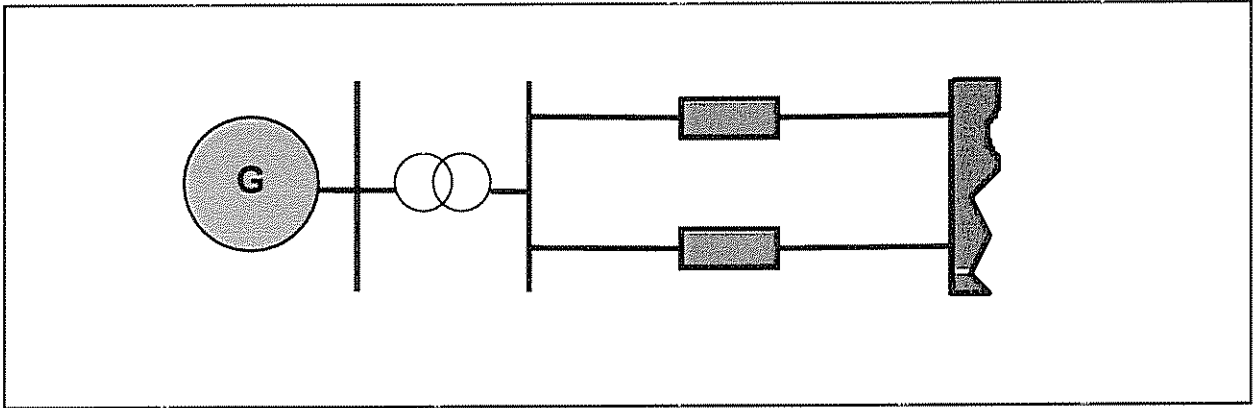
O critério das áreas iguais é de conhecimento muito antigo no sistema elétrico. Devido à sua simplicidade, é uma ferramenta bastante útil para o entendimento qualitativo da estabilidade de sistemas elétricos.

Inicialmente considere-se uma máquina síncrona interligada a um sistema de grande porte através de um eixo composto por duas linhas de transmissão, conforme diagrama da figura 2.3

Considere-se também que a inércia girante e os níveis de curto-circuito do sistema sejam tão elevados que as perturbações e contingências nas extremidades da linha não afetem a condição do sistema base e que as impedâncias das duas linhas bem como do transformador possam ser representadas apenas pelas reatâncias.

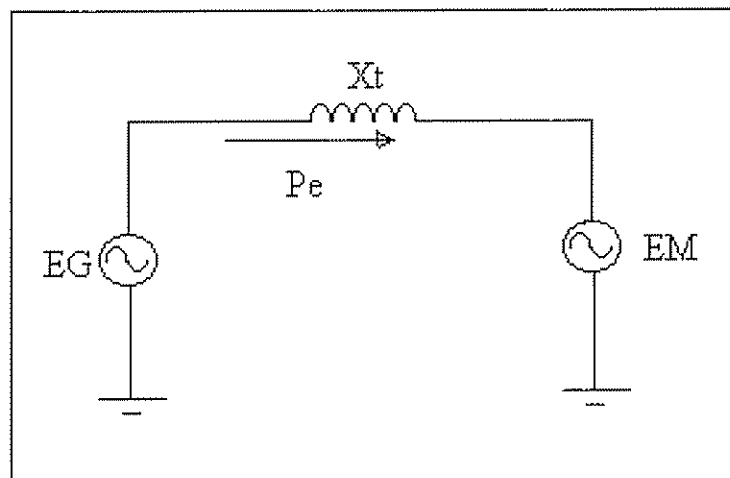
No limite esse sistema poderá ser representado por um barramento infinito, no qual a tensão e ângulo não são afetados por nenhum componente ligado ao sistema.

Essa configuração corresponde a um grande número de casos onde uma usina de pequeno e médio porte é conectada ao sistema interligado, com inércia girante e nível de curto-circuito muito maiores, através de um sistema regional de subtransmissão de características radiais.



**Figura 2.3:** Sistema simplificado máquina x barra infinita

Esse sistema pode ser representado pelo sistema equivalente da figura 2.4:



**Figura 2.4:** Sistema equivalente - Máquina ligada à barra infinita

Conforme já discutido anteriormente, a potência elétrica entregue ao sistema elétrico é dada pela expressão :

$$P_M = \frac{E_G E_M}{X} \cdot \text{sen}(\delta) = P_{MAX} \cdot \text{sen}(\delta) \quad (2.5)$$

Como as resistências do estator e do sistema foram desprezadas, a potência entregue no entreferro da máquina será a mesma que flui nas linhas.

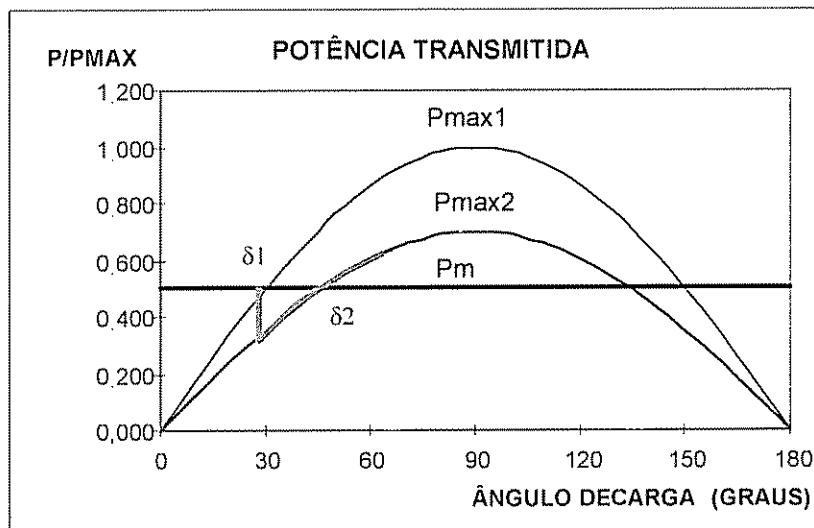
Se uma das linhas for retirada de operação, a reatância entre a máquina e a rede se eleva, e o valor da potência máxima se reduz. Como o defasamento angular se mantém constante no instante imediatamente posterior à ocorrência da alteração na configuração da rede, a potência elétrica entregue ao sistema se reduz.

A velocidade da máquina tende a se elevar, provocando um aumento no ângulo de carga da máquina. Com o aumento do ângulo de carga, o conjugado eletromagnético da máquina se eleva, elevando-se a potência transmitida. Em um certo momento o conjugado eletromagnético, devido à potência elétrica entregue à rede, se torna maior que o conjugado mecânico, devido à ação das turbinas. Quando isso ocorre, a velocidade de rotação da máquina, que está levemente maior que a velocidade síncrona, começa a se reduzir. Assim, o ângulo de carga continua a crescer, o mesmo ocorrendo com a potência elétrica, regido pela equação de potência da linha.

Admitindo-se que o sistema seja estável para essa perturbação, um novo ponto de equilíbrio será encontrado, após um período oscilatório. O comportamento do sistema nessas condições pode ser descrito pela equação dinâmica da máquina:

$$\frac{d^2 \delta}{dt^2} = \left( \frac{\omega_s}{2H} \right) (P_m - P_{max} \sin \delta) \quad (2.6)$$

Essa situação pode ser ilustrada pela figura 2.5:



**Figura 2.5:** Característica Potência x Ângulo. Com a perda de um dos circuitos de interligação, a potência máxima se reduziu.

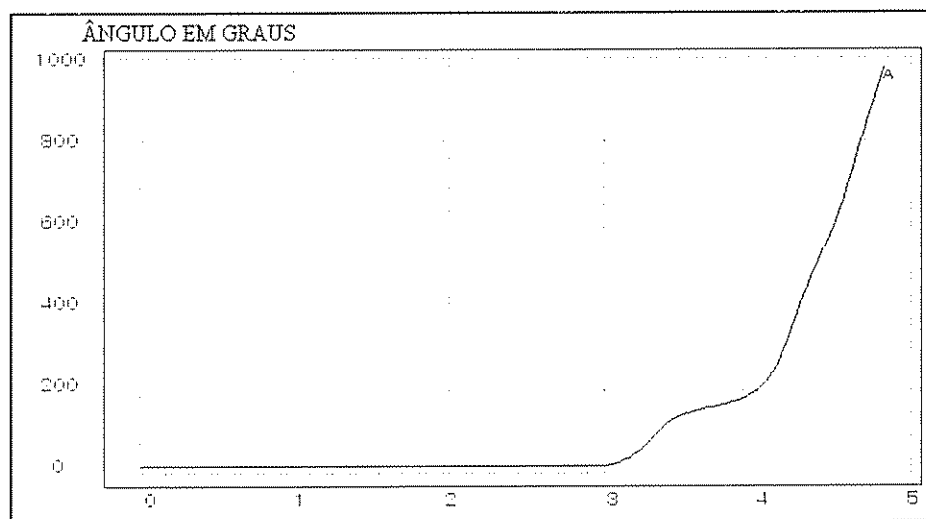
Suponhamos que a máquina, inicialmente em equilíbrio, girando em velocidade síncrona, seja submetida a um degrau de potência mecânica no eixo. A partir da entrada do degrau, a potência mecânica sofre uma súbita elevação, e a velocidade de rotação da máquina começa a aumentar. Esse aumento da velocidade provoca um aumento do ângulo de carga, e conseqüentemente, da potência elétrica entregue à rede.

À medida que o ângulo de carga aumenta, a potência elétrica e o conjugado resistente também aumentam, até ultrapassar o valor do conjugado mecânico. Nesse instante a velocidade da máquina começa a se reduzir. Mas, como nesse instante a velocidade da máquina ainda é maior que a velocidade síncrona, o ângulo de carga continua a aumentar, até que a velocidade mecânica se torne inferior à síncrona. O ângulo de carga só começa a se reduzir quando a velocidade mecânica se torne inferior à síncrona.

Assumindo novamente que a máquina seja estável para essa perturbação, após um período oscilatório, regido pela equação de oscilação, a máquina assume uma nova posição de equilíbrio, com um novo ângulo de carga.

Nas duas situações anteriores, considerou-se a máquina estável, ou seja, que após a ocorrência da perturbação ela seria capaz de encontrar um novo ponto de equilíbrio.

Em alguns casos, dependendo das características e dos níveis de carregamento da máquina e do sistema, esse equilíbrio pode não ser encontrado. Após a ocorrência da perturbação, a velocidade continua a se elevar e o defasamento angular aumenta até que a máquina perca o sincronismo. O comportamento do ângulo de carga da máquina pode ser representado de forma qualitativa pela curva mostrada na figura 2.6.



**Figura 2.6.** Comportamento do ângulo de carga da máquina durante a perda do sincronismo.

A análise da estabilidade do sistema elétrico em relação à perturbações de grande amplitude, devido ao caráter não linear do comportamento do sistema, não pode ser realizada através de soluções linearizadas, sendo estas análises comumente realizadas a partir simulações computacionais, através da solução das equações de rede para os componentes estáticos, e das equações diferenciais para os componentes dinâmicos. Para isso é necessária a modelagem dos componentes estáticos e dinâmicos do sistema elétrico, e a solução numérica das equações.

O critério das áreas iguais constitui uma forma eficiente e muito simples mais de se avaliar graficamente a estabilidade transitória de uma ou duas máquinas interligadas, sem necessidade de simulações e da modelagem dos elementos dinâmicos do sistema elétrico.

O princípio básico desse modelo é o equilíbrio entre os montantes de energia mecânica no eixo da máquina e a energia elétrica entregue ao sistema elétrico. Essa relação pode ser deduzida analiticamente, como é feito a seguir, a partir da equação de oscilação:

$$2\omega \cdot \frac{d^2 \delta}{dt} = \left( \frac{\omega_s}{2H} \right) (P_M - P_{MIV} \text{sen } \delta) \cdot 2\omega \quad (2.7)$$

ou, de outra forma:

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{d\delta}{dt} \right)^2 = \left( \frac{\omega_s}{H} \right) (P_M - P_{MIV} \text{sen } \delta) \cdot \frac{d\delta}{dt} \quad (2.8)$$

Integrando dos dois lados:

$$\left( \frac{d\delta}{dt} \right)^2 = \int_{\delta_0}^{\delta} \left( \frac{\omega_s}{H} \right) (P_M - P_{MIV} \text{sen } \delta) \cdot \frac{d\delta}{dt} \quad (2.9)$$

Se a integral for nula, a velocidade volta a se tornar constante após a ocorrência do distúrbio. Isto interpretado fisicamente significa que o sistema se mantém em sincronismo. Portanto, a condição para a estabilidade angular é que o valor da integral seja nulo, ou seja:

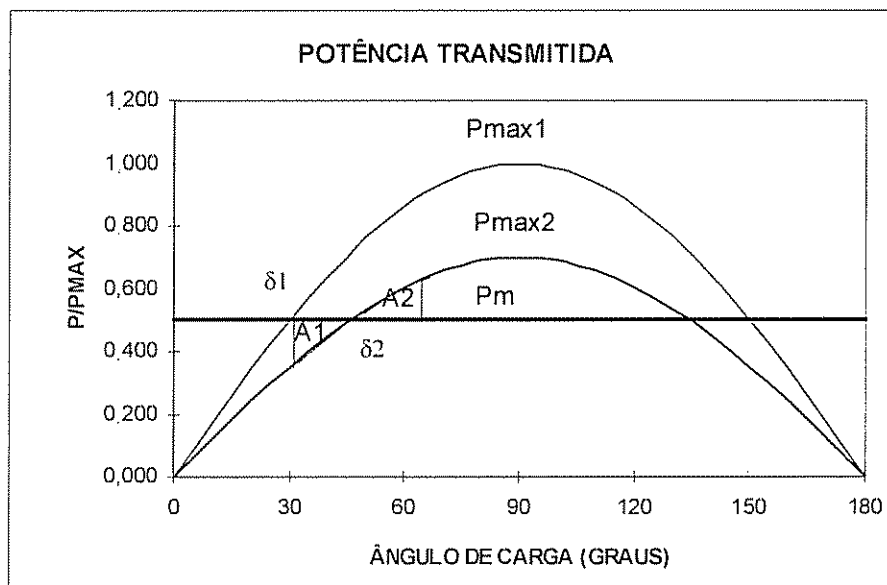
$$\int_{\delta_0}^{\delta} \left( \frac{\omega_s}{H} \right) (P_M - P_{MIV} \text{sen } \delta) \cdot \frac{d\delta}{dt} = 0 \quad (2.10)$$

### Análise da resposta ao curto-circuito na rede

Considere-se a ocorrência de um curto-circuito trifásico nos terminais próximos ao gerador de uma das duas linhas de interligação a um sistema elétrico. Durante todo tempo de duração da falta, a tensão nos terminais da máquina e a potência elétrica entregue à rede tornam-se nulas. Nesse período a máquina é acelerada. Após um intervalo de tempo, que depende do tempo de abertura do disjuntor, e do sistema de proteção, a falta é interrompida e a linha é desligada. O sistema é restabelecido com apenas uma linha.

Nesse momento, a impedância pós falta vista do entreferro da máquina será a impedância da linha somada à do transformador e à impedância da máquina após a ocorrência da falta, que nesse caso será considerada como igual à reatância transitória de eixo direto.

O fluxo de potência ativa do sistema se dá de acordo com uma nova curva característica, cujo valor máximo é menor que o da curva para a situação pré-falta, conforme mostra a figura 2.7.



**Figura 2.7:** Critério das áreas iguais - Para que o sistema seja estável, a áreas A1 e A2 devem ser iguais.

Na figura, as áreas A1 e A2 correspondem à integral da diferença entre as potências  $P_m$  e  $P_e$ , tomando como referência as variações do ângulo de carga  $\delta$  da máquina. Para que o sistema seja estável para determinada perturbação, A2 deverá igualar A1 antes que a potência elétrica torne-se menor que a mecânica.

Quando a potência fornecida pela máquina for muito inferior à potência máxima transmissível pelo sistema, a margem de estabilidade é maior, permitindo que o sistema mantenha-se estável após a retirada do segundo circuito.

Na verdade, no caso acima, A1 representa a energia adicional armazenada na inércia girante da máquina. Para que o sistema seja estável, a energia cinética final deverá ser igual à inicial, após determinado tempo.

Logo após a ocorrência da falta, no instante 1, a potência elétrica da máquina cai a zero, e a máquina passa a ser acelerada pela potência mecânica no eixo, que continua praticamente constante.

Após um intervalo de tempo, que depende dos ajustes estabelecidos para a proteção e dos tempos de atuação dos disjuntores, o circuito 1 é desconectado e a falta é retirada.

A partir desse ponto, o comportamento da máquina passa a seguir a nova curva característica, com uma potência máxima menor. Nessa situação o rotor continua a ser acelerado, até atingir o novo ponto de equilíbrio. Devido à sobrevelocidade atingida, a máquina continua a se acelerar, invertendo-se o sinal do conjugado resultante e fazendo com que a velocidade da máquina vá sendo reduzida.

Para verificar a estabilidade da máquina na primeira oscilação basta, portanto, calcular-se os valores de  $A_1$  e  $A_2$ , que deverão ser iguais para que a máquina seja estável para uma dada perturbação.

## 2.6 ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA EM SISTEMAS ELÉTRICOS

Uma das formas de se avaliar a estabilidade transitória em sistemas elétricos de potência envolve a simulação computacional do comportamento dinâmico do sistema para um determinado intervalo de tempo, incluindo a ocorrência da perturbação e as oscilações subsequentes.

Essa perturbação normalmente consiste em uma falta escolhida em função da probabilidade de ocorrência e do impacto que poderia causar no sistema.

As simulações devem considerar não só as máquinas elétricas, como também a rede elétrica, bem como os equipamentos cuja dinâmica possua constantes de tempo compatíveis com a duração dos fenômenos analisados.

As equações para cada gerador e para cada equipamento do sistema elétrico podem ser escritas da seguinte forma:

$$\dot{X}_d = f_d(X_d, V_d) \quad (2.11)$$

$$I_d = f_d(X_d, V_d) \quad (2.12)$$

O vetor  $X_d$  representa o estado de todos os equipamentos dinâmicos do sistema elétrico, o vetor  $V_d$  as tensões na barra e  $I_d$  as injeções de corrente.

As equações gerais dos sistema podem ser escritas da seguinte forma:

$$\dot{X} = f(X, V) \quad (2.13)$$

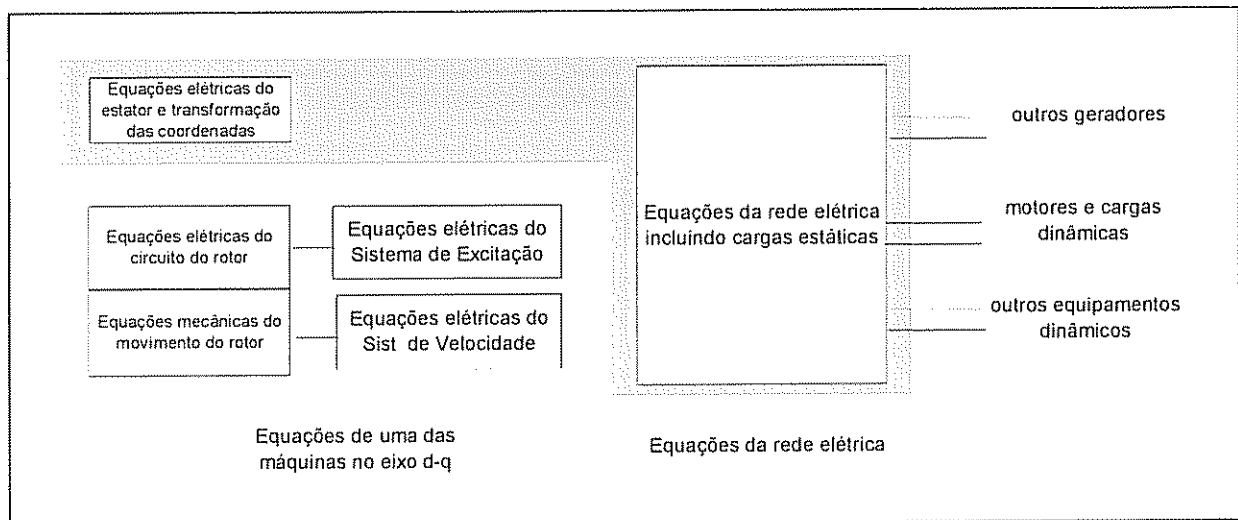
$$I(X, V) = YV \quad (2.14)$$

Nas equações anteriores, tem-se :

$X$  = vetor de estado do sistema;  
 $V$  = Vetor das tensões nodais;  
 $I$  = Vetor das injeções de corrente.

Essas equações são resolvidas por métodos numéricos [Boyce94], que variam para cada tipo de programa computacional.

A figura 2.8 mostra um diagrama funcional indicando as interligações entre a máquina elétrica, o sistema elétrico, incluindo as cargas estáticas, e os demais elementos dinâmicos conectados ao sistema, tais como geradores, transformadores, elos de corrente contínua, compensadores estáticos, dispositivos FACTS, etc.



**Figura 2.8** - Interligação entre os componentes dinâmicos e estáticos do Sistema Elétrico

Nos estudos de estabilidade de sistemas elétricos o comportamento da rede é representado por equações algébricas, sendo os geradores, principais motores e cargas ou equipamentos cujo comportamento dinâmico seja relevante para o problema estudado são representados por modelos dinâmicos.

## 2.6 CRITÉRIOS E PROCEDIMENTOS PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA

É desejável que os sistemas elétricos sejam estáveis para todas as perturbações a que estão sujeitos. Entretanto, devido à restrições econômicas, normalmente os sistemas só apresentam comportamento estável para algumas contingências, previamente selecionadas dentre as de maior probabilidade de ocorrência. Nesse caso, diz-se que o sistema é estável para um determinado tipo de falta previamente determinada. Naturalmente, um sistema pode apresentar comportamento estável para determinada falta e para outras não [Elgerd76].

A definição dos critérios de estabilidade varia com as características, porte, estrutura do sistema elétrico e, principalmente, em conformidade com os requisitos de

confiabilidade exigidos pelos usuários do sistema elétrico. Em geral, quanto maior for o porte do sistema considerado, mais rigorosos serão os critérios de estabilidade adotados para planejamento e operação.

Após a ocorrência do grande "black-out" na América do Norte em 1965, envolvendo toda a região nordeste dos Estados Unidos da América e a região de Ontário, no Canadá, com sérios danos às grandes indústrias, ao comércio e aos consumidores residenciais, as empresas do setor se viram forçadas a rever seus critérios de planejamento e operação.

Estas empresas passaram a se agrupar em "pools", encarregados de reformular esses critérios, que seriam seguidos voluntariamente pelas empresas afiliadas, com o objetivo de assegurar a confiabilidade e continuidade do serviço para todo o sistema interligado.

Uma dessas associações é o NPCC (Northeast Power Coordinating Council). Esta é uma das entidades componentes do NERC (North American Electric Reliability Council), que congrega os comitês regionais dos E.U.A., Canadá e México. A área de abrangência do NPCC compreende, entre outros, os estados de New York e New England, nos E.U.A. e Ontário e Quebec, no Canadá, com um total aproximado de 20 milhões de consumidores.

Segundo os critérios de estabilidade para planejamento e operação do NPCC, conforme o documento "Basic Criteria for Design and Operation of Interconnected Power Systems", [NPCC95], os sistemas elétricos deverão manter-se estáveis durante e após a ocorrência da mais severa das contingências relacionadas a seguir, selecionadas dentre as de maior probabilidade de ocorrência no sistema elétrico, e denominadas contingências normais de projeto:

- Falta trifásica em gerador, linha de transmissão, unidade de transformação ou barramento, admitindo-se abertura normal da falta e possibilidade de religamento;
- Ocorrência simultânea de falta fase-terra em diferentes fases de circuitos elétricos adjacentes utilizando a mesma torre, admitindo-se tempos normais de abertura de falta;
- Ocorrência de falta fase-terra em linha de transmissão, unidade de transformação ou barramento, admitindo-se atraso na abertura de falta, devido a problemas de funcionamento de dispositivos de proteção;
- Perda de algum componente do sistema elétrico sem a ocorrência de falta;
- Falta fase terra de caráter permanente em disjuntores, admitindo-se abertura em tempo normal;
- Perdas de ambos os pólos de um elo de corrente contínua.

Os requisitos anteriores se aplicam para o sistema operando em duas condições básicas :

- Com todos os equipamentos em serviço;
- Com um componente crítico fora de serviço (gerador, linha ou transformação), mas com a área de geração estudada com os fluxos de potência já ajustados utilizando-se uma reserva de dez minutos

Além das contingências normais de projeto, para os sistemas de grande porte são também consideradas as chamadas contingências extremas. Essas contingências apresentam impactos muito maiores sobre o comportamento dos sistemas, mas normalmente possuem uma probabilidade de ocorrência muito menor que a das contingências normais de projeto.

Em geral os sistemas não são projetados para resistir a estas contingências. Entretanto são estudadas ações operativas para reduzir a probabilidade de ocorrência e seus impactos sobre o sistema elétrico. Dentre estas contingências pode-se citar:

- Perda de uma grande usina geradora;
- Perda súbita de um grande bloco de carga;
- Perda de um feixe de transmissão.

No sistema elétrico brasileiro, os procedimentos para operação e planejamento no tocante à estabilidade são definidos respectivamente pelo ONS (Operador Nacional do Sistema) e CCPE (Comitê Coordenador do Planejamento da Expansão do Sistema Elétrico).

Segundo os Procedimentos de Rede do NOS [ONS01], *o principal critério de estabilidade eletromecânica é que as máquinas síncronas mantenham o sincronismo durante a transição de uma condição operativa para outra, quando submetidas a perturbações de qualquer natureza.*

Além disso estabelecem, entre outras coisas, que nos estudos de estabilidade transitória e dinâmica, no caso de interligações regionais e de interligação de novas usinas, *o sistema deverá manter-se estável após a ocorrência e eliminação de curto-circuitos monofásicos, sem religamento, para condições de máxima transferência energética e de modo a permitir o escoamento da geração total da usina em estudo.*

O documento "Critérios e Procedimentos Para o Planejamento da Expansão dos Sistema de Transmissão", do CCPE, [CCPE01], recomenda critérios semelhantes para o estudo da estabilidade eletromecânica.

Considera ainda que *"os estudos de estabilidade transitória e dinâmica estão relacionados com grandes perturbações no sistema. Nesse caso, a estabilidade depende do local e amplitude da perturbação, enquanto que a estabilidade sob pequenas perturbações é dependente do estado do sistema. Os estudos de estabilidade transitória que incluem o exame do amortecimento das oscilações do sistema são denominados estudos de estabilidade dinâmica."*

Esse documento também recomenda várias premissas para a realização dos estudos de estabilidade de sistemas de corrente alternada, algumas das quais é importante destacar :

*a) Em qualquer condição de carga, o sistema deverá ser estável para curtos-circuitos monofásicos, sem religamento, considerando-se a perda de um dos seus elementos (carga, gerador, linha de transmissão ou transformador). O curto monofásico é usado como critério, devido a sua alta probabilidade de ocorrência.*

*b) O tempo a ser considerado na eliminação de faltas monofásicas é apresentado na tabela 2.2. São apresentados valores de tempo de atuação da proteção primária mais o tempo de abertura dos disjuntores, para diferentes níveis de tensão, quando da ocorrência de um defeito. Esses valores são puramente indicativos, devendo ser utilizados somente quando da falta de informações mais precisas.*

TEMPOS DE ELIMINAÇÃO DE DEFEITOS	
Tensão (kV)	Tempo de operação dos relés + tempo de abertura do disjuntor (em ciclos)
750	4,5
500	5,0
440	6,0
345	6,0
230	6,0
138	9,0
69	9,0

**Tabela 2.2:** Valores indicativos para os tempos de eliminação de defeitos.

*c) As condições de carga, geração e configuração do sistema que serão utilizadas como condições iniciais nos casos de simulação transitória ou dinâmica deverão ser aqueles que caracterizem condições normais de regime permanente para a carga pesada, intermediária ou leve.*

*d) No caso de interligações regionais e de integração de novas usinas, o sistema também deverá ser estável para curtos-circuitos monofásicos, sem religamento, para condições de máxima transferência energética e de modo a permitir o escoamento da geração total da usina em estudo."*

Embora os critérios de estabilidade eletromecânica para planejamento e operação recomendem que os sistemas sejam estáveis apenas para faltas monofásicas, por uma questão de simplicidade de modelagem são normalmente realizados estudos considerando faltas trifásicas, mais severas do ponto de vista da estabilidade. Caso o sistema não se mostre estável em relação à falta trifásica escolhida, deverá ser então estudada a estabilidade em relação à falta monofásica correspondente.

Os critérios e procedimentos recomendados pelo ONS e CCPE foram estabelecidos visando preservar a confiabilidade da rede básica, e raramente são aplicáveis a usinas de caráter regional, frequentemente interligadas a sistemas de distribuição. É importante

destacar que não existem ainda no sistema brasileiro critérios específicos para a avaliação da estabilidade transitória em usinas de caráter regional, sendo esta uma área em fase de discussão.

Nesse caso, uma abordagem adequada seria considerar a questão da estabilidade transitória de usinas ligadas a sistemas regionais de forma compatível com os critérios, índices e limites de qualidade de serviço estabelecidos pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), conforme o documento [ANEEL00].

Dentre as principais diretrizes estabelecidas por esse órgão regulador, está a de melhoria contínua nos padrões de desempenho da rede, não se permitindo, sob pena de multa, a degradação dos padrões de desempenho estabelecidos, que definem limites atuais e metas futuras para os índices de qualidade de serviço para cada grupo de consumidores.

Os padrões de desempenho não são únicos, mas estabelecidos em função dos dados históricos da qualidade de atendimento e das características dos mercados consumidores e dos sistemas regionais, e específicos para cada conjunto de unidades consumidoras. Portanto, ao se avaliar a estabilidade transitória de uma usina interligada a um sistema regional, deve-se considerar, em cada caso, os impactos da usina sobre o desempenho da rede.

Em alguns casos, a perda da usina não afeta o atendimento ao mercado, pois os padrões de continuidade são tão precários que não se justifica nenhuma preocupação em relação à estabilidade dos geradores.

Em outros, o suprimento ao sistema regional independe da geração das usinas locais. Nesses casos, a geração pode ser desligada após ocorrência de uma falta, sendo o sistema restabelecido mediante o religamento do elemento defeituoso, uma vez que a maior parte das faltas não são permanentes. Nesse caso, a geração pode ser religada após a recomposição do sistema.

Em sistemas regionais onde usinas locais assumem o atendimento de parte da demanda, qualquer falta que provoque a perda da estabilidade das máquinas pode significar corte de carga, e portanto, contribuir com a degradação da qualidade de serviço. Esse problema pode se tornar mais crítico quando várias usinas de médio porte são interligadas a um mesmo sistema regional.

Nesse caso existe a possibilidade de degradação dos níveis de desempenho, devido à alteração das características do comportamento dinâmico do sistema regional durante a ocorrência de faltas. Nessas condições, o estudo da estabilidade transitória é importante para avaliar a adequação do sistema de interligação elétrica da usina, bem como a adequação dos parâmetros eletromecânicos dos geradores aos requisitos regionais de estabilidade.

## **CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS E MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA**

### **3.1 - INTRODUÇÃO**

Dados os objetivos desse trabalho, faz-se necessária uma análise considerando as principais características das máquinas síncronas, sua modelagem matemática, os principais parâmetros eletromagnéticos, os modelos utilizados em estudos de estabilidade, e os sistemas de controle associados.

Com esse objetivo, foram abordados os seguintes assuntos:

- Características físicas;
- Modelagem matemática das máquinas síncronas;
- Equações dinâmicas;
- Circuitos equivalentes;
- Parâmetros das máquinas;
- Comportamento em regime permanente e transitório;
- Modelos para estudos de estabilidade;
- Reguladores de tensão.

### **3.2 - DESCRIÇÃO FÍSICA DAS MÁQUINAS SÍNCRONAS**

Uma máquina síncrona é composta de dois elementos essenciais: o campo, normalmente no rotor, e a armadura, no estator. O campo é alimentado em tensão contínua e, devido ao giro do rotor, induz tensões alternadas nos enrolamentos de armadura.

Os enrolamentos de armadura devem ser fisicamente dimensionados para suportar os impactos mecânicos e elétricos dos grandes transitórios de corrente que ocorrem nos curto-circuitos. Por esse motivo, nos geradores de maior porte, a armadura é sempre instalada na parte fixa da máquina, enquanto o campo é instalado no rotor.

No caso de um gerador, quando o campo elétrico é alimentado com tensão contínua e se aplica aos terminais do estator uma carga não nula, surgem correntes nos enrolamentos de armadura. Como estas correntes são defasadas no tempo e no espaço em  $120^\circ$  elétricos, produzem no entreferro da máquina um campo magnético rotativo que se propaga com a frequência da rede.

Os fluxos girantes de campo e da armadura tendem a se alinhar, surgindo assim um conjugado eletromagnético, que nos geradores se contrapõe ao conjugado mecânico proveniente da ação das turbinas.

O fluxo girante, resultante da composição dos fluxos do campo e da armadura, corta os condutores e os dentes da armadura provocando o aparecimento de correntes parasitas. A fim de reduzir ao máximo as perdas, o estator é sempre constituído por chapas de ferro silício de pequena espessura.

A velocidade de rotação elétrica é fixada em função da frequência da rede, que nos sistemas brasileiros é 60 Hz. A velocidade mecânica e a velocidade elétrica se relacionam entre si pelo número de pares de pólos,  $p$ , conforme a equação a seguir:

$$n_{mec} = n_{elet} / p \quad (3.1)$$

A velocidade mecânica do eixo é definida em função do tipo de usina. Nas usinas acionadas por turbinas térmicas, nucleares ou a gás são exigidas grandes velocidades de rotação. Devido aos esforços mecânicos causados pelas rotações elevadas, o rotor dos geradores utilizados em centrais térmicas são normalmente sólidos, com exceção de máquinas de pequeno porte [Ames90], o que limita o peso e as dimensões físicas do rotor, devido a restrições no transporte e instalação. Assim, os geradores de centrais térmicas são construídos com 2 ou, mais raramente, 4 pólos.

Ainda por limitações mecânicas dos materiais do enrolamento de campo, a velocidade tangencial do rotor é limitada. Para compatibilizar os requisitos de elevada rotação mecânica e os limites de velocidade tangencial, as máquinas de centrais térmicas ou à gás são construídas com diâmetros relativamente pequenos. [Say83] aponta 1,2 m como valor típico, para um gerador com potência de 500 MW, gerando a 50 Hz.

A potência entregue no entreferro e o volume útil do rotor guardam uma relação de proporcionalidade [Ames90], [Chalmers91]. Por esse motivo, para se reduzir o diâmetro, é necessário aumentar-se o comprimento longitudinal do rotor. Assim, os rotores de máquinas térmicas apresentam um comprimento muito maior que o diâmetro.

Durante variações dinâmicas de frequência são induzidas correntes parasitas no bloco do rotor, com o mesmo efeito dos enrolamentos amortecedores. Essas características favorecem a estabilidade da máquina mas em contrapartida, a tornam mais sensível aos desequilíbrios de tensão, quando surgem tensões induzidas no rotor, devidas à presença de fluxos de seqüência negativa no entreferro.

Para evitar esses problemas, nas máquinas térmicas de maior porte os rotores são em geral construídos com circuitos amortecedores, constituídos por barras de alta condutividade incrustadas na superfície do rotor, de forma a direcionar as correntes parasitas

Para equilibrar mecanicamente o rotor, essas barras são distribuídas de forma aproximadamente uniforme por toda a superfície do rotor. Essas modificações tem influência no comportamento da máquina em condições dinâmicas e devem ser consideradas na modelagem das máquinas síncronas de centrais térmicas ou a gás.

As turbinas hidráulicas operam a rotações mais baixas. Assim, para o acoplamento entre a frequência de rotação mecânica e a frequência da rede, é necessário um

maior número de pólos. Isso reduz a velocidade de rotação mecânica e torna possível construir-se geradores com diâmetros mais elevados sem ultrapassar os limites de velocidade tangencial.

Rotores com maiores diâmetros permitem momentos de inércia mais elevados para a mesma faixa de potência. Essa característica favorece a estabilidade das máquinas síncronas, uma vez que em muitos casos, os aproveitamentos hidroelétricos estão em locais distantes da carga e, portanto, mais sensíveis a problemas de estabilidade transitória.

Ao contrário das máquinas para centrais térmicas, as máquinas para usinas hidrelétricas têm projetos específicos para cada situação. Além disso, enquanto as usinas térmicas são sempre longitudinais, as unidades de geração hidrelétrica podem ter uma instalação vertical ou longitudinal. Máquinas de altas velocidades são normalmente instaladas de forma longitudinal. As de velocidade mais baixa, que constituem a grande maioria das máquinas de maior potência, são normalmente verticais.

O rotor não é maciço, mas composto por várias partes montadas no local de instalação das máquinas. O corpo do rotor, ou cubo, é construído sem os pólos. Estes, por sua vez, são constituídos por placas laminadas para reduzir as perdas por correntes parasitas, especialmente nas faces polares. Essas placas são reunidas, fixadas, e encaixadas no cubo do rotor. O processo de fixação varia de projeto para projeto, conforme as dimensões e a velocidade periférica do rotor. Geradores desse tipo são chamadas de pólos salientes. Normalmente apresentam enrolamentos curto circuitados inseridos na superfície dos pólos, com o objetivo de amortecer oscilações em torno da velocidade síncrona, chamados enrolamentos amortecedores. As formas dos enrolamentos amortecedores variam de máquina para máquina podendo, em alguns casos, ser fixados a discos externos, enquanto em outros casos se limitam à superfície dos pólos.

### 3.3 EQUAÇÕES BÁSICAS DA MÁQUINA SÍNCRONA

A análise apresentada nesse trabalho é simplificada, com o objetivo de apenas fundamentar a formulação das equações básicas do modelo de máquinas.

A formulação adotada nesse trabalho está baseada no tratamento dado por [Kundur97] e [Anderson77]. Análises mais rigorosas podem ser obtidas em [Krause86] e [Kovacs84].

No desenvolvimento das equações matemáticas para descrição da máquina síncrona, foram adotadas as seguintes simplificações:

- Força magnetomotriz do estator com distribuição senoidal;
- Fluxo de excitação com distribuição senoidal;
- Histerese magnética desprezível;
- Efeito devido às ranhuras desprezado

Além disso, inicialmente não serão considerados os efeitos da saturação. Estas simplificações mostram-se justificáveis, de acordo com resultados experimentais, com exceção dos efeitos devidos à saturação, que, por esse motivo, serão posteriormente incorporados ao modelo.

Nesse trabalho será considerada uma máquina síncrona de pólos salientes, constituída de três enrolamentos de armadura deslocados no espaço de 120 graus elétricos, um enrolamento de campo e um enrolamento amortecedor, orientados no mesmo eixo, e um enrolamento amortecedor em quadratura.

Embora uma máquina como essa não exista na prática, torna possível simplificar-se a análise sem que seja prejudicada a compreensão dos fenômenos.

A figura 3.1 mostra de forma esquemática os principais componentes das máquinas síncronas.

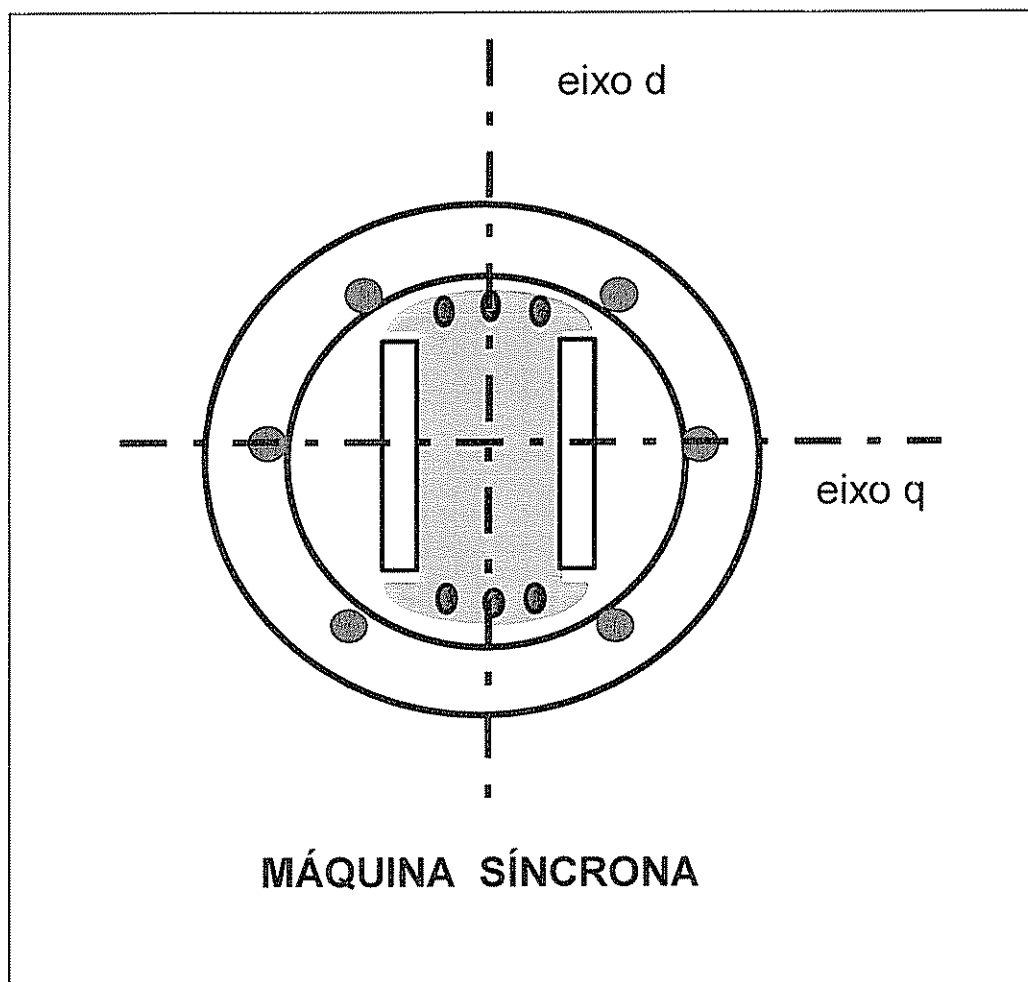
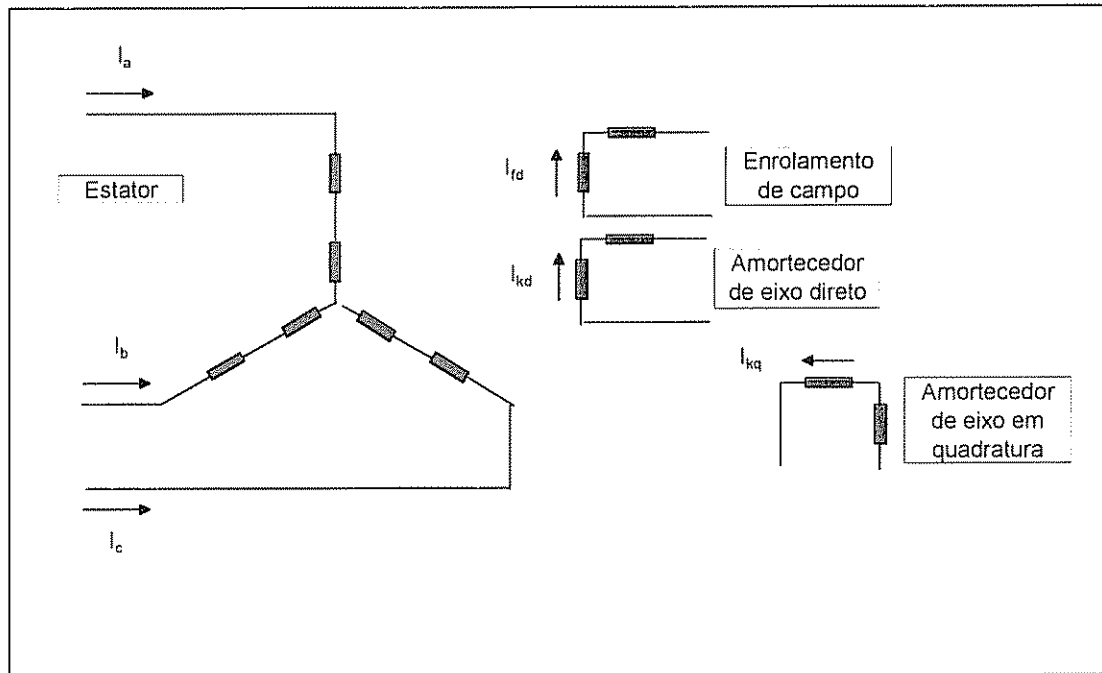


Figura 3.1: Esquema simplificado de uma máquina síncrona.

Conforme mostrado esquematicamente na figura 3.2, esta máquina síncrona pode ser representada por um conjunto de seis circuitos magneticamente acoplados, que representam respectivamente :

- enrolamentos de estator (correntes  $I_a$ ,  $I_b$ ,  $I_c$ );
- enrolamento de excitação (corrente  $I_{fd}$ );
- enrolamento de amortecedor de eixo direto (corrente  $I_{kd}$ );
- enrolamento amortecedor de eixo quadratura (corrente  $I_{kq}$ ).



**Figura 3.2:** Circuitos magneticamente acoplados da máquina síncrona.

Na figura anterior, o eixo do enrolamento de campo está representado como alinhado ao eixo do enrolamento da fase *a* do estator. Considerando-se que o rotor está em rotação, após um tempo *t*, tem-se um ângulo de rotação  $\phi$ , dado pela seguinte relação, onde  $\omega_r$  é a velocidade de rotação do rotor:

$$\phi = \omega_r \cdot t \quad (3.2)$$

De uma forma geral, do ponto de vista eletromagnético, o comportamento da máquina síncrona pode ser descrito pela equação:

$$v = \sum r \cdot i \pm \sum \frac{d\lambda}{dt} \quad (3.3)$$

onde as grandezas representam respectivamente as tensões nos terminais dos enrolamentos, as resistências e correntes dos circuitos e as derivadas dos enlaces de fluxo dos enrolamentos.

Os fluxos dos enrolamentos da máquina são funções das correntes e indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos.

Como as indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos de estator, bem como as mútuas entre rotor e estator variam em função dos ângulos, a equação anterior mostra-se não linear, mesmo considerando-se a rotação da máquina constante e desprezando-se o efeito da saturação. Assim, o estudo do comportamento da máquina a partir das equações dinâmicas torna-se muito mais complexo.

Considerando-se o modelo simplificado considerado nesse trabalho, os valores para as indutâncias dos circuitos da máquina síncrona são obtidos de acordo com as equações a seguir [Anderson77].

### Indutâncias próprias dos enrolamentos de armadura

Podem ser dadas pelas equações:

$$\begin{aligned} L_{aa} &= L_s + L_m \cos (2\theta) \\ L_{bb} &= L_s + L_m \cos (2\theta - 2\pi/3) \\ L_{cc} &= L_s + L_m \cos (2\theta + 2\pi/3) \end{aligned} \quad (3.4)$$

Nas expressões acima, a indutância própria de cada enrolamento é formada por um termo constante e um termo cossenoidal, variando com uma frequência duas vezes superior à frequência de rotação da máquina.  $\theta$  é o ângulo descrito pelo eixo do campo em relação ao eixo de simetria do enrolamento da fase a da armadura.

### Indutâncias mútuas dos enrolamentos de armadura

Podem ser dadas por:

$$\begin{aligned} L_{ab} = L_{ba} &= M_s + L_m \cos (2\theta + \pi/6) \\ L_{bc} = L_{cb} &= M_s + L_m \cos (2\theta - \pi/2) \\ L_{ca} = L_{ac} &= M_s + L_m \cos (2\theta + 5\pi/6) \end{aligned} \quad (3.5)$$

Também nesse caso, as indutâncias mútuas dos enrolamentos de estator são formadas por um termo constante e um termo cossenoidal, variando com uma frequência duas vezes superior à frequência de rotação da máquina.

### Indutâncias próprias dos enrolamentos de rotor

As indutâncias próprias dos enrolamentos F, D e Q são constantes, desde que não seja considerada a saturação, e portanto podem ser escritas da seguinte forma:

$$\begin{aligned}
 L_{FF} &= L_F + M_R \\
 L_{DD} &= L_D + M_R \\
 L_{QQ} &= L_Q
 \end{aligned}
 \tag{3.6}$$

### Indutâncias mútuas dos enrolamentos do rotor

No caso dos circuitos do rotor, as impedâncias mútuas entre os enrolamentos de campo e de amortecedor em quadratura e amortecedores do eixo direto e em quadratura são nulas por estarem em eixos ortogonais. As indutâncias mútuas entre os enrolamentos de campo e amortecedores de eixo direto são constantes. As expressões para essas indutâncias podem ser escritas da seguinte forma:

$$\begin{aligned}
 L_{FD} &= L_{DF} = M_R \\
 L_{FQ} &= L_{QF} = 0 \\
 L_{DQ} &= L_{QD} = 0
 \end{aligned}
 \tag{3.7}$$

### Indutâncias mútuas entre os enrolamentos de armadura e rotor

Também nesse caso, as indutâncias mútuas dos enrolamentos de estator e o enrolamento de campo variam com o cosseno do ângulo entre os eixos de simetria, com uma frequência igual à frequência de rotação da máquina.

Podem ser dadas por:

$$\begin{aligned}
 L_{aF} &= L_{Fa} = M_F \cos \theta \\
 L_{bF} &= L_{Fb} = M_F \cos (\theta - 2\pi/3) \\
 L_{cF} &= L_{Fc} = M_F \cos (\theta + 2\pi/3)
 \end{aligned}
 \tag{3.8}$$

$$\begin{aligned}
 L_{aD} &= L_{Da} = M_D \cos \theta \\
 L_{bD} &= L_{Db} = M_D \cos (\theta - 2\pi/3) \\
 L_{cD} &= L_{Dc} = M_D \cos (\theta + 2\pi/3) \\
 L_{aQ} &= L_{Qa} = M_Q \cos \theta \\
 L_{bQ} &= L_{Qb} = M_Q \cos (\theta - 2\pi/3) \\
 L_{cQ} &= L_{Qc} = M_Q \cos (\theta + 2\pi/3)
 \end{aligned}
 \tag{3.9}$$

A relação entre os fluxos e as correntes poderá ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} \lambda_A \\ \lambda_B \\ \lambda_C \\ \lambda_F \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} & L_{aF} & L_{aD} & L_{aQ} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} & L_{bF} & L_{bD} & L_{bQ} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} & L_{cF} & L_{cD} & L_{cQ} \\ L_{Fa} & L_{Fb} & L_{Fc} & L_{FF} & L_{FD} & 0 \\ L_{Da} & L_{Dc} & L_{Dc} & L_{DF} & L_{DD} & 0 \\ L_{Qa} & L_{Qb} & L_{Qc} & 0 & 0 & L_{QQ} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_F \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

### 3.2.1 Transformação de Park

A quase totalidade das indutâncias do modelo anterior varia conforme a posição relativa dos enrolamentos. Como consequência, as equações diferenciais que regem o comportamento da máquina tornam-se muito complexas, devido à variação dos parâmetros com o tempo.

Uma solução encontrada para simplificar as equações do modelo de máquinas consiste em referir todas as grandezas elétricas da máquina a um referencial situado no enrolamento de campo, através de uma transformação de variáveis conhecida como transformação de Park.

Essa transformação, desenvolvida até o final da década de 30, a partir de um trabalho de vários pesquisadores, dentre os quais destacam-se Park, Blondel e Doherty, permitiu uma grande simplificação nas equações utilizadas para se descrever o comportamento das máquinas síncronas.

A principal vantagem da transformação de Park é converter parâmetros variáveis em parâmetros constantes. A transformação altera o referencial utilizado para se escrever as equações da máquina, originalmente fixo no estator, para um referencial situado no rotor.

Inicialmente considere-se um sistema formado por dois eixos em quadratura referenciados ao rotor. Um dos eixos está orientado no mesmo sentido do eixo do enrolamento de campo e é chamado eixo direto. O segundo está atrasado  $90^\circ$  elétricos em relação ao eixo direto e é denominado eixo em quadratura.

Considerando-se que:

- A corrente de cada enrolamento do estator seja um fasor orientado segundo o eixo magnético de cada enrolamento de armadura, e que as fmm de armadura sejam sempre senoidais, deslocadas entre si de  $120^\circ$  no tempo;
- O ângulo  $\theta$  de defasamento entre o eixo do enrolamento de armadura correspondente a fase a e o eixo de simetria do rotor,

Poderemos projetar as três correntes de fase sobre os eixos direto e em quadratura, conforme mostrado nestas expressões:

$$\begin{aligned} I_0 &= k_o [ i_a (1/2) + i_b (1/2) + i_c (1/2) ] \\ I_d &= k_d [ i_a \cos(\theta) + i_b \cos(\theta + 2\pi/3) + i_c \cos(\theta - 2\pi/3) ] \\ I_q &= -k_q [ -i_a \sin(\theta) - i_b \sin(\theta - 2\pi/3) - i_c \sin(\theta + 2\pi/3) ] \end{aligned} \quad (3.11)$$

Na expressão 3.11 o fator de multiplicação adotado foi igual a dois terços, conforme proposto em [Kundur97]. Este valor depende das convenções estabelecidas, podendo assumir diferentes valores, de acordo com as conveniências consideradas durante a formulação da matriz de transformação.

As equações podem ser escritas no formato matricial, tomando a seguinte forma:

$$I_{0dq} = P I_{abc} \quad (3.12)$$

Nesta expressão, a matriz P é dada por:

$$P = \left(\frac{2}{3}\right) \times \begin{bmatrix} \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ \cos(\theta) & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta + 2\pi/3) \\ \sin(\theta) & \sin(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

A matriz de transformação P admite uma transformação inversa, dada por:

$$P^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ 1 & \cos(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta - 2\pi/3) \\ 1 & \cos(\theta + 2\pi/3) & \sin(\theta + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

A equação matricial para o enlace de fluxos nos enrolamentos da máquina pode ser escrita da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{aR} \\ L_{Ra} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{abc} \\ I_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

As submatrizes  $L_{aa}$  e  $L_{FDQ}$  representam as indutâncias próprias dos circuitos do estator e do rotor, respectivamente. As submatrizes  $L_{Ra}$  e  $L_{aR}$  representam, por sua vez, as indutâncias mútuas entre os circuitos de rotor e estator.

Os valores das indutâncias do circuito no novo referencial podem ser obtidos da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{aR} \\ L_{Ra} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{abc} \\ I_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Na expressão anterior,  $P$  é sempre a matriz de transformação considerada nesse trabalho.

Após as simplificações, a equação anterior se torna:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dq0} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{dq0} & L_{dqR} \\ L_{Rdq} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{dq0} \\ I_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

Esta equação pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \lambda_0 \\ \lambda_d \\ \lambda_q \\ \lambda_F \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_d & 0 & M_F & M_D & 0 \\ 0 & 0 & L_q & 0 & 0 & M_Q \\ 0 & (3/2)M_F & 0 & L_F & M_R & 0 \\ 0 & (3/2)M_D & 0 & M_R & L_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} I_0 \\ I_d \\ I_q \\ i_F \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

Pode-se observar que:

- Os elementos da matriz de indutâncias são todos constantes, ao contrário dos parâmetros obtidos para o modelo obtido a partir das equações dos circuitos da máquina (modelo abc);
- Não existe acoplamento entre os fluxos de eixo direto e em quadratura. Assim,  $\lambda_d$  é função apenas das componentes de eixo direto, e  $\lambda_q$ , apenas das componentes de eixo quadratura;
- O fluxo de seqüência zero depende apenas da componente de seqüência zero do estator, e não é afetado pelas correntes dos enrolamentos do rotor;

- A matriz das indutâncias transformadas não é simétrica. Isso ocorreu pelo fato da matriz  $P$  adotada não ser ortogonal.
- Os valores obtidos para as indutâncias mútuas entre os enrolamentos de campo e de armadura, tanto no eixo direto quanto no eixo em quadratura, dependem da constante  $k=3/2$ .

### 3.2.2 Equações de Tensão

As equações de tensão da máquina podem ser escritas da seguinte forma:

$$V = -R I - \dot{\lambda} \quad (3.19)$$

onde os termos  $V$ ,  $I$ , e  $\lambda$  são vetores de seis elementos, e  $R$  é uma matriz diagonal com dimensão  $6 \times 6$ .

Para transformar as equações para as variáveis  $dq0$ , podemos realizar as seguintes operações:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} V_{abc} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} R_{abc} & 0 \\ 0 & R_{FDQ} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} I_{abc} \\ I_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U_3 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{abc} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

Supondo que a matriz  $R_{ABC}$  seja diagonal, essa equação poderá ser reescrita da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} v_{DQ0} \\ v_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{abc} & 0 \\ 0 & R_{FDQ} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_{DQ0} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{DQ0} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{dP}{dt} P^{-1} \lambda_{DQ0} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

que pode ser convertida para a seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} v_{DQ0} \\ v_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{abc} & 0 \\ 0 & R_{FDQ} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_{DQ0} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{DQ0} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} S \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

sendo o vetor  $S$  dado por:

$$S = \begin{bmatrix} -\omega\lambda_q \\ \omega\lambda_d \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

É importante comentar o significado físico dos termos da equação anterior.

- Os termos em R se referem às resistências dos enrolamentos do estator, do campo e dos amortecedores;
- O segundo termo se refere às derivadas dos fluxos nos eixos direto e em quadratura, chamadas de tensões de transformador, porque se referem apenas às variações dos fluxos no tempo;
- O terceiro termo se refere às tensões de velocidade e está relacionado ao deslocamento do referencial colocado no rotor e, portanto, em velocidade síncrona, em relação a um referencial estático no estator.

Enquanto as tensões de fluxo, utilizando as equações de tensão da máquina escritas no modelo abc eram devidas às variações das correntes e das indutâncias no tempo, no modelo dq0 as variações são devidas as variações das correntes e à velocidade de rotação elétrica da máquina, uma vez que as indutâncias da máquina são constantes.

Os parâmetros de seqüência zero não apresentam nenhum acoplamento com os componentes de seqüência d e q, e se anulam sob condições equilibradas.

Lembrando que a transformação de Park torna constantes os valores das indutâncias, podemos escrever a seguinte equação relacionando os fluxos e as correntes no modelo de Park:

$$\lambda = L I \quad (3.24)$$

e

$$\dot{\lambda} = L \dot{I} \quad (3.25)$$

Substituindo estes valores nas equações de tensão em variáveis de Park, e reordenando os termos, tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_0 \\ v_d \\ -v_f \\ 0 \\ v_q \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r+3r_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r & 0 & 0 & \omega L_q & \omega L m_Q & 0 \\ 0 & 0 & r_f & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_D & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\omega L_d & -\omega M_f & -\omega M_D & r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_f \\ i_D \\ i_q \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

$$\begin{bmatrix} L_0+3L_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_d & M_f & M_D & 0 & 0 \\ 0 & (3/2)M_f & L_f & M_R & 0 & 0 \\ 0 & (3/2)M_D & M_D & L_D & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & L_q & M_Q \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (3/2)M_Q & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_0 \\ \dot{i}_d \\ \dot{i}_f \\ \dot{i}_D \\ \dot{i}_q \\ \dot{i}_Q \end{bmatrix}$$

Essa equação para a tensões da máquina mostra que:

- O circuito de seqüência zero no estator é desacoplado dos demais circuitos e não depende das correntes do rotor;
- Devido ao aparecimento de termos em função do produto da velocidade da máquina pelas tensões (tensões de velocidade), a equação para as tensões só é linear para velocidade constante;
- As tensões de velocidade de cada eixo são função das correntes do outro eixo, em quadratura com o primeiro.

### 3.2.4 Equações de Potência

A potência elétrica trifásica entregue nos terminais de uma máquina síncrona é dada pela expressão:

$$P_{out} = v_a i_a + v_b i_b + v_c i_c \quad (3.27)$$

Considerando-se as novas variáveis, a potência trifásica nos terminais da máquina será:

$$P_{out} = \left(\frac{3}{2}\right) \cdot (v_d i_d + v_q i_q + v_o i_o) \quad (3.28)$$

Considerando-se o sistema equilibrado, os termos de seqüência zero se anulam e a equação se torna:

$$P_{out} = \left(\frac{3}{2}\right) \cdot (v_d i_d + v_q i_q) \quad (3.29)$$

Observa-se que a transformação adotada não é invariante na potência.

### 3.2.6 Representação em pu das grandezas da máquina

Os enrolamentos de estator e rotor apresentam parâmetros eletromagnéticos muito diferentes para potências, tensões e correntes nominais, devido as grandes diferenças de potência entre eles

Além disso, como as potências das máquinas são condicionadas pelos requisitos dos aproveitamentos energéticos e características das turbinas, as características nominais de cada máquina, quando medidas pelo sistema MKS, variam numa faixa muito grande.

A utilização da representação em pu para os parâmetros elétricos permite comparar parâmetros de máquinas de dimensões físicas diferentes e estabelecer referências úteis tanto para os projetistas de máquinas, quanto para os analistas dos sistemas elétricos de potência, a despeito da grande variabilidade dos parâmetros e das características nominais.

Entretanto, se existe uma concordância a respeito das vantagens de se utilizar a representação pu, não há um consenso claro sobre qual seria o sistema mais adequado para representação pu dos parâmetros elétricos de estator e do rotor.

Os dois sistemas mais comuns são os adotados por [Kundur97] e [Anderson77], e suas diferenças são devidas às diferentes formulações da transformação  $dq0$  adotada por cada um desses autores.

Como a matriz transformação proposta em [Anderson77] é ortogonal, a matriz transformada das indutâncias obtida é simétrica, e as relações entre os fluxos, correntes e tensões podem ser representadas por circuitos equivalentes mesmo no sistema MKS.

Nesse trabalho foi escolhido o sistema proposto por [Kundur97], por ser o mais utilizado tanto na área de sistemas elétricos e pelos fabricantes de máquinas. De uma certa forma, esse sistema é consequência do tipo de transformação  $dq0$  recomendado por esse autor, idêntico ao proposto por Park. Como consequência, apresenta as vantagens e desvantagens associadas a essa matriz de transformação  $dq0$ .

Nesse caso, a matriz transformação não é ortogonal, os valores das indutâncias mútuas entre rotor-estator e estator-rotor são diferentes. Esse fato não permite que a máquina seja representada por circuitos equivalentes em grandezas  $dq0$  no sistema MKS.

Por isso, nesse sistema os valores base para as mútuas deverão ser escolhidos cuidadosamente, de forma a tornar os valores das impedâncias mútuas entre estator e rotor idênticos.

As premissas para o estabelecimento desse sistema são:

- As equações de tensão e potência escritas em pu não se alteram;
- Valores em pu fáceis de serem obtidos dos dados dos fabricantes;
- Possibilidade de representação da máquina por circuitos equivalentes.

#### Determinação das grandezas base para os parâmetros do estator

Nesse sistema, as grandezas base do rotor são :

- $e_{sbase}$  = Valor de pico da tensão nominal fase-neutro do estator ( V );
- $i_{Sbase}$  = Valor de pico da corrente de linha nominal do estator ( A );
- $f_{base}$  = Frequência nominal ( Hz ).

A partir desses valores, são obtidos os demais valores base do estator:

$$\bullet \omega_{base} = 2\pi f_{base} \quad (\text{radianos elétricos /segundo}) \quad (3.30)$$

$$\bullet \omega_{mbase} = \omega_{base} (2/p) \quad (\text{radianos mecânicos /segundo}) \quad (3.31)$$

$$\bullet Z_{Sbase} = e_{sbase} / i_{Sbase} \quad (\text{ohms}) \quad (3.32)$$

$$\bullet L_{Sbase} = Z_{Sbase} / \omega_{base} \quad (\text{H}) \quad (3.33)$$

$$\bullet \lambda_{Sbase} = L_{Sbase} i_{Sbase} = V_{Sbase} / \omega_{base} \quad (\text{weber -espira}) \quad (3.33)$$

$$\bullet \mathbf{S}_{b3} = VA_{base} \text{ trifásico} = (3/2) e_{sbase} i_{Sbase} = 3 E_{RMSbase} I_{RMSbase} \quad (\text{volt-ampéres}) \quad (3.33)$$

$$\bullet T_{base} \text{ (Conjugado base)} = (VA_{base} \text{ trifásico}) / \omega_{mbase} \quad (3.34)$$

### Valores base para as indutâncias mútuas entre do estator e rotor

$$L_{afd}_{pu} = \frac{M_f i_{fbase}}{L_{sbase} i_{sbase}} \quad (3.35)$$

$$L_{akd}_{pu} = \frac{M_D i_{kbase}}{L_{sbase} i_{sbase}} \quad (3.36)$$

$$L_{akq}_{pu} = \frac{M_Q i_{kqbase}}{L_{sbase} i_{sbase}} \quad (3.37)$$

### Grandezas base para os parâmetros do rotor

Para a determinação das grandezas base do rotor, atendendo-se às premissas estabelecidas para a definição desse sistema pu, considera-se que:

- Todas as indutâncias mútuas em pu entre enrolamentos diferentes deverão ser recíprocas. Assim, torna-se possível a representação do modelo da máquina por circuitos equivalentes;
- Todas as indutâncias mútuas em pu entre estator e rotor de cada eixo deverão ser idênticas

Nesse sistema, as impedâncias em pu entre os circuitos do rotor e da armadura são dadas por:

$$L_{fda}_{pu} = \left(\frac{3}{2}\right) \frac{M_f i_{sbase}}{L_{fbase} i_{fbase}} \quad (3.38)$$

$$L_{fkd}_{pu} = \frac{M_k i_{kbase}}{L_{fbase} i_{fbase}} \quad (3.39)$$

$$L_{kda}_{pu} = \left(\frac{3}{2}\right) \frac{M_D i_{sbase}}{L_{kbase} i_{kbase}} \quad (3.40)$$

$$L_{kdf}_{pu} = \frac{M_f i_{fbase}}{L_{kbase} i_{kbase}} \quad (3.41)$$

$$L_{kqa}_{pu} = \left(\frac{3}{2}\right) \frac{M_Q i_{sbase}}{L_{kqbase} i_{kqbase}} \quad (3.42)$$

O fator (3/2) incluído nas expressões para os valores em pu das indutâncias mútuas de rotor e estator o eliminam nas equações de fluxo do rotor.

A partir das equações anteriores, e considerando-se a premissa de que as impedâncias mútuas entre dois circuitos deverão ter os mesmos valores em pu, tem-se:

$$L_{kdbase} \dot{i}_{kdbase}^2 = L_{fdbase} \dot{i}_{fdbase}^2 \quad (3.43)$$

e

$$e_{kdbase} v_{kdbase} = e_{fdbase} \dot{i}_{fdbase} \quad (3.44)$$

Para as indutâncias mútuas entre estator e rotor, pode-se escrever:

$$L_{fdbase} \dot{i}_{fdbase}^2 = \left(\frac{3}{2}\right) L_{sbase} \dot{i}_{sbase}^2 \quad (3.45)$$

ou

$$e_{fdbase} v_{fdbase} = \left(\frac{3}{2}\right) e_{sbase} i_{sbase} = P_{3\Phi base} \quad (3.46)$$

De forma análoga, para que sejam iguais as indutâncias mútuas, dadas em em pu, entre os enrolamentos de amortecedor e estator, tanto para o eixo direto quanto para o eixo em quadratura, tem-se:

$$L_{kdbase} \dot{i}_{kdbase}^2 = \left(\frac{3}{2}\right) L_{sbase} \dot{i}_{sbase}^2 \quad (3.47)$$

e

$$e_{kdbase} i_{kdbase} = \left(\frac{3}{2}\right) e_{sbase} i_{sbase} = P_{3\Phi base} \quad (3.48)$$

Para o eixo d, e para o eixo q:

$$L_{kqbase} \dot{i}_{kqbase}^2 = \left(\frac{3}{2}\right) L_{sbase} \dot{i}_{sbase}^2 \quad (3.49)$$

e

$$e_{kqbase} v_{kqbase} = \left(\frac{3}{2}\right) e_{sbase} i_{sbase} = P_{3\Phi base} \quad (3.50)$$

Para a obtenção das correntes das correntes base para os enrolamentos do rotor, podem ser utilizadas as seguintes expressões [Kundur97]:

$$\dot{i}_{fdbase} = \frac{L_{ad}}{L_{afd}} \dot{i}_{sbase} \quad (3.51)$$

$$\dot{i}_{kdbase} = \frac{L_{ad}}{L_{akd}} \dot{i}_{sbase} \quad (3.52)$$

$$\dot{i}_{kqbase} = \frac{L_{aq}}{L_{akq}} \dot{i}_{sbase} \quad (3.53)$$

### 3.2.7 Equações normalizadas para as máquinas síncronas

Uma das premissas para o estabelecimento dos sistemas pu para as máquinas síncronas é de que as equações não sejam alteradas. Assim, poderão ser escritas da mesma forma que no sistema mks, embora os termos estejam em pu.

Considerando-se os valores em pu, as equações de tensão poderão ser escritas da seguinte forma, desprezando-se os termos de seqüência zero.

$$\begin{bmatrix} v_d \\ -v_f \\ 0 \\ v_q \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r & 0 & 0 & \omega L_q & \omega L_{aQ} \\ 0 & r_f & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_D & 0 & 0 \\ -\omega L_d & -\omega L_{fd} & -\omega L_{dD} & r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & r_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \\ i_q \\ i_Q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} L_d & L_{fd} & L_{dD} & 0 & 0 \\ L_{fd} & L_{ff} & M_R & 0 & 0 \\ L_{Dd} & M_R & L_{DD} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_{qq} & L_{qQ} \\ 0 & 0 & 0 & L_{qQ} & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_d \\ \dot{i}_f \\ \dot{i}_D \\ \dot{i}_q \\ \dot{i}_Q \end{bmatrix} \quad (3.54)$$

A primeira matriz de coeficientes é composta pelos termos relacionados à rotação, ou às tensões de velocidade da máquina. A segunda se relaciona com as variações de corrente e fluxo da máquina, e são associados às tensões de transformador.

Chamando-se  $\mathbf{R}$  a matriz diagonal das resistências,  $\mathbf{L}_N$  a matriz dos coeficientes devidos à rotação do eixo, e  $\mathbf{L}_T$  a matriz dos termos relativos à tensão transformador, pode-se reescrever a equação das tensões da seguinte forma :

$$V = -(R + \omega L_N)I - L_T \dot{I} \quad (3.55)$$

Assumindo-se que a matriz  $\mathbf{L}_T$  admita uma inversa, podemos escrever a equação anterior na forma de espaço de estado:

$$\dot{I} = -L_T^{-1}(R + \omega L_N)I - L_T^{-1}V \quad (3.56)$$

Entretanto, para que o comportamento da máquina possa ser descrito pelas equações de espaço de estado, deverão ser ainda acrescentadas as equações para o ângulo de carga e a velocidade da máquina.

### Equação de Oscilação

A equação de conjugado poderá ser escrita da seguinte forma, conforme mostrado no capítulo anterior:

$$J \frac{d^2(\delta)}{dt^2} = \left( \frac{2J}{p} \right) \frac{d\omega}{dt} = T_a = T_m - T_e \quad (3.57)$$

Na prática a equação acima é escrita utilizando-se como parâmetro a constante de inércia  $H$ :

$$\left( \frac{2H}{\omega_r} \right) \dot{\omega} = T_a = T_m - T_e \quad (3.58)$$

$H$  é dado em segundos,  $\omega$  em rad/seg, e  $T$  em pu. A grandeza  $H$  é denominada constante de inércia e definida da seguinte maneira:

$$H = \frac{1}{2} J \omega_m^2 \frac{1}{S_{N3}} \quad (3.59)$$

Conforme mostrado na equação (3.59), a constante de inércia relaciona a energia cinética armazenada na massa girante, e a potência nominal trifásica da máquina.

A equação de oscilação anteriormente escrita só está normalizada em relação ao conjugado. Entretanto os termos para velocidade angular e o tempo estão dados no sistema MKS.

### Equações de Potência e Velocidade

Sob condições equilibradas, a potência elétrica entregue nos terminais da máquina pode ser escrita da seguinte forma:

$$P_{out} = \left( i_d \dot{\lambda}_d + i_q \dot{\lambda}_q \right) + \left( i_q \lambda_d - i_d \lambda_q \right) \omega + r \left( i_d^2 + i_q^2 \right) \quad (3.60)$$

O primeiro termo à esquerda corresponde à taxa de variação da energia do campo magnético, o segundo à potência eletromagnética entregue através do entreferro, e o terceiro representa as perdas no estator da máquina.

Conforme mostrado em, o conjugado eletromagnético é obtido do segundo termo, e é dado por:

$$T_e = [i_q \lambda_d - i_d \lambda_q] \quad (3.61)$$

Escrevendo as expressões dos fluxos do eixo direto e em quadratura em função das indutâncias e correntes nos enrolamentos da máquina em coordenadas  $dq0$ , tem-se :

$$T_{e\phi} = L_d i_q i_d + kM_F i_q i_F + kM_D i_q i_D - L_q i_d i_q - kM_Q i_d i_Q \quad (3.62)$$

ou

$$T_{e\phi} = kM_F i_q i_F + kM_D i_q i_D + (L_d - L_q) i_q i_d - kM_Q i_d i_Q \quad (3.63)$$

Considerando-se a existência do conjugado de amortecimento, a equação para o conjugado de aceleração poderá ser escrita da seguinte forma:

$$T_a = T_m - T_e - T_d = J \dot{\omega} \quad (3.64)$$

Em 3.64,  $T_a$  é o conjugado de aceleração,  $T_m$  é o conjugado mecânico,  $T_e$  o conjugado eletromagnético e  $T_d$  o conjugado de amortecimento.

De uma forma simplificada, o conjugado de amortecimento pode ser considerado como proporcional à velocidade angular  $\omega$ , sendo dado pela seguinte expressão:

$$T_d = D \omega \quad (3.64)$$

onde  $D$  é a constante de amortecimento. Lembrando-se que:

$$T_a = 2 H \omega_B \frac{d\omega_u}{dt_u} \quad (3.65)$$

onde  $T_a$  é dado em pu, pode-se escrever o coeficiente de aceleração como:

$$\tau_j = 2 H \omega_B \quad (3.66)$$

Assim, a equação para o conjugado poderá ser escrita da seguinte forma:

$$\tau_j \dot{\omega} = T_m - T_{e\phi} - T_d \quad (3.67)$$

Substituindo os valores do conjugado eletromagnético, e dividindo-se todos os termos por  $3\tau_j$ :

$$\dot{\omega} = \frac{T_m}{\tau_j} - \frac{L_d}{3\tau_j} i_q i_d - \frac{kM_F}{3\tau_j} i_q i_r - \frac{kM_D}{3\tau_j} i_q i_D + \frac{L_q}{3\tau_j} i_d i_q + \frac{kM_Q}{3\tau_j} i_d i_Q - \frac{D}{3\tau_j} \omega \quad (3.68)$$

A equação 3.68 já está na forma requerida para se escrever as equações dinâmicas da máquina na forma de espaço de estado.

Para se completar o conjunto de equações, resta apenas se escrever uma equação relacionando o ângulo de carga e a velocidade angular.

Considerando-se que o ângulo total percorrido por um ponto situado no rotor da máquina é dado por:

$$\theta = \omega_R t + \delta + \theta_0 \quad (3.69)$$

onde os termos a direita da equação 3.69 são respectivamente a velocidade angular nominal multiplicada pelo tempo, o ângulo de carga e o ângulo percorrido no instante  $t=0$ , teremos:

$$\dot{\delta} = \omega - \omega_R \quad (3.70)$$

Considerando a equação 3.70 em pu, sendo  $\omega_R$  a velocidade base:

$$\dot{\delta} = \omega - 1 \quad (3.71)$$

A partir das equações para a velocidade e aceleração angular, e das equações escritas anteriormente para as tensões da máquina, pode-se representar a máquina pelo conjunto de equações 3.72:



Nas equações anteriores considera-se que os fluxos de eixo direto e quadratura são compostos por uma parte devida ao fluxo de dispersão de armadura no eixo direto, e uma parte correspondente ao fluxo concatenado entre a armadura e os enrolamentos do campo e amortecedor, no eixo direto, e armadura e amortecedor, no eixo em quadratura. A diferença entre  $L_d$  e  $l_d$ , corresponde à indutância de magnetização de eixo direto, chamada  $L_{md}$ . Foi considerado que os fluxos mútuos de cada eixo são iguais.

Lembrando que, de acordo com o sistema pu adotado, os fluxos mútuos recíprocos são iguais, pode-se concluir que, em pu:

$$L_{AD} = (L_d - l_d) = L_{Fd} = L_{Dd} \quad (3.79)$$

De forma análoga, considerando sucessivamente,  $i_d$  e  $i_D$ , e  $i_d$  e  $i_F$  nulas, duas a duas, teremos:

$$L_{Fd} = (L_F - l_F) = M_R \quad (3.80)$$

$$L_{Dd} = M_R = (L_D - l_D) \quad (3.81)$$

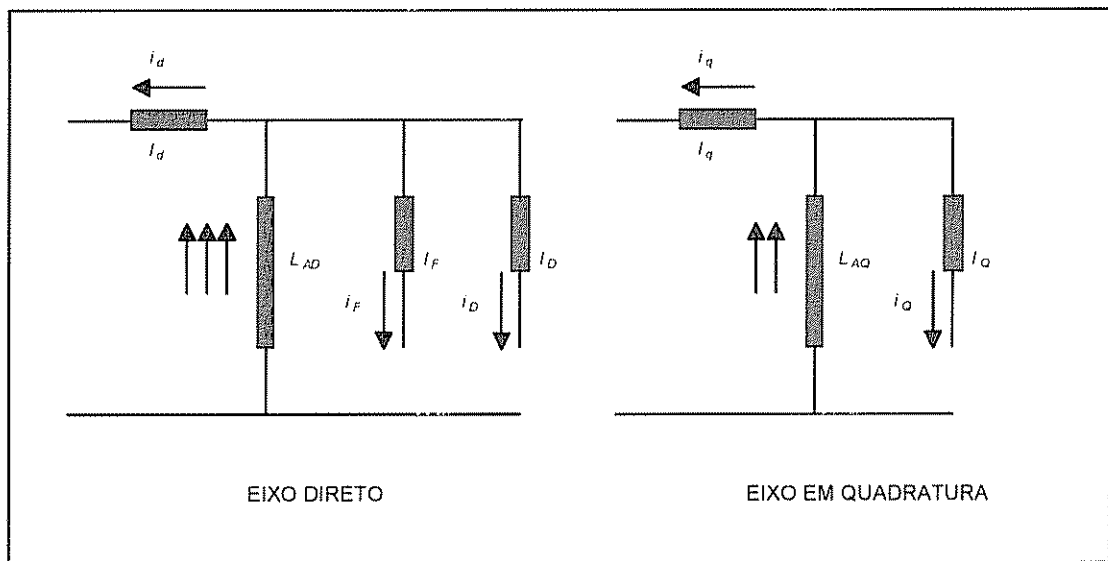
As equações anteriores mostram que:

$$L_{AD} = (L_d - l_d) = (L_F - l_F) = (L_D - l_D) = L_{Fd} = M_R \quad (3.82)$$

De forma análoga, mostra-se que para o eixo em quadratura:

$$L_{AQ} = (L_q - l_q) = (L_Q - l_Q) = L_{Qq} \quad (3.83)$$

Assim, podemos representar os enlaces de fluxo de eixo direto e quadratura de a partir dos seguintes circuitos equivalentes:



**Figura 3.3:** Enlaces de fluxo na máquina síncrona para os eixos direto e em quadratura.

A partir das equações de tensão em pu, e considerando separadamente as indutâncias mútuas e de dispersão, pode-se escrever, para os eixos direto e quadratura:

$$v_d = -r i_d - l_d \dot{i}_d - L_{AD} (\dot{i}_d + \dot{i}_F + \dot{i}_D) - \omega \lambda_q \quad (3.84)$$

$$-v_f = -r_f i_f - l_f \dot{i}_f - L_{AD} (\dot{i}_d + \dot{i}_F + \dot{i}_D) \quad (3.85)$$

$$-v_D = -r_D i_D - l_D \dot{i}_D - L_{AD} (\dot{i}_d + \dot{i}_F + \dot{i}_D) = 0 \quad (3.86)$$

$$v_q = -r i_q - l_q \dot{i}_q - L_{AQ} (\dot{i}_q + \dot{i}_Q) + \omega \lambda_d \quad (3.87)$$

$$-v_Q = -r_Q i_Q - l_Q \dot{i}_Q - L_{AQ} (\dot{i}_q + \dot{i}_Q) = 0 \quad (3.88)$$

Essas equações são satisfeitas pelos circuitos equivalentes apresentados na figura 3.4:

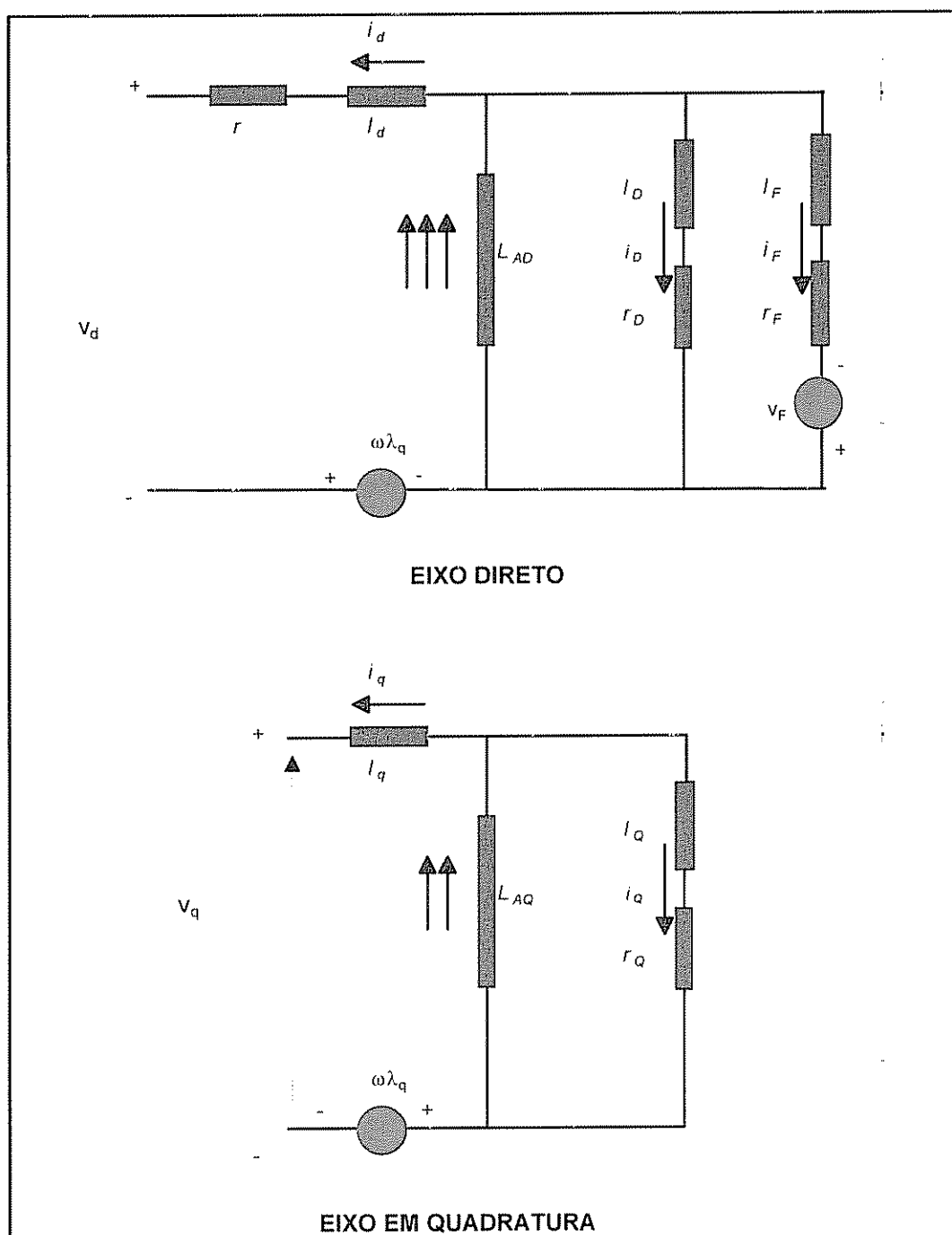


Figura 3.4: Circuitos equivalente da máquina síncrona para os eixos direto e em quadratura.

### 3.5 ANÁLISE EM REGIME PERMANENTE

Quando a máquina opera em regime permanente, sob condições equilibradas, os termos de seqüência zero e de tensões de transformador desaparecem das equações. Além disso, como não ocorrem variações nos fluxos ou na velocidade, as correntes nos enrolamentos amortecedores são nulas.

Nessas condições o comportamento da máquina síncrona pode ser descrito pelas seguintes equações :

$$v_d = -r i_d - \omega \lambda_q \quad (3.89)$$

$$-v_f = -r_f i_f \quad (3.90)$$

$$v_q = -r i_q + \omega \lambda_d \quad (3.91)$$

As equações para os fluxos no estator para os eixos direto e em quadratura serão escritas da seguinte forma:

$$\lambda_d = L_d i_d + L_{fd} i_f \quad (3.92)$$

$$\lambda_q = L_q i_q \quad (3.93)$$

Substituindo estes valores nas equações 3.87, 3.88 e 3.89, tem-se:

$$v_d = -r i_d - \omega L_q \quad (3.94)$$

$$v_q = -r i_q + \omega L_d i_d + \omega L_{fd} i_f \quad (3.95)$$

Considerando-se as tensões equilibradas, e aplicando-se a matriz  $P^1$ , obtém-se a seguinte expressão para  $v_a$  [Anderson77]:

$$v_a = \left[ -\left( r i_d + \omega L_q i_q \right) \cos(\theta) + \left( -r i_q + \omega L_d i_d + L_{fd} \omega i_f \right) \cos\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \right] \quad (3.96)$$

Lembrando-se que o ângulo  $\theta$  é dado por:

$$\theta = \omega t + \delta + \frac{\pi}{2} \quad (3.97)$$

onde  $\delta$  é o ângulo de carga e  $\omega$  a frequência angular elétrica, pode-se escrever a equação para  $v$  na forma a seguir:

$$v_s = \left[ -\left( r i_d + \omega L_q i_q \right) \cos\left(\omega t + \delta + \frac{\pi}{2}\right) + \left( -r i_q + \omega L_d i_d + L_{fd} \omega i_f \right) \cos(\omega t + \delta) \right] \quad (3.98)$$

A expressão 3.95 fornece o valor no tempo da tensão instantânea por fase  $V_a$ , em função da corrente de campo  $i_f$  e das correntes de estator  $i_d$  e  $i_q$ .

Nas condições de regime permanente as tensões das máquinas podem ser representadas por fasores. Nesse caso consideram-se os valores eficazes das tensões por fase.

Dessa forma, a tensão nos terminais da máquina deverão ser representadas pelo fasor  $V_a$ , conforme expressão a seguir:

$$V_a = -r \left( \frac{i_q}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + j \frac{i_d}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} \right) - j x_q \frac{i_q}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + x_d \frac{i_d}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + \omega \frac{L_{fd} i_f}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} \quad (3.99)$$

ou:

$$V_a = -r \left( \frac{i_q}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + j \frac{i_d}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} \right) - j x_q \frac{i_q}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + x_d \frac{i_d}{\sqrt{2}} \underline{|\delta} + E_a \quad (3.100)$$

Nessas expressões  $x_d$  e  $x_q$  são obtidas multiplicando-se as reatâncias  $L_d$  e  $L_q$  pela velocidade angular elétrica  $\omega$ . O fasor  $E_a$  corresponde à tensão interna induzida pela corrente de campo  $i_f$ . O argumento  $\delta$  corresponde à diferença angular entre o fasor  $E_a$  e o argumento da referência. Situando-se a referência sobre o fasor  $V_a$ , esse argumento será idêntico ao ângulo de carga da máquina.

Dividindo-se as correntes  $i_d$  e  $i_q$  pela raiz de 2 podem ser obtidos os valores eficazes das componentes correntes rms nos eixos direto e quadratura  $I_d$  e  $I_q$  tais que:

$$I_a = I_d + j I_q \quad (3.101)$$

Considerando-se valores eficazes, pode-se reescrever a equação 3.100 da seguinte forma:

$$V_a = -r \left( I_q \underline{|\delta} + j I_d \underline{|\delta} \right) - j x_q I_q + x_d I_d + E_a \underline{|\delta} \quad (3.102)$$

Na figura 3.5 é mostrado o diagrama fasorial com as correntes e tensões na máquina síncrona para condição de regime permanente. Inicialmente considerou-se uma máquina síncrona de pólos salientes.

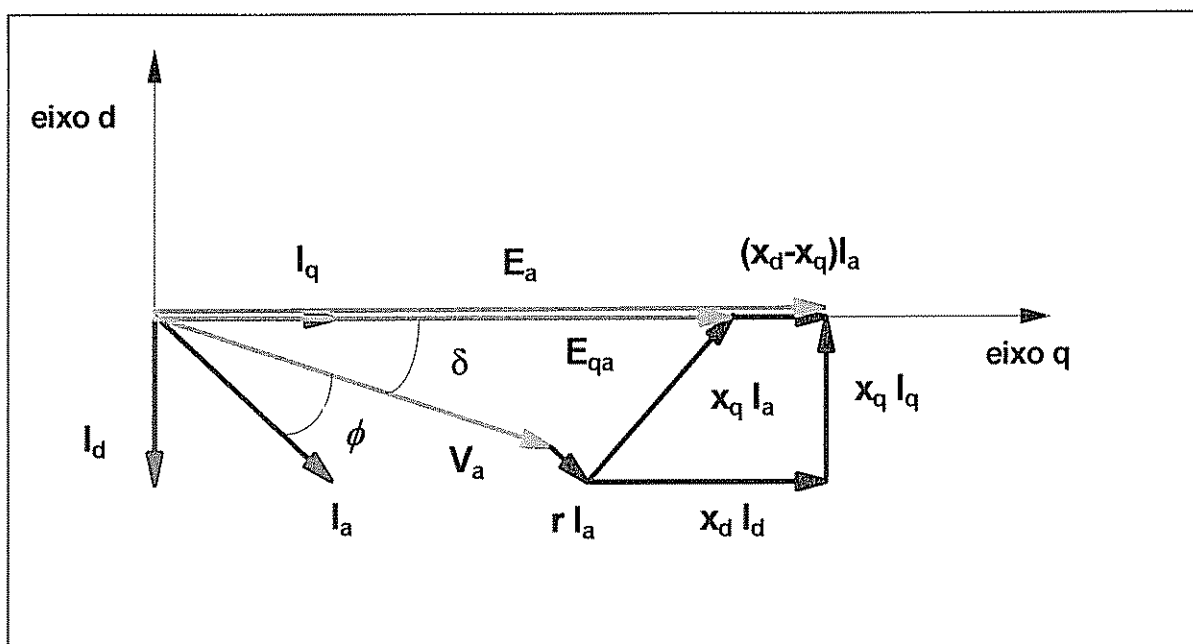


Figura 3.5: Diagrama fasorial da máquina síncrona em regime permanente (pólos salientes)

No caso de uma máquina de pólos lisos, as reatâncias síncronas de eixo direto e quadratura são idênticas, e a parcela referente à diferença entre as reatâncias  $X_d$  e  $X_q$  é nula. O diagrama fasorial para pólos lisos é mostrado na figura 3.6.

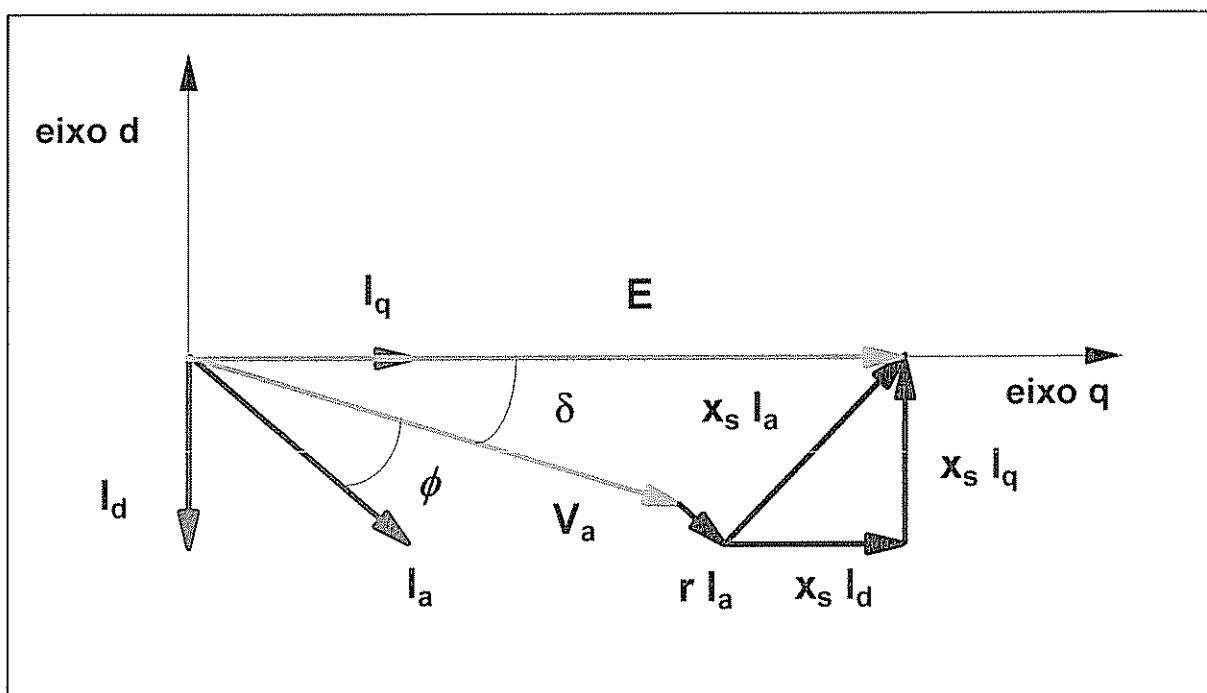
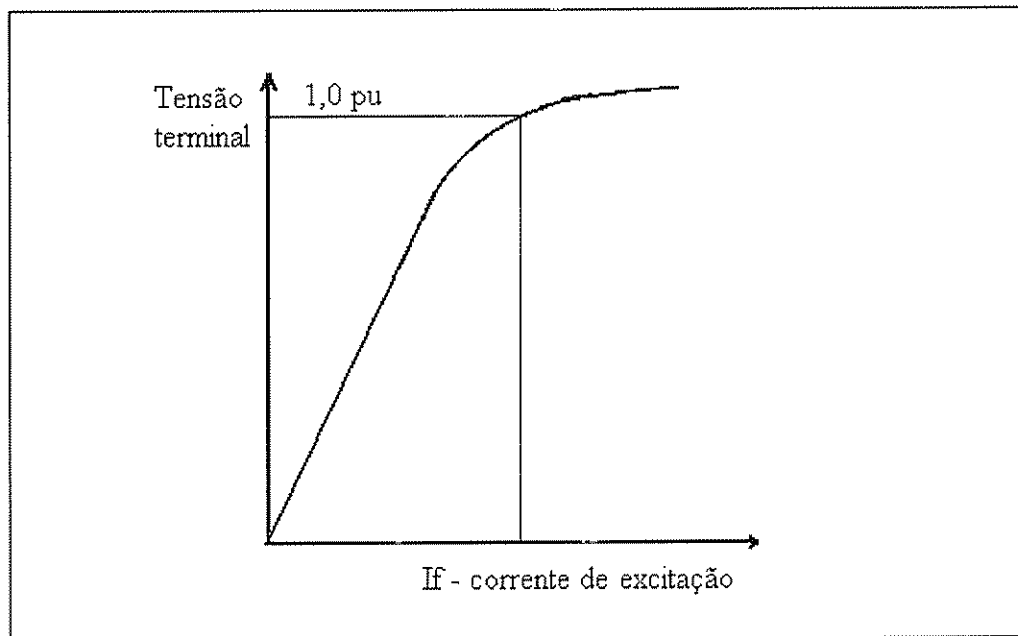


Figura 3.6: Diagrama fasorial da máquina síncrona em regime permanente (pólos lisos)

Quando se considera a máquina síncrona operando a vazio, em condição de regime,  $V_a = E$  e  $V_a = \omega \frac{L_{fd} i_f}{\sqrt{2}}$ , significando que nessas condições existe uma relação direta entre a tensão nos terminais da máquina e o produto da velocidade, indutância entre o rotor e o estator e a corrente de excitação.

Considerando-se o rotor girando a velocidade constante e igual à velocidade síncrona da rede, são obtidas através de ensaios as características de circuito aberto da máquina, mostrada na figura 3.7.



**Figura 3.7:** Característica de circuito aberto da máquina síncrona

Observa-se que, para a tensão nominal, ocorre a saturação na curva característica, indicando a necessidade de um acréscimo na corrente de excitação maior que o necessário para se obter a mesma elevação de tensão na parte linear da característica de excitação.

Outra característica importante é a característica de curto-circuito da máquina. Essa característica é obtida através de ensaios de curto - circuito.

Os ensaios são efetuados considerando-se a máquina girando à velocidade síncrona, com os terminais do estator curto-circuitados, fazendo-se com que circulem no enrolamento da armadura uma corrente variando de zero a cerca de duas vezes o valor da corrente nominal. A característica é traçada relacionando-se os valores da corrente de campo e as correntes de armadura.

Considerando-se a equação para a tensão em regime permanente, pode-se escrever as seguintes equações para a tensão  $V_a$  nos ensaios de curto-circuito:

$$0 = -r \left( I_q |\underline{\delta} + j I_d |\underline{\delta} \right) - j x_q I_q |\underline{\delta} + x_d I_d |\underline{\delta} + E |\underline{\delta} \quad (3.103)$$

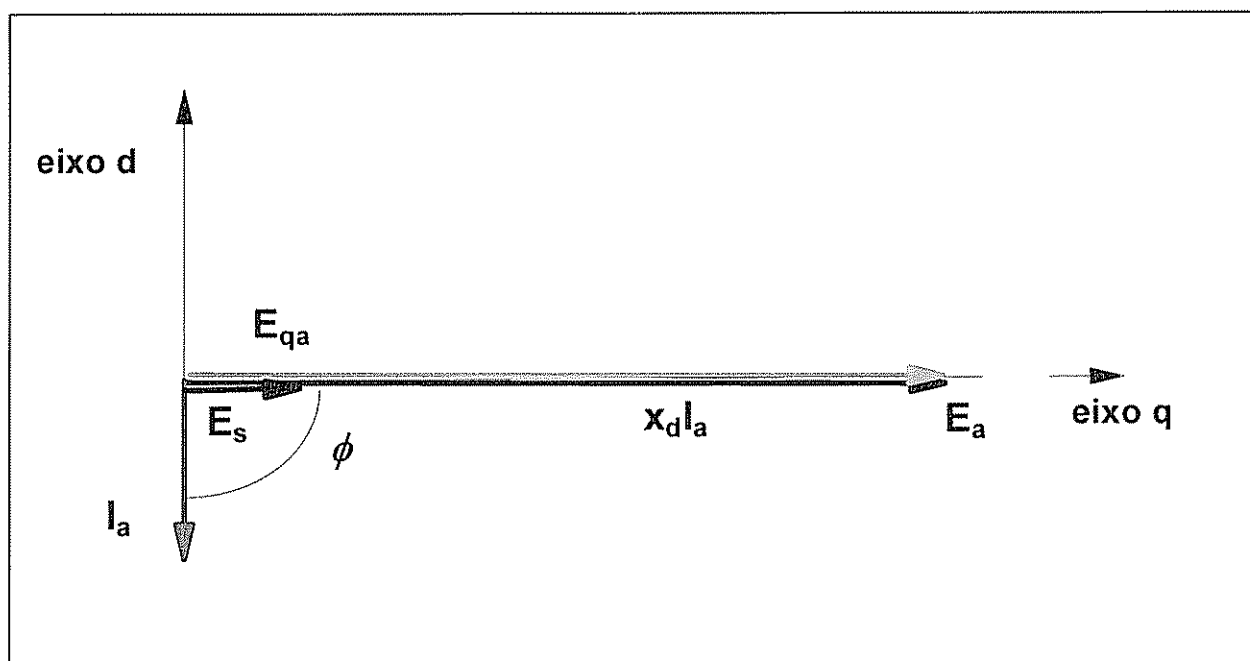
ou:

$$0 = -r (I_q \underline{\delta} + j I_d \underline{\delta}) - j x_q I_q \underline{\delta} + x_d I_d \underline{\delta} + (x_d - x_q) I_d \underline{\delta} + E \underline{\delta} \quad (3.104)$$

A expressão anterior pode ser reescrita da seguinte forma:

$$0 = -(r - j x_q) I_d \underline{\delta} + (x_d - x_q) I_d \underline{\delta} + E \underline{\delta} \quad (3.105)$$

Como a resistência de armadura é da ordem de 1 a 2 por cento da reatância de eixo direto do estator, será considerada nula. Nessas condições, pode-se considerar que a corrente  $I_a$  não terá componente ativa, estando inteiramente alinhada com o eixo direto. Com estas simplificações, as correntes  $I_a$  e  $I_d$  tornam-se idênticas, enquanto  $I_q$  torna-se nula. A equação de tensão resultante pode ser representada no diagrama seguinte.



**Figura 3.8:** Tensões da máquina síncrona para o ensaio de curto-circuito

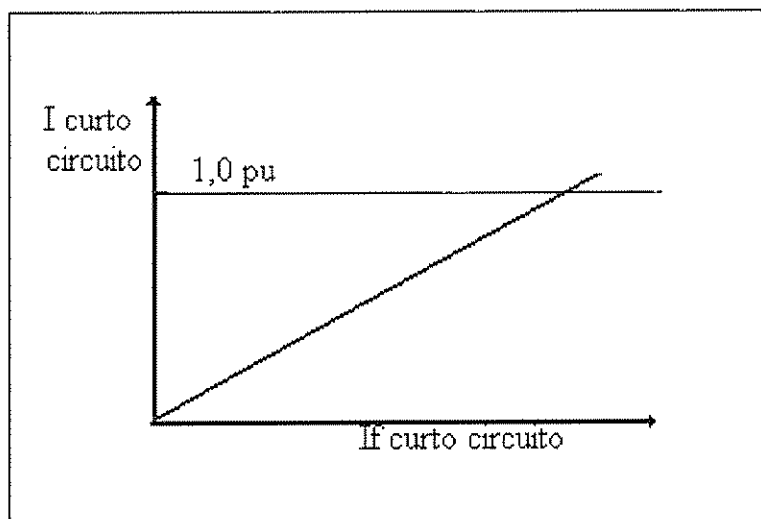
A equação de tensão pode ser ainda simplificada mais uma vez, considerando-se nula a resistência do estator :

$$x_d I_d = E \quad (3.106)$$

Como o fasor  $E$  se relaciona à corrente de excitação através da indutância mútua de eixo direto entre o campo e o enrolamento de estator, torna-se possível levantar a característica de curto-circuito da máquina, que relaciona as correntes de excitação e as correntes nos terminais da máquina. Devido ao efeito desmagnetizante da corrente de armadura, no ensaio de curto-circuito não ocorre saturação na indutância mútua de eixo direto entre o enrolamento de campo e o estator. Dessa forma, a curva obtida

para as correntes de excitação e de armadura é linear, ao contrário da característica de excitação obtida através dos ensaios de circuito aberto.

A figura 3.9 apresenta a curva característica de curto-circuito da máquina síncrona.



**Figura 3.9:** Característica de curto-circuito da máquina síncrona

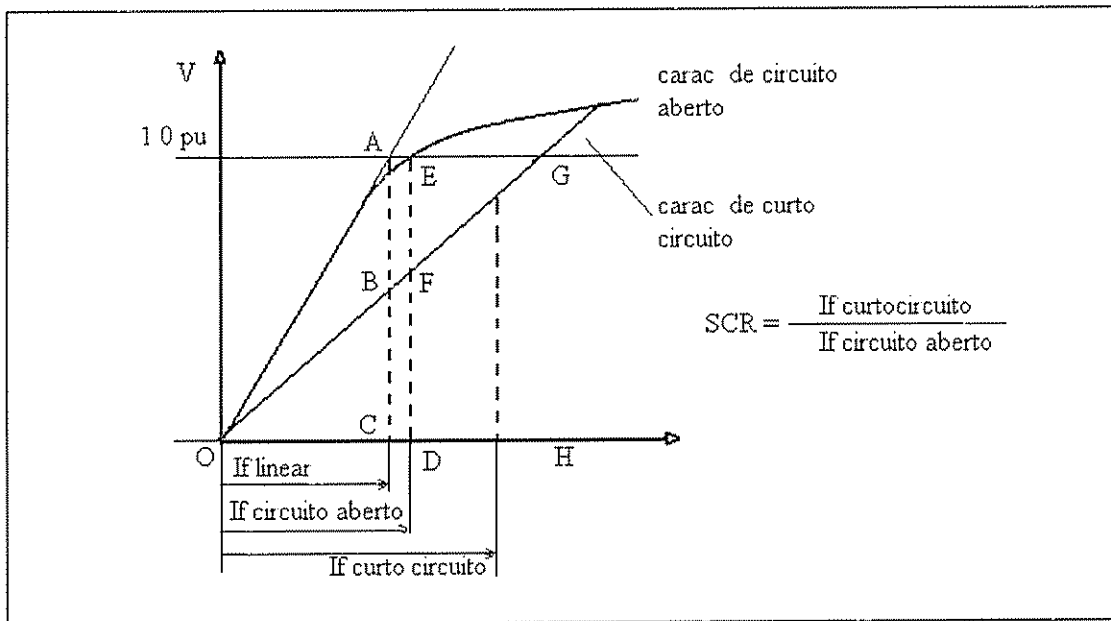
Um dos parâmetros mais importantes é a chamada relação de curto-circuito. A relação de curto-circuito (SCR) é definida como a relação entre a corrente de excitação necessária para produzir a tensão nominal nos terminais da máquina, estando a máquina a vazio e à velocidade nominal, e a corrente de excitação necessária para produzir a corrente nominal de armadura, no ensaio de curto-circuito. A figura 3.10 mostra as características de curto-circuito, circuito aberto, e a forma de cálculo da SCR.

Conforme mostrado em [Transmisson56], esse parâmetro é importante tanto do ponto de vista da operação da máquina, quanto do ponto de vista de projeto.

Do ponto de vista dos projetistas de máquinas, valores menores para a SCR são mais desejáveis, porque permitem maiores valores de reatâncias síncronas e menores custos.

Do ponto de vista de operação das máquinas no sistema elétrico, são desejáveis valores mais elevados de SCR, por permitirem uma melhor regulação de tensão da máquina.

Entretanto, considerando-se a grande evolução dos sistemas de regulação de tensão, os impactos no desempenho da máquina relacionados a pequenos valores de SCR poderão ser contrabalançados por sistemas de excitação com menores tempos de resposta, ganhos elevados e maiores tetos de excitação.



**Figura 3.10:** Característica de curto-circuito e circuito aberto e definição da SCR (Relação de Curto-circuito).

### 3.6 - PARÂMETROS DAS MÁQUINAS SÍNCRONAS

A definição dos modelos para representação de uma máquina síncrona se dá em função dos objetivos da modelagem.

Em certos casos é importante um conhecimento detalhado do comportamento da máquina como um todo e também de partes do equipamento. Nesses casos, pode-se recorrer a modelos equivalentes extremamente detalhados da máquina, como os mostrados em [Winchester69] e [Schulz72]. Estes modelos se prestam para o estudo do comportamento da máquina para vários tipos de transitórios, tais como o comportamento durante a ocorrência de faltas, funcionamento assíncrono, ou mesmo a divisão das correntes em partes componentes do rotor durante a ocorrência de faltas ou desequilíbrios e grandes variações de velocidade.

Atualmente, com a disponibilidade de recursos computacionais, a análise de máquinas em fase de projeto pode ser realizada através da utilização do método dos elementos finitos [Cardoso93] e [Sadowski95].

Quando se busca representar o comportamento da máquina como um componente interagindo dinamicamente com um sistema elétrico, em muitos casos são suficientes modelos mais simplificados de representação.

Um método conveniente para avaliação das características das máquinas elétricas é através dos parâmetros operacionais.

Nessa abordagem, os valores incrementais dos fluxos de eixo direto e em quadratura do estator se relacionam aos valores incrementais das correntes do estator e da tensão de excitação do campo de acordo com as seguintes equações:

$$\Delta \lambda_d = G(s) \Delta e_{fd} - L_d(s) \Delta i_d(s) \quad (3.107)$$

$$\Delta \lambda_q = -L_q(s) \Delta i_q(s) \quad (3.108)$$

As equações anteriores não especificam o número de circuitos considerados no rotor, mas consideram o rotor como um sistema de parâmetros distribuídos quando observados do estator [Krause86].

Quando se assume um número finito de circuitos equivalentes, os parâmetros operacionais da máquina síncrona podem ser representados por funções polinomiais de  $s$ . A ordem desses polinômios é função do número de circuitos equivalentes considerados para cada eixo no rotor.

Em estudos de estabilidade, os modelos mais detalhados consideram, em geral, o enrolamento de campo e um enrolamento amortecedor no eixo direto, e dois enrolamentos amortecedores no eixo em quadratura. Além disso, esses modelos consideram iguais todas as indutâncias mútuas entre os circuito de cada eixo.

Esse modelo é normalmente utilizado na simulação de um rotor cilíndrico. Nesse caso, no eixo em quadratura torna-se importante considerar tanto o enrolamento amortecedor quanto o efeito das correntes parasitas no rotor sólido das máquinas de pólos lisos.

No caso de máquinas com rotor de pólos salientes, composto por chapas, o efeito das correntes parasitas é reduzido e podem ser utilizados modelos mais simples, representando-se o enrolamento de campo e um enrolamento amortecedor no eixo direto e apenas um enrolamento amortecedor no eixo quadratura. Isso significa que esse modelo corresponde a um caso especial do modelo anterior, no qual a reatância do segundo amortecedor no eixo quadratura torna-se infinita.

A seguir são apresentadas as expressões para o caso mais abrangente, ou seja, para máquinas de pólos lisos. Os parâmetros operacionais  $L_d(s)$  e  $G(s)$  são dados pelas seguintes expressões [Kundur97]:

$$L_d(s) = L_d \frac{1 + (T_4 + T_5)s + T_4 T_6 s^2}{1 + (T_1 + T_2)s + T_1 T_3} \quad (3.109)$$

$$G(s) = G_o \frac{(1 + sT_{kd})}{1 + (T_1 + T_2)s + T_1 T_3} \quad (3.110)$$

Nestas expressões, os parâmetros são

$$G_o = \frac{L_{AD}}{R_f} \quad (3.111)$$

$$T_{kd} = \frac{l_D}{R_D} \quad (3.112)$$

$$T_1 = \frac{L_{AD} + l_f}{R_f} \quad (3.113)$$

$$T_2 = \frac{L_{AD} + l_D}{R_D} \quad (3.114)$$

$$T_3 = \frac{1}{R_D} \left( l_D + \frac{L_{AD} l_f}{L_{AD} + l_f} \right) \quad (3.115)$$

$$T_4 = \frac{1}{R_f} \left( l_f + \frac{L_{AD} l_d}{L_{AD} + l_d} \right) \quad (3.116)$$

$$T_5 = \frac{1}{R_D} \left( l_D + \frac{L_{AD} l_d}{L_{AD} + l_d} \right) \quad (3.117)$$

$$T_6 = \frac{1}{R_D} \left( l_D + \frac{L_{AD} l_f l_d}{L_{AD} l_d + L_{AD} l_f + l_f l_d} \right) \quad (3.118)$$

As equações para  $L_d(s)$  e  $G(s)$  podem ser escritas na forma fatorada:

$$L_d(s) = L_d \frac{(1 + s T_d')(1 + s T_d'')}{(1 + s T_{d0}')(1 + s T_{d0}'')} \quad (3.119)$$

$$G(s) = G_o \frac{(1 + s T_{kd})}{(1 + s T_{d0}')(1 + s T_{d0}'')} \quad (3.120)$$

De forma análoga, a indutância operacional de eixo em quadratura poderá ser dada pela expressão:

$$L_q(s) = L_q \frac{(1 + s T_q')(1 + s T_q'')}{(1 + s T_{q0}')(1 + s T_{q0}'')} \quad (3.121)$$

As constantes de tempo relacionadas com os parâmetros operacionais são importantes parâmetros da máquina, como será visto adiante.

### Parâmetros obtidos a partir das definições clássicas

A definição das constantes de tempo da máquina pode ser obtida através da solução das equações escritas para  $L_d(s)$  e  $G(s)$ . Entretanto, essa solução pode ser muito simplificada, lembrando-se que  $R_D \gg R_F$ .

Nesse caso, as expressões para os valores de indutância podem ser simplificados, e escritos da seguinte forma:

$$T_{d0}^i = T_1 \quad (3.122)$$

$$T_{d0}^r = T_3 \quad (3.123)$$

$$T_d^i = T_4 \quad (3.124)$$

$$T_d^r = T_6 \quad (3.125)$$

Como esses valores estão em valores pu de tempo, devem ser divididos por  $2\pi f$  para serem colocados em segundos.

Considerando-se a máquina com os terminais do estator abertos, a equação para os valores incrementais do fluxo de eixo direto se torna:

$$\lambda_d(s) = G_o \frac{(1 + sT_{fd})}{(1 + sT_{d0}^r)(1 + sT_{d0}^i)} \Delta e_f \quad (3.126)$$

Como o valor da resistência do circuito amortecedor é muito maior que a resistência do circuito de campo,  $T_{d0}^r$  é muito menor que  $T_{d0}^i$ .

Assim,  $T_{d0}^i$  é associada com a variação inicial do fluxo após uma variação da tensão de excitação, sendo denominada *Constante de tempo subtransitória de eixo direto para circuito aberto*.

$T_{d0}^r$ , por sua vez, está associada a uma resposta transitória mais lenta, e é denominada, *Constante de tempo transitória de eixo direto para circuito aberto*.

As constantes de tempo  $T_d^i$  e  $T_d^r$  são chamadas constantes de tempo de transitória e subtransitória de eixo direto para curto-circuito.

Essas quatro constantes se constituem nas principais constantes de tempo da máquina.

Os valores das indutâncias transitórias e subtransitórias de eixo direto podem ser obtidos a partir da indutância de eixo direto e dos valores das quatro constantes de tempo da máquina.

Para um transitório rápido, pode-se considerar que a variável  $s$  tende para um valor infinitamente grande. Nessas condições:

$$L_d(\infty) = L_d^{\sim} = L_d \frac{T_4 T_6}{T_1 T_3} = L_d \frac{T_d^i T_d^{\prime\prime}}{T_{d0}^i T_{d0}^{\prime\prime}} \quad (3.127)$$

O parâmetro  $L_d^{\sim}$  é denominado indutância subtransitória de eixo direto.

Desconsiderando-se os enrolamentos amortecedores de eixo direto, a expressão para a indutância de eixo direto se torna:

$$L_d^{\sim} = L_d \frac{T_d^i}{T_{d0}^i} \quad (3.128)$$

Esse parâmetro é denominado *indutância transitória de eixo direto*, podendo ser dado em função das indutâncias de eixo direto da máquina:

$$L_d^{\sim} = l_d + \frac{L_{AD} l_f l_D}{L_{AD} l_f + L_{AD} l_D + l_D l_f} \quad (3.129)$$

Como  $L_{AD}$  é muito maior que os valores das indutâncias de dispersão, o valor da reatância subtransitória é fortemente afetado pelas indutâncias de dispersão da armadura, do enrolamento de campo e do enrolamento amortecedor de eixo direto.

De forma semelhante, a indutância transitória de eixo direto é dada pela expressão:

$$L_d^{\sim} = l_d + \frac{L_{AD} l_f}{L_{AD} + l_f} \quad (3.130)$$

Como  $L_{AD}$  é muito maior que a reatância de dispersão do campo,  $L_d^{\sim}$  é soma das indutâncias de dispersão de eixo direto da armadura e do campo. Considerando-se os parâmetros do eixo em quadratura, as equações são análogas:

$$L_q^{\sim} = l_q + \frac{L_{AQ} l_f l_D}{L_{AQ} l_f + L_{AQ} l_D + l_D l_f} \quad (3.131)$$

Também o valor da indutância transitória de eixo direto poderá ser dado por:

$$L_q = l_q + \frac{L_{AQ} l_f}{L_{AQ} + l_{AQ}} \quad (3.132)$$

Esses valores obtidos para os parâmetros da máquina são obtidos de forma simplificada. Os valores mais exatos para os parâmetros  $L_d'$  e  $L_d''$  podem ser obtidos pelas seguintes expressões:

$$T_{d0}' = (T_1 + T_2) \quad (3.133)$$

$$T_{d0}'' = \frac{(T_1 T_3)}{(T_1 + T_2)} \quad (3.134)$$

$$T_d' = (T_4 + T_5) \quad (3.135)$$

$$T_d'' = \frac{(T_4 T_6)}{(T_4 + T_5)} \quad (3.136)$$

$$L_d' = L_d \frac{T_4 + T_5}{T_4 + T_2} \quad (3.137)$$

$$L_d'' = L_d \frac{T_4 T_6}{T_1 T_3} \quad (3.138)$$

As expressões precisas e aproximadas para os parâmetros da máquina síncrona se baseiam no princípio comum de que os valores das impedâncias mútuas entre os enrolamentos do rotor e estator são iguais.

Essas expressões permitem calcular valores dos parâmetros de estator muito próximos dos valores obtidos na prática. Entretanto, não se mostram suficiente precisas para calcular os parâmetros de rotor, tais como as constantes de tempo.

Para se resolver esta limitação, a modelagem deve considerar a diferença entre as impedâncias mútuas entre os enrolamentos de campo e estator, e entre os enrolamentos de campo e amortecedor.

A componente de fluxo de rotor concatenada apenas com o enrolamento amortecedor constitui-se no fluxo de dispersão periférico, o qual não se relaciona com os enrolamentos de armadura.

As principais constantes das máquinas síncronas são dados pelas expressões:

$$L_d = L_w + l_d \quad (3.139)$$

$$L_d = l_d + \frac{L_{AD}(l_f + l_p)}{L_{AD} + l_f + l_p} \quad (3.140)$$

$$L_d = l_d + \frac{l_D l_f L_{AD} + l_D l_p L_{AD} + l_f l_p L_{AD}}{L_{AD} l_f + L_{AD} l_D + L_D l_f + L_D l_p + L_f l_p} \quad (3.141)$$

$$T_{d0} = \frac{(L_{AD} + l_f + l_p)}{R_f} \quad (3.142)$$

$$T_{d0} = \frac{1}{R_f} \left( l_D + \frac{l_f (L_{AD} + l_p)}{l_p + l_f + L_{AD}} \right) \quad (3.143)$$

$$T_d = \frac{1}{R_f} \left( l_f + l_p + \frac{l_{AD} l_d}{L_{AD} + l_d} \right) \quad (3.144)$$

$$T_d = \frac{1}{R_D} \left( l_D + \frac{L_{AD} l_p l_f + L_{AD} l_d l_f + l_d l_p l_f}{l_f L_{AD} + l_f l_d + l_p L_{AD} + l_p l_d + L_{AD} l_d} \right) \quad (3.145)$$

Os parâmetros obtidos pelas equações mostradas até agora correspondem a máquinas síncronas com rotores de pólos lisos. A representação dessas máquinas exige modelos mais detalhados que as de pólos salientes.

Os rotores das máquinas de pólos lisos são geralmente sólidos. Por esse motivo, a contribuição das correntes parasitas é muito importante para o comportamento dinâmico da máquina, e são por isso representados dois circuitos amortecedores no eixo em quadratura.

No caso das máquinas de pólos salientes, como o núcleo do rotor é constituído por chapas, o efeito das correntes parasitas é menor, e o decaimento das componentes geradas é muito mais rápido. Por esse motivo, mostra-se suficiente para a modelagem de máquinas de pólos salientes a utilização de apenas um circuito amortecedor no eixo em quadratura da máquina, representado o comportamento subtransitário da máquina. A indutância transitória se confunde com a indutância síncrona de eixo em quadratura.

Assim sendo, os parâmetros de eixo em quadratura para máquinas de rotor saliente são escritos da seguinte forma:

$$L_q = l_q + L_{AQ} \quad (3.146)$$

$$L_q = l_q + \frac{L_{AQ} l_Q}{L_{AQ} + l_Q} \quad (3.147)$$

$$T_{q0}^+ = \frac{L_{dQ} + L_Q}{R_Q} \quad (3.148)$$

Todas as expressões anteriores foram obtidas em indutâncias. Entretanto, considerando-se valores em pu, e que a velocidade angular elétrica é muito próxima da velocidade nominal de rotação, os valores de reatância podem ser considerados equivalentes aos das indutâncias, todos dados em pu.

### 3.7 MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE

Antes da utilização de programas de simulação computacional, nos estudos de estabilidade transitória as máquinas eram representadas como fontes de tensão constante, com uma impedância igual ao valor da reatância transitória de eixo direto. Nos anos finais da década de 70, com a utilização do computador na análise de sistemas elétricos de potência, tornaram-se possíveis representações mais detalhadas, tendo sido propostos vários modelos de simulação.

[Winchester69] desenvolveu um modelo extremamente detalhado, destinado ao estudo de fenômenos tais como funcionamento assíncrono, excitação forçada, e faltas em máquinas de rotor cilíndrico, mas pouco aplicável para estudos de estabilidade, devido ao grande número de informações requeridas.

Dentre os vários modelos apresentados, mostraram-se adequados para estudos de estabilidade os expostos em [Young70] e [Young72]. Nessas referências o autor apresenta 4 modelos básicos para simulação da máquina, com diferentes graus de complexidade, adequados às características técnicas dos sistemas elétricos e às restrições dos métodos computacionais.

Esses modelos foram testados no trabalho de [Dandeno72], que comparou os resultados dos modelos propostos por Young com os obtidos pelo modelo completo da máquina síncrona, em estudos de estabilidade em um sistema com dez máquinas interligadas. Uma importante constatação desse trabalho foi a grande influência das condições de carregamento e da natureza da perturbação sobre o desempenho dos modelos.

Os modelos de máquinas síncronas atualmente utilizados para estudos de estabilidade desprezam as tensões de transformador, devidas às variações dos enlaces de campo do estator, e os efeitos das variações de velocidade nas tensões da máquina.

Naturalmente o comportamento da máquina síncrona interligada ao sistema elétrico poderia ser representado de forma detalhada através das equações estudadas nos itens anteriores. Entretanto, nesse caso também seria necessária a representação da rede elétrica por suas equações diferenciais, e não pelas equações algébricas utilizadas nos estudos de fluxo de carga [Young70]. Caso contrário, os resultados obtidos poderiam tornar-se inconsistentes. Considerando-se que os sistemas elétricos

de grande porte são constituídos por centenas de máquinas e milhares de barras, esse detalhamento seria pouco prático.

Ao se desprezar as tensões de transformador, também são ignorados os efeitos das componentes contínuas das correntes de armadura. Essas componentes são responsáveis pelo aparecimento de um conjugado frenante, de decaimento muito rápido, mas que alcança valores elevados nos primeiros ciclos após a ocorrência de perturbações. Como consequência, os modelos simplificados tendem a apresentar resultados mais conservativos, principalmente nos instantes iniciais das simulações.

A outra simplificação desconsidera os efeitos das variações de velocidade nas equações de tensão da máquina. O efeito mais importante de se desconsiderar a variação de velocidade não é a simplificação das equações, mas a redução dos impactos da não consideração dos efeitos dos componentes DC sobre o conjugado [Kundur97].

Ressalta-se que em condições reais a frequência não chega a variar muito, pois antes que isso ocorra a máquina já teria perdido o sincronismo. Entretanto, essas simplificações devem ser reavaliadas ao se utilizar programas de análise de estabilidade para se estudar perturbações que envolvam grandes variações na frequência da rede.

Estudos detalhados do equacionamento desses modelos básicos podem ser encontrados em várias referências, dentre as quais o próprio [Young70].

Autores tais como [Mello79] e [Anderson\_77] apresentam uma análise dos modelos a partir das equações de enlace de fluxo da máquina. Entretanto, nesse trabalho será adotada uma abordagem mais intuitiva, buscando uma compreensão das restrições, possibilidades e aplicabilidade de cada modelo.

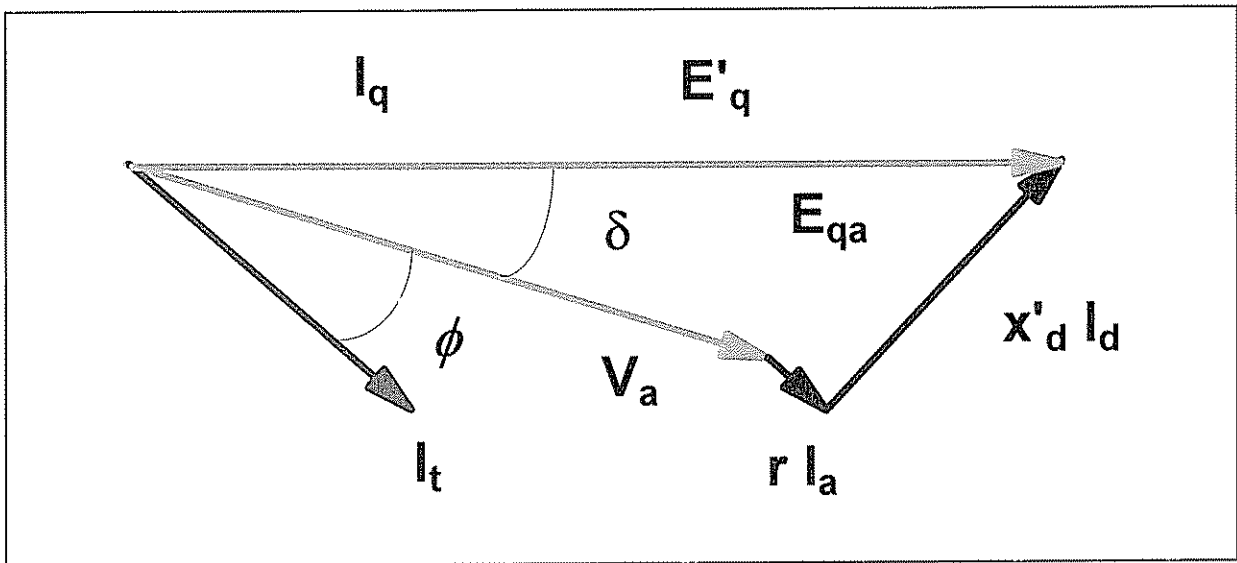
### 3.7.1 Modelo I

A maior vantagem desse modelo é sua simplicidade, pois para a modelagem da máquina requer apenas a reatância transitória de eixo direto,  $X'd$ , e a constante de inércia do conjunto gerador - turbina,  $H$ . Por ser o modelo de uso mais antigo, é chamado modelo clássico.  $E'q$ , a tensão interna, é calculada a partir das condições iniciais da máquina, considerando-se a reatância igual à reatância transitória.

Além das simplificações comuns a todos os modelos utilizados em estudos de estabilidade, esse modelo:

- Considera os enlaces de fluxo do campo constantes;
- Despreza o efeito dos enrolamentos amortecedores;
- Despreza a saliência transitória, considerando  $X'd = X'q = Xq$ .

As tensões consideradas nesse modelo estão representadas na figura 3.11.



**Figura 3.11:** Diagrama fasorial para o modelo I - Enlace de fluxo constante.

As equações diferenciais a serem resolvidas são:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H} (T_m - T_e - T_D \omega) \quad (3.149)$$

e

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_s (1 + \omega) \quad (3.150)$$

Nas equações 3.149 e 3.150, os termos  $T_m$ ,  $T_e$  e  $T_D$  são respectivamente o conjugado mecânico, conjugado eletromagnético e o conjugado de amortecimento. O termo  $\omega$  representa não a velocidade angular propriamente dita, mas a variação da velocidade angular.

Suas limitações são inerentes às simplificações realizadas. Quando a máquina é submetida a distúrbios que provoquem variações da potência reativa da rede, devido ao efeito de reação de armadura, o enlace de fluxo pode sofrer uma redução com o correr do tempo. Assim, na ocorrência de uma falta, o enlace de fluxo sofre uma redução durante todo o tempo da duração da falta.

Além disso, sob condições transitórias, o controle de excitação das máquinas tende a elevar a excitação, fazendo com que haja uma elevação rápida da excitação da máquina. Essa atuação está sempre associada à introdução de oscilações na magnitude do campo, no conjugado e no ângulo  $\delta$ . Nos estudos de estabilidade angular é também importante avaliar-se a existência de amortecimento para essas oscilações.

Essas limitações levam esse modelo a apresentar em alguns casos resultados mais otimistas no tocante à estabilidade transitória. Por isso, recomenda-se seu uso apenas



- Enlace de fluxo em pu -  $E'q$ ;
- Tensão de excitação em pu -  $E_i$ ;
- Corrente de campo em pu;
- Tensão atrás da reatância síncrona de eixo direto em pu -  $E_q$ ;
- Variação da excitação devida à saturação -  $\Delta E$ .

Esse modelo necessita dos seguintes parâmetros da máquina síncrona:

- Reatância transitória de eixo direto -  $X'_{d_i}$ ;
- Reatância síncrona de eixo direto -  $X_{d_i}$ ;
- Reatância síncrona de eixo em quadratura -  $X_{q_i}$ ;
- Constante de tempo subtransitória de eixo direto para circuito aberto -  $T'_{d0}$ .

As equações diferenciais para esse modelo estão mostradas a seguir:

$$\frac{dE'_{q_i}}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}} (E_{f_i} - E'_{q_i}) \quad (3.151)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H} (T_m - T_e - T_D \omega) \quad (3.152)$$

e

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_s (1 + \omega) \quad (3.153)$$

Esse modelo pode ser empregado em estudos dinâmicos nos quais se desejar representar o efeito do controle da excitação, e não for necessário considerar a influência dos enrolamentos amortecedores.

A cada instante do tempo, o valor do ângulo  $\delta$  e a magnitude do enlace de fluxo do campo podem ser calculados através das equações diferenciais representativas desse modelo. O valor representativo do enlace de fluxo atrás da reatância transitória de eixo direto,  $E'_{q_i}$ , é calculado de forma iterativa, a fim de atender aos requisitos da máquina e da rede. A partir desses valores, a corrente de excitação poderá ser obtida a partir das relações entre os fasores, conforme mostrado na figura anterior. Esses valores são utilizados para estimar os valores da variação do fluxo.

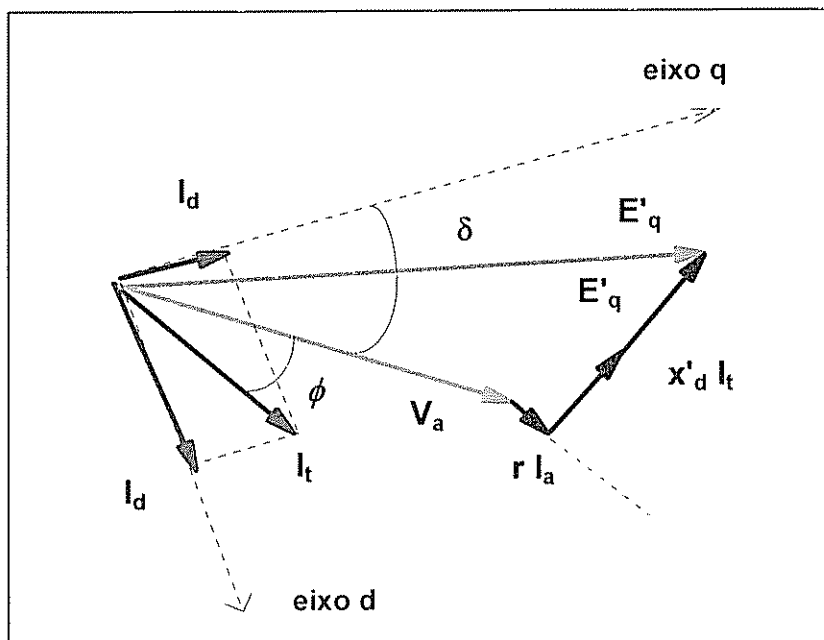
### 3.7.3 - Modelo III

Este modelo pode ser utilizado para a representação de máquinas de pólos lisos. Em máquinas com essas características, após o decaimento das correntes nos amortecedores, ainda continuam a circular correntes parasitas no interior do rotor.

Considera a influência do enrolamento de campo no eixo direto e introduz um enrolamento adicional no eixo em quadratura, para representar a influência das

correntes parasitas que circulam no interior do rotor. É desprezada a influência do enrolamento amortecedor de eixo direto.

As relações entre as tensões e as correntes consideradas nesse modelo estão representadas de forma simplificada no diagrama fasorial da figura 3.13:



**Figura 3.13:** Diagrama fasorial para o modelo III - Esse modelo inclui a variação do fluxo de campo e um amortecedor no eixo quadratura.

O valor de  $E'$  é dado pela equação a seguir:

$$E' = \left\{ E'_q + j \left[ E'_d - (X'_q - X'_d) i_q \right] \right\} e^{j\delta} \quad (3.154)$$

Esse modelo necessita dos seguintes parâmetros da máquina síncrona:

- Reatância transitória de eixo direto -  $X'_d$ ;
- Reatância transitória de eixo em quadratura -  $X'_q$ ;
- Reatância síncrona de eixo direto -  $X_d$ ;
- Reatância síncrona de eixo em quadratura -  $X_q$ ;
- Constante de tempo transitória de eixo direto para circuito aberto -  $T'_{d0}$ .
- Constante de tempo transitória de eixo quadratura para circuito aberto -  $T'_{d0}$ .

As demais equações para simulação do modelo estão representadas a seguir.

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}} (E_{fd} - E'_q) \quad (3.155)$$

$$\frac{dE'_d}{dt} = \frac{1}{T'_{q0}} (-E'_{kq}) \quad (3.156)$$

$$E'_{kq} = E'_q + (X'_q - X_q)i_q \quad (3.157)$$

$$E'_l = E'_q + (X'_d - X_d)i_d + \Delta E'_l \quad (3.158)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H} (T_m - T_e - T_D\omega) \quad (3.159)$$

e

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_s(1 + \omega) \quad (3.160)$$

Esse modelo permite a representação da maior parte do efeito amortecedor nas máquinas de pólos lisos, tanto com a máquina a vazio quanto à plena carga. É recomendado para situações onde se deseja representar o efeito do enrolamento do campo e o amortecimento de oscilações entre máquinas.

### 3.7.3 Modelo IV

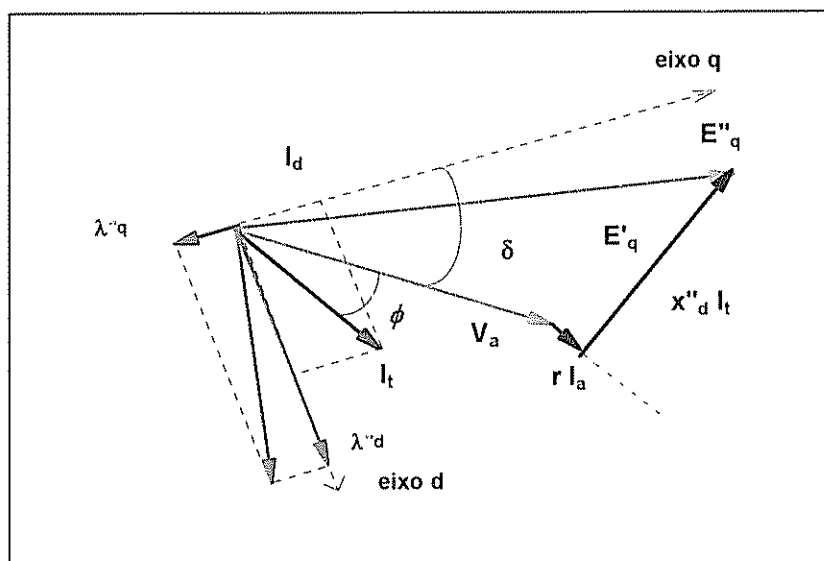
Este é o modelo mais completo dentre os utilizados nas simulações para estudo da estabilidade de sistemas elétricos. Além de não considerar os efeitos das tensões de transformador dos enrolamentos do estator e os efeitos da variação da velocidade do rotor, este modelo também não considera os efeitos da saliência subtransitória, isto é, a diferença entre as reatâncias de eixo direto e de quadratura.

Em relação às máquinas de pólos salientes, embora a reatância subtransitória de eixo direto seja normalmente muito menor que a reatância subtransitória de eixo em quadratura, essa saliência não afeta significativamente as análises de estabilidade.

Esse modelo representa dois enrolamentos amortecedores no eixo em quadratura e um no eixo direto. Dessa forma, são considerados quatro enrolamentos no rotor. Assim, permite representar o efeito do amortecimento e as interações entre o amortecedor de eixo direto e o estator.

No passado, o uso desse modelo era dificultado pela necessidade de passos de integração menores, requerendo menor esforço computacional. Uma vez que a capacidade dos computadores atuais supera em muito a dos computadores da época do desenvolvimento desses modelos para máquinas síncronas, hoje a desvantagem desse modelo é apenas a necessidade de uma grande quantidade de parâmetros, alguns dos quais só podem ser determinados com precisão em medições de campo.

A figura 3.14 apresenta o diagrama fasorial simplificado das principais tensões e fluxos envolvidos nesse modelo.



**Figura 3.14:** Diagrama fasorial para o modelo IV - Esse modelo inclui a variação do fluxo de campo e os amortecedores

Esse modelo necessita dos seguintes parâmetros da máquina síncrona:

- Reatância subtransitória de eixo direto -  $X'_{di}$
- Reatância subtransitória de eixo em quadratura -  $X'_{qi}$
- Reatância transitória de eixo direto -  $X''_{di}$
- Reatância transitória de eixo em quadratura -  $X''_{qi}$
- Reatância síncrona de eixo direto -  $X_{di}$
- Reatância síncrona de eixo em quadratura -  $X_{qi}$
- Constante de tempo subtransitória de eixo direto para circuito aberto -  $T''_{d0i}$
- Constante de tempo subtransitória de eixo quadratura para circ. aberto -  $T''_{q0i}$
- Constante de tempo transitória de eixo direto para circuito aberto -  $T'_{d0i}$
- Constante de tempo transitória de eixo quadratura para circuito aberto -  $T'_{q0i}$ .

As equações mostradas aqui são para o caso em que existe apenas um amortecedor em cada eixo e a saliência subtransitória é nula.

$$\lambda''_{di} = \lambda_{kd} + \left( \frac{X''_{di} - X_{di}}{X'_{di} - X_{di}} \right) (E'_{qi} - \lambda_{kd}) \quad (3.161)$$

$$\lambda''_{qi} = E''_{qi} \quad (3.162)$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}} (E_{fd} - E'_q) \quad (3.163)$$

$$\frac{d\lambda_{kd}}{dt} = - \left[ \frac{(X''_d - X_l)^2}{(X'_d - X''_d) T''_{d0}} \right] i_{kd} \quad (3.164)$$

$$\frac{dE''_d}{dt} = \frac{1}{T''_{q0}} (-E_{fkq}) \quad (3.165)$$

$$E_l = E'_q + (X_d - X'_d)(i_d - i_{kd}) + \Delta E_l \quad (3.166)$$

$$i_{fkq} = \frac{(X'_d - X''_d)}{(X'_d - X_l)^2} + [\lambda_{kd} - E'_d + (X'_d - X_l)i_d] \quad (3.167)$$

$$E_{fkq} = E''_d + (X_q - X''_d)i_d \quad (3.168)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H} (T_m - T_e - T_D \omega) \quad (3.169)$$

e

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_s (1 + \omega) \quad (3.170)$$

Nesse conjunto de equações,  $\Delta E$  é função do índice de saturação adotado.

No tocante à modelagem de máquinas síncronas para estudos de estabilidade, resta dizer que atualmente, devido à disponibilidade de dados da maior parte das máquinas existentes e à grande capacidade de memória e processamento dos microcomputadores atuais, normalmente é pouco utilizado o modelo I, de enlace de fluxo constante.

Para estudos do sistema elétrico brasileiro, normalmente se utilizam nas análises de estabilidade os dados de máquinas fornecidas pelo Operador Nacional do Sistema, ONS.

Dentre os programas de simulação atualmente conhecidos no sistema elétrico brasileiro, um dos mais utilizados é o ANATEM, programa computacional desenvolvido pelo CEPEL para estudos de estabilidade eletromecânica e adotado pelo ONS.

Esse programa considera apenas três modelos básicos para representação de geradores [ANATEM00]:

- Modelo 1 - equivalente ao modelo clássico;
- Modelo 2 - Esse modelo pode ser utilizado para máquinas síncronas de pólos salientes. Considera o enrolamento de campo e um amortecedor de eixo direto e um amortecedor no eixo em quadratura.
- Modelo 3 - Semelhante ao modelo IV de Young. Considera quatro enrolamentos no rotor, sendo o amortecedor e o enrolamento de campo no eixo direto, e dois amortecedores no eixo em quadratura, sendo desprezada a saliência subtransitória.

### 3.8 SISTEMAS DE EXCITAÇÃO

O estudo dos reguladores de tensão da máquina síncrona constitui assunto suficiente para várias linhas de pesquisa.

Esses equipamentos vêm sofrendo uma evolução constante desde que passaram a ser utilizados até os dias atuais.

Dentre as principais linhas de desenvolvimento nessa área, destacam-se os aspectos relacionados à utilização da tecnologia digital nos reguladores de tensão de novas máquinas, bem como a crescente digitalização das máquinas existentes [Badra97] e [Godhwani96].

Como conseqüência direta desse desenvolvimento, verifica-se uma redução dos tempos de resposta dos sistemas de regulação de velocidade. Entretanto, sob esse aspecto deve ser ressaltado que, dada a existência de um grande número de máquinas com modelos de reguladores mais antigos, esse processo de modernização deverá durar vários anos, no decorrer dos quais deverão conviver tecnologias de várias gerações.

Outro aspecto importante é que, devido à digitalização de grande parte dos sistemas de regulação, abriu-se uma grande possibilidade para a utilização dos ganhos da evolução na área de controle de processos.

Entretanto, a despeito destes avanços e da introdução de novas funções de controle antes impossíveis, muitas vezes o que tem ocorrido na prática é a digitalização das funções dos controladores do tipo PID, [Godhwani98] e [IEEE96].

Dentro dessa linha de digitalização também deve ser destacada uma tendência recentes dos fabricantes concentrarem o sistema de controle de tensão e velocidade no mesmo controlador lógico programável - CLP [Bento01] e [Zeni01].

A função básica dos reguladores de tensão é alimentar os enrolamentos de excitação das máquinas síncronas em corrente contínua. Como funções adicionais, exercem ainda o controle da tensão e da potência reativa das máquinas.

Além disso, os sistemas de regulação de tensão incorporam funções de controle, contribuindo para que os limites de carregamento do campo não sejam ultrapassados.

Nesse trabalho a principal preocupação será o papel dos reguladores de tensão no tocante à estabilidade transitória das máquinas e as características dos principais tipos de sistemas utilizados bem como seus impactos no comportamento dinâmico das máquinas síncronas, em estudos de estabilidade para grandes perturbações.

### **3.8.1 Requisitos dos Sistemas de Excitação**

No tocante aos geradores, os reguladores de tensão devem ser capazes de ajustar a corrente de campo dos geradores a fim de atender aos limites impostos pelas curvas de capacidade dos geradores, bem como assegurar que as respostas a perturbações transitórias sejam compatíveis com as características técnicas e construtivas das máquinas, evitando aquecimento excessivo no rotor ou estator, ruptura do isolamento e problemas devido à subexcitação da máquina.

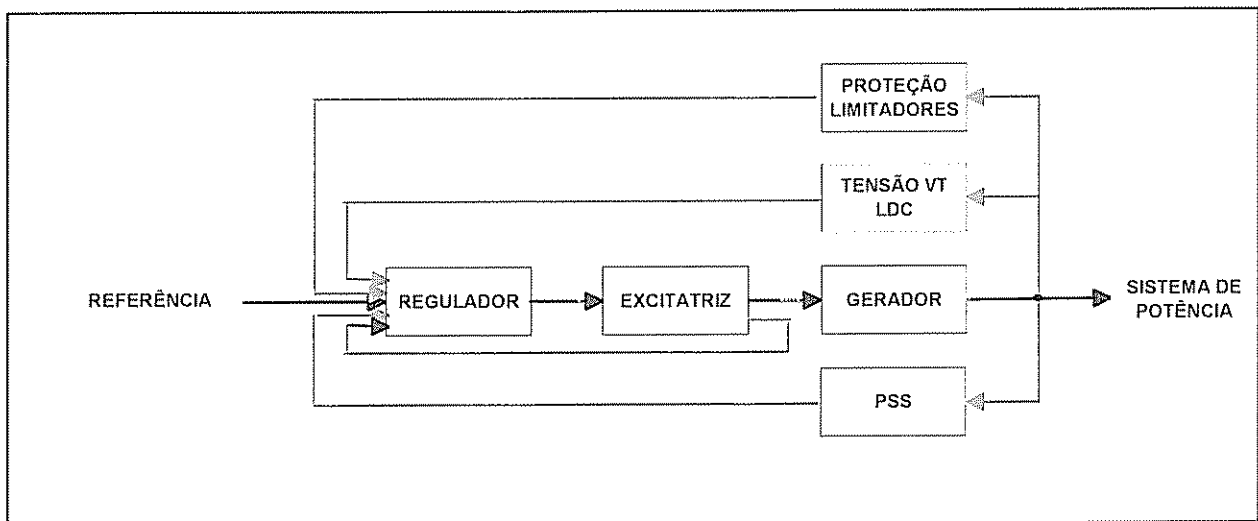
No tocante ao comportamento dinâmico do sistema elétrico, espera-se que os geradores contribuam com o efetivo controle da tensão, no sentido de se melhorar a estabilidade transitória mantendo-se ao mesmo tempo um amortecimento adequado para as oscilações de pequena amplitude.

Para o atendimento a esses requisitos, espera-se que os reguladores de tensão sejam capazes de:

- Atingir os critérios de desempenho estabelecidos no projeto;
- Executar de forma satisfatória as funções de proteção e limitação, tal como requerido para a prevenção de danos ao sistema elétrico, ao gerador e ao próprio equipamento;
- Flexibilidade de operação;
- Níveis de confiabilidade e disponibilidade compatíveis com os requeridos pelo sistema elétrico

### **3.8.2 - Principais Elementos dos Sistemas de Excitação**

A figura 3.15 mostra a estrutura típica, com as principais componentes de um controle de excitação de um gerador de grande porte



**Figura 3.15:** Principais componentes de um controle de excitação de um gerador de grande porte.

A seguir é dada uma descrição dos principais componentes.

Excitatriz - Fornece potência ao enrolamento de excitação da máquina síncrona. Essa potência é da ordem de 3,5 kW/MVA de capacidade do gerador [Kundur97];

Regulador de tensão - Processa e amplifica os sinais de controle de baixa intensidade, de forma a torná-los compatíveis com os requisitos da excitatriz. Recebe como sinais de entrada as saídas do PSS, a tensão e perda de carga, e as compara com o sinal de referência;

Power System Stabilizer - PSS - Introduce sinais para amortecimento das oscilações do sistema de potência (desvio de velocidade, aumento do conjugado de aceleração e desvio de frequência);

Circuitos de Proteção e Limitação - Funções de controle e proteção destinadas a evitar a ultrapassagem dos limites de operação dos geradores e do regulador.

### 3.8.3 - Principais Tipos de Sistemas de Excitação

Como referências básicas para esse item foram adotados os textos [Taranto02] e [Kundur97]. Considerando-se não ser esse assunto o foco principal da dissertação, essas referências mostraram-se suficientes para uma abordagem inicial.

Segundo a fonte de potência utilizada, os sistemas de excitação podem ser classificados da seguinte forma:

- Sistemas de excitação CC;
- Sistemas de excitação CA;
- Sistemas de excitação estáticos.

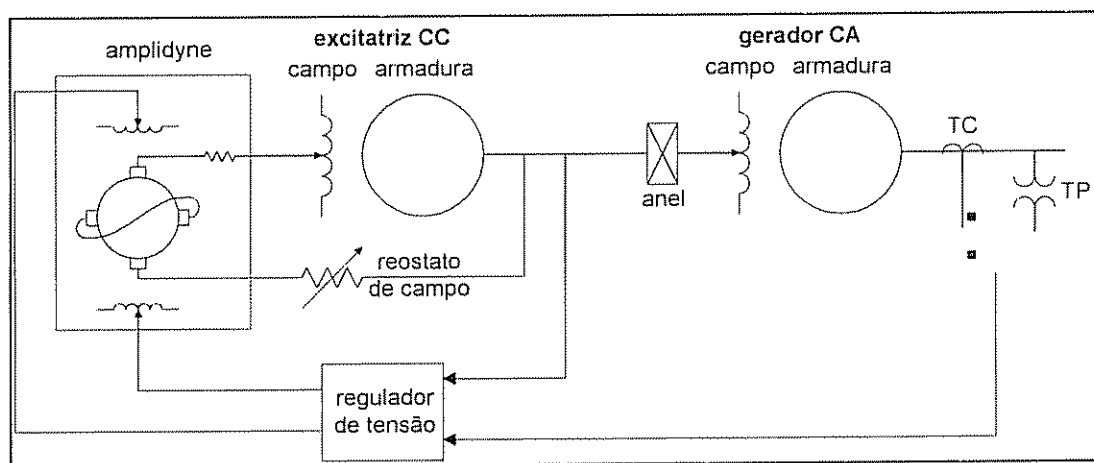
### Sistemas de excitação CC

Os sistemas de excitação dessa categoria utilizam geradores de corrente contínua como excitatrizes, sendo a alimentação do circuito de campo realizada a partir de anéis coletores.

São os tipos mais antigos de sistemas de excitação ainda em funcionamento. A partir da década de 60 passaram a ser substituídos pelos sistemas de excitação do tipo CA.

Embora ainda existam no sistema, são utilizados apenas em máquinas antigas, com mais de trinta anos de uso. Esses sistemas vêm sendo progressivamente substituídos, devido a dificuldades de manutenção das máquinas de corrente contínua. Observa-se que essas dificuldades aumentam com a elevação da potência das unidades.

A figura 3.16 apresenta de forma esquemática os principais componentes de sistemas de excitação desse tipo.



**Figura 3.16:** Sistemas de excitação de corrente contínua. Utilizam geradores de corrente contínua para alimentar as excitatrizes.

### Sistemas de excitação AC

Os sistemas de excitação AC utilizam alternadores como fontes supridoras dos enrolamentos de excitação do gerador. Os primeiros desse tipo utilizavam uma combinação de amplificadores magnéticos e rotativos. Entretanto, em seguida passou-se a utilizar amplificadores eletrônicos.

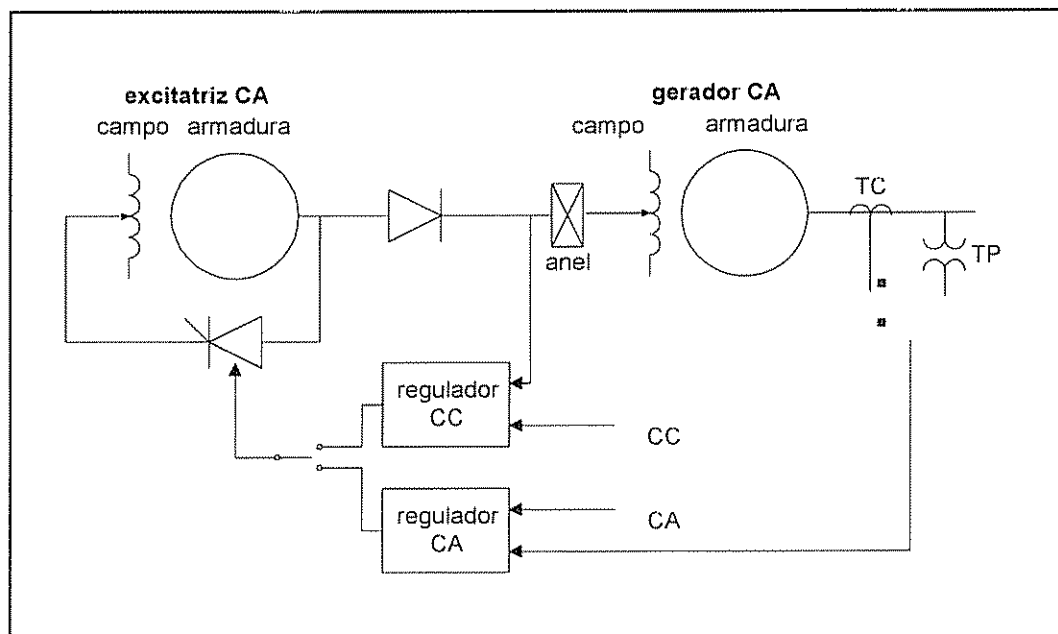
Sistemas de excitação do tipo AC podem ser de vários tipos, dependendo do arranjo dos retificadores, do método de controle da saída e da fonte de excitação da excitatriz.

Segue-se uma descrição dos principais tipos de reguladores AC existentes.

#### Sistemas com retificadores estacionários

A alimentação do campo do gerador é feita através de anéis coletores. Quando a alimentação do campo da excitatriz não for controlada, o regulador de tensão atua diretamente sobre o campo da excitatriz, o que por sua vez controla a tensão de alimentação do campo do gerador.

Quando são utilizados tiristores no controle da alimentação da excitatriz, o regulador de tensão atua diretamente sobre a tensão de saída. A figura 3.17 apresenta o diagrama de blocos de um sistema de excitação desse tipo.



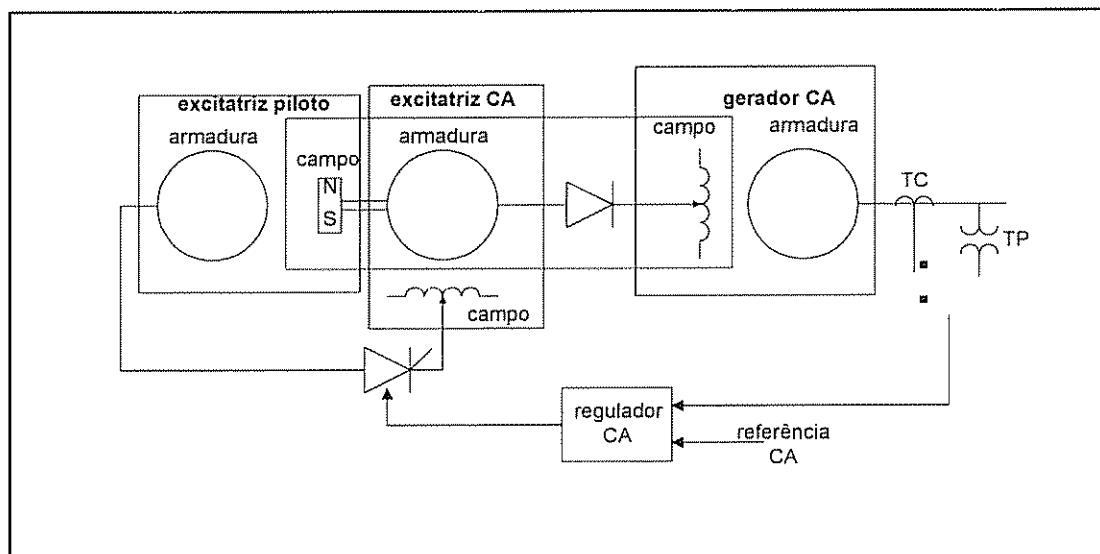
**Figura 3.17:** Sistemas de excitação de corrente alternada. Utilizam geradores de corrente alternada para alimentação do campo.

#### Sistemas com retificadores rotativos ( "Brushless" )

Com a utilização de amplificadores rotativos, torna-se desnecessária a utilização dos anéis coletores. A alimentação do campo do gerador é feita diretamente a partir da armadura, que utiliza para isso um sistema rotativo de retificação. O campo da excitatriz é estático e alimentado a partir de um gerador AC do tipo piloto, por sua vez acoplado a um sistema de retificação fixo.

Esses sistemas, conhecidos como "Brushless", tem sido utilizados em usinas modernas, devido principalmente ao baixo custo. Entretanto, apresenta o inconveniente de tempos de resposta maiores que os de sistemas estáticos.

A figura 3.18 mostra o diagrama de blocos com os principais componentes desse tipo de sistema.



**Figura 3.18:** Sistemas de excitação do tipo Brushless. Utilizam uma excitatriz piloto para alimentar o campo da excitatriz, que é fixo. O campo do gerador principal é alimentado pela armadura da excitatriz. Não são utilizados anéis coletores.

### Sistemas de excitação estáticos

Nos sistemas de excitação estáticos as partes móveis foram substituídas por retificadores estáticos, controlados ou não, sendo o enrolamento de campo do gerador alimentado através de anéis coletores.

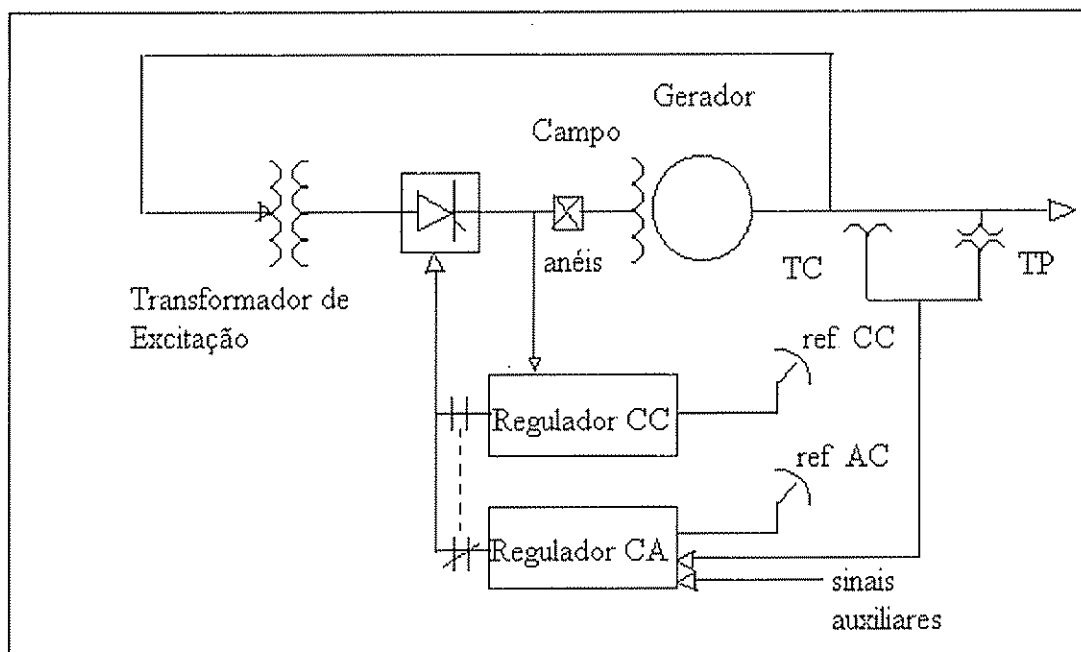
A seguir são descritos os três tipos básicos de sistemas estáticos de excitação estáticos [Kundur97].

### Sistemas com fonte retificadora controlada

A alimentação para a excitação do gerador é obtida a partir de um sistema retificador, alimentado, por sua vez, através de um transformador conectado aos terminais do gerador, ou mesmo a um barramento de serviço auxiliar. Quando conectado aos terminais do gerador, fica sujeito a perda de alimentação durante a ocorrência de faltas no sistema.

Esse sistema apresenta como vantagens principais o tempo de resposta reduzido, baixo custo e a facilidade de manutenção.

A figura 3.19 mostra um diagrama de blocos com as principais funções associadas a reguladores de tensão desse tipo.



**Figura 3.19:** Sistemas de excitação estático. Campo alimentado por um dispositivo retificador, por sua vez alimentado diretamente dos terminais da máquina.

#### Sistemas retificadores com alimentação de tensão e corrente

Esses sistemas de excitação utilizam uma amostra da corrente de neutro e da tensão nos terminais da máquina. Quando a corrente é nula, o sistema é alimentado a partir dos terminais do gerador. Quando a tensão cai, o gerador passa a ser alimentado por um transformador de tensão.

#### Sistemas retificadores controlados com alimentação de tensão e corrente

Apresentam como principais diferenças em relação ao anterior a utilização de uma fonte retificadora controlada, e a amostragem da corrente em várias fases do gerador, além da corrente de neutro.

### 3.9.3 Desempenho dinâmico dos reguladores de tensão

A efetividade de um regulador de tensão no tocante à estabilidade de um sistema elétrico depende das características do sistema de excitação, do gerador e do sistema de potência. Considerando que o sistema elétrico é não linear, o desempenho dos sistemas de excitação deve ser avaliado para grandes e pequenos sinais.

No tocante aos pequenos sinais, os índices de desempenho são relacionados ao tempo de resposta e à resposta de frequência. Esses índices são os mesmos utilizados para se avaliar a resposta ao degrau em sistemas lineares [Ogatta82]

Os parâmetros de avaliação do desempenho para sinais de grande amplitude permitem avaliar a resposta dos sistemas de excitação para oscilações de grande amplitude, normalmente estudadas quando se considera a estabilidade transitória, de médio e longo termo em sistemas elétricos.

### **3.9.4 - Modelagem dos reguladores de tensão**

Conforme [Taranto02], a correta modelagem dos reguladores de tensão é uma das principais tarefas associadas aos estudos de estabilidade transitória. A enorme diversidade de modelos e de funções desempenhadas pelos sistemas de excitação tornam essa atividade bastante específica, dependente de informações de fabricantes e de levantamento de parâmetros através de ensaios de campo.

No caso do sistema brasileiro, os sistemas de excitação da maior parte das máquinas de grande porte interligada à rede básica já está representada e disponível para concessionárias e acessantes.

Nos estudos de planejamento, entretanto, na maior parte dos casos não é possível o conhecimento prévio dos parâmetros do sistema de excitação, sendo por isso utilizados modelos genéricos, ou parâmetros de máquinas já existentes com sistemas de excitação semelhantes.

Na ausência de modelos definidos, poderão ser utilizados os padrões recomendados pelo IEEE [IEEE92]. Para se representar sistemas de excitação digitais, recomenda-se a referência [IEEE96].

[Kundur97] e [Anderson77] oferecem análises detalhadas sobre a modelagem e análise de desempenho dos sistemas de excitação de máquinas síncronas.

## **3.9 REGULADORES DE VELOCIDADE**

O controle carga-freqüência em um sistema elétrico de potência consiste em uma regulação primária e secundária [Taranto02], [Xisto84].

A regulação primária tem o objetivo de manter os desvios de freqüência dentro de determinados limites sem perda da estabilidade. Quando a freqüência se afasta da referência de 60 Hz, o controle automático altera a entrada de potência no eixo da máquina, reduzindo dessa forma a variação de freqüência .

A regulação secundária, normalmente conhecida como controle automático de geração (CAG), tem um caráter quase estático em relação às constantes de tempo envolvidas nas oscilações eletromecânicas.

Considerando que o objeto desse trabalho está relacionado mais diretamente à estabilidade transitória dos sistemas, que, por suas características específicas, é pouco afetada pelos reguladores de velocidade, esse assunto não foi tratado de forma mais aprofundada.

Análises detalhadas das características físicas, funções básicas e modelagem do regulador de velocidade são encontradas nas referências [Kundur97], [Mello71] e [Taranto02].

## CAPÍTULO 4 - ESTUDOS DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA

### 4.1 INTRODUÇÃO

O objetivo desse capítulo é estudar a influência dos vários fatores que afetam a estabilidade transitória dos sistemas elétricos.

Assim é estudado o impacto dos fatores intervenientes na estabilidade do sistema, com ênfase nos parâmetros eletromecânicos das máquinas síncronas e do sistema elétrico.

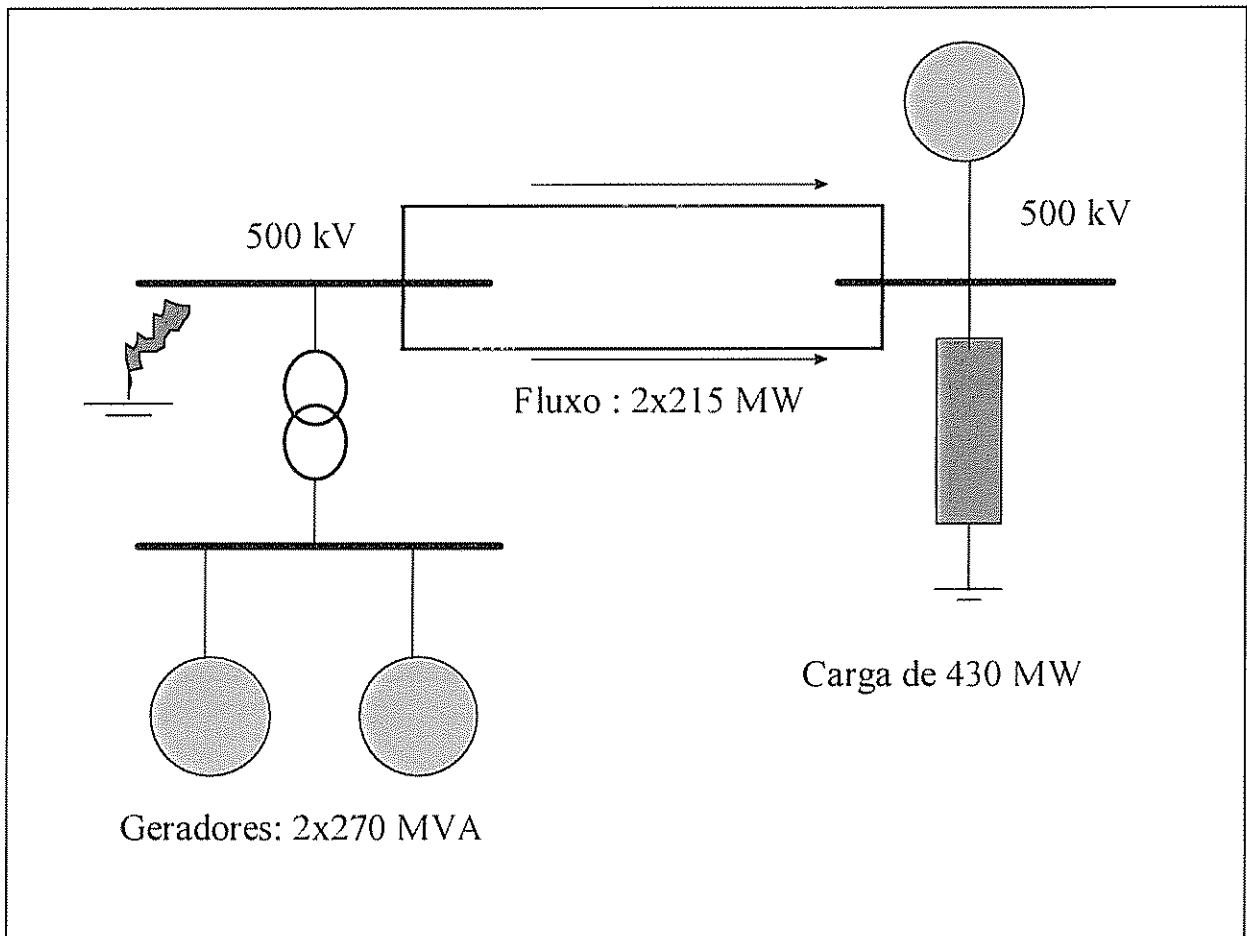
Nas simulações foi utilizado como referência um sistema fictício de três barras, com duas máquinas idênticas ligadas a um barramento, por sua vez interligado a uma barra infinita.

A escolha de um sistema de pequeno porte facilita a análise das simulações, uma vez que ele elimina a interferência de outras máquinas do sistema. Por outro lado, a despeito de sua simplicidade, pode fornecer um grande número de informações a respeito da maior parte dos parâmetros que interferem na estabilidade transitória da rede.

É importante ressaltar que, em uma análise de estabilidade de um sistema real, é importante analisar não só o comportamento isolado de uma única máquina, mas do sistema como um todo, uma vez que o comportamento transitório de um gerador é também afetado pelas oscilações no restante do sistema.

Entretanto, para os propósitos desse item é conveniente analisar o comportamento da máquina com um sistema mais simplificado, para estendê-la um pouco mais em uma etapa posterior.

A configuração do sistema elétrico utilizado nessas simulações está mostrada na figura 4.1. O apêndice 1 reúne os parâmetros do sistema teste e um caso de fluxo de carga para a condição de carga pesada.



**Figura 4.1:** Sistema fictício de três barras considerado para as simulações

Em seguida são estudados alguns casos práticos, considerando-se a interligação de algumas usinas de médio porte ao sistema elétrico. Todos os testes foram realizados utilizando-se o programa ANATEM [Anatem97].

## 4.2 FATORES DE INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE TRANSITÓRIA

Dentre os principais fatores que influenciam a estabilidade transitória dos Sistemas Elétricos destacam-se:

- Impedâncias pós falta do sistema elétrico;
- O tempo de abertura da falta;
- Tensão interna do gerador;
- Níveis de tensão nos terminais do gerador durante a falta;
- Níveis de carregamento dos geradores;
- Níveis de carregamento e características topológicas do sistema elétrico;
- Reatâncias e constantes de tempo do gerador;
- Inércia das máquinas.

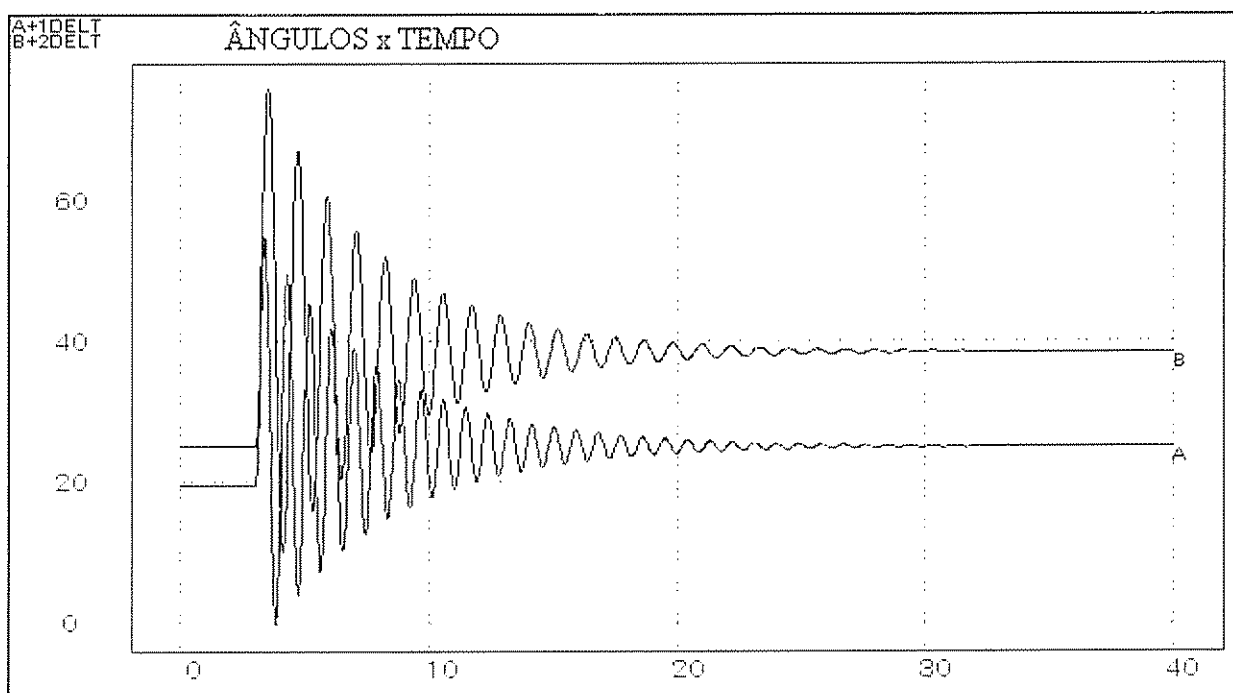
#### 4.2.1 Influência da Impedância do sistema elétrico

Conforme mostrado na equação 2.1, da transferência de potência elétrica entre o gerador e a rede, a impedância do sistema elétrico de interligação, juntamente com as reatâncias da máquina, vão definir a máxima potência transferida pela linha.

Deve ser destacado que a reatância transitória e subtransitória da máquina e a reatância do sistema se combinam, resultando na impedância equivalente percebida pela máquina durante o processo transitório pós falta.

A contribuição do sistema e da máquina para a definição da reatância pós falta varia em função da impedância da rede e dos geradores.

A figura 4.2 mostra os resultados das simulações das curvas de ângulo e potência elétrica da máquina, admitindo-se a ocorrência de uma falta trifásica na barra do gerador. Nessa simulação foi considerado um tempo de abertura de 0,15 s (9 ciclos). As máquinas foram representadas pelo modelo I, mais simples, com enlace de fluxo constante. No caso B, a impedância da LT de interligação foi aumentada duas vezes.



**Figura 4.2:** Comportamento dos ângulos de carga da máquina. No caso B, a impedância da LT de interligação foi aumentada duas vezes. O aumento da impedância do circuito provocou o aumento do ângulo pré-falta da carga e o aumento da amplitude da excursão do ângulo de carga.

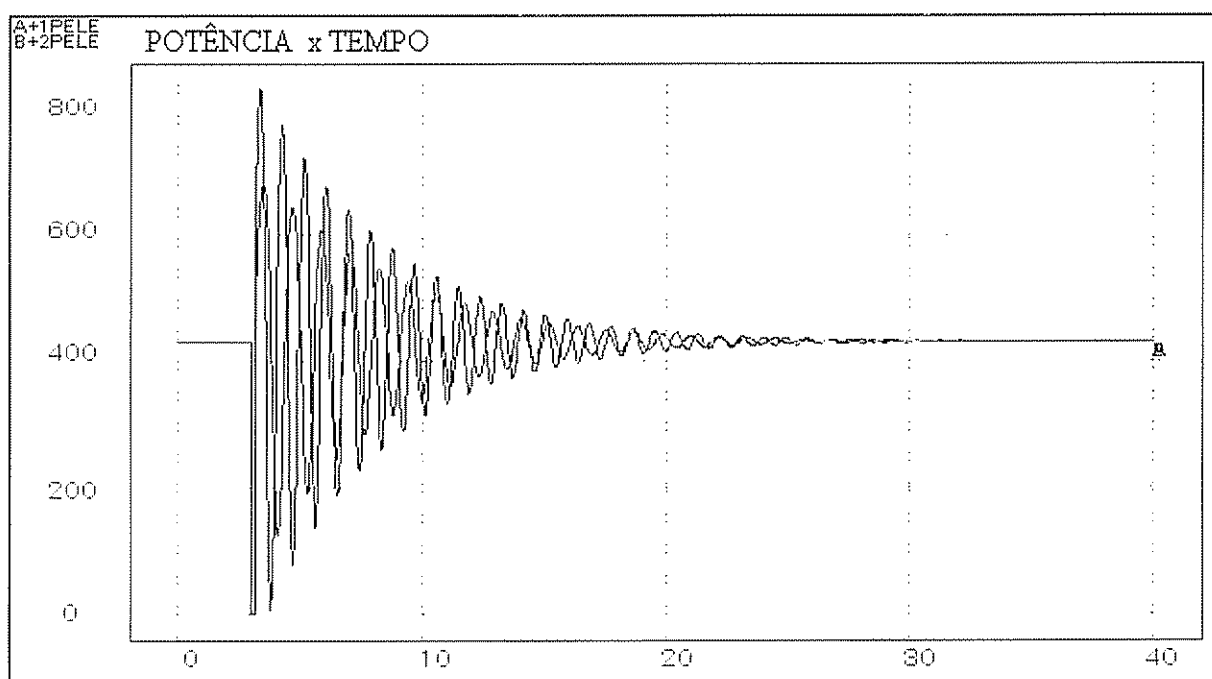
Os resultados permitem constatar:

- Com o aumento da impedância das linhas, mantendo-se constante a potência pré-falta das máquinas, o ângulo de carga inicial das máquinas aumentou:

- A amplitude da oscilação verificada na condição B foi muito maior.

Pode-se inferir dos resultados que valores elevados de impedância da rede contribuem para tornar mais elevadas as oscilações de ângulo das máquinas em condições transitórias.

A figura 4.3, obtida na mesma simulação, mostra o comportamento das potências elétricas, nos casos A e B.



**Figura 4.3:** Comportamento da potência devido ao aumento da impedância das linhas.

Constata-se que, embora os valores iniciais e finais das potências sejam aproximadamente iguais, o aumento da impedância das linhas reduziu significativamente a amplitude das oscilações de potência. Esse fato se explica pela redução da potência máxima do circuito quando se eleva a reatância.

De uma forma simplificada, a potência elétrica transmitida pela LT, dada pela equação 2.5, pode ser reescrita da seguinte forma:

$$P_M = \frac{E_G E_M}{X_L + X'_d} \cdot \text{sen}(\delta) = P_{MAX} \cdot \text{sen}(\delta) \quad (4.1)$$

onde o termo  $X'_d$  corresponde à reatância transitória do gerador equivalente, e  $X_L$  corresponde à reatância das linhas.

Quando  $X_L$  é aumentado, a potência máxima do eixo diminui, bem como o conjugado sincronizante da máquina, o que tende a tornar maiores as excursões do ângulo de carga e a degradar a estabilidade transitória do sistema.

Destaca-se que, nos casos em que  $X_L$  for muito maior que  $X'_d$ , a reatância do sistema de interligação vai ser predominante sobre o desempenho do sistema no tocante à estabilidade transitória. Nessas condições não se justifica reduzir-se a reatância transitória da máquina, sendo muito mais eficientes alternativas no sentido de se diminuir a impedância das linhas.

#### 4.2.2 Influência do tempo de abertura dos disjuntores

Do instante de ocorrência da falta até sua eliminação e abertura do circuito defeituoso, dependendo do ponto de ocorrência da falta, a potência elétrica praticamente se anula. A máquina é acelerada durante todo esse tempo com o conseqüente aumento do ângulo de carga.

Após a atuação da proteção e o restabelecimento das condições elétricas da rede, se a máquina for estável para a perturbação analisada, após um processo transitório, ela irá assumir um novo estado de equilíbrio. Caso contrário, ocorre a perda de sincronismo.

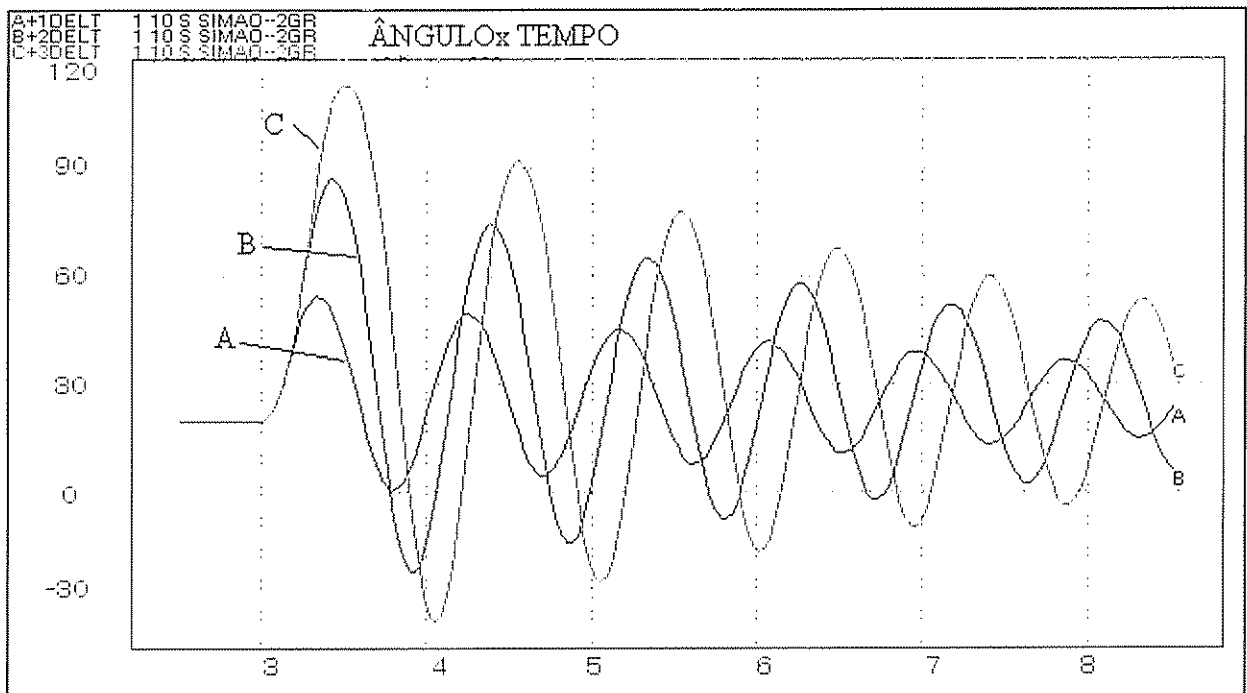
Quanto maior o tempo de abertura, maior será a variação angular e quanto maior a variação angular, maior o risco de perda de sincronismo.

Nesta simulação foram considerados os seguintes ângulos de abertura da falta :

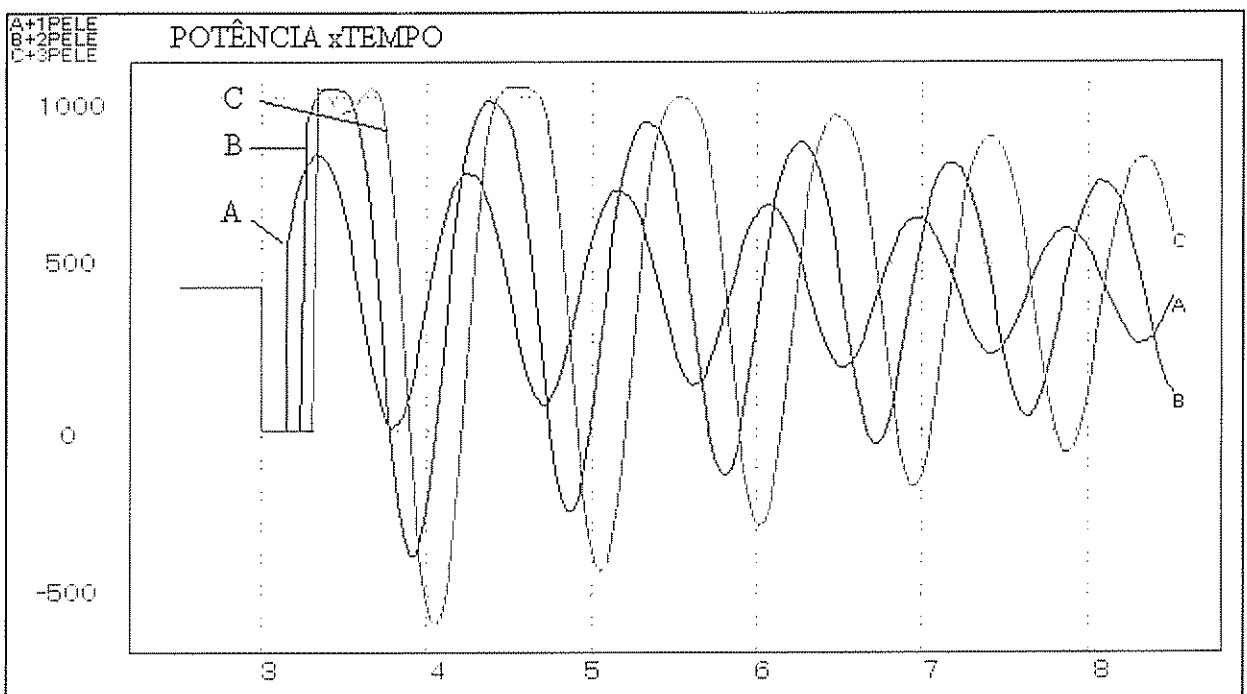
- A : 0,15 seg;
- B : 0,25 seg;
- C : 0,30 seg;

As máquinas foram representadas pelo modelo I, mais simples, com enlace de fluxo constante.

Os resultados obtidos estão mostrados nas curvas das figuras 4.4 e 4.5.



**Figura 4.4:** - Impacto do tempo de abertura da falta sobre os ângulos de carga das máquinas. Foram considerados tempos de 15 (A), 25 (B) e 30 ms (C).



**Figura 4.5 -** Impacto do tempo de abertura sobre a potência elétrica do gerador. Foram considerados tempos de 15 (A), 25 (B) e 30 ms (C).

Destaca-se o grande crescimento das oscilações com o aumento do tempo de abertura. Os resultados das simulações comprovam a importância do sistema de proteção na estabilidade transitória das máquinas.

Atualmente os tempos de abertura são muito reduzidos, chegando a 4 a 6 ciclos para sistemas de extra alta tensão. Em sistemas de subtransmissão, esses valores são da ordem de 9 ciclos (cerca de 150 ms), não chegando normalmente a representar problemas para a estabilidade das máquinas.

A expressão 4.2, deduzida a partir de [Kimbark48], permite calcular o tempo crítico de abertura dos disjuntores, em função do ângulo inicial de operação, em graus, da potência de aceleração da máquina durante a falta, em pu,  $P_a$ , e da constante de inércia  $H$ , em s:

$$t_c = \sqrt{\frac{H(\delta - \delta_o)}{90f P_a}} \quad (4.2)$$

Constata-se que o tempo crítico de abertura depende da inércia da máquina, do ângulo de operação e do inverso da potência de aceleração durante a falta.

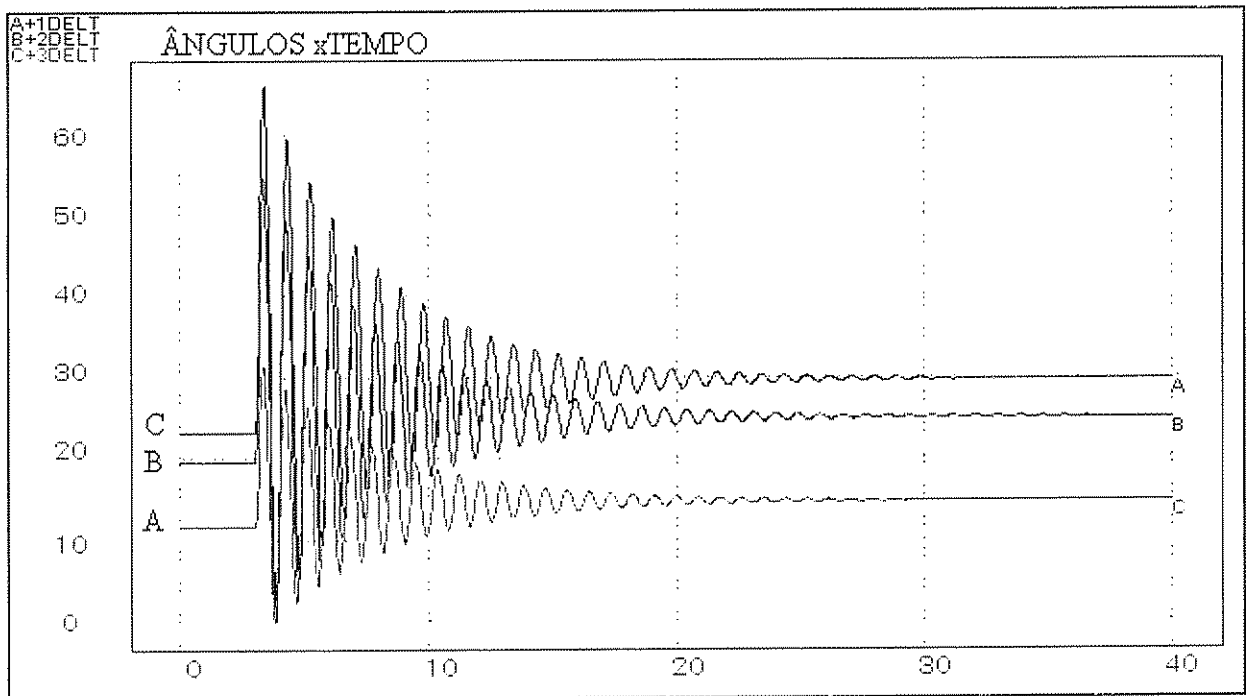
#### 4.2.3 Influência dos níveis de carregamento das máquinas

Para avaliar o impacto dos níveis de carregamento dos geradores na estabilidade transitória do sistema, foram realizadas simulações para as seguintes situações:

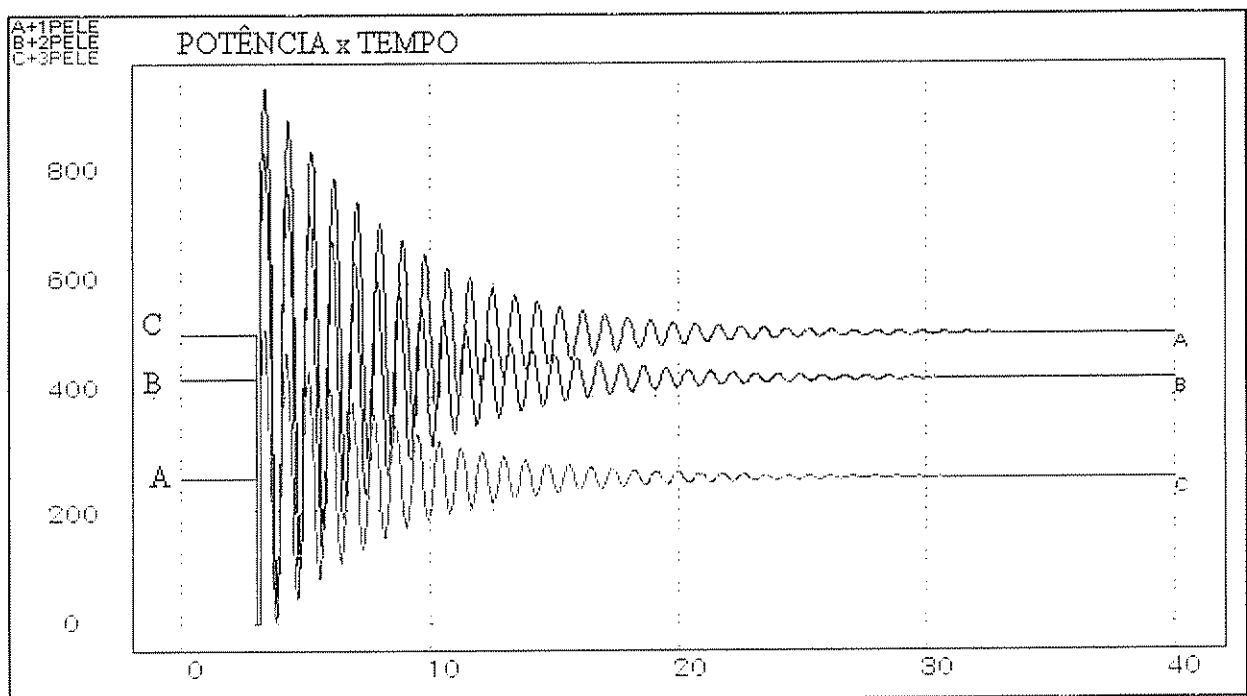
- A : Potência gerada 50% do nominal;
- B : Potência gerada 85% do nominal;
- C : Potência gerada 100% do nominal.

As máquinas foram representadas pelo modelo I, mais simples, com enlace de fluxo constante. Os resultados estão mostrados nas curvas de potência e ângulo mostradas nas figuras 4.6 e 4.7 .

Os resultados das simulações mostram claramente que à medida que aumenta o ângulo de operação (e portanto o carregamento da máquina), reduz-se a margem de estabilidade do gerador e o sistema se torna cada vez mais oscilatório.



**Figura 4.6:** Impacto dos níveis de carregamento do gerador sobre o ângulo de carga. Consideradas as potências de 50% (A), 85% (B) e 100% (C) da nominal.



**Figura 4.7:** Impacto dos níveis de carregamento dos geradores sob a potência elétrica do gerador. Consideradas as potências de 50% (A), 85% (B) e 100% (C) da nominal.

#### 4.2.4 Influência da inércia das máquinas

O aumento da inércia de um sistema tende a reduzir a frequência e amplitude das oscilações e reduzir a taxa de aceleração das máquinas durante os curto-circuitos.

Por isso, de uma forma geral, no tocante à estabilidade transitória, quanto maior for a inércia de uma máquina síncrona, mais estável ela será. Entretanto, com o aumento da massa girante, ocorre uma maior dificuldade no amortecimento das oscilações [Eletrosul87].

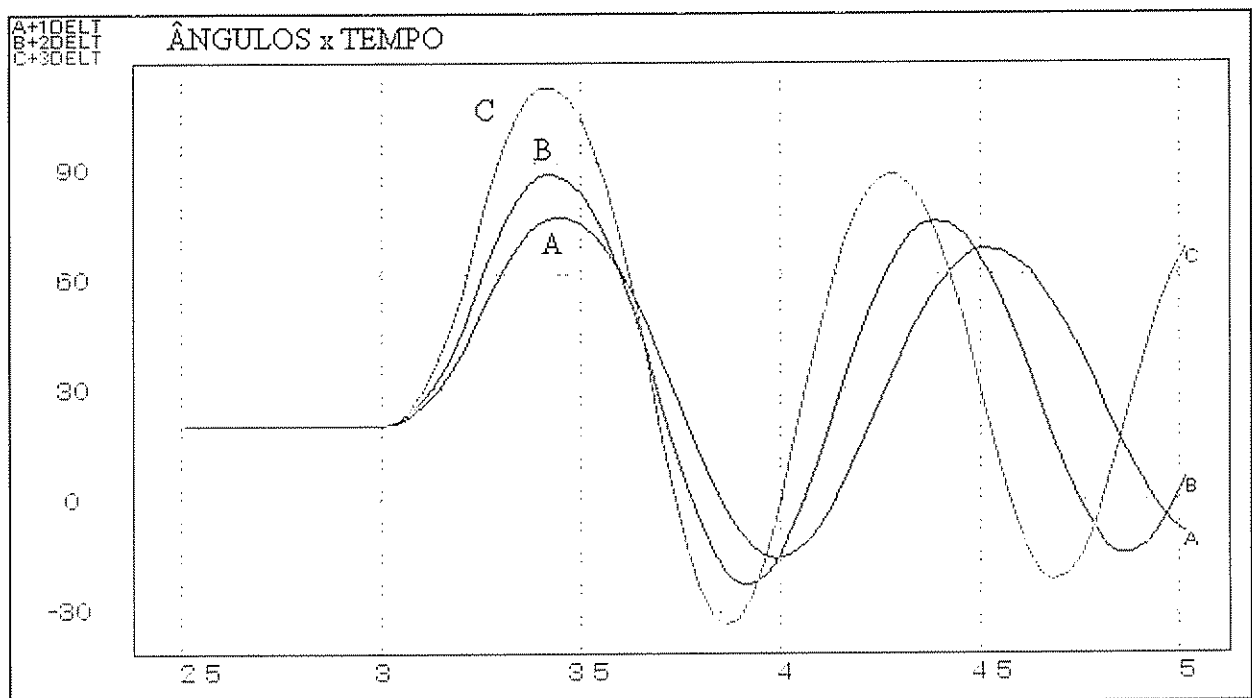
As máquinas foram representadas pelo modelo I, mais simples, com enlace de fluxo constante. Não foi considerado o efeito dos reguladores de tensão nem de velocidade. O tempo de abertura considerado foi de 0,25 s.

A : Constante de Inércia = 130% da real;

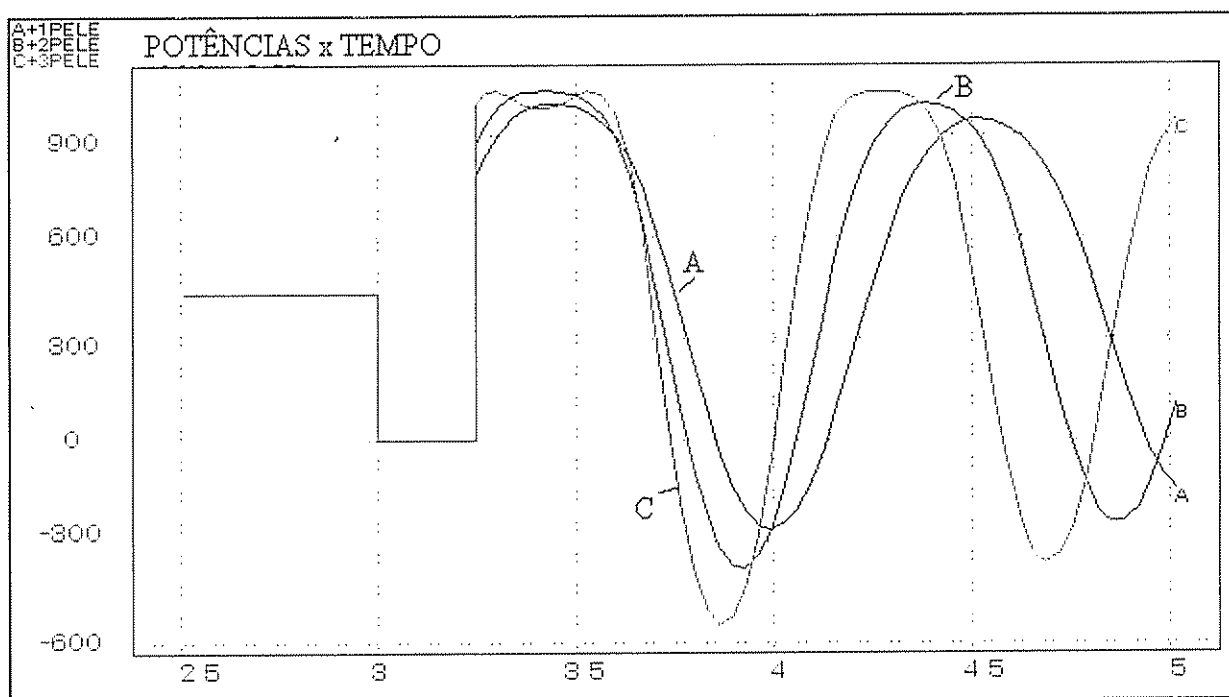
B : Constante de Inércia = real;

C : Constante de Inércia = 70% da real.

As figuras 4.8 e 4.9 apresentam os 2 segundos iniciais do comportamento transitório da máquina. Esse período é de especial interesse para a estabilidade transitória. Conforme esperado, o aumento da inércia reduz a amplitude e a frequência das primeiras oscilações de ângulo e de potência elétrica.



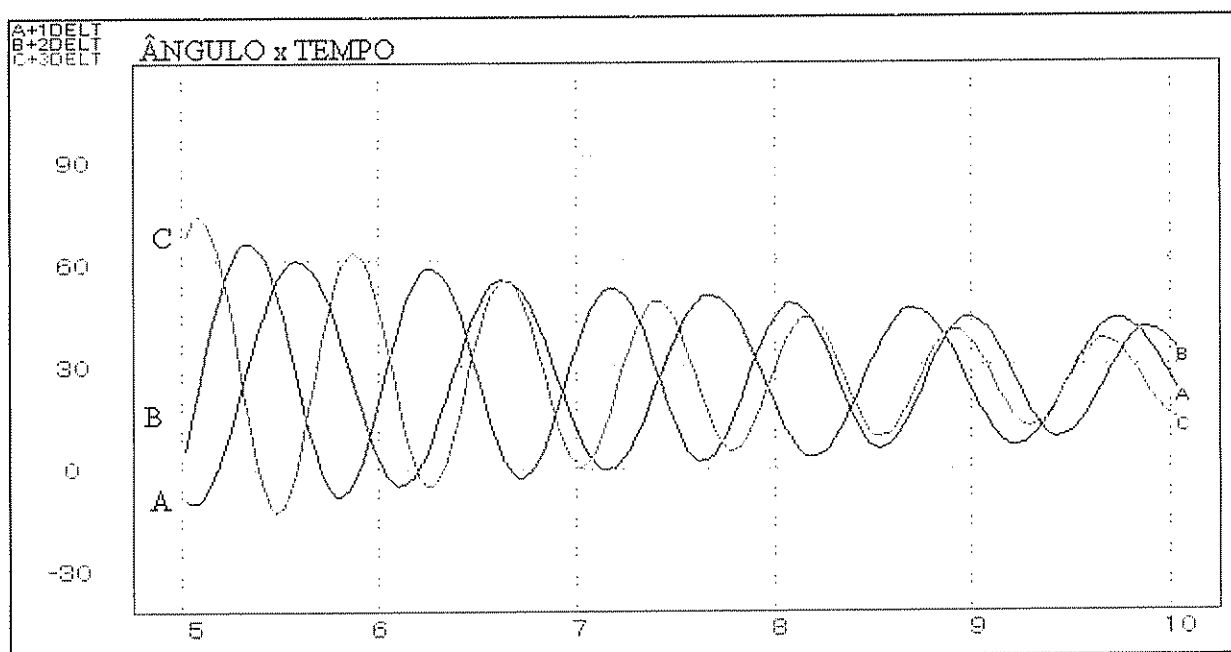
**Figura 4.8:** - Efeito da variação da inércia sobre o comportamento do ângulo de carga. Consideradas as condições de 130% (A), 100% (B) e 70%(C) dos valores da inércia "natural".



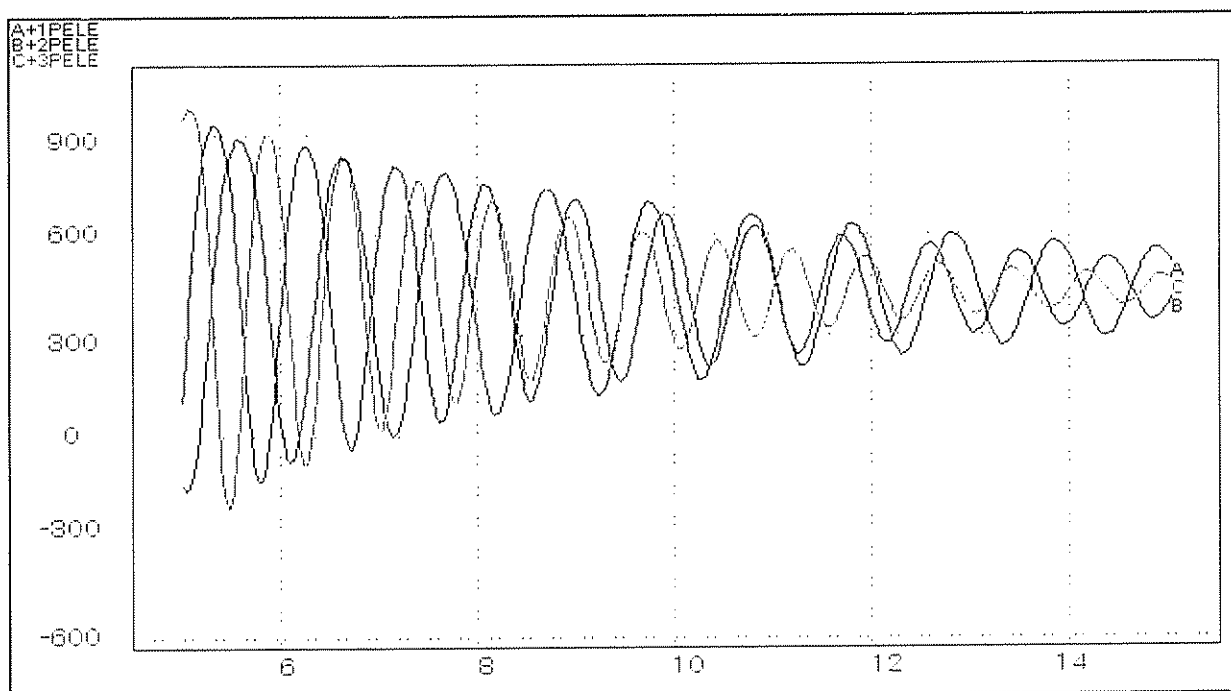
**Figura 4.9:** Efeito da variação da inércia sobre o comportamento da potência elétrica do gerador. Consideradas as condições de 130% (A), 100% (B) e 70%(C) dos valores da inércia "natural".

As figuras 4,10 e 4.11 se referem ao período de 5 a 15 ms para essa mesma simulação. No caso simulado, como o modelo I não representa o amortecimento devido aos anéis de Leblanc, foi ajustado um valor para a constante de amortecimento, mantido constante para todos os casos utilizando o modelo 1.

Os resultados indicam que um aumento da inércia aumenta a necessidade de amortecimento das oscilações. Esses resultados estão de acordo com os resultados obtidos durante os estudos para especificação dos parâmetros das máquinas da usina de Itá [Eletrosul87].



**Figura 4.10:** Efeito da variação da inércia sobre o comportamento do ângulo de carga do gerador. Consideradas as condições de 130% (A), 100% (B) e 70%(C) dos valores da inércia "natural".



**Figura 4.11:** Efeitos da variação da inércia sobre o comportamento da potência elétrica do gerador. Consideradas as condições de 130% (A), 100% (B) e 70%(C) dos valores da inércia "natural".

#### 4.2.5 Influência da reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ )

A reatância síncrona está inversamente relacionada à relação de curto-circuito da máquina e à capacidade de absorção de potência reativa, sendo um parâmetro importante quando se considera o sistema de controle de tensão.

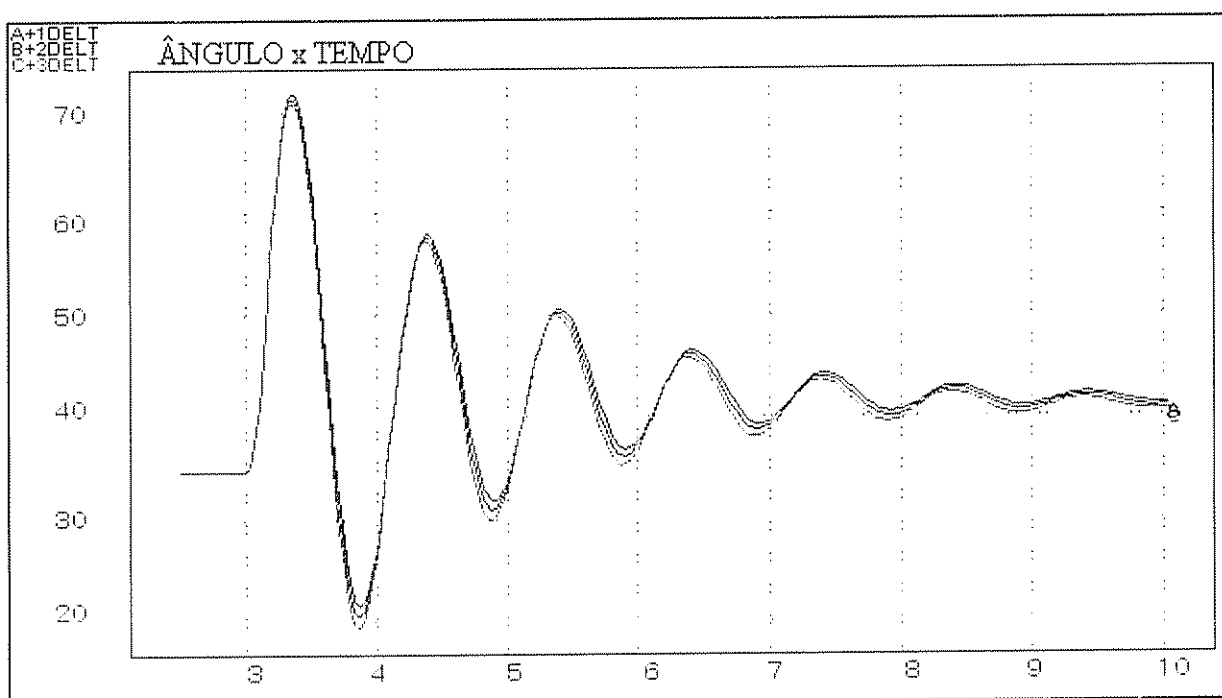
Para se avaliar o impacto da reatância síncrona de eixo direto sobre a estabilidade transitória, serão realizadas simulações com o modelo III de Young, que inclui a dinâmica do enrolamento de campo. Entretanto não se considerou a saturação e a regulação de tensão.

As simulações realizadas serão as seguintes:

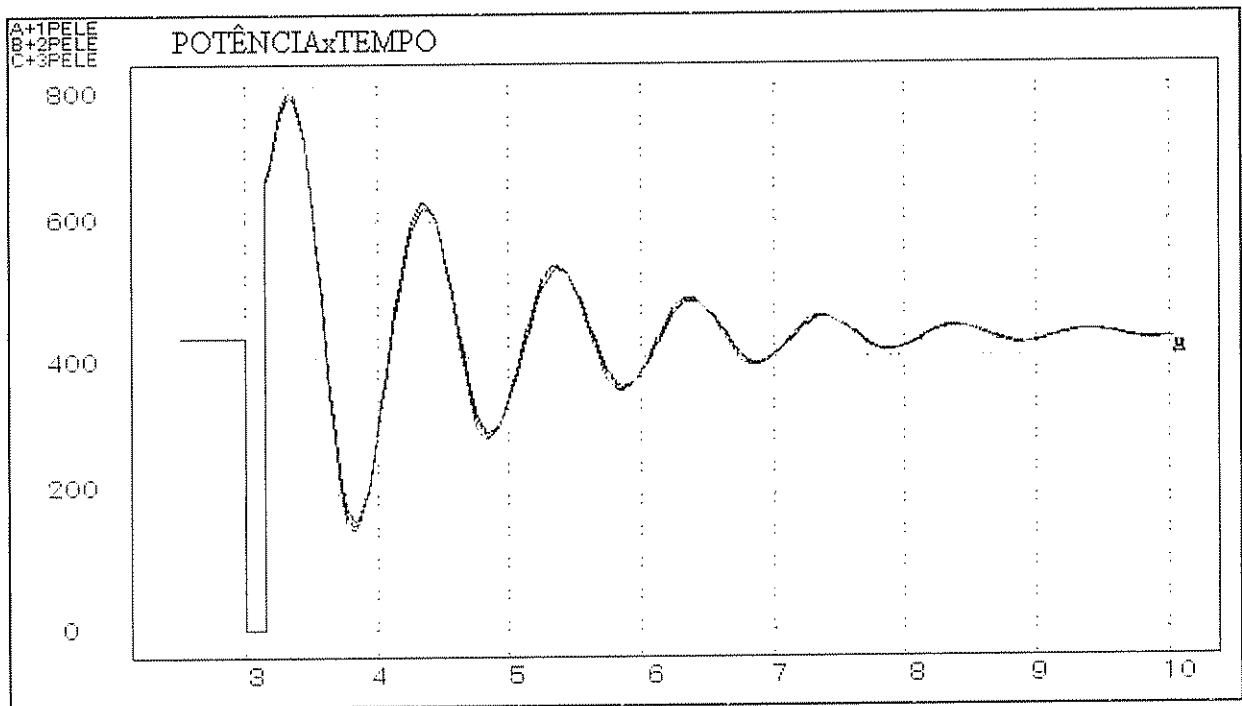
Tempo de abertura: 0,15 s

- A :  $X_d$  20% menor;
- B : valor real;
- C :  $X_d$  valor 20% maior.

Os resultados estão mostrados nas figuras 4.12 e 4.13.



**Figura 4.12:** - Impacto da variação da reatância síncrona sobre o comportamento dos ângulos de carga do gerador.



**Figura 4.13:** - Impacto da variação da reatância síncrona sobre a potência elétrica no gerador.

A análise dos resultados mostra que a reatância síncrona de eixo direto praticamente não influencia a estabilidade transitória da máquina. Esse comportamento era de se esperar, uma vez que nos instantes iniciais, o comportamento eletromagnético da máquina é rígido pelas reatâncias transitória e subtransitória.

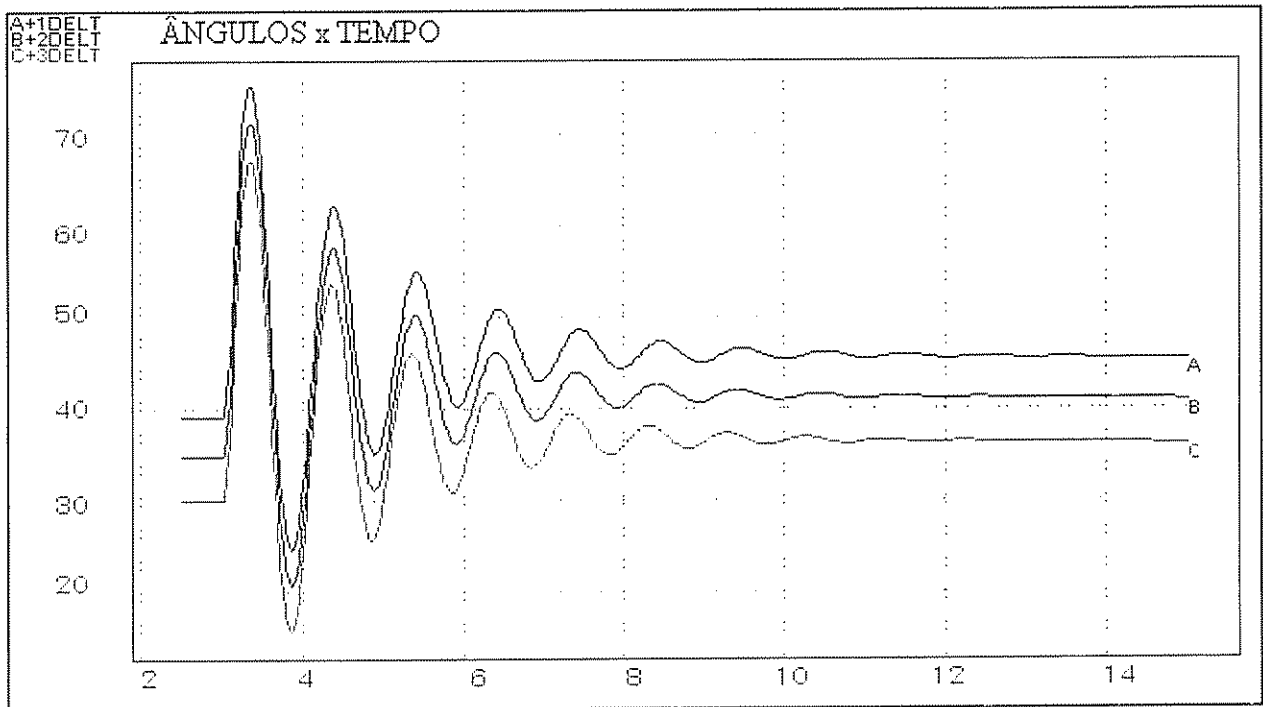
É importante lembrar que, como a relação de curto-circuito (SCR) da máquina tem um efeito semelhante ao da reatância síncrona de eixo direto, pode-se inferir que esse parâmetro tem pouco impacto na melhoria da estabilidade transitória.

#### 4.2.6 Influência da reatância síncrona de eixo quadratura ( $X_q$ )

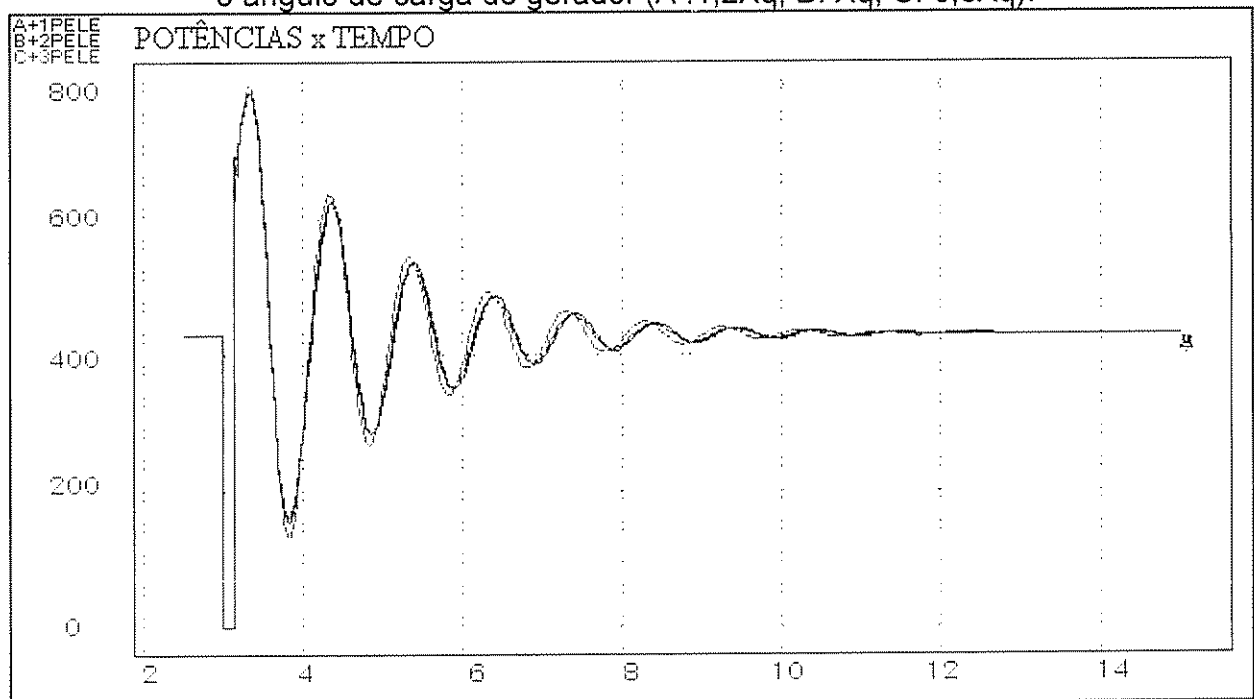
Para se avaliar o impacto desse parâmetro sobre a estabilidade transitória da máquina, foi realizada a seguinte simulação:

- A :  $X_q$  aumentou 20%;
- B : valor real;
- C : redução de 20% no valor de  $X_q$ .

Nesse caso foi utilizado o modelo de máquina III de Young, que inclui a reatância de eixo em quadratura. Foi também desprezada a saturação e os reguladores de tensão e velocidade. Os resultados estão nas figuras 4.14 e 4.15.



**Figura 4.14:** Impacto da variação da reatância síncrona de eixo em quadratura sobre o ângulo de carga do gerador (A :1,2Xq, B: Xq, C: 0,8Xq).



**Figura 4.15:** Impacto da variação da reatância síncrona de eixo em quadratura sobre o comportamento da potência elétrica do gerador.

Nas simulações realizadas o impacto de  $X_q$  durante os primeiros segundos foi reduzido. Entretanto esse parâmetro apresentou uma influência significativa no ângulo de carga da máquina no período pré-falta. Assim, se no período transitório as variações da reatância síncrona de eixo em quadratura não afetaram signifi-

cativamente o comportamento dinâmico do gerador, o fez indiretamente, ao influir no ângulo inicial de carga.

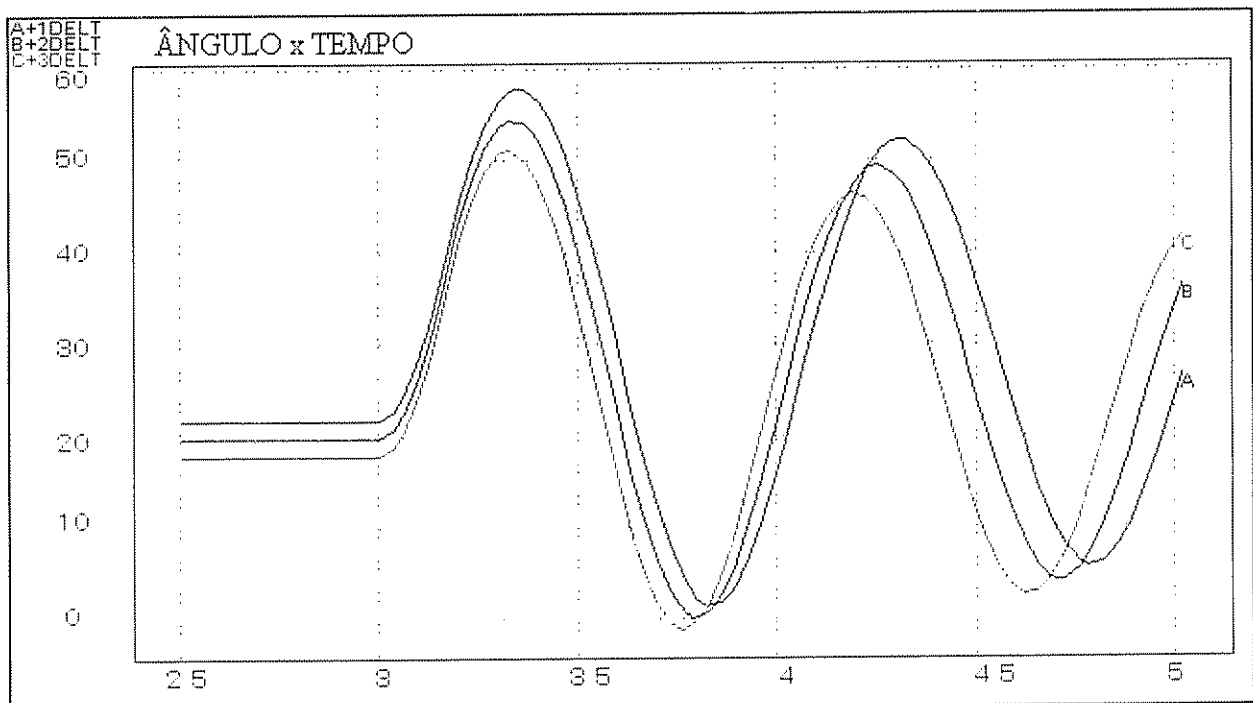
Como os hidrogeradores são máquinas de pólos salientes, em geral apresentam maior comprimento do entreferro nas extremidades laterais dos pólos. Essa característica reduz a reatância síncrona em quadratura e contribui para que a máquina apresente menores valores de ângulo de carga antes e depois da falta.

#### 4.2.6 Influência da reatância transitória de eixo direto ( $X'd$ )

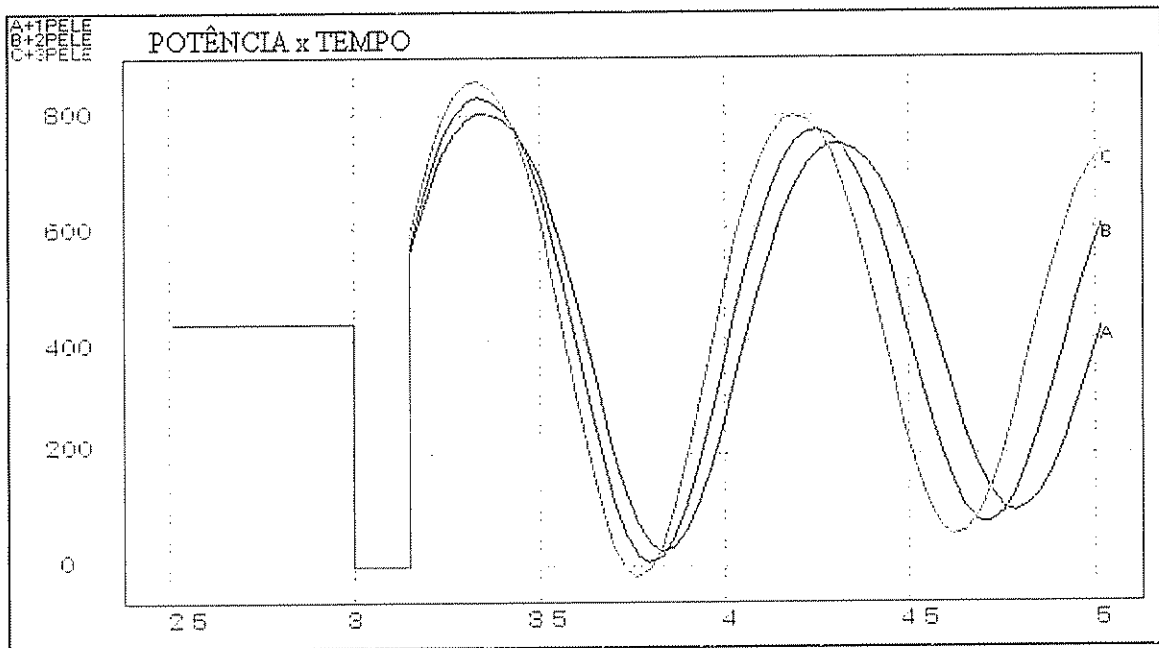
Este parâmetro é muito importante para a estabilidade transitória. Entretanto, para máquinas interligadas ao sistema através de eixos radiais muito longos, sua influência é menos perceptível. Para estudar o impacto das variações de  $X'd$ , foram consideradas duas simulações, ambas com um tempo de abertura de 0,15 s.

##### Simulação 1

Na simulação, consideraram-se variações de  $\pm 20\%$  no valor desse parâmetro. O modelo considerado nas análises foi o modelo I de Young, que representa apenas a reatância transitória de eixo direto. Não foi considerado o efeito da saturação. Também não foi considerado o efeito do regulador de tensão. Em A, o valor de  $X'd$  foi aumentado de 20%, em B mantido inalterado, e em C reduzido em 20%. Os resultados obtidos estão mostrados nas figuras 4.16 e 4.17.



**Figura 4.16:** Influência da alteração da reatância transitória de eixo direto sobre o comportamento do ângulo de carga do gerador. No caso A,  $X'd$  foi elevado em 20%, em B mantido inalterado, e em C reduzido em 20%.

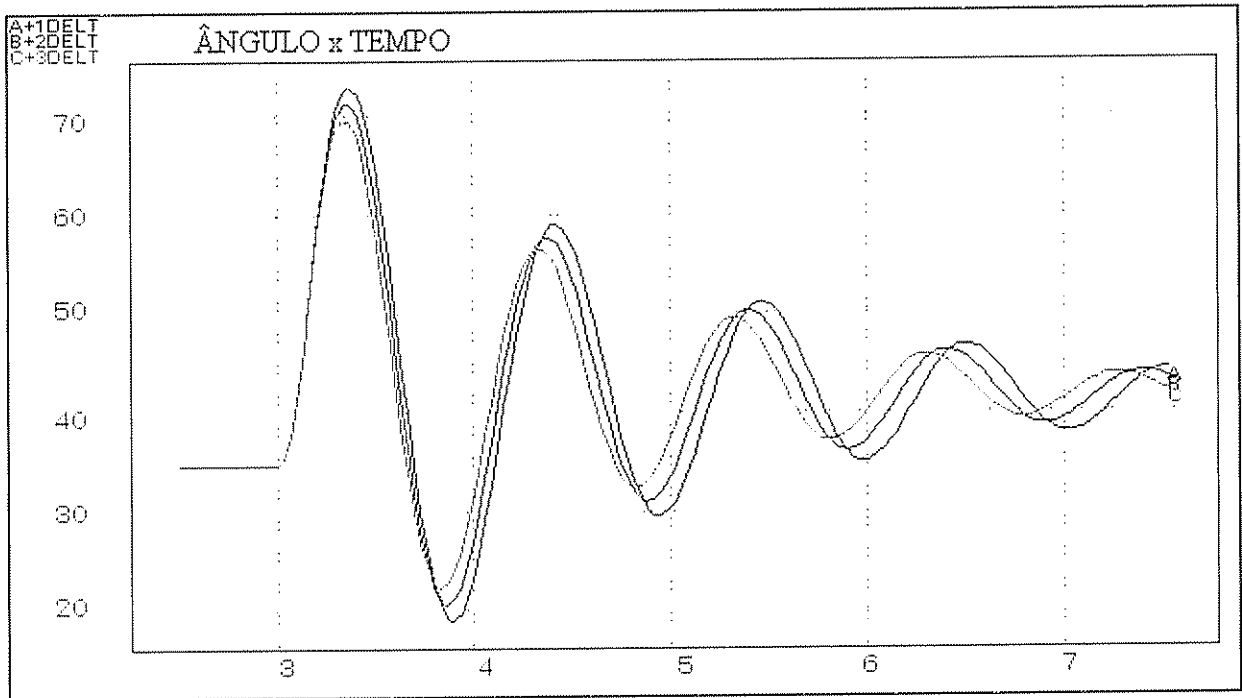


**Figura 4.17:** Impacto da variação da reatância transitória de eixo direto sobre o comportamento da potência elétrica do gerador. No caso A,  $X'd$  foi elevado em 20%, em B mantido inalterado, e em C reduzido em 20%.

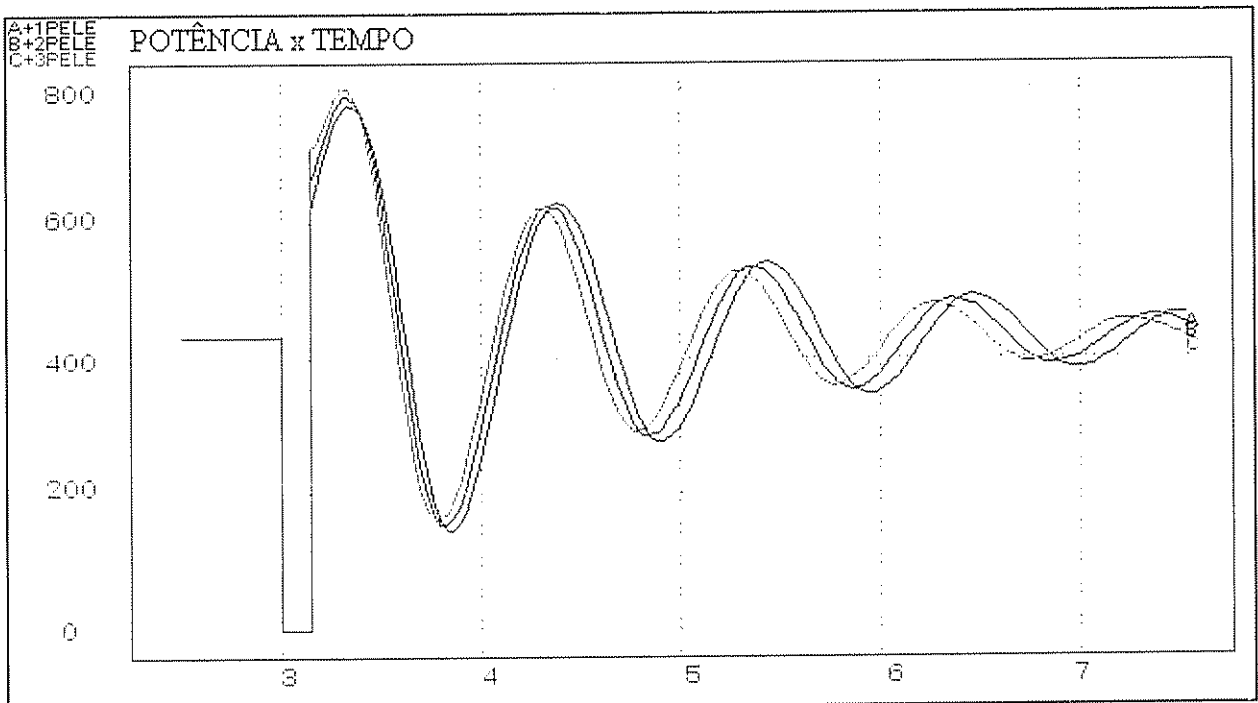
No modelo I, com a redução de  $X'd$ , ocorre uma redução do ângulo de carga pós-falta, devido a uma redução da reatância pós falta vista pela máquina. Assim, na primeira oscilação, a excursão do ângulo vai se tornar menor.

### Simulação 2 com o modelo 2 do ANATEM

Como se verá no capítulo 5,  $X'd$  é função das reatâncias de dispersão da armadura e do enrolamento de campo. Assim, para se alterar  $X'd$  deverão ser alteradas as reatâncias de dispersão. Por simplicidade, considerou-se que todas as reatâncias de eixo direto influenciadas pela alteração de  $X'd$  deveriam sofrer uma alteração equivalente. Os resultados obtidos estão mostrados nas figuras 4.18 e 4.19.



**Figura 4.18:** Influência da alteração da reatância transitória de eixo direto sobre o comportamento do ângulo de carga do gerador. Foi utilizado o modelo 2 do Anatem. No caso A,  $X'd$  foi elevado em 20%, em B mantido inalterado, e em C reduzido em 20%.



**Figura 4.19:** Impacto da variação da reatância transitória de eixo direto sobre o comportamento da potência elétrica do gerador. Utilização do modelo II do Anatem. No caso A,  $X'd$  foi elevado em 20%, em B mantido inalterado, e em C reduzido em 20%.

Esta simulação mostra que, para a primeira oscilação os dois modelos permitem conclusões semelhantes, ou seja, que a redução da reatância transitória de eixo direto beneficia a estabilidade transitória do sistema.

Entretanto, o impacto da reatância transitória deve ser avaliado em conjunto com a impedância da rede, conforme mostrado na equação 4.1. Nos casos em que a impedância da rede é elevada, a simples redução da reatância transitória da máquina pode mostrar-se pouco eficiente e onerosa, dado que a margem de ganho na impedância pós falta total é reduzida e esse ajuste pode significar alterações nos custos da máquina. Nessas condições pode ser mais adequado se investir na melhoria da capacidade de transmissão da rede elétrica ou no aumento da inércia girante da máquina.

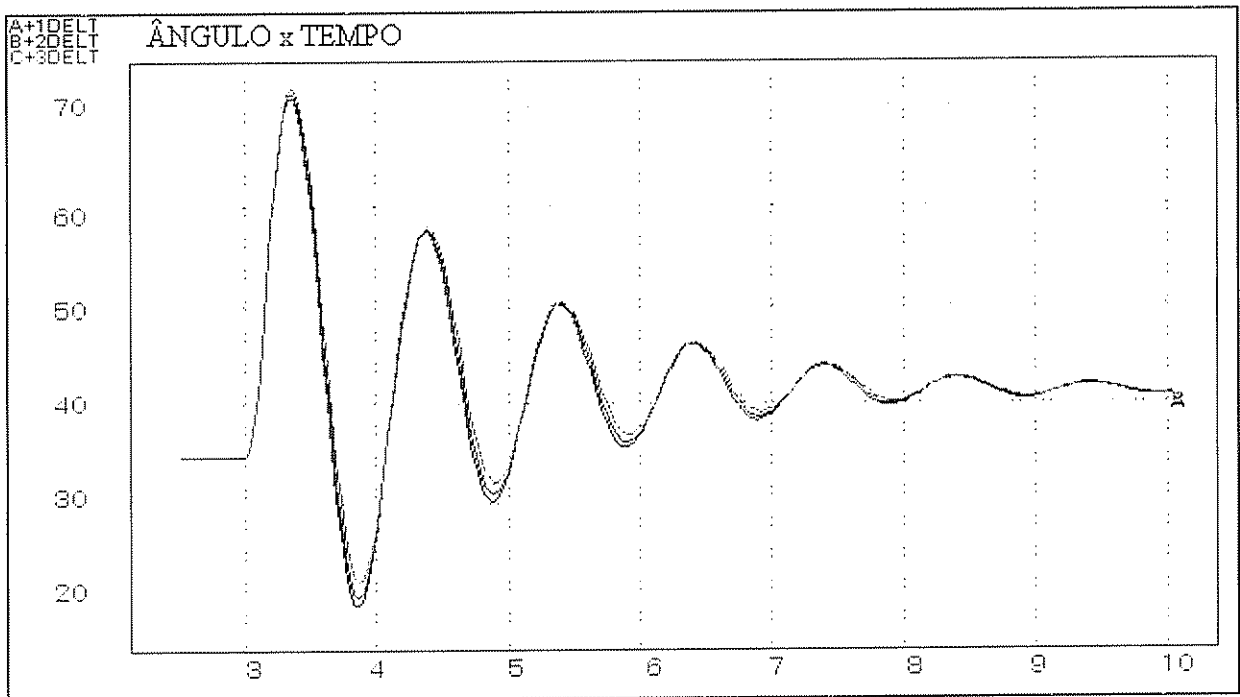
Essas questões são melhor analisadas quando se comparam os impactos dos custos adicionais da melhoria do projeto de geração e do sistema elétrico, sob uma abordagem de custos e benefícios.

#### **4.2.7 Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto**

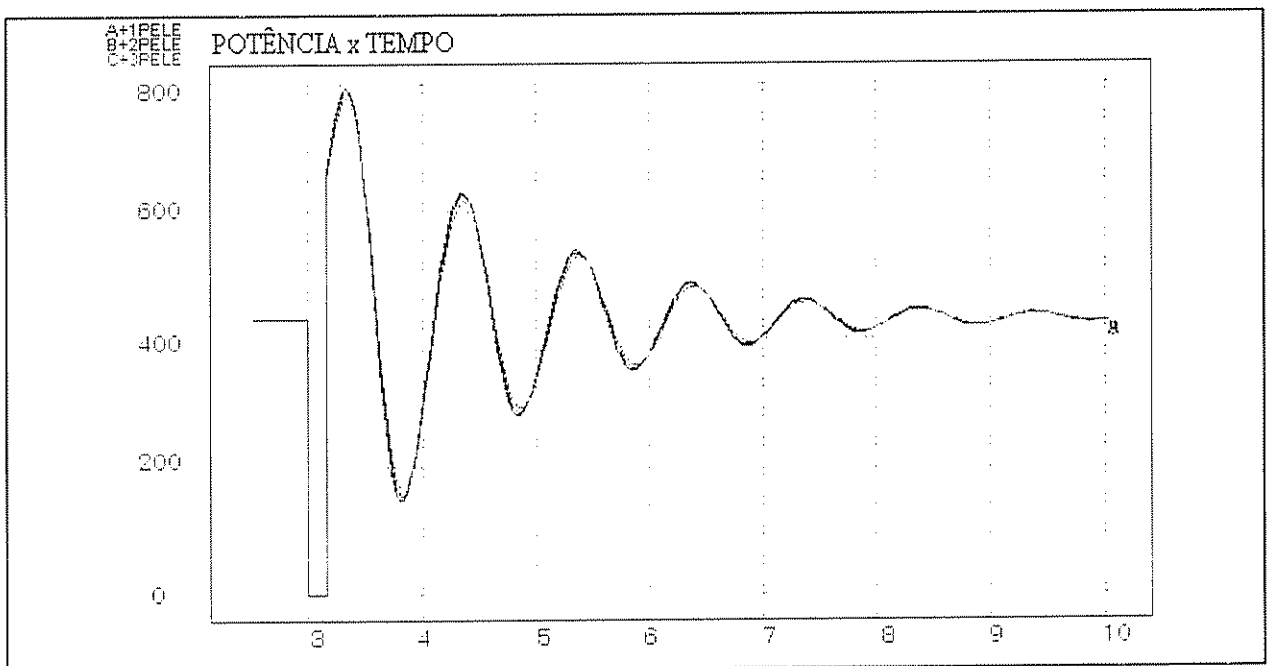
Essa constante de tempo tem uma duração da ordem de vários segundos e depende da indutância própria e da resistência do enrolamento do campo.

Para estudar sua influência na estabilidade transitória, considerou-se uma variação de mais ou menos 50% do valor dessa constante na máquina estudada. A simulação considerou o modelo III de Young, desprezando-se a saturação e a influência do regulador de tensão.

Nas figuras 4.20 e 4.21 estão apresentados os resultados.



**Figura 4.20:** Influência das alterações no valor da constante transitória de circuito aberto sobre o comportamento do ângulo de carga do gerador.



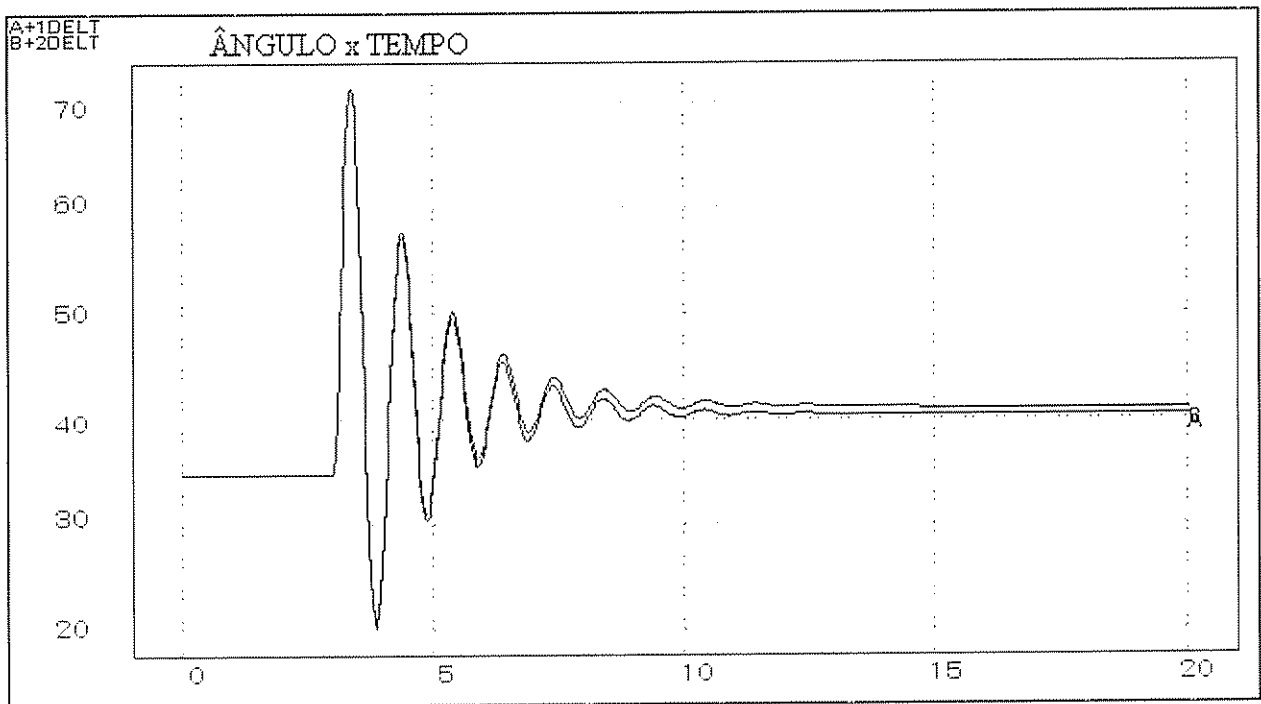
**Figura 4.21:** Influência das alterações no valor da constante transitória de circuito aberto sobre o comportamento da potência elétrica do gerador.

No tocante à estabilidade transitória, os impactos da alteração da constante de tempo transitória foram reduzidos.

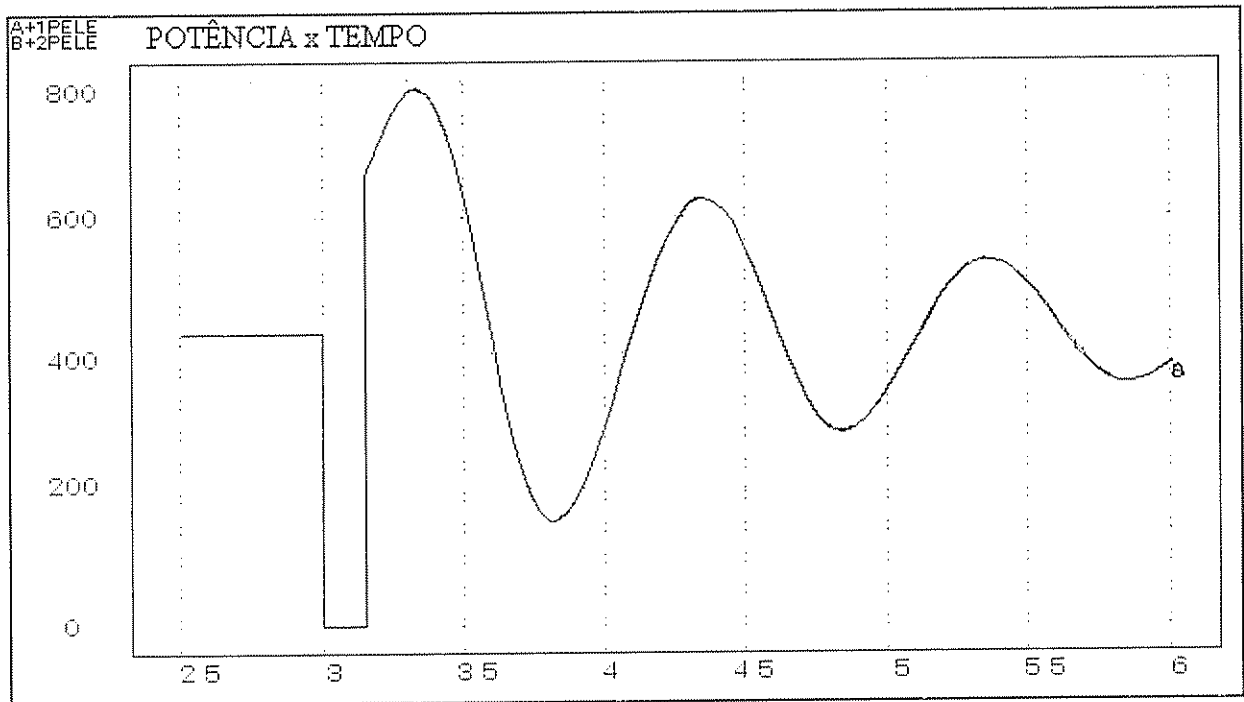
#### 4.2.8 Efeitos da saturação sobre a estabilidade transitória

Em princípio, o efeito da saturação no período transitório é pequeno. Nesse período, uma parte significativa do fluxo é de dispersão, que circula pelo ar e não é afetado de forma significativa pela saturação. Além disso, com a redução das reatâncias da máquina, uma parcela significativa da reatância pós-falta está nas linhas de interligação da máquina ao restante do sistema elétrico. Tudo isso faz com que a influência da saturação da máquina sobre a estabilidade transitória seja reduzida.

Como ilustração, foram feitas duas simulações, com e sem a ocorrência de saturação no circuito magnético do gerador. Os resultados estão nas figuras 4.22 e 4.23.



**Figura 4.22:** Influência da saturação sobre o ângulo de carga do gerador. No caso A ( em azul) considerou-se o efeito da saturação, e no caso B ( em vermelho) não.



**Figura 4.23:** Influência da saturação sobre a potência do gerador. As curvas A e B foram coincidentes.

Conforme os resultados obtidos, pode-se concluir que a saturação não apresentou influência significativa sobre a estabilidade transitória da máquina.

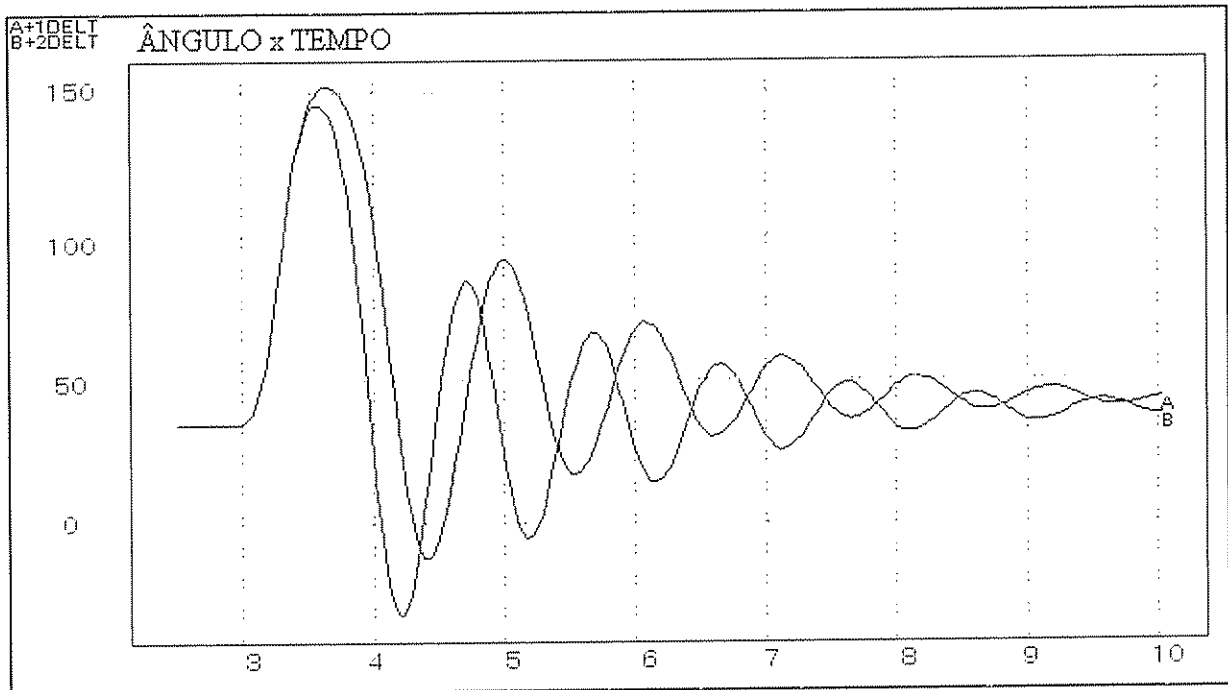
#### 4.2.9 Efeitos do regulador de tensão (RT) sobre a estabilidade transitória

Os reguladores de tensão são um dos meios mais eficazes para melhorar a estabilidade transitória dos geradores. Devido à velocidade da resposta, são capazes de elevar rapidamente a tensão terminal dos geradores, tornando possível a transmissão de uma maior potência no instante pós-falta.

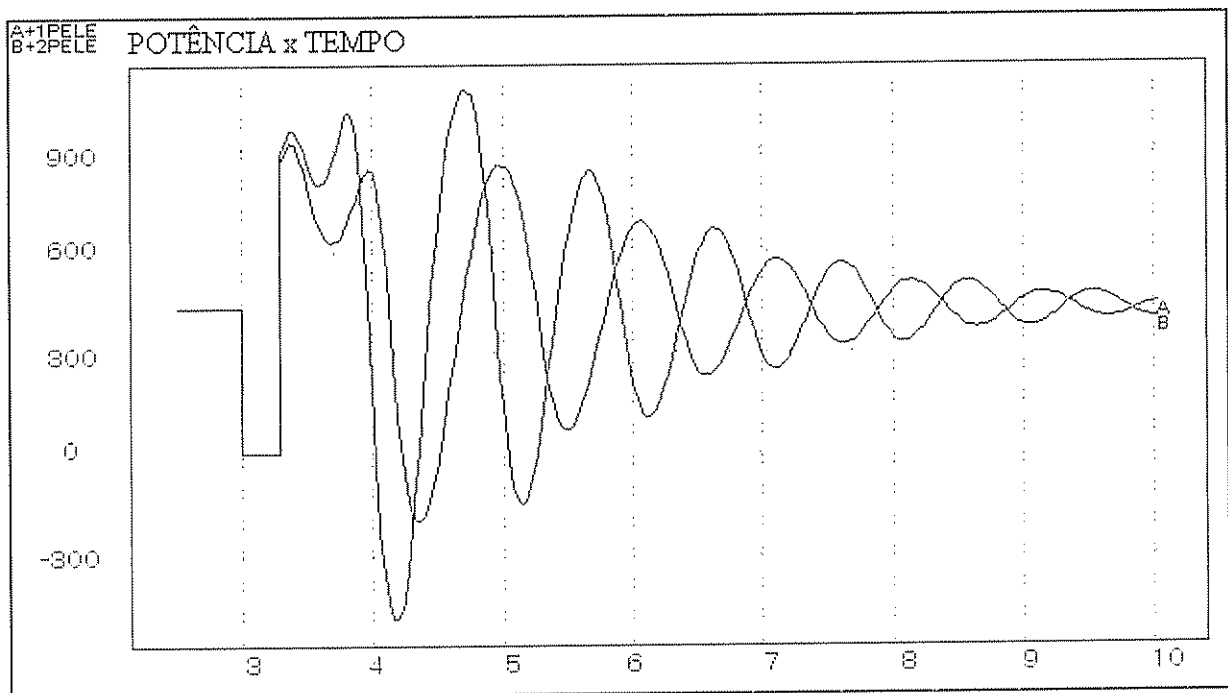
Não raro, a contrapartida desse benefício é o aumento da frequência e da amplitude das oscilações que ocorrem na máquina no instante após a retirada da falta. Dessa forma, enquanto os reguladores de tensão contribuem para uma melhora da estabilidade transitória, podem trazer instabilidade para o sistema de controle.

Esse efeito pode ser agravado ao se utilizar reguladores de tensão estáticos, caracterizados por ganhos elevados e tempos de subida muito menores [Oliveira77].

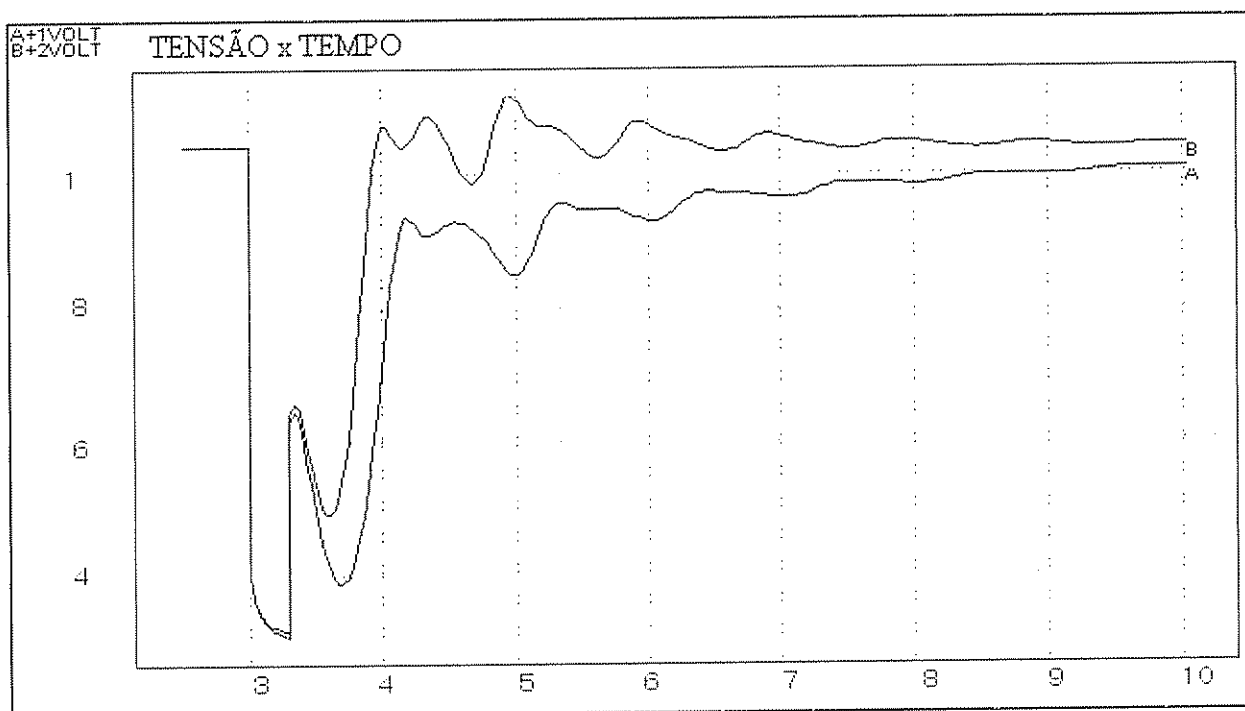
A fim de se estudar o impacto do regulador de tensão na estabilidade transitória, foram realizadas simulações com e sem o regulador de tensão. No exemplo foram utilizados dados do regulador de tensão de São Simão, do tipo estático. Os resultados estão mostrados nas figuras 4.24, 4.25 e 4.26.



**Figura 4.24:** Influência do regulador de tensão sobre o comportamento do ângulo de carga do gerador. Caso A (azul) sem RT; caso B (vermelho) com RT.



**Figura 4.25:** Influência do regulador de tensão sobre o comportamento da potência elétrica do gerador. Caso A (azul) sem RT; caso B (vermelho) com RT.



**Figura 4.26:** Influência do regulador de tensão sobre o comportamento da tensão nos terminais do gerador. Caso A (azul) sem RT; caso B (vermelho) com RT.

Na figuras 4.24 observa-se que na primeira oscilação ocorre uma redução da excursão do ângulo. Esse fato pode ser explicado pela elevação da tensão nos terminais do gerador, conforme mostra a figura 4.26, o que permite uma elevação da potência entregue à rede, conforme mostrado na figura 4.25.

Nos instantes seguintes a máquina se torna mais oscilatória. Esse comportamento é normalmente explicado pela grande velocidade de resposta do regulador de tensão.

#### 4.2.10 - Conclusões da análise paramétrica

Considerando-se a série de simulações realizadas, dentre os fatores analisados, os que apresentaram maior efetividade no tocante à melhoria da estabilidade transitória foram:

##### Condições de operação em regime permanente

É recomendável que os geradores possam operar com valores reduzidos de ângulo de carga, o que favorece a robustez do sistema sob o ponto de vista da estabilidade transitória.

##### Tempos de abertura de falta reduzidos

Os tempos de abertura devem em geral ser mantidos próximos aos valores recomendados pelos critérios de planejamento e operação.

### **Impedância do sistema de Interligação**

A impedância da rede afeta diretamente a estabilidade transitória porque, juntamente com a reatância transitória da máquina, define a capacidade de transporte da interligação no regime de operação pós falta.

Além disso, juntamente com a reatância de eixo em quadratura e o carregamento do gerador, vai definir os ângulos de carga em regime permanente pré-falta.

### **Inércia girante**

Nas análises realizadas, as variações na inércia mostraram um grande impacto na estabilidade transitória da rede. Entretanto, deve ser destacado que esse impacto é também função das características específicas da interligação da usina ao sistema elétrico.

A configuração analisada nesse trabalho corresponde, em linhas gerais, ao caso de grande número de usinas com potências variando de algumas dezenas a cerca de 300 MW, muitas vezes interligadas ao sistema elétrico por ramais radiais.

Nessas condições o aumento da inércia girante é uma das alternativas tecnicamente viáveis para melhoria da estabilidade transitória da rede.

Esse comportamento poderá ser diferente quando a interligação da usina se der em pontos eletricamente mais fortes. Assim, cada situação deverá requerer análises específicas.

Outro aspecto importante é que o aumento da inércia melhora as condições para a estabilidade transitória, mas dificulta o amortecimento das oscilações eletromecânicas no período pós-falta.

### **Reatância síncrona de eixo em quadratura ( $X_q$ )**

Esse parâmetro mostrou-se importante na definição de menores valores para os ângulos de carga da máquina em condição de regime permanente.

Devido às suas características construtivas, os geradores hidrelétricos, ao contrário dos geradores de usinas térmicas, normalmente apresentam menores valores de  $X_q$ .

### **Reatância transitória de eixo em direto ( $X'_d$ )**

Juntamente com a impedância do sistema de interligação da usina, esse parâmetro contribui para a definição da impedância pós-falta do sistema, tendo, portanto, um papel importante na estabilidade transitória do gerador.

A efetividade de se alterar esse parâmetro para se melhorar a estabilidade transitória do sistema deverá ser sempre considerada juntamente com as características específicas da interligação.

### **Regulador de tensão**

Nas análises mostrou-se muito importante na estabilidade transitória. Entretanto, como em geral esses equipamentos tendem a reduzir o amortecimento e a frequência das oscilações, seu uso deverá sempre ser acompanhado de sistemas estabilizadores, tais como os dispositivos do tipo PSS ( Power System Stabyliser).

Nas análises realizadas para se definir a necessidade de ações para a melhoria da estabilidade transitória dos sistemas não devem ser realizadas sem a consideração dos sistemas de regulação de tensão. Caso contrário, poderão ser definidas ações de custo elevado, cujos resultados poderiam ser obtidos através da especificação e ajuste adequado de reguladores de tensão.

### **Fatores não relevantes para a estabilidade transitória**

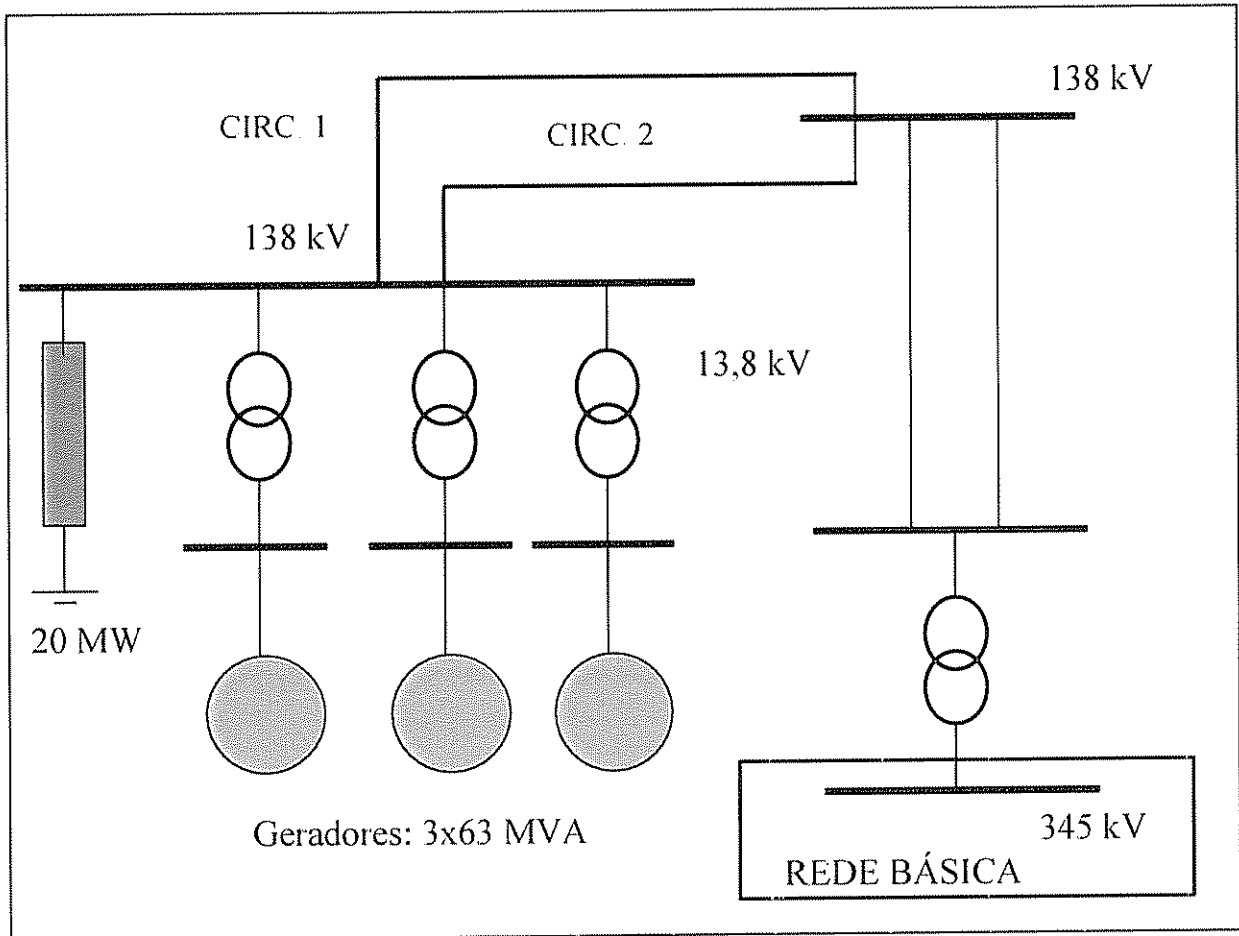
Nas simulações realizadas, a saturação, a reatância síncrona de eixo direto e a constante de tempo transitória de eixo direto não se mostraram efetivos na melhoria da estabilidade transitória.

## **4.3 - SIMULAÇÕES COM SISTEMAS DE GRANDE PORTE**

Foram realizadas simulações considerando-se três casos derivados de situações reais. Por simplicidade, em todas as simulações avaliou-se a estabilidade transitória em relação a uma falta trifásica.

### **Caso A**

Considera uma usina de 190 MVA de potência nominal, sendo 3 máquinas de 63 MVA, interligadas ao sistema elétrico através de duas linhas de 138 kV. A configuração do sistema elétrico está mostrada na figura 4.27.



**Figura 4.27:** Caso A - Usina de 190 MVA interligada em 138 kV.

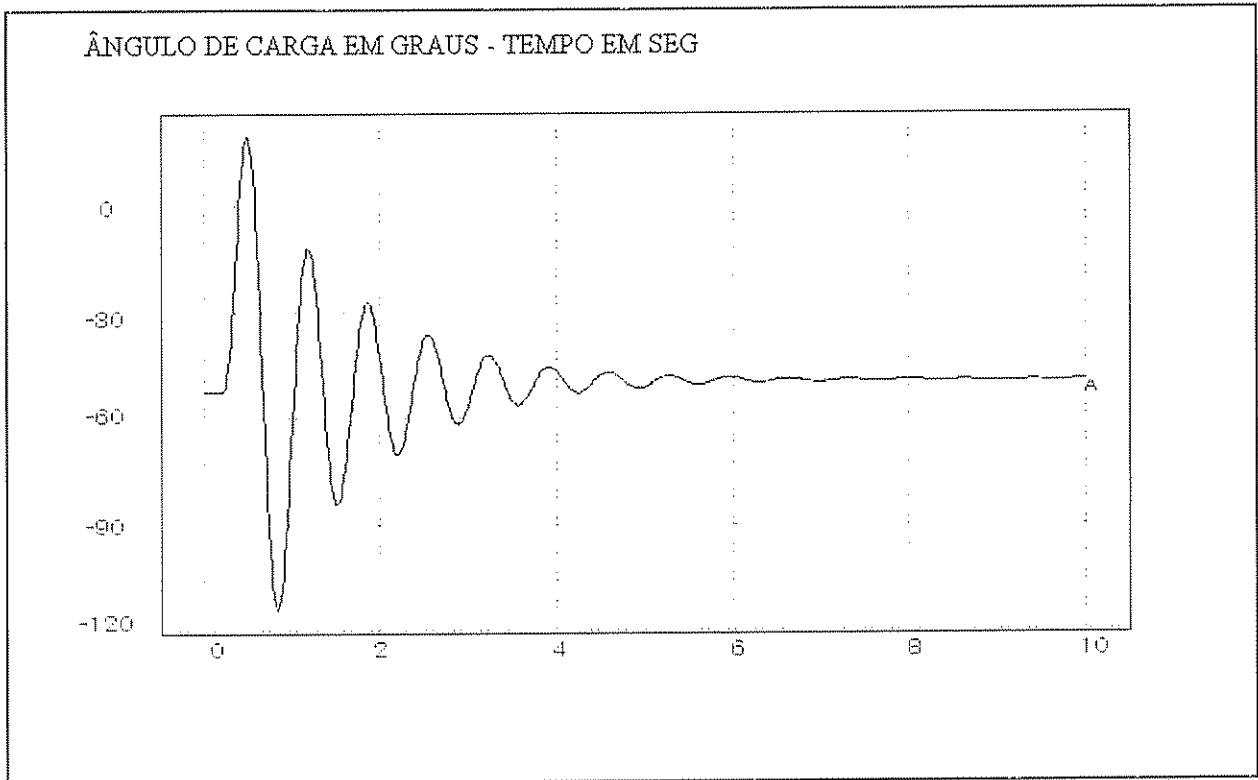
Essa usina está interligada à rede básica através de um eixo composto por duas linhas de 138 kV. Essa configuração é estruturalmente muito semelhante à configuração considerada no item 4.1.

Nas simulações as máquinas foram representadas pelo modelo 2 do ANATEM. Foram representados um regulador de tensão do tipo estático e regulador de velocidade.

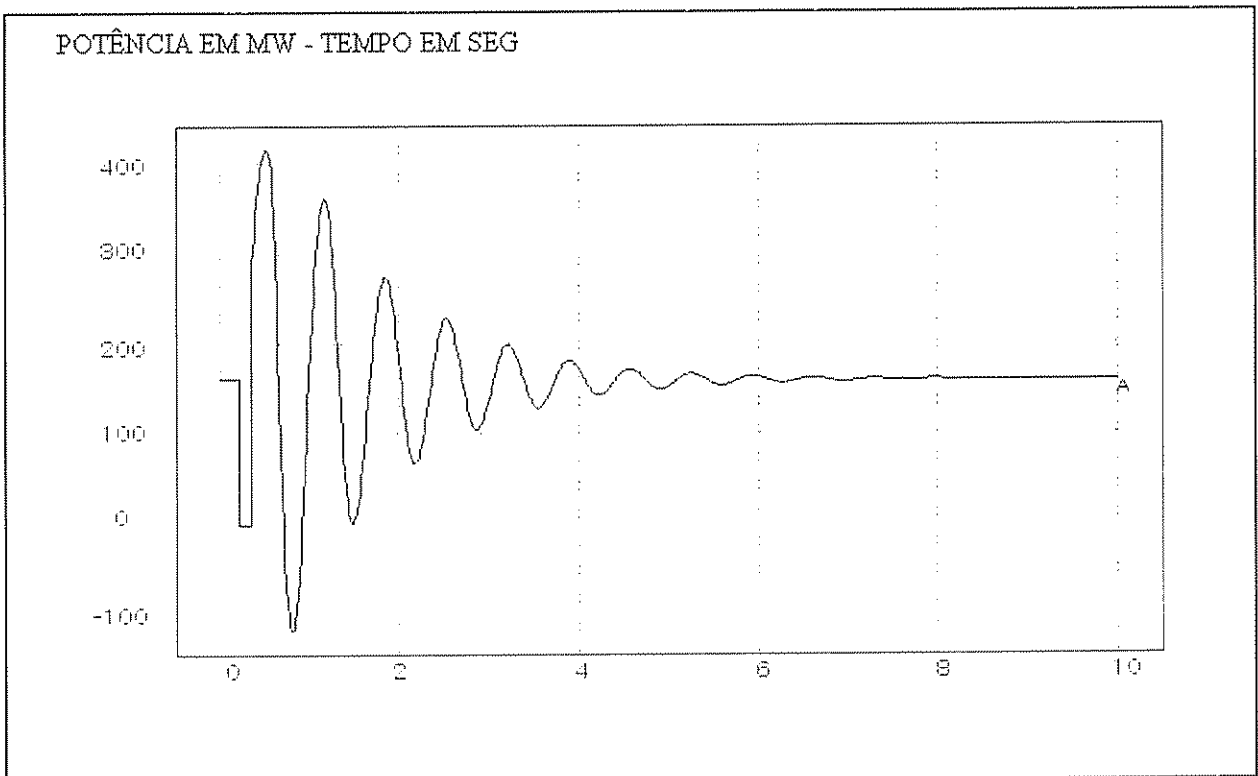
Os dados do sistema de interligação da usina, dos geradores, do sistema de excitação e velocidade considerados nas simulações estão mostrados no apêndice 2.

A contingência mais crítica do ponto de vista da estabilidade transitória é a perda do circuito 2, que apresentou o maior carregamento em regime permanente. Nas simulações a contingência considerada foi o curto trifásico no circuito 2, com uma duração de 150 ms, correspondente a 9 ciclos de 60 Hz. Logo após a eliminação do curto, foi retirado o circuito 2.

Os resultados obtidos estão mostrados nas curvas das figuras 4.28, com as variações do ângulo de carga das máquinas, e 4.29, com as variações de potência elétrica.



**Figura 4.28:** Caso A - Variações do ângulo de carga após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito 2.



**Figura 4.29:** Caso A - Variações da potência elétrica após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito 2.

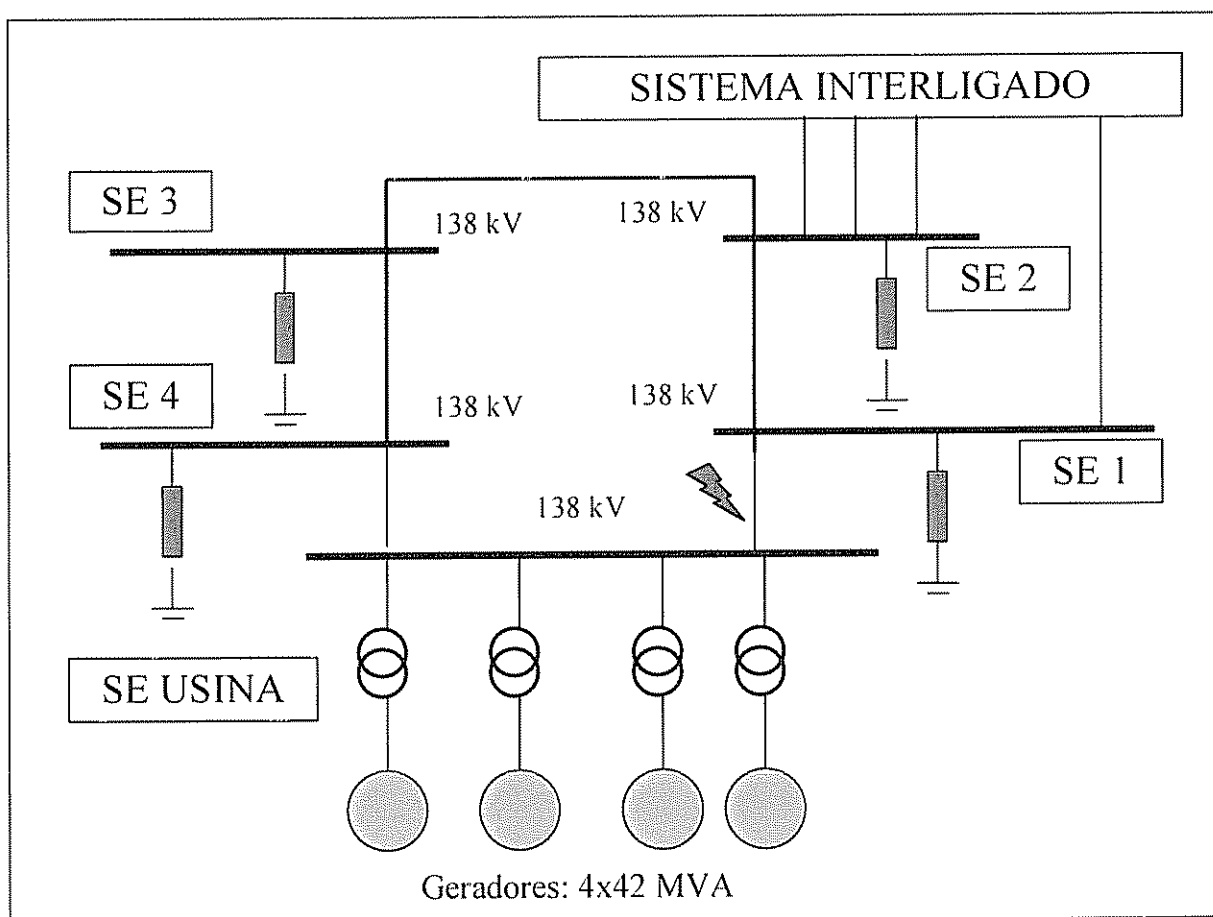
Os resultados mostram que a usina é estável, no tocante à estabilidade transitória. Esse fato era previsível, considerando-se que os circuitos 1 e 2 de interligação da usina são curtos, da ordem de 20 km.

Deve ser destacado que a interligação da usina foi dimensionada com duas linhas a fim de permitir a transmissão da potência máxima em condição normal e não para garantir a estabilidade transitória.

### Caso B

Esse caso considera uma usina com potência nominal de 210 MVA, interligada na tensão de 138 kV a um sistema regional em anel, com 5 máquinas de 42 MVA, sendo 4 delas consideradas em operação.

O sistema de interligação dessa usina está mostrado na figura 4.30.



**Figura 4.30:** Caso B - Usina de 210 MVA interligada em 138 kV. Das 5 máquinas da usina foram representadas apenas 4, sendo uma considerada indisponível. A falta mais crítica é a perda da LT entre a usina e a SE 1.

O sistema ao qual a usina está interligada também é responsável pelo atendimento a uma área urbana com uma carga total da ordem de 70 MW. Destaca-se que na perda

de uma das conexões 138 kV do anel não será possível o escoamento da geração nominal da usina sem a ocorrência de sobrecarga na conexão remanescente.

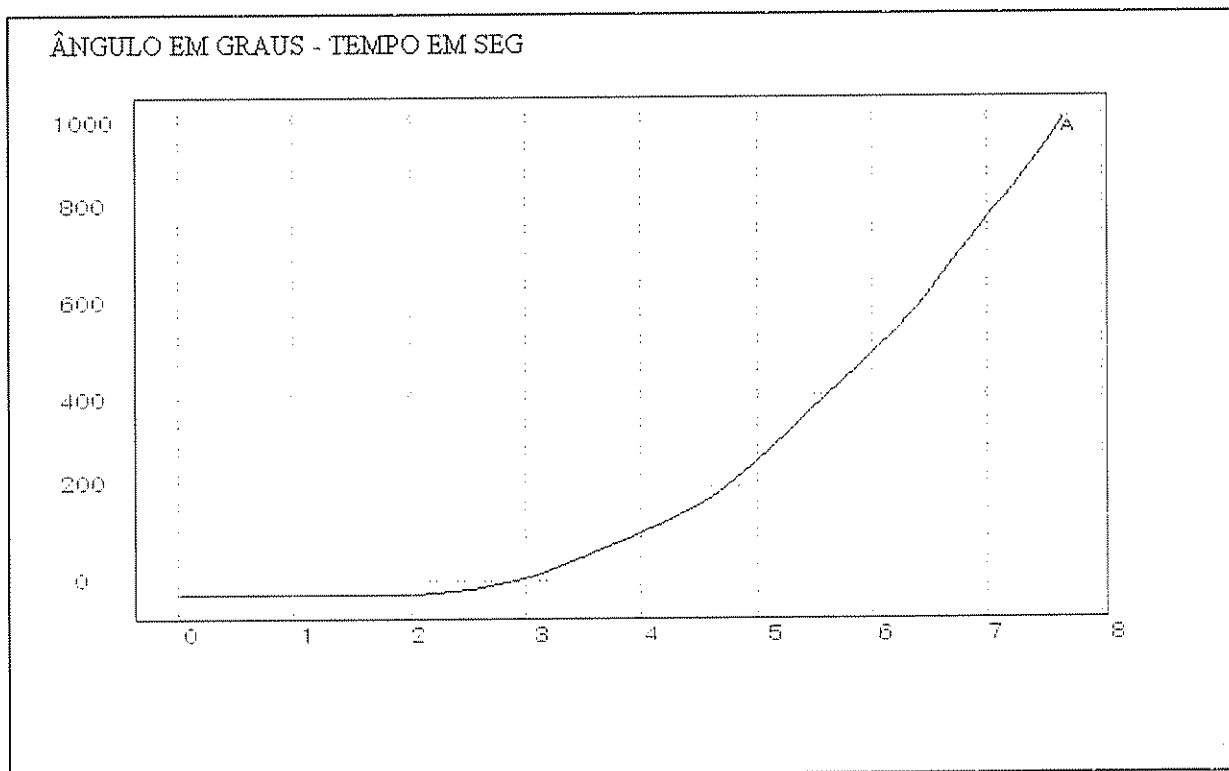
Outro aspecto importante é que a perda da usina não representa nenhum impacto para o suprimento da carga regional. Assim, a estabilidade transitória da usina não é relevante para a confiabilidade do atendimento e só se justifica caso seja necessário manter-se a estabilidade da usina por problemas técnicos da geração.

Nas simulações as máquinas foram representadas pelo modelo 2 do ANATEM. Foram representados o regulador de tensão do tipo estático, incluindo o estabilizador (PSS) e o regulador de velocidade.

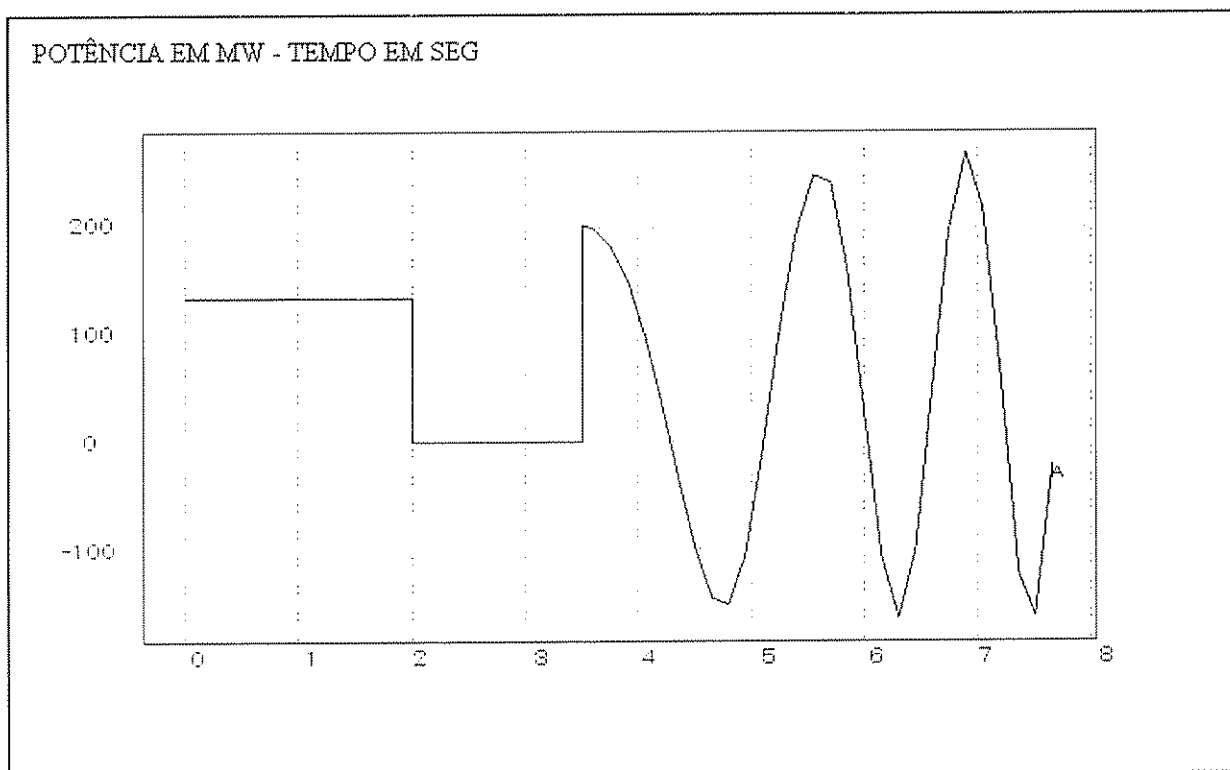
Os dados do sistema de interligação da usina e dos geradores estão mostrados no apêndice 3.

A contingência mais crítica do ponto de vista da estabilidade transitória é a perda do circuito entre a SE Usina e a SE 1, que apresenta o maior carregamento em regime permanente. Nas simulações, a contingência considerada foi o curto trifásico nos terminais da usina, com uma duração de 150 ms, correspondente a 9 ciclos de 60 Hz. Logo após a eliminação do curto, foi retirado o circuito entre a SE Usina e SE 1.

Os resultados obtidos estão mostrados nas curvas das figuras 4.31, com as variações do ângulo de carga das máquinas, e 4.32, com a variação da potência elétrica.



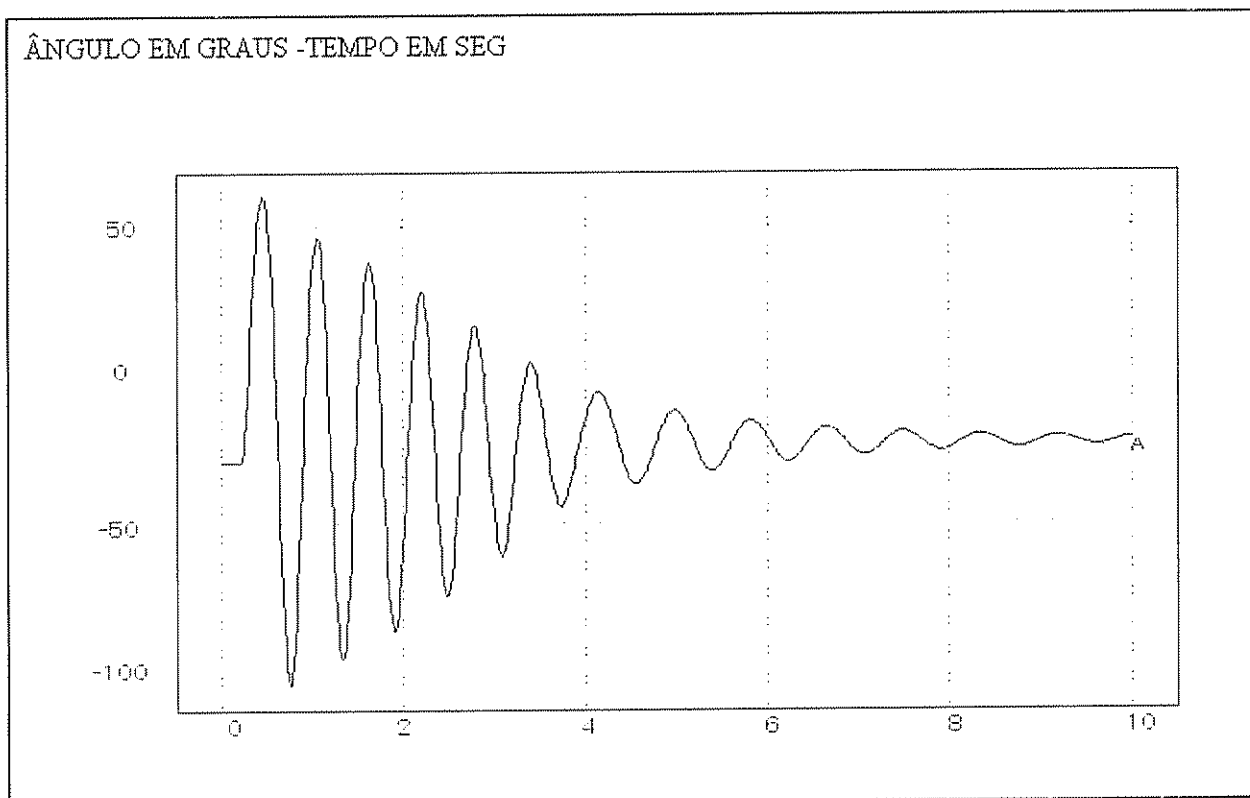
**Figura 4.31:** Caso B - Variações do ângulo de carga após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito entre a usina e a SE 1.



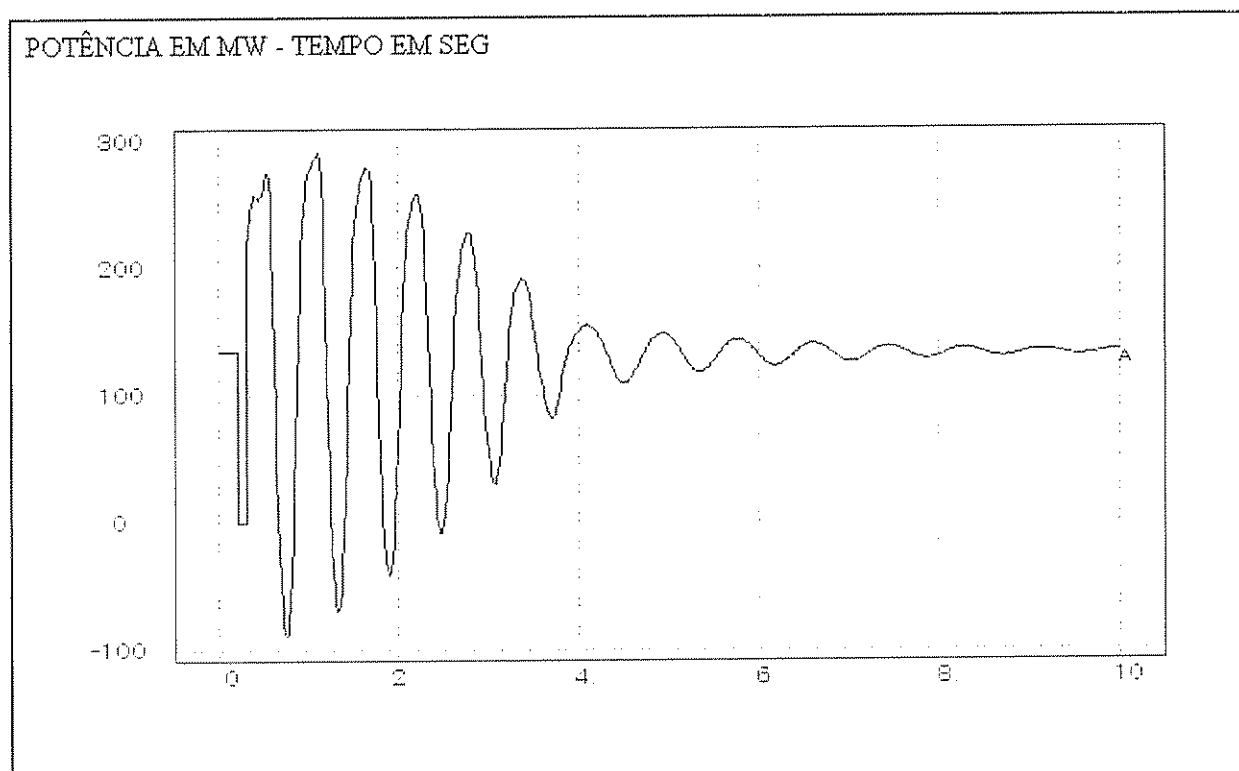
**Figura 4.32:** Caso B - Variações da potência elétrica após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito entre a usina e a SE 1.

Os resultados mostram ser o sistema instável para a contingência analisada. Uma possível solução para se manter a usina em sincronismo, seria a redução do tempo de atuação da proteção de 9 para 6 ciclos.

As figuras 4.33 e 4.34 mostram os resultados para um tempo de abertura de 6 ciclos.



**Figura 4.33:** Caso B - Variações do ângulo de carga após a ocorrência de falta trifásica de 0,096 s (6 ciclos) no circuito entre a usina e a SE 1.



**Figura 4.34:** Caso B - Variações da potência elétrica após a ocorrência de falta trifásica de 0,096 s (6 ciclos) no circuito entre a usina e a SE 1.

Embora estável, o sistema continua apresentando uma resposta fortemente oscilatória. Esse fato pode ser explicado pelo elevado excedente de potência injetado pela usina no eixo remanescente, após a perda do circuito entre a usina e SE 1.

Outro aspecto a ser destacado é que, enquanto as oscilações do ângulo de carga são amortecidas desde os instantes iniciais, as oscilações de potência elétrica se elevam até a segunda oscilação, sendo amortecidas apenas a partir da terceira oscilação. Esse fato pode ser explicado pela atuação do regulador de tensão, que tende a elevar a potência elétrica entregue à rede nos momentos iniciais da oscilação.

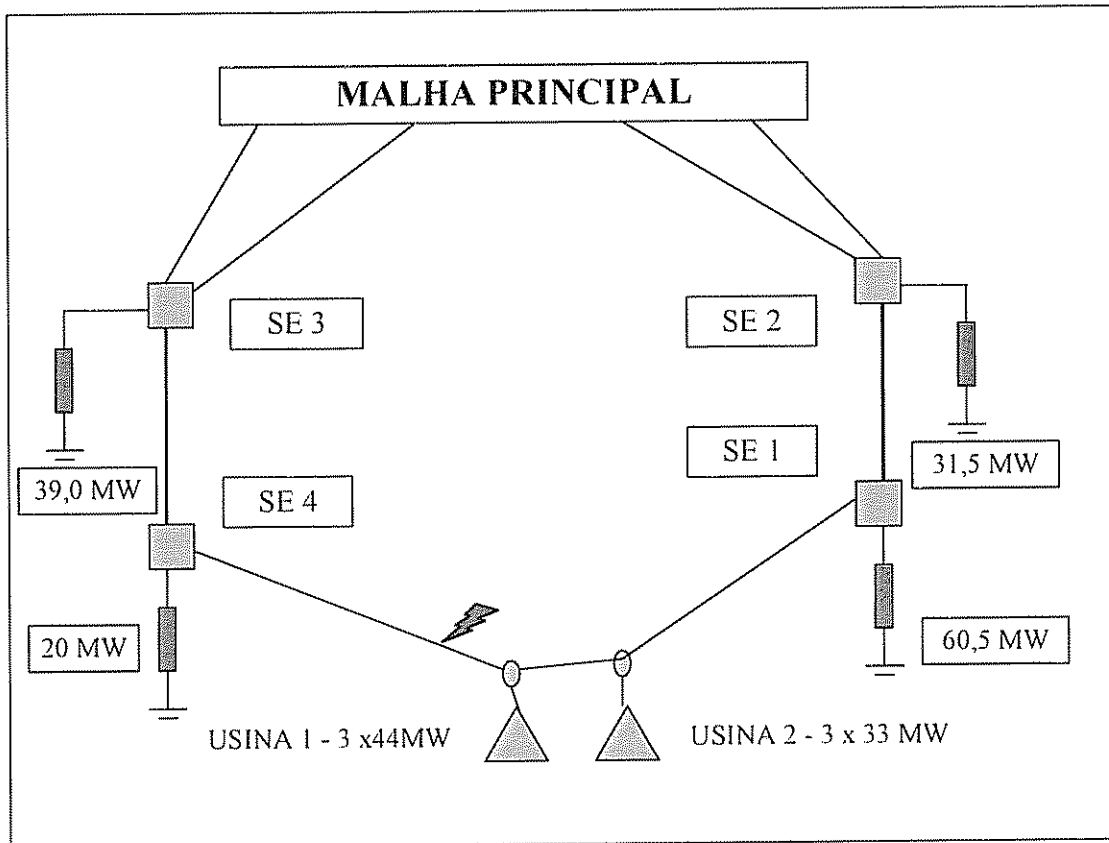
### **Caso C**

Essa situação é a mais crítica dentre os três casos considerados e representa uma das possibilidades de interligação de duas usinas hidráulicas previstas para o sistema elétrico.

Nesse exemplo as usinas são interligadas ao sistema elétrico através de um longo eixo 138 kV, que interliga dois sistemas regionais. Estas usinas deverão ser construídas em um mesmo rio, apresentam potências nominais de 140 e 110 MW e distam entre si de apenas 5km. As linhas de interligação foram consideradas com uma capacidade nominal de 150 MVA cada uma.

Devido ao valor da geração ser muito elevado em relação à capacidade de transporte do sistema de interligação, em caso de contingência nas linhas deverão ser desligadas algumas unidades geradoras, para evitar sobrecarga nos eixos. Além disso, a ocorrência de falta em algumas linhas de interligação das usinas provoca a perda de sincronismo.

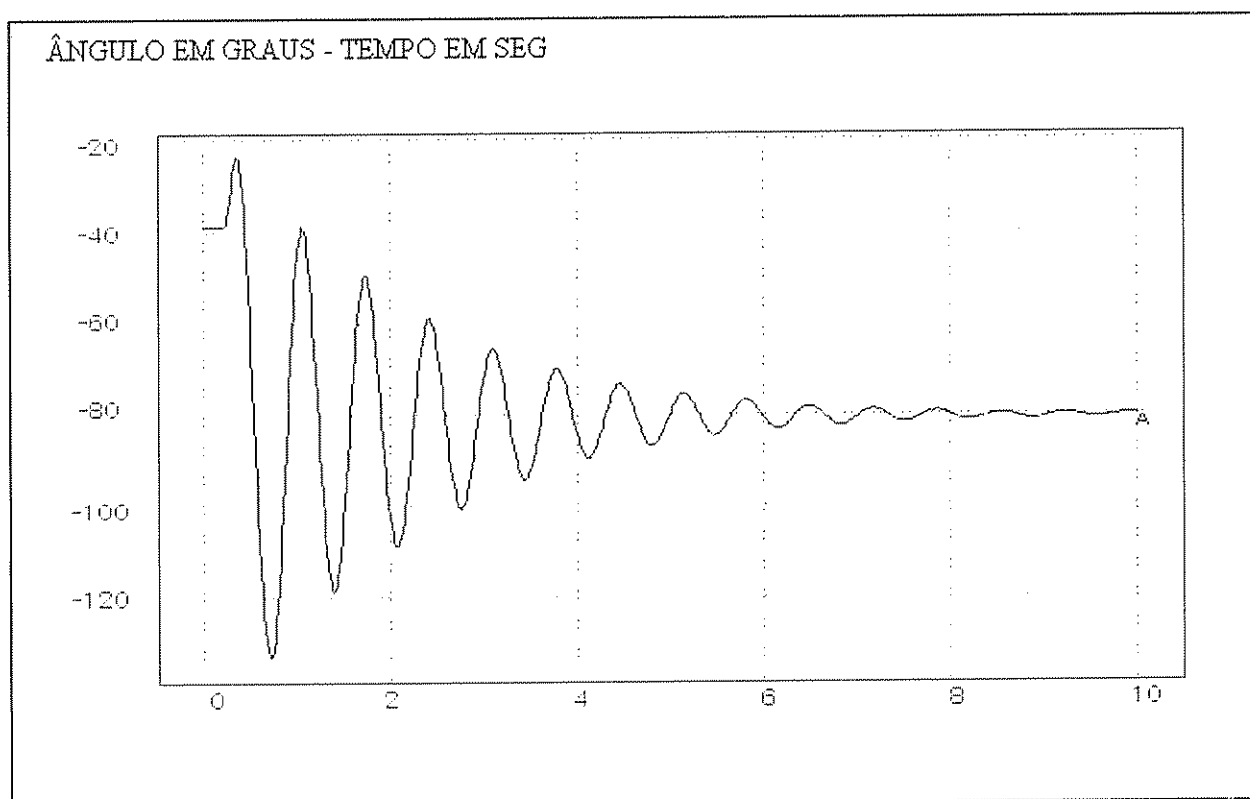
O sistema de interligação dessa usina está mostrado na figura 4.35.



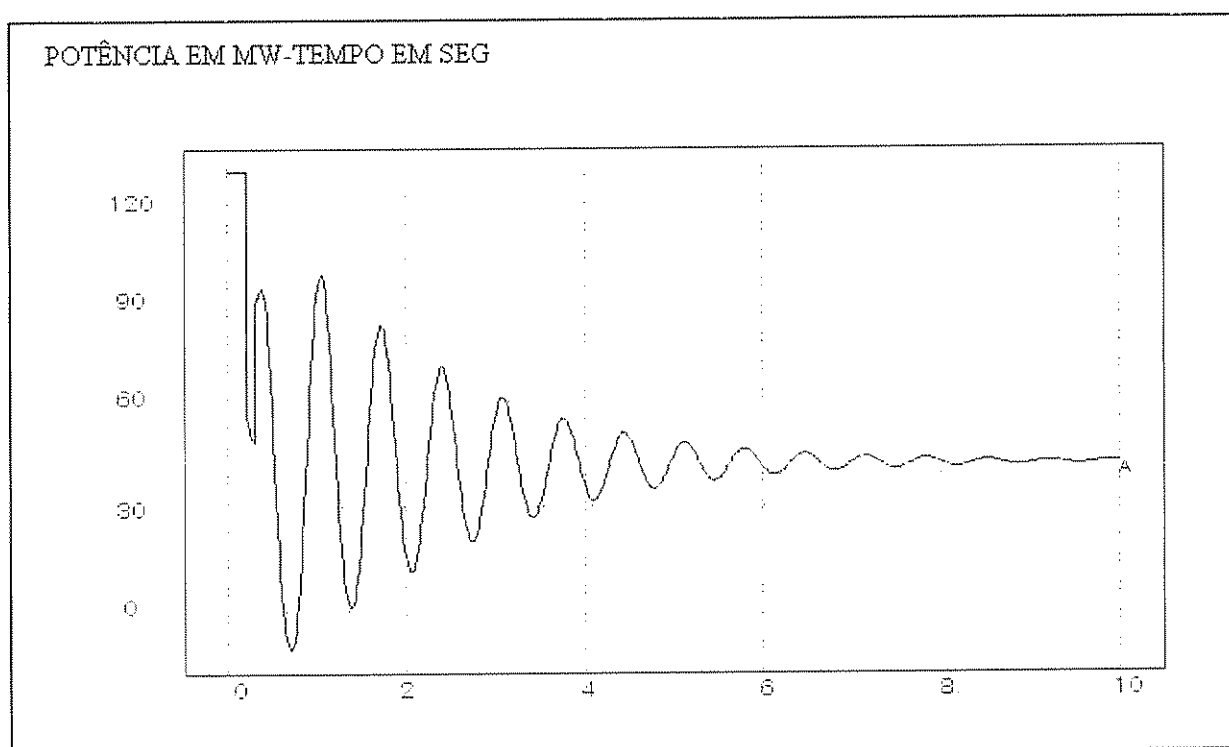
**Figura 4.35:** Caso C - Sistema regional com duas usinas interligadas (110 +140 MW).

Um sistema de interligação desse tipo é bastante precário do ponto de vista da estabilidade transitória. A contingência mais séria é a perda da LT entre a usina 1 e a SE 4, que foi considerada nas simulações. Nas simulações foi considerada a perda dos circuitos 1 e 2. Os resultados estão mostrados nas curvas de tensão e potência das figuras 4.36 e 4.37.

Devido à fragilidade do sistema de interligação das usinas, nesse caso poderá haver uma degradação da qualidade de fornecimento dos sistemas regionais. Para se evitar o corte de carga após a ocorrência da falta, foram retiradas duas máquinas da usina 1, e desligada toda a geração da usina 2. Assim, para se conservar o sincronismo das máquinas, foi mantida apenas uma máquina de 44 MW da usina 1.



**Figura 4.36:** Caso C - Variações do ângulo de carga após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito entre a usina 1 ( 140 MW) e a SE 4.



**Figura 4.37:** Caso B - Variações da potência elétrica após a ocorrência de falta trifásica de 0,15 s no circuito entre a usina 1 ( 140 MW) e a SE 4.

Os exemplos analisados mostram que, para se avaliar a interligação de usinas a sistemas regionais, deve-se inicialmente definir os critérios de estabilidade a serem aplicados, a partir das características específicas do sistema regional de subtransmissão e de seus requisitos de qualidade de atendimento, conforme estabelecido pela legislação existente, bem como os impactos da perda da geração da usina sobre a carga regional.

Definidos os padrões adequados de estabilidade transitória requeridos para a interligação, são realizados os estudos de estabilidade transitória para se avaliar a adequação dos parâmetros da máquina, dos sistema de controle de tensão e estabilizadores, bem como a adequação da solução de integração da usina ao sistema elétrico.

Caso os requisitos de estabilidade do sistema considerado não estejam sendo atendidos, deverá ser formulada uma solução, dentre as várias alternativas possíveis para se obter a estabilidade do sistema.

A solução proposta, sejam alterações nos parâmetros da máquina, modificações no sistema de controle, na filosofia de proteção ou alterações no sistema de interligação, ou combinações dessas soluções deverá sempre ser definida a partir de análises técnicas e econômicas.

Caso contrário, corre-se o risco de se definir a instalação de sistemas de interligação redundantes e onerosos, ou se recomendar alterações desnecessárias na especificação das máquinas encarecendo o projeto, penalizando o negócio de geração e mesmo a sociedade como um todo.

## CAPÍTULO 5 – ASPECTOS DE PROJETO DE MÁQUINAS

Nesse capítulo são abordados os seguintes temas:

- Características específicas das centrais térmicas e hidrelétricas;
- Procedimentos básicos de projeto;
- Cálculo dos parâmetros eletromecânicos da máquina relevantes para a estabilidade transitória;
- Custos das máquinas síncronas;
- Impacto nos custos;
- Conclusões.

### 5.1 ESPECIFICIDADES DAS CENTRAIS TÉRMICAS E HIDRELÉTRICAS

Ao se considerar a possibilidade de alterações de parâmetros de máquinas síncronas, é importante avaliar-se o nível de flexibilidade existente para tais alterações.

No caso de centrais térmicas ou a gás, existe um grau de padronização muito grande, visando a melhoria de cada projeto. A padronização favorece os ganhos de escala e o aumento da competitividade dos produtos no mercado internacional. Nesse caso, o projeto dos geradores é ajustado à central geradora, incluindo o gerador, as turbinas e as caldeiras.

Dessa forma a flexibilidade para se alterar parâmetros de geradores de centrais elétricas é muito reduzida. Assim, em condições normais, a única estratégia viável para se preservar a estabilidade do sistema elétrico é a definição adequada e cuidadosa do sistema de integração e da proteção da usina e da especificação e ajuste do sistema de controle de excitação e velocidade.

Entretanto, via de regra as centrais térmicas são construídas próximas a centros de carga compatíveis com sua capacidade de geração, normalmente atendidos por sistemas elétricos mais robustos e confiáveis, fatores que atuam para reduzir a possibilidade de ocorrência de problemas de estabilidade transitória.

No caso das centrais hidrelétricas, as características do projeto, tais como a potência e a velocidade de rotação do eixo, devem ser definidas em função das características de cada aproveitamento. Existe uma maior separação entre os projetos da turbina e do gerador. Dessa forma, os geradores de aproveitamentos hidrelétricos permitem uma flexibilidade muito maior no tocante a ajustes nos parâmetros eletromecânicos.

Os projetos hidrelétricos, são em geral implantados em locais distantes da carga, e requerem extensos sistemas de interligação. Ressalta-se que, principalmente no caso

de projetos de médio porte (algumas dezenas de MW), freqüentemente essas máquinas são interligadas a sistemas elétricos radiais e com baixos níveis de curto-circuito.

Nessas condições, podem ser necessários reforços no sistema elétrico ou alteração de parâmetros tais como a constante de inércia ou as reatâncias das máquinas.

Em outras situações, devido à robustez do sistema, torna-se possível a adoção de premissas menos conservativas em relação aos parâmetros elétricos e mecânicos da máquina, reduzindo-se o custo dos projetos. Essa questão é discutida em [Leite99].

Destaca-se que a geração hidrelétrica, que responde por cerca de 90% da geração no sistema elétrico brasileiro, deverá representar ainda por muito tempo uma parcela significativa da expansão da geração.

Por todos esses motivos, nesse trabalho buscou-se um aprofundamento maior nas questões relativas às usinas hidrelétricas.

## **5.2 PRINCÍPIOS BÁSICOS DE PROJETO DE MÁQUINAS SÍNCRONAS**

A seguir estão descritos, de forma sucinta, alguns dos princípios básicos de projeto de máquinas. Para esse item as referências principais foram, dentre outras, [Ames90], [Chalmers91], [Siskind54] e [Honsinger87], além de informações obtidas junto a fabricantes e profissionais da área.

### **5.2.1 - Definição das dimensões físicas da máquina síncrona**

Nos aproveitamentos hidrelétricos, a definição da potência nominal a ser gerada, do número de máquinas a ser instalado e a velocidade de rotação mecânica é feita em grande parte em função do projeto da turbina.

Como consequência, o número de pólos é determinado a fim de se compatibilizar a freqüência da rede e a faixa de rotações mecânicas admitidas no eixo. Como nos aproveitamentos hidrelétricos a velocidade no eixo é normalmente muito menor que a velocidade síncrona, nesse caso os geradores são projetados com um grande número de pólos.

Sob determinadas condições de aquecimento, a potência de saída da máquina é aproximadamente proporcional ao produto do volume ativo do rotor e à velocidade de rotação.

O parâmetro que relaciona essas grandezas é normalmente conhecido como saída específica, ou coeficiente de saída e pode ser dado pela expressão [Chalmers91]:

$$C = \frac{P_e}{\omega_s D^2 L_{la}} \quad (5.1)$$

Onde:

D = diâmetro do rotor (m);

$L_{la}$  = comprimento líquido da armadura, não incluindo o comprimento correspondente aos dutos radiais de ventilação (m);

$P_e$  = potência no entreferro (W);

$\omega_s$  = velocidade mecânica síncrona (rad mec./s);

Considerando-se que o volume da máquina está diretamente relacionado ao produto  $D^2 L_{la}$ , pode-se concluir que C relaciona o conjugado nominal com o volume de máquina. Assim, maiores valores de C correspondem a uma melhor utilização do ferro na construção da máquina.

Devido à melhor utilização dos materiais e à maior facilidade de refrigeração em geradores de grande porte, com grandes diâmetros e normalmente dotados de grandes ventiladores, em alguns projetos o expoente associado ao diâmetros pode ser elevado de 2 para 2,3 a 2,6 [Ames90].

Em [Honsinger87] é apresentada uma outra expressão para a saída específica, considerando o efeito das densidades de corrente e de fluxo no entreferro. Entretanto, para os objetos do trabalho, será utilizada a formulação anterior, semelhante à formulação adotada por [Ames90] e [Siskind54].

Da expressão 5.1 conclui-se que o volume útil da máquina pode ser definido a partir dos valores desejados da velocidade de rotação mecânica, potência elétrica de saída, saída específica e temperatura de aquecimento.

A partir do volume útil do entreferro define-se o diâmetro e a extensão do rotor e o diâmetros interno aproximado da armadura. Muitos fabricantes apresentam séries padronizadas para as medidas e formatos das chapas de aço utilizadas na montagem do rotor e do estator. Assim, o diâmetro do rotor deve ser escolhido dentro de um dos padrões disponíveis de cada fabricante mais próximos do valor calculado.

Por razões técnicas, incluindo a melhoria da ventilação, normalmente são preferíveis máquinas com diâmetros maiores.

O principal fator limitante para o diâmetro das máquinas é a velocidade periférica máxima admissível. Esse limite é da ordem de 150 a 200 m/s, dependendo da qualidade do aço [Pitta89], e é estabelecido pela necessidade de se manter a integridade mecânica do rotor quando ocorrer o disparo da máquina. Deve ser destacado que o custo do aço cresce com sua qualidade.

Uma vez definido o diâmetro da máquina, define-se o comprimento, atendendo aos requisitos de potência do projeto.

O momento de inércia em relação ao eixo de simetria de um cilindro de densidade constante, diâmetro  $D$  e massa  $M$  é diretamente proporcional à massa, e ao quadrado do diâmetro, de acordo com a seguinte expressão:

$$J = \frac{M D^2}{4} \quad (5.2)$$

A constante de inércia  $H$  de uma máquina é dada pela expressão:

$$H = \frac{1}{2} \cdot \frac{J \omega_s^2}{4 p^2 S_{3\phi}} \quad (5.3)$$

Considerando-se o rotor de um gerador um cilindro de densidade constante, pode-se escrever:

$$H = \left( \frac{M \omega_m^2}{4 S_{3\phi}} \right) D^2 \quad (5.4)$$

Para a definição da inércia de uma máquina em hidrelétricas, é necessário levar-se em consideração o valor da sobrevelocidade máxima permitida e um tempo mínimo para a interrupção do fluxo de água, limitando os esforços devidos ao golpe de aríete a valores admissíveis para os dutos [Caselato79] e [Pitta89]. Em máquinas hidráulicas, esse valor, estabelecido em função das características da turbina, é da ordem de 50% da velocidade de rotação nominal das máquinas.

Entende-se por sobrevelocidade máxima o valor adicional atingido pela máquina, durante o tempo necessário para o regulador de velocidade fechar as palhetas do distribuidor e cortar a alimentação da turbina, em uma situação de rejeição de carga. Esse parâmetro difere, portanto, da velocidade de disparo, que constitui um limite de rotação acima do qual seria ameaçada a integridade mecânica da turbina e do gerador. Assim, sob o ponto de vista mecânico, o valor da inércia é importante para se limitar a taxa de crescimento da velocidade da máquina.

Após a definição preliminar da inércia, são avaliados os requisitos da máquina em função da estabilidade transitória. Em algumas condições esse valor poderá se tornar elevado, superando os requisitos estabelecidos pela necessidade de limitação da taxa de crescimento da velocidade da máquina em rejeição de carga.

[Pitta89] destaca ainda que a máquina será tanto mais econômica quanto mais sua inércia se aproximar do valor "natural" estabelecido no projeto. Quando não existem restrições relacionadas à inércia da máquina, torna-se maior a flexibilidade para se identificar soluções de menor custo para o projeto da máquina.

### 5.2.2 - Carga específica na Armadura

A carga específica  $q$  é definida como o quociente do número de ampère-espiras da armadura pelo comprimento da circunferência do entreferro e representa uma medida da densidade linear de corrente na armadura. Esse parâmetro pode ser definido da seguinte forma [Siskind54]:

$$q = \frac{n_s c_s I_{cond}}{\tau} \quad (5.5)$$

onde:

- $n_s$  = número de ranhuras por pólo;
- $c_s$  = número de condutores por ranhura;
- $I_{cond}$  = Corrente por condutor;
- $\tau$  = Passo polar.

O parâmetro  $q$  é dado em ampères por unidade de comprimento e depende das condições de refrigeração da máquina. Ele varia dentro de uma faixa de 50.000 a 75.000 A/mm, com um valor típico de 63.000 A/mm. Em alguns casos pode assumir valores mais altos, como no caso de Itaipú, com 81.000 A/mm, onde a máquina é refrigerada por água.

Para se elevar os valores da carga específica  $q$ , é necessário aumentar-se o número de condutores por ranhura,  $c_s$ , e também a seção da ranhura. Entretanto, isso pode trazer alterações nos parâmetros eletromagnéticos, nas condições de refrigeração e nas características físicas da máquina.

Aumentos muito grandes na profundidade das ranhuras podem elevar as indutâncias de dispersão, provocar a saturação do campo magnético nos dentes ou mesmo tornar necessário um aumento do diâmetro externo da armadura para preservar sua robustez mecânica.

Caso se opte pelo alargamento das ranhuras, poderá ocorrer uma redução no fluxo de dispersão na ranhura e aumento da densidade de fluxo nos dentes.

No caso do aumento puro e simples da densidade de corrente nas seções de cobre, ocorrerá o aumento das perdas elétricas, requerendo uma melhoria das condições de refrigeração da máquina, com perda do rendimento.

### 5.2.3 - Carga magnética

A carga magnética  $B_{max}$  determina os requisitos de magnetização e pode variar dentro de uma faixa restrita. É normalmente definida como uma medida da densidade de fluxo no entreferro, seja na forma de uma média, seja como uma densidade máxima, como é feito nesse trabalho.

O limite superior da carga magnética é determinado pela saturação de partes do circuito magnético, principalmente em máquinas de pólos salientes. Um valor elevado de  $B_{max}$  requer dentes mais largos, o que torna necessário reduzir-se a largura e aumentar a profundidade das ranhuras.

Valores mais elevados de  $B_{max}$  resultam em maiores perdas no ferro e requerem um aumento da fmm de excitação.

A carga específica e a carga magnética competem por espaço na armadura. A redução de uma significa o aumento da outra. A solução de compromisso vai depender dos custos relativos do ferro e do cobre. Considerando-se que os custos do cobre são mais elevados, a solução de projeto mais comum consiste em economizar cobre, elevando a carga magnética e reduzindo-se a carga específica. Entretanto essa relação está sempre sujeita a variações, impostas pelo mercado nacional e internacional.

#### 5.2.4 - Definição inicial das características básicas do projeto

Definida a proporção entre a carga específica e a carga magnética, a qual fornece o fluxo por pólo [Ames90], pode-se calcular o número de condutores por fase compatível com o fluxo requerido.

A expressão é:

$$V_{ph} = 2,2 \times k_w \times f \times c_{ph} \times \lambda_{polo} \quad (5.6)$$

Na expressão:

$k_w$  = fator de passo no enrolamento;

$c_{ph}$  = condutores por fase;

$f$  = frequência em Hertz;

$\lambda_{polo}$  = fluxo por pólo em Webber;

$V_{ph}$  = Tensão por fase em Volts.

A partir do número de condutores por fase, deve-se definir o número de ranhuras, de forma a se obter um enrolamento balanceado. O número de ranhuras deve ser tal que permita um tamanho adequado da ranhura e, ao mesmo tempo, permita acomodar adequadamente os condutores.

O número de ranhuras não deve ser muito elevado, para que elas não se tornem muito estreitas. Caso isso corra, devido à espessura do isolamento, o espaço destinado ao cobre pode se tornar excessivamente reduzido.

Por outro lado, um aumento muito grande na largura da ranhura, se por um lado favorece o aumento da seção do cobre, por outro pode dificultar as condições de refrigeração, devido à resistência elevada ao fluxo térmico nas camadas de isolante.

O valor mínimo para o comprimento do entreferro deverá ser definido a partir de considerações mecânicas, levando em conta que esse valor deverá permitir condições de operação normal e sob curto-circuito.

Entretanto, a fim de evitar que a reatância síncrona atinja valores muito elevados, esse valor deverá ser aumentado. Destaca-se que valores muito reduzidos de entreferro elevam as perdas localizadas e tornam as máquinas muito sensíveis a pequenos desvios em relação às medidas de projeto.

A reatância de dispersão do estator e a reatância subtransitória são afetadas pelo número de ranhuras por pólo. Quanto maior o número de ranhuras por pólo, menores serão estas reatâncias.

A partir de uma definição preliminar do fluxo, do número de pólos e dos condutores por fase, pode-se avaliar a adequação das densidades de fluxo em todas as partes do circuito magnético. Densidades excessivas devem ser evitadas, pois podem aumentar as perdas na armadura ou, se ocorrerem no núcleo polar, tornar necessária uma maior  $fmm$  de excitação no campo.

Uma vez constatado que as densidades de fluxo no circuito magnético sejam satisfatórias, poderá ser levantada a curva de magnetização da máquina. Essa curva poderá ser inicialmente a curva fornecida pelo fabricante do aço. Nesse estágio é importante dimensionar-se a excitação para condição de plena carga, a fim de avaliar-se os fluxos de dispersão, e a densidade de fluxo na porção do núcleo mais próxima à conexão do núcleo do enrolamento de campo com o cubo do rotor.

A partir dos valores de  $q$ , a  $fmm$  de armadura, em ampéres-espiras por pólo, pode ser calculada de forma preliminar pela seguinte expressão:

$$fmm_a = 0,44 q \tau \quad (5.7)$$

A  $fmm$  do campo para plena carga pode ser obtida a partir da  $fmm_a$ . Em seguida, poderão ser checados os fluxos de dispersão entre os pólos.

No passo seguinte poderão ser calculados os valores das reatâncias de dispersão, subtransitória, transitória e síncrona, e se avaliar os impactos desses valores sobre o desempenho da máquina.

### 5.2.5 - Considerações sobre as perdas na máquina

Nesse estágio é importante uma avaliação preliminar das perdas na máquina. Essa análise permite uma comparação dos valores esperados de perdas com os valores verificados em máquinas de projeto e dimensões semelhantes. Dessa forma torna-se

possível uma avaliação preliminar dos níveis de desempenho da máquina sob esse aspecto.

Supondo que todos os testes de desempenho tenham apresentado resultados satisfatórios, poderão ser feitas modificações em aspectos da máquina que não tenham se mostrado adequados.

Um dos principais fatores que limitam as dimensões físicas da máquina é o equilíbrio entre a quantidade de calor gerado internamente pelas perdas e a capacidade de dissipação da máquina. O equilíbrio entre estes dois fatores permite que a temperatura dos vários componentes não ultrapasse os limites térmicos dos materiais.

A temperatura permitida nas várias partes dos enrolamentos depende da classe do isolamento usado. Nas partes mais próximas aos enrolamentos, o limite de temperatura depende do quanto estes poderão ser afetados.

Em componentes tais como os mancais, os limites de temperatura dependem sobretudo do tipo de mancal e da temperatura máxima de trabalho do lubrificante utilizado.

Do ponto de vista térmico, o projetista deve utilizar duas estratégias distintas. Em um primeiro momento deve, tendo em vista critérios econômicos, evitar todas as perdas não essenciais. No segundo momento, deve assegurar que os limites de temperatura dos vários componentes da máquina não sejam atingidos.

### 5.3 CÁLCULO DAS REATÂNCIAS DA MÁQUINA SÍNCRONA

Nesse item são apresentadas algumas relações entre as características físicas das máquinas e as reatâncias de dispersão. Em seguida são estabelecidas relações entre as reatâncias da máquina utilizadas na modelagem em estudos de estabilidade e as dimensões físicas.

Esse conhecimento é importante para se estabelecer um relacionamento entre as características de projeto, custo e os parâmetros de simulação propriamente ditos.

Nos últimos anos surgiram muitos trabalhos nesse campo, no Brasil e no exterior. Esses trabalhos, de uma forma geral, consideram técnicas de modelagem baseadas no método dos elementos finitos. Nessa linha, dentre muitos outros, podemos citar os trabalhos de [Dougherty81], [Cardoso93], [Sadowski95] e [Ribeiro97]. Entretanto, na maior parte das vezes os projetistas de máquina utilizam relações analíticas, desenvolvidas há muitos anos e que continuam sendo utilizadas, incorporando o resultado de experiências e medições de campo. As técnicas de cálculo de campo só são incorporadas na fase de ajuste fino dos cálculos de projeto.

Dados os objetivos desse trabalho, as formas tradicionais de cálculo foram consideradas adequadas.

Assim, foram utilizadas como referências principais [Kilgore31], [Kilgore35], [Say83], [Krause86], [Ames90] e [Chalmers91], além de informações de fabricantes e profissionais da área.

### 5.3.1 Indutâncias de eixo direto e em quadratura

Para o cálculo das reatâncias da armadura de eixo direto e em quadratura será considerada a abordagem dada por [Krause86].

Considere-se uma máquina síncrona trifásica, pólos salientes, com distribuição de fmm da armadura senoidal, dois pólos, com  $n$  condutores por pólo por fase, passo do enrolamento igual ao passo polar e desconsidere-se o efeito da saturação.

Considere-se ainda que a largura do entreferro dessa máquina varie de acordo com o ângulo entre o eixo de simetria dos enrolamentos da armadura correspondente à fase  $a$  e o eixo de simetria do campo de acordo com a seguinte expressão:

$$g(\Phi_s) = \frac{1}{a_1 - a_2 \cos(2\Phi_s)} \quad (5.8)$$

Nessas condições as indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos do estator podem ser calculadas a partir das seguintes expressões:

$$L_{s1} = \left( \frac{N_s}{2} \right)^2 \pi \mu_o r l a_1 \quad (5.9)$$

$$L_{s2} = \frac{1}{2} \left( \frac{N_s}{2} \right)^2 \pi \mu_o r l a_2 \quad (5.10)$$

$$L_{sft} = \left( \frac{N_s}{2} \right) \left( \frac{N_f}{2} \right) \pi \mu_o r l \left( a_1 + \frac{a_2}{2} \right) \quad (5.11)$$

$$L_{mft} = \left( \frac{N_f}{2} \right)^2 \pi \mu_o r l \left( a_1 + \frac{a_2}{2} \right) \quad (5.12)$$

A partir destas expressões, pode-se escrever os valores das indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos do estator da seguinte forma:

Indutâncias próprias

$$L_{aa} = L_l + L_A - L_B \cos(2\theta) \quad (5.13)$$

$$L_{bb} = L_l + L_A - L_B \cos 2 \left( \theta - \frac{2\pi}{3} \right) \quad (5.14)$$

$$L_{cc} = L_l + L_A - L_B \cos 2 \left( \theta + \frac{2\pi}{3} \right) \quad (5.15)$$

Indutâncias mútuas do estator

$$L_{ab} = \frac{1}{2} L_A - L_B \cos 2 \left( \theta - \frac{\pi}{3} \right) \quad (5.16)$$

$$L_{ac} = \frac{1}{2} L_A - L_B \cos 2 \left( \theta + \frac{\pi}{3} \right) \quad (5.17)$$

$$L_{bc} = \frac{1}{2} L_A - L_B \cos 2 \left( \theta + \pi \right) \quad (5.18)$$

Indutâncias mútuas estator - rotor

$$L_{aF} = L_{sfd} \sin(\theta) \quad (5.19)$$

$$L_{bF} = L_{sfd} \sin \left( \theta - \frac{2\pi}{3} \right) \quad (5.20)$$

$$L_{cF} = L_{sfd} \sin \left( \theta + \frac{2\pi}{3} \right) \quad (5.21)$$

$$L_{FF} = L_{lF} + L_{mfd} \quad (5.22)$$

Essas expressões são semelhantes às expressões propostas para o valor das indutâncias dos enrolamentos das máquinas no capítulo 3. As indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos de estator apresentam um termo constante e outro variável em função do ângulo dentre os eixos dos enrolamentos e do rotor.

Aplicando-se a transformação de Park, as indutâncias de estator serão:

$$L_d = L_l + L_A + \frac{3}{2} L_B \quad (5.23)$$

$$L_q = L_l + L_A - \frac{3}{2} L_B \quad (5.24)$$

$$L_0 = L_l \quad (5.25)$$

Observa-se que uma redução em  $a_1$  e  $a_2$ , corresponde a um aumento no entreferro, e provoca uma redução em  $L_d$  e  $L_q$ , bem como uma redução nos valores da indutância de magnetização  $L_{mf}$ . Caso o entreferro seja aumentado, para se manter constante o campo magnético gerado pelo enrolamento de campo é necessário aumentar-se a fmm de excitação, seja elevando o número de espiras, seja elevando o valor da corrente ou aumentando as dimensões do enrolamento de campo.

A redução do número de espiras por fase no enrolamento do estator também provoca uma redução, na proporção do quadrado da alteração, nos valores de todas as reatâncias próprias e mútuas nos enrolamentos de estator.

Observa-se que, ao se reduzir o número de espiras do estator, ocorre também uma redução da reatância de magnetização no rotor. Assim, para se manter o valor do campo, torna-se necessária uma redução no entreferro ou o aumento do número de espiras do enrolamento de campo, ou uma elevação da corrente de excitação, de forma a compensar o efeito de redução do número de espiras do estator.

Caso se decida elevar-se o valor de  $L_d$  e  $L_q$ , através do aumento do número de espiras do enrolamento de estator, poderá tornar-se necessário um aumento das dimensões da ranhura, com redução da seção dos dentes, provocando um aumento das perdas no ferro, bem como maiores gastos com cobre e isolamento na armadura.

### 5.3.2 Indutâncias de dispersão na armadura

Esses parâmetros tem efeito mais pronunciado durante os transitórios da máquina, uma vez que nessas condições sobressaem os efeitos dos enrolamentos amortecedores. Normalmente, os valores das reatâncias de dispersão de armadura variam na faixa de 0,05 a 0,15 pu [Ames90].

A partir do trabalho de Alger, [Kilgore31] desenvolveu expressões para o cálculo das principais reatâncias utilizadas na modelagem da máquina síncrona. Para o cálculo desses parâmetros, eram definidos sempre dois coeficientes, sendo um deles válido para todos os parâmetros da máquina, e o outro calculado para cada situação específica. Esses cálculos foram testados considerando dados reais, com resultados aceitáveis para quase todos os parâmetros, com exceção das constantes de tempo subtransitórias.

O trabalho de Kilgore foi referendado por [Ames90] com algumas ressalvas no tocante à não consideração do fluxo de dispersão zig-zag. Destaca-se que, embora tenha sido contestado por [Talaat55] e [Talaat56], o tratamento dado por Kilgore para as reatâncias de dispersão mostrou-se suficientemente preciso para os objetivos desse trabalho.

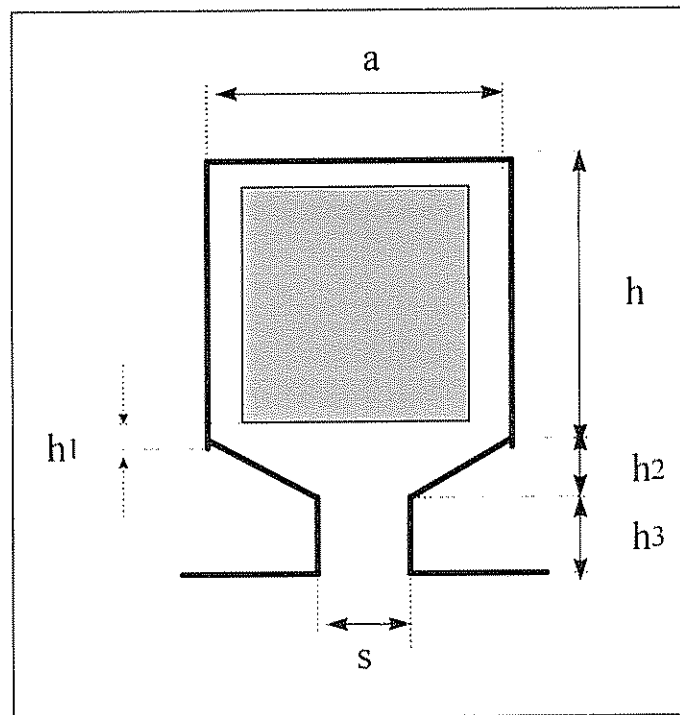
Os valores da reatância de dispersão da armadura são função das características geométricas das ranhuras, do número de ranhuras e da largura do entreferro. Os principais componentes dos fluxos de dispersão na armadura são [Say83]:

- Fluxo de dispersão entre dentes: esse componente do fluxo não atravessa o entreferro. As linhas se fecham diretamente entre os dentes;
- Fluxo de dispersão nas extremidades das bobinas do estator (“overhang leakage”): Ocorre nas conexões entre os condutores do enrolamento da armadura, e também não atravessa o entreferro;
- Fluxo de dispersão zig-zag : Depende do comprimento do entreferro e das posições reativas do estator e do rotor. Esse componente do fluxo atravessa sucessivamente os dentes da armadura e do rotor, sem cortar os condutores do rotor. Seus valores se tornam mais significativos em máquinas com pequenos valores de entreferro [Ames90];
- Fluxo de dispersão diferencial: Essa componente do fluxo de dispersão é na verdade devida aos harmônicos espaciais das fmm de armadura e do campo.

O cálculo das componentes do fluxo de dispersão é realizado conforme a referência [Ames90], que por sua vez baseado no trabalho desenvolvido por [Kilgore31].

### **Dispersão nas ranhuras**

A figura 5.1 apresenta uma seção típica de uma ranhura do enrolamento de armadura.



**Figura 5.1:** Esquema típico de uma ranhura do enrolamento de armadura.

Considerando-se como referência os dados da figura, a permeância unitária da ranhura pode ser escrita como:

$$\frac{p_R}{\gamma} = \frac{k_1}{\gamma} \left[ \frac{h}{3a} + \frac{h_1}{a} + \frac{2h_2}{(a+s)} + \frac{h_3}{s} \right] \quad (5.26)$$

onde:

$h, h_1, h_2, h_3$  são as dimensões relacionadas à profundidade da ranhura;

$a$  é a largura no interior da ranhura;

$s$  é a abertura da ranhura;

$\gamma$  é o número de ranhuras por pólo por fase;

$p_R$  é o valor da permeância unitária;

$k_1 = (0,25 + 0,75 \cdot \text{chording})$ , onde o "chording" é o valor em pu da relação entre o passo do enrolamento de armadura em relação ao passo polar.

Da expressão acima observa-se que o valor da indutância de dispersão dos dentes depende da sua forma geométrica. Além disso, quanto mais profunda a ranhura, maiores as relações  $h/a$ , e maiores os valores de reatância de dispersão dos dentes.

### Dispersão nos dentes

A permeância para a dispersão nos dentes é dada pela expressão:

$$\frac{P_D}{\gamma} = \frac{k_1}{\gamma} \beta \quad (5.27)$$

O fator  $k_1$  é o mesmo da equação 5.26.  $\beta$  é chamado coeficiente de dispersão do dente e é ajustado em função da relação entre o comprimento do entreferro e a abertura da ranhura. Esse parâmetro cresce com o aumento da relação entre a abertura da ranhura dividida pelo comprimento do entreferro. Portanto, quanto mais se diminui o entreferro, mais aumenta o coeficiente de dispersão do dente. Da mesma forma,  $\beta$  aumenta ao se aumentar a largura da ranhura mantendo-se constante o entreferro.

### Dispersão nas extremidades da bobina de estator

Definir expressões para o cálculo da permeância para esse tipo de fluxo de dispersão é muito difícil, devido ao grande número de arranjos nos terminais e aos diferentes tipos de enrolamento de estator.

A expressão dada corresponde aos enrolamentos do tipo dupla camada, o mais comum, de camada simples.

$$\frac{P_{or}}{\gamma} = k_c \frac{L_{or}}{L_{ln}} F_{C1} \quad (5.28)$$

Nesta expressão,  $k_c$  é o fator de dispersão nas conexões dos enrolamentos,  $L_{or}$  o comprimento da conexão ("overhang") por condutor,  $L_{ln}$  o comprimento longitudinal equivalente do núcleo, e  $F_{C1}$  um fator que depende do "chording", ou seja, do valor em pu do encurtamento do passo do enrolamento da armadura.

### Indutância de dispersão no entreferro (zig-zag)

Para esse tipo de dispersão, o valor da permeância unitária é dada pela expressão a seguir:

$$\frac{P_Z}{\gamma} = \frac{2p}{\pi^2} \tau \frac{\Sigma_C}{g} \Delta \quad (5.29)$$

Na expressão, os parâmetros são:

- $2p$  = número de pólos,
- $T$  = passo polar;
- $g$  = comprimento radial do gap;
- $\Delta$  = Coeficiente de dispersão do entreferro;
- $\Sigma_c$  = Coeficiente de franjeamento, calculado em função do entreferro e do passo e abertura das ranhuras do estator e rotor.

O coeficiente de dispersão do entreferro é função do número de ranhuras por pólo e do passo do enrolamento. Em [Ames90] são apresentadas tabelas que podem ser utilizadas para sua estimativa.

### Cálculo da indutância de dispersão da armadura

O valor da reatância de dispersão em Ohms é dado pela expressão:

$$x_l = z_s \left[ \frac{p_R}{\gamma} + \frac{p_D}{\gamma} + \frac{p_{or}}{\gamma} + \frac{p_Z}{\gamma} \right] \quad (5.30)$$

Na expressão anterior, o parâmetro  $z_s$  o é chamado fator de enrolamento, e dado por:

$$z_s = \frac{0,1006 c_{pf}^2}{10^8 \cdot p} L_{ar} \frac{f}{25,4} \quad (5.31)$$

Os parâmetros são:

- $f$  = frequência ( Hz);
- $p$  = número de pares de pólos;
- $L_{ar}$  = Comprimento total da armadura em mm;
- $c_{pf}$  = Comprimento total da armadura em mm.

Os valores de  $X_{ls}$  são calculados em Ohms. Para valores em pu, basta dividir esse valor pela impedância base do estator.

### 5.3.3 Indutâncias de dispersão do campo

A reatância de dispersão do campo é função das características geométricas dos enrolamentos de excitação.

Para o cálculo da dispersão no enrolamento de campo foi ignorada a atuação dos enrolamentos amortecedores. Rigorosamente, para isso deveria ser traçado o mapa

das linhas de fluxo no enrolamento de excitação da máquina e a partir daí calculados os valores do fluxo de dispersão.

Entretanto, esse cálculo pode ser efetuado por fórmulas simplificadas, que fornecem valores suficientemente aproximados para permitir uma estimativa aproximada dos valores dos parâmetros transitórios da máquina elétrica.

[Kilgore31] considera duas componentes principais no cálculo do fluxo de dispersão do campo, uma componente chamada dispersão lateral e outra devida à dispersão nas extremidades.

Os valores da permeabilidade unitária são resultado da soma das duas componentes. As expressões a seguir fornecem os valores das componentes.

### Componente de dispersão lateral

A permeância unitária para o fluxo de dispersão lateral do enrolamento do campo  $p_{l.l.}$  é dado pela equação 5.32:

$$p_{l.l.} = 3,19 \cdot \frac{4}{3} \left[ \frac{3(h_h + g + 0,055\tau_r)}{(\tau_r - b_h)} + \frac{h_{f1} + 3h_{f2} + 0,1\tau_r \left(1 - \frac{10}{p}\right)}{\frac{\pi}{p}(D - 2h_h - 0,4h_{f1}) - b_p} \right] \quad (5.32)$$

Na expressão, os parâmetros são:

$h_h$  = espessura máxima da sapata polar;

$g$  = valor mínimo do entreferro;

$\tau_r$  = passo polar referido ao diâmetro do rotor;

$b_h$  = largura da sapata polar;

$h_{f1}$  = altura da bobina do campo;

$h_{f2}$  = distância entre a bobina de campo e a sapata polar;

$p$  = número de pares de pólos;

$D$  = diâmetro do rotor;

$b_p$  = largura do polo.

Essa expressão, embora longa, está escrita unicamente em função das dimensões físicas do polo, tendo sido testada para máquinas de pólos salientes de 4 a 88 pólos [Kilgore31].

Para o cálculo da permeabilidade unitária nas extremidades, a expressão será:

$$P_{Fe} = 3,19 \left[ \frac{4(L_h - L_{polo}) + 2h_{f1} + 0,5b_p}{L_{polo}} \right] \quad (5.33)$$

Nesta expressão, os parâmetros são:

$L_{polo}$  = comprimento longitudinal do pólo, incluindo os dutos de ventilação;

$L_h$  = comprimento da sapata polar;

$h_{f1}$  = altura da bobina do campo;

$b_p$  = largura do pólo.

O valor da permeância unitária total do fluxo de dispersão do campo será:

$$P_F = P_{FL} + P_{Fe} \quad (5.34)$$

Das expressões anteriores pode-se concluir que no caso de máquinas de pólos salientes a permeabilidade unitária de dispersão do campo varia muito pouco com o entreferro, sendo determinada pelas dimensões físicas dos enrolamentos de campo e do polo propriamente dito.

Para calcular o valor da reatância efetiva de dispersão do campo, a expressão deduzida por [Kilgore31] é a seguinte:

$$x'_{F'} = X \left[ C_{d1} P_a - \frac{\frac{\pi}{4} C_1^2 P_a^2}{\frac{\pi}{2} C_p P_a + P_l} \right] \quad (5.35)$$

onde:

$C_{d1}$  = relação entre a componente fundamental do fluxo no entreferro produzido pela componente fundamental da fmm de armadura pela que seria obtida em um entreferro uniforme igual ao valor do entreferro no eixo do pólo;

$C_1$  = relação entre a amplitude máxima da fundamental e o valor máximo da fmm de campo;

$C_p$  = relação entre o valor médio e o valor máximo da fmm de campo;

$p_a$  = permeância específica da armadura;

$p_F$  = permeância específica de dispersão do campo.

Por reatância efetiva de dispersão do campo entende-se a reatância que somada ao valor da reatância de dispersão de armadura fornece o valor da reatância transitória.

Na expressão anterior, o fator de reatância  $X_R$  em Ohms é calculado da seguinte forma:

$$X_R = Z_{base} \left( \frac{k_d}{\sqrt{2} C_1} \right) \left( \frac{q k_p}{B_g} \right) \quad (5.36)$$

onde:

$k_d$  = fator de distribuição do enrolamento do estator;

$k_p$  = fator de "chording" do enrolamento do estator;

$B_g$  = densidade do fluxo no eixo do pólo;

$q$  = Ampére-espira por polegada;

Além disso, o valor de  $p_a$  é dado pela seguinte expressão:

$$p_a = 3,19 \left( \frac{2d}{p g'} \right) \quad (5.37)$$

onde:

$d$  = diâmetro interno da armadura;

$p$  = número de pares de pólos;

$g'$  = entreferro equivalente, incluindo o acréscimo devido às ranhuras e os dutos de ventilação.

### 5.3.4 Reatâncias de dispersão dos amortecedores

As reatâncias de dispersão dos amortecedores são calculadas em função da forma dos condutores e das ranhuras do estator. As expressões para o cálculo das reatâncias de dispersão dos enrolamentos amortecedores são dadas pelas seguintes expressões [Kilgore31]:

$$P_{amd} = \cos \left[ \frac{(n_b - 1) \tau_b \pi}{\tau_r} \right] \left[ \frac{(p_b + p_{pt}) p_F}{p_b + p_{pt} + p_F} \right] \quad (5.38)$$

Os parâmetros  $p_{bt}$  e  $p_{bt}$  são dados pelas seguintes expressões:

$$P_{bt} = 6,38 \left( 0,5 + \frac{h_{b2}}{b_{b2}} + \frac{h_{b1}}{b_{b1}} \right) \quad (5.39)$$

$$P_{bl} = 6,38 \left[ \frac{b_h - \tau_{am}(n_{bam} - 1)}{3g'} \right] \quad (5.40)$$

Nas expressões 5.39 e 5.40 os parâmetros são:

- $n_{bam}$  = número de barras por pólo do enrolamento amortecedor;
- $\tau_{am}$  = passo do enrolamento amortecedor;
- $\tau_r$  = passo polar referido ao diâmetro do rotor;
- $g'$  = entreferro equivalente, incluindo o acréscimo devido às ranhuras e os dutos de ventilação;
- $p_{bt}$  = permeabilidade transversal da barra do amortecedor;
- $p_{pl}$  = permeabilidade longitudinal da barra do amortecedor;
- $p_F$  = permeabilidade de dispersão do campo;
- $h_{b1}$  = profundidade da barra do amortecedor;
- $h_{b2}$  = profundidade da ranhura acima da barra do amortecedor;
- $b_{b1}$  = largura da barra do amortecedor;
- $b_{b2}$  = largura da ranhura acima da barra do amortecedor.

O valor da reatância de dispersão do amortecedor em eixo direto será:

$$x'_{Dd} = X P_{Dd} \quad (5.41)$$

De forma análoga, para o eixo em quadratura o valor de  $p_{amq}$  é dado por:

$$P_{amq} = \frac{20 \cdot \tau_b}{\tau_r} \left( 0,5 + \frac{h_{b1}}{3b_{b1}} + \frac{h_{b2}}{3b_{b2}} + \frac{g}{\tau_{am}} \right) \quad (5.42)$$

Nesse caso, o valor da reatância de dispersão do amortecedores no eixo em quadratura será:

$$x'_{Dq} = X P_{Dq} \quad (5.43)$$

### 5.3.5 Reatâncias transitórias e subtransitórias da máquina

A expressão para a reatância transitória de eixo direto é:

$$X'_d = X_l + X'_F \quad (5.44)$$

Conforme mostrado na equação 3.128, a reatância transitória de eixo direto é dada pela soma da reatância de dispersão da armadura e da reatância em paralelo das reatâncias de magnetização e dispersão do campo. Como a reatância de magnetização é muito maior que a reatância de dispersão do campo, pode-se considerar a reatância transitória como a reatância resultante da soma da reatância de dispersão da armadura com a reatância de dispersão do enrolamento do campo.

Conforme dados típicos [Kundur97] e [Anderson77], cerca de 50% do valor da reatância transitória de eixo direto é devida à reatância de dispersão de armadura. Essa relação também se verifica para os dados do sistema elétrico brasileiro, conforme aqueles utilizados nas simulações dos casos do ONS, incluindo aproximadamente três centenas de geradores de pólos salientes.

As reatâncias subtransitórias de eixo direto e em quadratura podem ser escritas da seguinte forma:

$$X''_d = X_l + X'_{Dd} \quad (5.44)$$

$$X''_q = X_l + X'_{Dq} \quad (5.45)$$

Conforme mostrado na equação 3.129, observa-se que os parâmetros dominantes no valor da reatância subtransitória de eixo direto são as reatâncias de dispersão da armadura, do circuito amortecedor e do campo.

Nesse caso, o termo predominante no valor da reatância é a reatância de dispersão da armadura, que corresponde a cerca de 70% do valor da reatância subtransitória.

#### 5.4 FATORES DETERMINANTES DOS CUSTOS DO GERADOR

Embora sempre tenha havido no setor elétrico brasileiro uma grande preocupação com os custos das máquinas síncronas, é muito escasso o número de publicações técnicas sobre esse assunto.

Devido ao grande número de variáveis e incertezas envolvidas, os especialistas são extremamente cuidadosos em definir relações entre custos de equipamentos. Os dados obtidos têm sempre um caráter orientativo, devendo os casos reais serem analisados conforme suas características específicas.

[Kovarsky72] realizou um levantamento dos custos de fabricação de geradores, em dólares, em um total de 23 usinas, na faixa 12 a 200 MVA, nas velocidades de rotação de 72 a 164 rpm. Nesse trabalho foi proposta a seguinte relação para a estimativa dos custos:

$$custo = \left( \frac{S_{3\phi}}{n_{mec}} \right)^a A \quad (5.46)$$

$S_{3\phi}$  é a potência nominal do gerador,  $n_{mec}$  sua rotação em rpm, A e  $a$  parâmetros variáveis em função das características do mercado. Devido à grande variabilidade das condições do mercado, não foi possível definir-se valores precisos para esses parâmetros. Esse trabalho considerou apenas o custo global das máquinas, não permitindo uma análise mais detalhada do impacto dos componentes sobre o custo total.

[Pitta89] apresenta uma análise mais detalhada, com estimativas qualitativas e quantitativas do impacto dos parâmetros da máquina sob o custo total dos projetos, baseada na experiência de projetista. Dentre os fatores analisados, considera os seguintes:

- Tensão Nominal;
- Reatância Síncrona;
- Relação de curto-circuito;
- Reatância transitória;
- Reatância subtransitória;
- Constante de tempo de armadura;
- Constante de Inércia.

Nesse trabalho é apresentada uma relação simplificada entre a elevação da inércia dos geradores e o impacto sobre os custos. Mostra que em uma faixa de 90 a 120% da inércia "natural", ocorre uma elevação contínua de 3% sobre o custo total da máquina. Elevações superiores a 30% podem se tornar inviáveis na prática, devido à introdução de alterações excessivas nas características do projeto, com o crescimento acelerado dos custos. Além disso, esse trabalho aponta a grande interdependência entre os parâmetros, o que pode tornar algumas especificações inviáveis na prática.

[Siemens97], apresenta, além de outros dados técnicos, uma estimativa, em termos incrementais, dos impactos de alguns dos componentes da máquina sobre os custos totais do gerador, tomando-se como referência uma máquina com os seguintes parâmetros:

- Acionamento : turbina Francis;
- Forma construtiva : W41 ( código do fabricante);
- Tensão nominal: 13,8 kV  $\pm 5\%$ ;
- Frequência: 50 Hz;
- Isolação/utilização : classe F/B ( $\theta_1 \leq 125^\circ \text{ C} / \theta_2 \leq 130^\circ \text{ C}$ );
- Relação de curto-circuito: SCR = 1,0 pu;
- Momento de Inércia:  $J = 1,825 \times 10^5 \times \text{MVA}^{1,25} / \text{rpm}^2 \times [1 - (\text{rpm}/3000)]$ ;
- Fator de potência: 0,80;
- temperatura ambiente:  $\theta_{amb} \leq 40^\circ$  ;
- temperatura da água:  $\theta_{\text{água}} \leq 40^\circ$  ;
- altitude  $\leq 1000\text{m.a.s.l}$ .

A tabela 5.1 resume os valores apresentados:

VALORES INCREMENTAIS NOS CUSTOS		
ITEM	PARÂMETRO	IMPACTO INCREMENTAL NOS CUSTOS
Inércia	$k = \frac{J_{requerido}}{J_{natural}} = 1$	- 0,15% p/ - 1% em k +0,15% a 0,20% p/ + 1% em k $1,0 \leq k \leq 1,3$
Rotação de disparo	veloc. de disparo Nd Nd de projeto =1	- 0,08% p/ - 1% em Nd +0,15% p/ + 1% em Nd $-5\% \leq Nd \leq 10\%$
Comprimento do eixo	L = comp.do eixo (mm)	+0,10% p/ + 100 mm DL $\leq$ 2000mm
Carregamento do mancal de escora	Carga suportada pelo mancal	+ 2% p/ + 10% na carga -1,5% p/ - 10% na carga $-30\% \leq \text{carga} \leq 20\%$
Tensão	Vn = 13,8 kV	+ 1% p/ + 1kV Vn $\leq$ 18 kV
Varição da Tensão	$\Delta V$	+ 0% p / $-5\% \leq \Delta V \leq 5\%$ + 1% p / $+5\% \leq \Delta V \leq 7,5\%$ + 2% p / $+7,5\% \leq \Delta V \leq 10\%$
freqüência	redução da freqüência de 60 para 50 Hz	-7,5 %
Temperatura	graus ° K	+ 0,5% p/ - 0,5% p/ +1° K
Relação de Curto-circuito	SCR =1	+ 0,2% p/ + 1% SCR - 0,2% p/ - 1% SCR $80\% \leq SCR \leq 120\%$
Fator de Potência	$\cos\phi = 0,8$	- 1% p/ $\cos\phi = 0,85$ - 2% p/ $\cos\phi = 0,90$ - 3% p/ $\cos\phi = 0,95$

**Tabela 5.1:** Fatores e parâmetros de projeto influentes no custo da máquina. A partir de um valor de referência, apresentam-se estimativas do incremento percentual nos custos devido à cada fator.

Dentre as variáveis apresentadas, a inércia, a regulação de tensão, o fator de potência e a relação de curto-circuito são as que apresentam uma maior relação com o desempenho da máquina no tocante ao controle da tensão e da estabilidade transitória. Segundo os dados, esses parâmetros podem afetar os custos das máquinas da seguinte forma:

**Inércia** - Um aumento de 30% da inércia representa um acréscimo da ordem de 5% no custo do gerador.

**Regulação da tensão** - o custo depende da faixa escolhida. Dobrando-se a faixa de regulação para 10%, o custo da máquina se elevou em 2%.

**Relação de curto-circuito** – Para uma elevação de 10% no valor da SCR, o custo da máquina se eleva-se cerca de 2%.

**Fator de potência** - Menores fatores de potência significam correntes mais elevadas para a mesma quantidade de potência ativa entregue ao eixo, mas também significam maior flexibilidade para o controle de tensão. O impacto foi de uma redução de 3% nos custos da máquina, ao se elevar o fator de potência de 0,8 para 0,95.

Esse trabalho também apresenta uma estimativa da participação relativa nos custos dos diferentes componentes da máquina. A tabela 5.2 apresenta esses valores.

<b>PARTICIPAÇÃO DOS COMPONENTES NO CUSTO DOS GERADORES VALORES MÉDIOS</b>		
<b>COMPONENTES</b>	<b>PARTICIPAÇÃO (%)</b>	
	<b>COM MANCAIS DE GUIA</b>	<b>SEM MANCAIS DE GUIA</b>
<b>Armadura</b>		
Carcaça externa	5,92	8,91
Enrolamento da armadura	24,62	27,96
Núcleo do Estator	9,48	10,5
Total da armadura	40,02	47,37
<b>Rotor</b>		
Pólos	12,23	13,83
Coroa do rotor	7,93	8,43
Cubo do rotor	4,34	7,42
Eixo	4,56	1,34
Total do rotor	29,06	31,02
<b>Outros componentes</b>		
Cruzetas e mancais de guia	11,49	3,26
Mancal de escora	6,54	
Ventiladores/ Cobert.	3,69	6,47
Controles	1,37	0,41
Revestimento	1,03	0,93
Total outros	24,12	11,07
Total dos componentes do gerador	93,20	89,46
Dispositivos e ferramentas de fábrica	6,80	10,54
Total acumulado	100,00	100,00

Fonte : Siemens - junho/1997

**Tabela 5.2:** Estimativa da participação nos custos dos componentes principais.

No período de 1997 a 2001, com abertura do processo de privatização da geração, elevou-se o interesse sobre a questão do custo das máquinas, surgindo vários artigos técnicos sobre o assunto. Nessa linha, destacam-se os trabalhos de [Reis97], [Leite99] e [Rocha01], apresentados no SNPTEE.

No trabalho de [Reis97], discute-se o papel da relação de curto-circuito e da saliência subtransitória nos custos e no desempenho dos geradores em condições normais e transitórias. Esse trabalho toma como ponto de partida uma máquina real do sistema, instalada em Serra da Mesa, e cuja relação de curto-circuito (SCR) é 1,171. Partindo dessa máquina, são realizados dois projetos alternativos, alterando a relação de curto-circuito para 0,818 (elevando-se  $X_d$ ) e para 1,492 (reduzindo-se  $X_d$ ).

A tabela 5.3, extraída desta referência, mostra como ganho adicional os impactos sobre o peso da máquina.

IMPACTO DAS VARIAÇÕES DO SCR NO PESO DAS UNIDADES		
	SCR	MASSA ( %)
MÁQUINA 1 ( REF)	1,171	100,0%
MÁQUINA 2	0,818	82,9%
MÁQUINA 3	1,492	104,1%

**Tabela 5.3:** Impacto do aumento da relação de curto-circuito no aumento do peso das máquinas. Deve ser lembrado que o aumento do peso provoca aumento do custo.

Na elaboração dos projetos alternativos foi considerada a premissa de se utilizar os materiais da melhor forma possível.

Para o fabricante considerado, verificou-se uma variação de 1% nos custos esperados para 8% de variação no SCR. Entretanto, para esse mesmo fabricante, para máquinas maiores que a considerada, a variação de SCR pode ser de 1% para 12% de variação do SCR. Em máquinas menores, essa relação é de 1% para 5% no SCR. Isso significa que os impactos na redução do custo de máquinas de menor porte são maiores quando se reduz o SCR, ou seja, se eleva os valores da reatância de eixo direto da máquina.

O trabalho de [Leite99] é uma continuação das investigações relatadas na referência anterior. Nesse caso, é tomada como referência uma usina de menor porte, Rosal, com um gerador de potência nominal 29 MVA.

A partir da especificação inicial, fornecida às empresas envolvidas, foi realizado um projeto alternativo, atendendo às condições especificadas e mantendo a mesma forma construtiva.

As tabelas 5.4 e 5.5, transcritas desse trabalho, mostram os impactos das alterações consideradas nos parâmetros e nos custos da máquina.

Nesse estudo foi considerada a flexibilização das seguintes restrições:

- Reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ );
- Constante de Inércia ( $H$ ).

Para um aumento de  $X_d$  da ordem de 23%, e uma redução de  $H$  da ordem de 21%, obteve-se uma redução do custo em 5,5%. Observa-se também que, mantendo-se as especificações de projeto, foram alteradas as características de um grande número de parâmetros e componentes da máquina.

PARÂMETROS	PROJETO ESPECIFICADO	PROJETO ALTERNATIVO	COMPARAÇÃO (%)
$X_d$ ( pu)	1,20	1,65	+27,3%
$H$ (s)	2,7	2,22	-21,6%
D. int. estator (mm)	2790	2780	-0,4%
C. do núcleo ( mm)	850	750	-13,4%
Tensão do campo (V)	173	163	-6,1%
Corrente de campo (A)	537	542	+0,9%
P. de excitação ( kW)	92.9	88.2	-5,2%
Peso estator (ton)	31,8	30,2	-5,5%
Peso do rotor (ton)	51,8	46,7	-11,0%
Peso total ( ton)	107,4	100,1	-7,3%

**Tabela 5.4:** Comparação das características físicas dos dois projetos alternativos. O projeto especificado foi efetivamente proposto ao cliente. O alternativo foi utilizado para análises dos custos.

VARIAÇÕES NOS CUSTOS DOS COMPONENTES			
COMPONENTE	PROJETO ESPECIFICADO	PROJETO ALTERNATIVO	COMPARAÇÃO
Estator	100%	95,2 %	-4,8%
Rotor	100%	90,9%	-9,1%
Cruzetas e Mancais	100%	95,2%	-4,8%
Custos adicionais	100%	99,5%	-0,5%
Custo total	100%	94,8%	-5,2%

**Tabela 5.5:** Análise das variações dos custos para cada componente e no custo total. O projeto especificado foi efetivamente proposto ao cliente. O alternativo foi utilizado para análises dos custos.

O trabalho apresentado por [Rocha01], além de uma série de considerações relativas à especificação de geradores, também fornece parâmetros referenciais para as variações incrementais no custo devidas a variações em parâmetros e características da máquina. Destaca-se que essas informações foram fornecidas pelo mesmo fabricante da referência [Siemens97]. Nas estimativas, quando um parâmetro era alterado, os demais eram mantidos constantes. Os resultados estão na tabela a 5.6.

VALORES INCREMENTAIS NOS CUSTOS - [Rocha01]		
ITEM	PARÂMETRO	IMPACTO INCREMENTAL NOS CUSTOS
Inércia	800 t m <sup>2</sup> para 600 t m <sup>2</sup> (-25%)	-3%
Rendimento	de 98,24 para 98,65%	+11%
Temperatura	da classe A para B	+12%
Relação de Curto-circuito	SCR =0,96 para 0,82 SCR =0,96 para 1,16	- 1,01% +3,6%
Fator de Potência	de 0,85 para 0,90 de 0,85 para 0,95	-0,89% p/ cos $\phi$ =0,90 - 1,49% p/ cos $\phi$ =0,95

**Tabela 5.6:** Fatores e parâmetros de projeto influentes no custo da máquina. A partir de um valor de referência, são apresentadas estimativas do incremento percentual nos custos devido à cada fator. Destaca-se que os dados obtidos são informados pelo mesmo fabricante referido na tabela 5.1, embora obtidos com premissas diferentes.

Os trabalhos analisados mostram que existe uma correlação entre a escolha do momento de inércia, da relação de curto-circuito, da reatância síncrona, do fator de potência e os custos das máquinas.

Apesar da grande variação entre os valores encontrados, pode-se inferir que, em termos percentuais, as taxas de variação são pequenas. Deve-se entretanto ressaltar que, embora reduzidos em termos percentuais, esses valores podem representar montantes significativos de recursos, dados os elevados investimentos envolvidos em projetos de geração.

Outra conclusão importante é que, em algumas situações, investimentos na elevação da capacidade da máquina ou na melhoria do seu desempenho em condições normais ou de regime permanente podem ser comparáveis a investimentos alternativos em reforço ao sistema elétrico de interligação. Por exemplo, pode se tornar mais barato investir em soluções de sistema para preservar a estabilidade de uma usina, que elevar os custos da geração alterando-se a inércia ou a reatância das máquinas. Entretanto, em outras situações, pode ser mais atrativo investir na adequação da características das máquinas e não no sistema.

## 5.5 IMPACTO TÉCNICO ECONÔMICO DOS PARÂMETROS ELÉTRICOS E MECÂNICOS SOBRE OS CUSTOS DA MÁQUINA SÍNCRONA

No item anterior mostrou-se o impacto de alguns dos parâmetros da máquina sobre o custo dos geradores, com base principalmente na experiência prática de fabricantes

Do exposto pode-se inferir a grande dificuldade em se estabelecer relações simples entre os custos das máquinas e a alteração de alguns dos parâmetros importantes

para a estabilidade transitória. As dificuldades são devidas principalmente à interdependência entre todas as características de projeto.

Entretanto, com as devidas ressalvas, pode-se retirar algumas conclusões de caráter orientativo, mas importantes.

Alguns dos parâmetros relativos à estabilidade não foram tratados diretamente, mas, a partir de considerações de projeto e modelagem, foi possível uma análise ainda que preliminar.

Conforme estudado no item 4, dentre os parâmetros mais importantes para a estabilidade transitória dos geradores destacam-se:

- Inércia do conjunto gerador mais turbina;
- Reatâncias síncronas;
- Reatâncias transitória e subtransitória;
- Constante de tempo transitória de campo para circuito aberto;
- Tensão interna do gerador.

### **5.5.1 - Constante de inércia**

Conforme mostrado nas várias referências analisadas no item anterior, a constante de inércia tem uma influência sobre os custos da máquina da ordem de 1% a 1,5% para cada 10% de aumento do H. Entretanto, os aumentos deverão ser limitados a no máximo 30% dos valores de projeto.

Nesse aspecto, deverão ser feitas duas considerações. A primeira é que de acordo com informações de fabricantes, máquinas de menor porte são fabricadas com ventiladores axiais, fixados no eixo girante. Dessa forma, para esse tipo de máquina, na fase de projeto, basta aumentar a espessura das pás dos ventiladores para elevar-se a inércia. Nesse caso, o impacto sobre o projeto é muito menor.

Outra solução consiste em se utilizarem os volantes de inércia. Essa solução deve ser analisada sob o ponto de vista do projeto como um todo, para se avaliar os impactos do ponto de vista mecânico.

Finalmente, quando alterações na inércia das máquinas provocarem alterações no diâmetro do rotor, poderão ocorrer alterações tanto no projeto elétrico, mecânico e mesmo no projeto civil da máquina. Nesse caso, cada situação requer uma análise específica.

### 5.5.2 - Reatância Síncrona de eixo direto ( $X_d$ )

Conforme mostrado no item 5.4.1, essa reatância varia principalmente com a largura do entreferro e com o número de bobinas por fase do estator.

A forma mais prática de se elevar a reatância síncrona é reduzindo-se as dimensões do entreferro. Dessa forma, não é necessário, em princípio, se alterar as características dos enrolamentos da armadura.

O mesmo não se pode dizer dos enrolamentos do campo. Nas referências analisadas não se encontra nenhuma análise quantitativa do impacto apenas da redução de  $X_d$  nos custos da máquina. Entretanto, os efeitos da redução da reatância síncrona de eixo direto deverão ser comparáveis aos verificado com a alteração da relação de curto-circuito.

Com o aumento de entreferro, reduz-se a reatância síncrona e também a reatância de magnetização do campo. Assim, para se manter a intensidade do campo é necessário, em contrapartida, elevar-se a fmm da excitação. Isso pode ser feito aumentando o número de espiras, a seção dos condutores do núcleo, ou simplesmente elevando-se a corrente de excitação. As duas primeiras alternativas representam aumentos nos custos da máquina, e a última redução do rendimento. A escolha da alternativa mais adequada só poderá ser definida em função das especificidades de cada caso.

É importante ressaltar que com o aumento do entreferro reduz-se também a reatância de dispersão da armadura, o que pode provocar uma elevação das componentes de curto-circuito no período subtransitório.

Destaca-se que, quando ocorre uma redução do entreferro, é aumentada a reatância transitória, o que contribui para a redução da margem de estabilidade transitória da máquina.

### 5.5.3 - Reatância Transitória de eixo direto ( $X'd$ )

Do ponto de vista da estabilidade transitória interessa uma redução do valor de  $X'd$ . Para isso, seria possível reduzir-se a reatância de dispersão da armadura, o que pode provocar uma elevação das correntes de curto-circuito transitória. Assim, poderá ser necessário reforçar-se o enrolamento da armadura para suportar os esforços de curto-circuito, com acréscimo nos custos totais da máquina.

Caso essa redução ocorra através do aumento do entreferro, deverão ser também reduzidas todas as reatâncias da máquina. Nesse caso, poderão ser necessárias alterações nos enrolamentos de campo e de armadura, com elevação dos custos da máquina como um todo.

#### 5.5.4 - Reatância SubTransitória de eixo direto ( $X''_d$ )

Cerca de 70% do valor da reatância subtransitória corresponde à reatância de armadura.

Para se elevar a reatância subtransitória deverá ser elevada a reatância de dispersão de armadura. Isso pode ser feito reduzindo-se o comprimento do entreferro ou alterando-se a geometria das ranhuras, tornando-as menos profundas.

A primeira alternativa eleva todas as demais reatâncias da máquina, com impactos na reatância transitória e síncrona. A segunda pode acarretar um aumento do diâmetro externo da armadura.

#### 5.5.5 - Constante de tempo Transitória de eixo direto ( $T'_{do}$ )

Do ponto de vista da estabilidade transitória é mais interessante um valor maior de  $T'_{do}$ . A constante de tempo para circuito aberto é função da reatância própria e da resistência elétrica do enrolamento de campo. Portanto, para se elevar essa constante de tempo pode-se elevar o número de espiras do enrolamento de campo. A indutância do enrolamento de campo varia com o quadrado do número de espiras. Para se manter o campo constante e reduzir as perdas, a corrente do campo poderá ser reduzida. Os impactos no custo deverão ser devidos ao aumento do número de espiras do campo.

## **CAPÍTULO 6 – CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS**

Nesse capítulo descrevem-se os objetivos do trabalho, a metodologia adotada, os estudos e análises desenvolvidos e resultados obtidos. A partir da análise dos resultados obtidos, são apresentadas as principais constatações, recomendações e propostas para posteriores desenvolvimentos.

### **6.1 OBJETIVOS INICIAIS DO TRABALHO**

A definição dos parâmetros de geradores para usinas hidrelétricas se dá a partir de critérios técnicos e econômicos, e envolve os pontos de vista dos geradores, dos transmissores, distribuidores e fabricantes.

No ambiente atual, a principal premissa do negócio de geração é reduzir ao máximo os custos de implantação, operação e manutenção do empreendimento de geração, visando tornar o negócio economicamente eficiente.

Os serviços de transmissão e distribuição são atividades regulamentadas, com remuneração controlada, e obrigados a cumprir os padrões de continuidade e qualidade estabelecidos. Caso contrário ficam sujeitos a penalizações e perdas de receita.

Por outro lado, o fabricante busca reduzir os custos e prazos, através de melhoria do processo produtivo, simplificação do projeto e pela padronização crescente das soluções.

Assim, podem surgir conflitos de interesses, em função das diferentes premissas assumidas pelos setores envolvidos.

Uma dessas questões consiste na definição dos parâmetros eletromecânicos dos geradores.

Esses parâmetros têm impacto nos custos do empreendimento e, ao mesmo tempo, influenciam o desempenho do gerador sob o ponto de vista da estabilidade, do controle de tensão e da potência reativa.

No tocante à estabilidade transitória, alguns parâmetros da máquina são importantes para se avaliar seu desempenho frente à perturbações de grande amplitude. Entretanto, sabe-se que a alteração desses parâmetros, em alguns casos, pode levar a alterações de uma grande parte das características da máquina, contribuindo para o aumento do custo do empreendimento.

O objetivo central desse trabalho foi contribuir para uma ampliação da visão do planejador de sistemas elétricos de transmissão, agregando ao conhecimento já existente sobre o comportamento dos sistemas em regime transitório, uma abordagem sobre as condicionantes técnicas e econômicas envolvidas na definição e ajuste dos

parâmetros de máquinas síncronas, para atender a requisitos técnicos do sistema de transmissão, no tocante à estabilidade transitória.

## 6.2 METODOLOGIA ADOTADA

Para se atender aos objetivos propostos, tornou-se necessária uma abordagem em duas frentes, uma delas direcionada para a questão da estabilidade transitória e dos parâmetros mais influentes, e a outra, para os aspectos relativos à definição dos parâmetros básicos de projeto, cálculo dos parâmetros a partir de características físicas das máquinas, e uma abordagem da questão dos custos dos geradores.

## 6.3 ESTUDOS REALIZADOS

Para se tratar da questão da estabilidade transitória foram dedicados três dos quatro capítulos iniciais da dissertação.

No capítulo segundo foi feito um estudo da evolução do problema e uma consolidação dos fundamentos do conceito de estabilidade transitória e sua inserção no campo da estabilidade em sistemas elétricos como um todo. Buscou-se identificar a associação entre o crescimento do nível de complexidade dos sistemas elétricos, dos problemas relativos à estabilidade e o desenvolvimento dos processos de análise e solução. Foram definidos os critérios e procedimentos básicos para análise e definidos os principais parâmetros do sistema elétrico e do gerador associados à estabilidade transitória, considerando-se os sistemas elétricos brasileiro e norte-americano. Finalmente, foi analisada a necessidade de se adequar os critérios de análise de estabilidade de usinas regionais de médio e pequeno porte à topologia e aos requisitos de qualidade de serviço específicos para cada sistema regional.

No capítulo terceiro, buscou-se uma consolidação da base teórica necessária para uma discussão da modelagem das máquinas síncronas e dos sistemas de controle associados, necessária para estudos de estabilidade angular para perturbações de grande amplitude.

No capítulo quarto, utilizando-se um sistema teste com duas máquinas oscilando contra um barramento infinito, foram realizadas análises paramétricas considerando os efeitos das alterações de cada um dos fatores relacionados sobre a estabilidade transitória. Em seguida, considerando-se casos exemplos originados de situações reais, foram analisados três casos de interligação de usinas hidrelétricas a sistemas de subtransmissão. Nas simulações foi utilizado o programa ANATEM, do CEPTEL, de uso disseminado no setor elétrico brasileiro.

O capítulo cinco foi destinado ao estudo das questões de projeto e custos das máquinas. Inicialmente foi feita uma síntese das análises e cálculos para definição das características físicas da máquina, tais como a inércia, e as principais dimensões físicas do rotor. Em seguida é estudado o cálculo das reatâncias de dispersão e

magnetização em função das características físicas e elétricas da máquina. Finalmente, a partir de informações de fabricantes, profissionais do setor e artigos publicados, aborda-se a questão dos custos e dos impactos dos parâmetros da máquina na variação dos custos de projeto.

#### 6.4 RESULTADOS OBTIDOS

No levantamento dos impactos das variações de parâmetros da máquina nos custos, verificou-se a dificuldade de se estabelecer relações simples entre os custos da máquina e o custo dos geradores.

Essas dificuldades são em grande parte devidas à interdependência entre os vários parâmetros das máquinas. Dos parâmetros normalmente utilizados na modelagem para estudos de estabilidade, apenas para a inércia foi possível obter-se uma relação explícita entre a alteração do parâmetro e o impacto do custo. Entretanto, a partir do conhecimento das condições físicas para o cálculo dos parâmetros, foi possível estabelecer-se relações qualitativas.

Os resultados obtidos nas simulações de estabilidade transitória e as considerações a respeito dos custos dos principais parâmetros analisados estão mostrados na tabela 6.1.

Dos fatores que se mostraram influentes na estabilidade transitória, quatro deles não representam impactos diretos para os custos do gerador, sendo função das características do sistema elétrico de interligação, da proteção e da condição de carregamento e regulação de tensão das máquinas: ângulo de carga pré-falta, impedância do sistema de interligação, tempo de abertura de falta e o regulador de tensão.

Dentre os parâmetros da máquina, apresentaram maior influência na estabilidade transitória a inércia, a reatância transitória de eixo direto e a reatância síncrona em quadratura.

IMPACTO NO CUSTO DAS MÁQUINAS DOS FATORES INFLUENTES NA ESTABILIDADE TRANSITÓRIA		
PARÂMETRO ANALISADO	ESTABILIDADE TRANSITÓRIA	CUSTOS DA MÁQUINA
Condições pré-falta de operação do gerador	Menores ângulos de carga favorecem a estabilidade transitória do sistema elétrico.	-
Tempos de abertura de falta	Quanto menores os tempos de abertura melhor para a estabilidade transitória.	-
Impedância do sistema de interligação	Juntamente com $X_q$ define a impedância pré-falta; Com $X'd$ define a impedância pós falta. Impacto forte na estabilidade transitória em sistemas radiais.	-
Inércia girante	Grande impacto na estabilidade transitória em sistemas radiais. O impacto pode ser menor em sistemas mais fortes.	Impacto nos custos da ordem de 1% a 1,5% a mais para cada 10% de aumento na Inércia, limitado a 30%.
Reatância síncrona de eixo em quadratura ( $X_q$ )	Juntamente com a impedância da LT de interligação, importantes para a definição das condições pré falta.	Poderá ser reduzida aumentando-se o entreferro. Isso aumenta os custos do campo.
Reatância transitória de eixo direto ( $X'd$ )	Juntamente com a reatância da interligação, define a impedância pós falta. Impacto forte na estabilidade transitória.	Aumentando-se o entreferro aumenta-se o custo do campo. Reduzindo-se a dispersão de armadura aumentam os impactos de curto-circuito.
Reguladores de tensão	Muito importante para a estabilidade transitória. Requer o uso de PSS para melhoria do amortecimento das oscilações.	-

**Tabela 6.1:** Fatores influentes na estabilidade transitória e seus impactos no custo da máquina

Sobre a inércia, é importante comentar que a flexibilidade para sua alteração varia de caso para caso. Em geradores de porte médio, dotados de ventiladores axiais, esse aumento pode ser obtido simplesmente elevando-se a espessura das pás dos ventiladores. Em outros casos, é necessário aumentar-se o diâmetro do rotor, com impacto em todo o projeto da armadura.

A redução da reatância síncrona de eixo em quadratura não é tão simples quanto a redução da reatância síncrona de eixo direto, mas pode ser feita aumentando-se o entreferro. Essa alteração aumenta a relutância do circuito magnético do rotor, reduzindo também a reatância de magnetização. Assim, para se obter a mesma densidade de campo, será necessário elevar-se a *fmm* do campo elevando-se a corrente (e as perdas elétricas) ou aumentando-se a quantidade de cobre no enrolamento de campo. Todas as hipóteses envolvem aumento dos custos.

Para a redução da reatância transitória podem ser adotadas as estratégias de se reduzir a reatância de dispersão da armadura, o que normalmente não é aconselhável, por elevar as componentes subtransitórias das correntes de curto-circuito, ou elevar o comprimento do entreferro, o que tem as mesmas conseqüências apontadas para a redução da reatância de eixo quadratura.

Deve ser comentado que os impactos sobre o custo das máquinas são pequenos em termos percentuais. Esse fato torna os montantes de recursos adicionais envolvidos na geração compatíveis com os recursos requeridos em obras de reforço no sistema elétrico.

É muito importante destacar os resultados obtidos para os parâmetros:

- Reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ );
- Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto ( $T'_{do}$ );
- Relação de curto-circuito- ( $SCR$ );
- Fator de potência.

Foram realizados estudos de estabilidade transitória considerando alterações nos valores dos três primeiros. Em todos os casos os impactos sobre a estabilidade transitória do sistema não foram significativos.

No caso do  $X_d$ , esse parâmetro está relacionado diretamente com a regulação da máquina e com sua capacidade de fornecer potência reativa para o sistema em regime normal. Essa característica pode parecer irrelevante para uma falta nos terminais da própria máquina. Entretanto, pode ser importante para manter a margem de estabilidade do sistema para contingências mais remotas. Ressalta-se que a redução de  $X_d$  é vantajosa para se melhorar a capacidade de injeção de energia reativa.

A constante de tempo de campo para condição de circuito aberto tem um valor elevado em relação ao período de interesse para a estabilidade transitória. Assim, mesmo com uma redução de 30% de seu valor original, continuava elevada e alterou pouco sua influência no comportamento do gerador no período transitório. Pode-se inferir que, em condições normais, não se recomenda alterar seus dados de projeto para melhorar o desempenho em regime transitório.

A influência do fator de potência não foi considerada nos estudos de estabilidade. Entretanto, dada a importância das máquinas síncronas como centros controladores de tensão, é relevante comentar a respeito de seus impactos nos custos do gerador. Conforme [Rocha01], a redução do fator de potência de uma máquina de 0,95 para 0,85 representa um acréscimo nos custos da ordem de 1,5%. Considerando que a margem de geração de reativo quase dobra ao se passar de 0,95 para 0,85, as máquinas síncronas podem se tornar competitivas em relação a outras fontes de potência reativa controlada.

## 6.5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Dentre as principais constatações possibilitadas nesse trabalho, destacam-se:

As características dos sistemas elétricos de interligação podem ser tão importantes quanto os parâmetros da máquina para a estabilidade transitória. O predomínio das características do sistema ou da máquina deverá ser analisado caso a caso.

O impacto dos ajustes de parâmetros nos custos da máquina pode ser compatível com os custos de obras de reforço à rede elétrica. Por isso, essas alternativas devem ser comparadas através de análises técnicas e econômicas.

Em sistemas de interligação de máquinas de características fortemente radiais, o componente da máquina capaz de permitir o maior ganho no tocante à estabilidade transitória é a inércia. Entretanto, esses aumentos deverão ser limitados em no máximo 30% da inércia original de projeto. Destaca-se que o aumento da inércia em geral reduz o amortecimento das oscilações da máquina.

No caso de geradores interligados por sistemas radiais, um dos fatores mais importantes para a estabilidade transitória é a impedância pós falta. Em sistemas de interligação radiais esse parâmetro é, em termos aproximados, o resultado da soma da reatância do eixo de interligação e da reatância transitória de eixo direto da máquina. Para se analisar a oportunidade de se reduzir esse parâmetro, devem ser consideradas as alternativas de redução da impedância do circuito e da reatância transitória da máquina.

Os critérios de avaliação da estabilidade transitória utilizados para usinas de grande porte, interligadas à Rede Básica não são automaticamente aplicáveis ao estudo de usinas de médio porte, interligadas a sistemas regionais em tensão de subtransmissão. Nesse caso, os critérios devem ser ajustados aos requisitos de qualidade próprios de cada sistema e atentando-se para os virtuais impactos das perturbações sobre os níveis de qualidade específicos estabelecidos pela ANEEL para cada conjunto de consumidores.

## 6.6 PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Dentre as possibilidades de trabalhos posteriores, considerando-se o resultado dos estudos realizados, podemos sugerir como possíveis assuntos de novas dissertações:

- Atualmente, com o grande desenvolvimento técnico dos equipamentos de controle de tensão, existe uma tendência de se alterar alguns parâmetros de máquina, tais como as reatâncias e a inércia, partindo-se da premissa de que, com o ajustes adequados da malha de controle de tensão, seria possível compensar a degradação do comportamento da máquina no tocante à estabilidade dinâmica. Nesse trabalho as análises foram mais orientadas para os aspectos relativos à máquina síncrona e ao sistema elétrico propriamente dito, não tendo sido aprofundada a questão da

regulação de tensão e as possibilidades compatíveis com equipamentos de controle digitais. Portanto, recomenda-se essa questão como um importante tema para investigação.

- Atualmente existe uma tendência crescente de interligação de PCH e usinas regionais de médio porte ao sistema elétrico. Esse processo abre algumas questões importantes a serem respondidas tais como o comportamento dinâmico das redes regionais face à grandes perturbações de caráter sistêmico e à possibilidade de utilização do ilhamento para melhorar a confiabilidade do sistemas regionais.
- Considerando-se que o impacto do fator de potência sobre os custos das máquinas é relativamente pequeno, conforme foi mostrado no capítulo 5, a utilização de geradores na geração de potência reativa e controle de tensão pode se mostrar competitiva em relação à utilização de outros dispositivos de compensação controlada. Nesse caso, deveriam ser realizadas alterações no projeto das máquinas, tornando-as mais robustas. Assim, como tema de investigação, poderia ser realizado um aprofundamento dos aspectos técnicos e econômicos envolvidos na adequação da capacidade dos geradores para o suprimento de energia reativa ao sistema elétrico (serviços auxiliares).
- Nesse trabalho mostrou-se a necessidade de uma adequação caso a caso dos critérios de análise da estabilidade transitória de usinas interligadas a sistemas regionais. Como sugestão para outros desenvolvimentos, indica-se a utilização de técnicas probabilísticas de análise da estabilidade transitória destas usinas, de forma a compatibilizar os padrões de desempenho aos limites estabelecidos.
- Uma dos assuntos mais atuais na área de geração de energia elétrica é a avaliação dos impactos da geração distribuída nos sistemas regionais. Esses impactos variam em função das dimensões das usinas, do seu regime de operação, da importância para os sistemas regionais e também em função de detalhes do projeto, tais como o número de máquinas, fator de potência, características de controle de tensão e velocidade e da conexão aos sistemas elétricos. Assim, sugere-se como tema de futuros trabalhos o estudos de todas as questões relacionadas aos impactos da geração distribuída na qualidade de fornecimento dos sistemas regionais.

## 7- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AUTOR	REFERÊNCIA
[Albuquerque02]	ALBUQUERQUE, V. O., Controle Coordenado de Tensão e Potência Reativa - Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Engenharia de Itajubá - Itajubá - MG - Dezembro de 2002.
[Ames90]	AMES, L.A., A.C. Generators - Design and Application - John Wiley & Sons - Chichester, West Sussex, England - 1990.
[ANATEM97]	PROGRAMA ANATEM - ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS ELETROMECAÑICOS - Manual do usuário- V05 -07/97 , Centro de Pesquisas de Energia Elétrica - CEPEL - julho de 1997
[Anderson77]	ANDERSON, P.M., FOUAD, A. A., Power System Control and Stability, vol. 1, Iowa State University Press, Ames, Iowa, U.S.A., 1977.
[ANEEL00]	Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) - Resolução No 024, de 27 de janeiro de 2000.
[Badra97]	BADRA, A.A., Digitalização e Modernização de Sistemas de Excitação de Geradores Sincronos, XIV SNPTEE - GMR/12 - Belém - PA - 1997.
[Barbier75]	BARBIER, C., FERRARIE, JOHANSSON, K. E., Questionnaire on Electromechanical Damping in Power Systems - Report on the Answers, Eletra no. 64, June 1975, p.59.
[Bento01]	BENTO, M., PRESTA F., V., MALOUF, D.H., Regulador de Tensão e Velocidade Integrados em um Único CLP - uma Nova Solução - XVI SNPTEE - GGH/024 - Campinas - SP- Outubro de 2001.
[Boyce94]	BOYCE, W.E., PRIMA, R.C., Equações Diferenciais Elementares e Problemas de Valor de Contorno, Editora LTC - Livros Técnicos e Científicos - Rio de Janeiro - RJ - 1994.
[Cahen63]	CAHEN, Fr., System Operation, Regulation, Short-Circuits, Stability, Electra jubilé, 1963. p.43.
[Cardoso93]	CARDOSO, J.R., NABETA, S.I., FOGGIA, A., COULOMB, J., REYNE, G., Determinação dos Parâmetros Transitórios de Máquinas Sincronas pelo Método de Elementos Finitos - XII SNPTEE - GMR- Recife - PE - 1993.
[Cascaes73]	CASCAES, J.C., Aplicação do Segundo Método de Liapunov a Sistemas de Potência - II SNPTEE - Grupo IV - Sistemas de Potência - BH - MG - 1973.
[Caselato79]	CASELATO, D, PANES, N.N, Método Simplificado do Cálculo do Efeito de Inércia ( GD <sup>2</sup> ) necessário à regulação - V SNPTEE - Grupo I - Produção Hidráulica - Recife - PE - 1979.
[CCPE01]	CCPE (COMITÊ COORDENADOR DO PLANEJAMENTO DA EXPANSÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS), Critérios e Procedimentos Para o Planejamento da Expansão dos Sistemas de Transmissão.
[Chalmers91]	CHALMERS, B., WILLIAMSON, A., A.C. Machines - Electromagnetics and Design - John Wiley & Sons - Chichester, West Sussex, England - 1991.
[Cortez01]	CORTEZ, A.,N., Critérios e Procedimentos Para Avaliação de Estabilidade de Tensão em Sistemas Elétricos de Potência - Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Minas Gerais - BH - MG - Fevereiro de 2001.
[Dandeno72]	DANDENO, P.L., HAULTH, R.L., SCHULZ, R.P., Effects of Synchronous

	Machine Modeling in Large Scale System studies, IEEE PES Summer Meeting, San Francisco, Calif., U.S.A., July 1972.
[Dougherty81]	<b>DOUGHERTY, J.H., MINNICH, S.M. and S.H.</b> , Finite Element Modeling of Large Turbine Generators: Calculation Versus Load Test Data - IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, no 8, August 1981.
[Eletrobrás00]	<b>CABRAL, L.M.M., CACHAPUZ, P.B.B.</b> , A Eletrobrás e a Operação dos Sistemas Elétricos interligados brasileiros - Centro de Memória da Eletricidade no Brasil - Coordenadoria de Pesquisa - Memória da Eletricidade - <a href="http://www.memoria.eletrabras.gov.br">http://www.memoria.eletrabras.gov.br</a> , Rio de Janeiro, RJ 2000.
[Eletrosul87]	<b>ELETROSUL</b> , Análise Paramétrica dos geradores da Usina de Itá - Trabalho enviado ao GTCP - Eletrobrás, em julho de 1991
[Elgerd76]	<b>ELGERD, O.L.</b> , Introdução à Teoria de Sistemas de Energia Elétrica, Editora McGraw-Hill do Brasil - São Paulo - 1976.
[Godhwani98]	<b>GOLDHWANI, A., BASLR, M.J., KIM,K., EBERLY,T.W.</b> , Commissioning Experience with a Modern Digital Excitation System - IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 13, nº2, June 1998.
[Godhwani96]	<b>GOLDHWANI, A., BASLERA</b> - A Digital Excitation Control System for Use on Brushless Excited Synchronous Generators - IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 11, nº3, p 616, September 1996.
[Honsinger87]	<b>HONSINGER</b> , sizing Equations for Electrical Machinery - IEEE Transactions on Energy Conversion, vol EC-2, nº 1, p. 116, March 1987.
[IEEE96]	<b>DIGITAL EXCITATION TASK FORCE OF THE EQUIPMENT WORKING GROUP</b> , Computer Models for a Representation of Digital-Based Excitation Systems - IEEE/PES Winter Meeting, Baltimore, MD, U.S.A. - January - 1996.
[IEEE92]	<b>IEEE Std. 421.5-1992</b> , IEEE Recommended Practices for Excitation System Models for Power Systems Stability Studies.
[Kilgore35]	<b>KILGORE, L.A.</b> , Effects of Saturation on Machine Reactances - AIEE - Summer Convention, New York, June 1935.
[Kilgore31]	<b>KILGORE, L.A.</b> , Calculation of Synchronous Machine Constants - Reactances and Time Constants Affecting Transient Characteristics - AIEE - Winter Convention, New York, January 1932.
[Kimbark48]	<b>KIMBARK, E.WILSON</b> , Power Systems Stability, vol 1, John Wiley & Sons, New York. 1948.
[Kovacs84]	<b>KOVACS, K.K.</b> , Transient Phenomena in Electrical Machines - Elsevier - Budapest - 1984.
[Krause86]	<b>KRAUSE, P.C.</b> , Analysis of Electrical Machinery - McGraw-Hill Book Company - New York - U.S.A. - 1986.
[Kovarsky72]	<b>KOVARSKY, D., SILVEIRA, R.</b> , Estimativa de Custos de Hidrogeradores - I SNPTTE - Grupo I - Produção Hidráulica - São Paulo - 1972.
[Kundur97]	<b>KUNDUR, P.</b> , Power System Stability and Control - EPRI Power System Engineering Series - McGraw-Hill, New York, 1997.
[Lopes53]	<b>LOPES, L.</b> , Relatório Sobre Energia Elétrica no Brasil - CEMIG - Companhia Energética de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1953.
[Leite99]	<b>ALVES, E. LEITE, UEMORI, M., PENTEADO, A. A., REIS, L. B.</b> , Revisão dos Critérios Para Especificação e Projeto de Geradores: os Parâmetros Elétricos e a Estabilidade - Análise de um Caso - XV SNPTTE, GGH/010 - Foz do

	Iguaçu - PR - Outubro de 1999
[Leite75]	LEITE, L.P., TSUZUKI, M., Influência do Sistema de Excitação no Torque Sincronizante e de Amortecimento da Máquina - Ajustes de Sinais Estabilizantes - III SNPTEE - GSP/15 - Curitiba - PR, 1975
[Mello79]	MELLO, F.P., Dinâmica das Máquinas Elétricas - 1 - Curso de Engenharia em Sistemas Elétricos de Potência, Série P.T.I. - Universidade Federal de Santa Maria- Santa Maria, RS, 1979
[Mello71]	MELLO, F.P. , The Effects of Control, in Electrical Machines Dynamics -II - Course Notes - PTI - Patrocínio do Comitê Nacional de Operação Interligada (GCOI) - São Paulo - SP - Julho 1971
[NPCC95]	<b>NORTHEAST POWER COORDINATING COUNCIL (NPCC)- Operating Procedure Coordinating Committee and System Design Coordinating Committee</b> , Basic Criteria for Design and Operation of Interconnected Power Systems - New York , U.S.A., August 1995
[NERC96]	<b>NERC Glossary of Terms Task Force (GOTTF)</b> , Glossary of Terms, North American Electric Reliability Council - NERC , U.S.A., August 1996
[Neto79]	NETO, L. A. S., OLIVEIRA, S. E. M., Estabilidade Dinâmica com Sinais Estabilizadores - SNPTEE, GSP/006 - Recife - PE - 1979
[Ogatta82]	OGATTA, K., Engenharia de Controle Moderno, Universidade de Minnesota, Prentice / Hall do Brasil - Rio de Janeiro - RJ- 1982.
[Oliveira84]	OLIVEIRA, S.M, Efeitos do sistema de Excitação nos Torques Sincronizados Produzidos Pelos Geradores Sincronos - VII SNPTEE - Brasília - DF - 1984.
[Oliveira77]	OLIVEIRA, S.M, Influência de Diversos Parâmetros nos Limites de Estabilidade de Uma Máquina Síncrona - IV SNPTEE - Rio de Janeiro - RJ - 1977.
[ONS01]	<b>OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO (ONS)</b> , Diretrizes e Critérios Para Estudos Elétricos, Procedimentos de Rede, Submódulo 23.3, de 23/07/2001.
[Pitta89]	PITTA, S. A. B., PAIVA, F., COSTA F., A.M., Análise Elementar da Influência dos Principais Parâmetros de um Hidrogerador em seu Custo, XI SNPTEE - SGM/16 Curitiba - PR - 1989.
[Reis97]	REIS, L.B., PENTEADO,, A., ROCHA E., J.J., UEMORI, M.K.I., Relação de Curto-circuito e Saliência Sub-Transitória de Hidrogeradores: um Convite à Discussão - XIV SNPTEE - GMR/17 - Belém - PA - 1997.
[Ribeiro97]	RIBEIRO, E.E., ALVES,M.F., MELLO, C.A.F.,PINTO, R.G.R., Análise Eletromagnética de Hidrogeradores aplicada ao Gerador da Usina de Emborcação - XII SNPTEE - GMR/21 - Belém - PA - 1997.
[Rocha01]	ECHEVERRIA, J.J ROCHA, HILDINGER, T., FARIA, E.L.,ALVES, C.A.P., O impacto da Especificação Técnica de Hidrogeradores no seu Custo - SNPTEE, GGH/009 - Campinas - SP- Outubro de 2001.
[Rocha97]	ROCHA, J.J., UEMORI, M.K.I., REIMER, N.E., SPIRIDON, W.S., Um Conceito Novo em Padronização de Geradores, VIX SNPTEE - GMR/14 Belém - PA - 1997.
[Sadowski95]	SADOWSKI, N., BASTOS, J.P.A., CARLSON, R., LAJOIE-MAZENC, M , Modelagemde Máquinas Síncronas Utilizando o Método de Elementos Finitos - XIII SNPTEE – GMR - Florianópolis - SC - 1995.
[Say83]	SAY, M.G., Alternating Currents Machines - Longman Scientific & Technical -

	Harlow - Essex - England - 1983.
[Schulz72]	<b>SHULZ, R.P., JONES, W.D., EWART,D.N.</b> , Dynamic Models of Turbine Generators Derived from Solid Rotor Equivalent Circuits - IEEE PES Summer Meeting - San Francisco - California - U.S.A. - July 1972.
[Siemens97]	<b>WORKSHOP SIEMENS - CEMIG, - CRITÉRIOS DE PROJETO E FABRICAÇÃO</b> - BH - MG - junho de 1997
[Siskind54]	<b>SISKIND, C.S., STILL, A.</b> , Element of Electrical Machine Design - McGraw-Hill Book Company - Tóquio - 1954
[Stocco01]	<b>STOCCO, F.V., FARIA,E.J.,HILDINGER,T.</b> , Nova Concepção de Geradores Para Médias Centrais Hidrelétricas, XVI SNPTEE - GMR/13 Campinas - SP - 2001.
[Taranto02]	<b>TARANTO, G. N.</b> , Estabilidade Eletromecânica de Sistemas de Potência, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica, Rio de Janeiro, Agosto de 2002.
[Transmisson56]	<b>WAGNER, C.F.</b> , Machine Characteristics, in Transmission and Distribution - Westinghouse Electric Corporation - Pennsylvania - U.S.A. - 1964
[Xisto84]	<b>FILHO, X.V.</b> , Operação de Sistemas de Potência com Controle Automático de Geração - Eletrobrás - Editora Campus -Rio de janeiro - RJ - 1984.
[Winchester69]	<b>WINCHESTER, R.L., JACKSON, W.B.</b> , Direct- and Quadrature-Axis Equivalent Circuits for Solid-Rotor Generators - IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-88, nº 7, p. 1121, July 1969.
[WSCC00]	<b>WESTERN SYSTEMS COORDINATING COUCIL</b> , Reliability Criteria for Transmission System Planning, part 1, December 2000.
[Young71]	<b>YOUNG, C.C.</b> , Equipment and System Modeling for large Scale Stability Studies - IEEE - PICA Conference - Boston - Mass. - U.S.A. - June - 1971.
[Young70]	<b>YOUNG, C.C.</b> ,The Synchronous Machine, in Electrical Machines Dinamics -II - Course Notes - PTI - Patrocínio do Comitê Nacional de Operação Interligada (GCOI) - São Paulo - SP - Julho 1971.
[Talaat55]	<b>TALAAT, M. E.</b> , A New Aproach to the Calculation of Synchronous Machine Reatances - Part II - IEEE PAS Part 2, 1956 - p. 317
[Talaat56]	<b>TALAAT, M. E.</b> , A New Aproach to the Calculation of Synchronous Machine Reatances - Part I - IEEE PAS Part 1, 1955 - p. 176
[Zeni01]	<b>ZENI JR., N. , PONS, F.H., MORAES, V.E.S., e outros</b> , Sistema Integrado de Controle, Velocidade e Automatismo - XVI SNPTEE - GGH/025 - Campinas - SP- Outubro de 2001.

## 8 - TERMINOLOGIA UTILIZADA

SÍMBOLO	DESCRIÇÃO
$a$	largura no interior da ranhura
$b_{b1}$	Largura da barra do amortecedor
$b_{b2}$	Largura da ranhura acima da barra do amortecedor
$B_g$	Densidade do fluxo no eixo do pólo
$b_h$	Largura da sapata polar
$B_{max}$	Densidade máxima de fluxo no entreferro (carga magnética)
$b_p$	Largura do pólo
$C$	Saída específica, ou coeficiente de saída
$C_1$	Relação entre a amplitude máxima da fundamental e o valor máximo da fmm de campo
$C_{d1}$	Relação entre a componente fundamental do fluxo no entreferro produzido pela componente fundamental da fmm de armadura pela obtida em um entreferro uniforme igual ao valor do entreferro no eixo do pólo
"chording"	Relação entre o passo do enrolamento e o passo polar
$C_p$	Relação entre o valor médio e o valor máximo da fmm de campo
$c_{ph}$	Condutores por fase
$c_s$	Número de condutores por ranhura
$d$	Diâmetro interno da armadura
$D$	Diâmetro do rotor
$E'$	Fasor de tensão atras da reatância transitória de eixo direto em pu
$E''$	Fasor de tensão atras da reatância subtransitória de eixo direto em pu
$E_a$	Tensão interna da máquina na fase a
$E'_d$	Enlace de fluxo do eixo em quadratura em pu
$E''_d$	Enlace de fluxo do amortecedor do eixo em quadratura em pu
$E_{fd}$	Tensão de campo em pu
$E_f$	Corrente de campo em pu
$E_{lka}$	Corrente por unidade no amortecedor em quadratura
$E'_q$	Enlace de fluxo do campo em pu
$e_{sbase}$	Tensão base de estator
$f$	freqüência da máquina
$f_{base}$	Freqüência base
$F_{C1}$	Fator de "chording" para a dispersão nas conexões dos enrolamentos de armadura
$f_{mma}$	Força magnetomotriz de armadura
$g$	Comprimento do entreferro
$g'$	Entreferro equivalente

$H$	Constante de Inércia da máquina (em seg.)
$h, h_1, h_2, h_3$	dimensões relacionadas à profundidade da ranhura
$h_{b1}$	Profundidade da barra do amortecedor
$h_{b2}$	Profundidade da ranhura acima da barra do amortecedor
$h_{f1}$	Altura da bobina do campo
$h_{f2}$	Distância entre a bobina de campo e a sapata polar
$h_h$	Espessura máxima da sapata polar
$i$	Corrente nos enrolamentos do gerador
$I$	Vetor das injeções de corrente
$I_{0dq}$	Vetor das correntes de Park
$I_0$	Corrente de sequência zero
$I_a, I_b, I_c$	Correntes nas fases do estator
$I_{cond}$	Corrente por condutor
$I_d$	Corrente de eixo direto
$I_{fd}$	Corrente de excitação
$I_{kd}$	Corrente no enrolamento amortecedor no eixo direto
$I_{kq}$	Corrente no enrolamento amortecedor no eixo quadratura
$I_q$	Corrente de eixo em quadratura
$i_{S\ base}$	corrente base do estator
$J$	Momento de Inércia
$k$	Coefficiente escalar da transformação dq0 ( Park)
$k_j$	Fator de "chording" para a dispersão da ranhura
$k_C$	Fator de dispersão nas conexões dos enrolamentos de armadura
$k_d$	Fator de distribuição do enrolamento do estator
$k_P$	Fator de "chording" do enrolamento do estator
$k_w$	Fator de passo no enrolamento
$L_0$	Indutância de sequência zero
$L_{AD}$	Indutância de magnetização de eixo direto
$L_{aD} = L_{Da}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase a e o enrolamento amortecedor de eixo direto
$L_{aF} = L_{Fa}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase a e o enrolamento de campo
$L_{aQ} = L_{Qa}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase a e o enrolamento amortecedor de eixo em quadratura
$L_{afd}$	Indutância mútua de eixo direto entre estator e o enrolamento do campo
$L_{akd}$	Indutância mútua entre estator e o enrolamento amortecedor de eixo direto
$L_{akq}$	Indutância mútua entre estator e o enrolamento amortecedor de eixo em quadratura
$L_{AQ}$	Indutância de magnetização de eixo em quadratura
$L_{bD} = L_{Db}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase b e o enrolamento amortecedor de eixo direto

$L_{bF} = L_{Fb}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase b e o enrolamento de campo
$L_{bQ} = L_{Qb}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase b e o enrolamento amortecedor de eixo em quadratura
$L_{cD} = L_{Dc}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase c e o enrolamento amortecedor de eixo direto
$L_{cF} = L_{Fc}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase c e o enrolamento de campo
$L_{cQ} = L_{Qc}$	Indutância mútua entre o enrolamento da fase c e o enrolamento amortecedor de eixo em quadratura
$I_d$	Indutância de dispersão da armadura no eixo direto
$L_d$	Indutância síncrona de eixo direto
$I_D$	Indutância de dispersão do amortecedor de eixo direto
$L'_d$	Indutância transitória de eixo direto
$L''_d$	Indutância subtransitória de eixo direto
$L_F$	Indutância de dispersão do enrolamento de campo
$L_{FD} = L_{DF}$	Indutância mútua entre o enrolamento de campo e o amortecedor de eixo direto
$L_h$	Comprimento da sapata polar
$L_{ii}$	Indutância própria do enrolamento i do estator
$L_{II}$	Indutância própria do enrolamento I do rotor
$L_{ij}$	Indutância mútua entre os enrolamentos i e j do estator
$I_F$	Indutância de dispersão do enrolamento de campo
$L_l$	Dispersão de armadura
$L_{la}$	Comprimento líquido da armadura
$L_{lm}$	Comprimento longitudinal equivalente do núcleo
$L_m$	Valor máximo do termo cosenoidal da indutância dos enrolamentos da armadura
$L_{or}$	Comprimento da conexão (overhang) por condutor
$L_{polo}$	Comprimento longitudinal do pólo, incluindo dutos de ventilação
$I_q$	Indutância de dispersão da armadura no eixo em quadratura
$I_q$	Indutância de dispersão da armadura no eixo em quadratura
$L_q$	Indutância síncrona de eixo em quadratura
$I_Q$	Indutância de dispersão do amortecedor de eixo em quadratura
$L'_q$	Indutância transitória de eixo em quadratura
$L''_q$	Indutância subtransitória de eixo em quadratura
$L_S$	Termo constante da indutância própria dos enrolamentos da armadura
$L_{Sbase}$	Indutância base de estator
$M$	Massa do rotor
$M_Q$	Indutância mútua entre os enrolamentos amortecedor de eixo quadratura e os circuitos do eixo em quadratura
$M_R$	Indutância mútua entre do enrolamentos de campo e os circuito do eixo direto
$M_S$	Termo constante da indutância mútua dos enrolamentos da armadura

$n_{ham}$	Número de barras por pólo do enrolamento amortecedor
$n_{elet}$	Velocidade de rotação elétrica
$n_{mec}$	Velocidade de rotação mecânica
$n_s$	Número de ranhuras por pólo
$p$	Número de pares de polos
$P$	Matriz da transformação dq0 ( Park)
$P^{-1}$	Matriz da inversa transformação dq0 ( Park)
$\rho_a$	Permeância específica da armadura
$\rho_{amd}$	Permeância unitária do amortecedor de eixo direto
$\rho_{amq}$	Permeância unitária do amortecedor de eixo em quadratura
$\rho_{bl}$	Permeância unitária longitudinal da barra do amortecedor
$\rho_{bt}$	Permeância unitária transversal da barra do amortecedor
$\rho_D$	Permeância unitária dos dentes
$P_e$	Potência elétrica do gerador
$\rho_F$	Permeância unitária de dispersão do campo
$\rho_{Fe}$	Permeância unitária nas extremidades do enrolamento de campo
$\rho_{FL}$	Permeância unitária lateral do enrolamento de campo
$P_M$	Potência mecânica no eixo do gerador
$P_{max}$	Potência máxima transmitida por um circuito
$P_{out}$	Potência instantânea de saída nos terminais do gerador
$\rho_R$	Permeância unitária da ranhura
$\rho_{or}$	Permeância unitária de "overhang"
$\rho_Z$	Permeância unitária de dispersão zig-zag
$q$	Carga específica da armadura
$r$	Resistência dos enrolamentos do gerador
$S_{3f}$	Potência nominal trifásica da máquina
$S_{B3}$	Potência complexa base trifásica
$SCR$	Relação de curto-circuito da máquina
$S_{N3}$	Potência complexa trifásica nominal do gerador
$T_a$	Conjugado de aceleração
$T_{base}$	Conjugado base
$t_c$	Tempo crítico de abertura dos disjuntores
$T_D$	Coefficiente de amortecimento da máquina
$T'_{d0}$	Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto
$T''_{d0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto
$T_e$	Conjugado eletromagnético
$T_m$	Conjugado mecânico
$T'_{q0}$	Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto
$T''_{q0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto
$T_s$	Coefficiente de sincronização da máquina

$v$	Tensões nos terminais do gerador
$V$	Vetor das tensões nodais
$v_{db} \ v_{qp} \ v_0$	Tensões de eixo direto, eixo em quadratura e de seqüência zero
$V_{efa}$	Tensão eficaz na fase a
$V_{ph}$	Tensão por fase
$X$	Vetor de estado do sistema
$X_d$	Reatância síncrona de eixo direto
$X'_d$	Reatância transitória de eixo direto
$X''_d$	Reatância subtransitória de eixo direto
$x'_{Dd}$	Reatância efetiva de dispersão do amortecedor de eixo direto
$x'_{Dq}$	Reatância efetiva de dispersão do amortecedor de eixo em quadratura
$x'_f$	Reatância efetiva de dispersão do campo
$X_f$	Reatância de dispersão da armadura
$X_q$	Reatância síncrona de eixo em quadratura
$X'_q$	Reatância transitória de eixo em quadratura
$X''_q$	Reatância subtransitória de eixo em quadratura
$X_R$	Fator de reatância
$Z_{Sbase}$	Impedância base de estator
$z_s$	fator de enrolamento da armadura
$\beta$	coeficiente de dispersão do dente
$\delta$	Defasamento angular
$\Delta$	Coefficiente de dispersão do entreferro
$\phi$	Ângulo de rotação da máquina
$\gamma$	Número de ranhuras por pólo por fase
$\lambda$	Enlaces de fluxo dos enrolamentos do gerador
$\lambda_{abc}$	Enlaces de fluxo no estator
$\lambda_{dq0}$	Enlaces de fluxo no estator no referencial dq0
$\lambda_{FDQ}$	Enlaces de fluxo no rotor
$\lambda_{Sbase}$	Fluxo base
$\lambda''_d$	Enlace de fluxo subtransitório no eixo direto do rotor (pu)
$\lambda''_q$	Enlace de fluxo subtransitório no eixo em quadratura do rotor (pu)
$\lambda_{kd}$	Enlace de fluxo no amortecedor de eixo direto (pu)
$\lambda_{polo}$	Fluxo por pólo
$\theta$	ângulo descrito pelo eixo do campo em relação ao eixo de simetria da fase a da armadura
$\Sigma_c$	Coefficiente de franjeamento, em função do entreferro e do passo e abertura das ranhuras do estator e rotor
$\tau$	Passo polar
$\tau_{am}$	Passo do enrolamento amortecedor

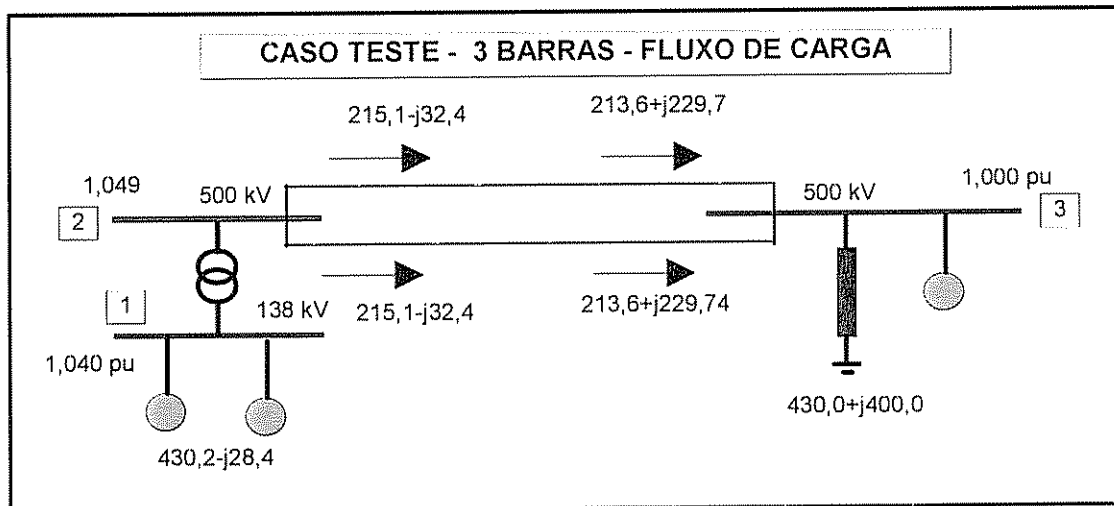
$\tau_i$	Fator de aceleração, para velocidade, tempo e conjugado em pu
$\tau_r$	Passo polar referido ao diâmetro do rotor
$\omega_{base}$	Frequência angular elétrica base
$\omega_{mbase}$	Frequência angular mecânica base
$\omega_s$	Velocidade de rotação síncrona (em rd)
$\omega_r$	Velocidade angular do rotor

## 9 - APÊNDICES

## APÊNDICE 1 - CASO TESTE 3 BARRAS

### DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO

#### I - FLUXO DE CARGA



#### II - PARÂMETROS DA REDE ELÉTRICA

DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO					
DADOS DAS LINHAS					
BARRA DE	BARRA PARA	CIRCUITO	R	X	B
2	3	1	0,27	4,25	271,45
2	3	2	0,27	4,25	271,45
DADOS DAS TRANSFORMAÇÕES					
BARRA DE	BARRA PARA	CIRCUITO	X(%)	TAPE	MVA n
1	2	1	2,12	1,000	-
DADOS DAS CARGAS ( MVA)					
BARRA	GERAÇÃO		CARGA		SHUNT
BARRA	MW	MVAR	MW	MVAR	TAPE
1	430,20	-29,40	0,00	0,00	-
2	0,00	0,00	0,00	0,00	-
3	2,80	-59,40	430,00	400,00	-

### III - DADOS DOS GERADORES

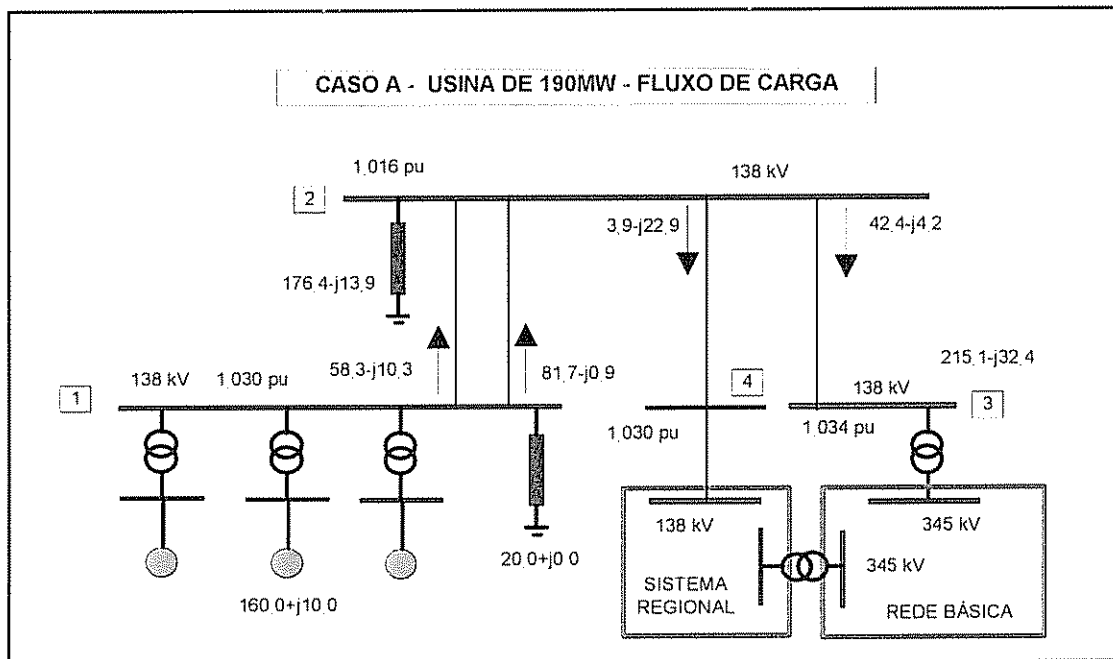
DADOS DOS GERADORES	
Tipo de usina	Hidrelétrica
Número de unidades consideradas	2
Potência Nominal (MVA)	283,0
Constante de Inércia ( s)	6,228
Reatância síncrona de eixo direto (%)	94,81
Reatância transitória de eixo direto (%)	24,99
Reatância subtransitória de eixo direto (%)	18,96
Reatância síncrona de eixo em quadratura (%)	64,50
Reatância transitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância subtransitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância de dispersão da Armadura (%)	
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto(s)	7,0
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto(s)	0,07
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	0,14
Tipo de sistema de excitação	Estática

## APÊNDICE 2 - CASO TESTE A

### USINA DE 190 MVA INTERLIGADA EM 138 KV

#### DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO

##### I - FLUXO DE CARGA



## II - PARÂMETROS DA REDE ELÉTRICA

DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO					
---------------------------	--	--	--	--	--

DADOS DAS LINHAS					
BARRA DE	BARRA PARA	CIRCUITO	R	X	B
1	2	1	3,17	5,42	1,235
1	2	2	1,64	4,24	1,041
2	3	1	3,55	9,78	2,29
2	4	1	3,57	7,51	3,2

DADOS DAS CARGAS ( MVA)					
BARRA	GERAÇÃO		CARGA		SHUNT
	MW	MVAR	MW	MVAR	
1	160,00	10,00	20,00	0,00	-
2	-	-	176,40	13,90	-
3	-	-	-	-	-
4	-	-	-	-	-

## III - DADOS DOS GERADORES

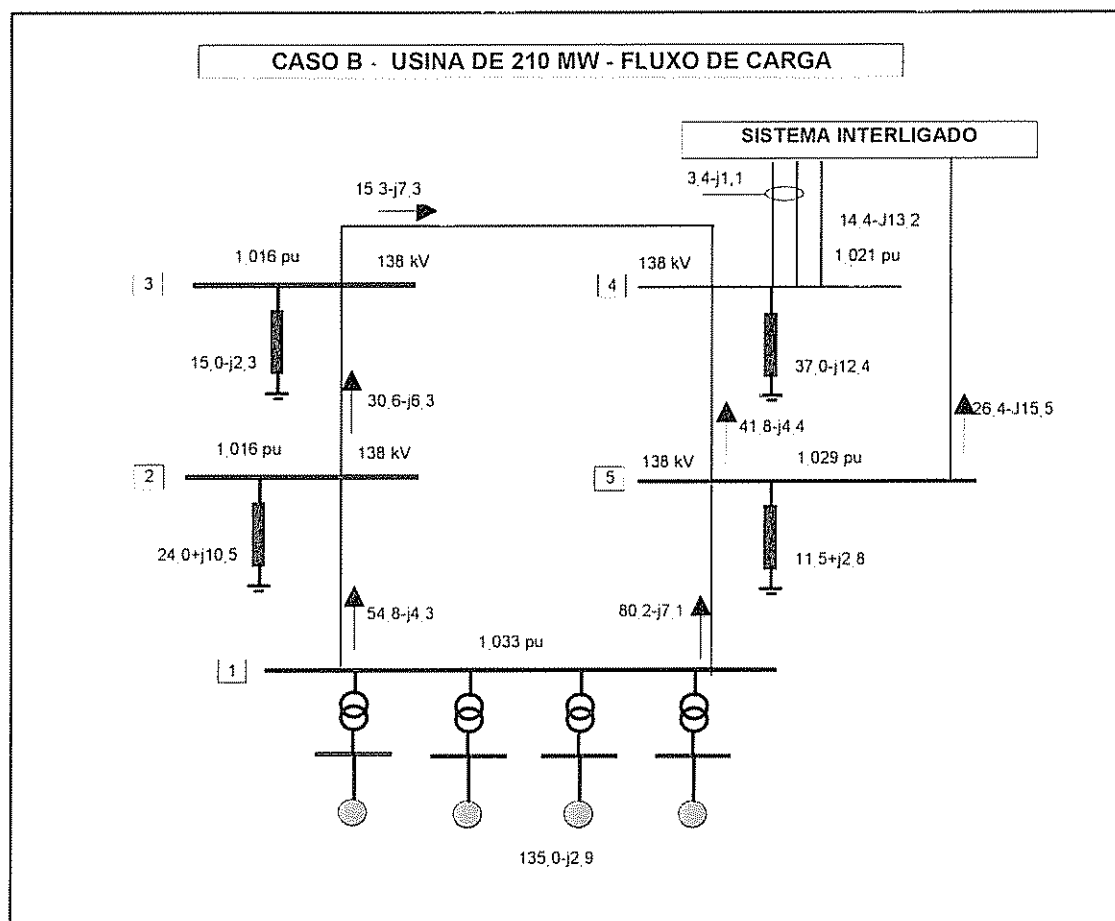
DADOS DOS GERADORES	
Tipo de usina	Hidrelétrica
Número de unidades consideradas	3
Potência Nominal (MVA)	63,2
Constante de Inércia ( s)	2,828
Reatância síncrona de eixo direto (%)	90,0
Reatância transitória de eixo direto (%)	27,0
Reatância subtransitória de eixo direto (%)	20,0
Reatância síncrona de eixo em quadratura (%)	57,0
Reatância transitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância subtransitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância de dispersão da Armadura (%)	15,5
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto(s)	4,16
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto(s)	0,062
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	0,13
Tipo de sistema de excitação	Estática

## APÊNDICE 3 - CASO TESTE B

### USINA DE 210 MVA INTERLIGADA EM 138 KV

### DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO

#### I - FLUXO DE CARGA



## II - PARÂMETROS DA REDE ELÉTRICA

DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO					
DADOS DAS LINHAS					
BARRA DE	BARRA PARA	CIRCUITO	R	X	B
1	2	1	0,96	4,42	1,200
1	5	1	0,80	3,68	0,999
2	3	1	3,01	7,75	1,898
3	4	1	1,00	2,58	0,633
4	5	1	1,28	5,89	1,599
DADOS DAS CARGAS ( MVA)					
BARRA	GERAÇÃO		CARGA		SHUNT
BARRA	MW	MVAR	MW	MVAR	
1	135,00	-2,90	-	-	-
2	-	-	24,00	10,50	-
3	-	-	15,00	2,30	-
4	-	-	37,00	12,90	-
5	-	-	11,50	2,80	-

## III - DADOS DOS GERADORES

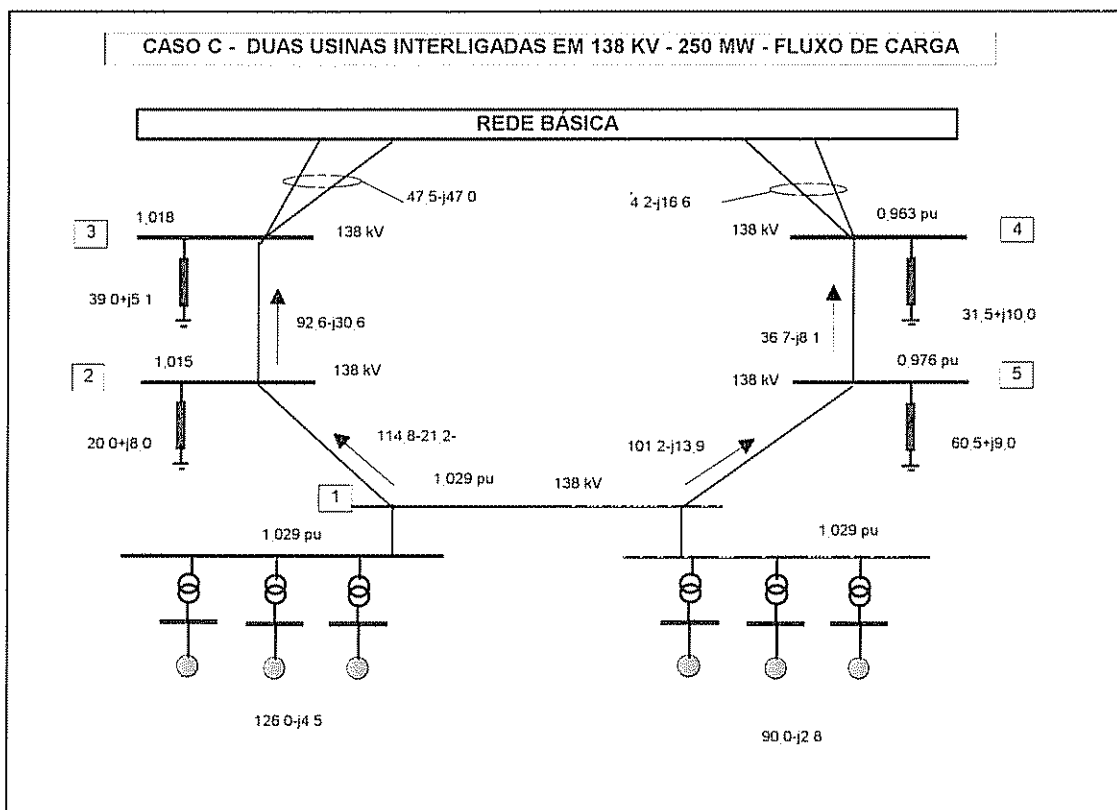
DADOS DOS GERADORES	
Tipo de usina	Hidrelétrica
Número de unidades consideradas	4
Potência Nominal (MVA)	44,2
Constante de Inércia ( s)	1,200
Reatância síncrona de eixo direto (%)	114,0
Reatância transitória de eixo direto (%)	38,6
Reatância subtransitória de eixo direto (%)	35,0
Reatância síncrona de eixo em quadratura (%)	73,0
Reatância transitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância subtransitória de eixo em quadratura (%)	
Reatância de dispersão da Armadura (%)	21,0
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto(s)	3,50
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto(s)	0,018
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	0,037
Tipo de sistema de excitação	Estática

## APÊNDICE 4 - CASO TESTE C

### DUAS USINAS INTERLIGADAS AO MESMO EIXO EM 138 KV

### DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO

#### I - FLUXO DE CARGA



## II - PARÂMETROS DA REDE ELÉTRICA

DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO					
DADOS DAS LINHAS					
BARRA DE	BARRA PARA	CIRCUITO	R	X	B
1	2	1	1,76	2,26	1,409
1	5	1	3,98	18,33	5,098
2	3	1	6,65	17,26	4,216
4	5	1	7,34	19,45	4,616
DADOS DAS CARGAS ( MVA)					
BARRA	GERAÇÃO		CARGA		SHUNT
BARRA	MW	MVAR	MW	MVAR	
1	216,00	-1,70	-	-	-
2	-	-	20,00	8,00	-
3	-	-	39,00	5,10	-
4	-	-	31,50	10,00	-
5	-	-	60,50	9,00	-

## III - DADOS DOS GERADORES

DADOS DOS GERADORES		
	USINA 1	USINA 2
Tipo de usina	Hidrelétrica	Hidrelétrica
Número de unidades consideradas	3	3
Potência Nominal (MVA)	52,0	34,0
Constante de Inércia ( s )	2,53	2,53
Reatância síncrona de eixo direto (%)	90,0	90,0
Reatância transitória de eixo direto (%)	29,0	29,0
Reatância subtransitória de eixo direto (%)	24,0	24,0
Reatância síncrona de eixo em quadratura (%)	60,0	60,0
Reatância transitória de eixo em quadratura (%)		
Reatância subtransitória de eixo em quadratura (%)		
Reatância de dispersão da Armadura (%)	15,0	15,0
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto(s)	4,40	4,40
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto(s)	0,06	0,06
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)		
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto(s)	0,10	0,10
Tipo de sistema de excitação	Estática	Estática