

unesp 

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**“Inclusão de Efeitos Subtransitórios
de Saliências em Análise de
Estabilidade de Sistemas de Energia
Elétrica por Método Automático”**

JACKSON TSUKADA

Ilha Solteira - SP

1210001264



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Inclusão de Efeitos Subtransitórios e de Saliências em
Análise de Estabilidade de Sistemas de Energia Elétrica por
Método Automático



Jackson Tsukada

Laurence Duarte Colvara
Orientador

Proc. 071/2002 - NRD 24

UNESP - "CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA"	
SERVIÇO TÍP. DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO	
DATA DE CRIAÇÃO	DATA DE TOMBO
06.05.02	30.05.02
REGISTRADO POR	TOMBO
Olza	Te. 1264
AQUISIÇÃO	CLASSIFICAÇÃO
Isaac Autor R\$ 10,00	T882i

Dissertação submetida à Universidade Estadual Paulista – Unesp, Câmpus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica

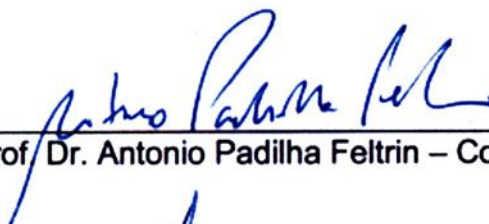
Ilha Solteira – SP, Fevereiro de 2002.

Sup 199090
Sup 55449
3040007

“Inclusão de Efeitos Subtransitórios e de Saliências em Análise de Estabilidade de Sistemas de Energia Elétrica por Método Automático”

JACKSON TSUKADA

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À FACULDADE DE ENGENHARIA DO
CÂMPUS DE ILHA SOLTEIRA – UNESP – COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA (ME).**

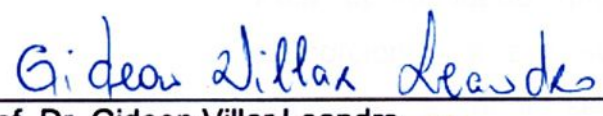


Prof. Dr. Antonio Padilha Feltrin – Coordenador

COMISSÃO EXAMINADORA:



Prof. Dr. Laurence Duarte Colvara - orientador



Prof. Dr. Gideon Villar Leandro



Prof. Dr. Percival Bueno de Araujo

Ilha Solteira/SP, fevereiro de 2002

A Deus

Pela oportunidade que ele me proporcionou e por sua infinita bondade, a qual sempre me incentivou para o sucesso.



Aos meus pais

Que sempre me apoiaram e
incentivaram para o sucesso
deste objetivo



AGRADECIMENTOS

Em especial ao Professor Laurence Duarte Colvara pela sua competência, orientação e paciência no desenvolvimento deste trabalho.

A minha namorada Jaci pelo grande apoio e incentivo.

A todos os docentes do Departamento de Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – FEIS/UNESP.

Aos membros da banca examinadora pela participação e colaboração neste trabalho.

Aos funcionários Arlindo, Fátima e Paulo da secretaria de pós-graduação.

Ao Sr. Deoclécio Mitsuiti Kosaka pela sua competência na área de informática.

Aos amigos Fátima Tofano, César Tofano, Marcelo Siqueira de Almeida, Devair Rios Garcia, Silvio Cesar Braz Araujo, Jean Marcos de Souza Ribeiro, Celso Tadao Miasaki, Marco Aparecido Queiróz Duarte, Luís Gustavo Wesz da Silva, Jeferson Ponties e Tony Inácio da Silva pelo grande apoio e incentivo na concretização deste trabalho.

Aos funcionários da secretaria do Departamento de Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – FEIS/UNESP.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP pelo apoio financeiro no desenvolvimento deste trabalho.



Resumo

O presente trabalho trata da análise de estabilidade transitória (primeira oscilação) em Sistemas de Energia Elétrica – SEE's enfocando a atuação da máquina síncrona de pólos salientes e os efeitos dos enrolamentos amortecedores traduzidos em fenômenos subtransitórios.

Inicialmente os estudos são realizados empregando um Sistema Máquina vs. Barra Infinita (MBI) por se tratar de um caso simples e de melhor entendimento, e posteriormente os estudos estendem-se para o ambiente Multimáquinas.

O objetivo do trabalho é evoluir a representação da máquina síncrona para um modelo mais realista na análise de estabilidade em Sistema de Energia Elétrica – SEE, considerando a ação dos enrolamentos amortecedores e a influência da saliência.

Ressalta-se que este trabalho é parte de um projeto maior, de longo prazo, iniciado já há alguns anos, em que o resultado final visa a análise conclusiva de estabilidade sem intervenção de um “analista”.

Este trabalho consiste em uma metodologia de análise de método automático, em que se verifica o comportamento da trajetória de pós-falta

concluindo pela estabilidade ou instabilidade do sistema, sendo esta metodologia denominada neste trabalho de **Região de Sincronização Positiva – RSP**.

ABSTRACT

The subject of the present work is the analysis of transient stability (first oscillation) in Electrical Power Systems taking into account poles saliency and subtransient effects.

This study starts using the simplest case of Single Machine - Infinite Bus system in order to have better understanding, and later on the studies extend to the multimachine case.

The objective of the work is to consider more realistic model for the synchronous machine in stability analysis of Electrical Power Systems, taking into account the action of the damper windings and the influence of the saliency.

This work comes as continuity of a larger project, of long period, initiate some years ago, having as final goal to reach conclusive result of stability analysis without "analyst's" intervention.

This work consists of a methodology of analysis of automatic method, in that the behavior of the powder-lack path is verified, ending for the stability or instability of the system, being this denominated methodology **Positive Synchronization Region – PSR**.

Sumário

NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA	III
LISTA DE FIGURAS	VIII
LISTA DE TABELAS	X
CAPÍTULO I	1
INTRODUÇÃO	1
I.1.- ESTABILIDADE	1
I.2.- MÉTODOS DE ANÁLISE DE ESTABILIDADE	4
I.3.- OBJETIVOS DO TRABALHO	5
CAPÍTULO II	6
MODELO DO SISTEMA	6
II.1.- MÁQUINA SÍNCRONA	7
II.1.1.- No eixo direto	9
II.1.2.- No eixo em quadratura	9
II.1.3.- Equações de desempenho da máquina síncrona	11
II.2.- REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO – RAT	12
II.3.- REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA MBI	14
a.- Modelo Clássico	16
b.- Modelo de 1 1/2 eixos	16
c.- Modelo de Dois Eixos	17
II.4.- REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA EM TERMOS DE VARIAÇÕES	19
CAPÍTULO III	22
ESTUDO DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA CONSIDERANDO EFEITOS DE SALIÊNCIA	22
III.1.- CRITÉRIO DAS ÁREAS IGUAIS	22
III.2.- ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO TORQUE DE RELUTÂNCIA	27
III.2.1.- Análise do Torque de Relutância pelo Critério das Áreas Iguais	32
III.3.- CONSTRUÇÃO DE UMA FUNÇÃO DE LYAPUNOV	35
III.4.- METODOLOGIA DA RSP PARA PÓLOS SALIENTES	40
III.4.1.- Algoritmo para o Teste de Estabilidade	44
III.4.2.- Resultados de Aplicação	44



CAPÍTULO IV	51
METODOLOGIA DA RSP CONSIDERANDO FENÔMENOS SUBTRANSITÓRIOS	51
IV.1.- DEFINIÇÃO DAS STN's	54
IV.2.1.- A RSP e suas fronteiras	55
IV.2.2.-Considerações sobre a energia potencial	57
IV.3.- ALGORITMO DO TESTE DE ESTABILIDADE	59
IV.4.- RESULTADOS E APLICAÇÕES DO TESTE DE ESTABILIDADE	59
CAPÍTULO V	68
ANÁLISE DE ESTABILIDADE SUBTRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA MULTIMÁQUINAS UTILIZANDO O MÉTODO DA RSP	68
V.1 - INTRODUÇÃO: REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA MULTIMÁQUINAS	68
V.2.- O MÉTODO DA REGIÃO DE SINCRONIZAÇÃO POSITIVA CONSIDERANDO FENÔMENOS SUBTRANSITÓRIOS EM AMBIENTE MULTIMÁQUINAS	73
V.2.1.- Descrição do sistema	73
V.2.2.- A função energia	76
V.2.3.- O método da RSP	77
i) Existência de Equilíbrio: Restrição de Tensões e Potências Mecânicas – RTPM	78
ii) Superfícies de Toque Nulo (STN's)	79
V.3.- EVOLUÇÃO DA TRAJETÓRIA DE PÓS-FALTA	80
V.4.- EVOLUÇÃO DA TRAJETÓRIA EM RELAÇÃO A UMA STN _k	81
V.5.- IDENTIFICAÇÃO DOS PARES MAIS CRÍTICOS	82
V.6.- O TESTE DE ESTABILIDADE	84
CAPÍTULO VI	86
CONCLUSÃO	86
REFERÊNCIAS	88



NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA

a_i = Aceleração Relativa

CTN = Curva de Torque Nulo

FACTS = Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada

FL = Função de Lyapunov

MBI = Máquina versus Barra Infinita

MS = Máquina Síncrona

MTI = Mínima Tensão Interna

PEBS = Potential Energy Boundary Surface

RAT = Regulador Automático de Tensão

RSP = Região de Sincronização Positiva

SEE = Sistema de Energia Elétrica

SM = Sistema Multimáquinas

SLEP = Superfície Limite da Energia Potencial

STN = Superfície de Torque Nulo

\dot{d} = Velocidade de Aproximação da Trajetória à CTN (STN)

η = Símbolo Eta

σ = $\delta - \delta^0$ (Variação da Posição Angular em Relação ao Ponto de Equilíbrio)

ω = Desvio de Velocidade Angular da Máquina Síncrona com Relação a Velocidade Síncrona

∇ = Grad (Gradiente)

ε = $E_{fa} - E_{fa}^0$ (Variação da Tensão de Excitação)

$\Delta V_t = V_t - V_t^0$ (Variação da Tensão Terminal)

$\Delta P_m = P_m - P_m^0$ (Variação da Potência Mecânica)

$\Delta P_e = P_e - P_e^0$ (Variação da Potência Elétrica)

$\Delta i_d = i_d - i_d^0$ (Variação da Corrente de Eixo Direto nos Terminais da Máquina)

δ_{ij} = Defasagem Angular entre a Máquina i e a Máquina j

a_K = Aceleração Relativa do Par K

B = Matriz Susceptância de Barra

B_d = Susceptância do Eixo Direto

B_q = Susceptância do Eixo em Quadratura

D = Coeficiente de Amortecimento (s^2)

e = $E'_q - E_q^0$ (Variação da Tensão Interna da Máquina)

e_d = Tensão da Máquina no Eixo Direto

e_q = Tensão da Máquina no Eixo em Quadratura

E'_q = Tensão Proporcional ao Enlace de Fluxo de Eixo em Quadratura

E'_d = Tensão Proporcional ao Enlace de Fluxo de Eixo Direto

E_d = Tensão Proporcional a Corrente de Campo de Eixo Direto

E_q = Tensão Proporcional a Corrente de Campo de Eixo em Quadratura

E_{fd} = Tensão de Excitação

E''_d = Componente Subtransitória de Eixo Direto

E_q'' = Componente Subtransitória de Eixo em Quadratura

$f(\sigma, e)$ = Torque Líquido da Máquina

$g(\sigma)$ = Função Não-Linear

G = Matriz Condutância de Barra

H = Constante de Inércia

i_d = Corrente de Eixo Direto nos Terminais da Máquina

i_q = Corrente de Eixo em Quadratura nos Terminais da Máquina

K = (i, j) Par de Máquinas

K_A = Ganho do Amplificador

K_f = Ganho da Função de Transferência de Realimentação

K_E = Ganho da Excitatriz

M = $\frac{2H}{2\pi f_0}$ (Constante de Inércia da Máquina)

Pe = Potência Elétrica fornecida pela Máquina

Pm = Potência Mecânica

ψ_{1d} = Fluxo Concatenado de Eixo Direto

ψ_{2q} = Fluxo Concatenado de Eixo em Quadratura

τ_A = Constante de Tempo do Amplificador

τ_E = Constante de Tempo da Excitatriz

τ_F = Constante de Tempo da Função de Transferência de Realimentação

τ_R = Constante de Tempo do Filtro de Entrada do Regulador

τ_{do}^{\cdot} = Constante de Tempo Transitória de Circuito Aberto de Eixo Direto

τ_{qo}^{\cdot} = Constante de Tempo Transitória de Circuito Aberto de Eixo em
Quadratura

$\tau_{d0}^{\prime\prime}$ = Constante de Tempo Subtransitória de Circuito Aberto de Eixo Direto

$\tau_{q0}^{\prime\prime}$ = Constante de Tempo Subtransitória de Circuito Aberto de Eixo em
Quadratura

T = Transposta

tch = Tempo de Chaveamento

Te = Torque Elétrico

V = Tensão do Barramento Infinito

v_d = Componente de tensão de Eixo Direto

v_q = Componente de tensão de Eixo em Quadratura

V_{t0} = Valor de Referência da Tensão Terminal

V_t = Tensão Terminal

$V(x)$ = Função de Lyapunov

$V_p(\sigma, e)$ = Função Potencial

$\dot{V}_p(\sigma, e)$ = Derivada Temporal da Energia Potencial

x_e = Reatância Externa

x_d^{\cdot} = Reatância Transitória de Eixo Direto

x_q = Reatância Síncrona de Eixo em Quadratura

x_d = Reatância Síncrona de Eixo Direto

x'_q = Reatância Transitória de Eixo em Quadratura

x''_d = Reatância Subtransitória de Eixo Direto

x''_q = Reatância Subtransitória de Eixo em Quadratura

" $^{\circ}$ " = Denota valor no equilíbrio

Lista de Figuras

	páginas
Figura II-1-Diagrama de Blocos do Sistema de Excitação	13
Figura II-2-Modelo Linear	13
Figura II-3-Diagrama Unifilar	15
Figura III-1-Ilustração da Máquina Conectada a uma Barra Infinita	23
Figura III-2-Condição inicial do sistema através do Critério das Áreas Iguais	25
Figura III-3-Condição estável do sistema pelo Critério das Áreas Iguais	26
Figura III-4-Torque de Relutância para $X_e = 0.1$ pu e $P_e > P_m$	29
Figura III-5-Torque de Relutância para $X_e = 1.0$ pu e $P_m > P_e$	30
Figura III-6-Variação do valor de X_e	31
Figura III-7-Simulação com tempo de chaveamento de 0.1 s	32
Figura III-8-Curvas Equipotenciais para Máquina de Pólos Salientes	39
Figura III-9-Representação da CTN	42
Figura III-10-Visualização de σ_{CTN}	43
Figura III-11-Evolução de uma Trajetória Estável	45
Figura III-12-Curvas do Ângulo e Velocidade	46
Figura III-13-Representação do Torque Líquido e Derivada Temporal da Distância	47
Figura III-14-Curvas do Ângulo e Velocidade	48
Figura III-15- Representação do Torque Líquido e Derivada Temporal da Distância	49
Figura III-16-Evolução de uma Trajetória Instável	49
Figura IV-1- Representação do Ângulo e Velocidade	61
Figura IV-2-Representação da Derivada Temporal da Distância e Torque Líquido	62
Figura IV-3-Representação da Derivada Temporal da Distância e \dot{V}_p	63
Figura IV-4- Representação do Ângulo e Velocidade	64

Figura IV-5- Representação da Derivada Temporal da Distância e Torque Líquido

65

Figura IV-6-Representação da Derivada Temporal da Distância e \dot{V}_p

66



Lista de Tabelas

	Páginas
Tabela III –1- Legenda das Figuras III-4 e III-5	30
Tabela III – 2 - Legenda da Figura III-7	33
Tabela III – 3 - Valores para Rotor Liso	34
Tabela III – 4 - Valores para Pólos Salientes	34
Tabela V – 1 - Efeitos da Saliência	71



CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

I.1.- Estabilidade

Um sistema está operando em equilíbrio quando as chamadas restrições de igualdade são satisfeitas, importando neste momento o balanço de potência ativa, ou seja, toda a potência produzida é consumida, seja nas cargas – os seus aproveitamentos – seja nas perdas (inevitáveis).

As grandes oscilações causadas pelas perturbações no Sistema de Energia Elétrica – SEE, por definição são variações oscilatórias em torno de um ponto de operação, podendo evoluir para a perda de sincronismo, uma desagregação do sistema que não raro ocasiona a total degradação do fornecimento de energia, originando os indesejáveis blecautes.

As perturbações ocasionadas em um SEE, podem ser decorrentes de curto-circuito, desligamento de linhas de transmissão, perda de geração, ou ainda a combinação de todos esses fatores.

Embora indesejáveis, perturbações ocorrem e, para exemplificar, considere-se o caso de um curto-circuito: durante a vigência da falta, devido ao prejuízo da capacidade de transmissão de potência elétrica ocorre um excesso de potência mecânica nos eixos de alguma(s) máquina(s), resultando em aceleração de seu(s) rotor(es), e a energia que deixa de ser consumida através da rede é armazenada em forma cinética na(s) massa(s) do(s) rotor(es).

Eliminada a perturbação, restabelece-se a capacidade de transmissão e a energia tende a se redistribuir pela rede, estabelecendo-se um processo de trocas de energias da forma cinética (dos rotores) em potencial (da rede) em um movimento similar ao de massas conectadas por ligações elásticas. Neste caso, a força (ou torque) de coesão é de natureza elétrica e não linear com relação aos deslocamentos relativos, de modo que as ligações podem se romper, causando a desagregação do sistema.

Caso as oscilações originadas pelas perturbações não sejam amortecidas pelo sistema, ocorrerá um excessivo aumento no ângulo da máquina, de tal forma que o sistema não conseguirá atingir uma nova condição de operação.

Desta forma, a perturbação deve ser eliminada o mais rápido possível para que o sistema não entre em colapso, ou seja, não ultrapasse uma condição crítica de modo que o equilíbrio não possa ser mais restabelecido.

Além disso há equipamentos instalados no sistema com objetivo de melhorar suas características de resposta frente a perturbações.

Neste sentido os sistemas de excitação são importantes na manutenção da estabilidade transitória do sistema devido a sua velocidade de resposta, em que os distúrbios são comumente acompanhados por rápidas reduções na tensão do sistema, ocorrendo uma imediata restauração da tensão.

Dada uma perturbação, seja um curto-circuito, o movimento do sistema ocorre em três etapas bem definidas, de dinâmicas regidas pelos diversos componentes das máquinas síncronas, como se descreve a seguir:

1º) Regime Subtransitório – nos primeiros instantes da perturbação todos os circuitos de rotor são excitados: campo e enrolamento amortecedor no eixo direto e enrolamentos amortecedores no eixo em quadratura.

O enrolamento amortecedor de eixo direto, por ter constante de tempo muito inferior à do campo apresenta um decaimento bem mais acentuado, assim como um dos enrolamentos amortecedores de eixo em quadratura apresenta um decaimento mais acentuado que o outro. O tempo em que os efeitos destes enrolamentos se fazem sentir é chamado regime subtransitório.

2º) Regime Transitório – passado o regime subtransitório, e enquanto se fazem sentir os efeitos da perturbação no circuito do campo e/em um enrolamento amortecedor de eixo em quadratura, ocorre o chamado regime transitório.

3º) Regime Permanente – após extintos todos os efeitos da perturbação nos circuitos de rotor, o sistema assume comportamento de regime permanente senoidal, representada nas grandezas de fase, ou estático se representado segundo o modelo de PARK para as máquinas síncronas. Este é o **Regime Permanente**, que caracteriza os pontos de equilíbrio do sistema com verificação de todas as restrições de igualdade; mas também pode ser alcançado em presença de uma falta de longa duração, neste caso sem verificar todas as restrições de igualdade e portanto sem ser ponto de equilíbrio.

A estabilidade transitória consiste na habilidade do sistema de permanecer em sincronismo após a ocorrência de uma dada perturbação.

1.2.- Métodos de Análise de Estabilidade

Tradicionalmente a análise de estabilidade de Sistemas de Energia Elétrica – SEE tem sido realizada via simulação do regime transitório de interesse, obtendo-se as curvas de oscilação de cuja análise se conclui sobre a estabilidade ou instabilidade.

Este método não impõe restrições de modelagem dos elementos do Sistema de Energia Elétrica, podendo-se utilizar modelos consideravelmente elaborados, na medida que se desejam resultados mais acurados.

Entretanto, a natureza desta análise – indireta – implica em elevado consumo de tempo e inviabilidade de uso em procedimentos automáticos, sejam de planejamento ou de operação . Os métodos diretos dispensam a análise das curvas de oscilação para concluir sobre a estabilidade ou instabilidade e, além disto, o esforço de integração numérica é significativamente reduzido.

Fundamentalmente, estes métodos são baseados na agregação do sistema dinâmico pela Função de Lyapunov (FL), de modo que não é necessário observar o comportamento de cada variável do sistema, mas apenas algumas condições relacionadas à FL e a trajetória do sistema. Os estudos de métodos diretos de análise de estabilidade de SEE iniciaram e se desenvolveram considerando principalmente o modelo clássico da máquina síncrona, e para este modelo os resultados obtidos já apresentam elevada qualidade, especialmente quando se consideram a função energia e o método da PEBS (Potential Energy Boundary Surface) ou SLEP (Superfície Limite da Energia Potencial).

A máquina, no entanto, apresenta outras dinâmicas, tais como a do campo e dos enrolamentos amortecedores e dispositivos de controle, como reguladores de tensão e velocidade que podem determinar uma trajetória diferente. Alguns trabalhos já trataram estes aspectos, e se desenvolveu uma metodologia de análise, não direta no sentido do segundo Método de Lyapunov, mas automática no sentido de que o computador decide pela estabilidade ou instabilidade de uma

trajetória após uma perturbação baseado em critérios bem determinados. O objetivo deste trabalho é de melhorar a qualidade dos resultados obtidos pelo método automático de análise de estabilidade de SEE, empregando um modelo mais "realista" para a representação do sistema.

Este trabalho constará de estudos de estabilidade considerando o Regulador Automático de Tensão - RAT, como também os fenômenos subtransitórios (enrolamentos amortecedores).

1.3.- Objetivos do Trabalho

Motivações para os estudos:

- Necessidade de operação próxima aos limites, devido a diversos fatores (não só contingências mas necessidade decorrentes de defasamento de investimentos);
- Utilização de equipamentos (dispositivos de alta velocidade);
- Necessidade de representação precisa e metodologia confiável.

Nos estudos anteriores não há consideração de dois fenômenos de fato presentes nos SEE's. O primeiro aqui tratado é o das saliências dos rotores das máquinas, as quais são mais importantes nas máquinas hídras, que preponderam no sistema energético brasileiro. O segundo, presente em todas as máquinas geradoras, é o chamado regime subtransitário originado da ação dos enrolamentos amortecedores. Tanto um quanto a outro, desconsiderados nos estudos clássicos, em situações de limites críticos podem exercer papel importante no desempenho do sistema.



CAPÍTULO II

MODELO DO SISTEMA

Neste capítulo serão apresentados os modelos dos componentes que representarão o Sistema de Energia Elétrica – SEE para análise de estabilidade.

O Sistema de Energia Elétrica que será tratado se constituirá de uma máquina síncrona sob a ação de um dispositivo de controle, sendo esse o Regulador Automático de Tensão – RAT.

Antes de prosseguir adiante, vale realizar um breve comentário sobre a transformação de Park, que consiste, representar as grandezas trifásicas (A,B,C) do estator em uma referência do rotor ($dq0$), analogamente a representar as grandezas do enrolamento secundário de um transformador para o enrolamento primário do mesmo.

A transformação inversa pode similarmente ser vista como uma representação das grandezas do rotor para o estator. A análise das equações da máquina síncrona em termos das variáveis $dq0$ é consideravelmente simples em termos das grandezas de fase, pelas seguintes razões:

- As equações de desempenho dinâmico apresetam indutâncias constantes;

- Para condições balanceadas, as grandezas de seqüências zero desaparecem;
- Para operação em regime permanente, as grandezas do estator possuem valores constantes;
- Para outros tipos de operação as grandezas do estator variam com o tempo. Estudos de estabilidade envolvem pequenas variações possuindo frequências abaixo de 2 à 3 Hertz.
- Os parâmetros associados com os eixos d e q podem ser diretamente avaliados para testes finais.

Em todo o que segue neste trabalho as máquinas síncronas são representadas pelo conhecido Modelo de Park, eventualmente simplificado, mas sempre segundo as componentes de eixo direto e em quadratura.

Como os fenômenos transitórios tratados são supostamente equilibrados, não há envolvimento das componentes “0”.

II.1.-Máquina Síncrona

Nesta seção serão fornecidas as equações da máquina referentes aos seus eixos direto e em quadratura, considerando os estados transitórios e subtransitórios da máquina.

Considerando a equação de oscilação para a máquina síncrona representada em ^[2] tem-se:

$$\frac{2H}{\omega_0} \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_m - P_e \quad (\text{II.1})$$

A dinâmica da tensão do campo de uma máquina síncrona representada em ^[8, 6] é:

$$\tau_{do} \frac{dE_q'}{dt} = E_{fd} - E_q' \quad (II.2)$$

e

$$\tau_{qo} \frac{dE_d'}{dt} = -E_d' + (x_q - x_q') i_q \quad (II.3)$$

sendo

$$-E_d' = -E_d + (x_q - x_q') i_q \quad (II.4)$$

e

$$E_q' = E_q - (x_d - x_d') i_d \quad (II.5)$$

Para representar os fenômenos subtransitórios (intervalo de tempo em que os circuitos amortecedores têm efeitos significativos sobre a corrente de armadura) são considerados 4 enrolamentos de rotor, sendo 2 no eixo direto e 2 no eixo em quadratura, os quais, com seus respectivos equacionamentos, são apresentados a seguir.

II.1.1.- No eixo direto

Os enrolamentos de eixo direto são o campo e um enrolamento amortecedor, sendo as respectivas variáveis de estado a tensão E_q' , proporcional ao fluxo magnético concatenado com o próprio campo, e o fluxo ψ_{1d} concatenado com o enrolamento amortecedor. As equações diferenciais são:

Campo:

$$\tau_{do}'' \frac{dE_q'}{dt} = -E_q' - (x_d - x_d') \left[I_d - \frac{x_d' - x_d''}{(x_d' - x_{ls})^2} (\psi_{1d} + (x_d' - x_{ls}) I_d - E_q') \right] + E_{fd} \quad (II.6)$$

Enrolamento amortecedor de eixo direto:

$$\tau_{do}'' \frac{d\psi_{1d}}{dt} = -\psi_{1d} + E_q' - (x_d' - x_{ls}) I_d \quad (II.7)$$

II.1.2.- No eixo em quadratura:

No eixo em quadratura consideram-se 2 enrolamentos amortecedores, com desempenhos descritos pelas variáveis de estado E_d' , proporcional ao fluxo concatenado com o primeiro ψ_{1q} , e ψ_{2q} , o fluxo concatenado com o segundo. As equações dinâmicas são:

$$\tau_{q0} \frac{dE_d'}{dt} = -E_d' + (x_q - x_q') \left[I_q - \frac{x_q' - x_q''}{(x_q' - x_{ls})^2} (\psi_{2q} + (x_q' - x_{ls}) I_q + E_d') \right] \quad (11.8)$$

$$\tau_{q0}'' \frac{d\psi_{2q}}{dt} = -\psi_{2q} - E_d' - (x_d' - x_{ls}) I_q \quad (11.9)$$

e segundo a referência ^[15], tem-se as seguintes definições dos parâmetros:

E_{fd} = Tensão proporcional ao enrolamento de campo;

ψ_{1d} = Fluxo concatenado com o enrolamento amortecedor do eixo direto;

E_q = Tensão proporcional à corrente de campo;

E_q' = Tensão proporcional ao enlace de fluxo de campo;

E_d' = Tensão proporcional ao fluxo concatenado ψ_{1q} ;

ψ_{2q} = Fluxo concatenado com o enrolamento amortecedor do eixo em quadratura;

x_{ls} = reatância referente ao estator;

x_d' = reatância transitória de eixo direto;

x_d'' = reatância subtransitória de eixo direto;

I_d = componente da corrente de eixo direto;

τ_{d0} = constante de tempo transitória de eixo direto à vazio;

τ_{d0}'' = constante de tempo subtransitória de eixo direto à vazio;

I_q = componente da corrente de eixo em quadratura;

τ_{q0} = constante de tempo transitória de eixo em quadratura à vazio;

τ_{q0}'' = constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura à vazio;

II.1.3.- Equações de desempenho da máquina síncrona

Quando se consideram fenômenos “até transitórios” com um enrolamento por eixo (direto e em quadratura) têm-se as componentes da tensão terminal da máquina dada por:

$$v_d = E_d' + x_q' i_q \quad (\text{II.10})$$

$$v_q = E_q' - x_d' i_d \quad (\text{II.11})$$

e na condição de $x_q' = x_d'$, E_d' e E_q' são respectivamente as componentes de eixo direto e quadratura da tensão transitória atrás de x_d' .

Analogamente, considerando fenômenos “até subtransitórios”, escrevem-se as componentes da tensão terminal como

$$v_d = E_d'' + x_q'' i_q \quad (\text{II.12})$$

$$v_q = E_q'' - x_d'' i_d \quad (\text{II.13})$$

e, na condição de $x_q'' = x_d''$, E_d'' e E_q'' são respectivamente as componentes de eixo direto e quadratura da tensão subtransitória atrás de x_d'' . As tensões E_d'' e E_q'' são dadas por

$$E_d'' = \frac{(x_q'' - x_{ls})}{(x_q' - x_{ls})} E_d' - \frac{(x_q' - x_q'')}{(x_q' - x_{ls})} \psi_{2q} \quad (\text{II.14})$$

$$E_q'' = \frac{(x_d'' - x_{ls})}{(x_d' - x_{ls})} E_q' + \frac{(x_d' - x_d'')}{(x_d' - x_{ls})} \psi_{1d} \quad (\text{II.15})$$

O torque elétrico (ou, equivalentemente, em pu, a potência elétrica), é dado por:

$$T_e = P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad (\text{II.16})$$

e em termos das variáveis “internas”,

$$T_e = P_e = E_d'' i_d + E_q'' i_q + (x_q'' - x_d'') i_d i_q \quad (\text{II.17})$$

II.2.-Regulador Automático de Tensão – RAT

Na máquina síncrona, o controle da tensão nos terminais da mesma é realizado pela ação direta do Regulador Automático de Tensão (RAT) na excitatriz que fornecerá a variação na tensão do campo. O RAT realiza uma comparação entre a tensão de referência com a tensão no terminais da máquina síncrona, proporcionando as devidas correções de tensão com grande velocidade de resposta procurando manter a tensão terminal no valor especificado [5].

A seguir é mostrada a representação de um sistema de excitação na forma de diagrama de blocos.

Figura II-2 Máquina Síncrona

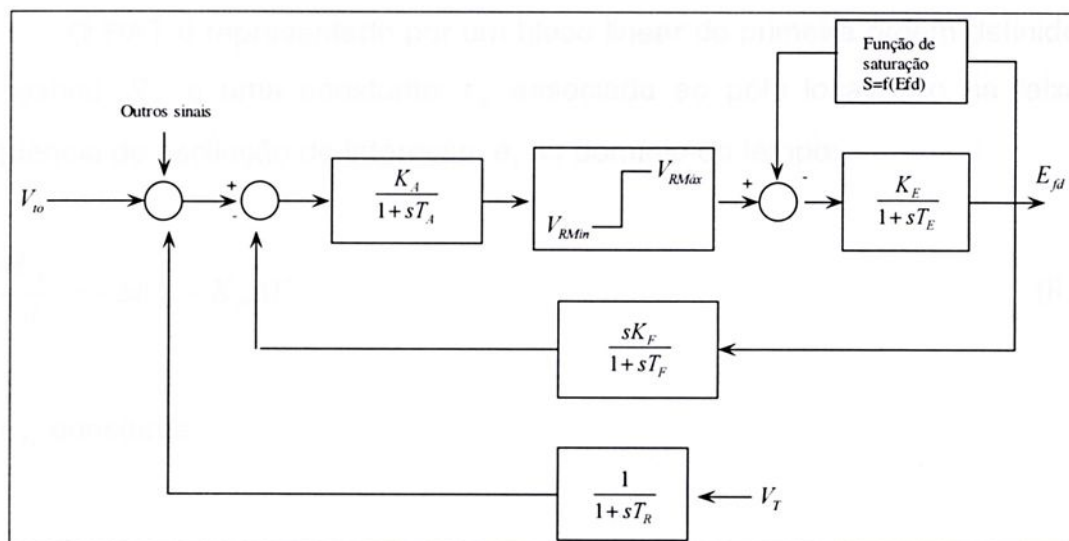


Figura II-1-Diagrama de Blocos do Sistema de Excitação

As tensões são dadas em p.u. e as constantes de tempo em segundos.

Nota-se através do diagrama de blocos (figura II-1) que o desempenho do RAT ocorre por meio de um procedimento de considerável complexidade. Como as oscilações do transitório eletromecânico do sistema de potência acontece com frequências na faixa de 0.5 à 2.0 Hz, correspondendo às velocidades angulares entre 3.14 e 12.5 rad/s e visto que há uma acentuada separação entre os pólos de $\Delta E_{fd} / \Delta V(s)$, poderá ser obtida uma redução de ordem do sistema, sendo representado por um modelo linear de primeira ordem, como mostra a figura II-2 logo a seguir.

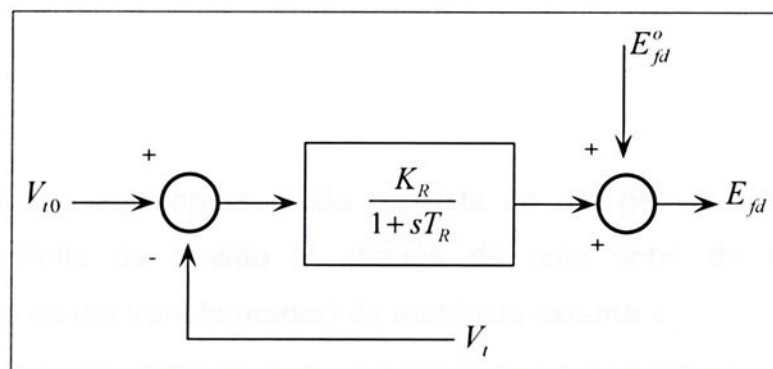


Figura II-2-Modelo Linear

O RAT é representado por um bloco linear de primeira ordem definido por um ganho K_R e uma constante τ_R associada ao pólo localizado na faixa de frequência de oscilação de interesse, e, no domínio do tempo:

$$\tau_R \frac{dE_{fd}}{dt} = -\Delta E_{fd} - K_R \Delta V \quad (II.18)$$

ou V_{to} constante:

$$\tau_R \frac{d\varepsilon}{dt} = -\varepsilon - K_R \Delta V_T \quad (II.19)$$

com

$$\varepsilon = E_{fd} - E_{fd}^o \quad (II.20)$$

O desvio de tensão é obtido de

$$\Delta V_T = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} - V_T^o \quad (II.21)$$

II.3.-Representação do sistema MBI

O sistema aqui apresentado consiste de um gerador conectado a um barramento infinito de tensão V através de uma linha de transmissão (e eventualmente de um transformador) de reatância externa x_e .

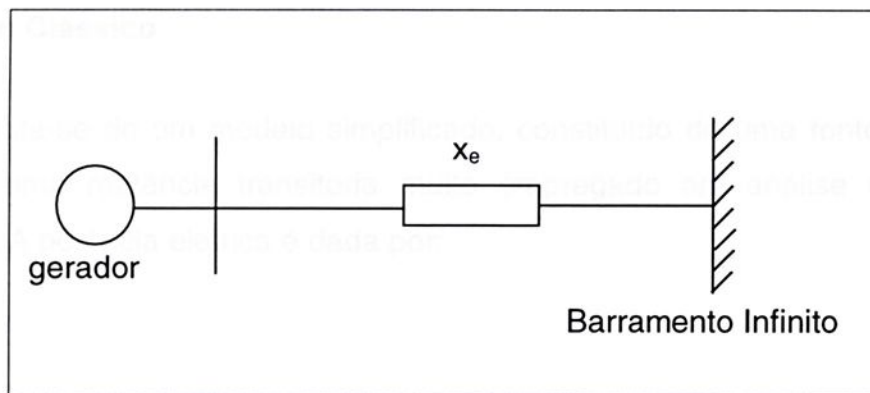


Figura II-3-Diagrama Unifilar

A seguir serão desenvolvidas as equações da potência elétrica da máquina síncrona para os modelos: clássico, 1 1/2 eixos e dois eixos.

As componentes d – q da tensão da barra infinita são:

$$V_d = V \operatorname{sen} \delta \quad (\text{II.22})$$

$$V_q = V \operatorname{cos} \delta \quad (\text{II.23})$$

e as componentes da corrente dadas por:

$$i_q = \frac{V \operatorname{sen} \delta}{x_e + x'_q} \quad (\text{II.24})$$

$$i_d = \frac{E'_q - V \operatorname{cos} \delta}{x_e + x'_d} \quad (\text{II.25})$$

A potência elétrica fornecida pela máquina à barra infinita é:

$$P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad (\text{II.26})$$

a.- Modelo Clássico

Trata-se de um modelo simplificado, constituído de uma fonte de tensão atrás de uma reatância transitória muito empregado em análise de primeira oscilação. A potência elétrica é dada por:

$$P_e = E_q' i_q \quad (II.27)$$

considerando a equação (II.24) e substituindo em (II.27) tem-se

$$P_e = \frac{E_q'}{x_e + x_q} V \text{sen } \delta \quad (II.28)$$

b.- Modelo de 1 1/2 eixos

Este modelo é constituído de um enrolamento de campo no eixo direto e um enrolamento amortecedor no eixo em quadratura.

Para o estado transitório e considerando a saliência ($x_q' \neq x_d'$) e as equações de (II.22) à (II.25) e substituindo em (II.26) tem-se:

$$P_e = \frac{E_q' V}{x_e + x_d'} \text{sen } \delta + \frac{1}{2} \frac{x_d' - x_q'}{(x_e + x_d')(x_e + x_q')} V^2 \text{sen } 2\delta \quad (II.29)$$

em que a primeira parcela corresponde a componente fundamental e a segunda parcela corresponde a relutância da potência.

Nota-se a influência da saliência no termo expresso pela diferença de reatâncias de eixo direto e de quadratura.

Desconsiderando a saliência ($x_q' = x_d'$),

$$P_e = \frac{E_q' V}{x_e + x_d'} \text{sen } \delta \quad (\text{II.30})$$

sendo que o torque de relutância se anula.

c.- Modelo de Dois Eixos

Trata-se de um modelo completo, ou seja, é um modelo constituído de um enrolamento amortecedor em cada eixo (um no eixo direto e outro no eixo de quadratura), podendo ser representado os fenômenos subtransitórios.

No estado transitório, considerando a saliência transitória e as equações (II.22), (II.23) e (II.25), sendo que agora

$$i_q = \frac{V \text{sen } \delta - E_d'}{x_e + x_q'} \quad (\text{II.31})$$

e substituindo na equação da potência elétrica, tem-se

$$P_e = \frac{E_q' V}{(x_e + x_d')} \text{sen } \delta - \frac{E_d' V}{(x_e + x_q')} \cos \delta + \frac{1}{2} \frac{(x_d' - x_q')}{(x_e + x_d')(x_e + x_q')} V^2 \text{sen } 2\delta \quad (\text{II.32})$$

Desprezando a saliência transitória ($x_q' = x_d'$) tem-se a potência da forma como segue

$$P_e = \frac{E_q' V}{(x_e + x_d')} \text{sen } \delta - \frac{E_d' V}{(x_e + x_q')} \cos \delta \quad (\text{II.33})$$

Para a consideração dos fenômenos subtransitórios tem-se as componentes de eixo direto e em quadratura,

$$v_d = E_d'' + x_q'' i_q \quad (\text{II.34})$$

$$v_q = E_q'' - x_d'' i_d \quad (\text{II.35})$$

$$i_d = \frac{E_q'' - V \cos \delta}{x_e'' + x_d''} \quad (\text{II.36})$$

$$i_q = \frac{V \sin \delta - E_d''}{x_e'' + x_q''} \quad (\text{II.37})$$

e realizando as devidas manipulações algébricas chega-se a

$$P_e = \frac{E_q'' V}{(x_e'' + x_d'')} \sin \delta - \frac{E_d'' V}{(x_e'' + x_q'')} \cos \delta + \frac{1}{2} \frac{(x_d'' - x_q'')}{(x_e'' + x_d'')(x_e'' + x_q'')} V^2 \sin 2\delta \quad (\text{II.38})$$

A equação (II.38) contém o termo correspondente a saliência subtransitória, e desconsiderando a mesma ($x_q'' = x_d''$),

$$P_e = \frac{E_q'' V}{(x_e'' + x_d'')} \sin \delta - \frac{E_d'' V}{(x_e'' + x_q'')} \cos \delta \quad (\text{II.39})$$

II.4.-Representação do Sistema em Termos de Variações

Nesta seção será apresentado o modelo do sistema expresso matematicamente em ^[5] e considerando os estados da máquina síncrona e do regulador automático de tensão.

Neste momento considera-se o modelo de 1 1/2 eixos da máquina síncrona.

Escrevendo o sistema em termos de variações (translação do ponto de equilíbrio para a origem) tem-se:

$$[\sigma \quad \omega \quad e \quad \varepsilon]^T = [\delta - \delta^o; \omega - \omega_o; E_q^i - E_q^o; E_{fd} - E_{fd}^o]^T \quad (\text{II.22})$$

sendo,

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (\text{II.23})$$

$$\frac{d\omega}{dt} = -\frac{D}{M}\omega - \frac{1}{M}f(\sigma, e) \quad (\text{II.24})$$

$$\frac{de}{dt} = -\eta_1 e + \eta_3 \varepsilon - \eta_2 g(\sigma) \quad (\text{II.25})$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = -\eta_7 f(\sigma, e) - \eta_5 e - \eta_4 \varepsilon \quad (\text{II.26})$$

Sendo que as funções não lineares $f(\sigma, e)$ e $g(\sigma)$ são, respectivamente, expressões da potência ativa líquida nos terminais da máquina e a parte não linear das variações da corrente de eixo direto.

$$g(\sigma) = BV[-\cos(\sigma + \delta^o) + \cos \delta^o] \quad (\text{II.27})$$

$$f(\sigma, e) = \Delta P_e = P_e - P_e^0$$

$$f(\sigma, e) = BV \left[(E_q^0 + e) \text{sen}(\sigma + \delta^o) + \frac{1}{2} \frac{x_d^0 - x_q}{x_e + x_q} V \text{sen} 2(\sigma + \delta^o) - E_q^0 \text{sen} \delta^o - \frac{1}{2} \frac{x_d^0 - x_q}{x_e + x_q} V \text{sen} 2\delta^o \right] \quad (\text{II.28})$$

sendo

$$B = \frac{1}{x_e + x_d}$$

Adotando notação matricial:

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{M} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\eta_1 & \eta_3 \\ 0 & -\eta_7 & -\eta_5 & -\eta_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g(\sigma) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{II.30})$$

Os parâmetros do sistema são definidos como:

$$\eta_1 = \frac{x_e + x_d}{x_e + x_d} \frac{1}{\tau_{do}} \quad (\text{II.31})$$

$$\eta_2 = \frac{x_d - x_q}{x_e + x_d} \frac{1}{\tau_{do}} \quad (\text{II.32})$$

$$\eta_3 = \frac{1}{\tau_{do}} \quad (\text{II.33})$$

$$\eta_4 = \frac{1}{\tau_R} \quad (II.34)$$

$$\eta_5 = \frac{K_R K_e}{\tau_R} \quad (II.35)$$

$$\eta_7 = \frac{K_R K_f}{\tau_R} \quad (II.36)$$

$$K_e = K_6 - K_f BV \operatorname{sen} \delta^o \quad (II.37)$$

$$K_f = \frac{K_5}{E^o BV \cos \delta^o} \quad (II.38)$$

$$K_5 = \frac{x_q}{x_e + x_q} V \cos \delta^o \frac{v_d^o}{v_T^o} - \frac{x_d}{x_e + x_d} V \operatorname{sen} \delta^o \frac{v_q^o}{v_T^o} \quad (II.39)$$

$$K_6 = \frac{x_e}{x_e + x_d} \frac{v_q^o}{v_T^o} \quad (II.40)$$

CAPÍTULO III

ESTUDO DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA CONSIDERANDO EFEITOS DE SALIÊNCIA

Neste capítulo será realizado uma análise de estabilidade transitória pelos conceitos do Método das Áreas Iguais, estendendo os estudos para a Metodologia da RSP.

Este estudo visa analisar a influência da saliência na estabilidade do sistema.

III.1.-Critério das Áreas Iguais

O estudo que será desenvolvido agora terá como base um sistema simples, ou seja, uma máquina conectada a uma barra infinita.

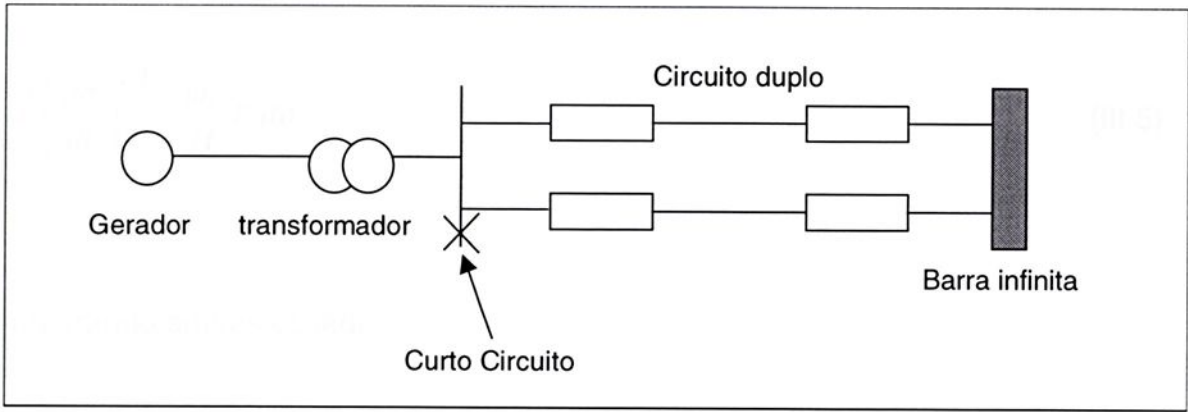


Figura III-1-Ilustração da Máquina Conectada a uma Barra Infinita.

A equação de oscilação da máquina conectada a uma barra infinita ^[2] é fornecida a seguir:

$$\frac{2H}{\omega_R} \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_m - P_e = P_a \quad (\text{pu}) \quad (\text{III.1})$$

Para a equação anterior,

$$\frac{d^2 \delta}{dt^2} = \frac{\omega_R}{2H} P_a \quad (\text{III.2})$$

Multiplicando cada lado por $2 \left(\frac{d\delta}{dt} \right)$

$$2 \frac{d\delta}{dt} \frac{d^2 \delta}{dt^2} = \left(\frac{\omega_R}{2H} P_a \right) \left(2 \frac{d\delta}{dt} \right) \quad (\text{III.3})$$

$$\frac{d}{dt} \left[\left(\frac{d\delta}{dt} \right)^2 \right] = \frac{\omega_R}{H} P_a \frac{d\delta}{dt} \quad (\text{III.4})$$

$$d\left[\left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2\right] = \frac{\omega_R}{H} P_a d\delta \quad (\text{III.5})$$

integrando ambos os lados,

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2 = \frac{\omega_R}{H} \int_{\delta_0}^{\delta} P_a d\delta \quad (\text{III.6})$$

ou

$$\frac{d\delta}{dt} = \left(\frac{\omega_R}{H} \int_{\delta_0}^{\delta} P_a d\delta\right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{III.7})$$

A última equação citada fornece a velocidade relativa da máquina em relação à uma referência.

Para um rotor que está acelerando, a condição de estabilidade é que um valor δ_{\max} exista tal que $P_a(\delta_{\max}) \leq 0$. Então

$$\int_{\delta_0}^{\delta_{\max}} P_a d\delta = 0 \quad (\text{III.8})$$

é a energia total de aceleração. Sendo o sistema conservativo, a energia cinética adquirida na aceleração deve ser devolvida na desaceleração.

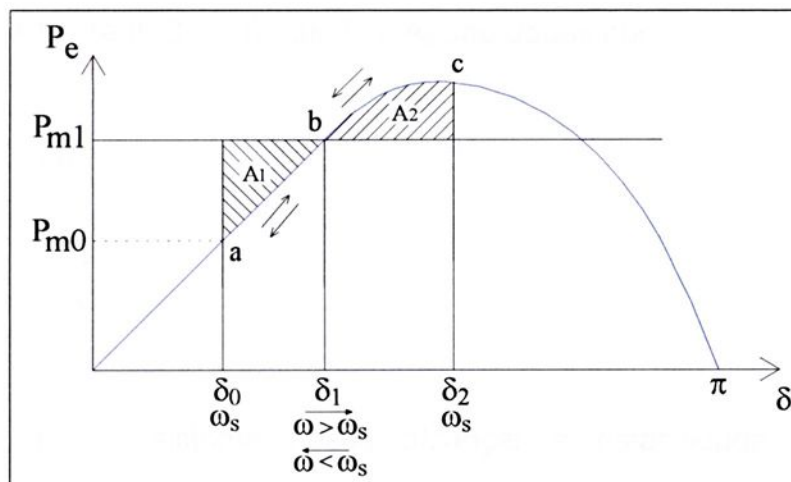


Figura III-2-Condição inicial do sistema através do Critério das Áreas Iguais.

Considerando a situação em que a entrada (potência mecânica) do rotor aumenta rapidamente para P_{m1} , a potência de aceleração ($P_a = P_{m1} - P_e$) provoca o crescimento da velocidade do rotor ($w > w_s$).

Na posição δ_1 , $P_a = 0$ (ponto estável em b), porém o ângulo δ continua crescendo ($w > w_s$).

A potência de aceleração agora torna-se negativa (desaceleração), e a velocidade do rotor começa a diminuir, porém o ângulo ainda está crescendo ($w = w_s$).

No ponto c a área de desaceleração A_2 é igualada a área de aceleração A_1 .

A integral mostrada abaixo representa a área resultante da composição das áreas A_1 e A_2 .

$$\int_{\delta_0}^{\delta_2} P_a d\delta \quad (III.9)$$

O sistema oscila em torno do novo ponto de equilíbrio estável b ($\delta = \delta_1$) com o ângulo de excursão entre δ_0 e δ_2 .

Para a figura III-2, as áreas A_1 e A_2 são dadas por:

$$A_1 = \int_{\delta_0}^{\delta_1} (P_{m1} - P_e) d\delta \quad (\text{III.10})$$

$$A_2 = \int_{\delta_1}^{\delta_2} (P_e - P_m) d\delta \quad (\text{III.11})$$

Para que o sistema possa alcançar a estabilidade, é necessário possibilitar $A_2 = A_1$. Então deve-se ter o máximo valor de A_2 tal que $A_2^{\text{máx}} \geq A_1$ sendo $\delta_{\text{máx}} = \delta_2$ com $\delta_{\text{máx}}$ situado na intersecção da curva P_e com $P_{m1} = \text{cte}$ como ilustrado na figura III-3. Sendo δ_2 obtido de

$$P_{m1} = \frac{E'_q V}{x_e + x'_d} \text{sen } \delta + \frac{1}{2} \frac{x'_d - x_q}{(x_e + x'_d)(x_e + x_q)} V^2 \text{sen } 2\delta \quad (\text{III.12})$$

Diferentemente do caso de rotor liso, em que este ponto é dado simplesmente por $\delta_2 = \pi - \delta_1$, a determinação analítica de δ_2 não é simples, mas sabe-se que $\pi - \delta_1 < \delta_2 < \pi$.

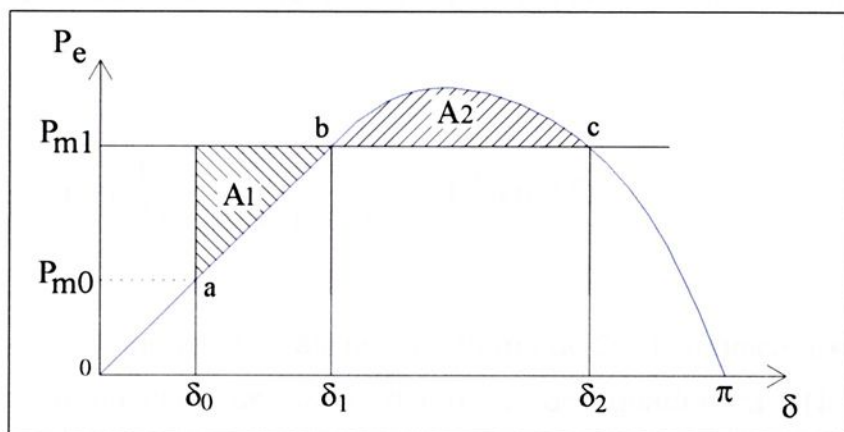


Figura III-3-Condição estável do sistema pelo Critério das Áreas Iguais.

Qualquer fornecimento no crescimento de P_{m1} , destina-se a A_2 ser menor do que A_1 , sendo assim o excesso da energia cinética causa o aumento de δ além do ponto c e a potência de desaceleração muda novamente para potência de aceleração e como conseqüência o sistema torna-se instável.

Verificou pelo critério das áreas iguais que há um limite para um rápido crescimento na entrada mecânica ($P_{m1} - P_{m0}$) para o sistema em questão permanecer estável.

III.2.-Análise da Influência do Torque de Relutância

A potência elétrica calculada para uma máquina de pólos salientes conectada a uma barra infinita em termos das variáveis de transitório é dada por:

$$P_e = P_{ef} + P_{er} \quad (\text{III.13})$$

sendo P_{ef} e P_{er} , respectivamente, as componentes fundamental e de relutância da potência:

$$P_e = \frac{E_q' V}{X_e + X_d'} \sin \delta + \frac{1}{2} \frac{X_d' - X_q'}{(X_e + X_d')(X_e + X_q')} V^2 \sin(2\delta) \quad (\text{III.14})$$

Nota-se a influência da saliência no termo de 2ª harmônica, expressa pela diferença de reatâncias de eixo direto e de quadratura. Nota-se que, comparativamente ao termo de primeira harmônica (fundamental), a magnitude da componente de relutância pode ser analisada por:

$$\left| \frac{P_{er}}{P_{ef}} \right| = \left| \frac{1 (X'_d - X_q) V (2 \operatorname{sen} \delta \cos \delta)}{2 (X_e + X_q) E'_q \operatorname{sen} \delta} \right| = \left| \frac{(X'_d - X_q) V \cos \delta}{(X_e + X_q) E'_q} \right| \quad (\text{III.15})$$

Observa-se que a importância relativa da saliência depende inversamente da reatância externa, e é máxima para $X_e=0$. Depende também do carregamento da máquina – o ângulo δ e a tensão interna E'_q . Mas, antes de concluir que esta relação tende a zero com X_e tendendo a infinito, é necessário observar que esta reatância não pode ser arbitrariamente grande, uma vez que há um limite para viabilidade de transmissão de uma certa potência injetada no eixo da máquina, determinado por:

$$P_e = P_m,$$

$$\frac{\partial P_e}{\partial \delta} = \frac{E'_q V}{X_e + X'_d} \cos \delta + \frac{X'_d - X_q}{(X_e + X'_d)(X_e + X_q)} V^2 \cos(2\delta) = 0 \quad (\text{III.16})$$

e

$$\frac{\partial P_e}{\partial X_e} = -\frac{E'_q V}{(X_e + X'_d)^2} \operatorname{sen} \delta - \frac{1 (X'_d - X_q) [(X_e + X_q) + (X_e + X'_d)]}{2 [(X_e + X'_d)(X_e + X_q)]^2} V^2 \operatorname{sen}(2\delta) = 0 \quad (\text{III.17})$$

A equação é não linear, e a solução não pode ser obtida analiticamente, demandando um processo iterativo. Entretanto, mesmo sem determinar os valores de δ e X_e e considerando valores usuais dos parâmetros, pode-se asseverar que δ

é algo superior a 90° e não se espera para X_e valores que excedam em muito a ordem de grandeza de X_q .

Conclui-se, então, que a influência da saliência pode ser significativa, como se destaca nos exemplos numéricos com parâmetros realistas adiante.

Considerem-se os valores a seguir:

$$V = 1.0 \text{ pu}$$

$$X_e = 0.1 \text{ pu}$$

$$X_d = 1.0 \text{ pu}$$

$$X_q = 0.680 \text{ pu}$$

$$X'_d = 0.174 \text{ pu}$$

$$P_m = 1.0 \text{ pu}$$

A curva potência versus ângulo é como a seguir.

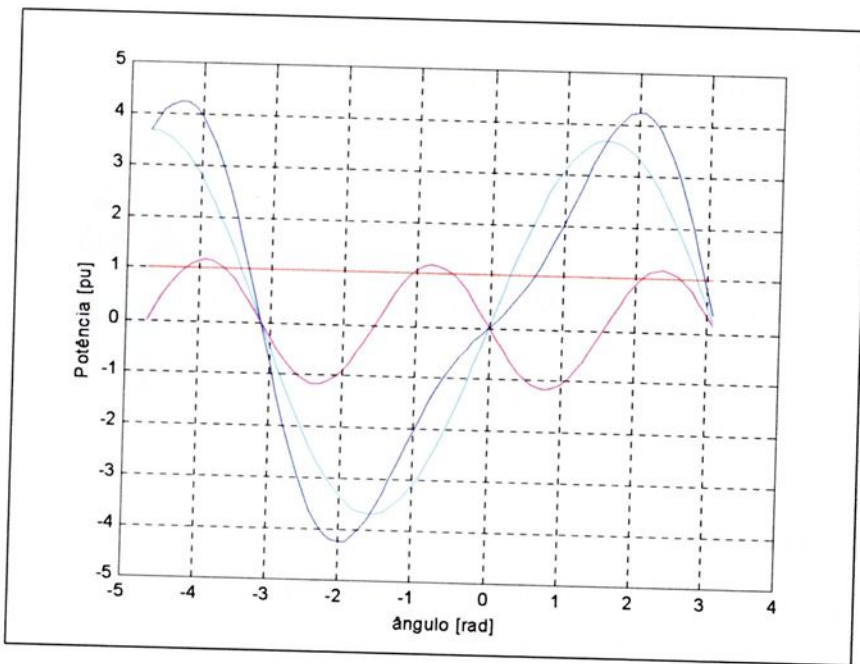


Figura III-4-Torque de Relutância para $X_e = 0.1 \text{ pu}$ e $P_e > P_m$.

Com $X_e = 1.0 \text{ pu}$, têm-se as curvas a seguir.

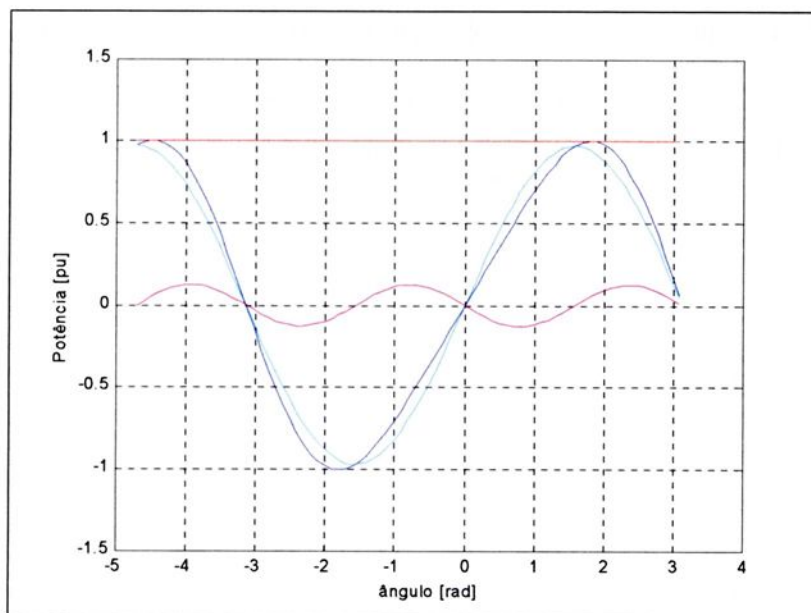


Figura III-5-Torque de Relutância para $X_e = 1.0$ pu e $P_m > P_e$.

A tabela abaixo mostra a legenda das figuras III-4 e III-5.

Tabela III –1 – Legenda das Figuras III-4 e III-5

Cores	Legenda
	Potência Mecânica
	Curva de P_e Total
	Curva da Potência da Máquina de Rotor liso
	Componente de Segunda harmônica

Nota-se que $X_e = 1.0$ pu a situação limite. Não há condição de transmissão da potência $P_e = 1,0$ pu para qualquer valor de X_e superior a $1,0$ pu. O máximo da potência ocorre em $\delta = 1,8$ rad = $103,24^\circ$.

A influência da saliência na potência transmitida é analisada em função da variação da reatância externa, mantendo-se constante a potência mecânica no eixo da máquina, e fazendo-se variar a reatância X_e .

Calculando-se a cada valor de X_e o correspondente ponto de equilíbrio bem como as magnitudes das componentes de 1ª (fundamental) e 2ª harmônicas da potência transitória, constroem-se as curvas da figura III-6.

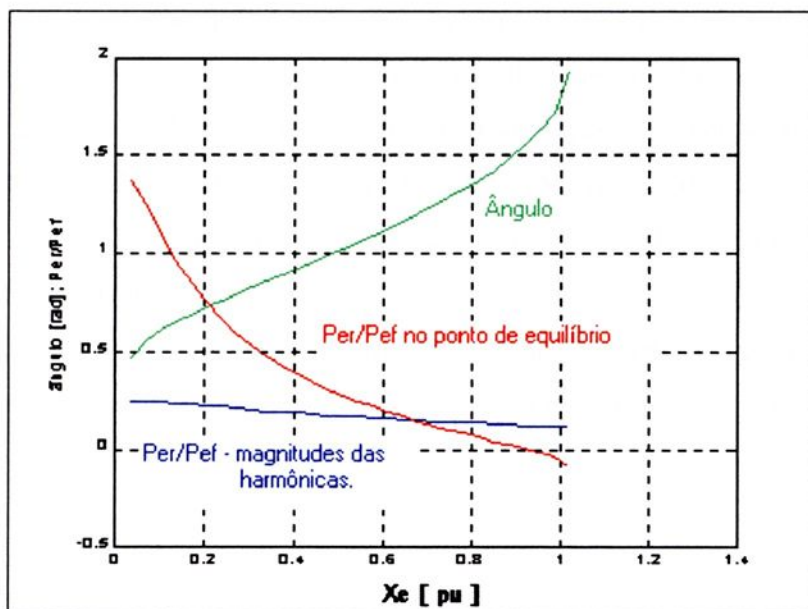


Figura III-6-Variação do valor de X_e .

Observa-se pela figura III-6, obtida através de:

$P_m = \text{constante}$, e x_e variando;

$\frac{P_{er}}{P_{ef}}$ = relação entre as componentes de relutância e fundamental definida no ponto de equilíbrio;

magnitudes das harmônicas:
$$\frac{1}{2} \frac{x'_d - x_q}{x_e + x_q} \left(\frac{V}{E'_q} \right)$$

Pela mesma pode ser também observado que x_e não pode aumentar indefinidamente.

III.2.1.-Análise do Torque de Relutância pelo Critério das Áreas Iguais

A figura III-7, a seguir é uma ilustração da aplicação do critério das áreas, comparando a situação representada pelo modelo de rotor liso e pólos salientes. Pela mesma pode ser observado que há uma área de aceleração A_1 e duas áreas de desaceleração A_2 e A_3 . A área de desaceleração A_3 corresponde a um acréscimo na área de desaceleração após a eliminação do curto-circuito (falta) no tempo de chaveamento de 0.1 s.

Este acréscimo representa uma contribuição significativa na melhoria da estabilidade do sistema, devido ao aumento na transmissão de potência.

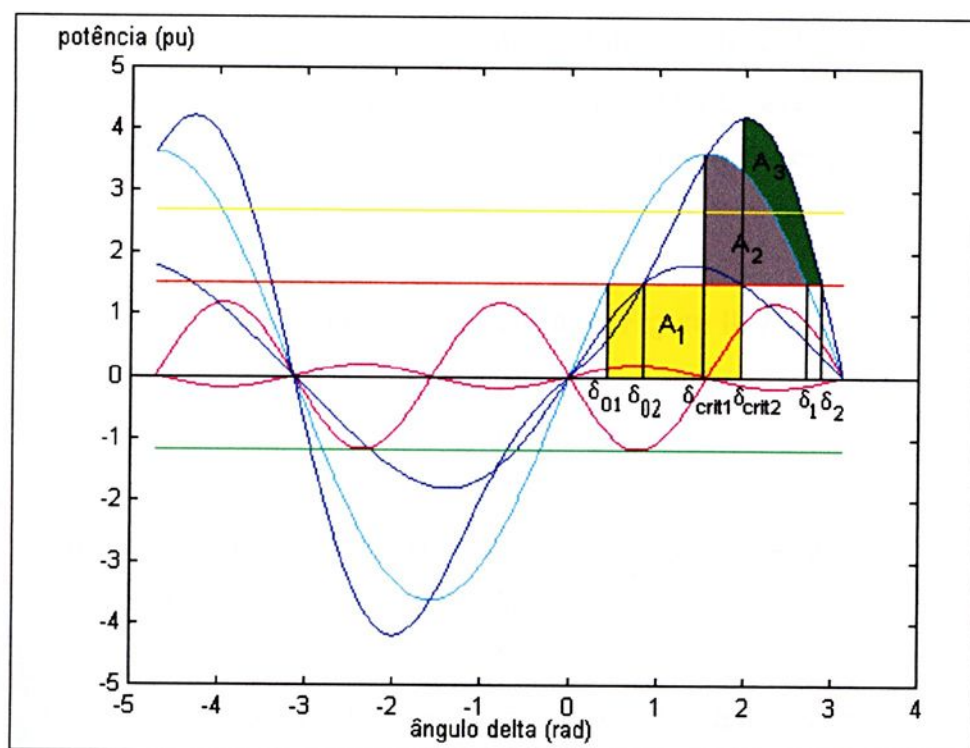


Figura III-7-Simulação com tempo de chaveamento de 0.1 s.

A seguir tem-se a legenda da figura III-7

δ_{01} - corresponde ao ponto de operação da máquina de rotor liso;

δ_{02} - corresponde ao ponto de operação da máquina de pólos salientes;

δ_{crit1} - corresponde ao ângulo crítico da máquina de rotor liso;









δ_{crit2} - corresponde ao ângulo crítico da máquina de pólos salientes;

δ_1 - corresponde ao maior valor do ângulo (modelo da máquina de rotor liso) que o sistema pode atingir de modo que o sistema permanece estável;

δ_2 - corresponde ao maior valor do ângulo (máquina de pólos salientes) que o sistema pode atingir de modo que o sistema permanece estável;

Logo a seguir é apresentada a tabela III – 2 com a descrição das curvas da figura III-7

Tabela III – 2 – Legenda da Figura III-7

Cores	Descrição
	Potência Mecânica
	Refere-se a área 1, correspondente a área de aceleração
	Curva da potência da máquina de rotor liso
	Corresponde a componente da harmônica
	Refer-se a área 3, correspondente ao acréscimo da área de desaceleração
	Corresponde a Potência elétrica de saída da máquina de pólos salientes (maior)
	Corresponde a área 2, referente a área de desaceleração
	Componente fundamental (menor)

As tabelas III – 3 e III – 4 a seguir mostram os valores correspondentes a simulação da figura III-7, fornecendo os valores das variáveis utilizadas na simulação.

Tabela III – 3 – Valores para Rotor liso

Pm	Xe	Delta 0	Delta crítico	Delta Máx	Tempo crítico	x_d'	x_q
1.5	0.01	0.2076	2.0005	2.9376	0.2518	0.174	0.174
1.5	0.1	0.3876	1.6022	2.7576	0.2073	0.174	0.174
1.5	0.2	0.5376	1.3702	2.6076	0.1716	0.174	0.174
1.5	0.3	0.6876	1.2150	2.4476	0.1366	0.174	0.174
1.5	0.4	0.8576	1.1324	2.2776	0.0986	0.174	0.174
1.5	0.5	1.0476	1.1519	2.0876	0.0607	0.174	0.174

Tabela III – 4 – Valores para Pólos Salientes

Pm	Xe	Tempo crítico	Delta 0	Delta crítico	Delta máx	x_d'	x_q
1.5	0.01	0.2543	0.4176	2.2464	3.0076	0.174	0.680
1.5	0.1	0.1992	0.8376	1.9599	2.8776	0.174	0.680
1.5	0.2	0.1634	0.9876	1.7429	2.7576	0.174	0.680
1.5	0.3	0.1281	1.1176	1.5814	2.6376	0.174	0.680
1.5	0.4	0.0917	1.2576	1.5354	2.4876	0.174	0.680
1.5	0.5	0.0550	1.4276	1.5132	2.3176	0.174	0.680

OBS: Os valores das reatâncias x_e , x_q , x_d e P_m estão em p.u, o ângulo delta está em radianos e o tempo em segundos.

III.3.-Construção de uma Função de Lyapunov

O método de Lyapunov para a análise de estabilidade consiste basicamente no seguinte teste:

Dado um sistema dinâmico da forma

$$\dot{x} = f(x); f(0) = 0 \quad (\text{III.18})$$

sendo $x \in \mathfrak{R}^n$; $f: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$, se existe uma função escalar $V(x)$ positiva definida tal que sua derivada temporal $\dot{V}(x) = \frac{dV(x)}{dt}$ ao longo das trajetórias de (III.18) seja negativa definida, então diz-se que $V(x)$ é uma Função de Lyapunov (FL) para a estabilidade de (III.18) e se assegura a estabilidade assintótica da origem; e, com $V(x)$ negativa definida e $\dot{V}(x)$ positiva definida.

Pode-se admitir $\dot{V}(x)$ semi-definida, lançando mão do resultado de La Salle ^[14].

A construção de uma FL não é, em geral, uma tarefa simples, havendo diversas técnicas para sua obtenção. Aqui é apresentada uma técnica particular ^[10] que será utilizada adiante: trata-se da busca de uma FL para sistemas ditos Persidskii generalizados os quais têm a forma:

$$\dot{x} = A\phi(x) + F(x) \quad (\text{III.19})$$

$x \in \mathfrak{R}^n; \phi: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n; F: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n; A \in \mathfrak{R}^{n \times n}$ sendo que a Função de Lyapunov proposta tem a forma

$$V(x) = \sum_{i=1}^n p_i \int_0^{x_i} \phi_i(\tau) d\tau_i \quad (\text{III.20})$$

a qual é definida por uma matriz P tal como

$$P = \text{diag}[p_i] \quad (\text{III.22})$$

Já foi mostrado em ^[10] que a derivada temporal de (III.20) nas trajetórias do sistema (III.19) é dada por

$$\dot{V}(x) = -\frac{1}{2} [P^{-1} \nabla V(x)]^T Q [P^{-1} \nabla V(x)] + \nabla V^T(x) [F - AP^{-1} \psi(x)] \quad (\text{III.23})$$

sendo

$$Q = -[A^T P + PA] \quad (\text{III.24})$$

e

$$\psi^T = [\psi_1 \quad \psi_2 \quad \dots \quad \psi_n] \quad (\text{III.25})$$

com

$$\psi_i = \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^n p_k \int_0^{x_k} \frac{\partial \phi_k(\tau)}{\partial x_i} d\tau_k \quad (\text{III.26})$$

A verificação do sinal de (III.23) não é usualmente trivial. Diversas particularidades de sistemas e estruturas foram exploradas em ^[10] e, no presente caso, uma merece atenção especial: se obtiver

$$F - AP^{-1}\psi(x) = 0 \quad (\text{III.27})$$

então o sinal de $\dot{V}(x)$ (III.23) dependerá exclusivamente da definição de sinal da matriz Q (III.24) que deve ser positiva definida para $\dot{V}(x) < 0$ ou positiva semi-definida para $\dot{V}(x) \leq 0$.

Neste caso, a verificação do sinal é relativamente simples, bastando aplicar a condição de Sylvester: $q_{ii} > 0, \forall i$ e $\det(Q_i) > 0, i=2, \dots, n$ (sendo Q_i o menor de origem i de Q) para $Q > 0$ ou $q_{ii} \geq 0, \forall i$ e $\det(Q_i) \geq 0, i=2, \dots, n$ para $Q \geq 0$.

Sendo o sistema em questão dado por (II.30) e, inicialmente procura-se obter uma estrutura mais favorável. Para isto, faz-se uma mudança de variáveis definida por:

$$\varepsilon' = \varepsilon + \alpha e \quad (\text{III.28})$$

de modo que o sistema fica representado por:

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{\varepsilon}' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\eta_1 & \eta_3 \\ 0 & -\eta_7 & -\eta_5 & -\eta_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \varepsilon' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -1 \\ -\alpha \end{bmatrix} \eta_2 g(\sigma) \quad (\text{III.29})$$

com

$$\eta_1 = \eta_1 + \alpha\eta_3 \quad (\text{III.30})$$

$$\eta_4 = \eta_4 - \alpha\eta_3 \quad (\text{III.31})$$

$$\eta_5 = \eta_5 + \alpha(\eta_1 - \eta_4) + \eta_3\alpha^2 \quad (\text{III.32})$$

$$\alpha = \frac{\eta_5}{\eta_4} \quad (\text{III.33})$$

$$\frac{p_2}{p_3} = \frac{\eta_2}{\eta_1} \quad (\text{III.34})$$

A função já desenvolvida em ^[5] é:

$$V(x) = \frac{1}{2}M\omega^2 + \frac{1}{2} \frac{\eta_3\eta_4}{\eta_2\eta_5} \left(\varepsilon + \frac{\eta_5}{\eta_4}e + \eta_7M\omega \right)^2 + V_p(\sigma, e) \quad (\text{III.35})$$

com os coeficientes

$$p_1 = \frac{M}{\beta} \quad (\text{III.36})$$

sendo,

$$\beta^{-1} = (1 + \eta_7^2 Mp_4) \quad (\text{III.37})$$

$$p_2 = 1 \quad (\text{III.38})$$

$$p_3 = \frac{\eta_1\eta_4 + \eta_3\eta_5}{\eta_2\eta_4} \quad (\text{III.39})$$

$$p_4 = \frac{\eta_3 \eta_4}{\eta_2 \eta_5} \quad (\text{III.40})$$

$$p_{41} = -\eta_7 M p_4 \quad (\text{III.41})$$

e,

$$V_p(\sigma, e) = \frac{\eta_1 \eta_4 + \eta_3 \eta_5}{\eta_2 \eta_4} e^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\sigma \quad (\text{III.42})$$

Note-se que a diferença entre o desenvolvimento apresentado em ^[5] e o presente reside na definição de $f(\sigma, e)$ que agora inclui o termo de saliência mantendo a característica de 1º e 3º quadrante portanto, sem consequência quanto ao desenvolvimento lá realizado.

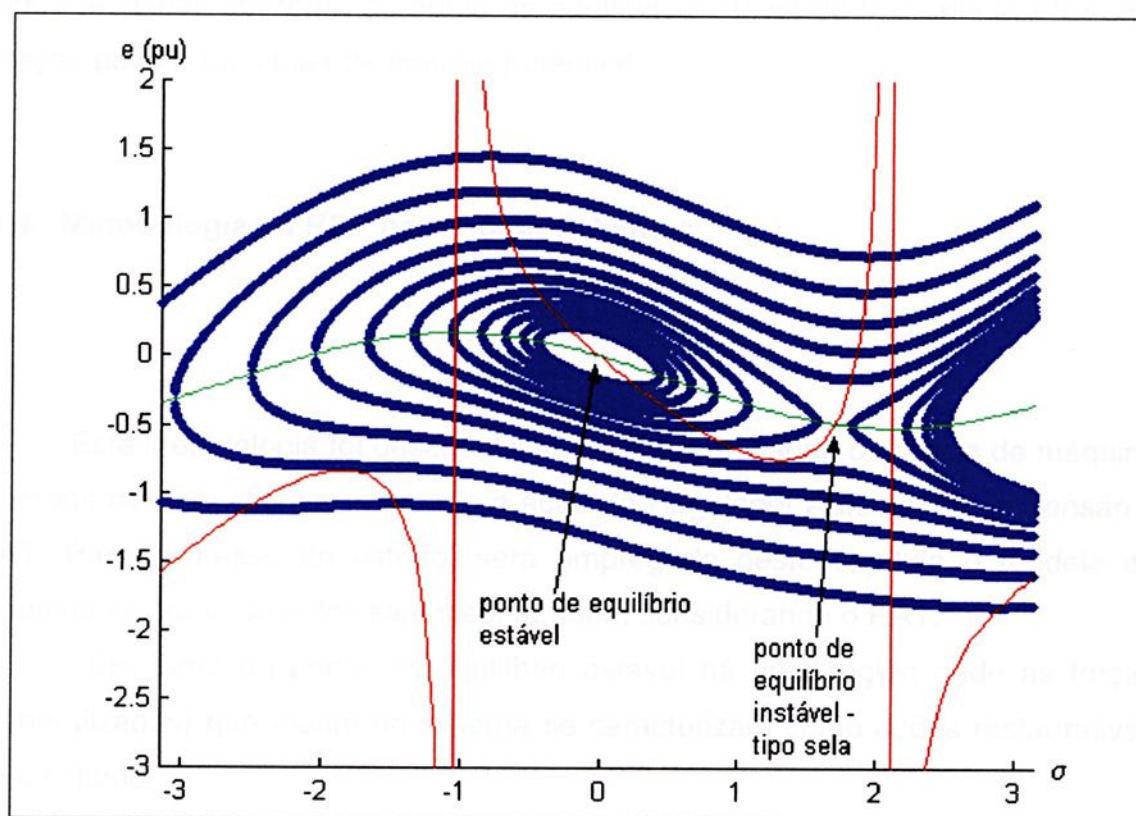


Figura III-8-Curvas Equipotenciais para Máquina de Pólos Salientes

Calculando-se o gradiente da Função Potencial $V_p(\sigma, e)$ (III.42) e igualando-o a zero, condição para encontrar os extremos de V_p , obtém-se as equações do equilíbrio do sistema (III.29), indicando que os pontos de equilíbrio de (III.29) são os extremos de V_p .

De fato pode-se observar do exposto na figura III-8, uma representação das curvas de nível ou equipotenciais da máquina de pólos salientes, evidenciando o comportamento das curvas nos pontos de equilíbrio.

Há dois pontos de equilíbrio nas curvas, um é o ponto de equilíbrio estável e o outro o ponto de equilíbrio instável.

Para identificar os pontos de equilíbrio, basta observar as curvas equipotenciais, isto é, pelo conceito da PEBS ou SLEP (Superfície Limite da Energia Potencial) ^[14], as curvas de níveis são fechadas em torno do ponto de equilíbrio estável devido ter uma relação de mínima energia potencial, e não sendo fechadas em torno do ponto de equilíbrio instável do tipo sela por ter uma relação padrão mini-max de energia potencial.

III.4.- Metodologia da RSP para Pólos Salientes

Esta metodologia foi desenvolvida em ^[5] empregando o modelo de máquina síncrona de rotor liso considerando a ação do Regulador Automático de Tensão – RAT. Para interesse de estudo, será empregado neste capítulo o modelo de máquina síncrona de pólos salientes, também considerando o RAT.

Em torno do ponto de equilíbrio estável há uma região onde as forças (generalizadas) que atuam no sistema se caracterizam como ações restaurativas do equilíbrio.

O torque líquido no eixo da máquina em função das variações de defasamento angular do rotor (σ) e da tensão interna (e), é dado por:

$$f(\sigma, e) = BV \left[(E_q^{\circ} + e) \sin(\sigma + \delta^{\circ}) + \frac{1}{2} \frac{x_d^{\circ} - x_q^{\circ}}{x_e^{\circ} + x_q^{\circ}} V \sin 2(\sigma + \delta^{\circ}) - E_q^{\circ} \sin \delta^{\circ} - \frac{1}{2} \frac{x_d^{\circ} - x_q^{\circ}}{x_e^{\circ} + x_q^{\circ}} V \sin 2\delta^{\circ} \right] \quad (\text{III.43})$$

$$B = \frac{1}{x_e^{\circ} + x_d^{\circ}} \quad (\text{III.44})$$

e naturalmente é nulo para $(\sigma, e) = (0, 0)$, justamente o ponto de operação (equilíbrio) considerado.

Para efeito de análise, considera-se uma variação paramétrica e na tensão interna: a esta corresponde um novo valor de equilíbrio para a defasagem angular do rotor σ_e . Então, considera-se que o torque líquido $f(\sigma, e)$ é ação restaurativa do equilíbrio na região em que $[\sigma - \sigma_e(e)] f(\sigma, e) > 0$ ($\sigma \neq \sigma_e(e)$), de modo que se define a Região de sincronização Positiva como

$$RSP = \{(\sigma, e) : \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)] f(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (\text{III.45})$$

A RSP está limitada por curvas definidas em ^[5] como “Curvas de Torque Nulo (CTN’s)” através de $f(\sigma, e) = 0$ (III.43), o que conduz a

$$(E_q^{\circ} + e) \sin(\sigma + \delta^{\circ}) + \frac{1}{2} \frac{x_d^{\circ} - x_q^{\circ}}{x_e^{\circ} + x_q^{\circ}} V \sin 2(\sigma + \delta^{\circ}) - E_q^{\circ} \sin \delta^{\circ} - \frac{1}{2} \frac{x_d^{\circ} - x_q^{\circ}}{x_e^{\circ} + x_q^{\circ}} V \sin 2\delta^{\circ} = 0 \quad (\text{III.46})$$

Esta equação é plotada no plano $\sigma \times e$ (Figura III-9), onde também se plota, para visualização dos efeitos da saliência, as correspondentes curvas para a máquina de rotor liso.

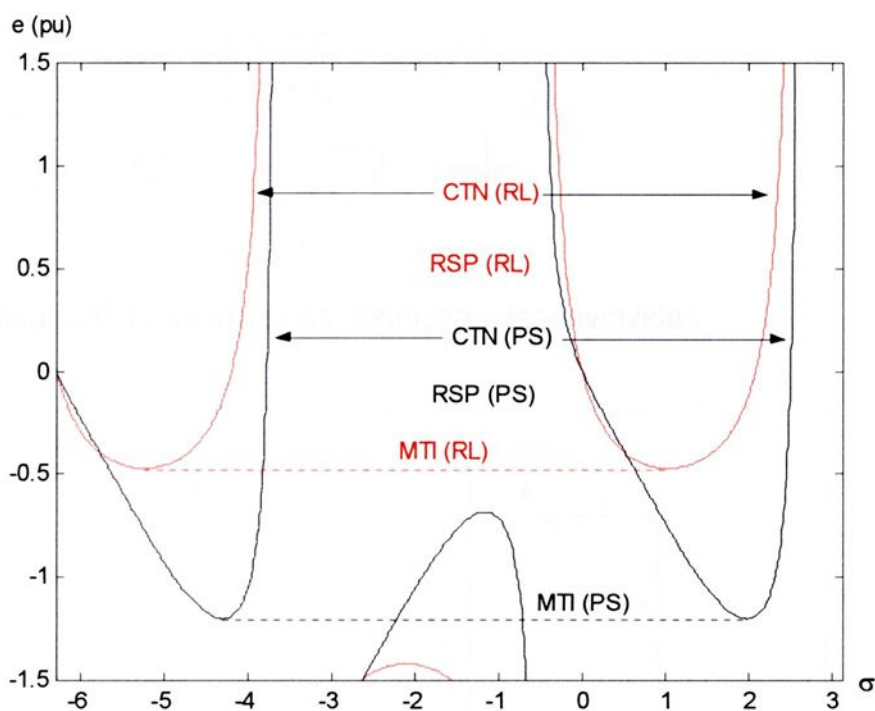


Figura III-9-Representação da CTN

O princípio básico do método da RSP consiste em verificar se a trajetória do sistema abandona a RSP, concluindo pela instabilidade, ou não, concluindo pela estabilidade. Para isto, é necessário avaliar o comportamento da trajetória em relação à CTN. Isto é feito via consideração da distância d de cada ponto à RSP.

De fato, interessa saber se a trajetória inverte o sentido de direção uma vez iniciada aproximando-se da CTN, ou seja, se a distância d passa por um mínimo.

Isto se avalia calculando a derivada temporal:

$$\dot{d} = \begin{bmatrix} \dot{\sigma} & \dot{e} \end{bmatrix} \nabla f(\sigma_{CTN}, e) \quad (\text{III.47})$$

onde σ_{CTN} é o ponto sobre a CTN calculado para o valor de e no instante considerado; sendo dado por

$$\sigma_{CTN} \cong \arcsen \left(\frac{E_q'^0 \sin \delta^0 + \frac{1}{2} \frac{x_d' - x_q}{x_e + x_q} V \sin 2\delta^0}{E_q'^0 + e - \left(\frac{x_d' - x_q}{x_e + x_q} \right) V} \right) - \delta^0 \quad (\text{III.48})$$

A figura III-10 visualiza as definições desenvolvidas:

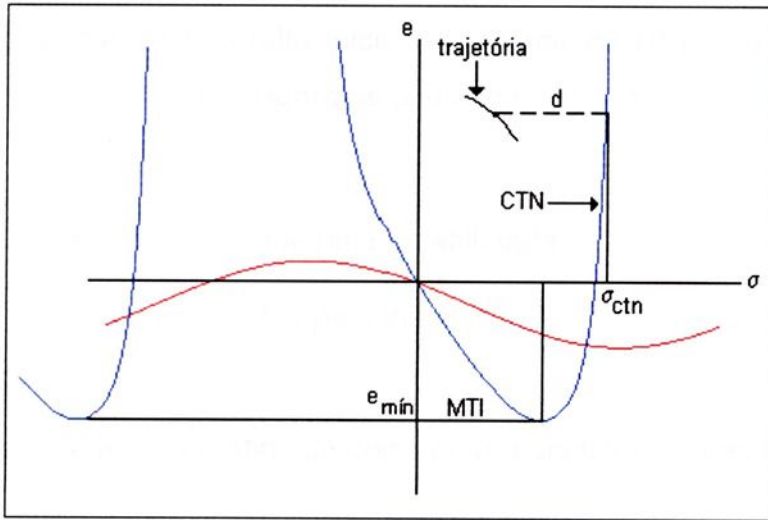


Figura III-10-Visualização de σ_{CTN}

Definindo

$$\mu(e) = \frac{E_q'^0 \sin \delta^0 + \frac{1}{2} \frac{x_d' - x_q}{x_e + x_q} V \sin \delta^0}{e + E_q'^0 - \frac{x_d' - x_q}{x_e + x_q} V} \quad (\text{III.49})$$

finalmente chega-se a

$$\dot{d} = BV \left[-\omega(e + E_q'^0) \sqrt{1 - \mu^2(e)} - \omega \frac{1}{2} \frac{x_d' - x_q}{x_e + x_q} (-2\mu^2(e) + 1) + \dot{e} \mu(e) \right] \quad (\text{III.50})$$

III.4.1.-Algoritmo para o Teste de Estabilidade

Passo 1 - Se o regime de pós falta iniciar no interior da RSP, monitorar a trajetória até $V_p(\sigma, e)$ atingir um máximo sem deixar a RSP; ir ao passo 2.

Caso o regime de pós falta inicie no exterior da RSP, ou o máximo de $V_p(\sigma, e)$ ocorra fora da RSP, considera-se o sistema instável.

Passo 2 – Se $\dot{d} > 0$, concluir pela estabilidade.

Se $\dot{d} < 0$, concluir pela instabilidade.

Passo 3 – Se a CTN é atingida com $\dot{d} < 0$, concluir pela instabilidade.

Se \dot{d} inverter de sinal, concluir pela estabilidade.

III.4.2.-Resultados de Aplicação

Para efeito deste estudo considerem-se os seguintes dados do sistema:

$$X'_d = 0.174 \text{ pu};$$

$$X'_q = 0.680 \text{ pu};$$

$$X'_d = 0.953 \text{ pu};$$

$$M = 0.0545;$$

$$X'_e = 0.05 \text{ pu};$$

$$K_r = 80;$$

$$\tau_r = 0.06 \text{ s};$$

$$\tau'_{d0} = 5.36 \text{ s};$$

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos da metodologia da RSP em regime transitório.

Apresentam-se agora os resultados obtidos:

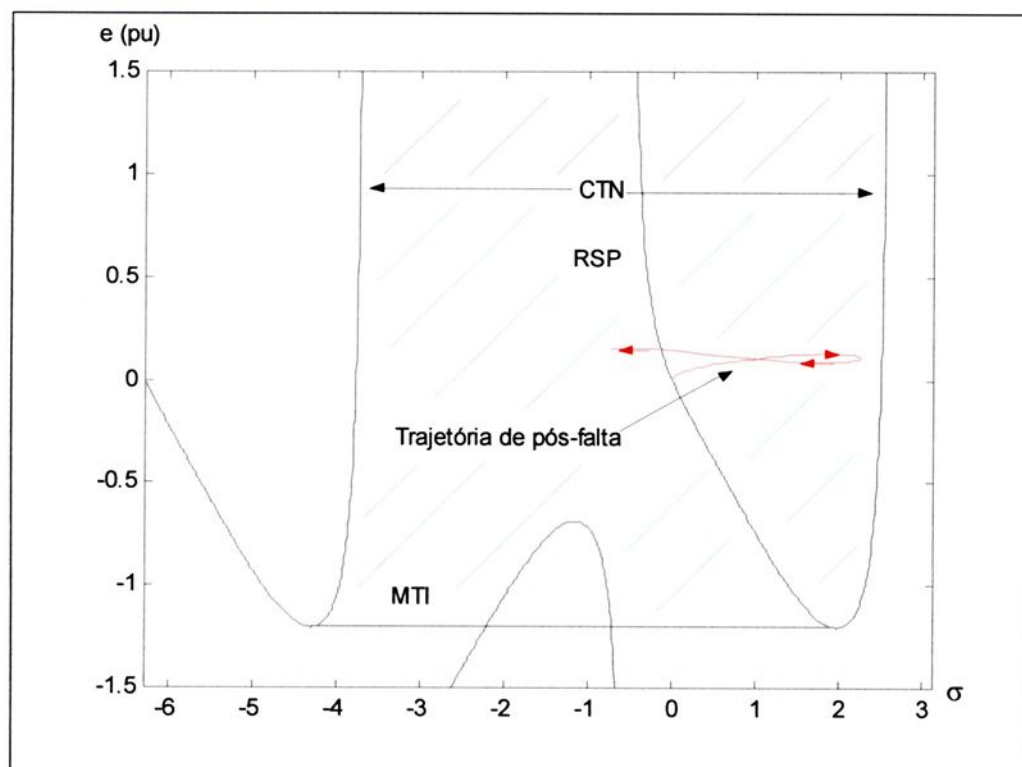


Figura III-11-Evolução de uma Trajetória Estável

A figura III-11 mostra a trajetória do sistema para uma falta eliminada com $t_{ch}=0.51$ s. Nota-se que o comportamento é de estabilidade, havendo o teste concluído corretamente.

A seguir é fornecida a figura III-12, que corresponde ao comportamento do sistema em análise de estabilidade de primeira oscilação, sendo que o comportamento do sistema é estável.

Nota-se que durante a ocorrência da falta as variáveis envolvidas velocidade e ângulo apresentam valores crescentes, como esperado, enquanto que, posteriormente, apresentam característica oscilatória, sendo a primeira oscilação mostrada no tempo (Figura III-12) e no plano $(\sigma \times e)$ (Figura III-11).

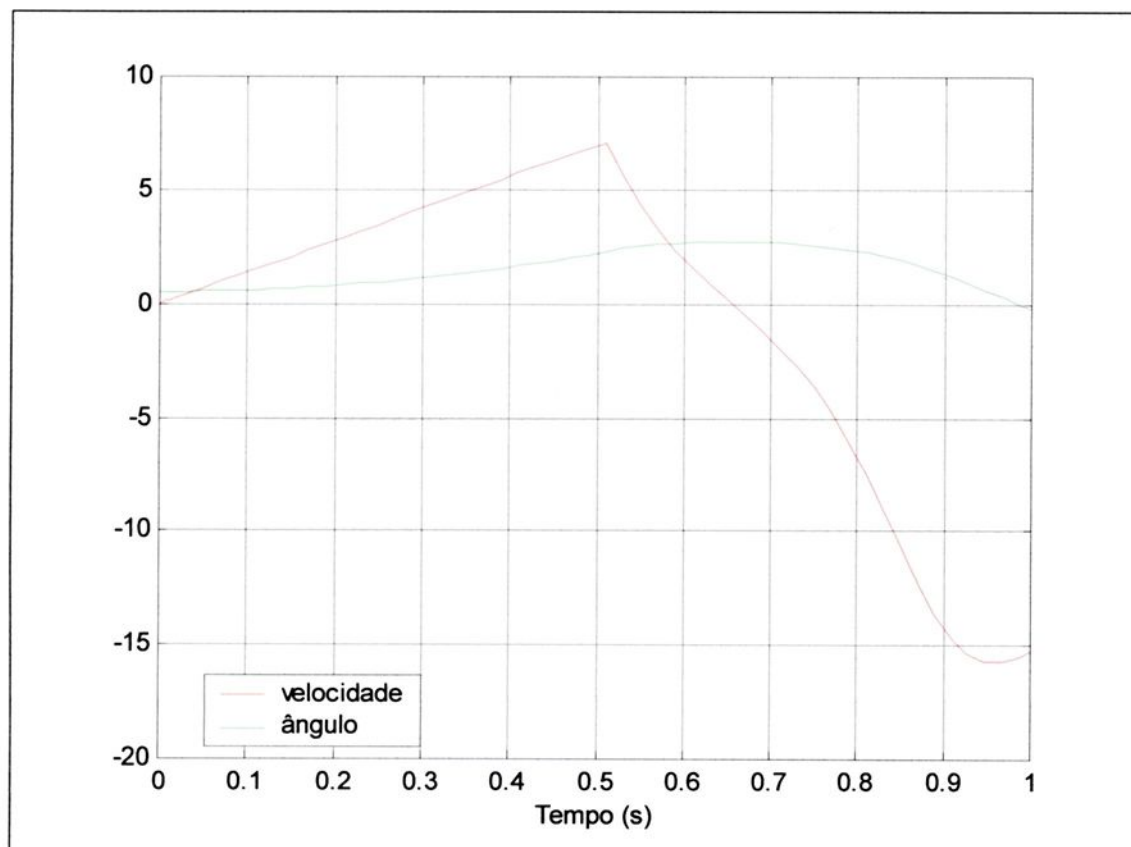


Figura III-12-Curvas do Ângulo e Velocidade

A figura III-13 logo a seguir, refere-se a aplicação do teste de estabilidade da RSP descrito na seção III.4.1. Observa-se pela mesma figura que durante a ocorrência da falta (curto-circuito) a derivada temporal da distância, \dot{d} , assume valores negativos, significando que a trajetória do sistema está se aproximando da CTN.

Porém, com a eliminação da falta em $t_{ch}=0.51s$ a variável \dot{d} passa a assumir comportamento crescente, e em certo instante a mesma passa por zero e logo após assume valores positivos.

Com isso pode-se afirmar que houve uma inversão no sentido da trajetória passando a afastar-se da CTN com sentido ao interior da RSP (figura III-11).

Conclui-se então que o sistema é estável para a análise de primeira oscilação.

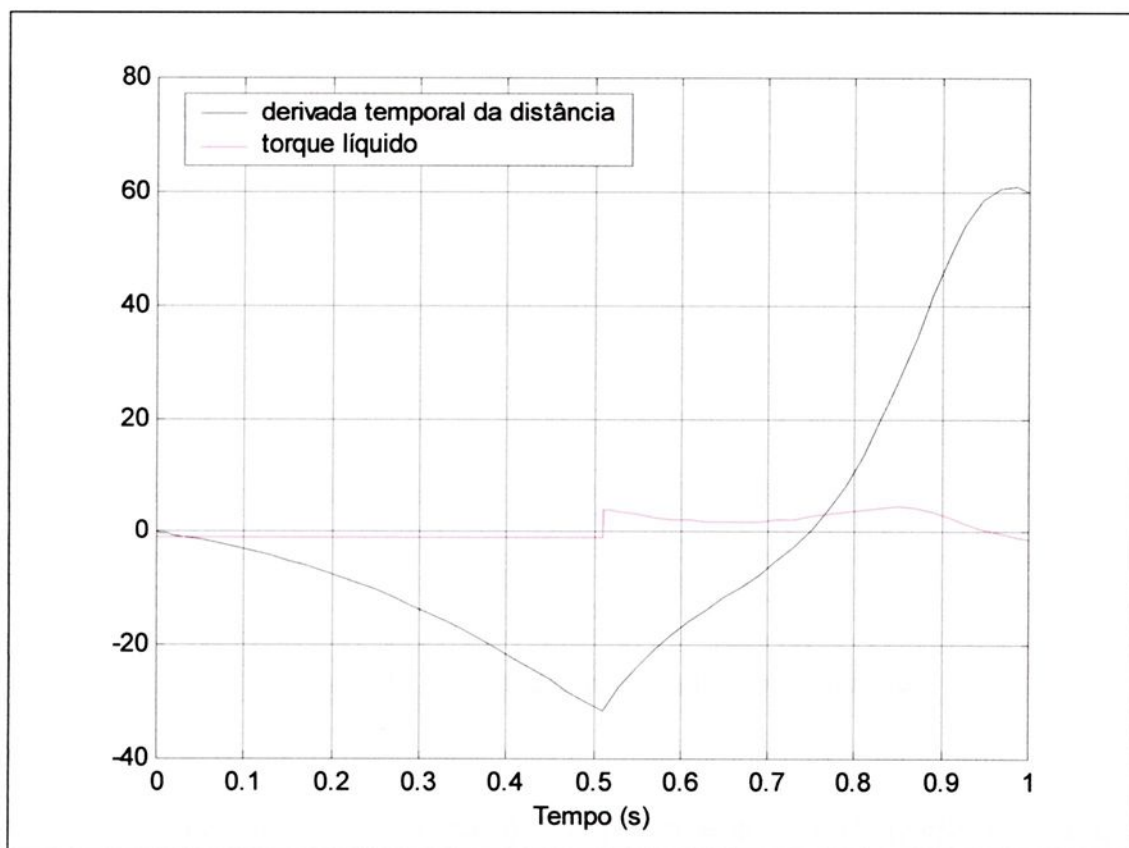


Figura III-13-Representação do Torque Líquido e Derivada Temporal da Distância

As figuras que serão comentadas a seguir mostram o comportamento de um sistema instável. Nota-se pela figura III-14 que após a eliminação da falta em $t_{ch}=0.52s$, a velocidade e o ângulo mostram comportamentos crescentes.

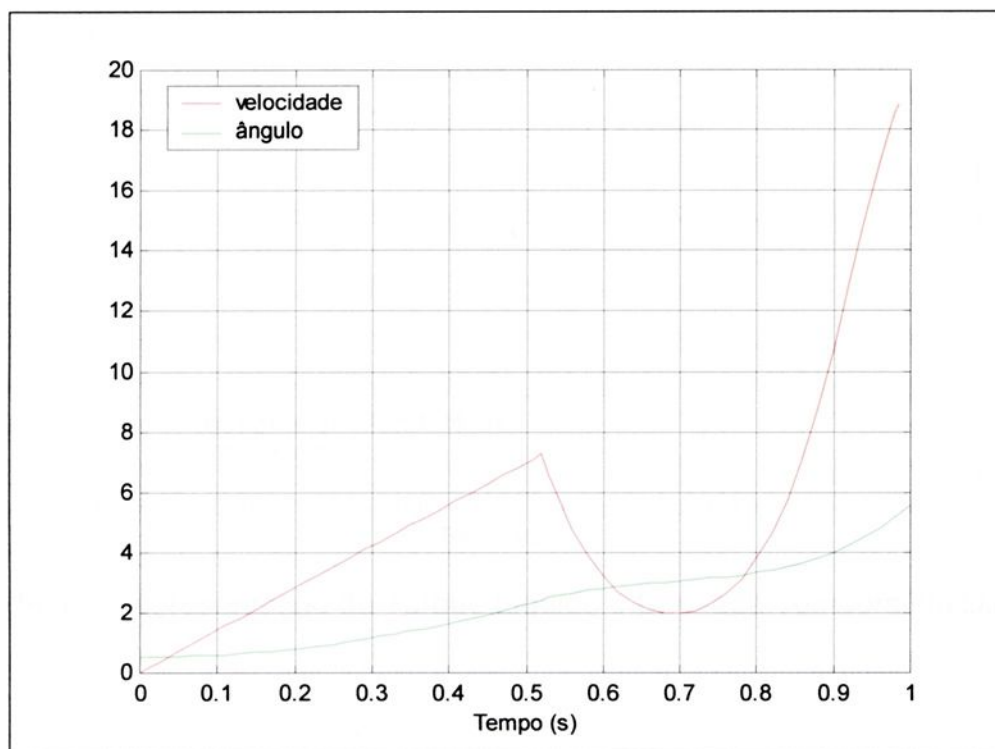


Figura III-14-Curvas do Ângulo e Velocidade

A figura III-15 apresenta o comportamento da derivada temporal da distância e o torque líquido do sistema. Durante a ocorrência da falta a variável \dot{d} assume valores negativos, o que pode-se afirmar que a trajetória do sistema se aproxima da CTN.

Com a eliminação da falta em $t_{ch}=0.52s$, observa-se que \dot{d} ainda continua assumindo valores negativos. Após a eliminação da falta nota-se pela figura III-15 que o torque líquido sincronizante apresenta valores decrescentes, ocorrendo assim uma redução de sua propriedade de restaurador do equilíbrio.

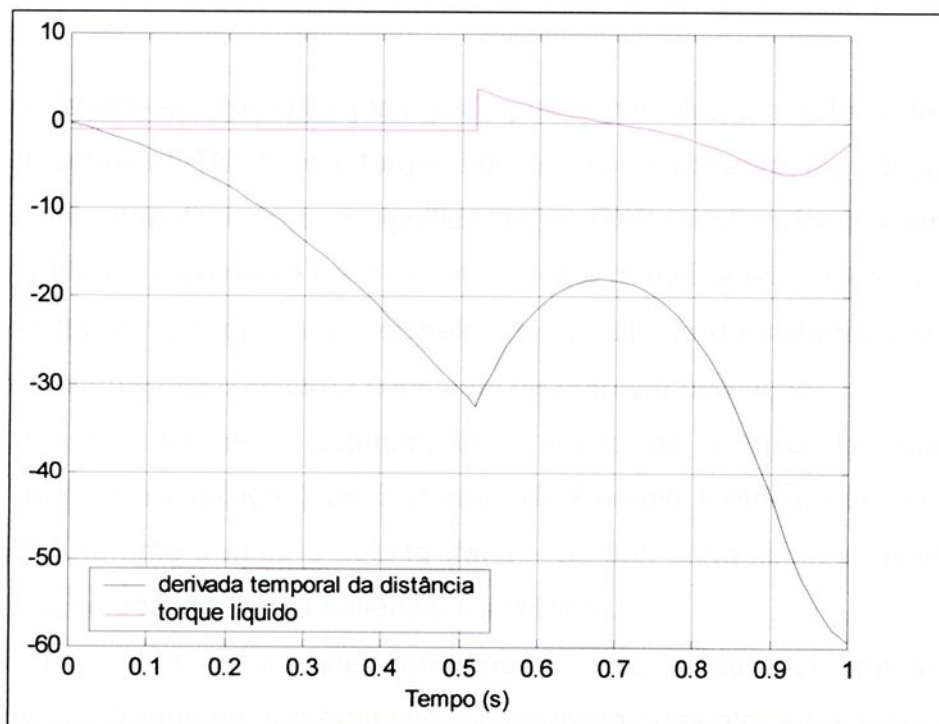


Figura III-15- Representação do Torque Líquido e Derivada Temporal da Distância

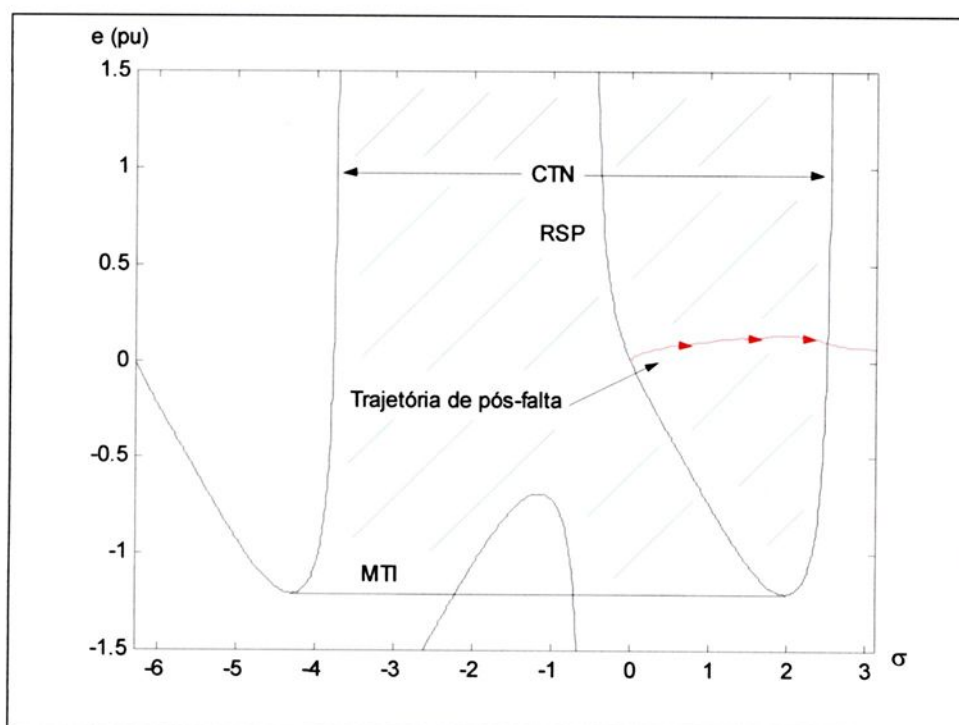


Figura III-16-Evolução de uma Trajetória Instável

No instante em que o torque líquido passa por zero, a trajetória do sistema encontra-se sobre a CTN. Após o torque líquido passar por zero, ele passa a assumir valores negativos, o que significa que a RSP foi abandonada através da CTN (figura III-16), e como se trata de um sistema máquina *versus* barra infinita – MBI não há forças que possam restabelecer o equilíbrio do sistema, então, com base nestas afirmações o sistema é instável na primeira oscilação.

Apresentou-se neste capítulo, um método de análise de estabilidade transitória (primeira oscilação) de Sistemas de Energia Elétrica, considerando a ação do RAT durante e após o defeito (falta – do tipo curto-circuito), com ênfase na consideração dos efeitos da saliência transitória.

Mostrou-se que, no que concerne às oscilações eletromecânicas, a saliência afeta o torque eletromagnético (ou equivalentemente, a potência elétrica) e conseqüentemente as condições de estabilidade, seja pelo critério das áreas, ou pelo método da RSP.



CAPÍTULO IV

METODOLOGIA DA RSP CONSIDERANDO FENÔMENOS SUBTRANSITÓRIOS

O estudo dos fenômenos subtransitórios é de interesse no desenvolvimento e aplicação em análise de falta, cujo tempo de eliminação é pequeno e também em sistemas que operam com dispositivos de elevada velocidade de resposta, como o caso do RAT (Regulador Automático de Tensão) e FACTS (Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada).

Neste capítulo se desenvolverá a metodologia da RSP envolvendo o modelo de dois eixos da máquina síncrona, incluindo fenômenos subtransitórios.

O presente estudo é embasado no método desenvolvido em ^[6] onde se tratou o modelo de dois eixos, incluindo fenômenos “até” transitórios para a máquina síncrona de rotor liso. O desenvolvimento que se propõe neste capítulo é a inclusão, além do efeito da saliência tratado nos capítulos anteriores, de enrolamentos amortecedores nos eixos direto e em quadratura.

O equacionamento envolvido na análise foi baseado em ^[15], para o tratamento de um sistema MBI.

Os resultados obtidos através dos estudos serão fornecidos e discutidos, visando um melhor entendimento da metodologia. Os estudos foram realizados com auxílio do software SIMULINK/MATLAB[®], sendo analisadas as situações de estabilidade e instabilidade do sistema considerando os fenômenos subtransitórios.

Tendo em vista o objetivo de considerar os fenômenos subtransitórios em análise da estabilidade do SEE, procura-se incorporá-los na metodologia da RSP já desenvolvida anteriormente. Trata-se fundamentalmente da definição das variáveis que estabelecem o sub-espaço (de estado) onde se desenvolvem as trajetórias e portanto onde se localiza a análise das oscilações eletromecânicas.

Neste sentido, ressalta-se que o movimento eletromecânico é descrito pelo ângulo do rotor (δ) e a tensão interna, agora, afetada pelos enrolamentos amortecedores e portanto com as componentes de eixo direto e quadratura expressas por E_d'' e E_q'' .

Como nos desenvolvimentos anteriores, considerando-se as variáveis expressas em termos de desvios (não necessariamente pequenos) em torno do ponto de operação,

$$\begin{aligned} \sigma &= \delta - \delta^0; \\ e_d &= E_d'' - E_d''^0; \\ e_q &= E_q'' - E_q''^0 \end{aligned} \tag{IV.1}$$

o torque líquido no eixo da máquina é dado por:

$$\Delta P_e = P_e - P_e^0 = f(\sigma, e_d, e_q) =$$

$$= \frac{V}{(x_e + x_d)} [(E_q^{r0} + e_q) \sin(\sigma + \delta^0) - E_q^{r0} \sin \delta^0] - \frac{V}{(x_e + x_q)} [(E_d^{r0} + e_d) \cos(\sigma + \delta^0) - E_d^{r0} \cos \delta^0] \\ - \frac{1}{2} \frac{(x_q^r - x_d^r)}{(x_e + x_d)(x_e + x_q)} V^2 [\sin 2(\sigma + \delta^0) - \sin 2\delta^0] \quad (IV.2)$$

A partir daqui, segue-se o desenvolvimento da RSP conforme [6], quando se utilizou o modelo de dois eixos, portanto, definindo as variações de torque como $f(\sigma, e_d, e_q)$, e a RSP incluindo o desenvolvimento quanto a \dot{d} leva em conta as variações de tensão nos eixos d e q. Salienta-se que agora os desenvolvimentos consideram, além do campo e um enrolamento amortecedor de eixo q como em [6], mais um enrolamento amortecedor de eixo d e um de eixo q.

Definindo

$$B_d \triangleq \frac{1}{x_e + x_d^r} \quad (IV.3)$$

e

$$B_q \triangleq \frac{1}{x_e + x_q^r} \quad (IV.4)$$

escreve-se a equação dos desvios (não necessariamente pequenos) de potência elétrica como

$$\Delta Pe = B_d V [(E_q^{r0} + e_q) \sin(\sigma + \delta^0) - E_q^{r0} \sin \delta^0] - B_q V [(E_d^{r0} + e_d) \cos(\sigma + \delta^0) - E_d^{r0} \cos \delta^0] + \frac{1}{2} B_d B_q (x_d^r - x_q^r) V^2 [\sin 2(\sigma + \delta^0) - \sin 2\delta^0] \quad (IV.5)$$

ou seja,

$$\Delta Pe = B_d V (E_q^{\prime\prime 0} + e_q) \sin(\sigma + \delta^0) - B_q V (E_d^{\prime\prime 0} + e_d) \cos(\sigma + \delta^0) + B_d B_q (x_d^{\prime\prime} - x_q^{\prime\prime}) V^2 \sin(\sigma + \delta^0) \cos(\sigma + \delta^0) - P_e^0 \quad (\text{IV.6})$$

IV.1.- Definição das STN's

A anulação do torque líquido no eixo da máquina define situação de equilíbrio mecânico, o que pode ocorrer com duas qualificações: uma situação de estabilidade ou uma situação de instabilidade.

Focando a variável de estado que descreve as oscilações mecânicas, e apenas para efeito de análise neste momento, consideram-se constantes as variáveis do laço eletromagnético $E_d^{\prime\prime}$ e $E_q^{\prime\prime}$. Considerando-se adicionalmente $E_d^{\prime\prime} = E_d^{\prime\prime 0}$ e $E_q^{\prime\prime} = E_q^{\prime\prime 0}$ ($e_d = e_q = 0$) têm-se em $\delta^e = \delta^o$ ($\delta^o < \frac{\pi}{2}$) num ponto de equilíbrio estável e em $\delta = \pi - \delta^o$ ($\sigma_1^{\prime\prime} = \pi - 2\delta^o$) e em $\delta = -\pi - \delta^o$ ($\sigma_2^{\prime\prime} = -\pi - 2\delta^o$) pontos de equilíbrio instável.

A equação

$$\Delta Pe = f(\sigma, e_d, e_q) = 0$$

define superfícies que contém necessariamente os pontos de equilíbrio do sistema. A superfície que passa por $(\sigma, e_d, e_q) = (0, 0, 0)$ é a que contém os pontos de equilíbrio estável correspondentes a diferentes valores de e_d e e_q . As que contém $\sigma_1^{\prime\prime}$ e $\sigma_2^{\prime\prime}$ são os lugares dos pontos de equilíbrio instável e são denominadas Superfícies de Torque Nulo (STN's). Há, ainda, uma condição sobre as tensões de modo a tornar possível a igualdade na equação do torque líquido,

sendo esta uma evolução da fronteira denominada Mínima Tensão Interna (MTI) no caso do modelo de 1 1/2 eixos [5].

À vista da definição das STN's têm-se, sobre elas (considerada a que contém σ_1''): a variável e em valores suficientemente distantes de MTI onde a curvatura da superfície e é pouco acentuada e os valores de σ em STN_1 em uma vizinhança de σ_1'' com $\sigma_{CTN} \approx \pi - \delta^0$ de modo que, sem incorrer em erro grosseiro, pode-se considerar:

$$\cos(\sigma_{CTN} + \delta^0) \approx -1$$

com o que de IV-6 pode-se escrever as STN's como:

$$B_d V[(E_q^{''0} + e_q) \text{sen}(\sigma + \delta^0) - B_q V(x_d'' - x_q'') \text{sen}(\sigma + \delta^0)] \equiv P_e^0 - B_q V(E_d^{''0} + e_d) \quad (IV.7)$$

Tal como desenvolvido anteriormente para o caso de modelo de 1 1/2 eixos, entre as STN's, uma passando por σ_1'' e outra por σ_2'' , o torque líquido é restaurativo do equilíbrio, ou seja, sincronizante, e esta região é chamada Região de Sincronização Positiva.

IV.2.1.- A RSP e suas fronteiras

Considerando-se que fora da RSP não há ação que possa reconduzir o sistema ao ponto de equilíbrio estável, conclui-se que, uma vez abandonada esta região, o sistema se afastará indefinidamente do ponto de equilíbrio considerado, apresentando um comportamento instável.

Sendo a RSP definida no espaço (σ, e_d, e_q) , tridimensional, suas fronteiras são superfícies definidas neste espaço, sendo elas denominadas Superfícies de

Torque Nulo (STN's) e outras sendo a Mínima Tensão Interna (MTI) afetam as condições necessárias para existência de equilíbrio. Se tomar, por exemplo, o traço da STN no plano (σ, e_q) , tem-se a já conhecida Curva de Torque Nulo (CTN).

O teste de estabilidade consiste em monitorar a trajetória de pós-falta do sistema verificando seu comportamento em relação às fronteiras da RSP. Para isto, calcula-se, ao longo da trajetória do sistema, a variação \dot{d} da distância d do ponto corrente da trajetória à STN, projetando a velocidade \dot{x} do sistema sobre o gradiente do torque líquido $\nabla f(\sigma, e_d, e_q)$ calculado em $f(\sigma, e_d, e_q) = 0$, ou seja, sobre a STN.

O gradiente $\nabla f(\sigma, e_d, e_q)$ é dado por:

$$\nabla f(\sigma, e_d, e_q) = \begin{bmatrix} B_d V (E_q^{\prime\prime 0} + e_q) \cos(\sigma + \delta^0) + B_q V (E_d^{\prime\prime 0} + e_d) \sin(\sigma + \delta^0) + B_d B_q (x_d^{\prime\prime} - x_q^{\prime\prime}) V^2 \cos 2(\sigma + \delta^0) \\ - B_q V \cos(\sigma + \delta^0) \\ B_d V \sin(\sigma + \delta^0) \end{bmatrix}$$

e é calculado no ponto determinado pela projeção do ponto considerado da trajetória sobre a STN paralelamente ao eixo σ . Então para o ponto (σ, e_d, e_q) da trajetória, o ponto sobre a STN é obtido de $f(\sigma, e_d, e_q)$, com e_d e e_q fixadas no valor corrente da trajetória do sistema, sendo σ_{STN} sobre a STN.

Reescrevendo (IV.7) tem-se

$$B_d V [(E_q^{\prime\prime 0} + e_q) \sin(\sigma + \delta^0) - B_q V (x_d^{\prime\prime} - x_q^{\prime\prime}) \sin(\sigma + \delta^0)] \cong P_e^0 - B_q V (E_d^{\prime\prime 0} + e_d) \quad (IV.8)$$

ou seja

$$[(E_q^{\prime\prime 0} + e_q) - B_q V (x_d^{\prime\prime} - x_q^{\prime\prime})] \sin(\sigma + \delta^0) \cong \frac{P_e^0 - B_q V (E_d^{\prime\prime 0} + e_d)}{B_d V} \quad (IV.9)$$

Definindo

$$\mu = \sin(\sigma_{STN} + \delta^0) \cong \frac{P_e^0 - B_q V(E_d^{''0} + e_d)}{B_d V[(E_q^{''0} + e_q) - B_q V(x_d^{''} - x_q^{''})]} \quad (\text{IV.10})$$

e considerando que o ângulo é do segundo quadrante,

$$\cos(\sigma_{STN} + \delta^0) = -\sqrt{1 - \mu^2} \quad (\text{IV.11})$$

finalmente, reunindo os resultados, chega-se a

$$\begin{aligned} \dot{d} = \omega [& -B_d V(E_q^{''0} + e_q) \sqrt{1 - \mu^2} + B_q V(E_d^{''0} + e_d) \mu - B_d B_q (x_d^{''} - x_q^{''}) V^2 \cos 2(\sigma + \delta^0)] + \\ & + \dot{e}_d B_q V \sqrt{1 - \mu^2} + \dot{e}_q B_d V \mu \end{aligned} \quad (\text{IV.12})$$

IV.2.2.-Considerações sobre a Energia Potencial

Considerando que a máquina síncrona é descrita por um modelo de dois eixos, por meio do vetor $[\delta \ \omega \ E_d^{''} \ E_q^{''}]^T$, a abordagem de ^[6] é aplicável, neste caso incorporando também o desenvolvimento sobre a saliência apresentado no capítulo anterior, de modo que a energia potencial do sistema é expressa por

$$V_p = \frac{1}{2} p_3 e_d^2 + \frac{1}{2} p_4 e_q^2 + \int_0^\sigma f(\tau, e_d, e_q) d\tau \quad (\text{IV.13})$$

Considerando uma perturbação que possa, eventualmente, resultar em instabilidade do sistema a tendência final à es/instabilidade ocorre em algum momento a partir do instante em que V_p passa por um máximo.

Então, interessa determinar, ao longo da trajetória do sistema, o instante em que \dot{V}_p se anula, porque neste instante V_p passa por um extremo. A seguir apresenta-se os cálculos referentes a variável \dot{V}_p (derivada temporal da energia potencial), sendo esta variável um apontador do teste de estabilidade. A mesma indica o instante em que V_p (energia potencial) atinge um máximo, isto é $\dot{V}_p = 0$, sendo iniciado o teste de estabilidade.

Inicialmente define-se:

$$V_p = \frac{1}{2} p_3 e_d^2 + \frac{1}{2} p_4 e_q^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e_d, e_q) d\sigma \quad (\text{IV.14})$$

Para os cálculos de \dot{V}_p tem-se:

$$\dot{V}_p = \begin{bmatrix} \frac{\partial V_p}{\partial \sigma} & \frac{\partial V_p}{\partial e_d} & \frac{\partial V_p}{\partial e_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\sigma} \\ \dot{e}_d \\ \dot{e}_q \end{bmatrix} \quad (\text{IV.15})$$

ou de outra forma,

$$\dot{V}_p = \omega f(\sigma, e_d, e_q) + p_3 e_d \dot{e}_d + h(\sigma) \dot{e}_d + p_4 e_q \dot{e}_q + g(\sigma) \dot{e}_q \quad (\text{IV.16})$$

IV.3.- Algoritmo do Teste de Estabilidade

Considerando uma dada perturbação (curto-circuito) no sistema e eliminada em $t = t_{ch}$, o teste de estabilidade desenvolve-se da seguinte forma:

- 1.- Integrar o sistema de falta até $t = t_{ch}$;
- 2.- Monitorar a trajetória de pós-falta até V_p passar por um máximo, ou seja $\dot{V}_p = 0$.

Caso isto aconteça no exterior da RSP, conclui-se pela instabilidade; caso contrário continuar a monitoração.

- 3.- Monitorar a trajetória de pós-falta observando \dot{d} até que:
 - i) $\dot{d} \geq 0$, conclui-se pela **ESTABILIDADE**;
 - ii) se a trajetória abandonar a fronteira da RSP (STN) com $\dot{d} < 0$ e $f(\sigma, e) < 0$, conclui-se pela **INSTABILIDADE**.

IV.4.- Resultados e Aplicações do Teste de Estabilidade

Nesta seção serão mostrados os resultados obtidos através de simulações comprovando o teste de estabilidade da metodologia da RSP.

Para o sistema exemplo considerado, empregou-se os seguintes dados:

$$x_d = 0.953;$$

$$x_q = 0.573;$$

$$x_d' = 0.312;$$

$$x_q' = 0.573;$$

$$x_{ls} = 0.280;$$

$$x_d'' = 0.273;$$

$$x_q'' = 0.402;$$

$$\tau_{d0}' = 7.270;$$

$$\tau_{q0}' = 999999.;$$

$$\tau_{d0}'' = 0.041;$$

$$\tau_{q0}'' = 0.071;$$

$$K_r = 80;$$

$$\tau_r = 0.06;$$

$$V = 0.995;$$

$$x_e = 0.05;$$

Na seqüência tem-se os resultados e comentários.



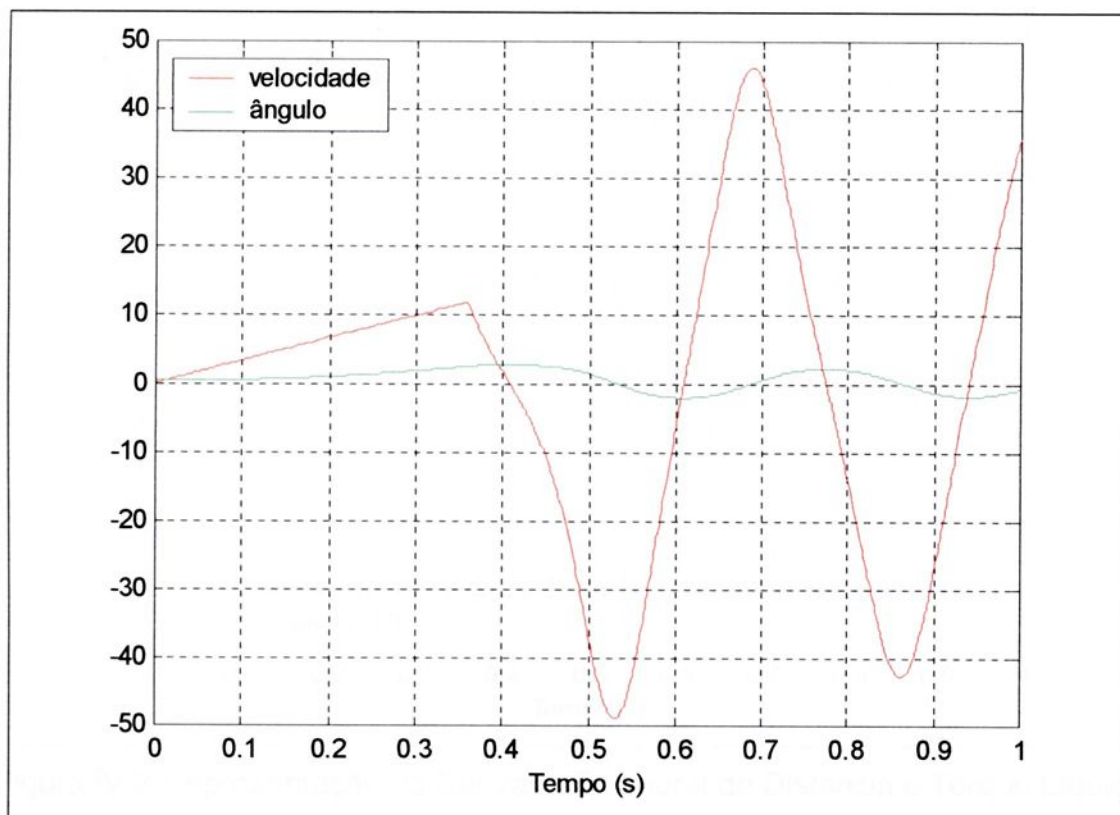


Figura IV-1- Representação do Ângulo e Velocidade

A falta considerada é do tipo curto-circuito aplicada nos terminais da máquina.

A seguir será mostrado o movimento do sistema como visto pelas variáveis consideradas no teste de estabilidade as mesmas a derivada temporal da distância, o torque líquido e a variável \dot{V}_p .

Na figura IV-1 tem-se uma representação do comportamento do sistema descrito pelas variáveis ângulo e velocidade, mostrando que o sistema se comporta de forma estável para um tempo de eliminação da falta de $t_{ch}=0.36$ s.

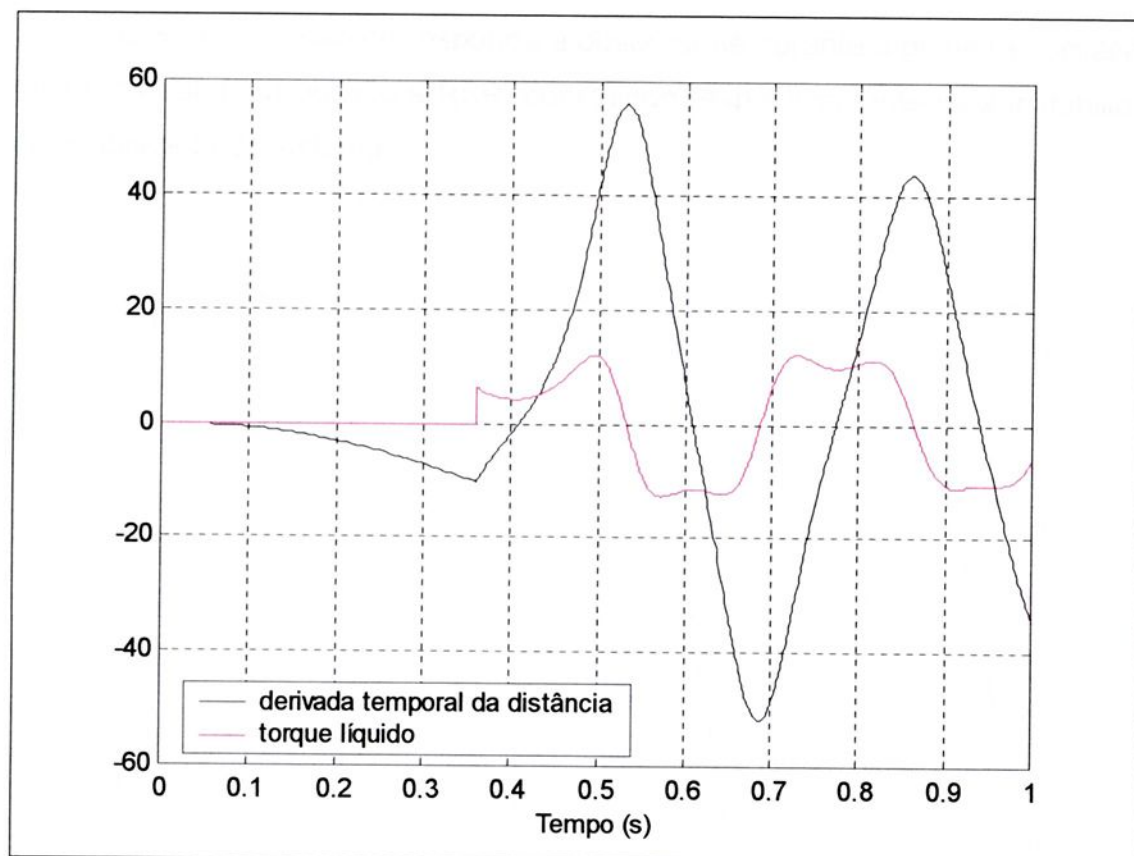


Figura IV-2-Representação da Derivada Temporal da Distância e Torque Líquido

Observa-se pela figura IV-2 que durante o período de falta (curto-circuito) que a variável da derivada temporal da distância \dot{d} assume somente valores negativos, indicando que a trajetória se aproxima da STN (fronteira da RSP). No instante da eliminação da falta, $t_{ch}=0.36$ s, \dot{d} apresenta uma descontinuidade causada pela mudança de configuração do sistema, passando a crescer, até que, em um instante posterior, anula-se e passa a assumir valores positivos, mostrando com isso que a trajetória inverte de sentido se afastando da STN.

No momento em que \dot{d} inverte de sinal, nota-se que o torque líquido é positivo, o que garante pelos conceitos sobre a RSP que a trajetória permanece no interior da RSP, concluindo assim que o sistema é estável.

Essa verificação corresponde a observar se durante a primeira oscilação a trajetória abandona ou não a RSP, concluindo respectivamente pela instabilidade ou estabilidade do sistema.

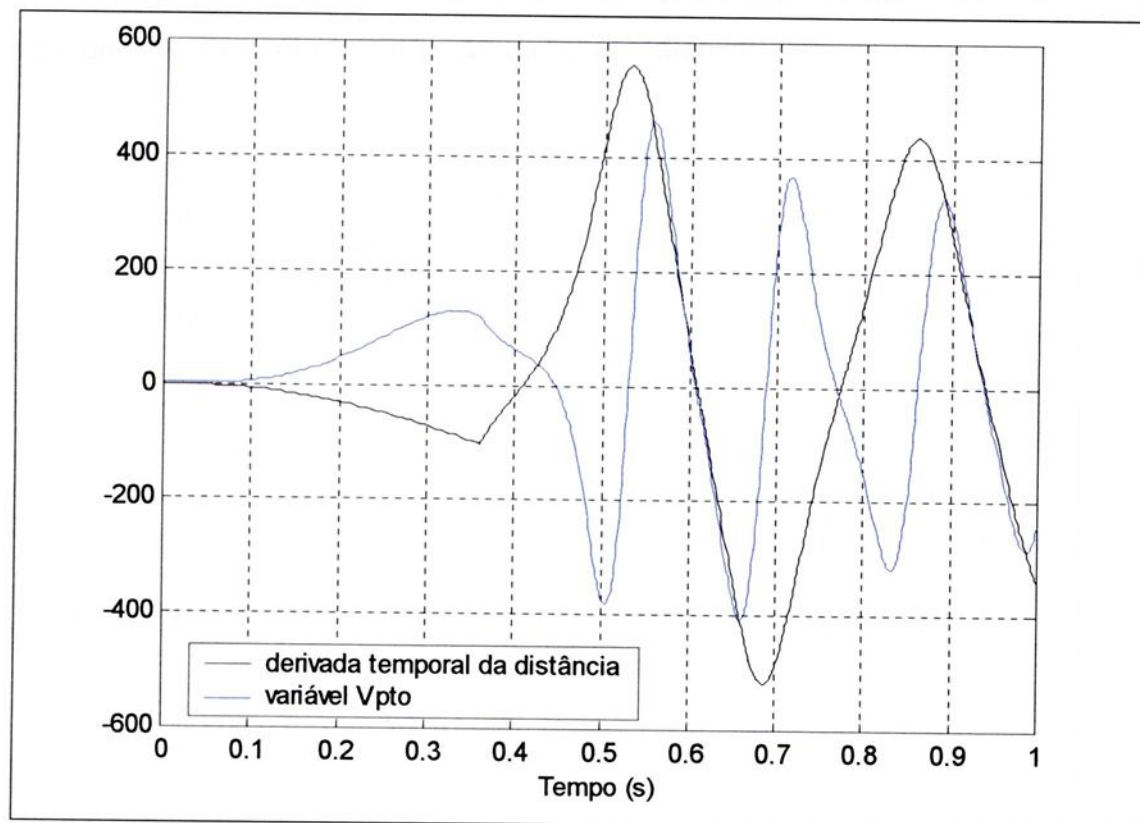


Figura IV-3-Representação da Derivada Temporal da Distância e \dot{V}_p

A figura IV-3 mostra o instante em que o teste de estabilidade se inicia.

O teste de estabilidade se inicia quando a energia potencial (V_p) passa por um máximo em certo instante. Diz-se em outras palavras, porém conservando o mesmo raciocínio que o teste se inicia com $\dot{V}_p = 0$.

Pode ser visto que \dot{d} inverte de sinal, passando a assumir valores positivos, antes de \dot{V}_p ser nulo ($\dot{V}_p = 0$). De forma mais objetiva, no momento em

que se inicia o teste de estabilidade, \dot{d} já é positivo, e a conclusão pela estabilidade é imediata.

Neste momento será mostrado o comportamento do sistema perante a um tempo de chaveamento (eliminação da falta) maior.

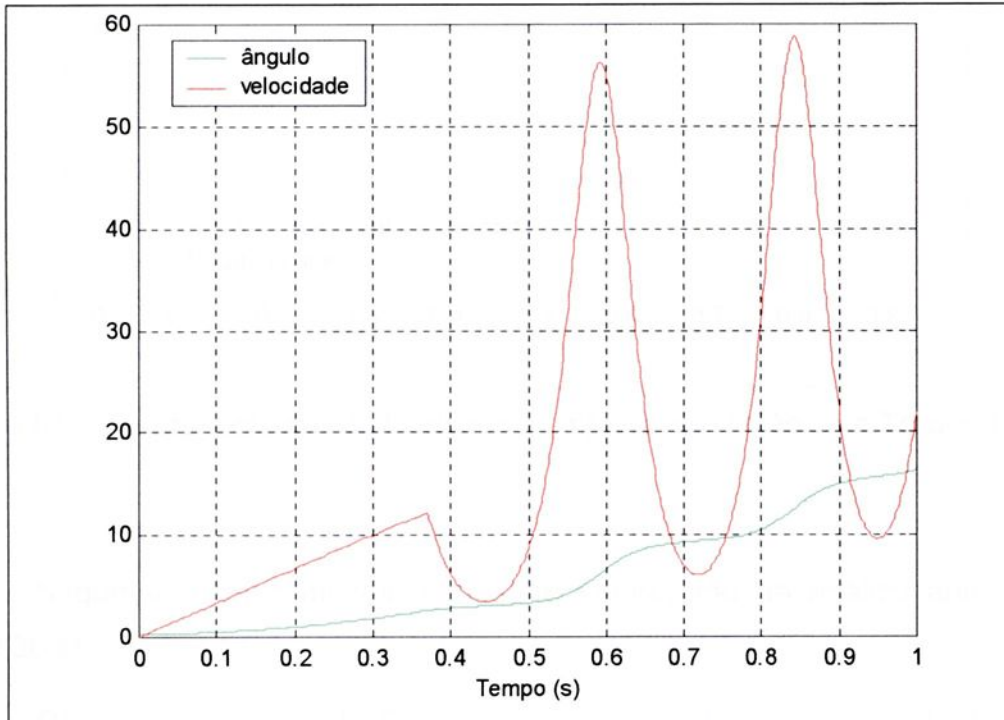


Figura IV-4- Representação do Ângulo e Velocidade

A figura IV-4 mostra o comportamento do sistema descrito pelas variáveis ângulo e velocidade para um tempo de chaveamento de 0.37 s, tendo o sistema um comportamento instável para esse tempo de eliminação da falta.

A seguir mostra-se o comportamento do sistema em relação as variáveis derivada temporal da distância e torque líquido.

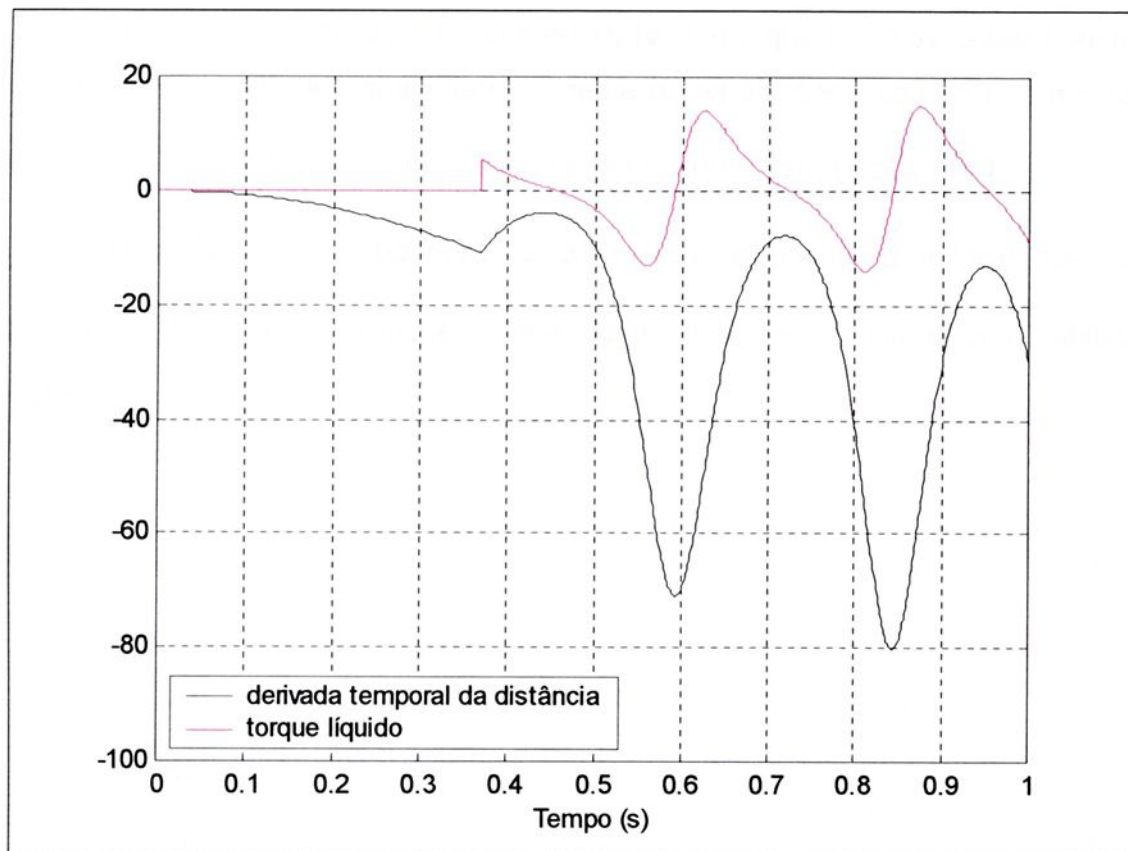


Figura IV-5- Representação da Derivada Temporal da Distância e Torque Líquido

Segue-se aqui o mesmo raciocínio empregado na análise anterior (em $t_{ch}=0.36$ s).

Observando a figura IV-5, pode ser visto que durante o período de falta \dot{d} assume somente valores negativos, o que significa afirmar que a trajetória de pós-falta se aproxima da STN.

Com a eliminação da falta, ocorrendo em $t_{ch}=0.37$ s, \dot{d} continua sendo negativo, notando que o torque líquido apresenta um comportamento decrescente (redução de sua propriedade de restaurador do equilíbrio), podendo afirmar que em certo instante a trajetória abandonará a RSP, concluindo assim pela instabilidade do sistema.

Na seqüência apresenta-se a figura IV-6, em que pode-se saber o instante que se inicia o teste de estabilidade. O teste de estabilidade se inicia no momento em que V_p (energia potencial) passa por um máximo, isto é, quando $\dot{V}_p = 0$.

Pela figura IV-6 observa-se que \dot{d} já apresentava valores negativos quando \dot{V}_p foi anulado, zero (e o teste de estabilidade conclui pela instabilidade neste instante).

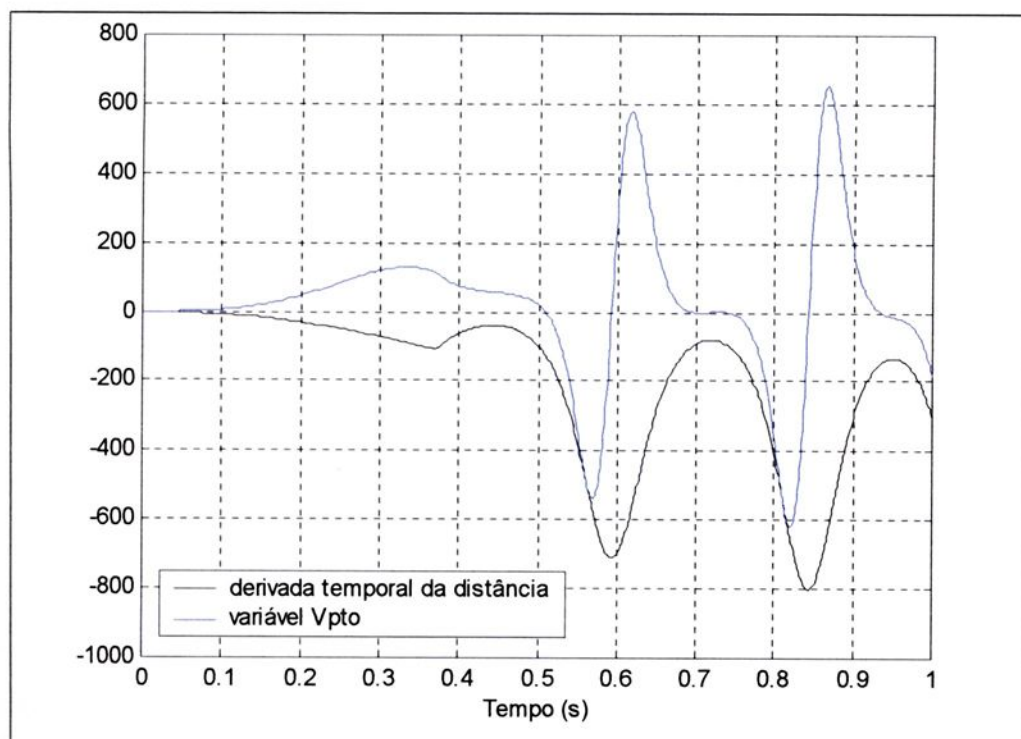


Figura IV-6-Representação da Derivada Temporal da Distância e \dot{V}_p

Ressalta-se que toda a análise sobre o teste de estabilidade da metodologia da RSP foi desenvolvida para análise de primeira oscilação mostrando assim os casos de estabilidade e instabilidade do sistema através dos resultados e comentários anteriores.

O método de estabilidade apresentado forneceu resultados satisfatórios para análise de estabilidade de primeira oscilação em Sistemas de Energia Elétrica – SEE. Este método visa apenas em verificar a estabilidade ou instabilidade do sistema através da monitoração da trajetória de pós-falta, não permitindo outra conclusão, como determinação de tempo crítico de eliminação do defeito ou outra medida de margem de segurança.

Representa um método automático na análise de estabilidade, isto é, sem a intervenção de um analista, sendo todo o processo realizado via computação digital.



CAPÍTULO V

ANÁLISE DE ESTABILIDADE SUBTRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA MULTIMÁQUINAS UTILIZANDO O MÉTODO DA RSP

V.1 - Introdução: representação do sistema multimáquinas.

Uma vez desenvolvido e testado com sucesso o método da RSP para análise de estabilidade do sistema MBI incluídos os efeitos de saliência e enrolamentos amortecedores, a tendência natural seria a de estender os princípios e o próprio desenvolvimento ao sistema multimáquinas. Entretanto, a natureza do sistema sob estudo impõe obstáculos ainda não superados ao tratamento. Para se obter uma Função Energia (Função de Lyapunov), é necessário se ter o sistema dinâmico expresso por

$$\dot{x} = f(x) \tag{V.1}$$

sendo $f(x)$ uma função explícita e analítica das variáveis de estado, além de outros requisitos formais. Quando se inclui na representação das máquinas

síncronas os efeitos subtransitórios e de saliências, têm-se para uma máquina genérica i as componentes de sua tensão terminal

$$\begin{aligned} v_{d_i} &= E_{d_i}'' + X_{q_i}'' i_{q_i} \\ v_{q_i} &= E_{q_i}'' - X_{d_i}'' i_{d_i} \end{aligned} \quad (\text{V.2})$$

e, na referência da própria máquina, a tensão terminal é escrita como

$$\hat{V}_{T_i} = v_{d_i} + jv_{q_i} \quad (\text{V.3})$$

e, sendo $\hat{I}_i = i_{d_i} + ji_{q_i}$, sem dificuldades se estabelece substituindo (V.2) em (V.3):

$$\hat{V}_{T_i} = E_{d_i}'' + jE_{q_i}'' - jX_{d_i}'' I_i + (X_{q_i}'' - X_{d_i}'') i_{q_i} \quad (\text{V.4})$$

e, sendo $\hat{E}_i'' = E_{d_i}'' + jE_{q_i}''$, têm-se

$$\hat{E}_i'' + (X_{q_i}'' - X_{d_i}'') i_{q_i} = \hat{V}_{T_i} + jX_{d_i}'' I_i \quad (\text{V.5})$$

Nota-se da última que a i -ésima máquina pode ser vista como uma fonte de tensão atrás da reatância X_{d_i}'' ; mas trata-se de uma fonte de tensão dependente da corrente de carga e diretamente associada à saliência do rotor – no caso, a saliência subtransitória.

Termo similar a este está também presente na formulação de regime transitório assim como no de regime permanente e a literatura já de longa data [2], [8], [12], [14] contempla esta particularidade.

A dependência da fonte inevitavelmente se faz presente na potência entregue pela máquina ao sistema, assim como na própria corrente de carga.

Então, nem a potência elétrica nem as correntes podem ser obtidas em função explícita e analítica das variáveis de estado, e, conseqüentemente, as

equações dinâmicas que descrevem o sistema também não podem ser formuladas como funções explícitas e analíticas das variáveis de estado, inviabilizando o tratamento dos efeitos da saliência em ambiente multimáquinas pela simples generalização da abordagem do sistema MBI.

No método da RSP, a energia é empregada como um indicativo da criticalidade ao longo da trajetória e não como parâmetro decisivo no teste de estabilidade e poderia, sem implicação direta na (in)correção do resultado, ser utilizada em uma forma aproximada.

Entretanto, a formulação de \dot{d} tem, tal como a FL, o pressuposto de ser o sistema escrito em forma analítica, de modo que também esta abordagem fica inviabilizada com a inclusão dos efeitos da saliência.

Por outro lado, é interessante observar a importância do termo de saliência. Este estudo foi realizado no Capítulo III analisando-se o regime transitório notando-se que o termo de saliência no torque da máquina, o chamado torque de relutância pode ter alta significância diante do torque elétrico. Cabe, então fazer uma análise também da significância do torque de relutância diante do torque elétrico quando se consideram os enrolamentos amortecedores da máquina. Retomam-se então as diferentes equações da potência elétrica

$$\text{a) Regime permanente : } P_{eRP} = E_q i_q + (X_q - X_d) i_d i_q$$

$$\text{b) Regime Transitório : } P_{eRT} = E'_q i_q + E'_d i_d + (X'_q - X'_d) i_d i_q$$

$$\text{c) Regime subtransitório: } P_{eST} = E''_q i_q + E''_d i_d + (X''_q - X''_d) i_d i_q$$

Nota-se que em cada uma delas existe uma parcela de potência de natureza eminentemente elétrica (identificada a seguir como P_e) e outra magnética dependente diretamente da saliência, chamada de potência de relutância (P_r). Visando observar a relevância do termo de saliência, tomam-se vários conjuntos de parâmetros correspondentes a diferentes máquinas, obtidos em [2], na condição de operação nominal, calculando, para cada um deles a razão $\frac{P_r}{P_e}$ em função de

variáveis de regimes permanente, transitório e subtransitório, sendo os valores apresentados na tabela V-1.

Tabela V-1 – Efeitos da Saliência

Máquina		Regime Permanente			Regime transitório			Regime subtransitório		
		X_d	X_q	$\frac{P_r}{P_e}$	X'_d	X'_q	$\frac{P_r}{P_e}$	X''_d	X''_q	$\frac{P_r}{P_e}$
Máq. térmica	F4	1.0500	0.9800	0.0341	0.1850	0.3600	.09670	0.1300	0.1300	0.0000
	F10	1.5690	1.5480	0.0086	0.3240	0.9180	0.3248	0.2490	0.2480	0.0004
	F15	1.6700	1.6000	0.0276	0.2650	0.4600	0.0858	0.2050	0.2050	0.0000
	F21	2.0400	1.9600	0.0284	0.2660	0.2620	0.0015	0.1930	0.1910	0.0007
Hidrogerador	H9	1.0500	0.6700	0.1713	0.3200	0.6700	0.2352	0.2580	0.3060	0.0268
	H10	1.0140	0.7700	0.1150	0.3140	0.7700	0.3208	0.2800	0.3750	0.0533
	H12	1.0500	0.6860	0.1649	0.3000	0.6860	0.2648	0.2050	0.2210	0.0088
	H18	0.8979	0.6460	0.1137	0.2995	0.6460	0.2143	0.2300	0.2847	0.0287

Nota-se, dos valores da Tabela V-1, que para regimes permanente e transitório, o termo de saliência pode ser bastante significativo mesmo para máquinas de rotor liso, notadamente no transitório. Por outro lado, quando se consideram as grandezas de subtransitório, mesmo para as máquinas de pólos salientes, o termo de potência de relutância não é substancial. Conclui-se então pela desconsideração da saliência subtransitória no tratamento do método automático de análise de estabilidade do sistema de energia elétrica multimáquinas com enrolamentos amortecedores de eixo direto e em quadratura.

Considerando $X''_{q_i} \cong X''_{d_i}$, a equação (V.5) é reescrita como

$$\hat{E}_i'' = \hat{V}_{T_i}'' + jX_{d_i}'' I_i \quad (\text{V.6})$$

e a máquina síncrona é representada por uma fonte de tensão E_i'' de componentes E_{d_i}'' e E_{q_i}'' atrás da reatância X_{d_i}'' . Com isto todas as equações de tensões e potências das máquinas são funções analíticas das variáveis de estado e o SEE pode ser representado também por função explícita e analítica.

Preservando a fidelidade da representação da máquina, lembra-se que E_{q_i}'' e E_{d_i}'' são compostas respectivamente, pelas tensões induzidas nos dois enrolamentos no eixo direto (campo e um enrolamento amortecedor) sendo

$$E_{q_i}'' = \frac{(x_{d_i}'' - x_{l_s})}{(x_{d_i}' - x_{l_s})} E_{q_i}' + \frac{(x_{d_i}' - x_{d_i}'')}{(x_{d_i}' - x_{l_s})} \psi_{1d_i} \quad (\text{V.7})$$

e dois (ambos amortecedores) no eixo em quadratura,

$$E_{d_i}'' = \frac{(x_{q_i}'' - x_{l_s})}{(x_{q_i}' - x_{l_s})} E_{d_i}' - \frac{(x_{q_i}' - x_{q_i}'')}{(x_{q_i}' - x_{l_s})} \psi_{2q_i} \quad (\text{V.8})$$

os quais são explicitamente considerados na representação do desempenho da máquina que mantém seu desempenho representado em sistema dinâmico de sexta ordem ($[\delta \ \omega \ E_d' \ \psi_{q1} \ E_q' \ \psi_{d1}]$).

A composição da mesma como fonte de E_i'' atrás de X_{d_i}'' , dota-a da forma de dois eixos já tratada em ^[6], de modo que, quanto a forma, aplicam-se, com devidas adequações, todos os resultados lá desenvolvidos, que são simplesmente descritos a seguir.

V.2.- O Método da Região de Sincronização Positiva considerando Fenômenos Subtransitórios em Ambiente Multimáquinas

Este método foi desenvolvido por ^[6] empregando o modelo de dois eixos da MS levando-se em conta os fenômenos subtransitórios.

V.2.1.- Descrição do sistema

O sistema é descrito em termos das variáveis a seguir definidas. Sendo δ o vetor dos ângulos dos rotores, definem-se os desvios de defasagens angulares

$\sigma = K(\delta - \delta^0)$, com $\delta \in \mathfrak{R}^n$ e $\sigma \in \mathfrak{R}^m$ $\left(m = \frac{n(n-1)}{2}\right)$. A matriz K (mxn) é tal que define

$$\sigma_k = \delta_i - \delta_j - (\delta_i^0 - \delta_j^0), k=1,2,\dots,m$$

para todos os pares de máquinas k (i, j)

$$\omega = [\omega_1 \ \omega_2 \ \dots \ \omega_n]^T$$

$$e_d = [e_{d1} \ e_{d2} \ \dots \ e_{dn}]^T$$

$$e_q = [e_{q1} \ e_{q2} \ \dots \ e_{qn}]^T$$

$$\varepsilon = [\varepsilon_1 \ \varepsilon_2 \ \dots \ \varepsilon_n]^T$$

As equações de estado para o sistema considerado são

$$\dot{\omega} = M^{-1}D\omega - M^{-1}K^T f(\sigma, e_d, e_q) \quad (\text{V.9})$$

$$\dot{\sigma} = K\omega \quad (\text{V.10})$$

$$\dot{e}_d = -N_{1d}e_d + N_{2d}h(\sigma) \quad (\text{V.11})$$

$$\dot{e}_q = -N_{1q}e_q - N_{2q}g(\sigma) \quad (\text{V.12})$$

$$\dot{\varepsilon} = -N_{5d}e_d - N_{5q}e_q - N_4\varepsilon + N_6g(\sigma) - N_7h(\sigma) \quad (\text{V.13})$$

sendo a função não linear $f_k(\sigma_k, e_{di}, e_{dj}, e_{qi}, e_{qj})$ definida como:

$$f_k(\sigma_k, e_{di}, e_{dj}, e_{qi}, e_{qj}) = B_{ij} \left[(E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'') \text{sen } \delta_{ij} + (-E_{di}'' E_{qj}'' + E_{dj}'' E_{qi}'') \text{cos } \delta_{ij} \right] + \\ + G_{ij} \left[(E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'') \text{cos } \delta_{ij} + (E_{di}'' E_{qj}'' - E_{dj}'' E_{qi}'') \text{sen } \delta_{ij} \right] - \\ - P_{eK}^0 \quad (\text{V.14})$$

e as matrizes

$$M = \text{diag} [M_i] \quad (\text{V.15})$$

$$D = \text{diag} [D_i] \quad (\text{V.16})$$

$$N_j = \text{diag} [\eta_{ji}] \quad (\text{V.17})$$

e os parâmetros

$$\eta_{1di} = [1 - (x_{qi}'' - x_{qi}'') B_{ii}] \frac{1}{\tau_{qoi}''} \quad (\text{V.18})$$

$$\eta_{1qi} = [1 - (x_{di} - x_{di}^{\prime\prime})B_{ii}] \frac{1}{\tau_{doi}^{\prime\prime}} \quad (\text{V.19})$$

$$\eta_{2di} = \frac{x_{qi} - x_{qi}^{\prime\prime}}{\tau_{qoi}^{\prime\prime}} \quad (\text{V.20})$$

$$\eta_{2qi} = \frac{x_{di} - x_{di}^{\prime\prime}}{\tau_{doi}^{\prime\prime}} \quad (\text{V.21})$$

$$\eta_{5di} = \frac{K_{Ri}}{\tau_{Ri}} K_{edi} \quad (\text{V.22})$$

$$\eta_{5qi} = \frac{K_{Ri}}{\tau_{Ri}} K_{eqi} \quad (\text{V.23})$$

$$\eta_{6i} = \frac{K_{Ri}}{\tau_{Ri}} K_{gi} \quad (\text{V.24})$$

$$\eta_{7i} = \frac{K_{Ri}}{\tau_{Ri}} K_{hi} \quad (\text{V.25})$$

$$K_{edi} = (1 + x_q^{\prime\prime} B_{ii}) \frac{v_d^0}{V_T^0} - x_{di}^{\prime\prime} G_{ii} \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (\text{V.26})$$

$$K_{eqi} = (1 + x_d^{\prime\prime} B_{ii}) \frac{v_q^0}{V_T^0} + x_{qi}^{\prime\prime} G_{ii} \frac{v_d^0}{V_T^0} \quad (\text{V.27})$$

$$K_{gi} = x_{di}^{\prime\prime} \frac{v_{qi}^0}{V_{Ti}^0} \quad (\text{V.28})$$

$$K_{hi} = x_{qi}^{\cdot} \frac{v_{di}^0}{V_{Ti}^0} \quad (\text{V.29})$$

V.2.2.- A função energia

A energia do sistema para afastamentos do ponto de equilíbrio é [6]:

$$V(x) = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \left[M_i \omega_i^2 + \frac{\eta_{1di}}{\eta_{2di}} e_{di}^2 + \frac{\eta_{1qi}}{\eta_{2qi}} e_{qi}^2 \right] + \sum_{k=1}^m \left[\int_0^{\sigma_k} f_K(\tau_k, e_d, e_q) d\tau_k \right] \quad (\text{V.30})$$

sendo os parâmetros definidos por

$$p_{1i} = M_i$$

$$p_{3i} = \frac{\eta_{1di}}{\eta_{2di}}$$

$$p_{4i} = \frac{\eta_{1qi}}{\eta_{2qi}}$$

V.2.3.- O método da RSP

A Região de Sincronização Positiva (RSP) é definida como a região do espaço (σ_K, e_d, e_q) em torno do ponto de equilíbrio estável, onde o “torque mútuo” líquido $f_K(\sigma_K, e_d, e_q)$ desenvolvido entre as duas máquinas i e j de cada par K do sistema é caracterizado como ação restaurativa do equilíbrio.

A dinâmica mecânica de uma máquina genérica i é regida por:

$$\dot{\omega}_i = \frac{1}{M_i} [-f_K(\sigma_K, e_d, e_q) - D_i \omega_i] - \frac{1}{M_i} \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq K}}^m f_l(\sigma_l, e_d, e_q) \quad (\text{V.31})$$

e, considerando-se um par de máquinas $K(i, j)$ desacoplado do restante do sistema, tem-se:

$$\dot{\omega}_i = \frac{1}{M_i} [-f_K(\sigma_K, e_d, e_q) - D_i \omega_i] \quad (\text{V.32})$$

e,

$$\dot{\omega}_j = \frac{1}{M_j} [f_K(\sigma_K, e_d, e_q) - D_j \omega_j] \quad (\text{V.33})$$

de onde a aceleração relativa entre as máquinas i e j do par K devida exclusivamente ao próprio par é dada por:

$$\dot{\omega}_K = \dot{\omega}_i - \dot{\omega}_j = -\left(\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j}\right) f_K(\sigma_K, e_d, e_q) - \frac{D_i}{M_i} \omega_i + \frac{D_j}{M_j} \omega_j \quad (\text{V.34})$$

Então, em (V.34) identifica-se o torque líquido sincronizante

$$f_k = \frac{1}{M_i M_j} [(M_i + M_j) f_k(\sigma_k, e_d, e_q)] \quad (\text{V.35})$$

Com o objetivo de definir a RSP, considerem-se valores fixos do vetor e_d e e_q , a cada valor de e_d e e_q corresponde um ponto de equilíbrio estável (se existir) σ_{ke} para o vetor σ , de modo que a RSP pode ser definida como

$$RSP = \{(\sigma_k, e_d, e_q) | \exists \sigma_{ke}; (\sigma_k - \sigma_{ke}) f_k(\sigma_k, e_d, e_q) > 0, \sigma_k \neq \sigma_{ke}; k = 1, 2, \dots, m\}$$

Na RSP, há dois tipos de fronteiras a considerar:

- i) Existência de equilíbrio, e
- ii) Superfícies de Torque Nulo (STN's) as quais são definidas logo adiante.

i) Existência de Equilíbrio: Restrição de Tensões e Potências Mecânicas – RTPM

O virtual equilíbrio do par k para a hipotética condição de e_d, e_q fixos nos valores correntes só pode ocorrer, ou seja, só existe σ_{ke} , cumpridas certas condições. Visando uma simplificação através da obtenção de uma expressão analítica, fazem-se as seguintes considerações:

$$\text{a) } B_{ij} \gg G_{ij}; \quad (\text{V.36})$$

$$b) \left| E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'' \right| \gg \left| -E_{di}'' E_{qj}'' + E_{dj}'' E_{qi}'' \right|; \quad (V.37)$$

de onde vem a restrição

$$B_{ij} \left(E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'' \right) > \left| P_{eK}^0 \right| \quad (V.38)$$

que determina uma fronteira da RSP_K : a Restrição de Mínimas Tensões Internas (MTI).

ii) Superfícies de Toque Nulo (STN's)

As STN's são definidas por:

$$\begin{aligned} & B_{ij} \left[\left(E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'' \right) \text{sen } \delta_{ij} + \left(-E_{di}'' E_{qj}'' + E_{dj}'' E_{qi}'' \right) \text{cos } \delta_{ij} \right] + \\ & + G_{ij} \left[\left(E_{qi}'' E_{qj}'' + E_{di}'' E_{dj}'' \right) \text{cos } \delta_{ij} + \left(E_{di}'' E_{qj}'' - E_{dj}'' E_{qi}'' \right) \text{sen } \delta_{ij} \right] - \\ & - P_{eK}^0 = 0 \end{aligned} \quad (V.39)$$

observando que a notação foi simplificada apenas para reduzir a complexidade do equacionamento; convém lembrar que:

$$\begin{aligned} E_{qi}'' &= E_{qi}^0 + e_{qi}; \\ E_{qj}'' &= E_{qj}^0 + e_{qj}; \\ E_{di}'' &= E_{di}^0 + e_{di}; \\ E_{dj}'' &= E_{dj}^0 + e_{dj}; \\ \delta_{ij} &= \sigma_K + \delta_{ij}^0 \end{aligned} \quad (V.40)$$

V.3.- Evolução da Trajetória de Pós-Falta

Considerando uma falta do tipo curto-circuito, estende-se aqui os conceitos e procedimentos empregados no caso MBI. A observação da trajetória é efetuada em relação às STN's.

Entretanto, além da simples adequação dos procedimentos há dificuldades adicionais a serem contornadas, como serão citadas a seguir.

- 1) Diante de um sistema de n máquinas, há $2m$ ($m=n(n-1)/2$) STN's e a observação da trajetória em relação a todas elas, embora eficaz, seria excessivamente trabalhosa. Melhor eficiência pode ser obtida através de uma redução do número de STN's a considerar.
- 2) Definindo a RSP como região de estabilidade, isso traz conservatividade aos resultados. É possível que a trajetória abandone a RSP através de uma certa STN_K sem implicar necessariamente em instabilidade.

Ultrapassar (do interior para o exterior da RSP) a STN_K significa que o torque mútuo líquido entre as máquinas i e j se torna anti-sincronizante; por outro lado, deve-se levar em conta que as interações com as outras máquinas do sistema podem conduzir a trajetória a RSP. Então, considerações adicionais são efetuadas, e a conclusão final sobre a instabilidade é obtida da aceleração relativa das magnitudes do par.

V.4.- Evolução da Trajetória em Relação a uma STN_K

Aqui o interesse da análise reside nas variações $\left(\dot{d}_K\right)$ sendo a variação da distância de ponto da trajetória de pós-falta até a STN.

Para isso calcula-se:

$$\dot{d}_K = \begin{bmatrix} \dot{\sigma}_K & \dot{e}_{d_i} & \dot{e}_{d_j} & \dot{e}_{q_i} & \dot{e}_{q_j} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial f'_K}{\partial \sigma_K} \\ \frac{\partial f'_K}{\partial e_{d_i}} \\ \frac{\partial f'_K}{\partial e_{d_j}} \\ \frac{\partial f'_K}{\partial e_{q_i}} \\ \frac{\partial f'_K}{\partial e_{q_j}} \end{bmatrix} \quad (\text{V.41})$$

sendo o gradiente calculado sobre a STN_K no ponto σ_{STN_K} obtido pela projeção do ponto corrente paralelamente ao eixo σ_K .

Com

$$\mu_K^{\Delta} = \text{sen}(\sigma_K + \delta_{ij}^0) \cong \frac{P_{eK}^0 + G_{ij}(E_{d_i}'' E_{d_j}'' + E_{q_i}'' E_{q_j}'') + B_{ij}(-E_{d_i}'' E_{q_j}'' + E_{d_j}'' E_{q_i}'')}{B_{ij}(E_{d_i}'' E_{d_j}'' + E_{q_i}'' E_{q_j}'') - G_{ij}(-E_{d_i}'' E_{q_j}'' + E_{d_j}'' E_{q_i}'')} \quad (\text{V.42})$$

e

$$\cos(\sigma_K + \delta_{ij}^0) = -\sqrt{1 - \mu_K^2} \quad (\text{V.43})$$

têm-se

$$\begin{aligned} \dot{d}_K = & \omega_K \left\{ B_{ij} \left[- (E_{di}'' E_{dj}'' + E_{qi}'' E_{qj}'') \sqrt{1 - \mu_K^2} - (-E_{di}'' E_{qj}'' + E_{dj}'' E_{qi}'') \mu_K \right] + \right. \\ & G_{ij} \left[- (E_{di}'' E_{dj}'' + E_{qi}'' E_{qj}'') \mu_K + (-E_{di}'' E_{qi}'' + E_{dj}'' E_{qj}'') \sqrt{1 - \mu_K^2} \right] \left. + \right. \\ & + \dot{e}_{di} \left[B_{ij} (E_{dj}'' \mu_K + E_{qj}'' \sqrt{1 - \mu_K^2}) + G_{ij} (-E_{dj}'' \sqrt{1 - \mu_K^2} + E_{qj}'' \mu_K) \right] + \\ & + \dot{e}_{dj} \left[B_{ij} (E_{di}'' \mu_K - E_{qi}'' \sqrt{1 - \mu_K^2}) + G_{ij} (-E_{di}'' \sqrt{1 - \mu_K^2} - E_{qi}'' \mu_K) \right] + \\ & + \dot{e}_{qi} \left[B_{ij} (E_{qj}'' \mu_K - E_{dj}'' \sqrt{1 - \mu_K^2}) + G_{ij} (-E_{qj}'' \sqrt{1 - \mu_K^2} - E_{dj}'' \mu_K) \right] + \\ & + \dot{e}_{qj} \left[B_{ij} (E_{qi}'' \mu_K + E_{di}'' \sqrt{1 - \mu_K^2}) + G_{ij} (-E_{qi}'' \sqrt{1 - \mu_K^2} + E_{di}'' \mu_K) \right] \end{aligned} \quad (\text{V.44})$$

V.5.- Identificação dos Pares mais Críticos

Tendo em vista que há, em um sistema de n máquinas, $m = \frac{n(n-1)}{2}$ pares de máquinas, a monitoração da trajetória do sistema em relação a todas as STN's empregando (V.44) requer um grande esforço computacional. Faz-se então a redução deste esforço e, em primeira instância, reduz-se o número de pares a observar para $n-1$ adotando uma das máquinas como referência, e tomando os pares em que esta participa, retendo-se assim para análise justamente o número mínimo necessário de pares a observar: um conjunto linearmente independente.

A máquina escolhida é a que apresenta a menor aceleração no instante da aplicação da falta. Além disto, uma redução adicional pode ser obtida através

da observação de que os pares mais críticos são aqueles cujas dinâmicas determinam, ou, pelo menos, influenciam mais expressivamente o comportamento transitório do sistema global.

Neste sentido, e sendo estes os pares mais solicitados no regime transitório, assume-se que o desenvolvimento da energia potencial armazenada no regime transitório é também expressivamente influenciada pelas energias destes pares.

Escolhe-se, então, para o monitoramento da trajetória, os pares cujas energias potenciais V_{pk} estejam mais próximas de máximo no instante em que a energia potencial total do sistema V_p passa por máximo. Para esta avaliação, calcula-se

$$\zeta_K = \frac{|V_{pk}^{\cdot}|}{V_{pk}^2} \quad (\text{V.45})$$

sendo

$$\begin{aligned} \dot{V}_{pk} &= \nabla^T V_{pk} \dot{x}_k = \\ &= (\omega_i - \omega_j) f(\sigma_K, e_d, e_q) + \left(p_{3di} e_{di} - \frac{1}{p_{3di}} h_i \right) \dot{e}_{di} + \left(p_{3dj} e_{dj} - \frac{1}{p_{3di}} h_j \right) \dot{e}_{dj} + \\ &+ \left(p_{3qi} e_{qi} + \frac{1}{p_{3qi}} g_i \right) \dot{e}_{qi} + \left(p_{3qj} e_{qj} + \frac{1}{p_{3qi}} g_j \right) \dot{e}_{qj} \end{aligned} \quad (\text{V.46})$$

V.6.- O Teste de Estabilidade

Reunindo as idéias que foram colocadas, o algoritmo do teste de estabilidade é formulado a seguir, considerando:

- a) a falta se instala no instante $t=0$;
- b) a eliminação da falta (final do regime de falta – início do regime de pós-falta) ocorre em $t = t_{ch}$;
- c) o regime de pós-falta inicia com V_P crescente;
- d) V_P passa por um máximo em $t = t_M (> t_{ch})$.

Passo 0. Em $t=0^+$, identificar a máquina de menor aceleração, digamos a n -ésima, como referência. Os pares a observar serão: $(1, n), (2, n), \dots, (n-1, n)$.

Passo 1. Monitorar a trajetória do sistema até $t = t_M$. Neste instante, avaliar os ζ_K dos pares sob observação. Apontar aqueles de $|\zeta_K| < \zeta_{KMáx}$ (vide “observação” adiante), formando o conjunto dos pares mais críticos:

$$L = \{ \ell = (r, s) : |\zeta_\ell| < \zeta_{\ell Máx} \}$$

Passo 2. Continuar a monitoração da trajetória observando os pares de L , com as considerações a seguir:

a) alguma das STN_ℓ é ultrapassada com:

a.1) $a_\ell > 0$, concluindo-se pela instabilidade;



a.2) $a_\ell \leq 0$, nada se conclui. Inclui-se este(s) par(es) no conjunto L_e dos pares ℓ externos à RSP. Continua-se a monitoração.

b) Todos os d_ℓ passam por um mínimo. Se, quando isto ocorre, o ponto atual da trajetória está localizado no:

b.1) interior da RSP: conclui-se pela estabilidade;

b.2) exterior da RSP, nada se conclui. Prossegue-se a monitoração

até que:

1^o) a trajetória reingresse na RSP, recaindo em (b.1); ou,

2^o) para algum par de L_e , $a_{\ell_e} > 0$, concluindo-se pela instabilidade.

Observação: O número de pares mais críticos apontados no passo 1 depende da escolha do valor de $\zeta_{Máx}$ como:

$$\zeta_{Máx} = \alpha \zeta_{Mín}$$

sendo $\alpha > 1$ (ex.: $\alpha = 10$) e $\zeta_{Mín}$ o mínimo valor de ζ_K encontrado.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÃO

O presente trabalho tratou de estudos empregando os conceitos da Metodologia da Região de Sincronização Positiva – RSP desenvolvida para tratar a estabilidade transitória de Sistemas de Energia Elétrica com Reguladores Automáticos de Tensão ^[5] e com modelo de dois eixos para representação das máquinas síncronas ^[6] mostrando a validade do teste de estabilidade desta metodologia quando se incluem os efeitos de saliências dos rotores e enrolamentos amortecedores.

O objetivo do trabalho visou aplicar o teste de estabilidade para modelos de máquinas síncronas onde se pudessem considerar todas as dinâmicas das mesmas de modo que tivesse uma representação mais realista.

Abordou-se o caso mais simples que é o sistema máquina contra barra infinita, onde se fez a inclusão da saliência e dos efeitos subtransitórios, sem dificuldade de consideração simultânea. Para o sistema multimáquinas, desenvolveu-se a metodologia com representação de fenômenos subtransitórios, notando que, quando se consideram estes fenômenos, a importância da consideração explícita da saliência é drasticamente reduzida, se não nula.

O teste de estabilidade foi empregado para análise de primeira oscilação verificando o comportamento da trajetória de pós-falta em relação as fronteiras da RSP. A trajetória permanecendo no interior da RSP denota estabilidade enquanto que abandonando caracteriza instabilidade.

A metodologia envolveu também o cálculo da energia potencial, com a finalidade de indicar o instante em que se inicia o teste, sendo que isto ocorre no momento em que a energia potencial do sistema passar por máximo.

Com base nos resultados obtidos, a metodologia empregada mostrou-se válida para análise de estabilidade de primeira oscilação com a ação do Regulador Automático de Tensão – RAT.



REFERÊNCIAS

- [1] ALTINO, L. M.; Máquinas Síncronas: Teoria e Aplicações. Editora Universitária da Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 1984.
- [2] ANDERSON, P. M.; FOUAD, A. A.; Power System Control and Stability. The Iowa State University Press, Ames, Iowa, USA, 1977.
- [3] ARRILAGA, J.; ARNOLD, C. P.; HARKER, B.J.; Computer Modelling of Electrical Power Systems, John Wiley & Sons, 1983.
- [4] BERGEN, A. R.; Power Systems Analysis. Prentice-Hall, New Jersey, 1986.
- [5] COLVARA, L. D.; Análise de Estabilidade Transitória de Sistemas de Potência com Reguladores Automáticos de Tensão. Rio de Janeiro 1988, 134 p, Tese de Doutorado em Engenharia Elétrica – Faculdade de Engenharia da Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [6] COLVARA, L. D.; Método Automático de Análise de Estabilidade Transitória de Sistemas de Energia Elétrica considerando Modelos Detalhados: Um Desenvolvimento, Ilha Solteira, 1995, 52 p, Tese de Livre – Docência – Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – Universidade Estadual Paulista “ Júlio de Mesquita Filho”.
- [7] ELGERD, O. I.; Introdução à Teoria de Sistemas de Energia Elétrica. McGraw-Hill, São Paulo, 1978.
- [8] FOUAD, A. A. and VITTAL, V.; Power System Transient Stability Analysis Using the Transient Energy Function Method. Prentice-Hall, Inc., A. Simon & Schuster Company, Englewood Cliffs, New Jersey, 1992.

[9] HARPER, G. E.; Analisis Moderno de Sistemas Electricos de Potência. Editora Limusa, México, 1977.

[10] HSU, L.; KASZKUREWICZ, E.; Structural Approach Applied to Power Systems Analysis, Inc: IFACIIFORS'85, Beijing, China, 1985.

[11] KIMBARK, E. W.; Power System Stability: Synchronous Machines, New York, 1968.

[12] KUNDUR, P.; Power System Stability and Control. Electrical Power Research Institute. McGraw-Hill, Inc., 1994.

[13] LOURENÇO, F. E.; Melhoria de Modelos Considerados em Análise de Estabilidade Transitória por Métodos Diretos pela Inclusão da Ação dos Reguladores de Velocidade. Ilha Solteira 1995, 81 p, Tese de Mestrado em Engenharia Elétrica – Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”.

[14] PAI, M. A.; Power Systems Stability. Analysis by Direct Method of Lyapunov. North-Holand Publishing Company, Amsterdam – New York – Oxford, 1981.

[15] PAI, M.; SAUER P. W.; Power System Dynamics and Stability, New Jersey, 1998.

[16] PAVELLA, M.; MURTHY, P. G.; Transient Stability of Power Systems: Theory and Practice. John Wiley & Sons Ltd., 1994

[17] PERSIDSKII, S. K.; Problems of Absolute Stability, In: Automatic & Remote Control, nº 12, pp 1889 – 1895, 1969.

[18] STAGG, G. W. and EL – ABIAD, A. H.; Computer Methods in Power System Analysis. McGraw-Hill, Kogakusha, Ltd. Tokio, 1968.

[19] STEVENSON, W. D.; Elementos de Análise de Sistemas de Potência. McGraw-Hill, São Paulo, 1978.

[20] VIEIRA FILHO, X.; Operação de Sistemas de Potência com Controle Automático de Geração. Editora Campus Ltda. Rio de Janeiro, 1984.





unesp 

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"**

**Câmpus de Ilha Solteira
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
Av. Brasil Centro, 56
15385-000 Ilha Solteira - SP
www.dee.feis.unesp.br**

