

unesp 

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**ESTUDO DE ESTABILIDADE
TRANSITÓRIA DE SISTEMAS
DE ENERGIA ELÉTRICA
SOB A AÇÃO DO TCSC**

SILVIO CESAR BRAZ ARAUJO

Ilha Solteira - SP

1210001261



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA – UNESP

FACULDADE DE ENGENHARIA – CÂMPUS DE ILHA SOLTEIRA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

*ESTUDO DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA
DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA SOB A
AÇÃO DO TCSC*

Proc. 071/2002-NRD 21

UNESP - "CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA"	
SERVIÇO TÍT. DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO	
DATA DE CHEGADA	DATA DE TOMBO
<i>06/05/02</i>	<i>30/05/02</i>
REGISTRO	TOMBO
<i>Outra</i>	<i>Tc. 1261</i>
AQUISIÇÃO	CLASSIFICAÇÃO
<i>leção Autor R\$ 10,00</i>	<i>A663e</i>

SILVIO CESAR BRAZ ARAUJO

Dissertação apresentada à UNESP de Ilha Solteira como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

ORIENTADOR: Prof. Dr. LAURENCE DUARTE COLVARA



ILHA SOLTEIRA – S.P.
FEVEREIRO – 2002

*sup 199048
sup 55447
3040007
C*

BCpIS - FEIS - UNESP



“ESTUDO DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA SOB A AÇÃO DO TCSC”

SILVIO CESAR BRAZ ARAUJO

**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

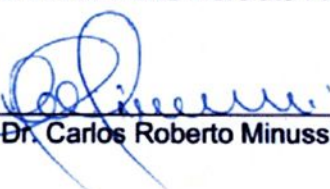
COMISSÃO EXAMINADORA:



Prof. Dr. Laurence Duarte Colvara - orientador



Prof. Dr. André Luiz Morelato França



Prof. Dr. Carlos Roberto Minussi

Ilha Solteira/SP, fevereiro de 2002

Faint, illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the page.

Aos meus pais Lino e Creusa.



AGRADECIMENTOS

A Deus que é a razão maior.

Aos meus pais Lino Fernandes de Araujo e Creusa Braz Araujo, que nunca mediram esforços para me dar educação. As minhas irmãs, Cláudia e Elizabeth, as quais amo muito. Aos meus avós e tios e primos que sempre me apoiaram. E a minha namorada Patrícia pelo constante apoio.

Ao meu orientador, Prof. Laurence Duarte Colvara um agradecimento especial pela competência, dedicação e estímulo durante a orientação deste trabalho.

A todos os docentes e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica – FEIS/UNESP, que diretamente ou indiretamente, colaboraram para a realização deste trabalho. Agradeço ainda aos meus colegas de departamento pela excelente convivência e pela amizade ao longo deste trabalho, em especial ao Adriano, Devair, Jackson, Jeferson, Luís Gustavo, Marcelo, Oscar, Tadao e Wagner.

Aos amigos Angelo, Rogério e Tony, com os quais convivi e estive próximo o bastante para me incentivar.

A CAPES pelo apoio Financeiro.

SUMÁRIO

NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA	iv
RESUMO.....	vii
ABSTRACT	viii

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO	1
------------------	---

CAPÍTULO II

ESTABILIDADE TRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA.....	4
2.1 – Introdução	4
2.2 – Método de Análise	4
2.3 – A Máquina Síncrona	5
2.4 – Sistema Máquina versus Barra Infinita (MBI).....	9
2.5 – Conclusão	11

CAPÍTULO III

O MODELO DO SISTEMA.....	12
3.1 – Modelo do Sistema.....	12
3.2 – Equacionamentos.....	14
3.2.1 – <i>Modelo Real</i>	14
3.2.2 – <i>Modelo Primeira Aproximação</i>	18
3.2.3 – <i>Modelo Segunda Aproximação</i>	20
3.2.4 – <i>Modelo Terceira Aproximação</i>	21
3.4 – Conclusão	24

CAPÍTULO IV

SISTEMA IMPLEMENTADO	25
4.1 – Introdução.....	25
4.2 – O Modelo da Máquina Síncrona	26



4.3 – O Regulador Automatico de Tensão.....	26
4.4 – Circuito de Campo.....	28
4.5 – Desempenho do TCSC	30
4.6 – Esquema do Cálculo dos Modelos.....	30
4.7 – Conclusão	31

CAPÍTULO V

RESULTADOS.....	32
5.1 – Introdução.....	32
5.2 – Modelos Analisados.....	33
5.2.1 – <i>Modelo Real</i>	33
5.2.2 – <i>Modelo Primeira Aproximação</i>	38
5.2.3 – <i>Modelo Segunda Aproximação</i>	43
5.2.4 – <i>Modelo Terceira Aproximação</i>	48
5.3 – Comparações entre os Modelos.....	53
5.4 – Análise da Constante de Tempo T_c no Desempenho do TCSC	57
5.5 – Diferentes Graus de Compensação	64
5.5.1 – <i>Modelo Real</i>	65
5.5.1.1 – <i>Com Compensação Estática</i>	65
5.5.1.2 – <i>Com Compensação Estática e Dinâmica</i>	70
5.5.2 – <i>Modelo Terceira Aproximação</i>	77
5.5.2.1 – <i>Com Compensação Estática</i>	77
5.5.2.2 – <i>Com Compensação Estática e Dinâmica</i>	83
5.6 – Conclusão	90

CAPÍTULO VI

MÉTODO DA RSP.....	92
6.1 – Introdução.....	92
6.2 – Função de Lyapunov para Sistemas de Persidskii Perturbados.....	93
6.3 – Construção da Função de Lyapunov para o Sistema de Energia Elétrica.....	94
6.4 – Construção das Funções Potenciais	97
6.5 – Determinação da RSP	99



6.6 – Evolução da Trajetória pós-falta em relação a RSP	103
6.7 – Resultados do Teste de Estabilidade.....	106
6.8 – Conclusão	109

CAPÍTULO VII

CONCLUSÃO.....	110
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	113

ANEXOS

ANEXO I.....	116
ANEXO II.....	117



NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA

∂	- Derivada Parcial
δ	- Posição Angular da Máquina Síncrona
Δ	- Variação de Uma Grandeza
ω	- Velocidade Angular da Máquina Síncrona
ε	- Variação da Tensão de Excitação ($E_{fd} - E_{fd}^0$)
θ	- Fase da Admitância
σ	- Variação da Posição Angular em relação ao Equilíbrio ($\delta - \delta^0$)
B	- Susceptância
B^0	- Susceptância no Equilíbrio
CTN	- Curvas de Torque Nulo
\dot{d}	- Velocidade de Aproximação da Trajetória à CTN
D	- Constante de Amortecimento [s]
e	- Variação da Tensão da Interna da Máquina Síncrona ($E' - E'^0$)
E	- Tensão Interna da Máquina Síncrona
E'	- Tensão Interna da Máquina Síncrona no Sistema MBI
E'_d	- Tensão Proporcional ao Enlace de Fluxo de Eixo Direto
E'_q	- Componente de Eixo em Quadratura da Tensão Interna da Máquina Síncrona
E'_q	- Tensão Proporcional ao Enlace de Fluxo de Eixo em Quadratura
E_{fd}	- Tensão de Excitação
FL	- Função de Lyapunov



H	- Constante de Inércia da Máquina Síncrona [s^2]
i_d	- Corrente de Eixo Direto nos Terminais da Máquina Síncrona
K_c	- Ganho do TCSC
K_e	- Ganho da Excitatriz
K_f	- Ganho da Função Transferência de Realimentação
K_r	- Ganho Transitório do RAT (modelo reduzido)
K_{xid}	- Ganho do Coeficiente do TCSC com relação a i_d
K_{xp}	- Ganho do Coeficiente do TCSC com relação a P_e
K_{xv}	- Ganho do Coeficiente do TCSC com relação a V_T
M	- Constante de Inércia da Máquina Síncrona
MBI	- Sistema Máquina Síncrona <i>versus</i> Barra Infinita
MRC	- Mínima Reatância do TCSC
MTI	- Mínima Tensão Interna
P_e	- Potência Elétrica Entregue Pela Máquina Síncrona
P_m	- Potência Mecânica Fornecida à Máquina Síncrona
T_r	- Constante de Tempo do RAT
TCSC	- Compensador Série Controlado a Tiristor
RAT	- Regulador Automático de Tensão
RSP	- Região de Sincronização Positiva
SEE	- Sistemas de Energia Elétrica
t_{ch}	- Tempo de Chaveamento
T'_{do}	- Constante de Tempo de Circuito Aberto de Eixo Direto
T'_{qo}	- Constante de Tempo de Circuito Aberto de Eixo em Quadratura
T_c	- Constante de Tempo do TCSC
v_d	- Tensão de Eixo Direto no Terminal da Máquina
v_q	- Tensão de Eixo em Quadratura no Terminal da Máquina
V	- Tensão no Barramento Infinito
ΔV_T	- Variação da Tensão Terminal ($V_T - V_T^0$)
\dot{x}	- Derivada Temporal da Variável x (dx/dt)
X'	- Reatância Transitória

- x_{esc} - Variação de Reatância do TCSC ($X_{\text{esc}} - X_{\text{esc}}^0$)
- X_{esc}^0 - Reatância no equilíbrio do TCSC
- X_{esc} - Reatância Variável do TCSC
- X_d - Reatância de Eixo Direto
- X_d' - Reatância Transitória de Eixo Direto
- X_e - Reatância da Linha de Transmissão ($X_T + X_{LT}$)

O sobrescrito "0" indica valores de equilíbrio.



RESUMO

Este trabalho trata de uma análise da estabilidade dinâmica e transitória de sistemas de energia elétrica, considerando a ação do Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC), o Regulador Automático de Tensão e o campo da máquina síncrona, em uma abordagem inicial sobre o sistema Máquina Síncrona versus Barra Infinita (MBI).

Desenvolveu-se o cálculo da potência elétrica para o modelo conhecido de 1 ½ eixos, aqui denominado de modelo real e de três aproximações para este modelo. Com os modelos implementados, realizaram-se testes visando verificar o comportamento dos modelos frente a pequenas e grandes perturbações. Analisou-se ainda o desempenho do TCSC com relação às influências sobre os torques de amortecimento e sincronização. Além disso, aplicaram-se diferentes níveis de compensação em uma linha de transmissão para analisar a estabilidade com diferentes graus de compensação.

Para a formulação de um método direto, optou-se pelo modelo terceira aproximação que apresenta um desempenho razoável e facilita a construção de uma Função de Lyapunov (FL). Implementou-se o conceito da Região de Sincronização Positiva, para avaliação da estabilidade e assim pôde-se verificar bom desempenho deste método automático com relação ao método convencional (análise de curvas de oscilação).



ABSTRACT

This work deals with an analysis of the dynamic and transient stability of electric power systems, taking into account the action of the Thyristor Controlled Series Compensator (TCSC), the Automatic Voltage Regulator and the field of the synchronous machine, in an initial approach on the system Synchronous Machine versus Infinite Bus (MIB).

The calculation of the electric power for the known model of 1 ½ axes is developed, here called real model and three approaches for this model are also proposed. The models were implemented and simulation tests were performed to verify the behavior of the models for small and great disturbances. It was also analyzed the acting of TCSC with respect to its influence on the damping and synchronizing torque. Moreover, different levels of compensation were applied in the transmission line to analyze the stability with different degrees of compensation.

For the formulation of a direct method, the third approach model was adopted in view of its reasonable performance and easy construction of a Lyapunov Function (LF). The concept of the Positive Synchronization Region was implemented for evaluating stability. The good performance of this automatic method is verified with respect to the conventional method (analysis of oscillation curves).

O crescimento da demanda de consumidores residenciais, comerciais e industriais nos últimos anos, trouxe a necessidade de aumentos na produção de energia elétrica, como exemplo, a construção de novas usinas na região norte do Brasil, houve também a busca de outras fontes de energia, que não substituíssem nossa principal matriz energética, atualmente hidráulica, mas que viessem a somar como é o caso das termoeletricas.

Estes novos blocos de geração devem ser interligados aos blocos de carga que se situam basicamente nas regiões sul e sudeste, através do aumento de linhas de transmissão (de elevado custo) ou pelo crescimento na capacidade de algumas linhas já existentes (medida de menor custo).

Em estudos de planejamento de expansão, torna-se cada vez mais importante a consideração de restrições de estabilidade para as diversas configurações de geração, carga e topologia da rede contempladas para uma futura expansão do sistema. Há sempre a necessidade de estudos de técnicas e tecnologias para análises e operação dos sistemas.

Os meios de produção ficam cada vez mais dependentes do fornecimento estável e necessitando de qualidade da energia fornecida. Aumentos de carga em descompasso com aumento de investimentos nas áreas de geração e transmissão ([1]) diminuem a margem de segurança do SEE, tornando-o mais suscetível às diversas contingências de operação.

Os futuros sistemas de potências serão caracterizados por uma maior necessidade de flexibilização. Desta forma, a flexibilidade deverá ser considerada não somente na operação, mas principalmente no planejamento dos sistemas, e vem neste sentido a inclusão de dispositivo de tecnologia FACTS (Sistemas Flexíveis de Transmissão em Corrente Alternada) como alternativa para se flexibilizar o sistema de energia elétrica. Dentre alguns controladores de fluxo de potência, neste trabalho propõe-se a estudar a aplicação do TCSC



(Compensador Série Controlado a Tiristor), em estudo de estabilidade de SEE em sentido amplo e não restrito a “pequenas perturbações”, de modo que se aborde o sistema na sua forma não linear.

Como a tecnologia dos tiristores de potência é bem dominada e este é um dispositivo de alta confiabilidade, é possível dizer que o TCSC será, provavelmente, um dos dispositivos FACTS largamente empregados nos sistemas de potência, num futuro próximo, sendo esta a motivação para o estudo deste dispositivo em particular.

Tratando-se de representar o SEE de forma fidedigna a ponto de se considerar a ação dinâmica do TCSC, é importante também considerar outras dinâmicas que intervêm no desempenho do sistema de modo que se considera a representação do campo da máquina síncrona e do Regulador Automático de Tensão. As não linearidades presentes são decorrentes da formulação da potência elétrica que afeta o laço eletromecânico e da corrente de eixo direto que afeta o laço eletromagnético da máquina.

A inclusão do TCSC significa a introdução de uma reatância variável no sistema de transmissão, com conseqüentes complicações de tratamento de mais uma não linearidade no modelo matemático. Visando contornar esta dificuldade, três abordagens incorporando diferentes formas simplificadas de representação da ação do TCSC são colocadas, sendo a última dada por linearização da influência do TCSC sobre o desempenho dinâmico do sistema.

Para cada um dos modelos foram feitas simulações visando verificar o comportamento diante de pequenas e grandes perturbações, quanto à fidelidade de representação do sistema, tendo por referência (ou “*benckmark*”) o modelo mais completo, com todas as não linearidades.

Opta-se afinal pelo chamado modelo “terceira aproximação” em vista de apresentar um desempenho, embora algo mais pobre que os outros, ainda bastante razoável, enquanto, pela sua estrutura particular, permite a construção de uma Função de Lyapunov e o tratamento em uma metodologia de análise de estabilidade.

O sistema tratado é composto por Máquina versus Barra Infinita (MBI) no qual se fazem interessantes análises não só sobre os modelos empregados, mas também sobre o desempenho do próprio TCSC.



O trabalho foi dividido da seguinte forma:

- No Capítulo II descreve-se, de uma forma geral, o sistema de energia elétrica, com suas inerentes questões de estabilidade, considerando o sistema máquina versus barra infinita (MBI).

- No Capítulo III pode-se ver o sistema máquina síncrona versus barra infinita já com a inclusão do TCSC e desenvolve-se o cálculo da potência elétrica para o modelo conhecido de 1 ½ eixos, chamado aqui “real” e três aproximações para ele.

- O Capítulo IV apresenta a implementação dos modelos propostos com equações do desempenho do TCSC, do decaimento do fluxo e do Regulador Automático de Tensão.

- O Capítulo V é dedicado aos testes e resultados das simulações realizadas no aplicativo *Simulink* (uma *toolbox* do MATLAB[®]).

- O Capítulo VI mostra o desenvolvimento de uma metodologia para análise automática da estabilidade, com a construção de uma Função de Lyapunov para o sistema máquina síncrona versus barra infinita e o monitoramento da trajetória desse sistema com relação a RSP (Região de Sincronização Positiva), considerando-a com relação a suas fronteiras.

- O Capítulo VII dedica-se às conclusões gerais do trabalho.



2.1 – Introdução

Os fenômenos, após à ocorrência de uma grande e súbita perturbação em um sistema de potência, são normalmente associados ao termo “Estabilidade Transitória” e a solução é obtida no domínio do tempo. O período de tempo sob estudo pode variar de uma fração de segundo, quando a estabilidade da primeira oscilação é determinada, para períodos em torno de 10 segundos ou superiores, nos casos em que a estabilidade para múltiplas oscilações deve ser examinada.

2.2 – Método de Análise

Tradicionalmente a análise de estabilidade transitória de Sistemas de Energia Elétrica (SEE) tem sido efetuada via simulação do regime transitório de interesse ([1]), obtendo-se curvas de oscilação de cuja análise se conclui sobre a estabilidade ou instabilidade.

Analisou-se a máquina síncrona modelo de 1 ½ eixos operando contra barra infinita. Verificou-se, primeiramente, as várias curvas de oscilação onde não são impostas restrições quanto a modelagem dos elementos do SEE, podendo-se utilizar modelos consideravelmente elaborados, tanto para multioscilações como para a primeira oscilação.

Outra forma de análise foi através dos métodos diretos de análise, os quais dispensam as curvas de oscilação. 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 a FL e a trajetória do sistema.



As simulações foram realizadas com o *software* MATLAB[®] (versão 5.3), contendo a *toolbox Simulink* (versão 3.0) para a construção de modelos e análises de funções.

2.3 – A Máquina Síncrona

Nesta seção é apresentado o modelo da máquina síncrona por meio das respectivas equações que representam, com um bom grau de precisão, o comportamento dinâmico.

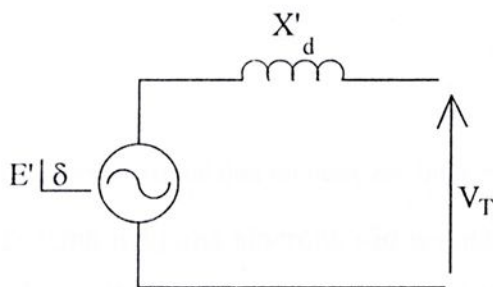


Figura 2.1 – Modelo de uma máquina síncrona.

A Figura 2.1 mostra o modelo de máquina síncrona ([3] e [14]) representada por uma tensão atrás da reatância transitória de eixo direto X'_d . A tensão E' tem as componentes E'_d e E'_q como mostrado no diagrama fasorial da Figura 2.2, com as dinâmicas regidas, respectivamente, pelos enrolamentos amortecedor e de campo, caracterizados pelas constantes de tempo T'_{q0} e T'_{d0} , como se descreverá a seguir.

No desenvolvimento deste trabalho será empregado o modelo de máquina síncrona do tipo rotor liso ou cilíndrico (desprezando-se a saliência transitória considerando $X'_d = X'_q$), além da dinâmica mecânica descrita pela posição angular (δ) e velocidade angular do eixo da máquina (ω). Preserva-se a dinâmica do campo, desprezando os efeitos da potência de amortecimento (ou potência assíncrona) e dos transitórios de fluxo do eixo em quadratura, ou seja, da tensão de eixo direto (E'_d).



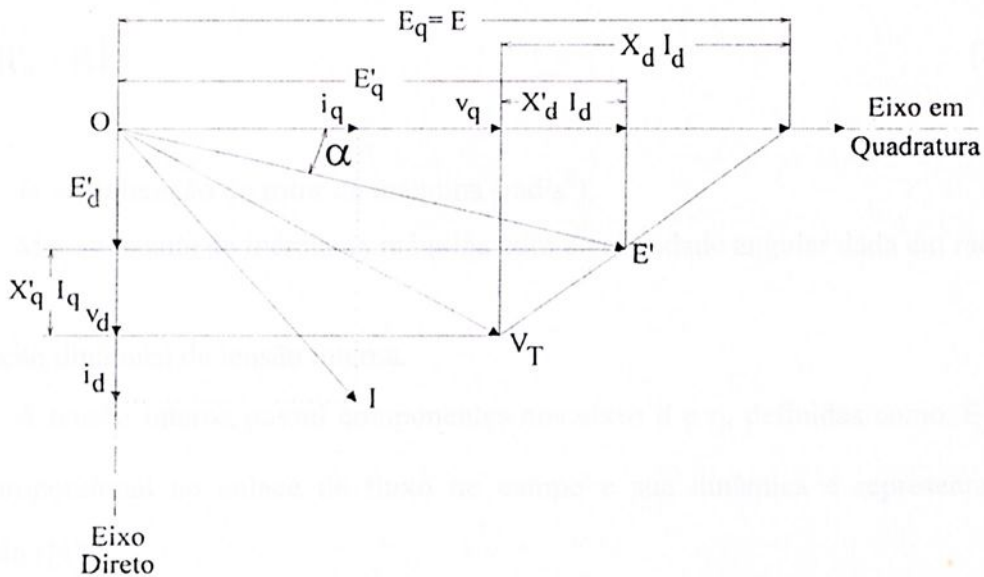


Figura 2.2 – Diagrama fasorial das tensões em uma máquina síncrona.

As entradas do sistema máquina síncrona são a potência mecânica (P_m) aplicada no seu eixo e a tensão de excitação (E_{fd}) no circuito de campo. O sistema dinâmico resultante é de 4ª ordem e as equações de estado, conseqüentemente, serão:

a) Equação de Oscilação.

Considerando a equação de oscilação para uma máquina síncrona representada por ([3]):

$$\frac{2H}{\omega_0} \frac{d^2\delta}{dt^2} = P_m - P_e \quad (2.1)$$

onde os parâmetros são definidos como:

- H – constante de inércia [s^2];
- ω_0 – velocidade angular nominal do eixo da máquina;
- δ – posição angular do rotor da máquina;
- P_m – potência mecânica aplicada no eixo da máquina;
- P_e – potência elétrica ativa fornecida pela máquina;
- t – tempo.

Fazendo a substituição: $\frac{2H}{\omega_0} = M$, obtém-se a expressão que fornecerá o valor da

aceleração:



$$\dot{\omega} = \frac{1}{M} [P_m - P_e] \quad (2.2)$$

sendo:

$\dot{\omega}$ – aceleração do rotor da máquina [rad/s²];

M – constante de inércia da máquina com a velocidade angular dada em rad/s.

b) Equação dinâmica da tensão interna.

A tensão interna possui componentes nos eixos d e q, definidas como E'_d e E'_q .

E'_q é proporcional ao enlace de fluxo no campo e sua dinâmica é representada pela expressão ([4]):

$$T'_{do} \dot{E}'_q = E_{fd} - E'_q \quad (2.3)$$

sendo ([2]):

$$E'_q = E'_q + (X_d - X'_d) i_d \quad (2.4)$$

e:

$$T'_{do} \dot{E}'_q = E_{fd} - E'_q - (X_d - X'_d) i_d \quad (2.5)$$

sendo:

X_d – é a reatância de eixo direto;

X'_d – é a reatância transitória de eixo direto;

T'_{do} – é a constante de tempo de circuito aberto correspondente ao eixo direto;

E_{fd} – é a tensão de excitação;

i_d – corrente de eixo direto nos terminais da máquina;

E'_q – é a tensão proporcional ao enlace de fluxo do campo (eixo direto).

A potência elétrica (ativa) que será fornecida pela máquina é dada por:

$$P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad (2.6)$$

sendo v_d e v_q os componentes de eixo direto e quadratura da tensão terminal da máquina que, através do diagrama fasorial apresentado na Figura 2.2, são obtidos por:

$$v_d = E'_d + X'_q i_q \quad (2.7)$$

$$v_q = E'_q - X'_d i_d \quad (2.8)$$

que resulta em:

$$P_e = E'_d i_d + E'_q i_q + (X'_q - X'_d) i_d i_q \quad (2.9)$$

Como o trabalho será desenvolvido considerando-se a máquina síncrona de rotor liso será desconsiderada a saliência transitória, com o que $X'_d = X'_q$, sendo a potência elétrica dada por:

$$P_e \cong E'_d i_d + E'_q i_q \quad (2.10)$$

Deixando-se de considerar explicitamente a dinâmica de E'_d , considerando o ângulo α (Figura 2.2) primeiramente constante e após comparativamente pequeno, tem-se o modelo conhecido como de 1 ½ eixos, de modo que seu diagrama fasorial simplificado, assim como a expressão da potência, ficam como apresentado na Figura 2.3 a seguir.

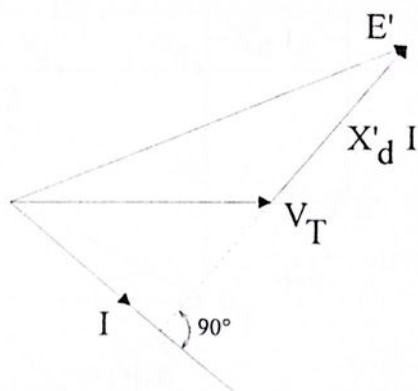


Figura 2.3 – Diagrama fasorial do modelo de uma máquina síncrona de 1 ½ eixos.

$$P_e = \text{Re}[E I^*] \quad (2.11)$$

ou

$$P_e = E'_q i_q \quad (2.12)$$

Da combinação das equações 2.14 e 2.15, e considerando α pequeno, tem-se:

$$i_d = \frac{E' - V \cos \delta}{X_c + X_d} \quad (2.16)$$

Substituindo 2.13 e 2.16 em 2.2 e 2.5, tem-se o equacionamento do sistema MBI incluindo os efeitos de decaimento de fluxo:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.17)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{M} \left[-D\omega + P_m - \frac{E'V}{X_c + X_d} \sin \delta \right] \quad (2.18)$$

$$\frac{dE'}{dt} = \frac{1}{T_{do}} \left[E_{fd} - \frac{X_c + X_d}{X_c + X_d} E' + \frac{X_d - X_d'}{X_c + X_d} V \cos \delta \right] \quad (2.19)$$

A inclusão do efeito do RAT (Regulador Automático de Tensão) é dada pela equação:

$$T_r \frac{d\varepsilon}{dt} = -\varepsilon - K_r \Delta V_T \quad (2.20)$$

sendo:

$$\varepsilon = E_{fd} - E_{fd}^o;$$

$$\Delta V_T = V_T - V_T^o;$$

K_r - é ganho do regulador;

T_r - é a constante de tempo do regulador.

sendo o sobrescrito "o" denota o valor de equilíbrio.

Considerando o ponto de equilíbrio estável $[\delta \ \omega \ E' \ E_{fd}]^T = [\delta^o \ 0 \ E'^o \ E_{fd}^o]^T$ suposto existente, o sistema pode ser escrito em termos das variações $[\sigma \ \omega \ e \ \varepsilon]^T = [\delta - \delta^o : \omega : E' - E'^o : E_{fd} - E_{fd}^o]^T$ em torno deste ponto como:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega \quad (2.21)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = -\frac{D}{M} \omega - \frac{1}{M} f(\sigma, e) \quad (2.22)$$

$$\frac{de}{dt} = -\eta_1 e + \eta_3 \varepsilon - \eta_2 g(\sigma) \quad (2.23)$$

$$\frac{d \epsilon}{dt} = -\eta_4 \epsilon - \eta_4 K_r \Delta V_T \quad (2.24)$$

sendo

$$\eta_1 = \frac{X_e + X_d}{X_e + X_d'} \frac{1}{T_{do}} \quad (2.25)$$

$$\eta_2 = \frac{X_d - X_d'}{T_{do}} \quad (2.26)$$

$$\eta_3 = \frac{1}{T_{do}} \quad (2.27)$$

$$\eta_4 = \frac{1}{T_r} \quad (2.28)$$

As funções não lineares são:

$$f(\sigma, \epsilon) = BV[(E^{\circ} + \epsilon) \text{sen}(\sigma + \delta^{\circ}) - E^{\circ} \text{sen} \delta^{\circ}] \quad (2.29)$$

$$g(\sigma) = BV[-\text{cos}(\sigma + \delta^{\circ}) + \text{cos} \delta^{\circ}] \quad (2.30)$$

$$\text{sendo } B = (X_e + X_d')^{-1} \quad (2.31)$$

2.5 – Conclusão

Foi descrito um sistema máquina versus barra infinita com a dinâmica do campo da máquina síncrona e com a atuação do RAT. Nos próximos capítulos será tratada a inclusão de um dispositivo FACTS do tipo TCSC, bem como sua ação sobre o desempenho dinâmico do sistema.

Neste capítulo será apresentada a introdução de um dispositivo FACTS, que pode exercer influência expressiva sobre o desempenho dinâmico ([7], [20] e [21]), bem como sobre o desempenho transitório do SEE. Entre os diversos tipos de dispositivos ou controladores genericamente designados por FACTS, destaca-se o Compensador Série Controlado a Tiristor (*Thyristor Controlled Series Compensator – TCSC*).

3.1 – Modelo do Sistema

Há estudos inserindo o TCSC no modelo de Heffron-Phillips ([5] e [6]), que é uma linearização do sistema real. Estuda-se aqui uma modelagem do SEE ([16],[17] e [19]) preservando as não linearidades para uso em análises dinâmica e transitória. Com este objetivo, analisa-se a variação da potência elétrica (ΔP_e) com relação ao ângulo de carga δ e com relação a variação da reatância X_{csc} do compensador série. É realizada a construção da expressão da potência real do sistema já existente e de três aproximações propostas para esta potência real, e se analisa o desempenho dessas aproximações.

O sistema tratado é apresentado em diagrama unifilar na Figura 3.1. O equacionamento da máquina síncrona e dos dispositivos de controle é apresentado na seqüência ([7] e [15]).

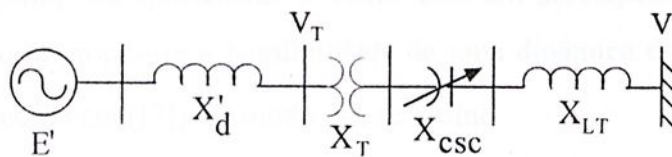


Figura 3.1 – Diagrama unifilar do sistema.

A máquina síncrona é descrita pelo chamado modelo de 1 ½ eixos:

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= \omega \\ \dot{\omega} &= \frac{1}{M}(P_M - P_e - D\omega) \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$\dot{E} = \frac{1}{T_{do}}[-E - (X_d - X'_d)i_d + E_{fd}]$$

sendo $\dot{x} = \frac{dx}{dt}$; as variáveis são δ [rad] o defasamento angular do eixo da máquina em relação à barra infinita, ω [rad/s] a velocidade do eixo da máquina, E a tensão interna da máquina e E_{fd} a tensão de excitação e os parâmetros são M a constante de inércia, D a constante de amortecimento, X_d a reatância de eixo direto e X'_d a reatância transitória de eixo direto. Para a presente finalidade, P_M (potência mecânica aplicada no eixo da máquina) será considerado constante e P_e a potência elétrica fornecida, é dada por

$$P_e = \frac{E'V}{X_e + X'_d - X_{csc}} \sin \delta \quad (3.2)$$

O componente da corrente terminal no eixo direto i_d é dado por:

$$i_d = \frac{E' - V \cos \delta}{X_e + X'_d - X_{csc}} \quad (3.3)$$

O sistema de excitação incluindo o Regulador Automático de Tensão (RAT), embora seja em geral um sistema bastante complexo, pode, na faixa da frequência das oscilações eletromecânicas, ser representado pelo modelo reduzido ([5]):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{T_r}[-\varepsilon - K_r \Delta V_T] \quad (3.4)$$

sendo $\varepsilon = \Delta E_{fd}$ e ΔV_T é o desvio da tensão terminal em relação ao valor de equilíbrio (de operação) e K_r e T_r são respectivamente um ganho e uma constante de tempo.

A bibliografia tem apresentado o TCSC com um desempenho instantâneo tal que $\Delta X_{csc} = K_c \Delta \omega$. Aqui, propõe-se a possibilidade de uma dinâmica de atraso, cujo efeito é discutido adiante, como em ([7]), de modo que se define:

$$\Delta X_{csc}(s) = \frac{K_c}{1 + sT_c} \Delta \omega(s) \quad (3.5)$$

ΔX_{csc} em termos de variáveis de estado:

$$\dot{x}_{csc} = \frac{1}{T_c} [-x_{csc} + K_c(\omega)] \quad (3.6)$$

O equacionamento apresentado é uma representação do sistema MBI, com a máquina dada pelo modelo de 1 ½ eixos, RAT e TCSC válida dentro das relações intrínsecas dos modelos utilizados para cada um dos componentes. Entretanto, para uma maior facilidade de tratamento, considerações adicionais e simplificações são introduzidas.

3.2 – Equacionamentos

Foram implementados quatro modelos para a variação da potência elétrica com relação ao ângulo de carga, variação da tensão interna e variação da reatância capacitiva no sistema, um modelo denominado de modelo real e outros três denominados de modelo primeira aproximação, segunda aproximação e terceira aproximação.

3.2.1 – Modelo Real

Partindo da fórmula da potência elétrica dada na equação 3.2 podemos escrever a susceptância da seguinte forma:

$$B = \frac{1}{X_e + X'_d - X_{csc}} \quad (3.7)$$

Supondo o ponto de equilíbrio $[\delta^o \ \omega^o \ E^o \ E_{fd}^o \ X_{csc}^o]$ existente pode-se ter $\Delta P_e = P_e - P_e^o$, e com isso a função $f(\sigma, e, x_{csc}) = \Delta P_e$, notando que a variação da potência elétrica é função de três variáveis, quais sejam, o ângulo σ , a variação da tensão interna e , e a variação da capacitância x_{csc} dada pelo TCSC. Logo pode-se escrever a equação da variação da potência elétrica como:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) = V[B(E^{o'} + e) \text{sen}(\sigma + \delta^o) - B^o E^{o'} \text{sen}(\delta^o)] \quad (3.8)$$

$$\text{sendo: } B = \frac{1}{X_e + X'_d - X_{csc}}; \quad B^o = \frac{1}{X_e + X'_d - X_{csc}^o}; \quad X_{csc} = X_{csc}^o + x_{csc}$$

Com o objetivo de analisar a influência das variações de X_{csc} no desempenho do

sistema via potência elétrica, construiu-se o gráfico tridimensional de $\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc})$, sendo mantido $e=0$ para explicitar a variação de P_e com X_{csc} . Sendo assim, a Figura 3.2 mostra o gráfico em perspectiva e a Figura 3.3 ilustra uma vista na direção do eixo δ , do efeito do TCSC no aumento da capacidade de transmissão de potência.

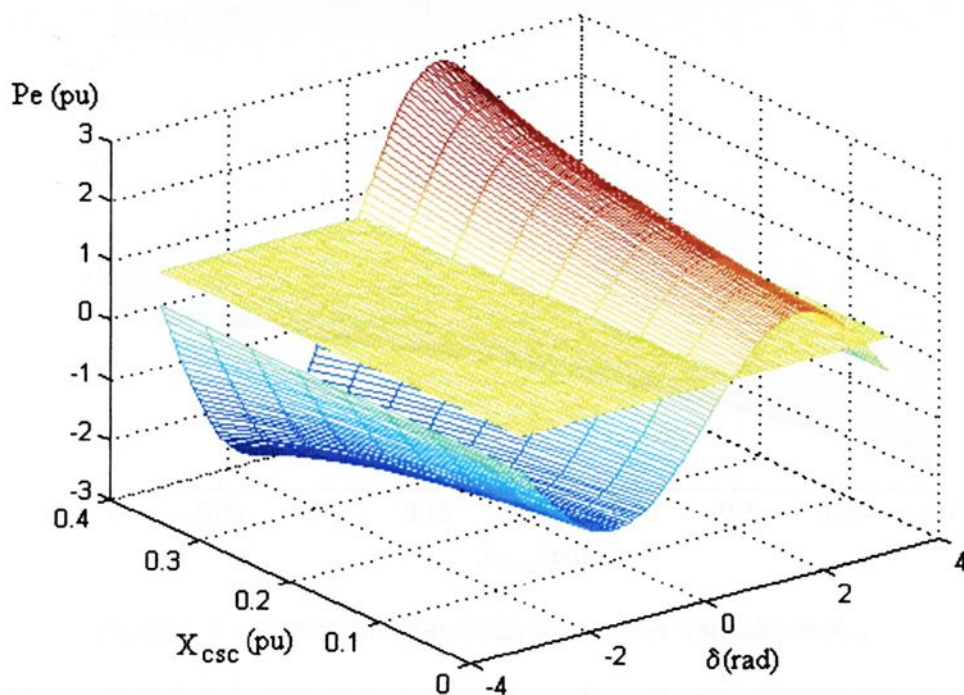


Figura 3.2 – Gráfico da Potência Elétrica pelo Ângulo de Carga versus Variação da Capacitância X_{csc} .



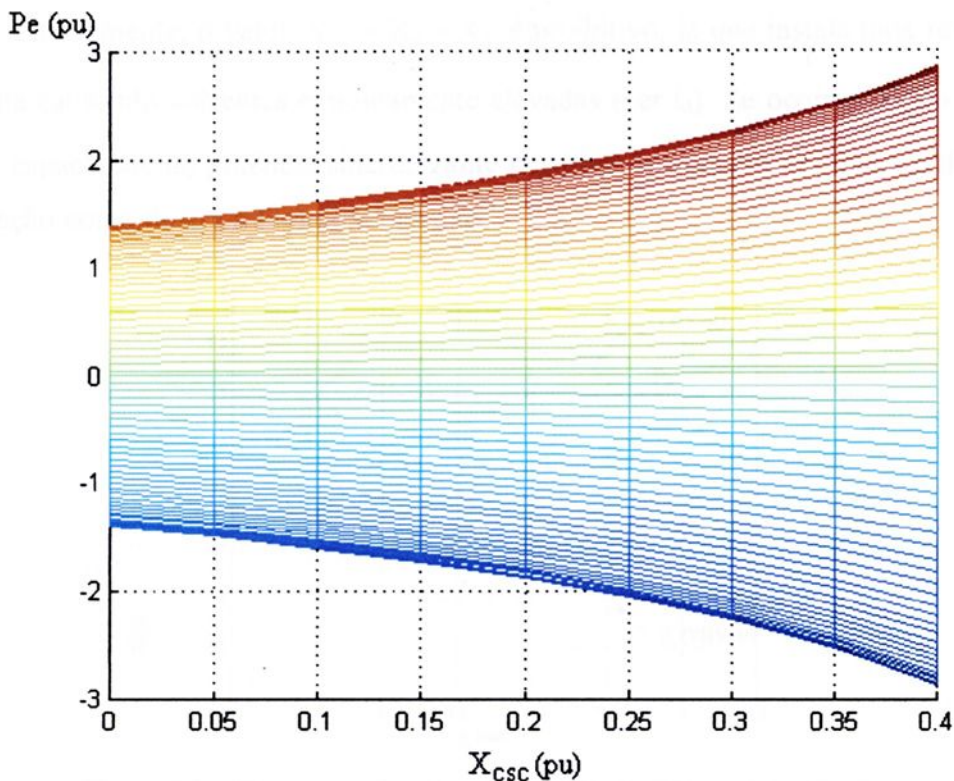


Figura 3.3 – Gráfico da Potência Elétrica versus Variação de X_{csc} .

Da equação 3.7 observa-se que, para $X_{csc} = X_e + X'_d$ têm-se uma singularidade que se traduz por uma ressonância do sistema físico. De fato, observando-se a capacidade da potência sincronizante ser afetada por B dada por EBV e, também para $e=0$ ($E=E^o$), nota-se o comportamento ilustrado na Figura 3.4 a seguir.

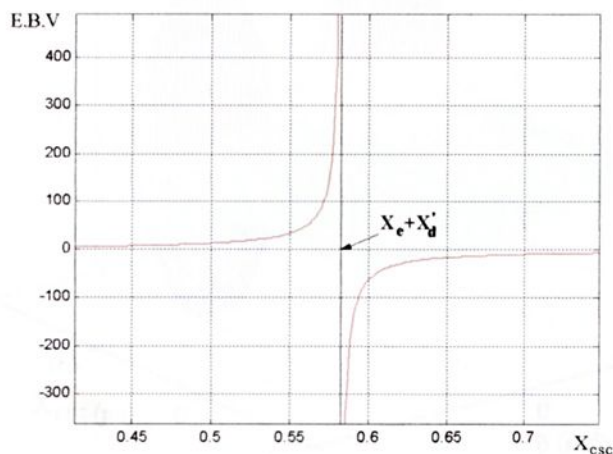


Figura 3.4 – Efeito da ressonância no sistema.



Naturalmente, o valor $X_{csc} = X_e + X'_d$ é proibitivo, já que instala uma ressonância no sistema causando correntes extremamente elevadas (ver i_d). Se ocorrer $X_{csc} > X_e + X'_d$, tem-se a capacidade de potência sincronizante negativa, resultando em impossibilidade de estabilização como ilustra a Figura 3.5 abaixo.

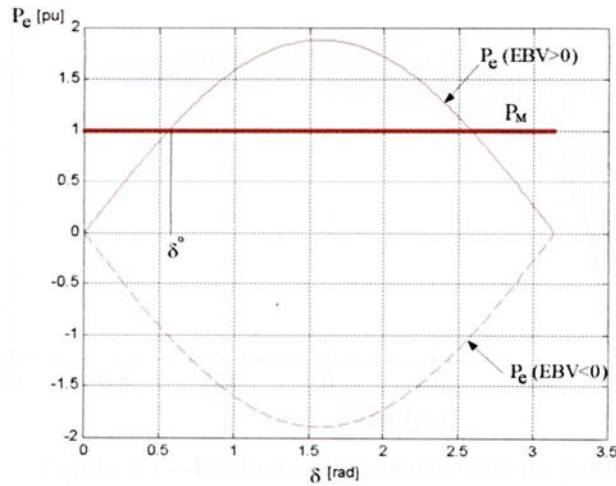


Figura 3.5 – Efeito da ressonância na potência elétrica do sistema.

Com $EBV > 0$ tem-se um ponto de equilíbrio estável em δ° . Não existe tal ponto com $EBV < 0$. As Figuras 3.6 e 3.7 mostram o fenômeno da ressonância visto na representação tridimensional da potência.

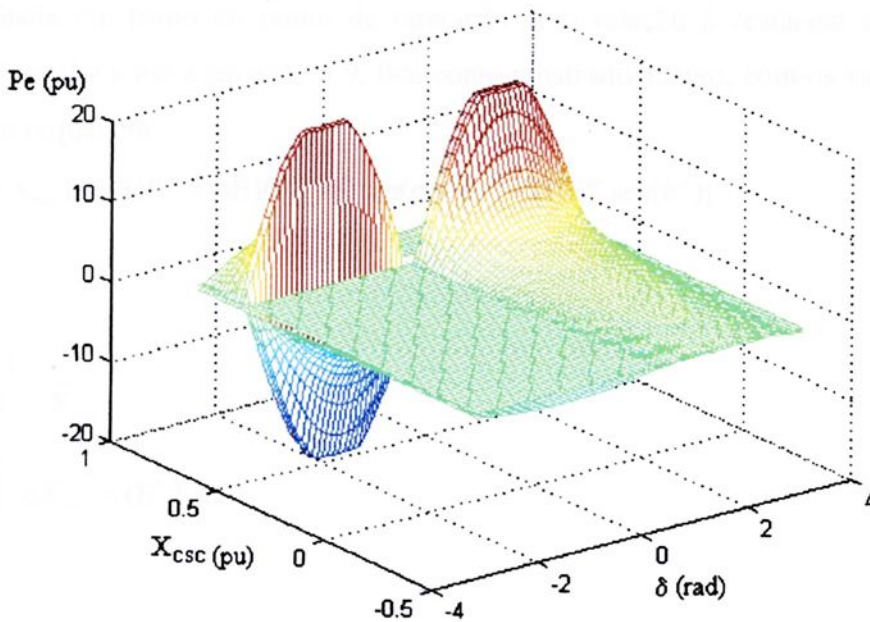


Figura 3.6 – Gráfico da Potência Elétrica pelo Ângulo de Carga versus Variação da Capacitância X_{csc} ilustrando a ressonância.

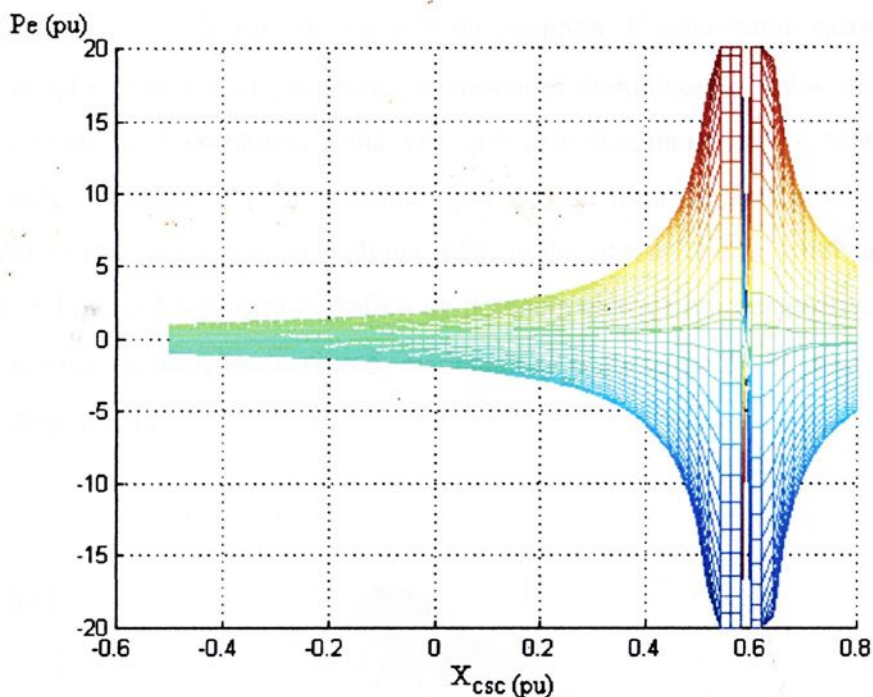


Figura 3.7 – Efeito da ressonância visto de perfil.

3.2.2 – Modelo Primeira Aproximação

Usando a formulação para o cálculo da potência real, na equação 3.2 a susceptância B é representada por $(B^{\circ} + \Delta B)$, constituindo-se em uma aproximação linear da susceptância em torno do ponto de operação com relação à reatância capacitiva do TCSC (X_{csc}), assim a nova equação 3.9, fica como mostrado abaixo, com os valores de B° e ΔB dados na seqüência:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) = V[(B^{\circ} + \Delta B)(E^{\circ} + e)\text{sen}(\sigma + \delta^{\circ}) - B^{\circ}E^{\circ}\text{sen}(\delta^{\circ})] \quad (3.9)$$

sendo:

$$B^{\circ} = \frac{1}{X_e + X_d - X_{csc}^{\circ}}$$

$$\Delta B = \left. \frac{dB}{dX_{csc}} \right|_0 \Delta X_{csc} = (B^{\circ})^2 \Delta X_{csc}$$

A potência elétrica P_e pode ser vista em um gráfico de três dimensões, considerando a tensão interna (E) constante ($e=0$). Desta forma, ΔP_e é expressa em função

da capacitância X_{csc} e do ângulo de carga δ da máquina. É importante assegurar que no ponto de operação, bem como nos desenvolvimentos dinâmicos, o valor de X_{csc} não se aproxime do valor de ressonância, uma vez que este fenômeno não é representado no presente modelo. Deve-se, porém, ressaltar que não se trata de uma restrição irreal do modelo matemático, visto que o sistema não pode operar nesta condição, como já mencionado. A Figura 3.8 mostra o gráfico da potência elétrica em perspectiva e na Figura 3.9 que é uma vista na direção do eixo δ , evidencia-se o efeito do TCSC na capacidade de transmissão de potência.

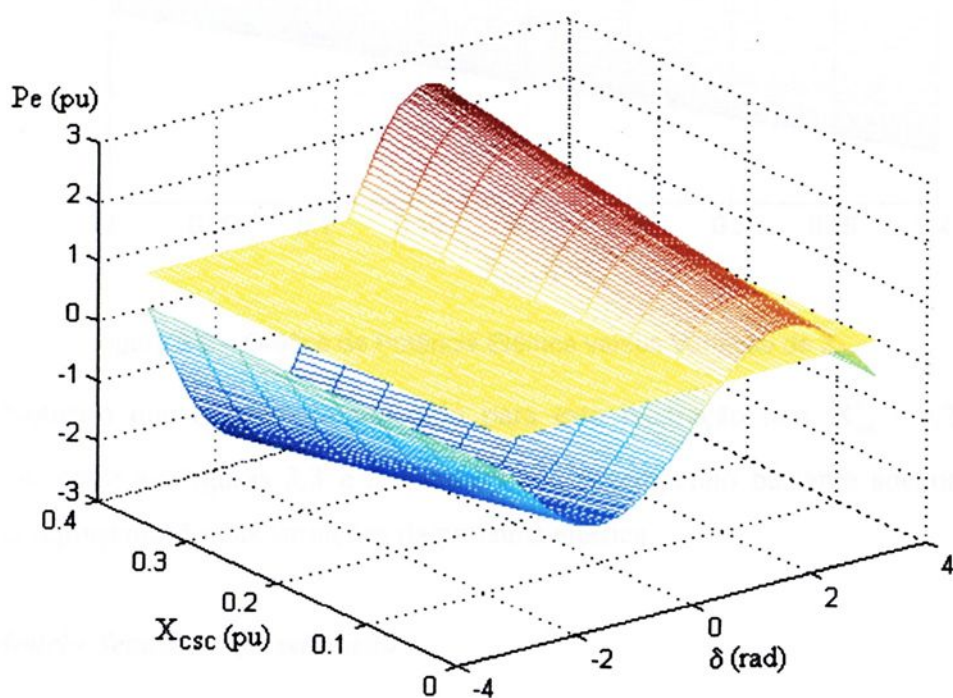


Figura 3.8 – Gráfico da Potência Elétrica, do Ângulo de Carga versus Variação da Reatância X_{csc} .

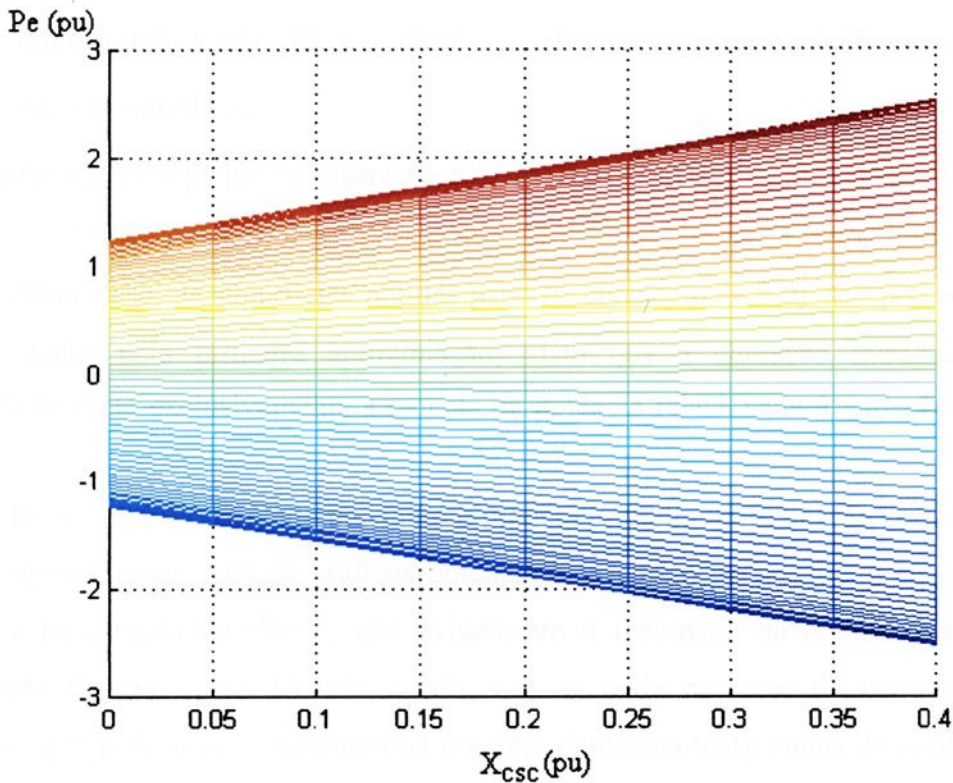


Figura 3.9 – Gráfico da Potência Elétrica versus Variação de X_{csc} .

Notando que o exemplo utilizado para esta ilustração tem $X_{csc}^o = 0,2$ pu, uma comparação entre as Figuras 3.3 e 3.9 mostra um desempenho bastante adequado deste modelo na representação das variações da potência elétrica.

3.2.3 – Modelo Segunda Aproximação

Tomando-se a primeira aproximação (equação 3.9) e desmembrando-se a primeira parcela, tem-se a equação 3.10 dada da seguinte forma:

$$f(\sigma, e, x_{csc}) = V \left\{ B^o [(E'^o + e) \text{sen}(\sigma + \delta^o) - E'^o \text{sen} \delta^o] + \Delta B (E'^o + e) \text{sen}(\sigma + \delta^o) \right\} \quad (3.10)$$

Se, adicionalmente, supuser-se que os desvios das variáveis são em magnitude substancialmente inferiores às próprias variáveis, pode-se considerar que o termo:

$$\Delta B \text{sen}(\sigma + \delta^o)$$

tem menor significância, sendo desconsiderado, a equação pode ser escrita como:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) = V \left\{ B^o [(E'^o + e) \text{sen}(\sigma + \delta^o) - E'^o \text{sen} \delta^o] + \Delta B E'^o \text{sen}(\sigma + \delta^o) \right\} \quad (3.11)$$



Substituindo ainda ΔB por $(B^0)^2 x_{csc}$, chega-se a equação 3.12, que descreve o modelo segunda aproximação:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) \cong V \left\{ B^0 [(E^0 + e) \sin(\sigma + \delta^0) - E^0 \sin \delta^0] + (B^0)^2 x_{csc} E^0 \sin(\sigma + \delta^0) \right\} \quad (3.12)$$

Neste caso, as superfícies obtidas para E' constante ($e \equiv 0$) são precisamente as mesmas dadas pela primeira aproximação, visto que a alteração introduzida nesta aproximação afeta exclusivamente a parcela da potência relacionada à variação da tensão interna.

Deve-se observar ainda que tanto o modelo primeira aproximação como o modelo segunda aproximação, para os gráficos potência elétrica em perspectiva e em perfil para uma vista na direção do eixo δ , não evidenciam o fenômeno da ressonância devido a linearização da expressão. Devido a isso, não se pode esquecer da ocorrência desse fenômeno, que pode levar o sistema real a comportamentos inesperados do ponto de vista dos modelos aproximados.

3.2.4 – Modelo Terceira Aproximação

Partindo-se da segunda aproximação (equação 3.12) e procurando simplificar o modelo pela eliminação da não linearidade de difícil tratamento, toma-se da última parcela a influência do TCSC em forma linearizada, resultando em:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e) + \left. \frac{\partial P_e}{\partial X_{csc}} \right|_0 \Delta X_{csc} \quad (3.13)$$

e, definindo

$$K_{xp} = \left. \frac{\partial P_e}{\partial X_{csc}} \right|_0 = (B^0)^2 E^0 V \sin(\delta^0) \quad (3.14)$$

A equação 3.13 pode ser reescrita como

$$\Delta P_e = f(\sigma, e) + K_{xp} \Delta X_{csc} \quad (3.15)$$

sendo:

$$f(\sigma, e) = B^0 V [(E^0 + e) \sin(\sigma + \delta^0) - E^0 \sin \delta^0], \quad (3.16)$$

como em abordagens anteriores ([2] e [7]) quando se considerou o sistema com o RAT. A

ação do TCSC fica, então, expressa em termo $K_{xp} \Delta X_{csc}$, cujo efeito se destaca nas figuras a seguir.

Pode-se traçar o gráfico da potência elétrica P_e que pode ser vista em um gráfico de três dimensões, com a tensão interna da máquina (E) mantida constante, com isso $e \equiv 0$. Pode-se variar a capacitância X_{csc} e o ângulo de carga δ da máquina, sendo os gráficos dados na Figura 3.10 em perspectiva e na Figura 3.11 que é uma vista na direção do eixo δ , evidenciando assim o efeito do TCSC.

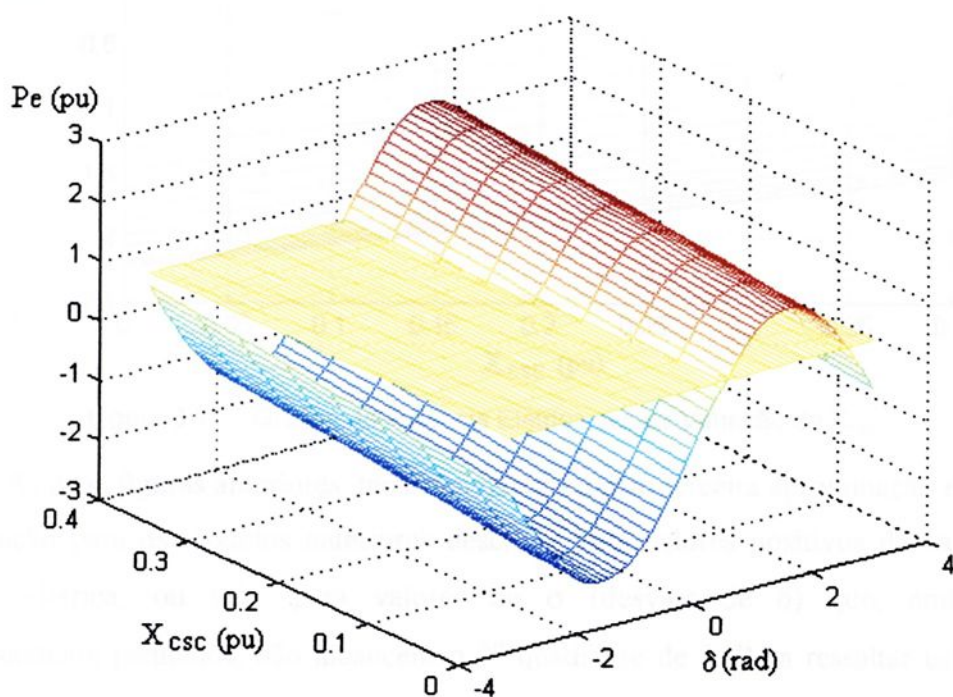


Figura 3.10 – Gráfico da Potência Elétrica, do Ângulo de Carga versus Variação da Reatância X_{csc} .



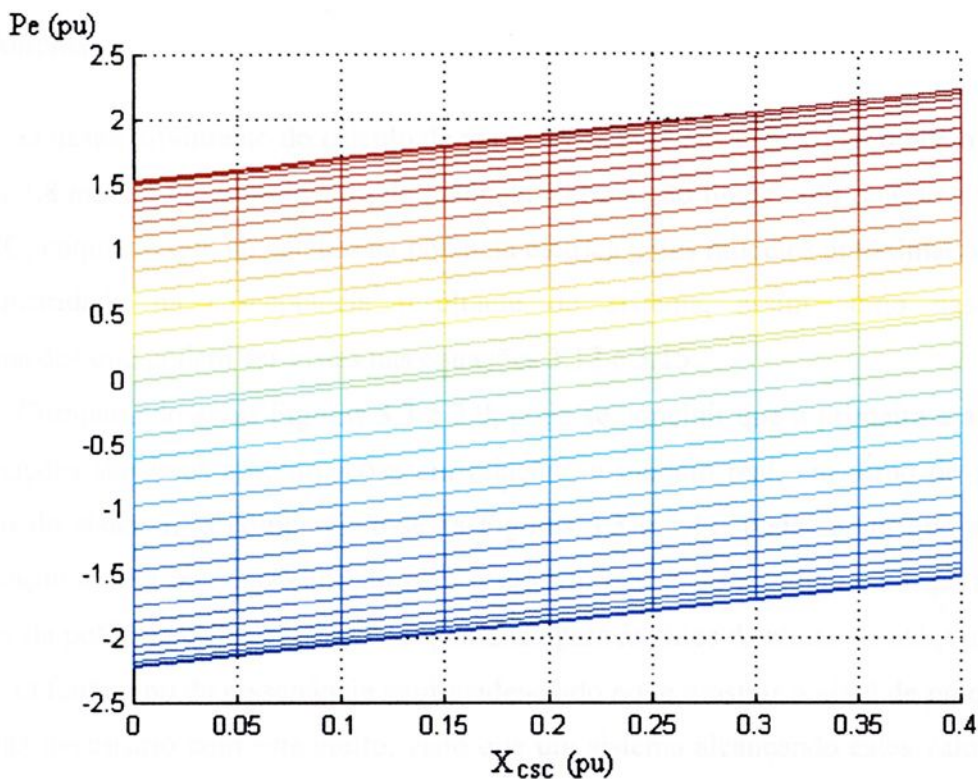


Figura 3.11 – Gráfico da Potência Elétrica versus Variação de X_{csc} .

As duas figuras anteriores, mostram que o modelo terceira aproximação é uma boa aproximação para os modelos anteriores descritos para valores positivos da variação de potência elétrica, ou seja, para valores de σ (desvios de δ) que, embora não necessariamente pequenos, não alcancem o 3º quadrante de δ . Para ressaltar esta análise basta observar as Figuras 3.3 e 3.9, em comparação com a Figura 3.11 do modelo terceira aproximação.



3.3 – Conclusão

O desenvolvimento do cálculo da variação da potência elétrica no modelo real pela equação 3.8 mostra um crescimento da potência elétrica não linear com relação a reatância do TCSC, enquanto que no cálculo da potência elétrica pelos modelos aproximados, têm-se uma linearidade na susceptância resultante do sistema, assim como nas demais aproximações que podem ser vistas nas equações 3.12 e 3.15.

Comparando-se as Figuras 3.3 e 3.9, pode-se concluir que a primeira e a segunda aproximações são boas aproximações em relação ao modelo real, em torno do ponto de operação do sistema, já comparando-se as Figuras 3.3 e 3.11, pode-se ver que a terceira aproximação é uma boa aproximação para o modelo real dado na Figura 3.3, para valores positivos da potência elétrica, perdendo qualidade para ângulos de atraso da máquina.

O fenômeno da ressonância aqui evidenciado pode mostrar o nível de preocupação que se faz necessário com este efeito, visto que um sistema alcançando estes valores pode facilmente entrar em colapso. Nos capítulos que seguem faz-se a menção da importância do uso de um limitador na saída do TCSC, dessa forma evitando-se a ressonância.



Neste capítulo serão apresentados, de uma maneira geral, os componentes constituintes da implementação dos modelos propostos de cálculos da potência elétrica para o sistema máquina versus barra infinita. O sistema foi subdividido em subsistemas com o objetivo de facilitar a análise dos resultados, bem como ver as reais influências dos dispositivos no sistema.

4.1 – Introdução

O sistema máquina versus barra infinita é apresentado na Figura 4.1 a seguir, na forma completa e será descrito em partes nos itens posteriores. Este sistema foi simulado no aplicativo *Simulink* (toolbox do MATLAB®). Deve-se atentar para os valores que estão alimentando o sistema como o ΔP_e , que será simulado para os quatro equacionamentos descritos no capítulo anterior no item 3.2 e para os valores de ΔV_T .

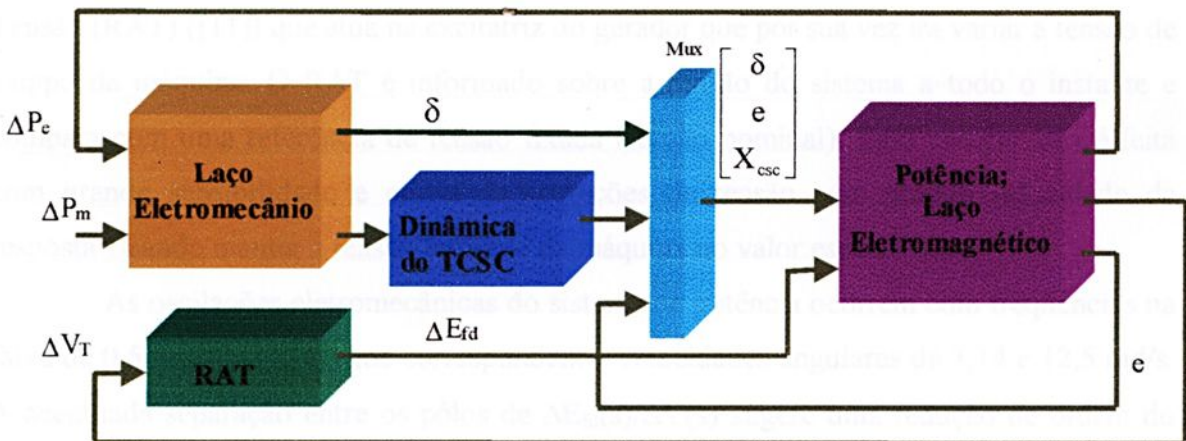


Figura 4.1 – Modelo Máquina versus Barra Infinita.

4.2 – O Modelo da Máquina Síncrona

O laço eletromecânico é apresentado no diagrama de blocos da Figura 4.2. O modelo é simples uma vez que não contém a dinâmica do circuito de campo, os efeitos do regulador automático de tensão e o desempenho do TCSC, que serão incluídos na medida em que as partes do sistema total forem inseridas.

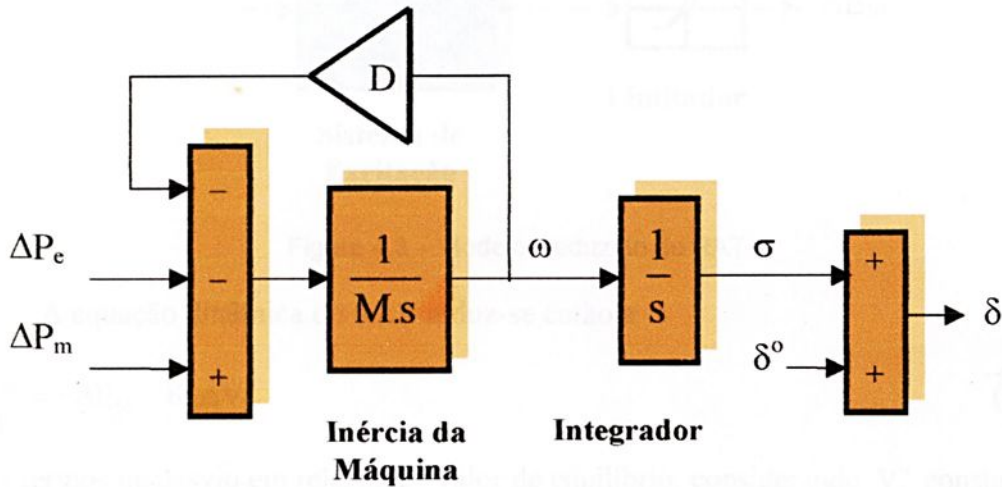


Figura 4.2 – Laço Eletromecânico.

4.3 – O Regulador Automático de Tensão

O controle da tensão terminal do gerador é feito pelo Regulador Automático de Tensão (RAT) ([11]) que atua na excitatriz do gerador que por sua vez irá variar a tensão de campo da máquina. O RAT é informado sobre a tensão do sistema a todo o instante e compara com uma referência de tensão fixada (tensão nominal). Essa comparação é feita com grande sensibilidade e efetua as correções de tensão com grande velocidade de resposta visando manter a tensão terminal da máquina no valor especificado.

As oscilações eletromecânicas do sistema de potência ocorrem com frequências na faixa de 0,5 a 2,0 Hz, ([4]) que correspondem a velocidades angulares de 3,14 e 12,5 rad/s. A acentuada separação entre os pólos de $\Delta E_{fd}(s)/\Delta V(s)$ sugere uma redução de ordem do sistema ([8]), podendo-se obter um modelo linear de primeira ordem. No mesmo sentido ([9]) sugere representar o sistema através da equação 4.1 a seguir.

$$\frac{\Delta E_{fd}}{\Delta V_T}(s) = \frac{K_r}{1 + sT_r} \quad (4.1)$$

sendo T_r a constante de tempo associadas ao pólo localizada na faixa de frequência de interesse e K_r é o respectivo ganho transitório. O diagrama de blocos encontra-se na Figura 4.3 abaixo.

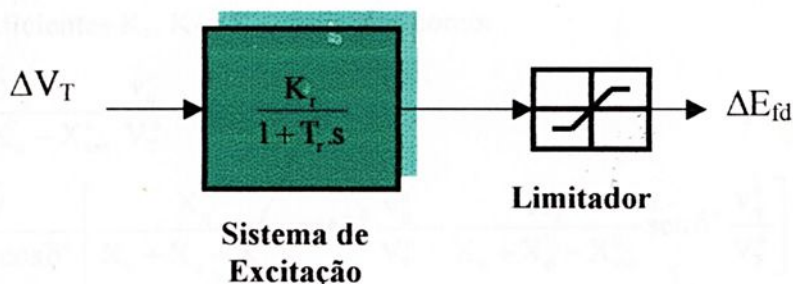


Figura 4.3 – Modelo Reduzido do RAT.

A equação dinâmica do RAT reduz-se então a

$$T_r \frac{d\dot{E}_{fd}}{dt} = -\Delta E_{fd} - K_r \Delta V_T \quad (4.2)$$

ou, em termos de desvio em relação ao valor de equilíbrio, considerando V_T^o constante:

$$T_r \frac{d\varepsilon}{dt} = -\varepsilon - K_r \Delta V_T \quad (4.3)$$

sendo:

$$\varepsilon = E_{fd} - E_{fd}^o \quad (4.4)$$

Quanto a variação da tensão terminal (ΔV_T) será representada de três formas para os quatro tipos de equacionamentos propostos. Para o Modelo Real teremos a variação dada da seguinte forma:

$$\Delta V_T = V_T - V_T^o \quad (4.5)$$

sendo

$$V_T = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} \quad (4.6)$$

$$v_d = \frac{X_q V \sin \delta}{X_e + X'_q - X_{csc}} \quad (4.7)$$

$$v_q = E'_q - X'_d \left(\frac{E'_q - V \cos \delta}{X_e + X'_d - X_{csc}} \right) \quad (4.8)$$

Sendo V_T^0 um valor de referência de tensão constante. Para o Modelo da Primeira Aproximação e o da Segunda Aproximação a representação dos desvios da tensão terminal é dada em função de e , $f(\sigma, e, x_{csc})$ e x_{csc} , ficando expressa por:

$$\Delta V_T = K_e e + K_f f(\sigma, e, x_{csc}) + K_{xv} x_{csc} \quad (4.9)$$

sendo os coeficientes K_e , K_f e K_{xv} definidos como:

$$K_e = \frac{X_e}{X_e + X_d' - X_{csc}^0} \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (4.10)$$

$$K_f = \frac{V}{E^{10} B^0 \cos \delta^0} \left[\frac{X_q}{X_e + X_q - X_{csc}^0} \cos \delta^0 \frac{v_d^0}{V_T^0} - \frac{X_d'}{X_e + X_d' - X_{csc}^0} \sin \delta^0 \frac{v_q^0}{V_T^0} \right] \quad (4.11)$$

$$K_{xv} = \left. \frac{\partial V_T}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} = \frac{V}{(X_e + X_q - X_{csc}^0)^2} \frac{v_d^0}{V_T^0} - X_d' \frac{E^{10} - V \cos \delta^0}{(X_e + X_d' - X_{csc}^0)^2} \frac{v_q^0}{V_T^0} \quad (4.12)$$

Vale lembrar que os valores de $f(\sigma, e, x_{csc})$, que são valores da variação de potência elétrica, são aqueles dados nas equações 3.9 e 3.12 para os cálculos da primeira e da segunda aproximação respectivamente.

Os valores dos desvios da tensão para o Modelo Terceira Aproximação ficam dados pela equação 4.13 abaixo:

$$\Delta V_T = K_e e + K_f f(\sigma, e) + K_{xv} \Delta X_{csc} \quad (4.13)$$

sendo que os coeficiente são os mesmos dados nas equações anteriores, e o valor de $f(\sigma, e)$ é dado pela equação 3.15 no capítulo anterior.

4.4 – Circuito de Campo

Foram implementados dois tipos de circuitos de campo para os sistemas estudados. O primeiro circuito de campo a ser mostrado é aplicado ao Modelo Real, Modelo Primeira Aproximação e o Modelo Segunda Aproximação, ele surge basicamente da corrente de eixo direto que é dada pela equação 4.14, para o Modelo Real, onde o efeito do TCSC é denotado pela presença da reatância capacitiva X_{csc} :

$$i_d = \frac{E_q' - V \cos \delta}{X_e + X_d' - X_{csc}} \quad (4.14)$$

Aplicando-se as mesmas considerações da aproximação linear da susceptância B, que pode ser representada por $(B^0 + \Delta B)$, a corrente de eixo direto para o Modelo Primeira Aproximação fica dada por:

$$i_d = (B^0 + \Delta B)(E'_q - V \cos \delta) \quad (4.15)$$

sendo: $\Delta B = B^{0^2} X_{csc}$

Da mesma forma, a corrente de eixo direto para o Modelo Segunda Aproximação, utilizando as mesmas considerações da seção 3.2.3 é mostrada na equação abaixo:

$$i_d = B^0 (E'_q - V \cos \delta) + \Delta B (E_q^0 - V \cos \delta) \quad (4.16)$$

O efeito do decaimento de fluxo fica dado então pela equação:

$$\dot{E}'_q = \frac{1}{T_{do}} [-E'_q - (X_d - X'_d)i_d + E_{fd}] \quad (4.17)$$

sendo:

$$\dot{E}'_q = \frac{dE'_q}{dt} \text{ - é a variação da tensão } E'_q ;$$

E_{fd} - tensão de excitação da máquina.

O circuito de campo para o cálculo da potência elétrica denominado de Modelo Terceira Aproximação é feito considerando a variação da corrente de eixo direto (i_d) em torno do ponto de equilíbrio "o":

$$\Delta i_d = B^0 e + g(\sigma) + K_{xid} \Delta X_{csc} \quad (4.18)$$

com

$$g(\sigma) = B^0 V [-\cos(\sigma + \delta^0) + \cos \delta^0] \quad (4.19)$$

e

$$K_{xid} = \left. \frac{\partial i_d}{\partial X_{csc}} \right|_{X^0} = (B^0)^2 (E^0 - V \cos \delta^0) \quad (4.20)$$

Estes são os modelos de decaimento de fluxo usados para os cálculos da variação da potência elétrica.



4.5 – Desempenho do TCSC

O sinal de velocidade elétrica ω tomado do eixo da máquina síncrona alimenta o TCSC (Compensador Série Controlado a Tiristor), admitindo-se uma função de atraso ([7] e [21]), na forma como segue:

$$\Delta X_{csc}(s) = \frac{K_c}{1+sT_c} \Delta\omega(s) \quad (4.21)$$

Define-se a variável de estado do compensador como $x_{csc} = \Delta X_{csc} = X_{csc} - X_{csc}^o$. À vista das considerações acerca da ressonância, introduz-se um limitador na saída do bloco do TCSC no modelo, como mostrado na Figura 4.4.

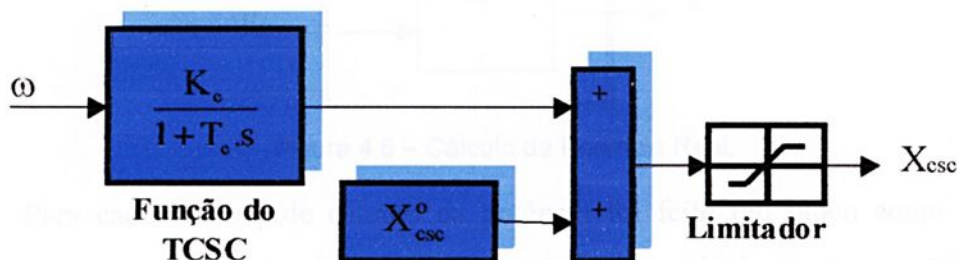


Figura 4.4 – Desempenho do TCSC.

4.6 – Esquema do Cálculo dos Modelos

O cálculo das variações de potência é feito alternativamente pelas diversas expressões desenvolvidas, como ilustrado na Figura 4.5.

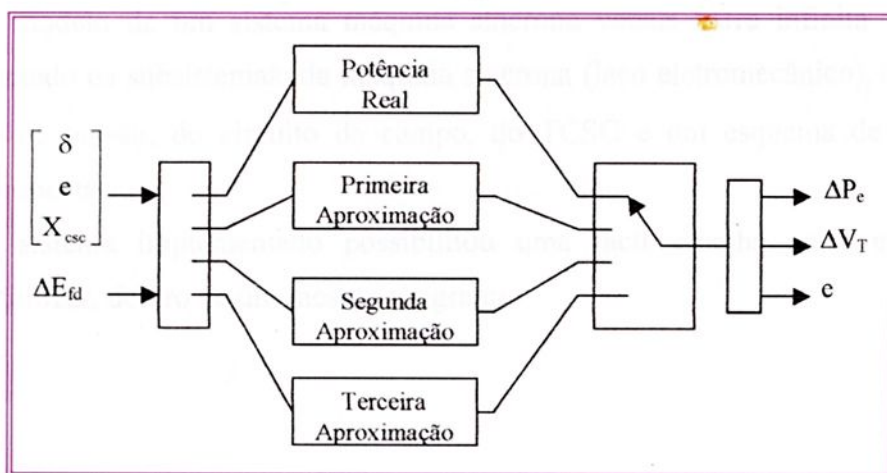


Figura 4.5 – Cálculo das Potências.

A seguir pode-se ver como são feitos os cálculos das potências para cada um dos equacionamentos propostos, bem como as suas particularidades. A Figura 4.6 mostra o cálculo da potência elétrica para o Modelo Real.

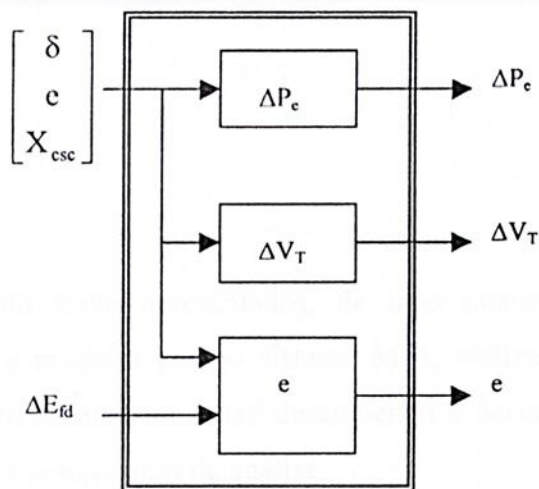


Figura 4.6 – Cálculo da Potência Real.

Para cada modelo de cálculo da potência foi feito um bloco como o anterior, considerando que as equações de ΔP_e , ΔV_T e e , têm suas particularidades para cada modelo. Os valores de ΔP_e são dados no capítulo anterior no item 3.2, os modelos de variação da variação da tensão ΔV_T são dados no item 4.3 e os equacionamentos da variação da tensão interna (e) estão no item 4.4 deste capítulo.

4.7 – Conclusão

O modelo de um sistema máquina síncrona versus barra infinita foi montado individualizando os subsistemas: da máquina síncrona (laço eletromecânico), do regulador automático de tensão, do circuito de campo, do TCSC e um esquema de cálculo das equações propostas.

O sistema implementado possibilitou uma fácil escolha entre os diferentes modelos a utilizar, dentro de um mesmo programa.



Neste capítulo serão apresentados, de uma maneira geral, os resultados de simulações dos quatro modelos para o sistema MBI, realizando a comparação entre os modelos com o intuito de analisar o seu desempenho e desta forma poder adotar o mais adequado para técnicas automáticas de análise.

Analisa-se também diferentes ajustes do TCSC incluindo diferentes graus de compensação na estabilidade do sistema visando a contribuição ao amortecimento de oscilações e análise de desempenho do TCSC.

5.1 – Introdução

É considerada a evolução do sistema durante e após a aplicação de um curto-circuito trifásico em um sistema MBI, nos terminais da máquina síncrona, conforme a Figura 5.1 abaixo.

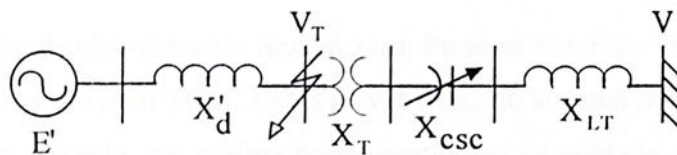


Figura 5.1 – Modelo do Sistema.

A falta é eliminada no tempo de chaveamento t_{ch} . Procurando analisar os modelos em diversas situações, foram feitas simulações de:

1. Regime Permanente ($t_{ch} = 0$);
2. Pequenas Perturbações ($t_{ch} = 0,1s$);
3. Grande Impacto ($t_{ch} \cong t_{crit}$).

5.2 – Modelos Analisados

Foram quatro os modelos analisados, o Modelo Real (ou Modelo de Park – 1 ½ eixos), Modelo Primeira Aproximação, Modelo Segunda Aproximação e o Modelo Terceira Aproximação. Para estes modelos foram analisados o comportamento do transitório eletromecânico observando a velocidade e o ângulo do eixo da máquina. Simulou-se o sistema sem perturbação, com uma pequena perturbação e com uma perturbação de grande impacto com vistas a encontrar o tempo crítico de eliminação do curto-circuito trifásico nos terminais do gerador para a estabilidade de primeira oscilação do sistema (os dados estão no ANEXO I). As condições iniciais eram idênticas para todos os modelos.

5.2.1 – Modelo Real

O Modelo Real ou Modelo de Park (1 ½ eixos) é expresso pelo cálculo da variação de ΔP_e dado pela equação 3.8, a variação da tensão terminal da máquina é dada pela equação 4.5 e 4.6 e o efeito do decaimento de fluxo é dado pela equação 4.17. Para este modelo foram analisadas as curvas da velocidade e do ângulo de carga do MBI para um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0$ segundo, para um modelo sem a influência do TCSC (Compensador Série Controlado a Tiristor), ou seja, as constantes K_c e X_{csc}^o são iguais a zero.

Outras simulações incluíram o TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento igual a zero. Pode-se notar que tanto para o caso sem o TCSC como para o caso com TCSC todas as variáveis do sistema permaneceram no valor de equilíbrio estável, ou seja, em regime permanente com velocidade e ângulo da máquina constante, sendo desnecessário apresentar a plotagem desses gráficos.

O sistema agora terá a influência de uma falta nos terminais da máquina síncrona, será realizado um tempo de chaveamento (t_{ch}) de 0,10 segundo (este é o período no qual o sistema está sujeito à falta), considerado uma pequena perturbação para este sistema. As Figuras 5.2 e 5.3 a seguir são para um $t_{ch} = 0,10s$ e o sistema sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$). O sistema mostra-se estável mas muito oscilatório, com a amplitude das oscilações decaindo lentamente.



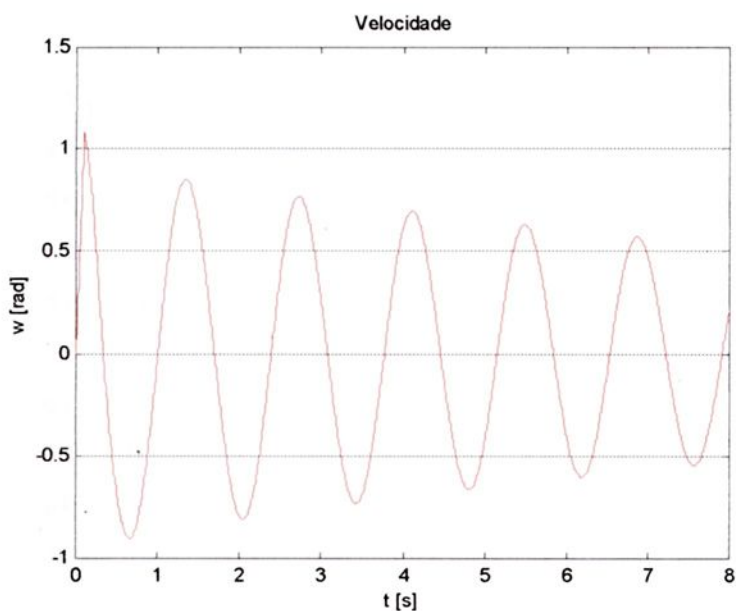


Figura 5.2 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

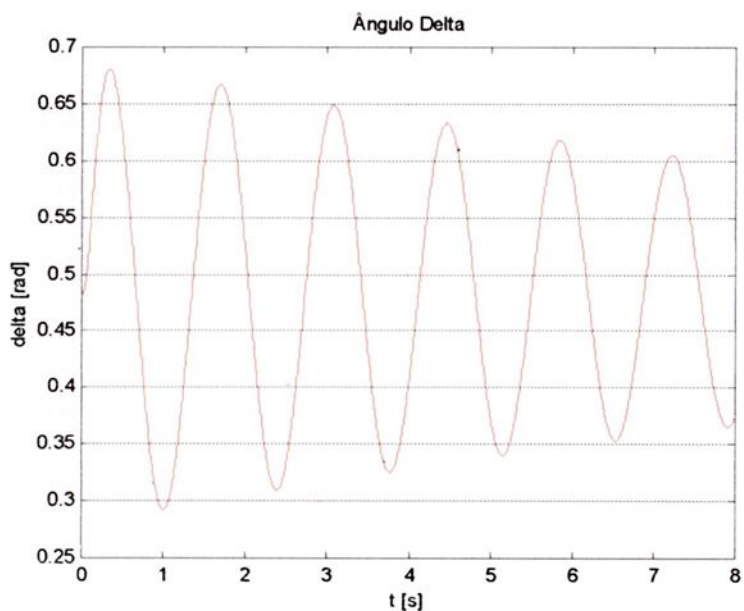


Figura 5.3 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

As simulações com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo, conduziram aos resultados para os valores de velocidade e ângulo de carga da máquina síncrona, mostrados nas Figuras 5.4 e 5.5.



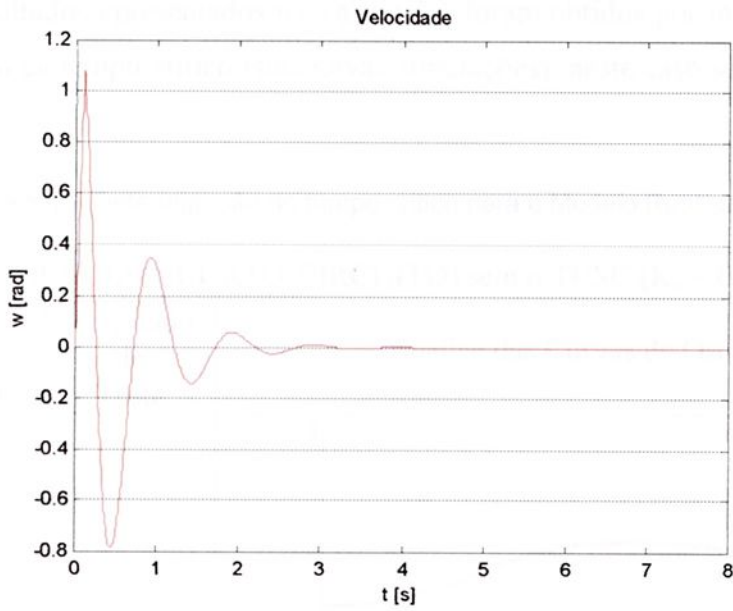


Figura 5.4 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10$ s e com TCSC.

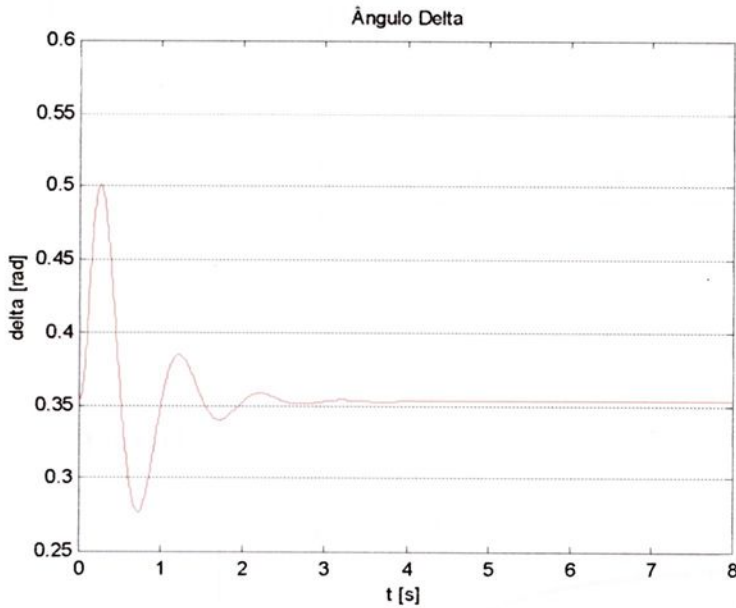


Figura 5.5 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10$ s e com TCSC.

Os resultados mostram que após uma pequena perturbação o sistema apresenta comportamento acentuadamente amortecido, evidenciando a estabilização proporcionada pelo TCSC.



Os resultados apresentados na Tabela 5.1 foram obtidos por método convencional de determinação de tempo crítico (sucessivas simulações), neste caso sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^0 = 0$).

Tabela 5.1 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real sem TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^0 = 0$)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,46s	Estável	
0,47s.	Instável	

Realizou-se a análise do tempo crítico para a primeira oscilação do modelo real, com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^0 = 0,2$ pu) e a Tabela 5.2 mostra os resultados do comportamento da velocidade e ângulo de carga do sistema.



Tabela 5.2 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,56s	Estável	
0,57s	Instável	

Pode-se perceber que o tempo crítico para estabilidade de primeira oscilação para o Modelo Real sem o TCSC é menor do que para com o modelo usando o TCSC, o que significa dizer que o sistema com TCSC é um sistema mais “robusto”, sendo neste caso o tempo crítico da eliminação da falha 21,74 % superior.

5.2.2 – Modelo Primeira Aproximação

O Modelo Primeira Aproximação é dado pelo cálculo da variação de ΔP_e segundo a equação 3.9, a variação da tensão terminal da máquina é dada pela equação 4.9, a corrente de eixo direto pela equação 4.15 e o efeito do decaimento de fluxo é dado pela equação 4.17. Para este modelo foram analisadas as curvas da velocidade e do ângulo de carga da máquina síncrona versus barra infinita (MBI) para um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0$ segundo, para um modelo sem a influência do TCSC.

Realizou-se simulações com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^0 = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento igual a zero. Pode-se notar que todas as variáveis do modelo primeira aproximação, para o caso sem o TCSC e com o TCSC permaneceram no seu valor de equilíbrio quando não sofrem qualquer tipo de distúrbio, de modo que os seus gráficos são desnecessários. De uma forma geral estas simulações serviram para, também, evidenciar que a montagem está correta.

O sistema agora terá a influência de uma falta nos terminais da máquina síncrona, que é eliminada com um tempo de chaveamento (t_{ch}) de 0,10 segundo, considerado uma pequena perturbação para este sistema. As Figuras 5.6 e 5.7 a seguir são para um $t_{ch} = 0,10s$ e o sistema sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^0 = 0$).

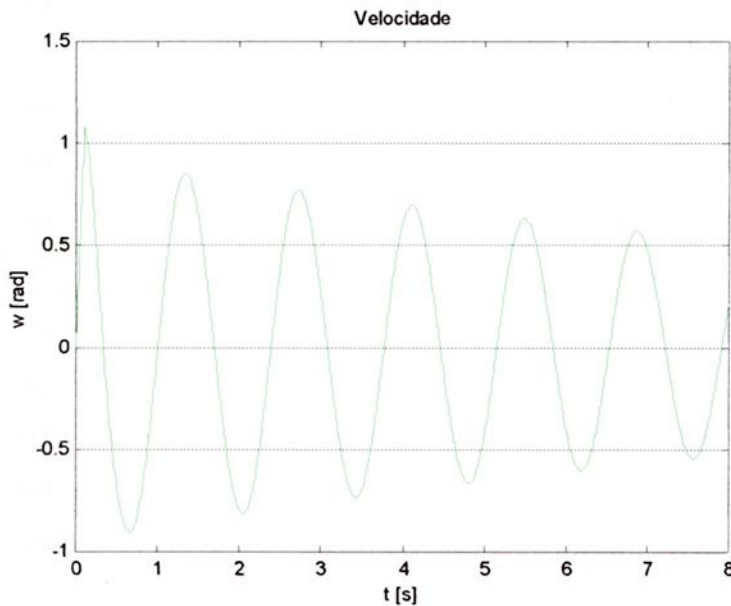


Figura 5.6 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

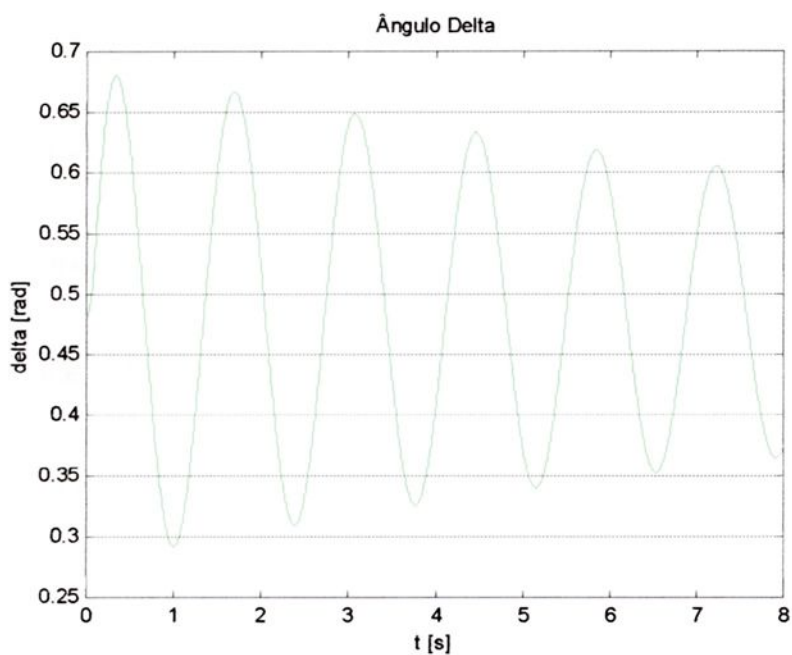


Figura 5.7 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

Da simulação com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo, obtém-se os seguintes resultados para os valores de velocidade e ângulo de carga da máquina síncrona, mostrados nas Figuras 5.8 e 5.9.

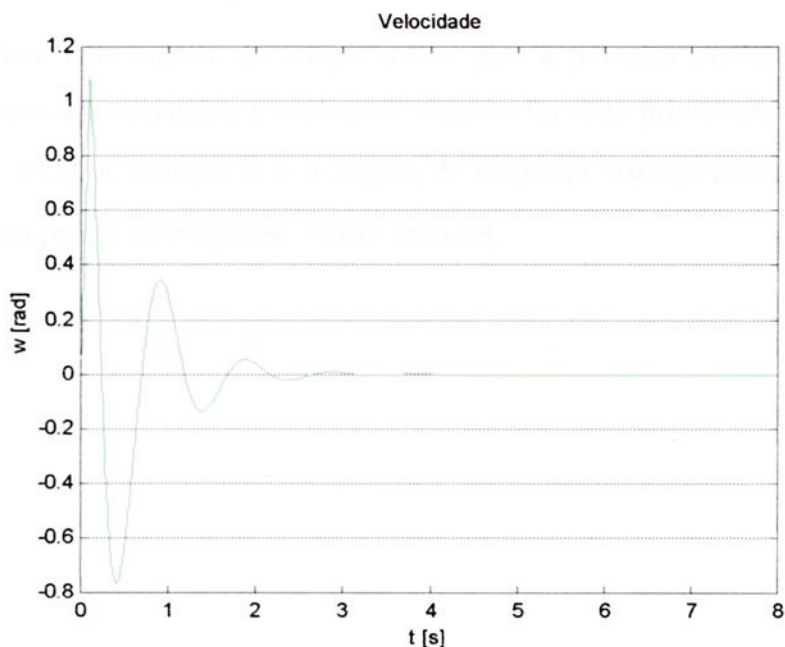


Figura 5.8 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

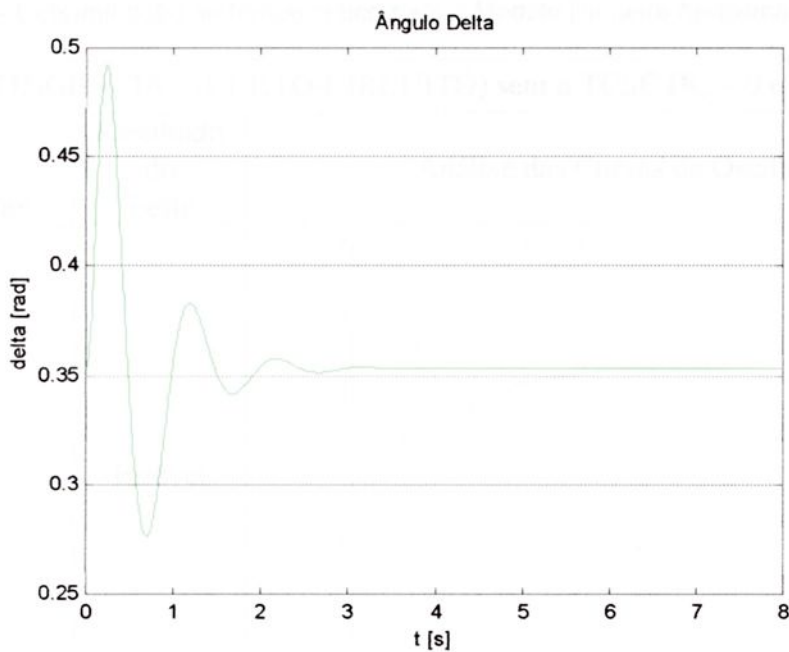


Figura 5.9 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

Os resultados mostram que para pequenas perturbações o sistema sai de seu ponto de equilíbrio inicial em $t_0 = 0$ segundo e retorna ao mesmo valor depois de eliminada a falta que foi aplicada nos terminais da máquina síncrona, pode-se perceber que o sistema sem o uso do TCSC tem um retorno as condições iniciais mais lentas que o modelo sob a ação do TCSC.

Foi feita uma análise do tempo crítico para a primeira oscilação do modelo da potência primeira aproximação, a análise do sistema foi feita primeiramente sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$), a velocidade e o ângulo de carga do sistema estão representados na Tabela 5.3 tanto para o caso estável como o instável.



Tabela 5.3 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Primeira Aproximação sem TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,45s	Estável	
0,46s	Instável	

Realizou-se a análise do tempo crítico para a primeira oscilação do modelo primeira aproximação, com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu) o tempo crítico encontrado pode ser visto na Tabela 5.4, bem como a velocidade e o ângulo de carga para este sistema.



Tabela 5.4 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Primeira Aproximação com TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,55s	Estável	
0,56s	Instável	

O tempo crítico encontrado para estabilidade de primeira oscilação para o modelo sem o TCSC é menor do que para o modelo com o TCSC. Considerando os resultados, pode-se concluir que o modelo primeira aproximação é uma excelente aproximação do modelo real, podendo-se observar isto se forem comparadas as Figuras 5.5 e 5.9.



5.2.3 – Modelo Segunda Aproximação

A Segunda Aproximação é expressa pelo cálculo da variação de ΔP_e segundo a equação 3.12, a variação da tensão terminal da máquina é dada pela equação 4.9, a corrente de eixo direto é a equação 4.16 e o efeito do decaimento de fluxo é dado pela equação 4.17. Para este modelo foram analisadas as curvas da velocidade e do ângulo de carga do MBI para um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0$ segundo, para um modelo sem a influência do TCSC (Compensador Série Controlado a Tiristor), ou seja, as constantes K_c e X_{csc}^o são iguais a zero e para o sistema com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu.

As simulações nesta seção são as mesmas realizadas no modelo real e foram obtidos praticamente os mesmos resultados. Para ilustrar que realmente os resultados são bem próximos aplicou-se uma falta nos terminais da máquina síncrona, sendo esta eliminada com um tempo de chaveamento (t_{ch}) de 0,10 segundo, considerado uma pequena perturbação para este sistema. As Figuras 5.10 e 5.11 a seguir são para um $t_{ch} = 0,10$ s e o sistema sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$).

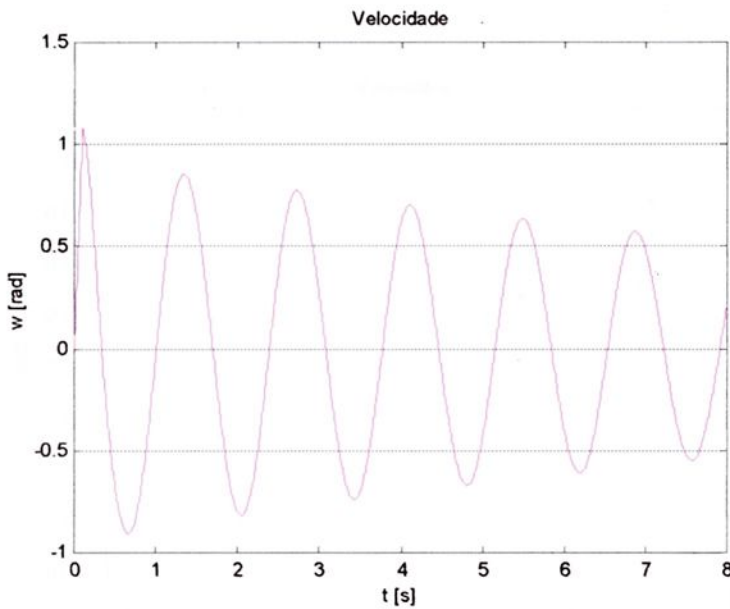


Figura 5.10 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s e sem TCSC.

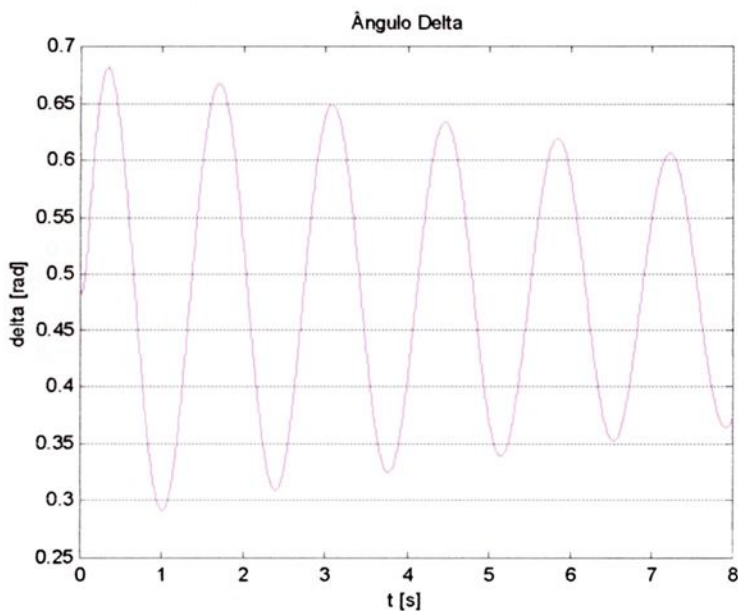


Figura 5.11 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

Nas simulações com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10s$, obtém-se os seguintes resultados para os valores de velocidade e ângulo de carga da máquina síncrona, mostrados nas Figuras 5.12 e 5.13 a seguir.

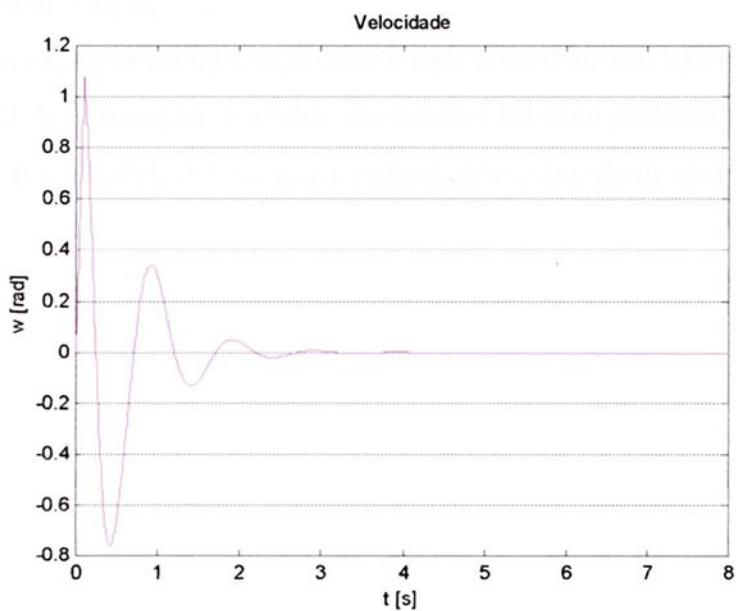


Figura 5.12 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

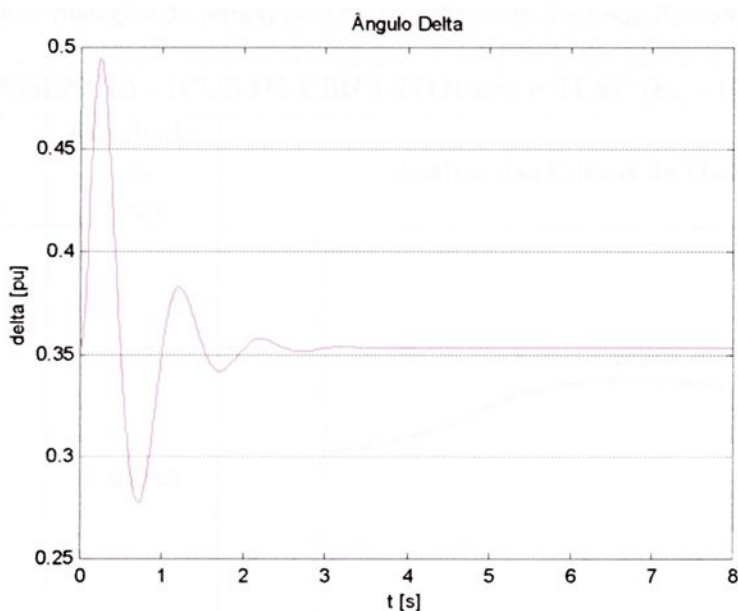


Figura 5.13 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

Os resultados mostram que para pequenas perturbações o sistema sai de seu ponto de equilíbrio inicial em $t_0 = 0$ segundo e retorna ao mesmo valor depois de eliminada a falta que foi aplicada nos terminais da máquina síncrona, pode-se perceber que o sistema sob a ação do TCSC tem um retorno a condições iniciais mais rápido e mais acentuado do que o mesmo modelo sem o TCSC.

Foi feita uma análise do tempo crítico para a estabilidade na primeira oscilação do Modelo Segunda Aproximação, a análise do sistema foi feita primeiramente sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^0 = 0$), a Tabela 5.5 mostra a velocidade e o ângulo de carga do sistema.

Tabela 5.5 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Segunda Aproximação sem TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,44s	Estável	
0,45s	Instável	

Realizou-se a análise do tempo crítico para estabilidade na primeira oscilação do Modelo Segunda Aproximação, para o sistema com TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu), a velocidade e o ângulo de carga do sistema ficam dados na Tabela 5.6 a seguir.



Tabela 5.6 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Segunda Aproximação com TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^0 = 0,2$ pu)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,54s	Estável	
0,55s	Instável	

Assim como evidenciado anteriormente percebe-se que o tempo crítico para estabilidade de primeira oscilação para o modelo sem o TCSC é menor do que para o modelo com o TCSC. Com relação a aproximação deste modelo para com o modelo real, verifica-se que este modelo é uma boa aproximação, quando compara-se as Figuras 5.5 e 5.13 e as Tabelas 5.2 e 5.6.



5.2.4 – Modelo Terceira Aproximação

O Modelo Terceira Aproximação é dado pelo cálculo da variação de ΔP_e já mostrado na equação 3.15, a variação da tensão terminal da máquina é dada pela equação 4.13 e o efeito do decaimento de fluxo é expresso na equação 4.18 (com i_d considerado uma variação em torno do ponto de equilíbrio). Para este modelo foram analisadas as curvas da velocidade e do ângulo de carga do sistema MBI, tanto para o modelo sem o TCSC como para o modelo com TCSC.

Da mesma forma que os modelos anteriores, quando nenhuma falta é aplicada o sistema permanece em regime permanente, devido a este fato nenhuma ilustração gráfica foi mostrada.

Quando o sistema sofre a influência de uma falta nos terminais da máquina síncrona, que será eliminada com um tempo de chaveamento (t_{ch}) de 0,10 segundo, considerado uma pequena perturbação para este sistema, sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$) a resposta é dada nas Figuras 5.14 e 5.15.

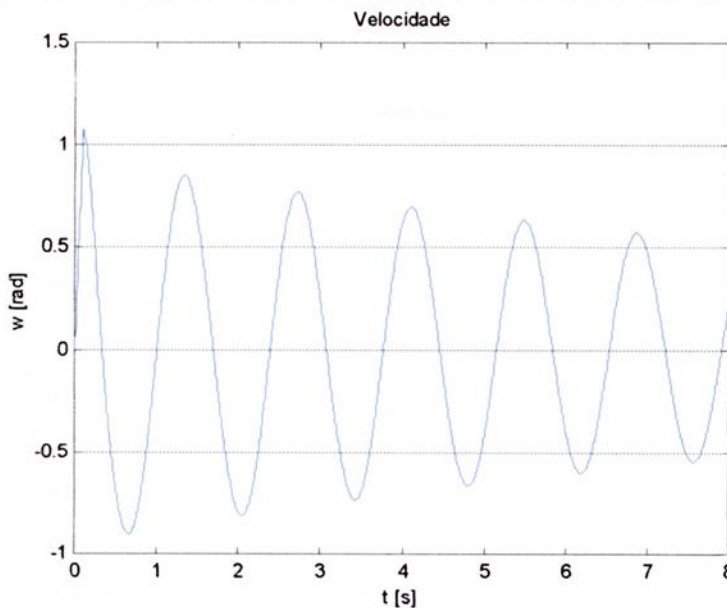


Figura 5.14 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

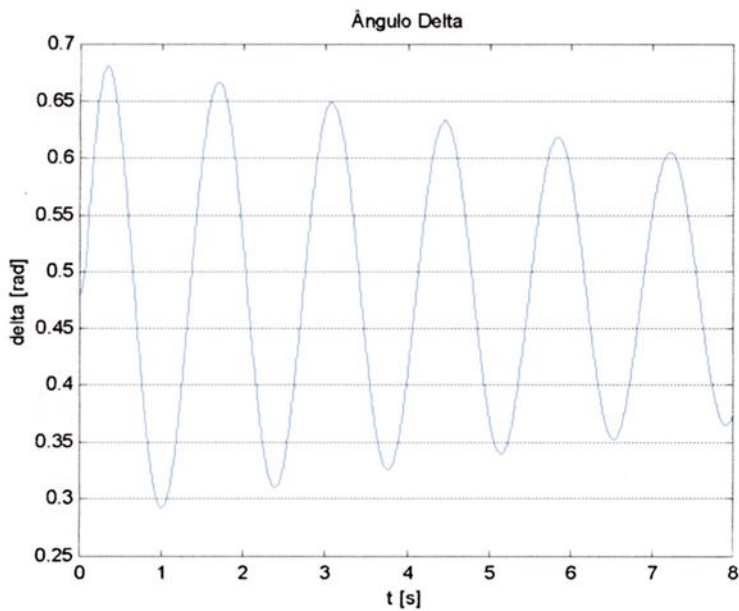


Figura 5.15 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$ e sem TCSC.

Nas simulações com a inclusão do TCSC, fazendo $K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu, e mantendo-se o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10s$, obtém-se os seguintes resultados para os valores de velocidade e ângulo de carga da máquina síncrona, mostrados nas Figuras 5.16 e 5.17 a seguir.

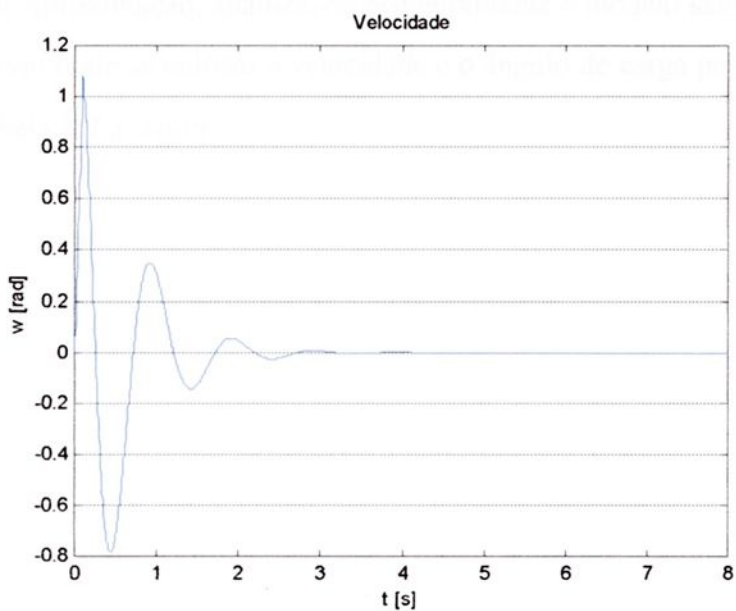


Figura 5.16 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

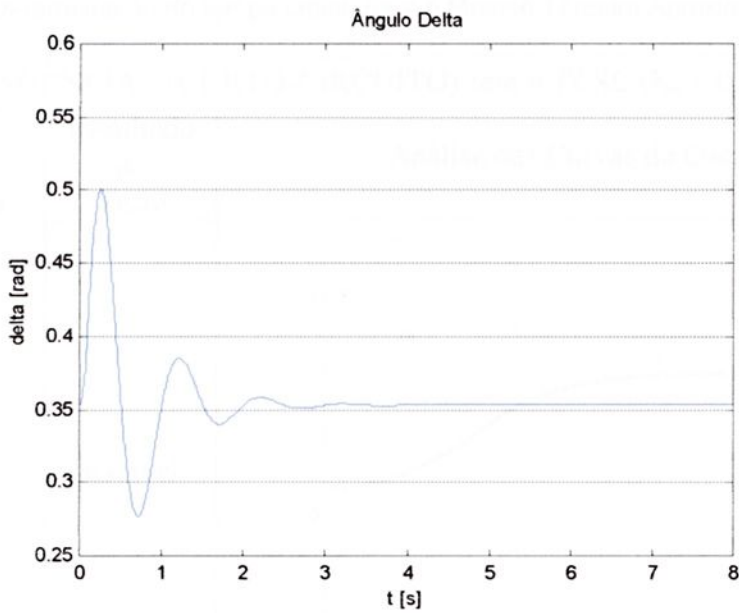


Figura 5.17 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

Pode-se perceber que os resultados encontrados no modelo terceira aproximação são bem próximos dos resultados obtidos no modelo real, para evidenciar esta afirmativa comparam-se as Figuras 5.5 e 5.17.

Foi feita uma análise do tempo crítico para a estabilidade na primeira oscilação do Modelo Terceira Aproximação, analisou-se primeiramente o modelo sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$), com isso pode-se colocar a velocidade e o ângulo de carga para os limites estável e instável na Tabela 5.7 a seguir.



Tabela 5.7 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação sem TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,45s	Estável	
0,46s	Instável	

Analisa-se o tempo crítico para a estabilidade na primeira oscilação do Modelo Terceira Aproximação, para o sistema com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu), com isso pode-se colocar a velocidade e o ângulo de carga para os limites estável e instável na Tabela 5.8.

Tabela 5.8 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com TCSC.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu)		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,53s	Estável	
0,54s	Instável	

Os resultados até aqui apresentados mostram o quanto as três aproximações de fato são excelentes aproximações com relação ao modelo real do sistema, tanto para pequenas perturbações como também com relação aos tempos críticos encontrados nas simulações.



5.3 – Comparações entre os Modelos

Nesta seção foi realizada uma comparação entre os quatro modelos de cálculo da potência elétrica. A simulação do sistema sem perturbação mostra um comportamento estático de todos os modelos evidenciando que, pelo menos no ponto de operação os modelos representam bem o sistema, ou seja, as aproximações incorporadas não ocasionam alteração do ponto de equilíbrio.

Para o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo, pode-se perceber que os modelos saem de seu ponto de equilíbrio estável, oscilam a mesma frequência e mostram tendência de retorno ao ponto de equilíbrio estável. A seguir será mostrado graficamente esta perturbação para os quatro modelos de cálculo da variação da potência, sem o uso do TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$). As velocidades e os ângulos ficam dados nas Figuras 5.18 e 5.19 onde se observa a sobreposição das curvas, o que se considera natural uma vez que as aproximações propostas se aplicam justamente à ação do TCSC.

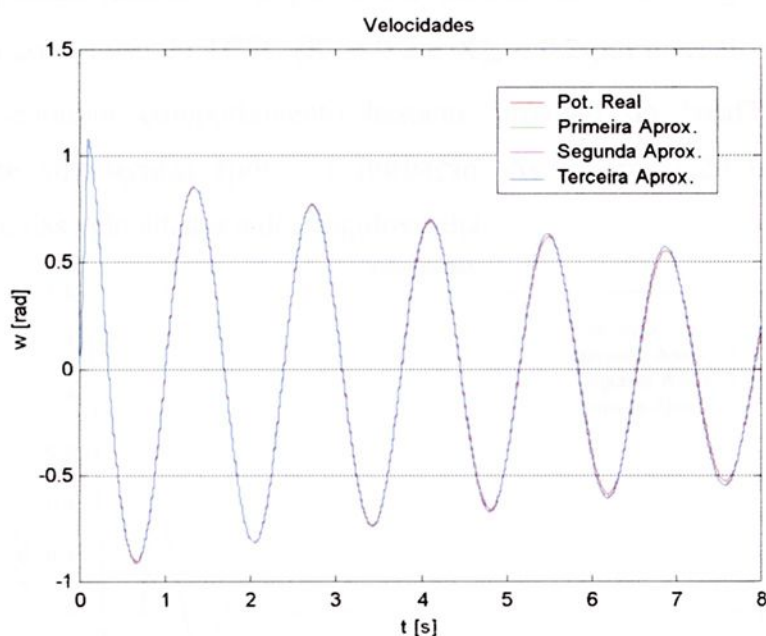


Figura 5.18 – Velocidades para os modelos sem o TCSC.



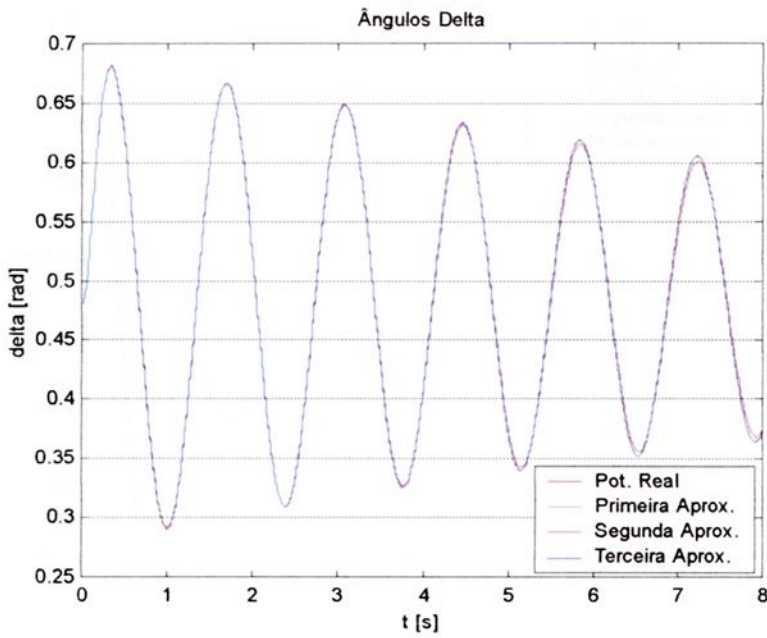


Figura 5.19 – Ângulos Delta para os modelos sem o TCSC.

Foi aplicado também o tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo para os quatro modelos agora com o uso do TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu) e verificou-se que todos os modelos apresentaram comportamento bastante próximo do “real”, com oscilações acentuadamente amortecidas após a perturbação. As Figuras 5.20 e 5.21 ilustram o comportamento das velocidades e dos ângulos delta.

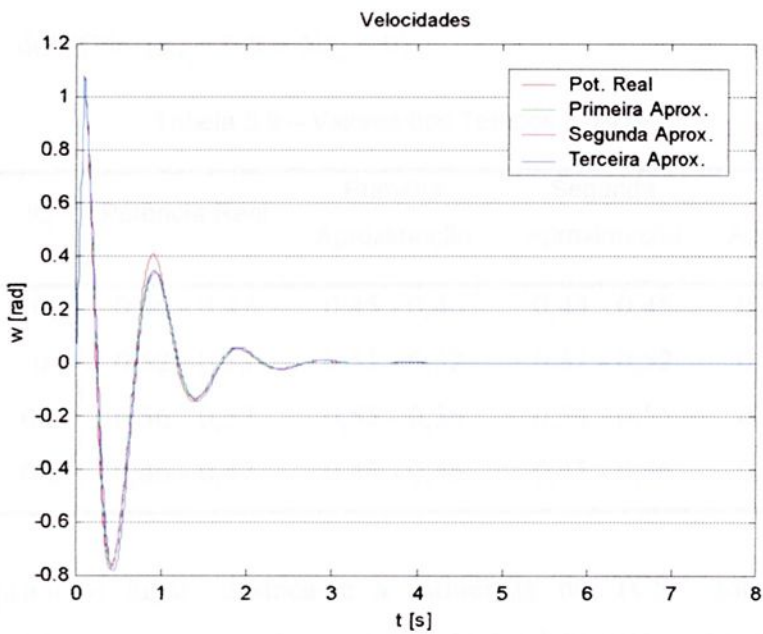


Figura 5.20 – Velocidades dos modelos com o TCSC.



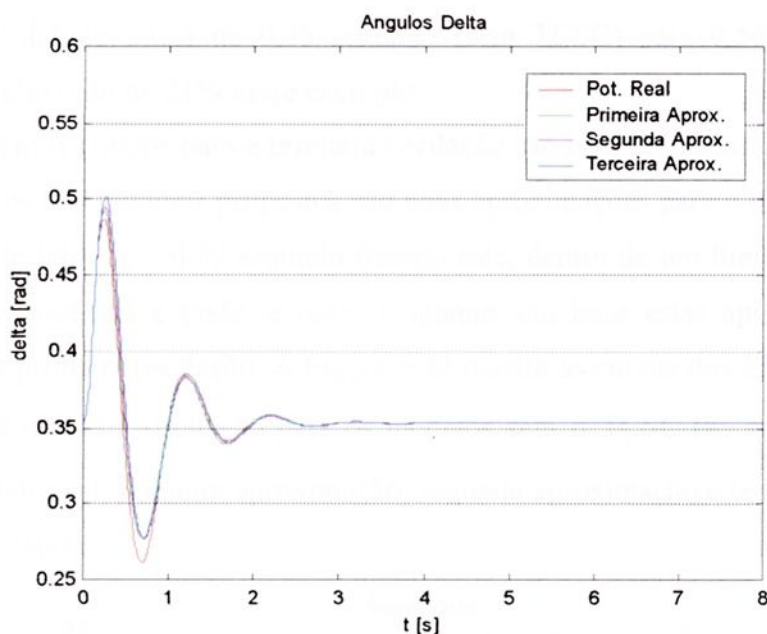


Figura 5.21 – Ângulos Delta dos modelos com o TCSC.

A Tabela 5.9 mostra os tempos críticos (em segundo) de chaveamento para os quatro modelos de cálculo da potência elétrica, sendo divididos em forma de intervalo entre t_{ch} que resulta em estabilidade e outro t_{ch} que resulta em instabilidade. Considerou-se o sistema sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$), com o TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu), e outras análises, ora, somente com o valor estático do TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu) e ora, com o valor dinâmico do TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0$).

Tabela 5.9 – Valores dos Tempos Críticos.

X_{csc}^o	K_c	Potência Real	Primeira Aproximação	Segunda Aproximação	Terceira Aproximação
0	0	0,46 - 0,47	0,45 - 0,46	0,44 - 0,45	0,45 - 0,46
0,2	0	0,52 - 0,53	0,51 - 0,52	0,51 - 0,52	0,51 - 0,52
0,2	0,2	0,56 - 0,57	0,55 - 0,56	0,54 - 0,55	0,53 - 0,54
0	0,2	0,46 - 0,47	0,45 - 0,46	0,45 - 0,46	0,45 - 0,46

Em primeiro lugar, destaca-se a influência do TCSC sobre o desempenho transitório do sistema, por exemplo, no caso do modelo real onde o tempo crítico da



eliminação do defeito passa de 0,46 segundo (sem TCSC) para 0,56 segundo (com o TCSC), numa elevação de 21% neste exemplo.

Os tempos críticos para a primeira oscilação são bem próximos; como a finalidade é mostrar que os três modelos propostos são boas aproximações para o modelo real, adota-se um tempo de falta $t_{ch} = 0,42$ segundo (tempo este, dentro de um limite de estabilidade) para os quatro modelos e pode-se notar o quanto são boas estas aproximações para a estabilidade na primeira oscilação. A Figura 5.22 mostra as curvas dos ângulos delta para a estabilidade na primeira oscilação para os modelos sem o TCSC ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$), as curvas do modelo real, primeira aproximação, segunda aproximação e terceira aproximação ficaram sobrepostas.

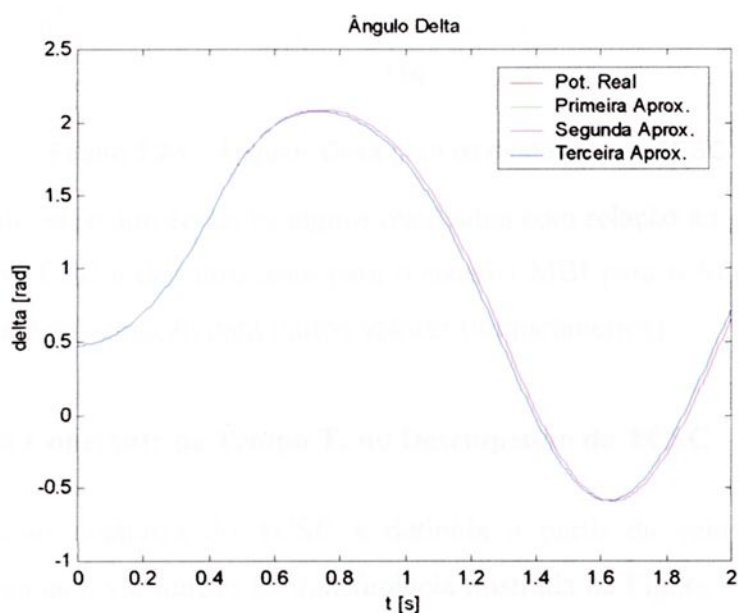


Figura 5.22 – Ângulos Delta para os modelos sem o TCSC.

Realizou-se também a verificação de um chaveamento t_{ch} maior que o tempo crítico, ou seja, o sistema é instável em primeira oscilação. O tempo de duração do distúrbio foi $t_{ch} = 0,58$ segundo e com isso verifica-se que as três aproximações são boas aproximações do modelo real para a instabilidade na primeira oscilação do sistema. A Figura 5.23 mostra as curvas dos ângulos delta para a estabilidade na primeira oscilação para os modelos com o uso do TCSC ($K_c = 0,2$ e $X_{csc}^o = 0,2$ pu).

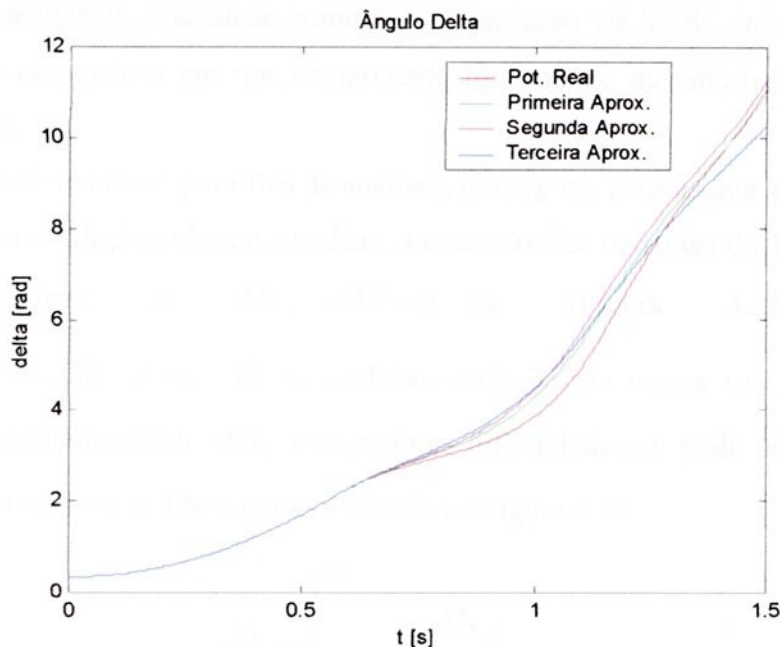


Figura 5.23 – Ângulos Delta para os modelos com TCSC.

A seguir serão apresentados alguns resultados com relação ao ganho da função de transferência do TCSC e de outro teste para o sistema MBI para o Modelo Real e para o Modelo Terceira Aproximação para outros valores (ou parâmetros).

5.4 – Análise da Constante de Tempo T_c no Desempenho do TCSC

A atuação dinâmica do TCSC é definida a partir da velocidade do eixo da máquina, realimentada via função de transferência ilustrada na Figura 5.24. Os valores das constantes K_c e T_c , representam o valor do ganho e da constante de tempo do TCSC respectivamente, e podem ser ajustados de forma a se obter diferentes desempenhos do sistema dinâmico.

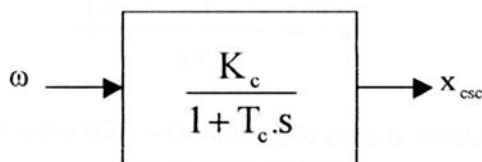


Figura 5.24 – Função de Transferência do Sistema.

Na seqüência, analisa-se como a realimentação via TCSC influencia o torque da máquina, decompondo-o em um componente tipicamente de amortecimento e outro de sincronização.

Considerando-se, para fins de análises, um regime permanente senoidal na faixa de freqüência das oscilações eletromecânicas, a característica de atraso do TCSC em relação à velocidade leva a $\Delta X_{csc} = G \angle -\varphi \Delta \delta$ (Figura 5.25), de onde $\Delta B \cong B^{o^2} \Delta X_{csc} = GB^{o^2} \angle -\varphi \Delta \delta$ e, sendo as variações de torque (ou de potência, ΔP_c) dependentes diretamente de ΔB , sem maiores dificuldades se pode admitir que ΔT_c se comporte em relação a ω ($\Delta \omega$) como ilustrado na Figura 5.26.

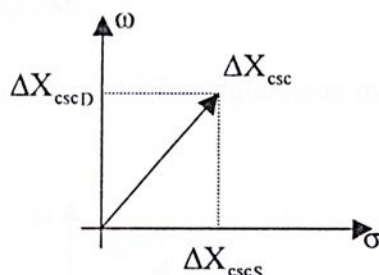


Figura 5.25 – Contribuição para o Torque.

Analogamente ao desenvolvimento realizado para a atuação do RAT no modelo linear de Hefron-Philips (vide [5]) têm-se a decomposição do torque em:

- um componente em fase com a velocidade, identificado como torque de amortecimento;
- um componente em fase com o ângulo, identificado como torque de sincronização.

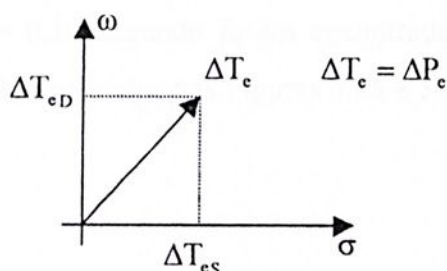


Figura 5.26 – Contribuição para o Torque.

Sendo que estas mudanças contribuem também no torque amortecimento como no de sincronização. Estes componentes de torque serão estudadas a seguir.

Para os valores típicos adotados até então no sistema MBI, ou seja, para $T_c = 0,1$ segundo, o sistema com o TCSC (Compensador Série Controlado a Tiristor) no qual o valor

da capacitância do compensador no equilíbrio é $X_{csc}^0 = 0,2$ pu e o ganho é $K_c = 0,2$. Pode-se escrever esta função de transferência como

$$G(s) = \frac{0,2}{1 + s0,1} \quad (5.1)$$

Sabendo que a frequência de oscilação natural do sistema é de aproximadamente 1 Hz, e fazendo $s = j\omega_n$ podemos fazer a seguinte consideração:

$$s = j2\pi = j6,28$$

Com isso a função de transferência avaliada para a frequência de 1 Hz fica dada como.

$$G = \frac{0,2}{1 + j0,628} = 0,1694 \angle -32,1288^\circ \quad (5.2)$$

Isto pode ser visto na Figura 5.27 a seguir, que mostra uma representação fasorial de G no plano $\sigma \times \omega$.

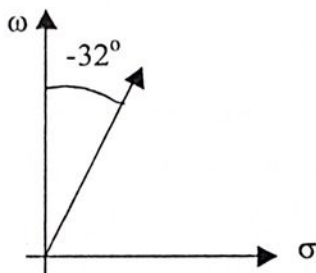


Figura 5.27 – Representação fasorial.

O modelo a ser analisado nesta seção é o Modelo Terceira Aproximação. Para os valores acima e para $t_{ch} = 0,10$ segundo foram encontradas as seguintes respostas para velocidade e ângulo, que são mostrados nas Figuras 5.28 e 5.29 a seguir.

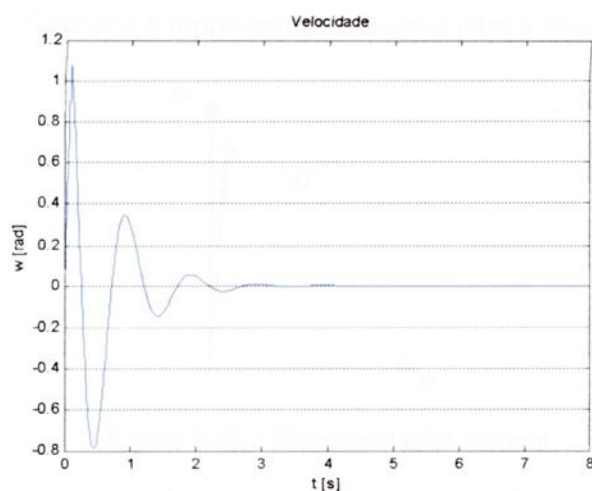


Figura 5.28 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

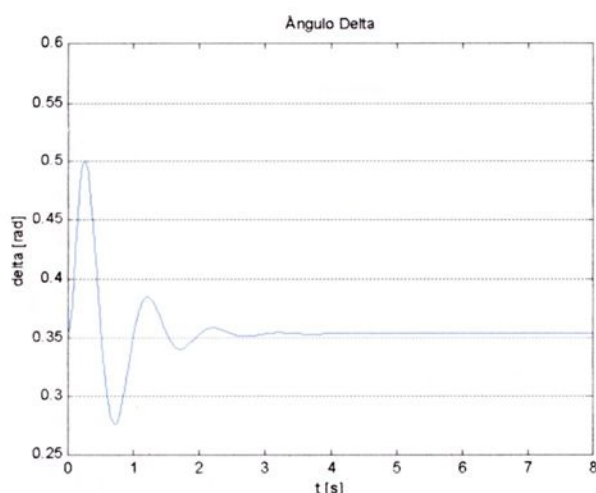


Figura 5.29 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

Os valores dos parâmetros do compensador podem ser modificados para $T_c = 0,01$ segundo, mantendo-se o valor da reatância $X_{csc}^o = 0,2$ pu e conservando o módulo de G alterando somente o ângulo. A função de transferência fica dada por.

$$G(s) = \frac{K_c}{1 + s0,01} \quad (5.3)$$

Da mesma forma que foi realizado anteriormente deve chegar aos valores do módulo e do ângulo desta função de transferência para estes novos valores como mostrado na equação 5.4 a seguir.

$$G = \frac{K_c}{1 + j0,0628} = 0,1694 \angle -3,5935^\circ \quad (5.4)$$

A Figura 5.30 mostra a representação fasorial para a nova situação.

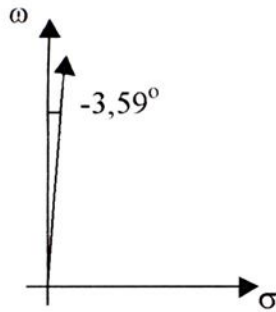


Figura 5.30 – Representação fasorial.

Com isso encontrou-se $K_c = 0,1697$. Para estes valores e para $t_{ch} = 0,10$ segundo temos as seguintes respostas para velocidade e ângulo, que ficam mostrados nas Figuras 5.31 e 5.32.

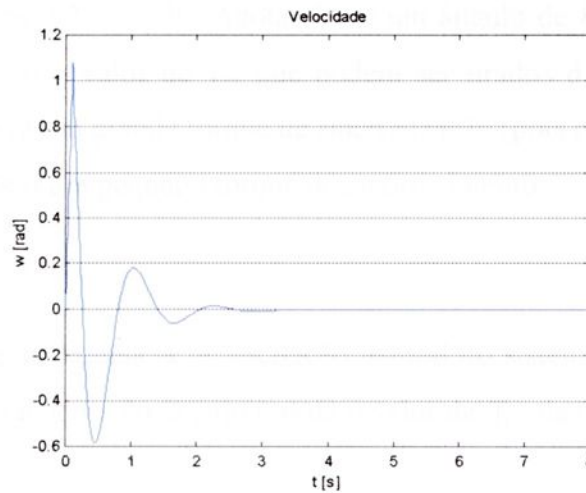


Figura 5.31 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10$ s e com TCSC.

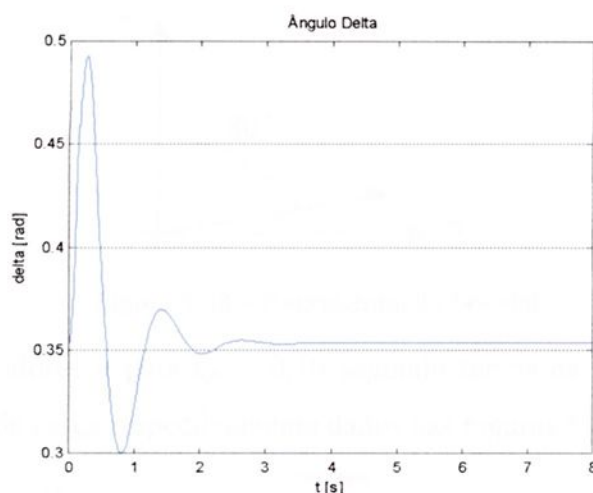


Figura 5.32 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10s$ e com TCSC.

As Figuras 5.31 e 5.32 mostram um aumento no amortecimento das oscilações com relação às Figuras 5.28 e 5.29. Adotando-se um ângulo de 80° com o eixo ω , assim temos o valor de K_{cl} e o valor de T_c , que podem ser tirados da equação 5.5. Para esta condição, o sistema terá um grande torque de sincronização (pois o vetor está mais próximo do eixo de σ) e com isso um pequeno torque de amortecimento.

$$G(s) = \frac{K_{cl}}{1 + sT_c} \quad (5.5)$$

Sabendo que a frequência de oscilação natural do sistema é de aproximadamente 1Hz e que $s = j\omega_n$, a tangente do ângulo nos dá o valor de T_c , deste modo temos a equação 5.6 abaixo.

$$G = \frac{K_{cl}}{1 + s \tan(80^\circ)} = \frac{K_{cl}}{1 + j5,6713} \quad (5.6)$$

Na forma polar a equação 5.6 pode ser dada na equação 5.7 por

$$G = \frac{K_{cl}}{5,7588 \angle 80^\circ} = \frac{K_{cl}}{5,7588} \angle -80^\circ \quad (5.7)$$

Para igual ganho transitório das situações anteriores, $K_{cl} = 1,1496$ e $T_c = 0,9026$ segundo, sendo que a Figura 5.33 mostra o gráfico fasorial de $G(j\omega_n)$.



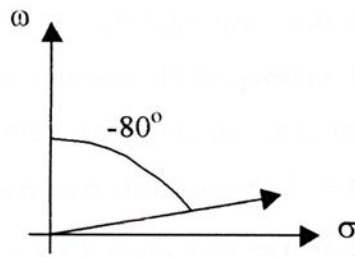


Figura 5.33 – Representação fasorial.

Para estes valores e para $t_{ch} = 0,10$ segundo temos as seguintes respostas para velocidade e ângulo de carga respectivamente dados nas Figuras 5.34 e 5.35 a seguir.

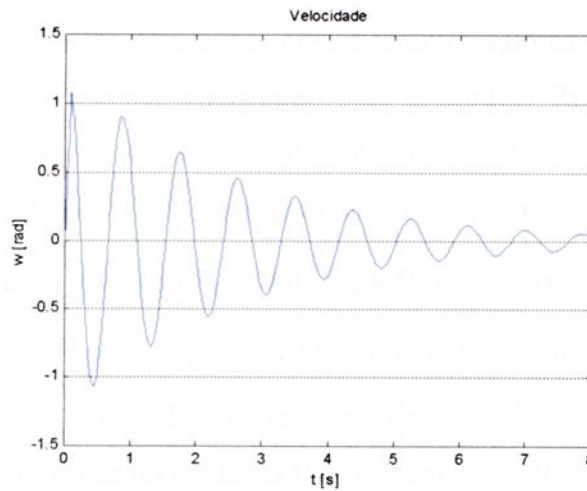


Figura 5.34 – Velocidade da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10$ s e com TCSC.

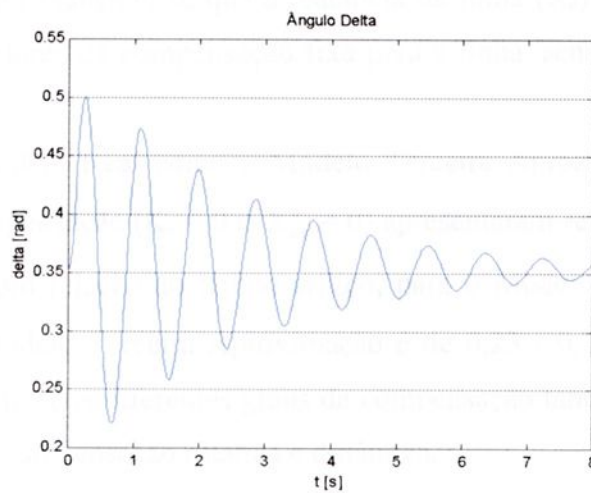


Figura 5.35 – Ângulo de Carga da Máquina Síncrona com $t_{ch} = 0,10$ s e com TCSC.

Como já era esperado as Figuras 5.34 e 5.35 mostram que o sistema com este ângulo de 80° teve pouco torque de amortecimento, resultando em oscilações pouco



amortecidas embora, ainda mais amortecidas que na ausência do TCSC. O maior torque de sincronização se faz notar no aumento da frequência de oscilação. Fazendo uma análise para o tempo crítico do sistema, verifica-se que este tempo não aumentou permanecendo em 0,53 - 0,54 segundo, tanto para o sistema com $T_c = 0,01$ segundo ($\varphi = 3,6^\circ$) como para com $T_c = 0,9026$ segundo ($\varphi = 80^\circ$), o que representa dizer que um aumento no torque de sincronização, neste caso, não representa um aumento no tempo crítico.

5.5 – Diferentes Graus de Compensação

Realizou-se análise e simulações para diferentes valores de compensação da linha de transmissão, para um sistema MBI, tanto para o Modelo Real, como para o Modelo Terceira Aproximação. Estes modelos foram simulados com as seguintes condições: com relação a inclusão ou não do TCSC, sem qualquer tipo de compensação ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$), com apenas compensação estática ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o \neq 0$) e com os dois tipos de compensação estática e dinâmica ($K_c \neq 0$ e $X_{csc}^o \neq 0$). Quando houve compensação as porcentagens propostas foram 50, 75 e 100% de compensação da linha de transmissão. Os dados para estas simulações encontram-se no ANEXO II e referem-se ao artigo ([10]).

A análise primeiramente será feita para o Modelo Real e depois para o Modelo Terceira Aproximação. Sabendo-se que a reatância da linha (X_c) que é de 0,74 pu, foram determinados três valores de compensação fixa para a linha, sendo eles de 0,37 pu, 0,555 pu e 0,74 pu.

Tanto o Modelo Real como a Modelo Terceira Aproximação para o caso sem qualquer tipo de compensação ($K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0$) apresentaram resultados idênticos para $t_{ch} = 0,10$ segundo e com relação ao tempo crítico, para o Modelo Real foi de 0,24 - 0,25 segundo e para o Modelo Terceira Aproximação é de 0,23 - 0,24 segundo. Os tópicos a seguir trazem os efeitos dos diferentes graus de compensação tanto para uma compensação estática como para a compensação estática e dinâmica.



5.5.1 – Modelo Real

5.5.1.1 – Com Compensação Estática

O sistema foi simulado agora com uma compensação estática variando X_{csc}^o para os valores fixos propostos e sem compensação dinâmica, ou seja, K_c permanecendo igual a zero. Para uma compensação de 50% ($X_{csc}^o = 0,37$ pu), aplicou-se um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e assim velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados nas Figuras 5.36 e 5.37 a seguir.

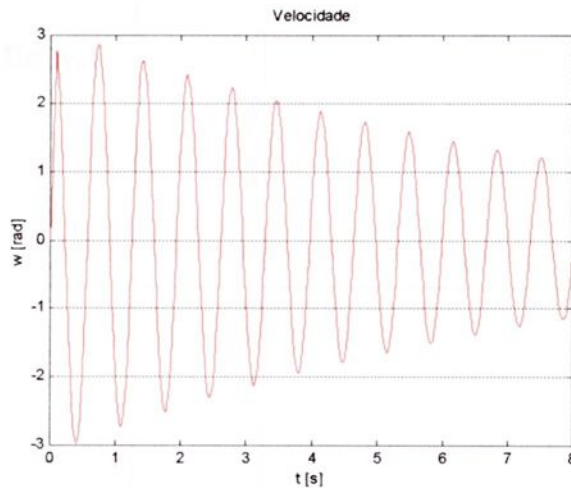


Figura 5.36 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

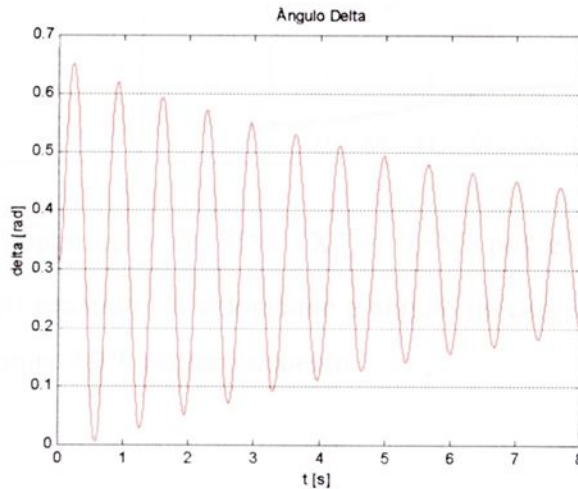


Figura 5.37 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

O tempo crítico encontrado fica mostrado na Tabela 5.10 a seguir, com as respectivas velocidade e ângulo de carga do sistema.

Tabela 5.10 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0,37$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,31s	Estável	
0,32s	Instável	

Para uma compensação de 75% ($X_{csc}^o = 0,555$ pu) e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.38 e na Figura 5.39, respectivamente.



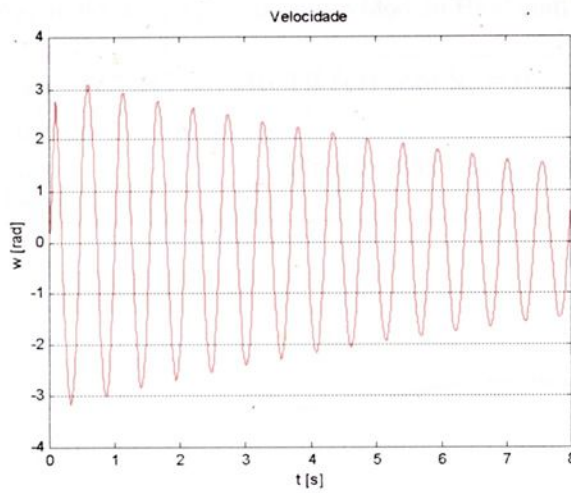


Figura 5.38 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

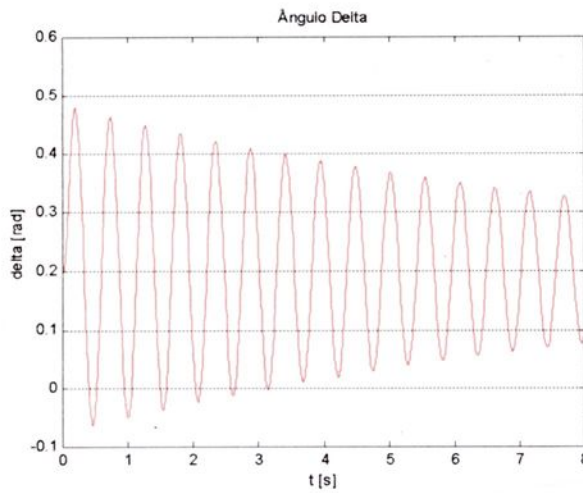


Figura 5.39 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

Comparando a Figura 5.37 e 5.39, esta última mostrou-se mais oscilatória devido ao aumento do grau de compensação da linha de transmissão. O tempo crítico encontrado fica então mostrado na Tabela 5.11, com a velocidade e ângulo de carga também mostrados nesta tabela.



Tabela 5.11 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0,555$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,35s	Estável	
0,36s	Instável	

Para uma compensação de 100% ($X_{csc}^o = 0,74$ pu) e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.40 e na Figura 5.41, respectivamente.



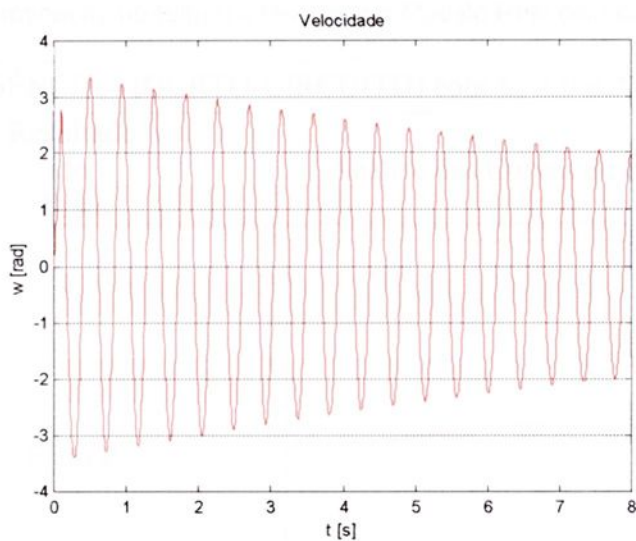


Figura 5.40 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

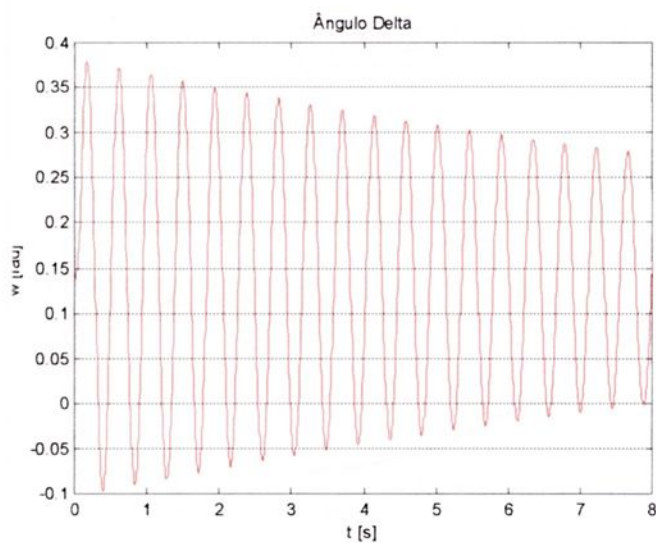


Figura 5.41 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

O tempo crítico encontrado são mostrados na Tabela 5.12 a seguir, com as respectivas velocidade e o ângulo de carga do sistema.



Tabela 5.12 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0,74$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,37s	Estável	
0,38s	Instável	

Assim pode-se perceber que conforme aumentamos os graus de compensação o sistema se torna mais oscilatório e também os tempos críticos aumentam de valor, o que pode ser visto nas Tabelas 5.10, 5.11 e 5.12 mostradas anteriormente.

5.5.1.2 – Com Compensação Estática e Dinâmica

O sistema foi simulado agora com uma compensação estática, em que X_{csc}^o proporciona os graus de compensação propostos (50%, 75% e 100%) e com uma compensação dinâmica com $K_c = 0,1$.



Para uma compensação de 50 %, aplicou-se um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e assim a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.42 e Figura 5.43, respectivamente a seguir.

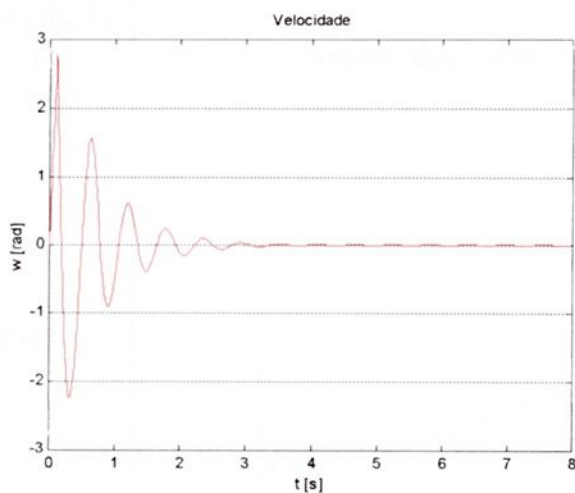


Figura 5.42 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

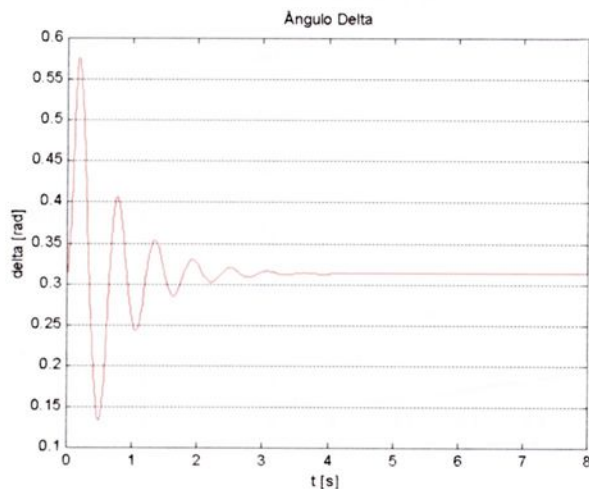


Figura 5.43 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

Para esta compensação o tempo crítico fica dado na Tabela 5.13 a seguir, nela estão contidos a velocidade e o ângulo de carga do sistema.



Tabela 5.13 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,37$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,38s	Estável	
0,39s	Instável	

Com um grau de compensação de 75% e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados nas Figuras 5.44 e 5.45, respectivamente a seguir.



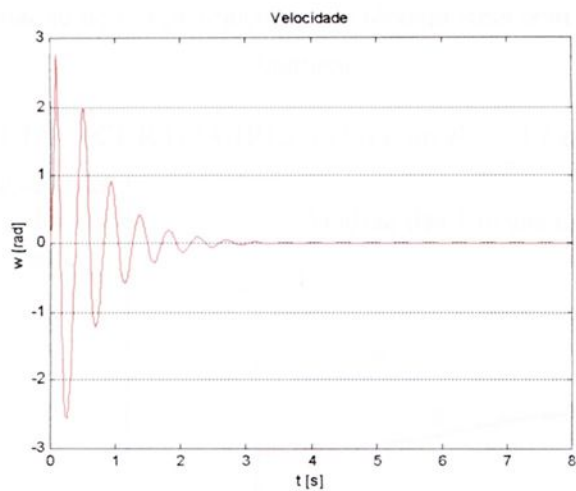


Figura 5.44 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

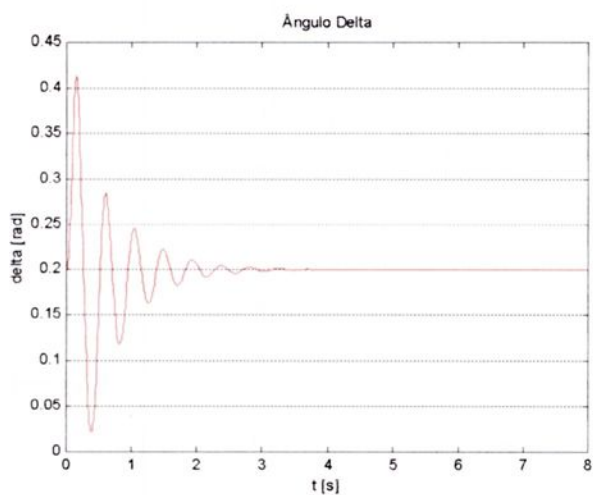


Figura 5.45 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

Fazendo uma comparação entre a Figura 5.43 e 5.45, pode-se perceber que eles possuem quase o mesmo nível de estabilização. O tempo crítico pode ser visto na Tabela 5.14 a seguir.



Tabela 5.14 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,555$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,35s	Estável	
0,36s	Instável	

Este tempo crítico só foi conseguido com uma diminuição nos valores do limitador na saída do TCSC, o limite máximo que até então era de duas vezes o valor de X_{csc}^o passou para apenas uma vez esse valor, ou seja, X_{csc}^o (min) = -0,555 pu e X_{csc}^o (max) = +0,555 pu. Isto fez com que o sistema não entrasse na região de ressonância onde a potência elétrica do sistema assume valores fora do padrão de operação.

Com um grau de compensação de 100% e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados nas Figuras 5.46 e 5.47, respectivamente a seguir.



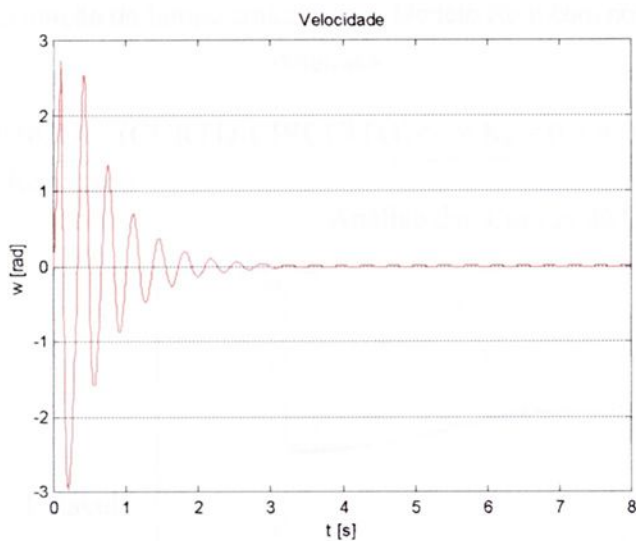


Figura 5.46 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

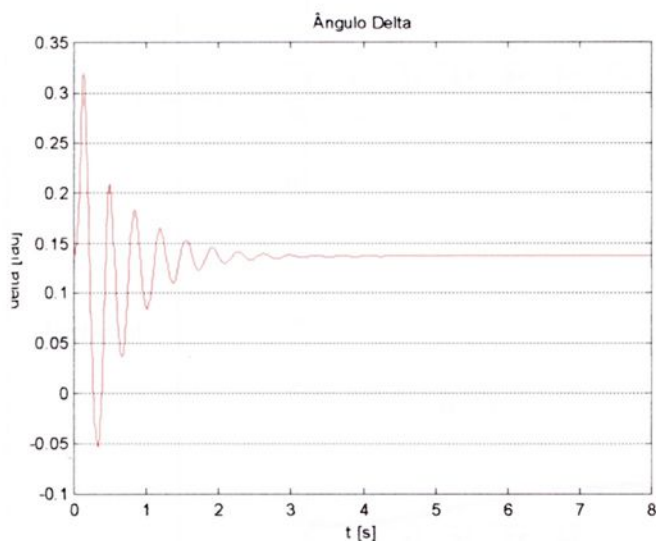


Figura 5.47 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

Fazendo uma comparação entre a Figura 5.47 e 5.43, pode-se perceber que a Figura 5.47 é mais oscilante que a Figura 5.43. O tempo crítico pode ser visto na Tabela 5.15 a seguir.



Tabela 5.15 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Real com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,74$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,33s	Estável	
0,34s	Instável	

Para obter o tempo crítico para a compensação de 100% da linha de transmissão foi necessário diminuir o valor do teto máximo da saída do limitador do desempenho dinâmico do TCSC, o limite máximo foi de $\frac{(X_e + X'_d)}{2}$, ou seja, $X_{csc}^o (\text{min}) = -X_{csc}^o$ e $X_{csc}^o (\text{max}) = +(X_e + X'_d)/2$, com os valores dados em pu. Com isso, o sistema não entrou numa região de ressonância onde a potência elétrica do sistema assume valores fora do padrão de operação.

5.5.2 – Modelo Terceira Aproximação

5.5.2.1 – Com Compensação Estática

O sistema foi simulado considerando uma compensação estática X_{csc}^o variando para os valores fixos propostos e sem compensação dinâmica, ou seja, K_c permanecendo igual a zero. Para uma compensação de 50%, aplicou-se um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.48 e Figura 5.49, respectivamente a seguir.

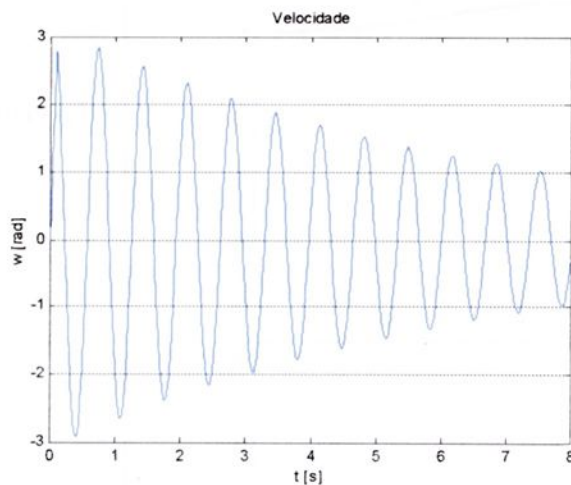


Figura 5.48 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

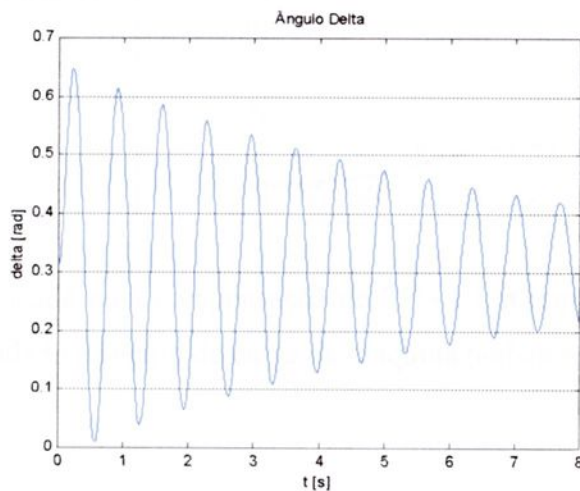


Figura 5.49 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

Estes resultados acima são praticamente idênticos ao caso com compensação estática do Modelo Real. O tempo crítico encontrado é mostrado na Tabela 5.16 a seguir.

Tabela 5.16 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{esc}^o = 0,37$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,31s	Estável	
0,32s	Instável	

Quando é aplicada uma compensação de 75% e um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo, a velocidade e ângulo de carga da máquina podem ser vistos na Figura 5.50 e 5.51 a seguir.



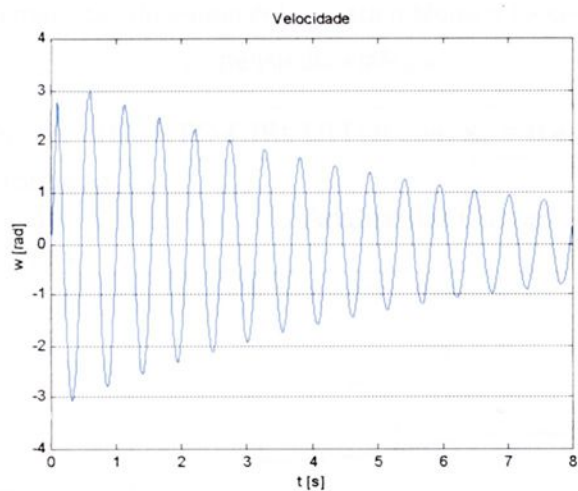


Figura 5.50 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

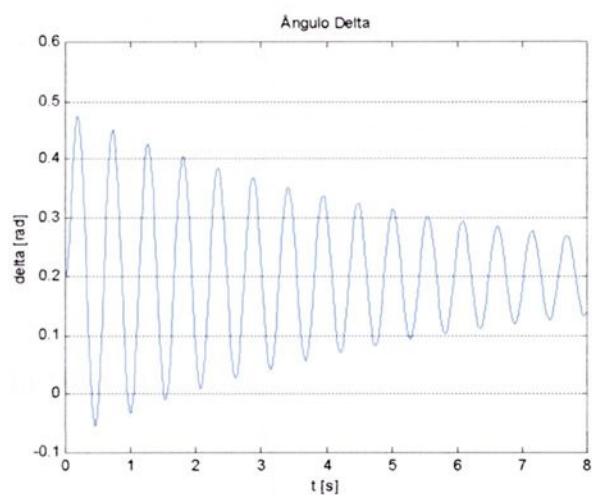


Figura 5.51 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

O tempo crítico encontrado fica dado na Tabela 5.17 a seguir onde também está representada a velocidade e o ângulo de carga do sistema.

Tabela 5.17 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{csc}^o = 0,555$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,35s	Estável	
0,36s	Instável	

Para uma compensação de 100% ($X_{csc}^o = 0,74$ pu) e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.52 e na Figura 5.53, respectivamente.



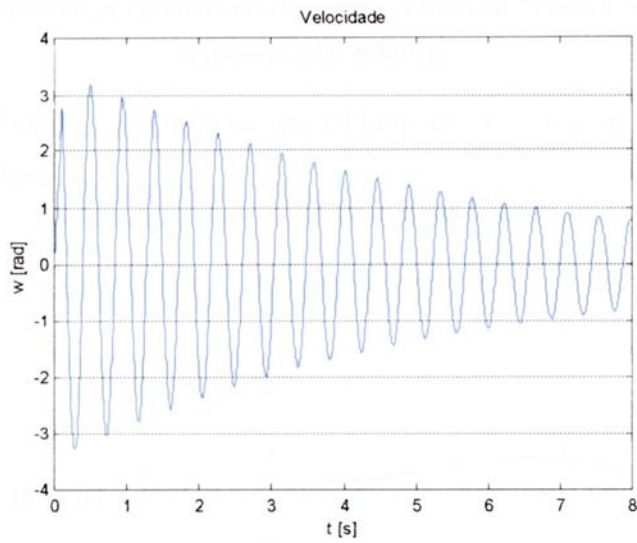


Figura 5.52 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

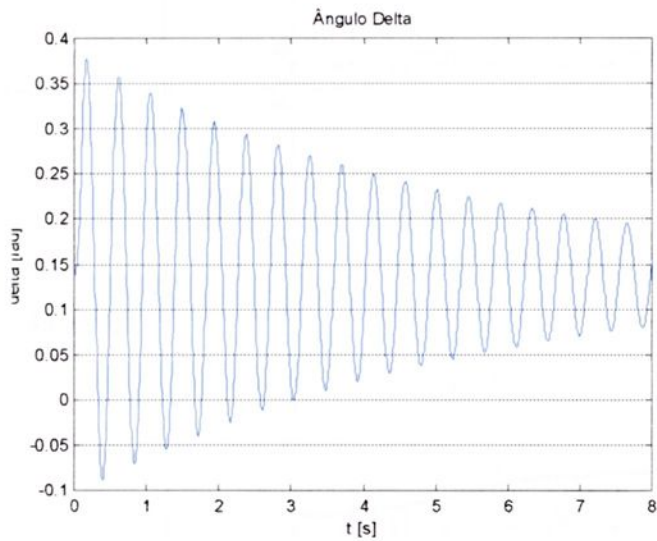


Figura 5.53 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

O tempo crítico encontrado fica mostrado na Tabela 5.18 a seguir, com as respectivas velocidade e o ângulo de carga do sistema.



Tabela 5.17 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0$ e $X_{esc}^o = 0,74$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,37s	Estável	
0,38s	Instável	

Comparando-se as Tabelas 5.16, 5.17 e 5.18 dadas anteriormente pode-se notar um aumento do tempo crítico no sistema, além disso nota-se que os tempos críticos do Modelo Terceira Aproximação são praticamente iguais aos tempos do Modelo Real para o sistema MBI com compensação estática.



5.5.2.2 – Com Compensação Estática e Dinâmica

O sistema foi simulado agora com uma compensação estática onde o X_{csc}^o varia os graus de compensação propostos (50%, 75% e 100%) e com compensação dinâmica $K_c = 0,1$. Os valores dos limites mínimo e máximo do limitador na saída da função de transferência do TCSC são os mesmos utilizados na seção 5.5.1.2. Para 50% de compensação aplicou-se um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.54 e Figura 5.55, respectivamente.

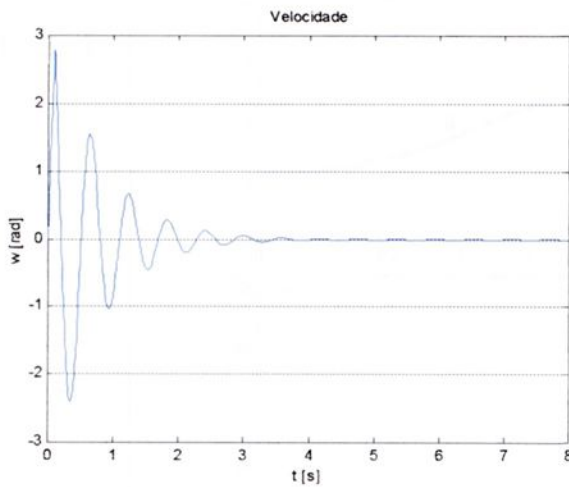


Figura 5.54 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

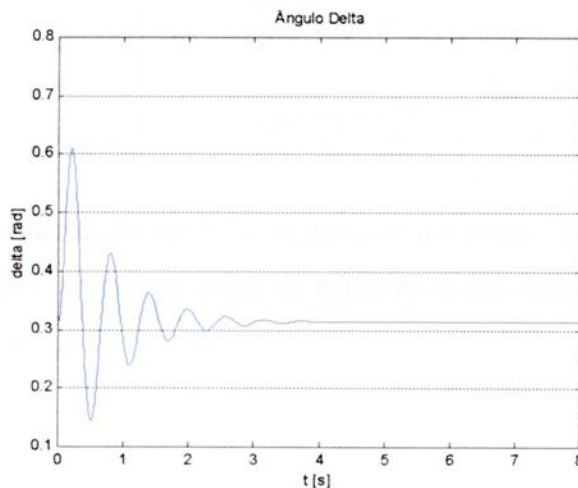


Figura 5.55 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

Para esta compensação o tempo crítico fica dado na Tabela 5.19 a seguir onde se pode ver a velocidade e o ângulo de carga do sistema.

Tabela 5.19 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,37$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,38s	Estável	
0,39s	Instável	

Para uma compensação de 75%, aplicou-se um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados na Figura 5.56 e Figura 5.57, respectivamente a seguir.



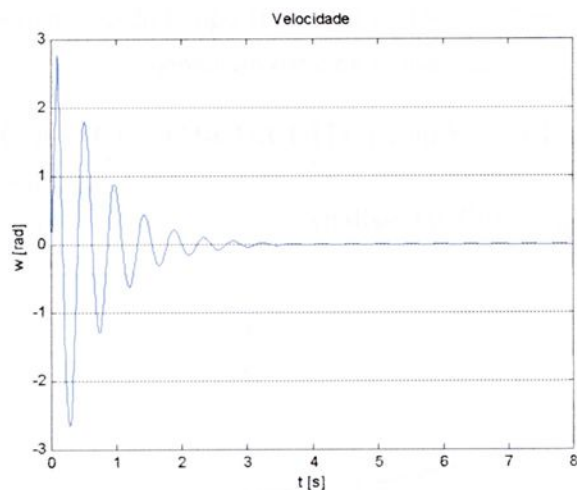


Figura 5.56 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

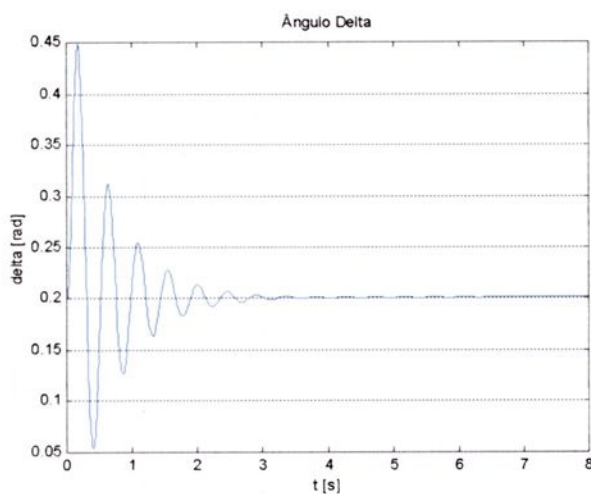


Figura 5.57 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10s$.

O tempo crítico fica mostrado na Tabela 5.20 para o modelo terceira aproximação, com a velocidade e o ângulo de carga do sistema.



Tabela 5.20 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,555$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,35s	Estável	
0,36s	Instável	

Para ilustrar que o Modelo Terceira Aproximação é uma boa aproximação para o Modelo Real, basta analisarmos as Tabelas 5.14 e 5.20 onde os tempos críticos são idênticos para os dois modelos. Este tempo crítico só foi conseguido com uma diminuição nos valores do limitador na saída do TCSC, o limite máximo que até então era de duas vezes o valor de X_{csc}^o passou para apenas uma vez esse valor, ou seja, X_{csc}^o (min) = -0,555 pu e X_{csc}^o (max) = +0,555 pu. Isto fez com que o sistema não entrasse na região de ressonância onde a potência elétrica do sistema assume valores fora do padrão de operação.

Com um grau de compensação de 100% e aplicando um tempo de chaveamento $t_{ch} = 0,10$ segundo e a velocidade e ângulo de carga da máquina ficam dados nas Figuras 5.58 e 5.59, respectivamente a seguir.

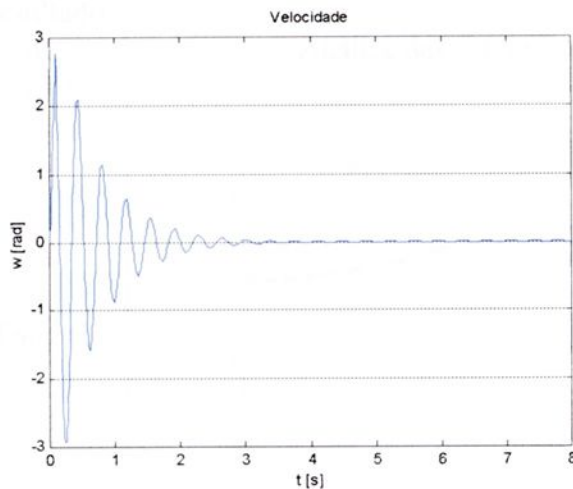


Figura 5.58 – Velocidade da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

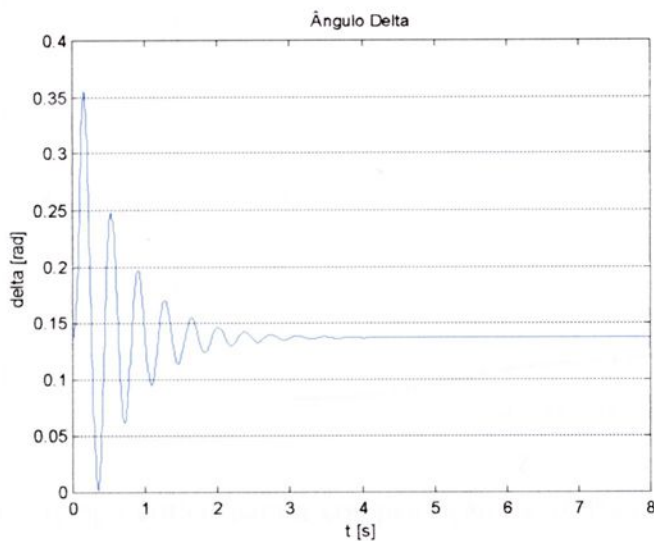


Figura 5.59 – Ângulo da Máquina Síncrona para $t_{ch} = 0,10$ s.

Fazendo uma comparação entre a Figura 5.59 e 5.55, pode-se perceber que a Figura 5.59 é mais oscilante que a Figura 5.55. O tempo crítico pode ser visto na Tabela 5.21 a seguir.



Tabela 5.21 – Determinação do tempo crítico para o Modelo Terceira Aproximação com compensação estática e dinâmica.

CONTINGÊNCIA - (CURTO-CIRCUITO) com $K_c = 0,1$ e $X_{csc}^o = 0,74$ pu		
Tempo de Chaveamento	Resultado do Teste	Análise das Curvas de Oscilações
0,36s	Estável	
0,37s	Instável	

Para obter o tempo crítico para a compensação de 100% da linha de transmissão foi necessário diminuir o valor do teto máximo da saída do limitador do desempenho dinâmico do TCSC, o limite máximo foi de $\frac{(X_e + X'_d)}{2}$, ou seja, $X_{csc}^o (\text{min}) = -X_{csc}^o$ e $X_{csc}^o (\text{max}) = +(X_e + X'_d)/2$, com os valores dados em pu. Com isso o sistema não entrou numa região de ressonância onde a potência elétrica do sistema assume valores fora do padrão de operação.



Com estes resultados pode-se montar uma tabela na qual estão contidos os resultados dos tempos críticos para o Modelo Real e para o Modelo Terceira Aproximação. Deve-se notar que foi feita uma divisão com relação aos graus de compensação propostos. A Tabela 5.22 ilustra estes tempos, sendo dada a seguir.

Tabela 5.22 – Valores dos Tempos Críticos.

Tempos Críticos							
	s/ Compensação	c/ Compensação Estática			c/ Compensação Estática e Dinâmica		
	---	50%	75%	100%	50%	75%	100%
Modelo Real	0,24 - 0,25	0,31 - 0,32	0,35 - 0,36	0,37 - 0,38	0,38 - 0,39	0,35 - 0,36	0,33 - 0,34
Modelo 3ª Aproximação	0,23 - 0,24	0,31 - 0,32	0,35 - 0,36	0,37 - 0,38	0,38 - 0,39	0,35 - 0,36	0,33 - 0,34

Pode-se perceber que os resultados são bem próximos entre o Modelo Real e o Modelo Terceira Aproximação, um outro importante resultado a ser analisado é o fato de aparecer no sistema, quando há compensação estática e dinâmica, o fenômeno da ressonância, a presença desse efeito faz com que a potência elétrica do sistema alcance valores fora dos valores nominais de operação.

A Tabela 5.22 mostra que conforme aumentou-se os níveis de compensação da linha para a compensação estática, os tempos críticos aumentaram, já com o aumento dos graus de compensação para uma compensação estática e dinâmica, os tempos críticos diminuíram, fato este relacionado às mudanças nos valores limites (máximo e mínimo) do limitador do TCSC terem sido alterados para os diferentes níveis de compensação.



5.6 – Conclusão

Neste capítulo foram apresentadas as simulações dos quatro modelos de cálculos da variação da potência elétrica, os chamados Modelo Real, Modelo Primeira Aproximação, Modelo Segunda Aproximação e o Modelo Terceira Aproximação. As simulações foram aplicadas com vistas a demonstrar que as três aproximações aqui apresentadas são boas representações para o sistema em torno do ponto de equilíbrio e com relação à análise de primeira oscilação (tempo crítico de eliminação de defeito).

Primeiramente o sistema foi simulado sem a ocorrência de uma falta, para o sistema com o TCSC e sem o TCSC, e tanto o modelo real como os demais modelos aproximados permaneceram no seu ponto de equilíbrio estável, ou seja, não houve variação nas variáveis velocidade e ângulo da máquina mostrando que o sistema permanece em regime permanente. Logo após os modelos foram sujeitos a uma pequena perturbação, definida por curto-circuito eliminado com $t_{ch} = 0,10$ segundo, e então os modelos apresentaram desempenhos idênticos para multioscilações, tanto para o sistema sem o TCSC como para o sistema com o TCSC. Análise da estabilidade na primeira oscilação do sistema foi feita para o sistema com TCSC e sem o TCSC, notando-se em todos os casos que as três aproximações da potência real apresentam bons resultados.

Para realçar que as aproximações são coerentes e apresentam bons resultados foi elaborada a Tabela 5.9, na qual estão contidos valores de tempos críticos para a estabilidade na primeira oscilação dos quatro modelos e onde se pode observar que as aproximações atingiram resultados satisfatórios.

Como uma forma de completar a análise foram realizados testes com relação ao ganho no amortecimento do Modelo Terceira Aproximação. Os testes foram basicamente para mostrar o efeito de algumas variáveis do sistema sobre o torque de amortecimento ou o torque de sincronização.

O sistema MBI já simulado no item 5.2 foi mais uma vez simulado com outros dados com vistas a analisar os graus de compensação da linha, seus limites e o que ele pode interferir de forma positiva no sistema. Pode-se perceber que os tempos críticos permaneceram praticamente iguais entre o Modelo Real e o Modelo Terceira Aproximação que foram simulados, vale ser notado que houve compensação de 50%, 75% e 100% da linha de transmissão, e que para 75% e 100% o sistema precisou ter os valores do limitador



do TCSC alterados para que o sistema não atingisse o fenômeno da ressonância. Alguns resultados com relação ao tempo crítico foram inseridos na Tabela 5.22 mostrando a boa aproximação entre os modelos para estes outros dados e diferentes graus de compensação.

À vista deste resultados, pode-se, sem prejuízo da qualidade das análises que serão realizadas, optar pelo Modelo Terceira Aproximação, dada a sua simplicidade e bom desempenho e pela facilidade na construção de uma FL.



6.1 – Introdução

Considerando agora que a análise será feita utilizando o Modelo Terceira Aproximação procura-se neste capítulo construir a Função de Lyapunov para o sistema. Considerando-se o ponto de equilíbrio estável $[\delta \ \omega \ E' \ E_{fd} \ X_{csc}]^T = [\delta^0 \ 0 \ E'^0 \ E_{fd}^0 \ X_{csc}^0]^T$ (suposto existente), o sistema pode ser escrito em termos das variações $[\sigma \ \omega \ e \ \epsilon \ x_{csc}]^T = [\delta - \delta^0 : \omega : E' - E'^0 : E_{fd} - E_{fd}^0 : X_{csc} - X_{csc}^0]^T$ em torno deste ponto, e a forma matricial de representação do sistema fica dada pela equação a seguir.

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\delta} \\ \dot{e} \\ \dot{\epsilon} \\ \dot{x}_{csc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 & -\frac{K_{xp}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\eta_1 & \eta_3 & -\eta_2 K_{xid} \\ 0 & -\eta_7 & -\eta_5 & -\eta_4 & -\eta_4 K_r K_{xv} \\ \frac{K_c}{T_c} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_c} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \epsilon \\ x_{csc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g(\sigma) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6.1)$$

sendo:

$$\eta_1 = \frac{X_c + X_d}{X_c + X'_d} \frac{1}{T'_{do}}; \quad \eta_2 = \frac{X_d - X'_d}{T'_{do}}; \quad \eta_3 = \frac{1}{T'_{do}}; \quad \eta_4 = \frac{1}{T_r}; \quad \eta_5 = \frac{K_r}{T_r} K_e; \quad \eta_7 = \frac{K_r}{T_r} K_f$$

Na seções seguintes será realizada a construção da Função de Lyapunov a partir da agregação dos valores da representação matricial anterior.

6.2 – Função de Lyapunov para Sistemas de Persidskii Perturbados

De acordo com ([11]), para sistemas da forma de Persidskii ([12]) perturbados:

$$\dot{x} = A\phi(x) + F(x) \quad (6.2)$$

com $x \in \mathfrak{R}^n$; $A \in \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R}^n$; $\phi: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$; $F: \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$ e sendo a origem ponto de equilíbrio, pode-se considerar uma função candidata a Função de Lyapunov (FL) da forma

$$V(x) = \sum_{i=1}^n p_i \int_0^{x_i} \phi_i(\tau) d\tau_i \quad (6.3)$$

sendo os p_i ($i = 1, 2, \dots, n$) elementos de uma matriz definida como $P = \text{diag}(p_i)$. A derivada temporal da equação 6.3 ao longo das trajetórias da equação 6.2 é descrita pela equação 6.4 a seguir:

$$\dot{V}(x) = -[P^{-1}\nabla V(x)]^T Q [P^{-1}\nabla V(x)] + \nabla V^T(x) [F(x) - AP^{-1}\psi(x)] \quad (6.4)$$

sendo $\psi = [\psi_1 \psi_2 \dots \psi_n]^T$, com

$$\psi_i = \sum_{k=1}^n p_k \int_0^{x_i} \frac{\partial \phi_i(\tau)}{\partial x_k} d\tau_k \quad (6.5)$$

$i=1, 2, \dots, n$ e

$$Q = A^T P + PA \quad (6.6)$$

Se $V(x)$ é definida positiva, e $\dot{V}(x)$ é negativa definida, então, a origem da equação 6.2 é o ponto de equilíbrio estável. Admite-se $\dot{V}(x)$ negativa semi-definida, segundo o conhecido teorema de La Salle ([13]). Entre diversas considerações para $V(x)$ ser efetivamente uma FL, destacamos, assegurando-se:

$$F(x) - AP^{-1}\psi(x) = 0 \quad (6.7)$$

basta a verificação do sinal da matriz Q para se concluir sobre o sinal de $\dot{V}(x)$. Se Q é positiva definida, $\dot{V}(x)$ é definida negativa.

6.3 – Construção da Função de Lyapunov para o Sistema de Energia Elétrica ([7])

Inicialmente, procura-se dar à representação do sistema dado na equação 6.1 uma estrutura mais favorável ([7]). Para isto, faz-se uma mudança de variáveis definida por:

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon + \beta\omega \quad (6.8)$$

com $\beta = -\eta_7 M$, de modo que o sistema é reescrito como:

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{\bar{\varepsilon}} \\ \dot{x}_{csc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & 0 & -\frac{K_{xp}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\beta\eta_3 & 0 & -\eta_1 & \eta_3 & -\eta_2 K_{xid} \\ a_{41} & 0 & -\eta_5 & -\eta_4 & a_{45} \\ \frac{K_c}{T_c} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_c} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \bar{\varepsilon} \\ x_{csc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6.9)$$

$$\text{com } a_{41} = -\eta_7 M \left(\eta_4 - \frac{D}{M} \right); \quad a_{45} = \frac{K_r}{T_r} (K_{xp} K_r - K_{xv})$$

Note-se que a variável $\bar{\varepsilon}$ (assim como ε) tem dinâmica regida por T_r , e que esta variável tem influência direta somente sobre a variação da tensão interna da máquina (e), cuja dinâmica é regida por T_{do} . Da constatação de que usualmente $T_r \ll T_{do}$, sendo isto mais acentuado para excitatrizes estáticas, pode-se desconsiderar a dinâmica do RAT diante da dinâmica do campo, fazendo $T_r \dot{\bar{\varepsilon}} = 0$ no modelo, o qual se reduz a

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{x}_{csc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & -\frac{1}{M} & 0 & -\frac{K_{xp}}{M} \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & -\eta_{10} & a_{34} \\ \frac{K_c}{T_c} & 0 & 0 & -\frac{1}{T_c} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ x_{csc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g(\sigma) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6.10)$$

sendo:

$$\eta_{10} = \eta_1 + \eta_3 K_r K_c \quad (6.11)$$

$$a_{31} = K_r K_f \eta_3 D \quad (6.12)$$

$$a_{34} = -\eta_2 K_{xid} + \eta_3 K_r (K_{xp} K_r - K_{xv}) \quad (6.13)$$

Destaca-se por exemplo, para excitatriz ([5]) do tipo IEEE – ST1A, $T_r = 0$, sendo neste caso o modelo de redução correspondente à realidade.



Notando que a equação 6.10 é descrita da forma da equação 6.2, propõe-se $V(x)$ da forma da equação 6.3, sendo neste caso,

$$\psi^T = [0 \quad 0 \quad -p_2 g(\sigma) \quad 0] \quad (6.14)$$

e

$$F(x) - AP^{-1}\psi = \left[0 \quad 0 \quad (-\eta_2 + \eta_{10} \frac{p_2}{p_3})g(\sigma) \quad 0 \right]^T \quad (6.15)$$

de modo que, com

$$p_3 = \frac{\eta_{10}}{\eta_2} p_2 \quad (6.16)$$

obtém-se $F(x) - AP^{-1}\psi = 0$, restando fazer a verificação do sinal da matriz Q :

$$Q = \begin{bmatrix} 2p_1 \frac{D}{M} & \frac{p_1}{M} - p_2 & -a_{31}p_3 & \frac{K_{xp}p_1}{M} - \frac{K_c p_4}{T_c} \\ \frac{p_1}{M} - p_2 & 0 & 0 & 0 \\ -a_{31}p_3 & 0 & 2\eta_{10}p_3 & -a_{34}p_3 \\ \frac{K_{xp}p_1}{M} - \frac{K_c p_4}{T_c} & 0 & -a_{34}p_3 & 2\frac{1}{T_c}p_4 \end{bmatrix} \quad (6.17)$$

Com $p_1 = M$, $p_2 = 1$ e

$$p_4 = T_c \frac{K_{xp}}{K_c} \quad (6.18)$$

a matriz é

$$Q = \begin{bmatrix} 2D & 0 & -K_r K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -K_r K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 0 & 2\frac{\eta_{10}^2}{\eta_2} & -a_{34} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} \\ 0 & 0 & -a_{34} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} & 2\frac{K_{xp}}{K_c} \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

Espera-se que, para valores usuais dos parâmetros do sistema, o elemento $-K_r K_f \eta_3 \frac{D}{M} \frac{\eta_{10}}{\eta_2}$ fora da diagonal não comprometa a definição de sinal da matriz dada na equação 6.19, que, verificada a condição incluindo o bloco inferior, é semi-definida.

Apenas para fins de análise neste momento, considere-se $D = 0$: a definição de sinal de Q depende de:

$$\frac{\eta_{10}^2}{\eta_2} \left[4 \frac{K_{xp}}{K_c} - \frac{a_{34}^2}{\eta_2} \right] > 0 \quad (6.20)$$

Finalmente, cumpridas as condições enunciadas, a FL para a estabilidade da origem da equação 6.10 é:

$$V(x) = \frac{1}{2} M \omega^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\tau + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 + \frac{1}{2} T_c \frac{K_{xp}}{K_c} x_{csc}^2 \quad (6.21)$$

A função dada na equação 6.21 é definida positiva e pode ser vista como energia do sistema para afastar-se do ponto de equilíbrio (a origem da equação 6.10), identificando-se claramente a energia cinética:

$$E_c = \frac{1}{2} M \omega^2 \quad (6.22)$$

e a energia potencial:

$$E_p = \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\tau + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 + \frac{1}{2} T_c \frac{K_{xp}}{K_c} x_{csc}^2 \quad (6.23)$$

Nesta última, podem-se ainda destacar suas parcelas. A integral representa a parcela devida ao sistema de transmissão. A segunda parcela é inteiramente devida ao laço eletromagnético: a variável é a tensão interna da máquina e o coeficiente depende exclusivamente de parâmetros do campo e do RAT. Finalmente, a terceira e última parcela depende unicamente – tanto coeficiente como variável – do Compensador Série Controlado a Tiristor (TCSC). Estas parcelas de energia potencial são diretamente associadas às respectivas contribuições de torque líquido restaurativo do equilíbrio no eixo da máquina.

Uma visão da contribuição ao amortecimento das oscilações eletromecânicas pode ser obtida realizando uma nova redução de ordem do modelo pela consideração de atuação instantânea do TCSC: supondo $T_c = 0$, a nova representação do sistema é obtida com $x_{csc} = K_c \omega$:

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{M}(D + K_c K_{xp}) & -\frac{1}{M} & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ a_{31} + K_c a_{34} & 0 & -\eta_{10} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\eta_2 g(\sigma) \end{bmatrix} \quad (6.24)$$



sendo a_{31} e a_{34} dados pelas equações 6.12 e 6.13. Note-se a evidente presença da compensação em adição ao termo de amortecimento. A construção da FL seguindo os mesmos passos que conduziram a equação 6.21 leva a:

$$V(x) = \frac{1}{2} M \omega^2 + \int_0^\sigma f(\sigma, e) d\tau + \frac{1}{2} \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e^2 \quad (6.25)$$

com a matriz Q dada por:

$$Q = \begin{bmatrix} 2(D + K_c K_p) & 0 & -(a_{31} + K_c a_{34} p_3) \\ 0 & 0 & 0 \\ -(a_{31} + K_c a_{34} p_3) & 0 & 2\eta_{10} p_3 \end{bmatrix} \quad (6.26)$$

cuja (semi-) definição de sinal depende de:

$$p_3 [4(D + K_c K_p) \eta_2 - (a_{31} + K_c a_{34})^2 p_3] > 0 \quad (6.27)$$

e a estabilização pode ser assegurada com um ajuste de K_c .

6.4 – Construção das Funções Potenciais

A função potencial dada pela equação 6.23 pode ser mostrada graficamente em termo de suas curvas de nível. A Função Potencial possui extremos que são dados pelo gradiente da FL como mostrado a seguir:

$$\nabla V(x) = P\phi(x) + \psi(x) \quad (6.28)$$

ou seja:

$$\nabla V(x) = \begin{bmatrix} p_1 \omega \\ p_2 f(\sigma, e) \\ p_3 e \\ p_4 x_{esc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -p_2 g(\sigma) \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M\omega \\ f(\sigma, e) \\ \frac{\eta_{10}}{\eta_2} e - g(\sigma) \\ p_4 x_{esc} \end{bmatrix} \quad (6.29)$$

Nota-se que $\nabla V(x) = 0$ reproduz as equações dos pontos de equilíbrio do sistema, ou seja, $\omega = 0$; $f(\sigma, e) = 0$; $\eta_{10} e - \eta_2 g(\sigma) = 0$ e $x_{esc} = 0$. As três últimas evidenciam que os pontos de equilíbrio são extremos locais de E_p , com a origem sendo um mínimo e os outros mínimos e máximos.



Traçando curvas (equipotenciais) de nível da E_p para $x_{csc} \cong 0$ e $e \cong 0$ pode-se observar o comportamento da função potencial. Primeiramente traçamos a curva de nível da função potencial E_p em função de σ e e , ficando ilustrada na Figura 6.1 a seguir.

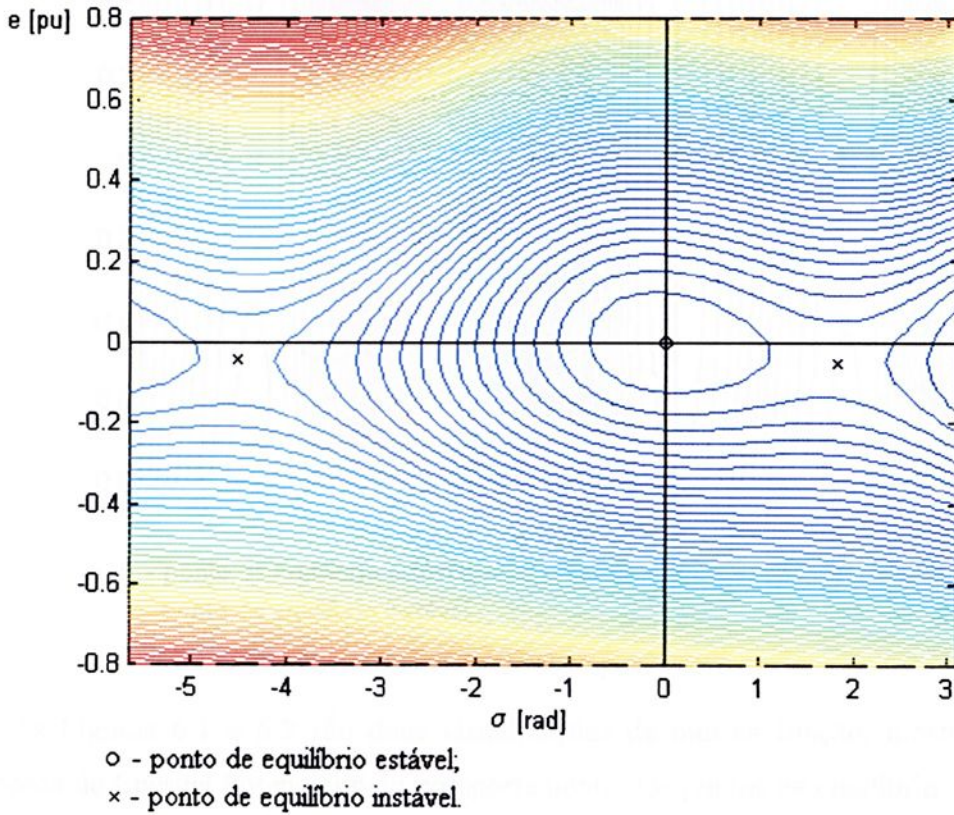


Figura 6.1 – Curvas de Nível no plano $\sigma \times e$.

Foi traçado também as curvas de nível da função potencial E_p em função de σ e x_{csc} , ficando ilustrada na Figura 6.2 a seguir.

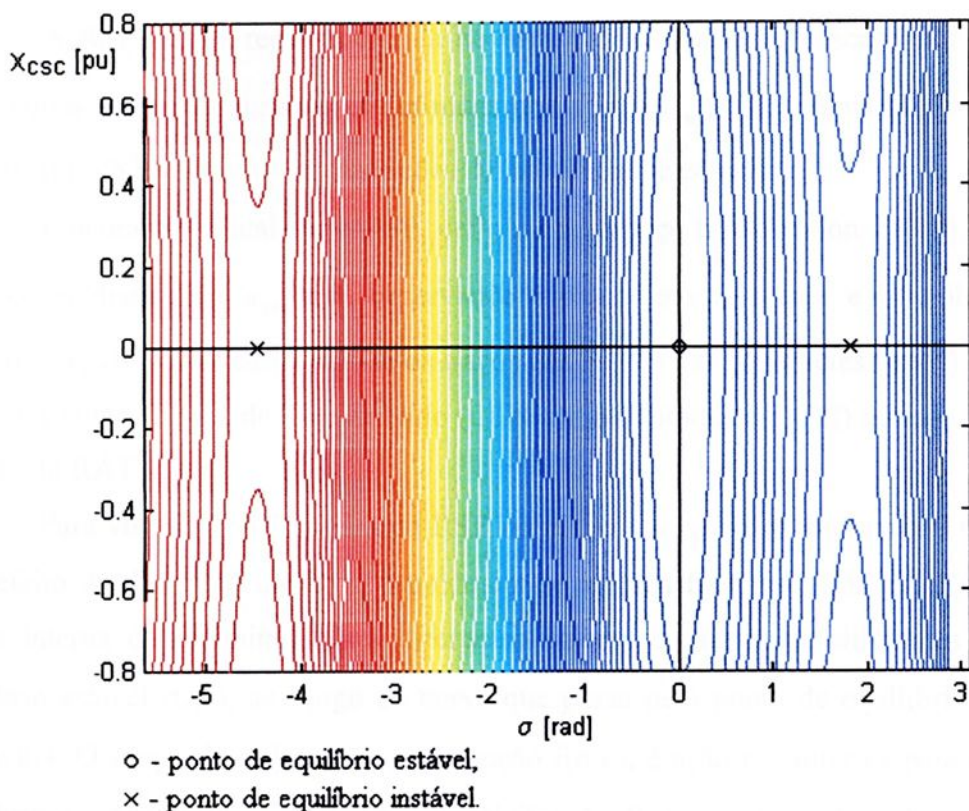


Figura 6.2 – Curvas de Nível no plano $\sigma \times x_{csc}$.

As Figuras 6.1 e 6.2 são duas visualizações da mesma função, mostrando sua característica de Energia Potencial pelo comportamento nos pontos de equilíbrio. No ponto de equilíbrio estável, a função apresenta um mínimo e nos pontos de equilíbrio instável apresenta um mini-máximo. Um ponto equilíbrio instável encontra-se próximo de $\sigma \cong -\pi - \delta^\circ$ e o outro próximo de $\sigma \cong \pi - \delta^\circ$.

6.5 – Determinação da RSP

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 ([2]). O torque líquido no eixo da máquina (ΔP_e) escolhido para a análise foi do Modelo Terceira Aproximação sendo dado então pela equação 3.15 e a região aonde ele atua de modo sincronizante é definida como Região de Sincronização Positiva (RSP).

Dada a equação do torque líquido:

$$\Delta P_e = f(\sigma, e, x_{csc}) = B^\circ V[(E'^\circ + e)\text{sen}(\sigma + \delta^\circ) - E'^\circ \text{sen} \delta^\circ] + K_{xp} x_{csc} \quad (6.30)$$

A RSP é uma região definida no espaço tridimensional descrito por (σ, e, x_{csc}) , tendo como fronteiras superfícies definidas por $f(\sigma, e, x_{csc}) = 0$, chamadas Superfícies de Torque Nulo (STN's), e outras restrições de existência de equilíbrio.

Procurando visualizar a RSP, definida no espaço tridimensional ([18]) (σ, e, x_{csc}) fazem-se análises para $x_{csc} \cong 0$, observando o plano $(\sigma \times e)$ e para $e \cong 0$, observando o plano $(\sigma \times x_{csc})$. Nestes casos têm-se os traços das STN's nas superfícies $(\sigma \times e)$ e $(\sigma \times x_{csc})$, chamadas então Curvas de Torque Nulo (CTN's), já definidas em ([2]) quando se analisa a atuação do RAT.

Para visualizar a fronteira da RSP no plano $\sigma \times e$, faz-se na equação 6.30 $x_{csc}=0$. Para efeito de definição da RSP, considerem-se valores fixos da variável e (variação da tensão interna da máquina). Para diferentes valores de e tem-se diferentes pontos de equilíbrio estável $\sigma_e(e)$, ao longo da curva que passa pelo ponto de equilíbrio estável na Figura 6.3. O torque líquido, dado pela função $f(\sigma, e)$, é ação restaurativa para o ponto de equilíbrio $\sigma_e(e)$ na região em que $[\sigma - \sigma_e(e)].f(\sigma, e) > 0$ ($\sigma \neq \sigma_e(e)$), de onde

$$RSP = \{(\sigma, e) : \exists \sigma_e(e) \text{ e } [\sigma - \sigma_e(e)].f(\sigma, e) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_e(e)\} \quad (6.31)$$

A RSP está limitada por curvas aqui definidas como Curvas de Torque Nulo (CTN's) através de $f(\sigma, e) = 0$.

Da equação 6.30 (desconsiderando o efeito do TCSC), as CTN's são dadas por

$$(E^0 + e)\text{sen}(\sigma + \delta^0) - E^0 \text{sen} \delta^0 = 0 \quad (6.32)$$

As CTN's são curvas que passam, pelo ponto $(\sigma, e) = (\pi - 2\delta^0, 0)$ e outra por $(\sigma, e) = (-\pi - 2\delta^0, 0)$ (vide Figura 6.3).

Há ainda outra fronteira a considerar, esta associada à existência de $\sigma_e(e)$, para o que é necessário $f(\pi/2 - \delta^0, e) > 0$, conduzindo a

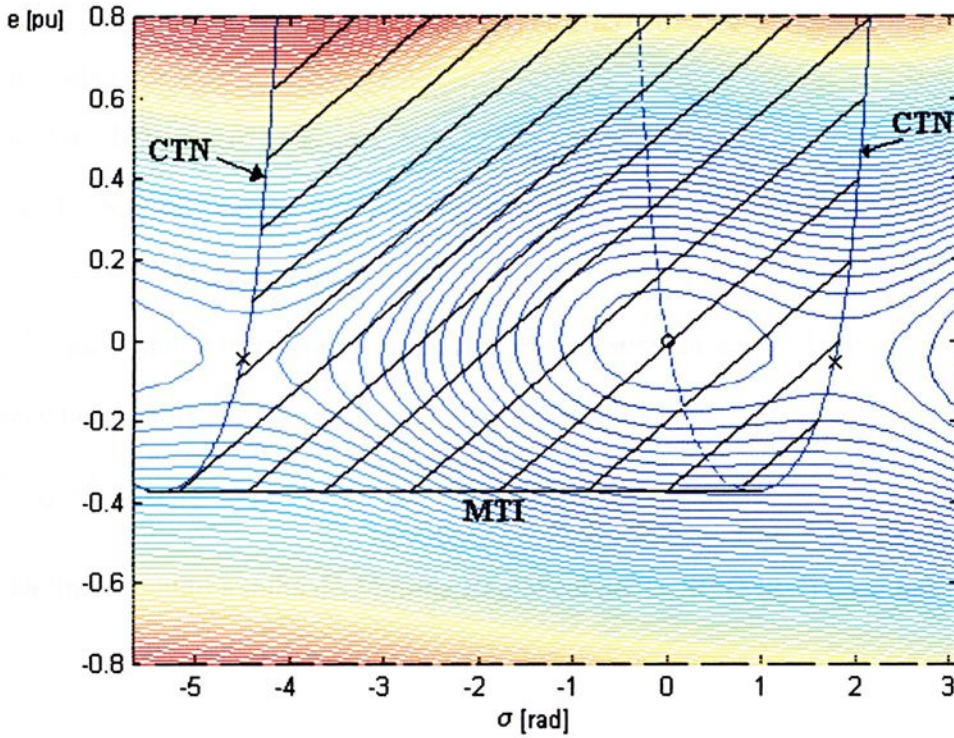
$$e > E^0 (\text{sen} \delta^0 - 1) \quad (6.33)$$

Define-se então a linha de Mínima Tensão Interna (MTI) dada por

$$e^* = E^0 (\text{sen} \delta^0 - 1) \quad (6.34)$$

como outra fronteira da RSP.





Legenda:

- Lugar dos pontos de equilíbrio estáveis $\sigma_e(e)$;
- o - Ponto de equilíbrio estável;
- x - Ponto de equilíbrio instável.

Figura 6.3 – RSP e Suas Fronteiras.

Outra análise que pode ser feita na equação 6.30 é desconsiderando os efeitos da variação de tensão interna (fazendo $e \equiv 0$), e expressando a equação em função de σ e x_{csc} . Para efeito de definição da RSP, consideram-se valores fixos de x_{csc} . Para diferentes valores de x_{csc} tem-se diferentes pontos de equilíbrio estável $\sigma_{x_{csc}}(x_{csc})$, ao longo da curva que passa pelo ponto de equilíbrio estável na Figura 6.4. O torque líquido, dado pela função $f(\sigma, x_{csc})$, é ação restaurativa para o ponto de equilíbrio $\sigma_{x_{csc}}(x_{csc})$ na região em que $[\sigma - \sigma_{x_{csc}}(x_{csc})].f(\sigma, x_{csc}) > 0$ ($\sigma \neq \sigma_{x_{csc}}(x_{csc})$), de onde

$$RSP = \{(\sigma, x_{csc}) : \exists \sigma_{x_{csc}}(x_{csc}) \text{ e } [\sigma - \sigma_{x_{csc}}(x_{csc})].f(\sigma, x_{csc}) > 0 \text{ para } \sigma \neq \sigma_{x_{csc}}(x_{csc})\} \quad (6.35)$$

A RSP está limitada por curvas aqui definidas como Curvas de Torque Nulo (CTN's) através de $f(\sigma, x_{csc}) = 0$.



Da equação 6.30 (desconsiderando o efeito da variação da tensão interna (e)), as CTN's são dadas por

$$B^{\circ}E^{i0} V[\text{sen}(\sigma + \delta^{\circ}) - \text{sen} \delta^{\circ}] + K_{xp} x_{csc} = 0 \quad (6.36)$$

As CTN's são curvas que passam, pelo ponto $(\sigma, x_{csc}) = (\pi - 2\delta^{\circ}, 0)$ e outra por $(\sigma, x_{csc}) = (-\pi - 2\delta^{\circ}, 0)$ (vide Figura 6.4).

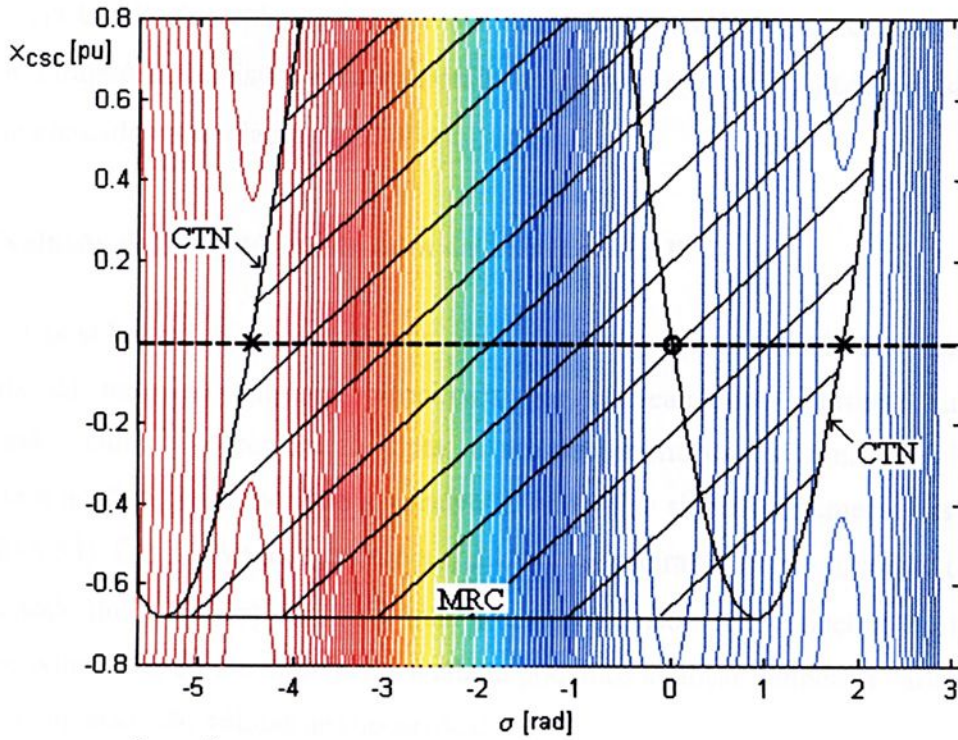
Há ainda outra fronteira a considerar, esta associada à existência de $\sigma_{x_{csc}}(x_{csc})$, para o que é necessário $f(\pi/2 - \delta^{\circ}, x_{csc}) > 0$, conduzindo a

$$x_{csc} > \frac{1}{K_{xp}} B^{\circ}VE^{i0} (\text{sen} \delta^{\circ} - 1) \quad (6.37)$$

Define-se então a linha de Mínima Reatância do TCSC (MRC) dada por

$$x_{csc}^* = \frac{1}{K_{xp}} B^{\circ}VE^{i0} (\text{sen} \delta^{\circ} - 1) \quad (6.38)$$

como outra fronteira da RSP.



Legenda:

- - Ponto de equilíbrio estável;
- × - Ponto de equilíbrio instável.

Figura 6.4 – RSP e Suas Fronteiras.

Apesar de ter sido feito um paralelo na análise das fronteiras de e e x_{csc} positivos, e notando-se que valores crescentes de x_{csc} não implicam em restrições de estabilidade, é importante notar que isto se deve ao modelo adotado; na verdade a reatância do compensador série impõem uma fronteira para a RSP na direção de x_{csc} positivo e crescente, devido ao efeito da ressonância como mostrado no capítulo III na seção 3.2.1. Também por esta razão a ação do TCSC deve ser limitada de modo que em momento algum a ressonância seja alcançada, com o que a limitação do modelo não acrescenta uma restrição irreal.

Enquanto no interior das RSP o torque líquido no eixo da máquina atua como restaurador do equilíbrio, no exterior atua no sentido de afastar o sistema do ponto de equilíbrio estável.

O princípio básico do método a ser proposto consiste em verificar se a trajetória abandona a RSP (concluindo pela instabilidade) ou não (concluindo pela estabilidade). Para isto, é necessário avaliar o comportamento da trajetória em relação às fronteiras da RSP.

As CTN's (nos planos σx e e e σx x_{csc}) são traços da Superfície de Torque Nulo (STN) e a trajetória do sistema é considerada no espaço (σx e x x_{csc}) tridimensional sendo a análise efetuada com relação às STN's.

6.6 – Evolução da Trajetória pós-falta em relação a RSP

Considera-se a ocorrência de uma falta do tipo curto-circuito trifásico nos terminais da máquina síncrona, eliminada por chaveamento (abertura) da linha de transmissão. Durante o regime de falta, a tensão interna da máquina evolui de modo crescente e ao final deste período a variável e tem valor significativamente distante de e^* (equação 6.34). O objetivo do estudo é a análise de primeira oscilação (duração de cerca de $\frac{1}{4}$ do período de oscilação) durante a qual a variável e não sofre variações tão acentuadas que a aproximem de e^* . De uma forma análoga podemos analisar também a variável x_{csc} .

Com isso, são válidas as suposições:

- 1^a) no caso de instabilidade, a RSP é abandonada através da STN, e não da MTI ou MRC.
- 2^a) na faixa de valores de e e x_{csc} da primeira oscilação, a curvatura da CTN não é acentuada.



Como consequência da (1^a), o critério de estabilidade pode ser formulado com base na observação da trajetória do sistema considerando seu comportamento em relação à STN. Da (2^a) a distância de um ponto (σ, e) da trajetória a CTN é aproximada pela distância deste ponto ao plano tangente (t) à CTN no ponto $(\sigma_{ctn}, e, x_{csc})$, como ilustrado na Figura 6.5, onde se mostra o plano $\sigma \times e$.

Vale lembrar sempre que todas as considerações feitas para o plano $\sigma \times e$, também devem ser válidas para o plano $\sigma \times x_{csc}$. Sendo a STN por definição uma superfície de nível do torque líquido $f(\sigma, e, x_{csc}) = 0$, o gradiente $\nabla f(\sigma, e, x_{csc})$ é ortogonal a ele e, naquela STN definida em $\frac{\pi}{2} - \delta^\circ \leq \sigma < \pi - \delta^\circ$ aponta para o interior da RSP. Então a aproximação do sistema à trajetória pode ser avaliada pela variação da distância do ponto da trajetória à STN no tempo pela projeção da velocidade (generalizada) sobre o gradiente do torque. Em virtude disso pode-se avaliar as variações de d ao longo do tempo, de modo que se considera a sua derivada temporal dada por:

$$\dot{d} = [\dot{\sigma} \quad \dot{e} \quad \dot{x}_{csc}] \nabla f(\sigma, e, x_{csc}) \Big|_{(\sigma_{ctn}, e, x_{csc})} \quad (6.39)$$

sendo σ_{ctn} o valor de σ sobre a STN obtido para os valores correntes (atuais) da variável e e x_{csc} :

$$\sigma_{ctn} = \arcsen \left[\frac{E^{10}}{(E^{10} + e)} \text{sen } \delta^\circ (1 - B^\circ x_{csc}) \right] - \delta^\circ \quad (6.40)$$

Substituindo as expressões, chega-se a

$$\dot{d} = -\omega B^\circ V (E^{10} + e) \left\{ \sqrt{1 - [\mu(e, x_{csc})]^2} \right\} + \dot{e} B^\circ V \mu(e, x_{csc}) + \dot{x}_{csc} K_{xp} \quad (6.41)$$

com

$$\mu(e, x_{csc}) = \frac{E^{10}}{(E^{10} + e)} \text{sen } \delta^\circ (1 - B^\circ x_{csc}) \quad (6.42)$$

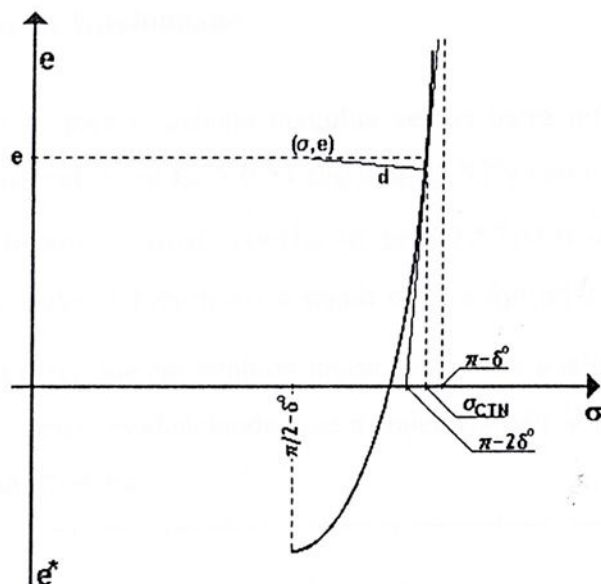


Figura 6.5 – Aproximação da Distância de um Ponto à CTN.

Deve-se considerar que também a STN definida em $-\pi - 2\delta^\circ \leq \sigma < -\frac{\pi}{2} - \delta^\circ$ pode ser alcançada, e a avaliação genérica de \dot{d} pode ser obtida pela multiplicação da expressão obtida (6.41) pelo sinal de σ , excluída uma faixa de valores em torno de $\sigma = 0$.

O teste de estabilidade descrito a seguir é baseado na função potencial desenvolvida neste capítulo, e nos conceitos da RSP e CTN. Parte-se do princípio que, considerada a falta do tipo curto-circuito, o regime pós-falta inicia-se com $V_p(\sigma, e, x_{csc})$ crescente e passando por um máximo em certo instante. Este, ou um instante próximo posterior, é o momento em que a trajetória do sistema mostrará a tendência definitiva de estabilidade ou instabilidade. Isto é em suma, o que o algoritmo a seguir procura determinar.

Passo 1. Se o regime pós-falta inicia no interior da RSP, monitorar a trajetória até

$V_p(\sigma, e, x_{csc})$ atingir um máximo sem deixar a RSP; ir ao passo 2.

Se o regime pós-falta inicia no exterior da RSP, concluir pela INSTABILIDADE.

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

Se $\dot{d} < 0$, continuar a monitoração da trajetória, ir ao passo 3.

Passo 3. Se a STN é atingida com $\dot{d} < 0$, concluir pela INSTABILIDADE

Se \dot{d} inverter o sinal, concluir pela ESTABILIDADE

6.7 – Resultados do Teste de Estabilidade

Foi observado o \dot{d} para o sistema máquina versus barra infinita, para um caso estável e para um caso instável. Com $t_{ch} = 0,53$ segundo: a STN não é atingida no período de análise e como \dot{d} inverte o sinal, conclui-se pela ESTABILIDADE na primeira oscilação, isto pode ser notado na Figura 6.6 a seguir onde a função $f(\sigma, e, x_{csc})$ é sempre positiva, o que equivale a dizer que em nenhum momento a CTN é atingida, já o \dot{d} inverte o sentido ao passar pelo “zero” evidenciando que a trajetória não abandona a RSP e sim começa a se afastar de sua fronteira.

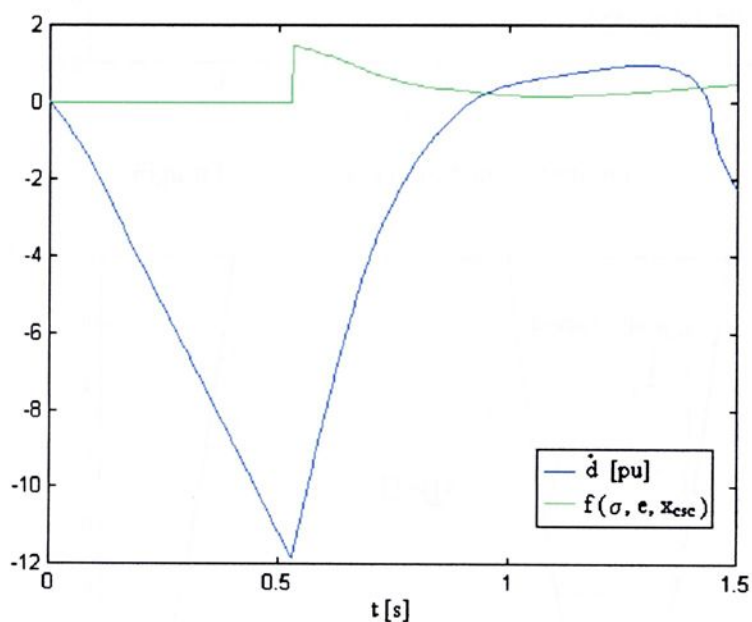


Figura 6.6 – Gráfico do \dot{d} para $t_{ch} = 0,53$ segundo.

O comportamento da trajetória no espaço é ilustrado pelas Figuras 6.7 e 6.8, que apresentam a trajetória do sistema com relação a RSP projetada nos planos $\sigma \times e$ e $e \times x_{csc}$ para este tempo de chaveamento, notando-se que a mesma permanece dentro desta região (RSP), e retornando no sentido do ponto de equilíbrio estável após a perturbação.

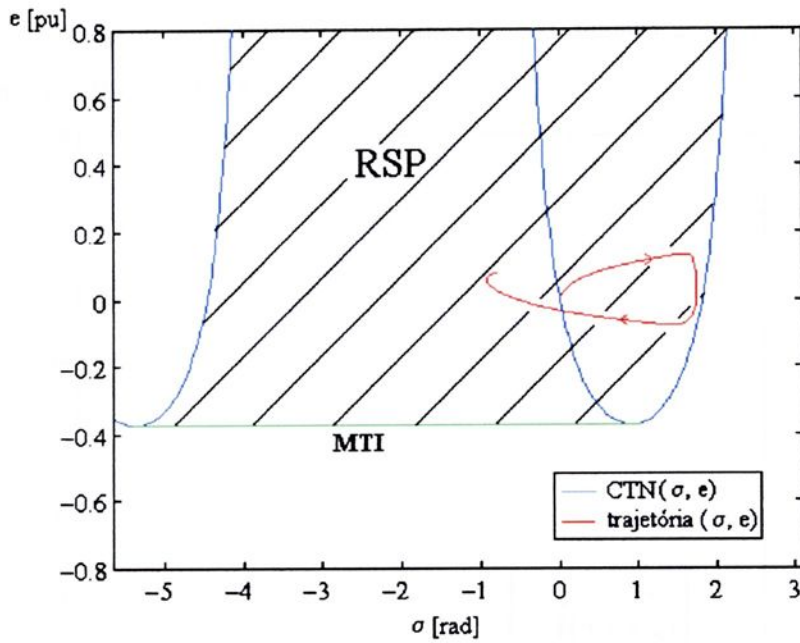


Figura 6.7 – RSP e a trajetória do sistema.

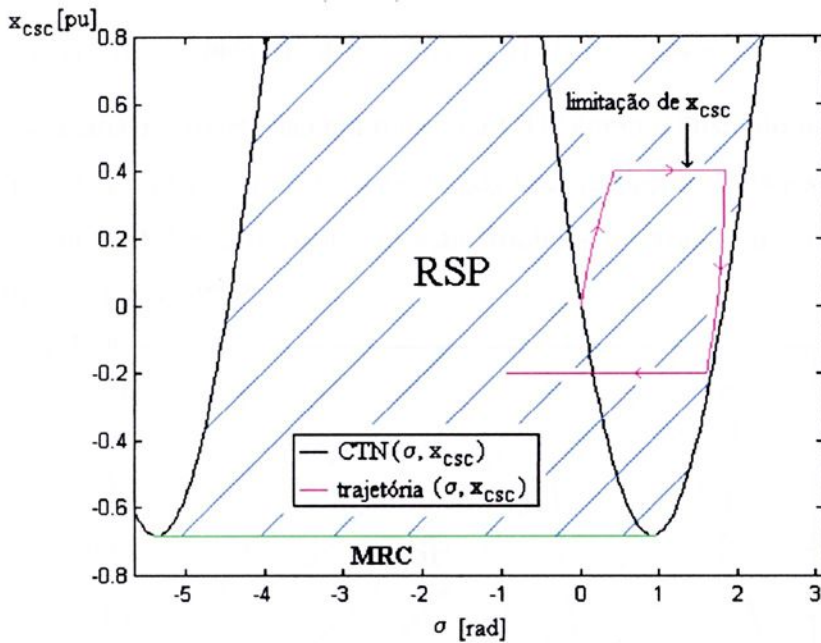


Figura 6.8 – RSP e a trajetória do sistema.

Para um $t_{ch} = 0,54$ segundo: a CTN é atingida com $\dot{d} < 0$, no tempo $t = 0,82$ segundo, logo podemos concluir pela INSTABILIDADE, isto pode ser visto na Figura 6.9 aonde a função $f(\sigma, e, x_{csc})$ inverte de sinal passando pelo zero, ou seja, a RSP é atingida



pela trajetória e \dot{d} não inverte o sinal mostrando que a trajetória vai se aproximando da CTN até ultrapassar esta fronteira.

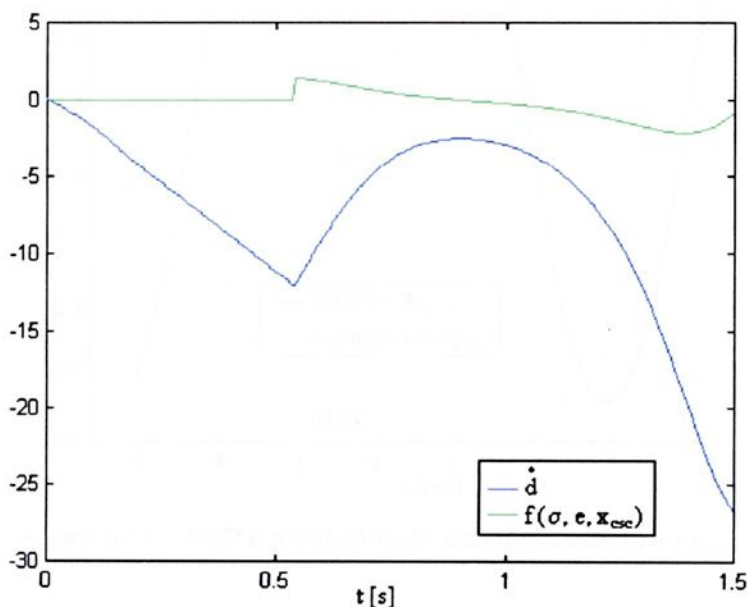


Figura 6.9 – Gráfico do \dot{d} e $f(\sigma, e, x_{csc})$ para $t_{ch} = 0,54$ segundo.

Pode-se analisar a trajetória com relação a CTN como é ilustrado nas Figuras 6.10 e 6.11 seguintes, onde as trajetórias do sistema nos seus respectivos planos ($\sigma \times e$) e ($\sigma \times x_{csc}$) se aproximam da CTN e ultrapassam esta fronteira mostrando a instabilidade pois saem e não retornam mais à RSP.

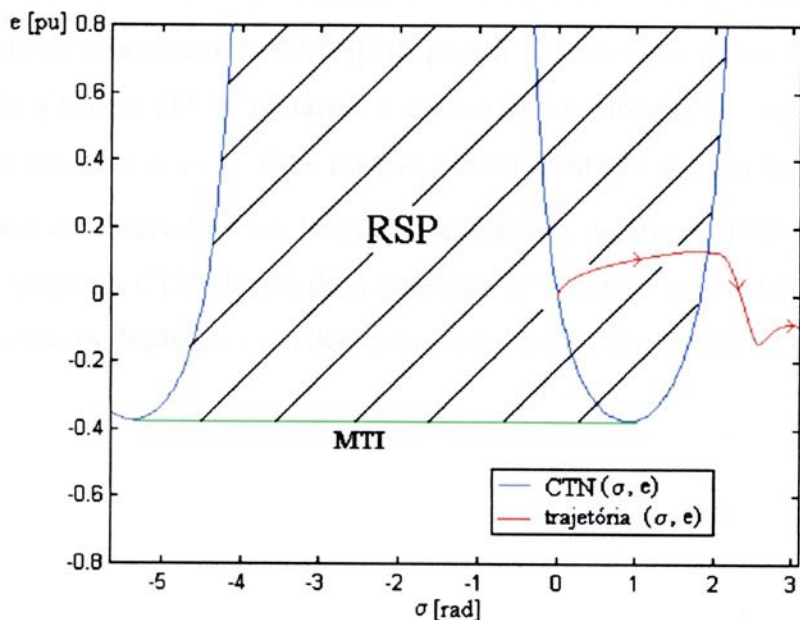


Figura 6.10 – RSP e a trajetória do sistema no plano $\sigma \times e$.



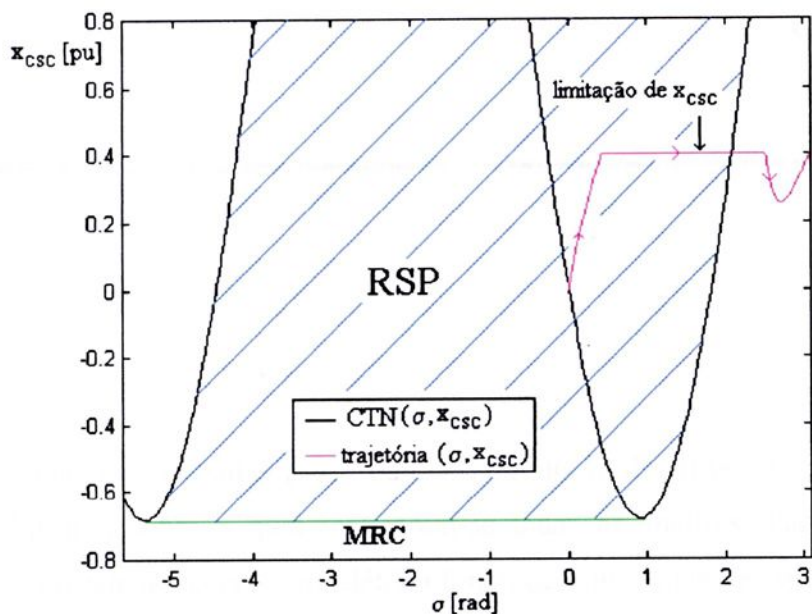


Figura 6.11 – RSP e a trajetória do sistema no plano $\sigma \times x_{csc}$.

6.8 – Conclusão

Foi desenvolvida na literatura uma Função de Lyapunov para o modelo terceira aproximação ([7]) para um sistema máquina versus barra infinita, considerando o comportamento não linear e levando em conta a atuação do RAT e do TCSC. Através da construção da função potencial $V_p(\sigma, e, x_{csc})$ pode-se ilustrar as curvas equipotenciais.

Estende-se o conceito da RSP ([2]), para o sistema com o uso do compensador série controlado a tiristor (TCSC) e faz-se a análise de suas fronteiras, ora com relação ao plano $\sigma \times e$, ora no plano $\sigma \times x_{csc}$. Com relação à estabilidade do sistema fez-se a análise do desenvolvimento da variável \dot{d} ao longo das trajetórias dentro da RSP e analisou-se a trajetória com relação a CTN, dessas duas maneiras verificando se o sistema é instável ou estável na primeira oscilação para um determinado tempo de eliminação da falta.

Inicialmente, o trabalho procurou no capítulo II descrever o sistema máquina versus barra infinita, sobre o qual realizaram-se todas as análises. Partindo-se de um modelo real para o cálculo da potência elétrica foram desenvolvidas três aproximações.

Os quatro modelos de representação do SEE com TCSC foram implementados (com dados do ANEXO I), considerando seus dispositivos de controle, aumentando-se assim a qualidade e confiabilidade de resultados. Os resultados mostraram que o modelo primeira aproximação, modelo segunda aproximação e terceira aproximação nos dão excelentes resultados para pequenas perturbações em multioscilações em torno do ponto de equilíbrio e para grandes perturbações para uma análise de estabilidade na primeira oscilação também demonstram serem boas representações. Para se concluir isso observaram-se os tempos críticos de eliminação de defeitos que são praticamente iguais para todos os quatro modelos.

No modelo real o fenômeno da ressonância é representado, enquanto que os modelos aproximados não incorporam este fenômeno que advém da inserção do compensador série controlado a tiristor em série com a linha de transmissão, e se constitui em um fator limitador da reatância de compensação, tanto em regime permanente como dinâmico. Em vista disto, os modelos aproximados que, em diferentes formas, incorporam linearizações da reatância do TCSC não acrescentam restrição irreal na limitação de validade do modelo.

Estudou-se o desempenho dinâmico do TCSC, atuando por meio de uma função de transferência na qual admitiu-se um atraso. A ação do TCSC foi dividida de forma a analisar a contribuição no amortecimento e na sincronização, e com diferentes ajustes de parâmetros mudando as contribuições dos torques de amortecimento e do torque de



sincronização. Pôde-se perceber significativas influências do TCSC nos torques de amortecimento e de sincronização, embora não se tenha observado alterações significativas no tempo crítico de eliminação de curto-circuito em função do defasamento.

Analisou-se o aumento nos graus de compensação da linha de transmissão (dados do ANEXO II), realizou-se compensação de 50%, 75% e 100% da linha de transmissão tanto para o modelo real quanto para o modelo terceira aproximação. Os resultados mostram que o aumento nos graus de compensação propostos, não resultam em um significativo aumento nos tempos críticos para o sistema com somente compensação estática. Já com compensação estática e dinâmica nos mesmos níveis de compensação, resultaram em redução nos valores dos tempos críticos.

Aumentos nestes graus de compensação devem ser acompanhados de cuidados com os valores de teto máximo e mínimo do limitador na saída do TCSC, pois à medida que se aumentaram os graus de compensação o sistema se mostrou mais susceptível ao fenômeno da ressonância.

Uma vez escolhido o modelo terceira aproximação para a representação do sistema, foi elaborada uma FL para este sistema, sob o efeito do RAT e do TCSC ([7]). O modelo terceira aproximação é com certeza o mais adequado para se realizar a montagem da FL pela facilidade de análise.

Com relação ao teste de estabilidade desenvolveu-se e implementou-se o método da RSP. O método que consiste na análise da distância da trajetória com relação às fronteiras da RSP, conduz a resultados precisos quanto à estabilidade. A visualização gráfica dessa trajetória dentro da RSP mostrou a eficácia e a eficiência do método de análise.

Pode-se verificar que estas análises são confiáveis para se concluir pela estabilidade ou instabilidade na primeira oscilação para um determinado tempo de extinção da falta.



Proposta para continuidade do trabalho:

Isto posto, torna-se interessante desenvolver este tipo de análise não somente para o dispositivo TCSC, mas também para outros dispositivos da tecnologia FACTS. Pode-se ainda buscar a FL (Função de Lyapunov) para o modelo primeira aproximação e segunda aproximação propostos neste trabalho. Há ainda o que explorar tanto nesta como em futuras análises os efeitos do TCSC em sistemas multi-máquinas com vistas à estabilidade do sistema.



- [1] LOURENÇO, F. E. "Melhoria de Modelos Considerados em Análise de Estabilidade Transitória por Método pela Inclusão da Ação dos Reguladores de Velocidade". Ilha Solteira – SP/Brasil, 23-06-1995.
- [2] COLVARA, L. D. "Análise de Estabilidade Transitória de Sistemas de Energia Elétrica com Regulador Automático de Tensão usando Funções de Lyapunov". Rio de Janeiro – Brasil – SETEMBRO/1988.
- [3] 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.
- [4] ANDERSON, P. M. and FOUAD, A. A. – "*Power System Control and Stability*" Iowa State University Press, 1977.
- [5] KUNDUR, P. – "*Power Systems Stability and Control*". Electric Power Research Institute, McGraw-Hill, Inc., 1994.
- [6] SWIFT, F. J., WANG, H. F. and LI, M. *Analysis of Controllable Series Compensator to Suppress Power System Oscillations*. In: International Conference on AC and DC Transmission, 6th, 29th Apr- 3rd May 1996, Conference Publication Number 423.



- [7] COLVARA, L. D. "Uma Abordagem de Análise de Estabilidade de Sistemas de Potência incluindo a Ação de Dispositivos (FACTS)" In: III Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica, Brasília, 08 a 12/08/1999, v.1, p. 291-296.
- [8] JAMSHIDI, M. *Large Scale Systems – Modeling and Control, North Holland Series in System Science and Engineering. Series Volume 9, 1983.*
- [9] DEMELLO, F. P., CONCORDIA, C. *Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control.* IEEE Trans. Power Apparatus and System, vol PAS 98, nº 4, p. 316 – 329, 1969.
- [10] WANG, H. F. and SWIFT, F. J. – *An Unified Model for the Analysis of FACTS Devices in Damping Power System Oscillations Part I: Single – machine Infinite-bus Power Systems.* IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 12, Nº 2, pp. 941 – 976, April, 1997.
- [11] HSU, L. and KASZKUREWICZ, E. "Structural Approach Applied to Power Systems Analysis". In: IFAC/IFORS'85, Beijing, China, 1985.
- [12] PERSIDSKII, S. K. "Problems of Absolute Stability". In: Automatic & Remote Control, nº 12, pp 1889 – 1895, 1969.
- [13] VIDYASAGAR, M. *Nonlinear Systems Analysis.* Prentice-Hall, Inc. Englewood Cliffs, New Jersey, 1978.
- [14] FITZGERALD, A. E., KINGSLEY JR, C. & KUSKO, A. *Máquinas Elétricas,* São Paulo, MacGraw Hill do Brasil, 1975
- [15] OGATA, K. *Engenharia de Controle Moderno,* Prentice Hall do Brasil, Rio de Janeiro, 1982.



- [16] STAGG, G. W. and EL – ABIAD, A. H. *Computer Methods in Power Systems Analysis*. International Student Edition.
- [17] ELGERD, O. I. *Electric Energy Systems Theory*. University of Florida.
- [18] PAI, M. A. – *Power System Stability Analysis by the Direct Method of Lyapunov*. Amsterdam: North-Holland Systems and Control, 1981, 251p.
- [19] ARRILAGA, J and ARNOLD, C. P. *Computer Analysis of Power System*. University of Canterbury.
- [20] MILLER, T. J. E. – *Reactive Power Control in Electric Systems*. John Wiley & Sons, Inc., 1982.
- [21] SONG, Y. H. & JOHNS, A. T. – *Flexible AC Transmission Systems (FACTS)*. IEE Power and Energy Series 30, October, 1999.



ANEXO I

Máquina Síncrona

$M [s^2]$	0,0545
$D [s]$	0,0055
$T'_{do} [s]$	5,36
$X_d [pu]$	0,7244
$X'_d [pu]$	0,1328
$P_m [pu]$	0,6

Regulador Automático de Tensão

K_r	50
$T_r [pu]$	0,06
$V_T^o [pu]$	1,00

Compensador Série Controlado

K_c	0,2
$T_c [s]$	0,1
$X_{esc}^o [pu]$	0,2

Sistema de Transmissão

$X_c [pu]$	0,65
------------	------

Barra Infinita

$V [pu]$	0,995
----------	-------

ANEXO II

Máquina Síncrona

M [s^2]	0,0212
D [s]	0,00
T'_{do} [s]	5,0194
X_d [pu]	1,2
X'_d [pu]	0,15
P_m [pu]	0,6

Regulador Automático de Tensão

K_r	20
T_r [pu]	0,01
V_r^0 [pu]	1,00

Compensador Série Controlado

K_c	0,2
T_c [s]	0,1
X_{esc}^0 [pu]	0,2

Sistema de Transmissão

X_e [pu]	0,74
------------	------

Barra Infinita

V [pu]	0,995
----------	-------

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**

