



Universidade de Brasília - UnB
Faculdade UnB Gama - FGA
Engenharia de Energia

Análise comparativa de técnicas de controle não lineares aplicadas a uma compensação série

Autor: Natália Seyko Inocencio Aoyama
Túlio Henrique Pedra Pereira
Orientador: Dr. Flávio Henrique J. R. Silva

Brasília, DF
2014



Natália Seyko Inocencio Aoyama
Túlio Henrique Pedra Pereira

Análise comparativa de técnicas de controle não lineares aplicadas a uma compensação série

Monografia submetida ao curso de graduação em Engenharia de Energia da Universidade de Brasília, como requisito parcial para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia de Energia.

Universidade de Brasília - UnB

Faculdade UnB Gama - FGA

Orientador: Dr. Flávio Henrique J. R. Silva

Brasília, DF

2014

Natália Seyko Inocencio Aoyama

Túlio Henrique Pedra Pereira

Análise comparativa de técnicas de controle não lineares aplicadas a uma
compensação série/ Natália Seyko Inocencio Aoyama

Túlio Henrique Pedra Pereira. – Brasília, DF, 2014-

76 p. : il. (algumas color.) ; 30 cm.

Orientador: Dr. Flávio Henrique J. R. Silva

Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade de Brasília - UnB

Faculdade UnB Gama - FGA , 2014.

1. Estabilidade em sistema elétrico. 2. TCSC. I. Dr. Flávio Henrique J.
R. Silva. II. Universidade de Brasília. III. Faculdade UnB Gama. IV. Análise
comparativa de técnicas de controle não lineares aplicadas a uma compensação
série

CDU 02:141:005.6

Natália Seyko Inocencio Aoyama
Túlio Henrique Pedra Pereira

Análise comparativa de técnicas de controle não lineares aplicadas a uma compensação série

Monografia submetida ao curso de graduação em Engenharia de Energiada Universidade de Brasília, como requisito parcial para obtenção do Título de Bacharel em Engenharia de Energia.

Trabalho aprovado. Brasília, DF, 24 de junho de 2014:

Dr. Flávio Henrique J. R. Silva
Orientador

Dr. Rodrigo Andres Miranda Cerda
Convidado 1

**Dra. Suélia de Siqueira Rodrigues
Fleury Rosa**
Convidado 2

Brasília, DF
2014

*Lute com determinação, abrace a vida com paixão, perca classe e vença com ousadia,
porque o mundo pertence a quem se atreve e a vida é muito para ser insignificante.*

(Charles Chaplin)

Resumo

Na sociedade moderna deseja-se que as concessionárias garantam a confiabilidade e o fornecimento ininterrupto de energia elétrica. Nos últimos anos, o crescente aumento do carregamento impulsionou a interligação entre os sistemas elétricos e propiciou a transmissão de potência através de linhas longas de alta capacidade, com isto, o equacionamento dos sistemas elétricos de potência tornou-se mais complexo e o estudo sobre estabilidade tornou-se de vital importância, principalmente na área de operação e planejamento de sistemas elétricos de potência (KUNDUR, 1993). Durante a operação dos sistemas elétricos podem ocorrer perturbações de grande e pequeno porte, que são responsáveis por acarretar oscilações eletromecânicas nos geradores síncronos. Quando o sistema está sujeito a uma perturbação, o seu funcionamento normal fica evidentemente prejudicado, acarretando problemas para a sociedade, podendo até implicar no desligamento de uma parte ou de todo o sistema interligado (KUNDUR, 1993) e (MACHOWSK; BUMBY, 2008). Uma forma de atenuar essas oscilações é utilizando a compensação série controlável a tiristores (TCSC, do inglês ‘Thyristor Controlled Series Capacitor’). O TCSC é capaz de aumentar a capacidade de transmissão de potência e propiciar um controle rápido no fluxo de potência na linha, aumentando a margem de estabilidade do sistema (MACHOWSK; BUMBY, 2008). O objetivo do trabalho é projetar, utilizando técnica de controle não linear, um controlador para o TCSC com o objetivo de aumentar a margem de estabilidade transitória do sistema de energia elétrica.

Palavras-chaves: Estabilidade em sistema elétrico. TCSC. Compensação série.

Abstract

In modern society it is hoped that dealers ensure reliability and uninterrupted supply of electrical power. In recent years, the increasing number of loading has boosted the interconnection between electrical systems and facilitated transmissions of power through long lines of high capacity, with this, the equation of electric power systems has become more complex and the study on stability became of vital importance, specially in area of operation and planning of electric power systems (KUNDUR, 1993). During the operation of electrical systems may occur disturbances of large or small dimension, which are responsible for causing oscillations in synchronous generators. When the system is subjected to a disturbance, its normal functioning is evidently injured, causing problems to the society, and may even result in a shutdown of a part or a hole interconnected system (KUNDUR, 1993) e (MACHOWSK; BUMBY, 2008). One way to mitigate these oscillations is using the thyristor controlled series capacitor (TCSC). The TCSC is able to increase the capacity of transmission of power and provide a fast control on the flow of power on line, thus increasing the stability's margin of the system (MACHOWSK; BUMBY, 2008). The objective of this work is to design, using a technique of non-linear control, a controller for TCSC with objective of increasing the transient stability's margin of electrical power system.

Key-words: stability in electrical system. TCSC. series compensation.

Lista de abreviaturas e siglas

ANEEL	Agencia Nacional de Energia Eletrica
DFL	Direct Feedback Linearization
EL	Euler-Lagrange
FACTS	Flexible AC Transmission Systems
FLC	Função Lyapunov de Controle
IDA-PBC	Interconnection and Damping Assignment Passivity-based Control
ONS	Operador Nacional do Sistema Eletrico
PCH	Port-controlled Hamiltonian
PSS	Power System Stabilizers
pu	por unidade
RAT	Reguladores Automáticos de Tensão
SIN	Sistema Interligado Nacional
SVC	Structure Variable Control
TCSC	Thyristor Controlled Series Capacitor
UMBI	Uma máquina síncrona acoplada a um barramento infinito

Lista de símbolos

T_e	Torque elétrico
T_m	Torque mecânico
T_{am}	Enrolamento e amortecimento
$J\omega$	Momento angular
M	Constante de inércia
E	Força eletromotriz
V	Tensão do barramento
x_{eq}	Reatância equivalente
λ	Comprimento de onda
v	Velocidade de propagação
f	Frequência
Z_{km}	Impedância série
Y_{km}	Admitância paralela
r_{km}	Resistência da linha
x_{km}	Impedância da linha
g_{km}	Condutância da linha
b_{km}	Susceptância da linha
I_{km}	Corrente da linha que percorre entre as barras k e m
I_{mk}	Corrente da linha que percorre entre as barras m e k
E_k	Tensão fasorial da barra k
E_m	Tensão fasorial da barra m
S	Fluxo de potência aparente
P	Fluxo de potência ativa
Q	Fluxo de potência reativa

Sumário

I	Introdução	17
1	Introdução	19
1.1	Contextualização	19
1.2	Contextualização do Problema	21
1.3	Objetivos do Trabalho	23
1.4	Composição e Estrutura do Trabalho	23
II	Modelagem	25
2	Modelagem do Sistema Elétrico e Seus Componentes	27
2.1	Máquina Síncrona	28
2.2	Linhas de Transmissão	30
2.2.1	Modelo PI	31
2.3	Estabilidade	32
2.3.1	Determinação da Estabilidade	33
2.4	Dinâmica do Sistema Elétrico	34
2.5	Controle da Estabilidade Transitória	36
2.5.1	Compensação Série	37
2.5.2	Dispositivos TCSC	38
2.5.2.1	Fluxo de Potência Ativa e Reativa Considerando as Perdas na Rede	39
2.5.2.2	Fluxo de Potência Ativa e Reativa Considerando a Linha Sem Perdas	41
3	Estudos Preliminares em Sistemas Não Lineares	43
3.1	Definições Matemáticas	43
3.1.1	Pontos de Equilíbrio	44
3.2	Função Lyapunov de Controle	45
3.3	IDA-PBC	48
3.3.1	Interconnection and Damping Assignment Passivity-based control – IDA-PBC	49
3.3.2	Estabilização transiente do sistema UMBI	50

III Simulação e Resultados	53
4 Simulação e Resultados	55
4.1 Análise de Estabilidade Para um Sistema de Uma Máquina Contra o Bar- ramento Infinito	55
4.2 Resultados e Discussões	61
4.2.1 Dinâmica da máquina síncrona do sistema	61
4.2.2 Função de controle u	65
4.2.3 Reatância do TCSC	66
4.2.4 Função energia	68
4.2.5 Trajetória do sistema	69
4.2.6 Comparação dos métodos de controle	71
4.2.7 Tempo crítico de abertura	71
5 Conclusões e Perspectivas de Trabalhos Futuros	73
Referências	75

Parte I

Introdução

1 Introdução

1.1 Contextualização

Devido à crescente demanda de energia gerada pelo crescimento econômico e industrial, o sistema de energia elétrica passou a sofrer expansão para suprir essa procura, de modo que o uso dessa energia fosse realizado de forma racional. O aumento da demanda de energia sobre os sistemas elétricos de potência provocou a necessidade do avanço de técnicas de controle para amortecer as perturbações nos sistemas, bem como a redução de custos, resultando em uma interligação cada vez maior entre os diversos sistemas de geração existentes, e atualmente o Brasil conta com um grande sistema interligado, conhecido como Sistema Interligado Nacional (SIN), conforme apresentado na Fig. (1). Essa interligação apresenta vantagens, principalmente no atendimento energético em horários de maior consumo, pois permite a participação de reservas energéticas menores no atendimento de cargas súbitas, a compra e venda de energia entre vários sistemas e um melhor aproveitamento da diversidade energética existente.

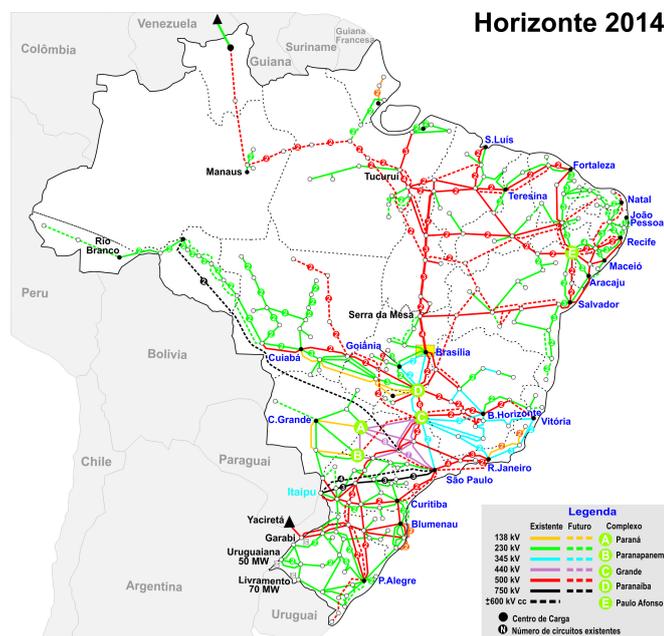


Figura 1 – Sistema Interligado Nacional (SIN) Horizonte - 2014 (ONS, 2013).

Porém, esta alta demanda local de energia levou a maiores incidências de perturbações no sistema interligado. Com o aumento da dimensão do sistema devido a estas conexões, a operação do sistema torna-se bastante complexa, e conseqüentemente, as correntes de curto-circuito aumentaram significativamente, assim como os riscos de desligamento total ou parcial na rede, conhecidos como 'apagões'. Para que a margem de

estabilidade do sistema seja adequada é necessário um planejamento detalhado da sua operação, além de conhecimentos aprofundados de sua proteção e análises rápidas das suas condições de estabilidade para uma dada perturbação.

Os sistemas elétricos de potência são projetados com o principal objetivo de atender à demanda de potência e energia requerida pelos seus consumidores dentro de certos limites de tensão e frequência, conforme estabelecidos por órgãos competentes ao controle do SIN, como a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) e o Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS). Além dos sistemas serem capazes de operar satisfatoriamente em regimes permanentes, estes devem ser flexíveis à presença de perturbações de forma a garantir a continuidade da prestação de serviço quando sujeitos a perturbações.

Muitas são as causas de perturbações em sistemas de potência: curtos-circuitos, rompimento de linhas de transmissão, descargas atmosféricas, entrada ou saída de cargas de grande porte, etc., são alguns exemplos de perturbações às quais os sistemas estarão sempre sujeitos. Estas perturbações afastam o sistema do seu ponto de operação original, que como consequência geram oscilações eletromecânicas nos eixos dos geradores síncronos no sistema. Quando sujeito a uma perturbação, o sistema pode ter seu funcionamento prejudicado, levando até mesmo à ocorrência de apagões, evidenciando assim, a importância de projetos de controladores para sistemas elétricos de potência.

Nesse contexto, o estudo de estabilidade foi desenvolvido para diversos tipos de perturbações, sendo então dividida em três tipos de estudo de estabilidade: angular, de frequência e de tensão, conforme ilustrado na Fig. (2).

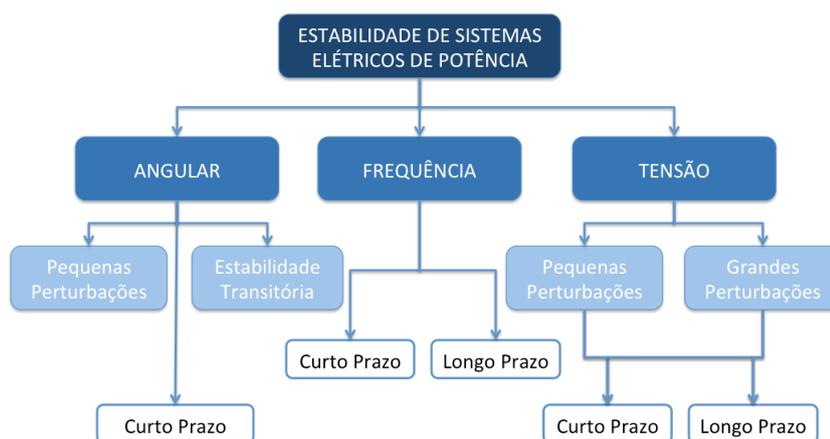


Figura 2 – Diagrama de classificação de tipos de estabilidade em sistemas elétricos de potência.

No presente trabalho o tipo de estabilidade abordado é o angular para grandes perturbações, ou seja, são analisadas técnicas de controle não lineares aplicadas em estudos de estabilidade transitória.

1.2 Contextualização do Problema

O desenvolvimento de controladores para sistemas elétricos de potência tem sido um desafio aos engenheiros desta área desde o final da década de 50. Naquele período, os geradores adicionados aos sistemas existentes passaram a incorporar reguladores automáticos de tensão (RAT). Tais reguladores trouxeram benefícios com relação à manutenção do perfil de tensão em regime permanente, porém detectou-se que a ação de controle destes equipamentos causavam oscilações indesejáveis e pouco amortecidas em algumas situações ([CONCORDIA, 1944](#)).

Até os dias atuais, a falta de controles eficientes em sistemas elétricos de potência continua a causar apagões no SIN. A última ocorrência de grande porte na rede nacional de energia elétrica ocorreu no dia 4 de fevereiro de 2014, causando a abertura da interligação em 500 kV entre a Região Norte e as Regiões Sudeste/Sul, entre Colinas e Serra da Mesa, interrompendo o fluxo de 5 mil MW para essas regiões. Com a separação das regiões Sudeste/Centro-Oeste e Sul da região Norte/Nordeste, que antes da perturbação exportava energia, as regiões Sudeste/Centro-Oeste e Sul foram afetadas com consequente queda na frequência elétrica ([ONS, 2014](#)).

Diante dos problemas causados pela complexidade do sistema elétrico, foi necessário classificar as oscilações indesejáveis do sistema para melhor esclarecimento do problema. Assim que identificadas a origem destas oscilações, alguns equipamentos foram desenvolvidos com o intuito de minimizá-las, como os PSS's (do inglês – ‘Power System Stabilizers’). A função básica do PSS é aumentar os limites de estabilidade e amortecer os modos de oscilações locais. Entretanto, dada a complexidade do sistema, além da falta de recursos, combinado com os fatores ambientais, os sistemas passaram a trabalhar mais próximos de seus limites. Conseqüentemente, as não-linearidades, inerentes ao sistema, tornaram-se mais evidentes e efeitos nunca antes observados passaram a se manifestar. Assim, em certos casos o amortecimento dado pelos PSS's podem não ser suficientes para as oscilações eletromecânicas ([KUNDUR, 1993](#)).

Visando uma operação segura e confiável do sistema, uma das soluções para o problema apresentado é a atenuação dessas oscilações eletromecânicas a partir da utilização da compensação, série e (ou) paralelo, controlável na linha de transmissão ([KIMBARK, 1966](#)). Atualmente, tal compensação pode ser idealizada através do uso de equipamentos FACTS (do inglês – ‘Flexible AC Transmission Systems’) baseada na tecnologia de semicondutores de potência. Estes equipamentos são capazes de, além de amortecer as oscilações eletromecânicas, aumentar a capacidade de transmissão de potência e controlar diretamente o fluxo de potência em rotas específicas de transmissão, aliviando linhas de transmissão sobrecarregadas. Dentre os diversos tipos de FACTS hoje desenvolvidas, o TCSC (do inglês – ‘Thyristor Controlled Series Capacitor’) é um dos dispositivos FACTS que utiliza tecnologia dos tiristores de potência, possuindo alta capacidade, e sendo utili-

zado em sistemas de potência para fornecer amortecimento às oscilações inter-áreas com grande eficiência (HINGORANI; GYUGYI, 1999).

O controle de equipamentos FACTS em sistemas de potência, em ponto de vista da operação do sistema, merece uma atenção especial, pois alguns fatores como a robustez, descentralização, interação entre controladores, localização do equipamento e escolha dos sinais de realimentação são fatores relevantes para o projeto do controlador (ZHOU; LIANG, 1999).

Apesar do modelo do sistema não ser linear, a grande maioria das técnicas de controle, aplicadas na prática, são lineares. Nesse caso, as equações do sistema de potência são linearizadas em um ou mais pontos de operação e os controladores são projetados para estabilizar o sistema nestes pontos (TARANTO, 1995). Para avaliar a efetividade do controlador projetado, simula-se o sistema utilizando o modelo não-linear. Observa-se que o controlador projetado não é robusto o suficiente para garantir a estabilidade do sistema em condições de operação muito distintas daquelas previstas inicialmente e provavelmente não é capaz de atenuar oscilações que sejam fundamentalmente produzidas por não-linearidades.

A vantagem das técnicas de controle não linear é a possibilidade de sua aplicação direta ao modelo não linear do sistema, e assim, os comportamentos inerentes a não linearidades são levadas em consideração. Atualmente, uma atenção especial está sendo dada para estas técnicas, tais como a DFL (do inglês – ‘Direct Feedback Linearization’), SVC (do inglês – ‘Structure Variable Control’), controle descontínuo (‘bang-bang’) e a FLC (Função Lyapunov de Controle).

A FLC é uma técnica, onde a lei de controle é independente da topologia do sistema, realiza a localização da falta, utiliza sinais locais, além de ser capaz de aumentar a região de estabilidade. Por outro lado, o método Lyapunov, que será apresentada no Capítulo 3 deste documento, apresenta a desvantagem de ser impróprio para trabalhar com modelos mais detalhados do sistema. Este obstáculo, por sua vez, está intimamente relacionado com o problema de encontrar uma FLC associada a estes modelos. Em geral para encontrar uma FLC e obter a lei de controle, despreza-se o efeito das ‘perdas’ na modelagem do sistema (GHANDHARI; HISKENS, 2001).

Quanto ao método de atribuição de interconexão e amortecimento baseado em passividade (IDA-PBC, do inglês - ‘Interconnection and Damping Assignment Passivity-based Control’), trata-se de uma metodologia de projeto de controladores desenvolvida para estabilidade assintótica de sistemas não lineares que não se baseia em procedimentos de linearização ou desacoplamento, mas modifica o sistema em malha fechada com uma estrutura hamiltoniana a partir de uma função energia desejada, é robusto para sistemas físicos descritos por meio da formulação de Euler-Lagrange(EL) (ORTEGA; GARCÍA-CANSECO, 2004), e há necessidade de representar o sistema na formulação de um sistema

hamiltoniano com porta controlada (PCH, do inglês 'port-controlled Hamiltonian'). Dentre suas vantagens, apresenta sinais de controle suave, e como desvantagem, não garante erro nulo.

1.3 Objetivos do Trabalho

Levando em consideração as soluções para o amortecimento das oscilações eletromecânicas em sistemas elétricos de potência, o presente trabalho tem como objetivo analisar estratégias de controle não lineares para equipamentos TCSC, utilizando Função Lyapunov de Controle (GHANDHARI; HISKENS, 2001) e o método de atribuição de interconexão e amortecimento baseado em passividade (IDA-PBC), apresentados em (MANJAREKAR; BANAVAR, 2012) e (ORTEGA; GARCÍA-CANSECO, 2004).

1.4 Composição e Estrutura do Trabalho

O documento está organizado em três partes, sendo a primeira uma parte introdutória que apresenta uma visão geral da problemática tratada neste trabalho. A segunda parte, por sua vez, trata da modelagem, abordado em um contexto matemático. Esta parte é composta por dois capítulos: Modelagem do sistema elétrico e seus componentes e Estudos preliminares em sistemas não lineares. O capítulo da modelagem determina a modelagem da máquina síncrona, da linha de transmissão e do comportamento do sistema elétrico, e, além disso, apresenta as características do controle da estabilidade transitória. E no capítulo de estudos preliminares, as definições matemáticas são apresentadas e são introduzidos os dois métodos de controle abordados no presente trabalho: FLC e IDA-PBC. Em seguida, são levantadas simulações e resultados das análises na terceira parte do documento. Ao fim, são apresentadas as conclusões tomadas pelo estudo e mencionam-se algumas idéias para trabalhos futuros.

Parte II

Modelagem

2 Modelagem do Sistema Elétrico e Seus Componentes

Dado que um dos objetivos do trabalho é a análise de estabilidade em sistemas elétricos de potência, torna-se necessária a elaboração de modelos matemáticos para caracterizar o sistema em estudo. Porém, ao analisar o fluxo de potência do sistema em situação real, é possível perceber que a carga consumida em um sistema elétrico de potência varia espontaneamente a todo momento, e conseqüentemente poderia declarar que o sistema de potência nunca está em estado estacionário em um estrito senso matemático. Tal observação leva a concluir, entretanto, que a modelagem do sistema é impraticável na maioria dos casos, e quando aplicável, esta se tratará de um extenso e complexo sistema. Portanto, é fundamental que simplificações relevantes e adequadas sejam tomadas, de modo que sejam alcançados resultados que levem à contribuição da análise de modo simples e de fácil entendimento. Deste modo, a suposição de que a saída da potência elétrica dos geradores são constantes, leva a simplificações relevantes para diversos estudos de estabilidade em sistemas elétricos de potência, por tratar-se de uma solução para equações de fluxo de potência. Além disso, outra simplificação tomada neste estudo é a consideração da composição do sistema elétrico de potência, dado basicamente por máquina síncrona e redes de transmissão, e conseqüentemente, a modelagem matemática é realizada a partir de conjuntos de equações diferenciais e algébricas para cada um desses componentes, conforme apresentados neste capítulo.

A modelagem do sistema será aplicada a um modelo clássico de uma máquina síncrona acoplada a um barramento infinito (UMBI). A utilização deste modelo é indicada em casos em que o sistema interligado é muito maior do que a máquina que se pretende estudar, em termos de potência fornecida às cargas. Tal modelo é composto por um gerador conectado a um barramento infinito através de uma linha de transmissão. O barramento infinito pode ser compreendido como um barramento, ou uma fonte hipotética, que mantém constante a sua velocidade angular, independentemente da potência absorvida ou fornecida à rede por este, devido a sua capacidade ilimitada de geração ou absorção de potência, tendo uma inércia infinita e uma impedância nula.

A Figura (3) representa o modelo de uma máquina síncrona acoplada a um barramento infinito, com representação da impedância da linha de transmissão X .

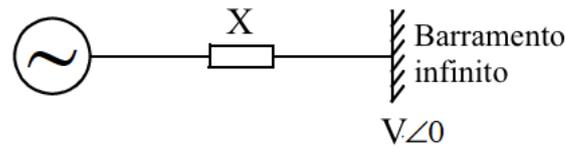


Figura 3 – Representação de um simples modelo UMBI.

2.1 Máquina Síncrona

As máquinas síncronas exercem muitas funções dentro de um sistema elétrico de potência. As principais fontes de energia elétrica são fornecidas a partir de geradores síncronos. Todas as cargas do sistema são acionadas através de motores síncronos. Além disso, em alguns casos utilizam-se máquinas ou compensadores síncronos para realizar a compensação de potência reativa e o controle da tensão da rede. O principal problema que pode ocorrer com esses tipos de máquinas é a perda do sincronismo (KUNDUR, 1993).

Há dois elementos básicos que definem fisicamente as máquinas síncronas: o campo e a armadura. O enrolamento de campo está excitado por uma corrente que produz um campo magnético, que por sua vez induz uma tensão alternada no enrolamento da armadura. Assim, percebe-se que em uma máquina síncrona trifásica, a armadura é um conjunto de enrolamentos trifásicos no estator e o campo é um conjunto de enrolamentos ligados ao rotor. Além disso, um conjunto de enrolamentos de amortecedores normalmente são utilizados para amortecer possíveis variações que podem ocorrer devido a perturbações na máquina.

Além das propriedades elétricas, é importante equacionar as propriedades mecânicas para a análise do comportamento dinâmico da máquina. Dessa forma, as relações eletromecânicas de conversão de energia do sistema de potência são construídas. Estas relações são alusivas ao movimento rotacional da máquina, onde é estabelecido um sistema de referência.

Pelo fato de que a diferença entre os ângulos de referência está relacionado a sua fase, que é uma constante, verifica-se que em seu comportamento estável ambas as acelerações angulares são iguais, o que caracteriza o sistema de referência girante como um sistema inercial. Assim, nota-se que a equação diferencial do ângulo δ_m em relação ao tempo também é a mesma que descreve o do ângulo θ_m (KUNDUR, 1993).

Os efeitos mecânicos da máquina síncrona se expressam através das interações entre os torques elétricos T_e e mecânicos T_m exercidos sobre o mecanismo. A partir da 2ª lei de Newton para movimentos rotacionais, a equação para caracterizar a mecânica da máquina é formada por:

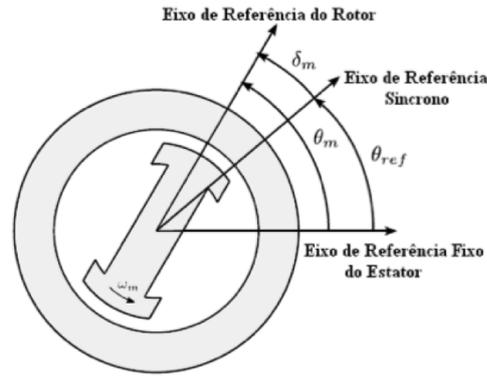


Figura 4 – Sistema de referência síncrona. (KHALIL, 2002)

$$J\dot{\omega}_m = T_m - T_e \quad (2.1)$$

Considerando os efeitos de enrolamento de amortecimento na máquina na Eq. (2.1), obtém-se a Eq. (2.2) exposta abaixo:

$$J\dot{\omega}_m = T_m - T_e - T_{am} \quad (2.2)$$

Nos sistemas elétricos é mais adequado trabalhar com as grandezas em potência do que com o conjugado. Como a potência relacionada diretamente a velocidade angular e ao conjugado, como mostrado na Eq. (2.3), tem-se a seguinte expressão na Eq. (2.4).

$$P = \omega T \quad (2.3)$$

$$J\omega_m\dot{\omega}_m = P_m - P_e - \omega_m T_{am} \quad (2.4)$$

O termo $J\omega$ é o momento angular, M nomeado como a constante de inércia da máquina. Assim, tem-se a seguinte equação diferencial:

$$\dot{\omega}_m = \frac{1}{M}(P_m - P_e - \omega_m T_{am}) \quad (2.5)$$

Como na análise de estabilidade transitória o interesse principal é a variação do ângulo elétrico, buscando relacionar o ângulo elétrico com o ângulo mecânico através do número de pares de pólos magnético (p) da máquina (KUNDUR, 1993).

$$\delta_e = p\delta_m \quad (2.6)$$

A partir das Eqs. (2.4,2.5 e 2.6), o conjunto de equações que determinam o comportamento mecânico da máquina síncrona é definido, onde esta é composta por duas equações diferenciais como mostrado na Eqs. (2.7) e (2.8) (KUNDUR, 1993).

$$\dot{\delta} = \omega \quad (2.7)$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{M}[P_m - P_e - \omega_m T_{am}] \quad (2.8)$$

2.2 Linhas de Transmissão

Para a determinação do comportamento de todo o sistema elétrico de potência, um dos componentes que devem ser levados em consideração são as linhas de transmissão. Por se tratar de um elemento responsável pelo transporte de energia elétrica gerada pelas centrais geradoras para as cargas do sistema, torna-se conveniente a adoção de modelos que simulem o desempenho da transmissão diante das distintas perturbações (KUNDUR, 1993).

Atualmente, existem diversos modelos que realizam a simulação do sistema de transmissão. E, normalmente, a seleção de aplicação de um determinado modelo é realizado a partir da extensão da linha de transmissão, sendo que para linhas curtas (com até 80 km) e em alguns estudos, despreza-se a capacitância dessas linhas por ser muito pequena, logo, representa-se a linha apenas por uma resistência e indutância. Linhas de média extensão (entre 80 e 240 km) são comumente representadas por pelo modelo π , enquanto que as linhas de longa extensão (superiores a 240 km) são representadas por mais de um modelo π ou pelo modelo de parâmetros distribuídos (LE MOS, 2008).

Considerando que as linhas sejam trifásicas equilibradas, ou seja, que os parâmetros do estudo de transitórios eletromecânicos esteja em sequência positiva, a determinação dos parâmetros de linhas por unidade de comprimento em uma linha de transmissão é realizada inicialmente a partir da ponderação das condições de representação dos comportamentos resistivo, indutivo e capacitivo distribuídos por toda a linha, concentrados em um ponto. E para essa caracterização do sistema, é necessário levar em consideração as suas características, principalmente do comprimento do sistema e do comprimento de onda do sinal aplicado.

O comprimento de onda λ é definido na Eq. (2.9), onde v é a velocidade de propagação do sinal e f é a frequência do mesmo.

$$\lambda = \frac{v}{f} \quad (2.9)$$

2.2.1 Modelo PI

Tratando-se de um dos modelos mais aplicados atualmente, no modelo π (Fig. 5) os comportamentos indutivo e resistivo são concentrados em Z_{km} , a impedância total longitudinal da linha, a admitância paralela em *shunt* Y_{km} , onde a impedância em série pode ser expressa em termos da resistência série r_{km} e a reatância série x_{km} .

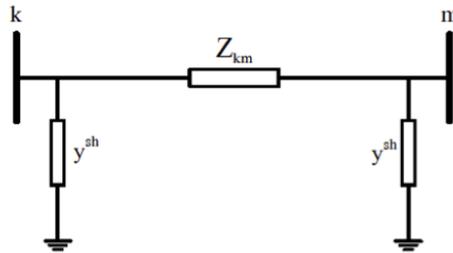


Figura 5 – Modelo PI.

Neste modelo considera-se que a rede opera em regime permanente senoidal, justificando-se pelo fato de que as dinâmicas eletromagnéticas serem muito mais rápidas que as dinâmicas eletromecânicas. Assim, para a análise de estabilidade angular, as dinâmicas de rede serão desprezadas, simplificando o modelo analisado (KHALIL, 2002), conforme a seguinte representação da impedância série, Z_{km} , e a admitância paralela da linha, Y_{km} .

$$Z_{km} = r_{km} + jx_{km} \quad (2.10)$$

$$Y_{km} = \frac{1}{Z_{km}} = g_{km} + jb_{km} \quad (2.11)$$

Onde a impedância série está representada pela resistência e pela impedância da linha, respectivamente: r_{km} e x_{km} . A admitância, por sua vez, está expressa em termos da condutância g_{km} e da susceptância b_{km} da linha, onde:

$$g_{km} = \frac{r_{km}}{r_{km}^2 + x_{km}^2} \quad (2.12)$$

$$b_{km} = -\frac{r_{km}}{r_{km}^2 + x_{km}^2} \quad (2.13)$$

A principal limitação deste modelo consiste na não linearidade dos comportamentos resistivo, indutivo e capacitivo a partir do uso de parâmetros concentrados. Como esses comportamentos ocorrem distributivamente, a alteração da corrente devido a capacitância é contínua no decorrer da linha, e a tensão sofre a influência desse efeito na corrente, portanto o fato de se concentrar os elementos ideais acrescenta um erro no modelo, sendo esse erro considerável em linhas longas, ou seja, maiores que 240 km, criando assim a

necessidade de buscar um modelo que incorpore a distribuição dos parâmetros ao longo da linha ao usar mais de um modelo pi para representar a linha (LEMONS, 2008).

2.3 Estabilidade

A expressão estabilidade está associada à permanência de um objeto em estudo em um determinado estado, e mesmo que uma perturbação o retire do seu estado, após a eliminação desta perturbação, o elemento retornará ao seu estado original.

Ao definir estabilidade, outros conceitos como o equilíbrio ou o ponto de equilíbrio também são associados. Para melhor visualização, faz-se referência a um exemplo do pêndulo, ilustrado na Fig. (6).

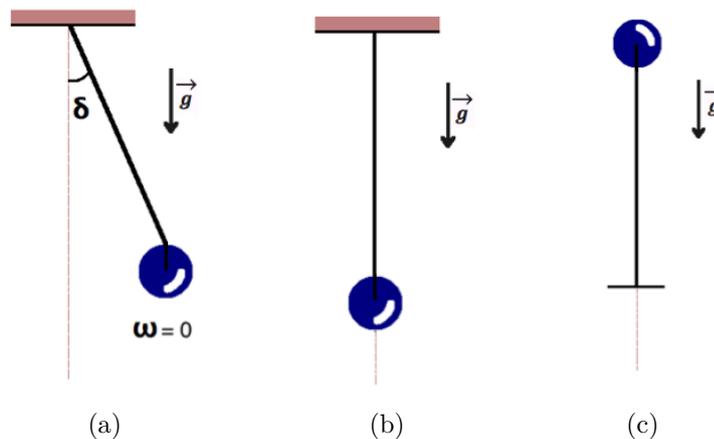


Figura 6 – Estados de um pêndulo.

Na Figura (6.a) o pêndulo apresenta deslocamento de um ângulo δ com velocidade angular igual a zero. Se este for solto nesta posição, sabe-se que a força gravitacional atuará no corpo, afastando-o desta posição no sentido de levá-lo à posição de menor cota, portanto, este não é um estado de equilíbrio natural do sistema, pois, a aceleração não é nula. Na Figura (6.b), o pêndulo permanecerá parado na mesma posição ao soltá-lo com velocidade zero, até que alguma perturbação o retire da estabilidade. Na Figura (6.c), a situação é semelhante ao da Fig. (6.b), porém com uma diferença fundamental: sabe-se que ao aplicar uma pequena perturbação ao pêndulo, este não retornará ao seu estado original, diferentemente do caso (b). Caracteriza-se portanto a existência de dois tipos fundamentais de estabilidade de um sistema: no primeiro caso, tem-se um ponto de equilíbrio estável, e no segundo, um ponto de equilíbrio instável.

Os pontos de equilíbrio dos sistemas físicos, em geral, são caracterizados tanto pela velocidade como pela aceleração nulas. Nesta situação, a força resultante é nula, e conseqüentemente a aceleração do corpo também é zero e este permanece com a velocidade nula. Desta forma, o corpo não abandona sua posição de equilíbrio.

2.3.1 Determinação da Estabilidade

Em um sistema operando em regime permanente, a máquina gira à velocidade síncrona de forma que o ângulo mecânico formado entre o rotor e a referência girante, δ , será uma constante e poderá ser determinada a partir de um fluxo de carga. Desta forma, a aceleração e a velocidade angular mecânica para um sistema de uma máquina serão nulas, ou seja, $\ddot{\delta} = 0$ e $\dot{\delta} = 0$.

Assim, supõe-se que no tempo $t = 0$ ocorra uma falta, levando a alterações na topologia da rede, e conseqüentemente na matriz de admitância do sistema. Sabendo-se que a potência elétrica fornecida à rede pela máquina (P_e) está diretamente relacionada aos parâmetros da própria rede e um novo conjunto de equações diferenciais descreverá o seu comportamento durante o intervalo de tempo da falta, $t = 0$, até o momento de abertura ou momento de eliminação do defeito, t_a .

Após a eliminação do defeito, ocorre uma alteração na topologia da rede, levando a uma nova formação de conjunto de equações diferenciais que descrevem o comportamento do sistema pós-falta, que o descreve a partir do tempo t_a até o infinito (BRETAS; ALBERTO, 1997).

Portanto, três intervalos de tempo são definidos a partir da variação da topologia da rede, causada pela falta: sistema pré-falta, sistema em falta e sistema pós-falta. Em cada um destes períodos, uma equação diferencial caracterizará seu comportamento, apresentando descontinuidades ao longo da mudança entre os três intervalos:

$$M\ddot{\delta} + D\dot{\delta} = p_m - p_e = 0 \quad \left\{ \begin{array}{l} t \leq 0, \quad p_e = p_e^{prf} \\ 0 < t \leq t_a, \quad p_e = p_e^f \\ t > t_a, \quad p_e = p_e^{pf} \end{array} \right. \quad (2.14)$$

Onde M é a constante de inércia correspondente à máquina do sistema, D é a constante de amortecimento da máquina, p_m se refere à potência mecânica em pu injetada na máquina e p_e da potência entregue à rede pela máquina, em pu.

Com isso, três conjuntos de equações distintos são gerados, de acordo com determinados intervalos de tempo:

Sistema Pré-Falta:

$$M\ddot{\delta} + D\dot{\delta} = p_m - p_e^{prf} = 0 \quad \left\{ \begin{array}{l} t \leq 0 \\ \delta(t) = \delta^0, \dot{\delta}(0) = 0 \end{array} \right. \quad (2.15)$$

Sistema em Falta:

$$M\ddot{\delta} + D\dot{\delta} = p_m - p_e^f \begin{cases} 0 < t \leq t_a \\ \delta(t) = \delta^0, \dot{\delta}(0) = 0 \end{cases} \quad (2.16)$$

Sistema Pós-Falta:

$$M\ddot{\delta} + D\dot{\delta} = p_m - p_e^{pf} \begin{cases} t \geq t_a \\ \delta^{pf}(t_a) = \delta^f(t_a) \end{cases} \quad (2.17)$$

Assim, dado que na pré-falta o sistema se encontra em regime permanente, sua solução apresenta valores constantes no tempo que podem ser obtidos através de um fluxo de carga. Dada a falta, é necessário determinar o valor máximo do tempo de abertura, de maneira que o sistema ainda permaneça estável. E este corresponderá ao tempo crítico de abertura, que é utilizado para a programação do tempo de abertura do sistema de proteção. No pós-falta, as suas condições iniciais serão determinadas a partir da solução do sistema em falta para o tempo crítico de abertura, t_a .

2.4 Dinâmica do Sistema Elétrico

A estabilidade do sistema elétrico está baseado na permanência de sua operação em regime permanente, ou seja, que o fluxo de potência ativa seja constante. Porém, observa-se que esse fluxo de potência está diretamente relacionado com as diferenças entre os ângulos de fase dos geradores, e conseqüentemente, esta diferença entre os ângulos será constante quando em regime permanente. Portanto, todas as máquinas síncronas do sistema apresentarão a mesma velocidade angular, onde a potência elétrica gerada nas máquinas será igual à soma das potências absorvidas nas cargas mais as perdas nas linhas, mantendo o sistema neste estado por tempo indeterminado até que seja removido deste estado por alguma perturbação.

As perturbações no sistema elétrico podem ser gerados por fenômenos de diversas origens que criam oscilações eletromecânicas de variadas intensidades. O estudo da estabilidade, seja com foco na identificação dos fatores de influência na instabilidade do sistema, ou na formação de métodos de melhoria para a segurança da operação, apresentam melhor entendimento quando classificadas tais oscilações em categorias. E essa classificação é baseada em diversos fatores: natureza física da instabilidade; tamanho da perturbação considerada; equipamentos, processos e domínio do tempo que devem ser considerados de forma a determinar a estabilidade; e método mais apropriado para o cálculo ou previsão da estabilidade.

Ao classificar as perturbações de acordo com a sua frequência, verifica-se que as principais são classificadas em modos locais e modos inter-áreas. Os modos locais são

perturbações com frequência variável na faixa entre 0,8 a 2 Hz, nos quais estão relacionados a oscilações dos rotores de um grupo de geradores próximos. Os modos inter-áreas apresentam frequências entre 0,1 a 0,8 Hz e são associados com oscilações de grupos de geradores de uma região contra outro grupo de geradores de outra região. E além disso, existem outros modos de oscilações: intra-planta (2 a 3 Hz), torcionais (10 a 46 Hz), etc (PAL; CHAUDHURI, 2005).

Diante dessa diversidade de oscilações presentes no sistema elétrico, o estudo de estabilidade foi dividido em duas classes: pequenas perturbações e estabilidade transitória. No estudo de estabilidade para pequenas perturbações, as equações são linearizadas em torno de um ponto de operação estável, e considera-se um conjunto de equações diferenciais invariantes no tempo. Tal estudo visa análises sobre o comportamento do sistema a longo prazo, levando em consideração a influência de reguladores e governadores.

Por outro lado, ao tratar-se de estudos de manutenção do sincronismo entre as máquinas em um curto período de tempo após ocorrência de uma grande perturbação aplica-se o estudo de estabilidade transitória. Para este estudo, as não-linearidades inerentes ao sistema de potência não podem ser desprezadas. E devido ao curto espaço de tempo, a ação dos controladores de dinâmica lenta não causam efeitos significativos no comportamento do sistema, sendo então desconsiderados na análise.

Em termos matemáticos, a modelagem do comportamento do sistema elétrico de potência é baseado na equação diferencial, conforme a Eq. (2.18), onde o sistema considerado é um sistema não linear de malha aberta.

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(x) \quad (2.18)$$

Onde x representa as variáveis de estado do sistema, conforme a Eq. (2.19).

$$\mathbf{x} = \left[\delta, \omega \right]^T \quad (2.19)$$

A função f , por sua vez, é determinada de acordo com a Eq. (2.20).

$$\mathbf{f} = \left[\begin{array}{c} \omega \\ \frac{1}{M}(P_m - P_e - \omega T) \end{array} \right] \quad (2.20)$$

Como o foco do trabalho é o estudo de estabilidade transitório com controle, a Eq. (3.23) será complementada com uma entrada de controle u , ou seja, a equação que modela o comportamento do sistema elétrico será conforme apresentado na Eq. (2.21).

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(x, u) \quad (2.21)$$

Para melhor entendimento acerca da definição entre um sistema de malha aberta e fechada, apresenta-se um comparativo em diagramas conforme apresentado na Fig. (7).

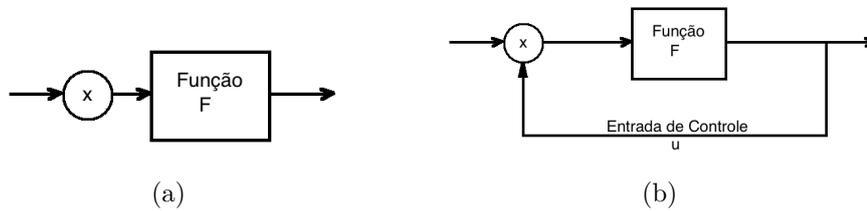


Figura 7 – Representação da modelagem do comportamento do sistema de potência para malha aberta (a) e malha fechada (b).

No presente estudo, o sistema UMBI considerado consiste na composição do sistema por um gerador síncrono conectado a dois barramentos: a do gerador e o barramento de transmissão. Neste caso, a magnitude da voltagem e a frequência para o barramento infinito são consideradas constantes. A Figura (8) ilustra o sistema, onde o barramento do gerador é enumerado como 1 e o barramento infinito como 2. Eles estão conectados um ao outro através de uma combinação série da reatância na linha X_{12} e o CSC denotado por $-jx_c$.

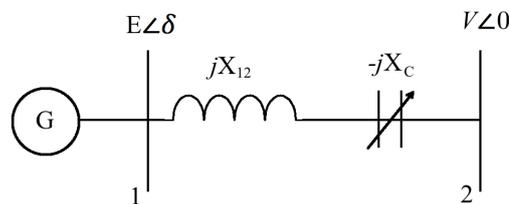


Figura 8 – Representação de um simples modelo UMBI.

Para a Fig. (8) utilizou-se a seguinte notação: δ é o ângulo do rotor e ω é o desvio da velocidade angular do rotor com respeito a referência de rotação síncrona para o gerador.

2.5 Controle da Estabilidade Transitória

A compensação de potência reativa em sistemas elétricos de potência é geralmente realizada através de capacitores ou compensadores estáticos de reativos. Tal compensação pode ser realizada em paralelo ou em série, e os capacitores são os elementos mais aplicados para esta finalidade. Pelo fato do objetivo do presente trabalho focar-se no estudo de técnicas de controle aplicadas a uma compensação série, será, portanto, realizada uma breve abordagem somente da compensação série. Em seguida, será realizada uma breve apresentação do comportamento do dispositivo TCSC, mostrando o fluxo de potência ativa e reativa em dois casos: ao considerar e desconsiderar as perdas na rede.

2.5.1 Compensação Série

Para um sistema de energia que alimenta um centro consumidor, apresenta valores de tensões $E = E\angle 0$ e $V = V\angle\theta$, com impedância da linha que conecta o sistema ao centro consumidor $Z = r + jx$, de acordo com o ilustrado na Fig. (9).

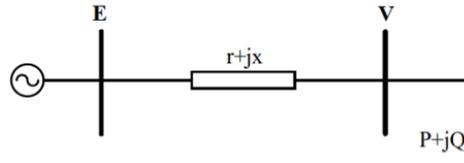


Figura 9 – Sistema de duas barras.

Assim, as potências ativa e reativa do sistema anteriormente apresentado podem ser calculadas:

$$\begin{bmatrix} P \\ Q \end{bmatrix} = \frac{1}{r^2 + x^2} \begin{bmatrix} -rV^2 + rEV \cos(\theta) - xEV \sin(\theta) \\ -xV^2 + xEV \cos(\theta) - rEV \sin(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

A Equação (2.22) apresenta uma relação direta entre o módulo da tensão da barra e os parâmetros do sistema (P, Q, r, x, E). Assim, ao isolar $\sin(\theta)$ e $\cos(\theta)$, tem-se:

$$\cos(\theta) = \left(\frac{rP + xQ}{EV} \right) + \left(\frac{V}{E} \right) \quad (2.23)$$

$$\sin(\theta) = \left(\frac{rQ - xP}{EV} \right) \quad (2.24)$$

Aplicando a relação fundamental da trigonometria ($\sin^2(\theta) + \cos^2(\theta) = 1$), obtém-se a seguinte expressão:

$$\left(\frac{(r^2 + x^2)(P^2 + Q^2)}{EV} \right) + \left(\frac{V^2}{E^2} (2rP + 2xQ - 1) \right) + \left(\frac{V^4}{E^2} \right) = 0 \quad (2.25)$$

Sabendo que ϕ é o ângulo do fator de potência e definindo $v = \frac{V}{E}$ e $p = \frac{P}{E^2}$, rescreve-se a Eq. (2.25):

$$\left((r^2 + x^2)p^2 \sin^2(\phi) \right) + v^2 (2p(r + x \tan(\phi)) - 1) + v^4 = 0 \quad (2.26)$$

A compensação série de reativos consiste na ligação de capacitores em série com a linha. O capacitor conectado em série diminui a impedância na linha de transmissão e a capacidade de transferência de potência é aumentada, conforme apresentado na Fig. (10), e como consequência, a estabilidade do sistema é melhorada.

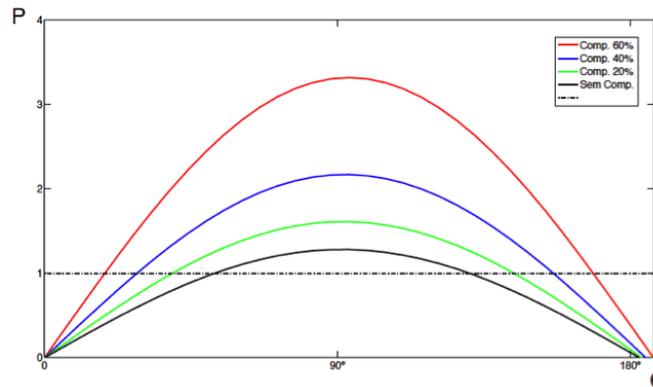


Figura 10 – Curva $P\theta$ da compensação série.

Aplicando a Eq. (2.26), os limites de estabilidade de tensão são melhorados, conforme evidenciados na Fig. (11).

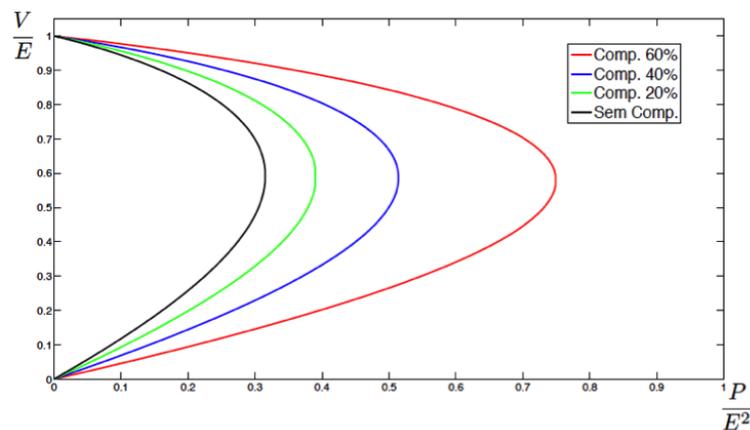


Figura 11 – Curva PV da compensação série.

Assim, verifica-se que a compensação série é uma solução viável para minimização do efeito *flicker* bem como na melhoria da regulação de tensão.

2.5.2 Dispositivos TCSC

Os avanços da indústria de semi-condutores de alta potência levou ao desenvolvimento de dispositivos capazes de controlar os fluxos de potência nas linhas da rede durante as condições de regimes permanente e transitório. Estes dispositivos são denominados FACTS (Flexible AC Transmission Systems), e tornam a rede de energia eletronicamente controlada, alterando o modo de planejamento e operação dos modos de transmissão, podendo adaptar-se às mudanças das condições de operação causadas por contingências e variações de cargas (ACHA, 2004). Os FACTS, portanto, são dispositivos de sistemas de transmissão em corrente alternada que incorporam controladores estáticos podendo apresentar ou não componentes de eletrônica de potência, para o controle e aumento da

capacidade de transferência de potência nas linhas de alta potência, fornecendo também o controle de um ou mais parâmetros do sistema.

Devido a sua vantagem técnica e econômica, diversos tipos de FACTS foram desenvolvidos, dentre os quais os compensadores séries controlados (CSC) estão entre os destaques. O TCSC se trata de um dispositivo FACTS controlado a tiristor com a função de variar o grau de compensação de forma rápida e contínua, obtendo rápidas variações de fluxos nas linhas a serem controladas.

Um dispositivo TCSC apresenta uma configuração típica conforme a Fig. (12), onde um capacitor fixo (C) é conectado em paralelo com um reator controlado a tiristor (TCR), que são dispositivos formados por tiristores (T1 e T2) em série com um indutor (L).

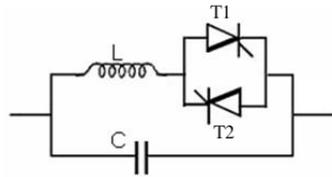


Figura 12 – Configuração típica de um TCSC.

2.5.2.1 Fluxo de Potência Ativa e Reativa Considerando as Perdas na Rede

A sua representação na rede pode ser realizada a partir da sua conexão em série como uma reatância capacitiva, conforme apresentado na Fig. (13).

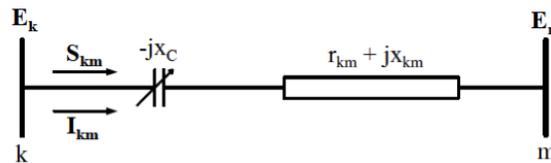


Figura 13 – Representação do TCSC na linha de transmissão.

De acordo com a ilustração anterior, E_k e E_m representam as tensões fasoriais nas barras, Z_{km} por sua vez, se trata da impedância da linha, e S_{km} e I_{km} são, respectivamente, a potência aparente e a corrente na linha. A corrente na linha pode ser obtida de acordo com o que segue:

$$I_{km} = \frac{E_k - E_m}{Z_{km} - jx_c} = \frac{E_k e^{j\theta_k} - E_m e^{j\theta_m}}{r_{km} + j(x_{km} - x_c)} \quad (2.27)$$

Sabendo-se que a tensão no TCSC, representada por V_c , é dada por $V_c = -jx_c I_{km}$, o TCSC pode ser modelado como uma fonte de tensão em série ou como uma fonte de corrente em paralelo com a linha, como representado na Fig. (14).

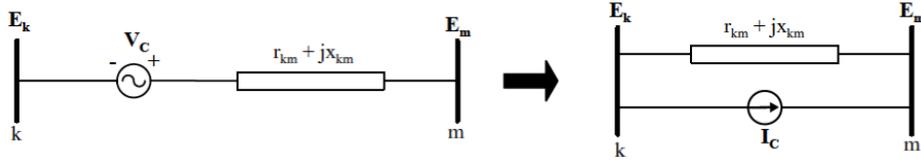


Figura 14 – Transformação do TCSC de fonte de tensão para fonte de corrente.

Assim, a corrente da fonte de corrente pode ser determinado de acordo com a seguinte forma:

$$I_c = \frac{V_c}{Z_{km}} = \frac{-jx_c I_{km}}{r_{km} + jx_{km}} = \frac{-jx_c}{r_{km} + jx_{km}} \frac{E_k e^{j\theta_k} - E_m e^{j\theta_m}}{r_{km} + j(x_{km} - x_c)} \quad (2.28)$$

Ao aplicar a modelagem TCSC com fonte de corrente e ao calcular a potência transmitida na linha, é possível determinar a potência aparente, S'_{km} , e a corrente, I'_{km} , sem o efeito TCSC, além da potência aparente injetada, S_{kc} , devido ao efeito TCSC.

Desta forma, a potência total será dada a partir da soma fasorial da potência na linha sem o efeito do TCSC com a potência instalada pelo TCSC:

$$S_{km} = S'_{km} + S_{kc} \quad (2.29)$$

Sabendo que a potência aparente na linha sem o efeito TCSC foi apresentada na seção de linhas de transmissão, onde $S'_{km} = P_{km} + jQ_{km}$, como consequência a potência aparente devido a efeito do TCSC pode ser calculada por:

$$S_{kc} = E_k (I_c)^* \quad (2.30)$$

$$S_{kc} = E_k e^{j\theta_k} \left(\frac{-jx_c}{r_{km} + jx_{km}} \frac{E_k e^{j\theta_k} - E_m e^{j\theta_m}}{r_{km} + j(x_{km} - x_c)} \right)^*$$

$$S_{kc} = E_k e^{j\theta_k} \left(\frac{jx_c}{r_{km} - jx_{km}} \frac{E_k e^{-j\theta_k} - E_m e^{-j\theta_m}}{r_{km} - j(x_{km} - x_c)} \right)$$

$$S_{kc} = \frac{jx_c}{r_{km} - j(x_{km} - x_c)} \frac{E_k^2 - E_k E_m e^{j\theta_{km}}}{r_{km} - jx_{km}} = \frac{jx_c}{r_{km} - j(x_{km} - x_c)} (P_{km} + jQ_{km}) \quad (2.31)$$

Assim, definem-se:

$$\begin{aligned} g'_{km} &= \frac{r_{km}}{r_{km}^2 + (x_{km} - x_c)^2} \\ b'_{km} &= \frac{x_{km} - x_c}{r_{km}^2 + (x_{km} - x_c)^2} \end{aligned} \quad (2.32)$$

A partir das variáveis auxiliares anteriormente definidas, reescreve-se a equação de potência aparente (Eq. (2.31)):

$$S_{kc} = jx_c(g'_{km} + jb'_{km})(P_{km} + jQ_{km})$$

$$S_{kc} = x_c[(-b'_{km}P_{km} - g'_{km}Q_{km}) + j(g'_{km}P_{km} - b'_{km}Q_{km})] \quad (2.33)$$

A potência total na linha será dada pela soma das Eqs. (2.31) e (2.33):

$$S_{km} = (P_{km} + jQ_{km}) + x_c[(-b'_{km}P_{km} - g'_{km}Q_{km}) + j(g'_{km}P_{km} - b'_{km}Q_{km})]$$

$$S_{km} = P_{km} \left[1 + x_c \left(-b'_{km} - g'_{km} \frac{Q_{km}}{P_{km}} \right) \right] + jQ_{km} \left[1 + x_c \left(-b'_{km} + g'_{km} \frac{P_{km}}{Q_{km}} \right) \right] \quad (2.34)$$

Assim, definem-se:

$$\begin{aligned} u &= x_c \left(-b'_{km} - g'_{km} \frac{Q_{km}}{P_{km}} \right) \\ v &= x_c \left(-b'_{km} + g'_{km} \frac{P_{km}}{Q_{km}} \right) \end{aligned} \quad (2.35)$$

E, a partir das definições anteriores, a Eq. (2.34) pode ser reescrita por:

$$S_{km} = [P_{km}(1 + u)] + j[Q_{km}(1 + v)] = P_{km}^t + jQ_{km}^t \quad (2.36)$$

onde,

$$\begin{aligned} P_{km}^t &= P_{km}(1 + u) \\ Q_{km}^t &= Q_{km}(1 + v) \end{aligned} \quad (2.37)$$

2.5.2.2 Fluxo de Potência Ativa e Reativa Considerando a Linha Sem Perdas

Ao desconsiderar as perdas na linha de transmissão, ou seja, $r = 0$, a sua representação pode ser dada a partir da conexão da reatância capacitiva em série com a carga, que por sua vez apresentará comportamento indutivo.

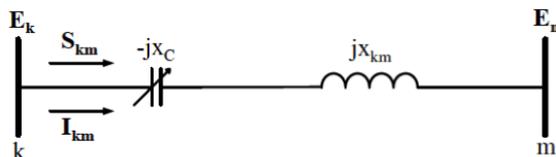


Figura 15 – Representação da linha de transmissão sem perdas com TCSC.

Assim, a potência aparente é obtida a partir da Eq. (2.36):

$$S_{km} = \left[P_{km} \left(1 + \frac{x_c}{x_{km} - x_c} \right) \right] + j \left[Q_{km} \left(1 + \frac{x_c}{x_{km} - x_c} \right) \right] \quad (2.38)$$

Onde,

$$\begin{bmatrix} P_{km} \\ Q_{km} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(\frac{1}{x_{km}} \right) E_k E_m \sin(\theta_{km}) \\ \left(\frac{1}{x_{km}} \right) E_k^2 - \left(\frac{1}{x_{km}} \right) E_k E_m \cos(\theta_{km}) \end{bmatrix} \quad (2.39)$$

E, a partir destas equações definem-se outras variáveis auxiliares: b_{km} e u , definidos respectivamente pelas Eqs. (2.40 e 2.41).

$$b_{km} = \frac{1}{x_{km}} \quad (2.40)$$

$$u = \frac{x_c}{x_{km} - x_c} \quad (2.41)$$

O valor de x_c pode ser encontrando diretamente a partir da Eq. (2.41). Assim tem-se que:

$$x_c = \frac{u x_{km}}{1 + u} \quad (2.42)$$

Com estas variáveis, reescreve-se a Eq. (2.38):

$$S_{km} = u b_{km} \sin(\theta_{km}) + j u b_{km} (E_k^2 - E_k E_m \cos(\theta_{km}))$$

$$S_{km} = u P_{km} + j u Q_{km} \quad (2.43)$$

A equação anterior, Eq. (2.43), define o fluxo de potência na linha de transmissão, sabendo que P_{km} representa a potência ativa, definida pela Eq. (2.44) e Q_{km} a potência reativa na linha sem TCSC.

$$P_{km} = b_{km} \sin \theta_{km} \quad (2.44)$$

Neste trabalho a dinâmica do sistema UMBI é dado pelas Eqs. (2.7), (2.8), (2.37) e (2.44). Este conjunto de equações são conhecidos na literatura como equação de oscilação.

3 Estudos Preliminares em Sistemas Não Lineares

Para perturbações de pequena amplitude, o estudo de estabilidade pode ser feito a partir do uso de modelos linearizados, porém, para grandes perturbações em sistemas de potência faz necessário o uso de modelos não-lineares para a máquina e outros equipamentos presentes no sistema na análise dos problemas de estabilidade transitória (KIMBARK, 1995).

No caso de sistemas formados por um gerador conectado a um barramento infinito, como é o caso estudado, pode-se utilizar um método derivado da interpretação gráfica do problema de estabilidade transitória, conhecido como Critério das Áreas Iguais. Trata-se de uma técnica gráfica de análise que permite um entendimento dos fenômenos físicos envolvidos nos problemas de estabilidade transitória.

Embora o método das Áreas Iguais seja satisfatório para o problema abordado, este não será utilizado pois procura-se obter resultados com dados mais confiáveis, utilizando assim técnicas mais avançadas.

Neste capítulo será realizada uma breve revisão bibliográfica acerca das principais definições matemáticas necessárias para o entendimento do estudo da estabilidade em sistemas não lineares, sendo em seguida apresentados os dois métodos de controle analisados no trabalho: FLC e IDA-PBC. Maiores detalhes sobre estudos em sistemas não lineares podem ser encontrados em (KHALIL, 2002).

3.1 Definições Matemáticas

Seja a equação diferencial vetorial, um sistema não linear autônomo, conforme a Eq. (2.18) em que \mathbf{x} é o vetor de variáveis de estado, $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$ e $\mathbf{f} : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$ uma função de classe C^1 , ou seja, \mathbf{f} e $\frac{d\mathbf{f}}{d\mathbf{x}_i}$ são contínuas. A partir do teorema da existência e unicidade de soluções diferenciais sabe-se que dada uma condição inicial (x_0, t_0) , a equação possui uma única solução $\mathbf{x}(t)$ tal que $\mathbf{x}(t_0) = x_0$, que é o fluxo da equação diferencial denotada por $\varphi(t, x_0)$, para demonstrar a dependência da solução da condição inicial. Dessa forma, tem-se:

$$\varphi(t, x_0) = \mathbf{x}(t) \tag{3.1}$$

Nos sistemas autônomos pode-se, sem perda de generalidade, admitir que $t_0 = 0$ uma vez que as soluções são invariantes à translações no tempo.

O conjunto de todas as soluções da equação diferencial pode ser representado por $\varphi(t, x)$ se visto como sendo uma função de duas variáveis. Esta representação é uma consequência direta do teorema da existência e unicidade das soluções. A função $\varphi(t, x)$ é denominada de fluxo de equação diferencial, e nesta estão contidas todas as informações do comportamento dinâmico do sistema.

O gráfico da solução do sistema dinâmico passando por $x_0 \{t, \varphi(t, x) : t \in I \subset \mathbb{R}\}$ é chamado de trajetória com condição inicial x_0 . Entende-se por órbita através de x_0 o conjunto:

$$\gamma(x_0) = \bigcup_{t \in I} \varphi(t, x_0) \quad (3.2)$$

A órbita é a projeção da trajetória no subespaço \mathbb{R}^n .

Nos sistemas não lineares, a estabilidade global nem sempre ocorre. Em geral, apenas um conjunto de condições iniciais, contido no espaço \mathbb{R}^n , possui trajetórias que convergem para o ponto de equilíbrio estável x_s . Em sistemas de potências isto ocorre, e a determinação deste conjunto de condições iniciais é o principal objetivo das análises. Matematicamente, este conjunto é denominado área de atração ou região de estabilidade e é definido por:

$$A(x_0) = \{x \in \mathbb{R}^n : \varphi(t, x) \rightarrow x_s, \text{ quando } t \rightarrow \infty\} \quad (3.3)$$

3.1.1 Pontos de Equilíbrio

Com relação aos pontos de equilíbrio, segue algumas definições:

Definição 1 (Pontos de equilíbrio) *Um ponto x_s é um ponto de equilíbrio do sistema da Eq. (2.18) se $f(x_0) = 0$.*

Definição 2 (Ponto de equilíbrio estável) *Um ponto x^* é ponto de equilíbrio estável do sistema da Eq. (2.18) se dado um $\varepsilon > 0$ (arbitrariamente pequeno), existe um $\delta = \delta(\varepsilon)$ tal que se $\|x_0 - x^*\| < \delta$ então $\|\varphi(t, x_0) - x^*\| < \varepsilon$ para todo $t \geq t_0$.*

A análise geométrica desta definição pode ser vista na Fig. (16). O ponto de equilíbrio é estável se, toda a solução que inicia-se em sua vizinhança não se distancia de maneira significativa com o passar do tempo.

Definição 3 (Ponto de equilíbrio assintoticamente estável) *Um ponto x^* é um ponto de equilíbrio assintoticamente estável se é estável e se existe um $\delta > 0$, tal que $\lim_{t \rightarrow \infty} \|\varphi(t, x_0) - x^*\| = 0$ para qualquer $\|x_0 - x^*\| < \delta$.*

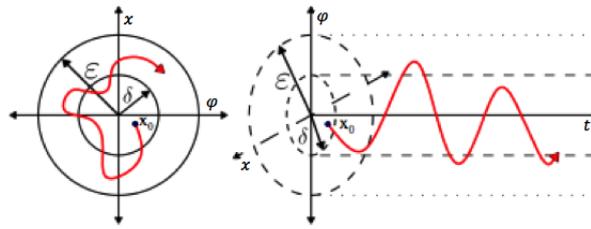


Figura 16 – Estabilidade de pontos de equilíbrio. (SIQUEIRA, 2012)

A Figura (17) expõe a análise geométrica desta definição, ou seja, o ponto de equilíbrio do sistema é assintoticamente estável, se é estável, e para valores suficientemente pequenos de perturbações iniciais as soluções convergem para o ponto de equilíbrio quando $t \rightarrow \infty$. Percebe-se na Fig. (17) que todas as órbitas se aproximam da origem quando o tempo tende ao infinito.

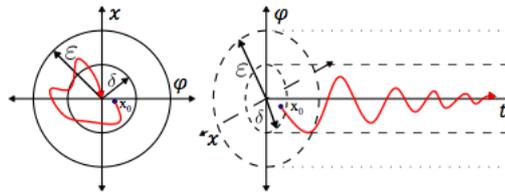


Figura 17 – Estabilidade de pontos de equilíbrio. (SIQUEIRA, 2012)

Com intuito de solucionar os problemas de estabilidade, criaram-se metodologias que nos permitam determinar a área de concentração do sistema pós-falta. Dessa forma, o método de Lyapunov é bastante utilizado para a estimativa da área de atração, pois é um método direto que permite a análise da estabilidade sem a necessidade do conhecimento da solução da equação diferencial.

Vale ressaltar que para esse trabalho utilizou-se apenas o Segundo método de Lyapunov (Método Direto). O primeiro método de Lyapunov (Método de Linearização) não foi utilizado para esse sistema estudado.

3.2 Função Lyapunov de Controle

O segundo método de Lyapunov, também conhecido como o método direto, permite a análise da estabilidade sem a necessidade do conhecimento da solução das equações dinâmicas, e nos fornece informações a respeito da área de atração (GHANDHARI; HISKENS, 2001). A problemática desta metodologia é a necessidade de criação de funções auxiliares que permitam a análise da estabilidade. Dessa forma, faz-se necessário a criação dessas funções que poderão vir a permitir estimativa da área de atração (KHALIL, 2002).

A ideia do método de Lyapunov tem sua origem nas ideias de Lagrange (1800): “Se uma certa posição de repouso de um sistema mecânico conservativo é um ponto de

mínimo da energia potencial, então esta é uma posição de equilíbrio estável. Caso contrário a posição é instável.” (BRETAS; ALBERTO, 1997).

Lyapunov generalizou as ideias de Lagrange e estabeleceu alguns teoremas. Antes de enunciar estes teoremas, algumas definições são necessárias.

Definição 4 *Uma função contínua $V : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ é localmente definida positiva se e somente se $V(0) = 0$ e se existir uma constante real $r > 0$, tal que $V(x) > 0$ para qualquer $\mathbf{x} \in B_r - \{0\}$, onde $B_r = \{\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n : \|\mathbf{x}\| > r\}$ é a bola aberta com o centro na origem de raio r .*

Definição 5 *Uma função contínua $V : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ é localmente definida negativa se $-V$ for localmente definida positiva; e, é localmente semidefinida negativa se $-V$ for localmente semidefinida positiva.*

A partir dessas definições é possível apresentar o teorema de Lyapunov para sistemas autônomos. A estabilidade da origem é estudada sem perdas de generalidade uma vez que uma translação pode transformar o problema de um ponto de equilíbrio qualquer em um problema em que o ponto de equilíbrio esteja na origem.

Teorema 1 *Se existir uma função escalar $V(x)$ definida positiva, para a qual $\frac{dV}{dt} \leq 0$ em alguma região Ω_L contendo a origem, então a solução zero de $\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(x)$ é estável.*

Teorema 2 *Se existir uma função escalar $V(x)$ definida positiva, para a qual $\frac{dV}{dt} < 0$ em alguma região Ω_L contendo a origem, então a solução zero de $\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(x)$ é assintoticamente estável.*

A função $V(x)$ é conhecida como função de Lyapunov. O Teorema (2) apresenta um caminho para estimar a região de estabilidade ou área de concentração, porém não nos fornece um método sistemático para encontrar a Função de Lyapunov. Outro problema dos Teoremas (1) e (2) é que estes são uma condição suficiente para determinação da estabilidade e não uma condição necessária. Isto significa que, mesmo que a condição do teorema seja violada, nada pode-se afirmar a respeito da estabilidade do sistema (BRETAS; ALBERTO, 1997).

Considere agora o seguinte sistema autônomo controlado:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{F}(x, u) \quad (3.4)$$

Onde $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$ é o vetor de variáveis de estado do sistema, $u \in \mathfrak{R}^m$ é a entrada de controle e $\|\mathbf{F} : \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R}^m\| \rightarrow \mathfrak{R}$, de classe C^1 . Suponha que a origem seja um ponto de

equilíbrio do sistema em malha aberta ($u = 0$), isto é, $\mathbf{F}(0, 0) = 0$. Deseja-se obter uma lei de realimentação $u = h(x)$, tal que a origem do sistema em malha fechada (Eq. (3.5)) seja assintoticamente estável.

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{F}(x, h(x)) \quad (3.5)$$

Definição 6 (Função Lyapunov de Controle) Uma função $\|V : \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R}^m\| \rightarrow \mathfrak{R}$, de classe C^1 , é uma função de Lyapunov de Controle (FLC) do sistema Eq. (3.4) se existir uma lei de realimentação $u = h(x)$, de classe C^1 , com $h(0) = 0$, tal que a função $W(x) = V(x, h(x))$ seja uma função de Lyapunov da Eq. (3.5) (KHALIL, 2002).

A Função de Lyapunov de Controle é uma condição suficiente para garantir a estabilidade da origem do sistema em malha fechada (KHALIL, 2002).

O sistema da Fig. (18) é composto por um gerador conectado a um barramento infinito através de uma linha de transmissão, sem a presença de resistência (sem perdas).

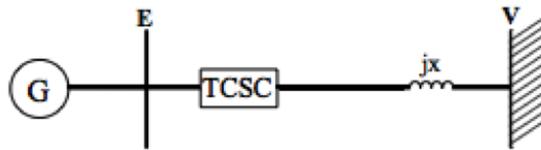


Figura 18 – Representação da linha de transmissão sem perdas com TCSC.

Considerou-se o modelo clássico do gerador para a rede de energia, como mostrado no Capítulo 2, com as equações diferenciais (Eq. 2.7) e (Eq. 2.8), como evidenciado na seguinte equação:

$$\dot{\delta} = \omega$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{M}(P_m - P_{ger} - T\omega)$$

De acordo com o desenvolvido no Capítulo 2, referente a função de controle de Lyapunov, a potência gerada pode ser expressa por:

$$P_{ger} = (1 + u)P_{km}(\delta)$$

Em que $P_e(\delta)$ é o fluxo na linha de transmissão sem FACTS, dada por:

$$P_{km}(\delta) = \frac{EV}{X} \sin(\delta) \quad (3.6)$$

Portanto a equação dinâmica da máquina, considerando o efeito do TCSC, pode ser reescrita:

$$\begin{aligned}\dot{\delta} &= \omega \\ \dot{\omega} &= \frac{1}{M}(P_m - [P_{km}(\delta)(1 + u)] - T\omega)\end{aligned}\quad (3.7)$$

Onde u é a entrada de controle. O objetivo é utilizar a função de controle de Lyapunov para estudar a estabilidade do sistema e projetar leis de controle $u = h(\delta, \omega)$ estabilizantes para TCSC. Para isso, considera-se a seguinte função escalar:

$$W(\delta, \omega) = \frac{1}{2}M\omega^2 - P_m\delta - \frac{EV}{X}\cos(\delta)\quad (3.8)$$

Obtendo a derivada da função V , considerando as equações do sistema, tem-se:

$$\dot{W}(\delta, \omega) = -T\omega^2 - \frac{EV}{X}u\omega\sin(\delta)\quad (3.9)$$

Segundo o Teorema de Lyapunov tem-se que:

$$\dot{W}(\delta, \omega) \leq 0\quad (3.10)$$

Na Equação (3.7), o componente de maior importância é a lei de controle u , que define o comportamento do FACTS. Essa lei de controle faz a modelagem do controlador do tipo TCSC, em que sua expressão pode ser visualizada na Eq. (3.11).

$$u = k\omega\sin(\delta)\quad (3.11)$$

Obtendo-se, portanto, uma redefinição de \dot{W} , conforme apresentado na Eq. (3.12).

$$\dot{W}(\delta, \omega) = -T\omega^2 - k\frac{EV}{X}(\omega\sin(\delta))^2\quad (3.12)$$

Na lei de controle expressa na Eq. (3.11), deve-se destacar que a função depende do ângulo δ e do desvio de velocidade ω do gerador síncrono. Outro fator importante é a constante de ganho k , que está relacionada com o nível de compensação dos TCSC. Para cada um dos valores da constante k , a estabilidade transitória do sistema se comportará de uma maneira distinta. Ressaltando que para os sistemas com controle, k deve ser maior que zero.

3.3 IDA-PBC

O método de atribuição de interconexão e amortecimento é uma técnica de síntese de controle passivo (baseado em passividade). É baseado na correspondência de um

sistema de circuito fechado, com um comportamento desejado, determinado utilizando a interconexão e estrutura de amortecimento e a função de energia desejada. Nessa seção será mostrada que a metodologia IDA-PBC é usada para estabilizar as leis de controle para sistemas de energia elétrica usando capacitores séries controlável. O modelo da equação de swing é usado para representar o gerador. O CSC é modelado usando o modelo de injeção. O objetivo do controle é estabilizar assintoticamente um ponto de operação desejado e modificar a resposta transiente do sistema. Isso é alcançado atribuindo uma função de energia adequada para o sistema malha fechada e modificando a interconexão e estruturas de amortecimento, tendo como base uma estimativa do domínio de atração do ponto de operação (MANJAREKAR; BANAVAR, 2012) e (ORTEGA; GARCÍA-CANSECO, 2004).

3.3.1 Interconnection and Damping Assignment Passivity-based control – IDA-PBC

A abordagem do controle IDA-PBC é baseado em tratar os componentes de um sistema dinâmico como componentes de processamento de energia e interligação deles de uma maneira específica para obter o sistema dinâmico completo. Então, o objetivo da lei de controle ser projetada é moldar a energia de um sistema fechado juntamente com a modificação das estruturas internas em uma adequada forma. Os objetivos do controle clássico são assim alcançados como subprodutos da modelagem da energia. A formulação porta-Hamiltoniana de um sistema dinâmico tem sido adequada para essa metodologia, pois mostra informações importante sobre a estrutura física do sistema, estruturas internas, bem como a energia do sistema(ORTEGA; GARCÍA-CANSECO, 2004).

O controle baseado em passividade (Passivity-based control – PBC) é uma técnica utilizada para projetar controladores para diversos sistemas físicos que podem ser descritos pelas equações EL. O termo PBC foi introduzido em (ORTEGA A. VAN DER SCHAFT; MASCHKE, 2001) para representar a metodologia de projeto de controladores que busca estabilizar e controlar um sistema através de uma função de armazenamento de energia que tenda assintoticamente a um ponto mínimo de equilíbrio.

A técnica IDA-PBC amplia as ideias do PBC de sistemas EL para uma classe maior de sistemas, que necessitam da modelagem da energia total do sistema, e podem ser descritos por PCH que englobam sistemas EL. Por preservar a estrutura física (Hamiltoniana) do sistema em malha fechada e por ser a função de armazenamento do mapeamento passivo da energia total do sistema em malha fechada, esta abordagem é mais adequada a interconexões de subsistemas com troca de energia, usando passividade (ORTEGA A. VAN DER SCHAFT; MASCHKE, 2001).

Teorema 3 *Considere o modelo do sistema conforme a Eq. (3.13).*

$$\dot{x}(t) = f(x) + g(x)u \quad (3.13)$$

Onde $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$ é o vetor estável e $\mathbf{u} \in \mathfrak{R}^m$, $m < n$, é a ação do controle. \mathbf{x}_* é o equilíbrio estável do sistema. Assumiu-se que o sistema fechado é representado conforme a Eq. (3.14).

$$\dot{x}(t) = \left(J_d(x) - R_d(x) \right) \frac{\partial H_d(x)}{\partial x} \quad (3.14)$$

Onde $J_d(x) = -J_d^T(x)$ é uma matriz de estrutura de interligação desejada, $R_d(x) = R_d^T(x) \geq 0$ é uma matriz de amortecimento desejada, e $H_d(x)$ é uma função Hamiltoniana desejada, em que $\mathbf{x}_* = \operatorname{argmin} H_d(x)$, e satisfazendo a Eq. (3.15).

$$g^\perp(x) \left(f(x) - (J_d(x) - R_d(x)) \frac{\partial H_d(x)}{\partial x} \right) = 0 \quad (3.15)$$

Onde $g^\perp(x)$ é uma entrada da matriz $g(x)$, onde $g^\perp(x)g(x) = 0$. Portanto o sistema fechado da Eq. (3.13) com uma lei de controle de realimentação dada pela Eq. (3.16).

$$u = \left(g^T(x)g(x) \right)^{-1} g^T(x) \left((J_d(x) - R_d(x)) \frac{\partial H_d(x)}{\partial x} - f(x) \right) \quad (3.16)$$

Será um sistema Hamiltoniano porta-controlada (PCH) com dissipação da forma dada pela Eq. (3.14) com \mathbf{x}_* um equilíbrio estável. Além disso, \mathbf{x}_* será assintoticamente estável se o maior conjunto de invariante sobre o sistema fechado dada pela Eq. (3.14) estiver contido no intervalo definido pela Eq. (3.17).

$$\left\{ x \in \mathfrak{R}^n \left| \left(\frac{\partial H_d(x)}{\partial x} \right)^T R_d(x) \frac{\partial H_d(x)}{\partial x} = 0 \right. \right\} \quad (3.17)$$

E tal intervalo deve ser igual a \mathbf{x}_* . Uma estimativa do domínio de atração dele é dado pelo conjunto de nível limitado dado por $\{x \in \mathfrak{R}^n | H_d(x) \leq c\}$.

3.3.2 Estabilização transiente do sistema UMBI

Nessa seção será mostrado uma estabilização da lei de controle baseado no IDA-PBC para o sistema UMBI, sendo $D > 0$, $M > 0$ e $P > 0$ em que são o amortecimento constante, momento de inércia constante e a potência mecânica de entrada do gerador, respectivamente. A dinâmica do gerador síncrono é descrita pelo modelo da equação de swing como:

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_2 \\ \frac{1}{M}(P - b_1 \sin x_1 - Dx_2) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ -\frac{b_1}{M} \sin x_1 \end{pmatrix} u \quad (3.18)$$

Onde $x_1 = \delta$ e $x_2 = \omega$ e são as variáveis estáveis, u é a entrada do CSC, x_{l*} é a reatância do sistema aberto entre os barramentos 1 e 2, e $b_1 = \frac{EV}{x_{l*}}$. Assim, foi assumido que o domínio de operação é dado conforme Eq. (3.19).

$$D = \left\{ (x_1, x_2) \in S^1 \times \mathbb{R}^1 \mid d_1 < x_1 < \frac{\pi}{2} - d_1, d_1 > 0 \right\} \quad (3.19)$$

O equilíbrio da malha aberta é dado por $\bar{x} = (\bar{x}_1, 0)$, onde $\bar{x}_1 = \arcsin(\frac{P}{b_1})$. E o equilíbrio de operação é dado por $x_* = (x_{l*}, 0)$, onde $x_{l*} = \bar{x}_1|_{(0, \frac{\pi}{2})}$. Com a Eq. (3.20) dada como a função energia.

$$H(x) = \frac{1}{2} M x_2^2 - P x_1 - b_1 \cos x_1 \quad (3.20)$$

Assim, reescreve-se a função energia como sistema porta-Hamiltonia conforme Eq. (3.21).

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{pmatrix} &= (J(x) - R(x)) \frac{\partial H(x)}{\partial x} + g(x)u \\ &= \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{M} \\ -\frac{1}{M} & -\frac{D}{M^2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} -P + b_1 \sin x_1 \\ M x_2 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ -\frac{b_1}{M} \sin x_1 \end{pmatrix} u \end{aligned} \quad (3.21)$$

Usando a Eq. (3.20) como uma função de Lyapunov, pode ser mostrado que a Eq. (3.21) é assintoticamente estável em x_* . A função de energia $H(x)$ é quadrática em x_2 , e por isso tem um mínimo valor desejado, que é dado em $x_2 = 0$. Entretanto, na coordenada x_1 é dado por $-P x_1 - b_1 \cos x_1$. Embora tem um mínimo em $x_l = x_{l*}$, devido a sua forma obtém-se uma estimativa restritiva do domínio de atração. Como parte do objetivo do controle moldou-se a função de energia para o circuito fechado em x_1 como dado na Eq. (3.22).

$$H_d(x) = \frac{1}{2} M x_2^2 - \beta \cos \tilde{x}_1 \quad (3.22)$$

Onde $\tilde{x}_1 := (x_1 - x_{l*})$ e $\beta > 0$ para ser encontrado. Além disso, a partir da Eq. (3.21) é evidenciado que existe um termo de amortecimento na coordenada x_2 , que é tipicamente baixa. Para eficiência do amortecimento das oscilações um amortecimento adicional $\gamma > 0$ pode ser alocado na coordenada x_2 . A dinâmica desejada, então, pode ser escrita como a Eq. (3.23).

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{pmatrix} = \left(J_d(x) - R_d(x) \right) \frac{\partial H_d(x)}{\partial x} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{M} \\ -\frac{1}{M} & -\left(\frac{D}{M^2} + \gamma\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \beta \sin \tilde{x}_1 \\ Mx_2 \end{pmatrix} \quad (3.23)$$

Ao desenvolver a equação, pode ser demonstrado que o sistema de malha aberta da Eq. (3.18) e o comportamento desejado da Eq. (3.23) satisfazem a Eq. (3.15). Assim, a partir do Teorema (3) pode-se calcular a lei de controle IDA-PBC como apresentada na Eq. (3.16).

$$u = \frac{\beta \sin \tilde{x}_1 + \gamma M^2 x_2 + P - b_1 \sin x_1}{b_1 \sin x_1} \quad (3.24)$$

Percebe-se que devido a presença do termo $\sin x_1$ no denominador de u , a magnitude do controle se torne sem fronteiras em $x_1 = 0$. Isso pode causar saturação no atuador. Entretanto, no domínio de operação a magnitude do controle está limitada, especialmente para máquinas com cargas pesadas (ORTEGA; GARCÍA-CANSECO, 2004).

Além disso, pode ser mostrado que a função energia $H_d(x)$ é fortemente convexa em D , e por isso, todo D é uma estimativa do domínio de atração para o sistema malha fechada em x_* . Resume-se que a discussão acima sobre a síntese de controle na seguinte proposição:

Definição 7 *O sistema com malha fechada (Eq. (3.18)) com a lei de controle (Eq. (3.24)) é assintoticamente estável em $x_* \in D$ com a função energia (Eq. (3.22)) e a forma Hamiltoniana para sistema fechado (Eq. (3.23)). Uma estimativa do domínio de atração é dado por D .*

Parte III

Simulação e Resultados

4 Simulação e Resultados

Para a realização da simulação das leis de controle apresentadas, é necessário inicialmente estruturar o sistema a ser simulado. Portanto, no primeiro tópico do presente capítulo será apresentado o sistema com seus respectivos componentes e, em seguida, serão apresentados os resultados das simulações para cada lei de controle com variações de cada parâmetro analisado.

4.1 Análise de Estabilidade Para um Sistema de Uma Máquina Contra o Barramento Infinito

O sistema a ser analisado é composto por uma máquina síncrona interligada a um grande sistema (barramento infinito) através de uma transmissão dupla, conforme apresentado na Fig. (19).

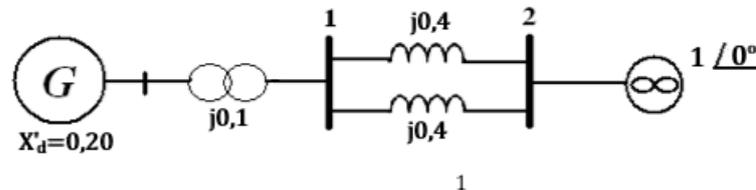


Figura 19 – Máquina interligada a um barramento infinito.

A máquina está fornecendo uma potência ativa à rede de $1 pu$ e possui uma constante de inércia $H = 5s^{-1}$. No tempo $t = 0$, um curto circuito trifásico sólido ocorre no centro de uma das linhas. O defeito é eliminado no tempo t_a através da abertura dos disjuntores localizados nos extremos da linha de transmissão. Deseja-se saber qual o tempo crítico de abertura tal que seja garantido o sincronismo entre o gerador e o barramento infinito. Sabe-se que o gerador está conectado à rede através de um transformador cuja impedância é $0,1 pu$ e sua reatância transitória é $0,2 pu$. A tensão na barra 1 é $1,0 pu$ e no barramento infinito a tensão é $1,0 pu$ e o ângulo de 0^0 é escolhido como referência para o sistema. As linhas que interligam a máquina ao barramento infinito possuem uma reatância de $0,4 pu$ cada uma.

Para a análise de estabilidade do sistema, deve-se primeiramente considerar a dinâmica da máquina, que é descrita pelas equações de oscilação, nas Eqs. (2.7) e (2.8).

Deve-se salientar que o barramento infinito não possui equação de dinâmica uma vez que sua velocidade e ângulo permanecem constantes independentemente das condições de carga.

Admite-se que os atuadores mecânicos capazes de atuar sobre a potência mecânica injetada na máquina não são rápidos o suficiente para alterar o seu valor, portanto, durante os tempos envolvidos nas análises de estabilidade transitória, será considerado que as potências mecânicas injetadas nas máquinas permanecem constantes e iguais ao valor existente no pré-falta.

Considera-se que a força eletromotriz do gerador permanece constante e igual ao seu valor pré-falta durante os tempos envolvidos na análise. A força eletromotriz não é um dado fornecido pelo fluxo de carga e portanto não necessita ser calculada. Para isto realiza-se o diagrama monofásico equivalente do sistema em estudo para a situação de pré-falta.

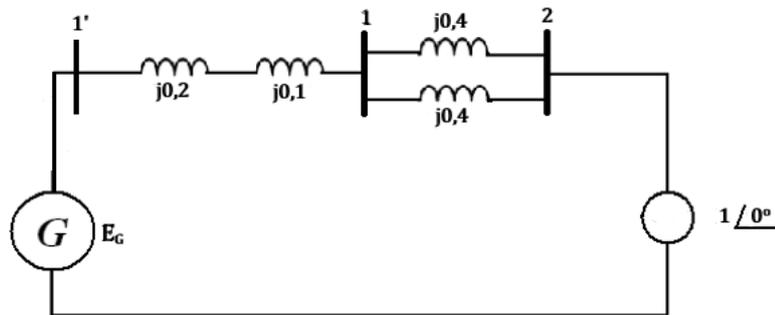


Figura 20 – Diagrama monofásico equivalente do sistema máquina X barramento infinito de pré-falta.

Se duas barras estão conectadas através de uma reatância pura, como mostra a Fig. (21), então a potência ativa que circula na linha do barramento i para o barramento j é dada pela expressão, conforme apresentada na Eq. (4.1).



Figura 21 – Duas barras conectadas por uma indutância pura.

$$P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \sin(\delta_i - \delta_j) \quad (4.1)$$

Como o fluxo de potência ativa total nas linhas deve ser $1,0 pu$. Tem-se através da expressão acima o ângulo da tensão a barra 1, isto é:

$$\sin(\delta_1) = \frac{P_{12} X_{12}}{V_1 V_2} = \frac{1 \times 0,2}{1 \times 1} = 0,2$$

Assim,

$$\delta_1 = 11,54^\circ$$

A corrente elétrica que circula na máquina é:

$$\dot{I}_1 = \frac{\dot{E}_1 - \dot{E}_2}{jX_{12}} = \frac{1,0\angle 11,54^\circ - 1,0\angle 0^\circ}{j0,2} = 1,005\angle 5,77^\circ$$

A tensão no gerador é dada pela expressão:

$$\dot{E}_g = \dot{E}_1 + \dot{I}_1(X'_d + X_t) = 1,0\angle 11,54^\circ + 1,005\angle 5,77^\circ \cdot j0,3 = 1,073\angle 27,8^\circ$$

Portanto, a força eletromotriz no gerador será constante e igual a $1,073pu$ durante os estudos de estabilidade transitória. No instante da ocorrência da falta, a velocidade e o ângulo da máquina não podem variar abruptamente, logo o ângulo $\delta_0 = 27,8^\circ (0,485rad)$ e a velocidade $\omega = 0rad/s$ serão as considerações iniciais das equações do sistema em falta.

Reduzindo-se a rede às barras das forças eletromotrizes constantes obtém-se o circuito equivalente, conforme apresentado na Fig. (22).

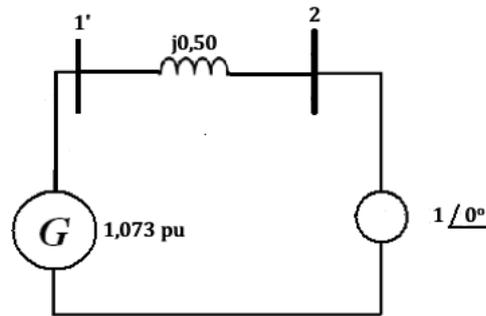


Figura 22 – Circuito equivalente com as barras das forças eletromotrizes constantes.

Portanto, a equação que descreve a potência elétrica ativa entregue à rede pela máquina, durante o pré-falta, é dada pela expressão, conforme Eq. (4.2).

$$P_e^{prf} = \frac{1,073 \cdot 1}{0,5} \sin(\delta) = 2,146 \sin(\delta) \quad (4.2)$$

Portanto, a equação diferencial que descreve o comportamento pré-falta é dada por:

$$M\ddot{\delta} = 1 - 2,146 \sin(\delta) \quad (4.3)$$

O mesmo procedimento deve ser efetuado para que se encontre as equações de “swing” das situações em falta e pós-falta. Seja o diagrama de impedâncias do circuito equivalente monofásico para a situação em falta, representado na Fig. (23).

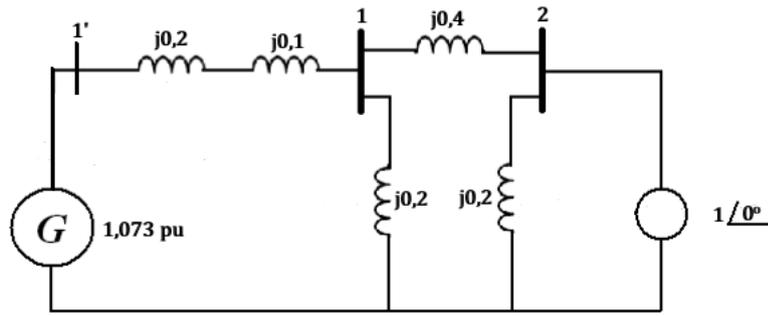


Figura 23 – Circuito monofásico equivalente para situação em falta.

Elimina-se a barra 1 através de uma transformação estrela-triângulo, na qual é dada de acordo com a Fig. (24), em que as impedâncias de transformação são dadas pela soma dos produtos das impedâncias dividida pela impedância oposta, como mostrado na Eq. (4.4).

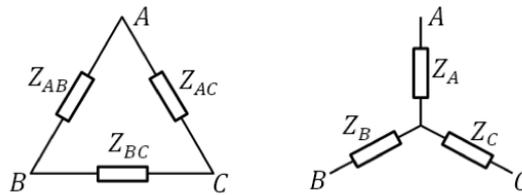


Figura 24 – Transformação estrela-triângulo.

$$\begin{aligned} Z_{AB} &= \frac{Z_A \cdot Z_B + Z_B \cdot Z_C + Z_C \cdot Z_A}{Z_C} \\ Z_{BC} &= \frac{Z_A \cdot Z_B + Z_B \cdot Z_C + Z_C \cdot Z_A}{Z_A} \\ Z_{CA} &= \frac{Z_A \cdot Z_B + Z_B \cdot Z_C + Z_C \cdot Z_A}{Z_B} \end{aligned} \quad (4.4)$$

Com a transformação estrela-triângulo o circuito equivalente é evidenciado na Fig. (25).

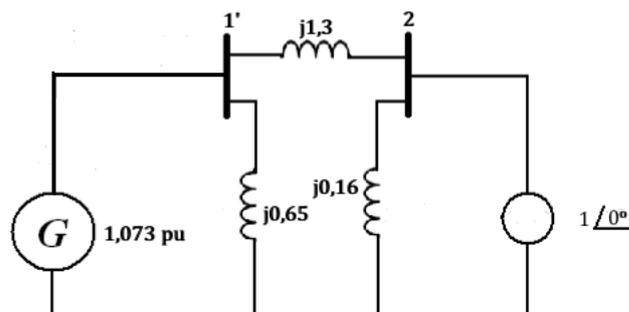


Figura 25 – Circuito monofásico equivalente para situação em falta após a transformação estrela-triângulo.

Desta figura conclui-se que a potência elétrica entregue à rede pelo gerador durante o tempo em que o curto persiste é igual à potência apresentada na Eq. (4.5).

$$P_e^f = \frac{1,073}{1,3} \sin(\delta) = 0,825 \sin \delta \quad (4.5)$$

Para o sistema pós-falta, tem-se um sistema conforme apresentado na Fig. (26).

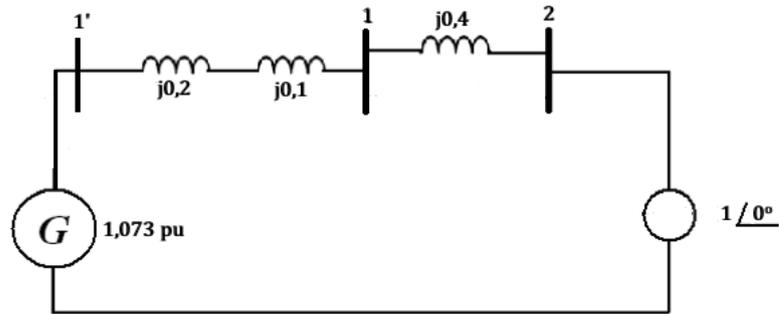


Figura 26 – Circuito monofásico equivalente para situação em pós-falta.

Reduzindo-se aos nós das f.e.m's obtém-se um sistema similar ao apresentado na Fig (27).

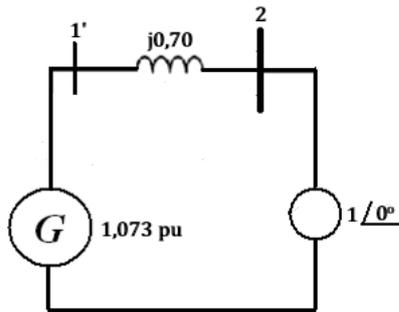


Figura 27 – Circuito monofásico equivalente para situação em pós-falta levando em consideração os nós das forças eletromotrizes.

Assim,

$$P_e^{pf} = \frac{1,073}{0,7} \sin(\delta) = 1,533 \sin \delta \quad (4.6)$$

Portanto, o problema fica completamente caracterizado pelas equações seguintes:

Pré-falta:

$$M\ddot{\delta} = 1 - 2,146 \sin(\delta) \quad \begin{cases} t \leq 0 \\ \delta = 27,8^\circ \end{cases}$$

Em falta:

$$M\ddot{\delta} = 1 - 0,825 \sin(\delta) \quad \begin{cases} 0 < t \leq t_a \\ \delta(0) = 27,8^\circ \end{cases}$$

Pós falta:

$$M\ddot{\delta}_G = 1 - 1,533 \sin(\delta_G) \begin{cases} t > t_a \\ \delta^{pf}(t_a) = \delta^f(t_a) \end{cases}$$

O objetivo do problema é encontrar o tempo crítico de abertura, ou seja, o máximo tempo em que o defeito pode ser eliminado de forma a garantir a estabilidade. Para isto é necessário o conhecimento do valor da constante de inércia. Considera-se que $H = 5,0s$.

Estas equações diferenciais não possuem uma solução analítica. Portanto, a solução só poderá ser encontrada através de métodos numéricos. O momento de inércia é dado pela Eq. (4.7).

$$M = \frac{H}{\pi f_0} = 0,0265 \quad (4.7)$$

Sendo M o momento de inércia e f_0 a frequência elétrica da rede, que é de $60Hz$.

Em relação ao problema de análise de estabilidade transitória, este é resolvido segundo o esquema a seguir:

1. Determina-se a área de atração A do ponto de equilíbrio estável do sistema pós-falta.
2. Simula-se o sistema em falta até que sua órbita abandone a área de atração A do sistema pós falta.
3. O tempo em que a órbita do sistema em falta abandona a área de atração do pós-falta é o tempo crítico de abertura.

Assim, se o defeito for eliminado antes do tempo crítico de abertura, a condição inicial do pós-falta estará contida na área de atração. Desta forma, o sistema permanecerá estável. A Fig. (28) ilustra o procedimento:

X_s é o ponto de equilíbrio estável do pós-falta, X_0 é o ponto de operação pré-falta. Um defeito ocorre no sistema tornando-o instável de tal forma que este começa a se afastar indefinidamente do ponto de operação devido à aceleração das máquinas. As órbitas em verde e preto são do sistema quando sujeito à falta. X_{cr} é o ponto pelo qual a trajetória do sistema em falta abandona a área de atração. Se o defeito é eliminado antes do tempo crítico, a condição inicial do sistema pós falta pertencerá à área de atração. Assim, a órbita correspondente a esta condição inicial X_l convergirá para o ponto de equilíbrio estável X_0 . Caso contrário, isto não ocorrerá como pode ser visto na Fig. (28). É importante ressaltar que a linha vermelha da Fig. (28) ilustra a área de atração dos sistemas.

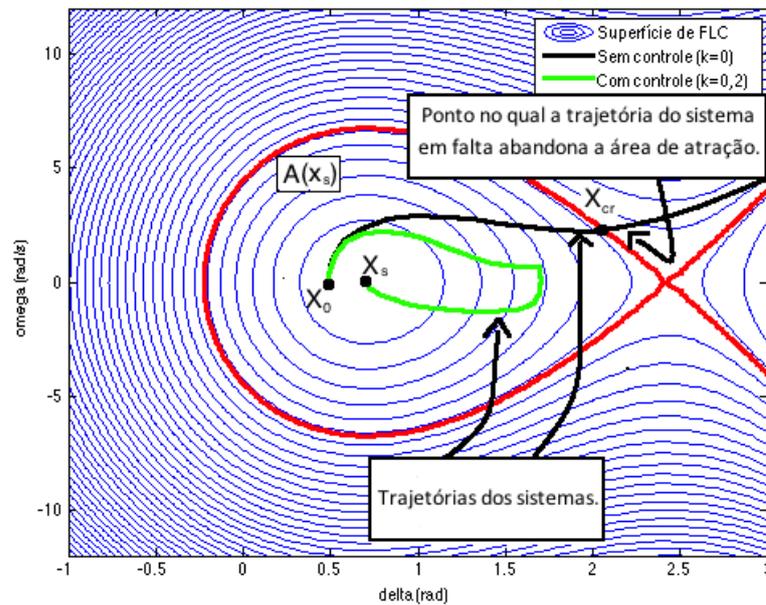


Figura 28 – Área de atração do sistema.

A órbita que se inicia fora da região de atração poderá convergir para outros pontos de equilíbrio estáveis, desinteressantes do ponto de vista de sistema de potência, ou tender ao infinito.

4.2 Resultados e Discussões

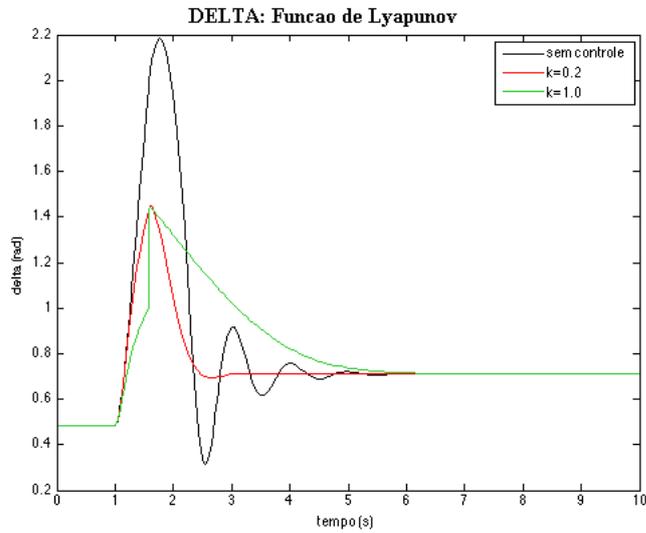
A partir dos dados levantados do sistema, admitiu-se que ocorre um curto-circuito trifásico no meio de uma das linhas de transmissão dupla no tempo $t = 0,58s$, e esse curto é eliminado no tempo t_a a partir da abertura dos disjuntores localizados nas extremidades das linhas, e tempo total de simulação assumida foi de 10 segundos. Considerando os sistemas sem controle, com controle feito pela Função Lyapunov de Controle (FLC) e com método IDA-PBC, foi possível simular a atuação dos controles no sistema. Para a simulação utilizaram-se os parâmetros encontrados para o sistema com a FLC, adicionado aos valores de β e γ para o controle baseado no método IDA-PBC.

4.2.1 Dinâmica da máquina síncrona do sistema

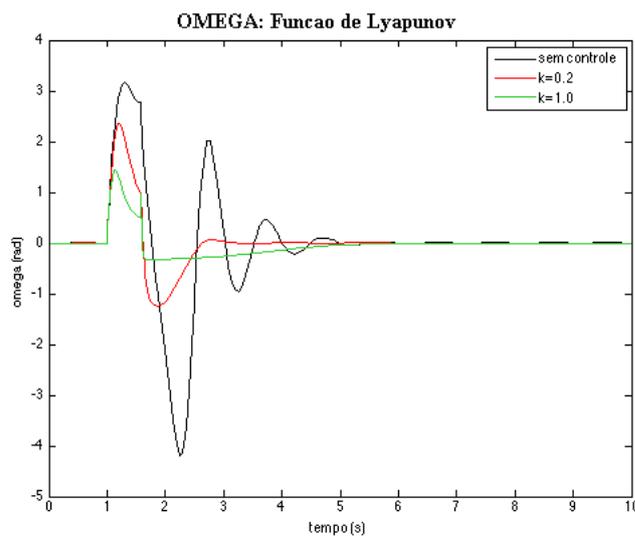
Uma das análises iniciais realizadas foi o comportamento resultante dos ângulos que determinam a dinâmica da máquina síncrona do sistema (δ e ω) para cada lei de controle variando-se os parâmetros que regem o nível de controle, como a constante de ganho k para a FLC e as variáveis estáveis β e γ para o método IDA-PBC.

Como resposta, foram obtidos os gráficos apresentados na Fig. (29) para os comportamentos dos ângulos δ e ω aplicando-se a FLC, com variação da constante de ganho

k para valores de $k=0,2$ e $k=1,0$, comparados com o sistema sem controle.



(a)



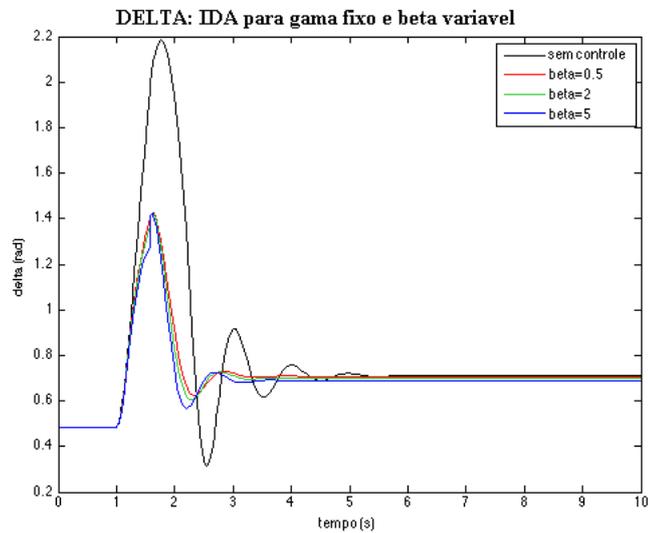
(b)

Figura 29 – Gráficos de comportamento (a) do ângulo δ e (b) desvio de velocidade ω para FLC com parâmetro k variável.

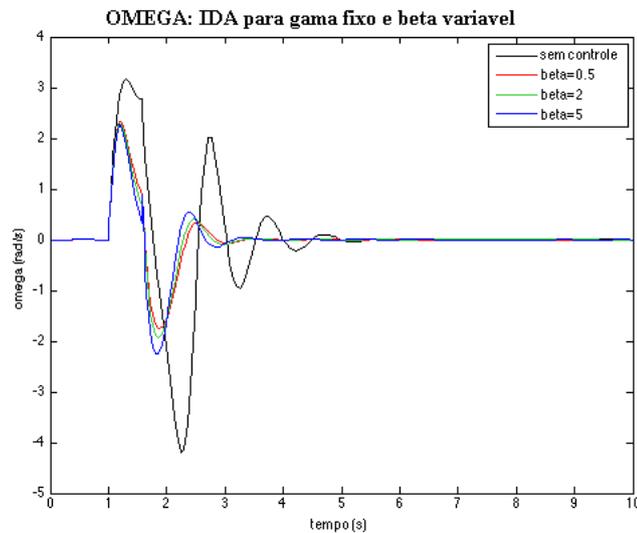
A partir dos gráficos resultantes da Fig. (29), observa-se que com o aumento da constante de ganho k houve maior amortecimento. Além disso, percebe-se que o sistema com a FLC para $k=1,0$ apresentou um melhor amortecimento, tendo em vista que não apresentou variações bruscas no valor do ângulo do gerador (δ), quando comparado ao sistema com a FLC para $k=0,2$.

Ao aplicar o controle IDA-PBC, foram analisados os comportamentos resultantes em duas etapas: variando o parâmetro β e mantendo fixo o γ ; e mantendo fixo o β e variando o γ . Tal medida foi tomada para melhor analisar os efeitos de cada parâmetro

sobre o comportamento das variáveis em análise. Para a simulação da primeira etapa o γ assumiu o valor fixo de 100 e o β de 0,5 , 2 e 5, obtendo-se os gráficos apresentados na Fig. (30).



(a)



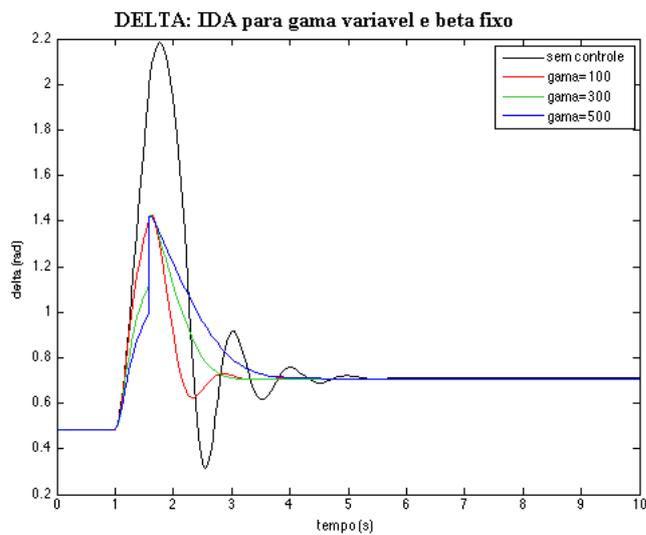
(b)

Figura 30 – Gráficos de comportamento (a) do ângulo δ e (b) desvio de velocidade ω para IDA-PBC com β variável e $\gamma = 100$.

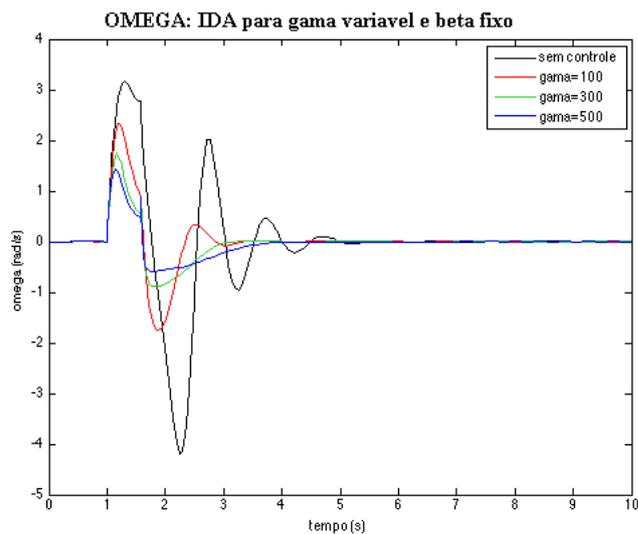
De acordo com o gráfico do comportamento do ângulo δ da Fig. (30.a) percebe-se que o ângulo do gerador, após a perturbação, apresentou um melhor amortecimento com maiores valores de β , ou seja, os valores de β apresentaram-se diretamente proporcionais ao amortecimento da perturbação. Quanto ao gráfico do comportamento do desvio de velocidade ω da Fig. (30.b) percebe-se que o ω , após a perturbação, apresentou um melhor amortecimento com maiores valores de β , assim obtendo a mesma conclusão a partir do

gráfico da Fig. (30.a). Vale ressaltar que essa conclusão é obtida, a partir do conjunto de parâmetros desse controle, em específico.

Para a segunda etapa da análise do comportamento do ângulo do gerador e do seu desvio de velocidade aplicando-se o sistema de controle IDA-PBC, foram considerados valores de 100, 300 e 500 para o parâmetro γ e assumiu-se valor de 0,5 para o β . Foram obtidos os gráficos de δ e ω em função do tempo para o sistema, conforme apresentados nas Figs. (31.a e 31.b).



(a)



(b)

Figura 31 – Gráficos de comportamento (a) do ângulos δ e (b) desvio de velocidade ω para IDA-PBC com γ variável e $\beta = 0,5$.

4.2.2 Função de controle u

Em relação à função de controle u de cada um dos sistemas, foram realizadas algumas simulações da função de controle em função do tempo, e levando-se em consideração as limitações físicas de um controlador real, restringiu-se a função de controle no intervalo de $-\frac{1}{3} \leq u \leq 1$.

Inicialmente, considerou-se a FLC em função do tempo para as constantes de ganho (k) de 0,2 e 1,0. Como resposta, foi obtido o gráfico conforme apresentado na Fig. (32).

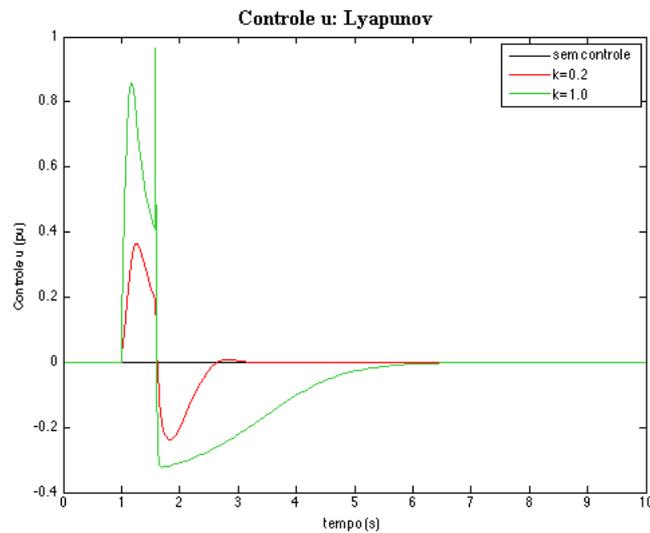


Figura 32 – Gráfico da função u para FLC com k variável.

No gráfico da Fig. (32), pode-se perceber que a função controle é diretamente proporcional ao valor da constante de ganho para o intervalo do controle apresentado. Tal fato confirma a teoria, em que na formulação matemática do controle, a constante de ganho é diretamente proporcional a função de controle u .

Na análise da função de controle u para o método IDA-PBC, novamente foram realizadas as simulações em duas etapas. Na primeira etapa, manteve-se o valor de γ fixo enquanto foram variados os valores de β , obtendo-se o gráfico conforme apresentado na Fig. (33).

A partir do gráfico da Fig. (33) verifica-se que com o aumento do β , há um aumento no valor da função controle. Tal fato elucida a formulação teórica do controle IDA-PBC, em que o β apresenta-se diretamente proporcional à função de controle.

Para a segunda etapa da análise do comportamento da função de controle aplicando-se o método IDA-PBC, variando os valores de γ e mantendo o β fixo, obteve-se como resposta o gráfico apresentado na Fig. (34).

A partir da Fig. (34) verifica-se que com o aumento do γ , há um aumento no valor

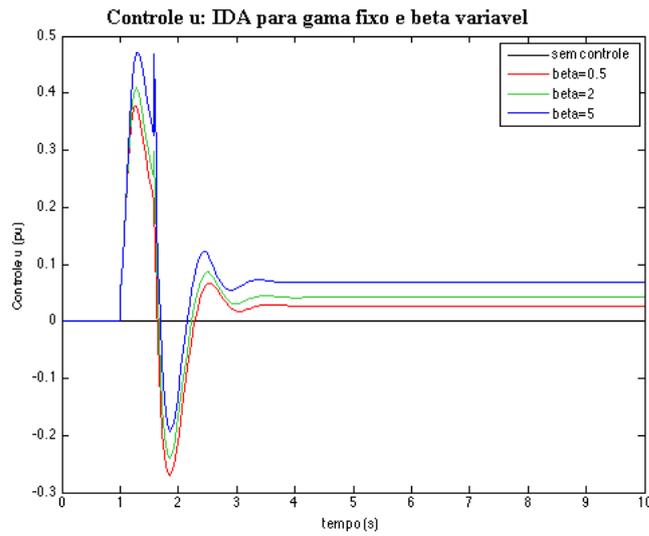


Figura 33 – Gráfico da função u para IDA-PBC com β variável e $\gamma = 100$.

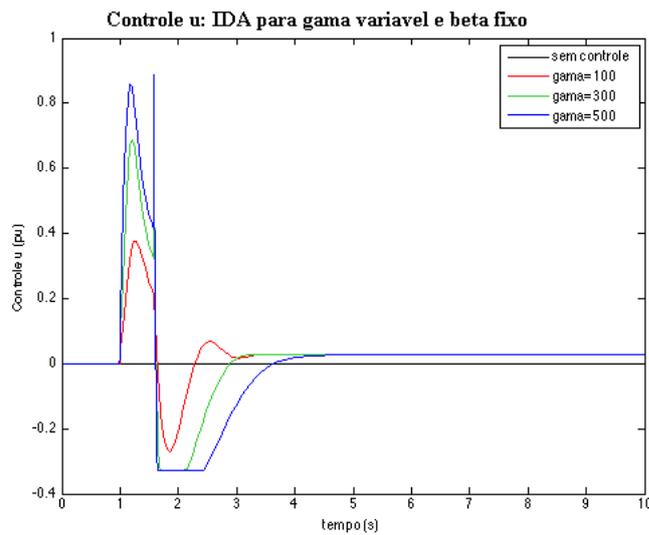


Figura 34 – Gráfico da função u para IDA-PBC com γ variável e $\beta = 0,5$.

da função de controle. Tal fato exemplifica a formulação teórica do controle IDA-PBC, em que o γ apresenta-se diretamente proporcional a função de controle.

4.2.3 Reatância do TCSC

Assim como na análise do comportamento da função de controle, outra análise realizada foi no comportamento da reatância do TCSC, representada por X_c . Como resultado da aplicação do controle FLC com diferentes valores da constante de ganho k , obteve-se o gráfico conforme apresentado na Fig. (35).

Ao aplicar o método IDA-PBC, por sua vez, foram obtidos os gráficos apresentados na Figs. (36.a e 36.b), onde apresenta-se o comportamento da reatância em função do

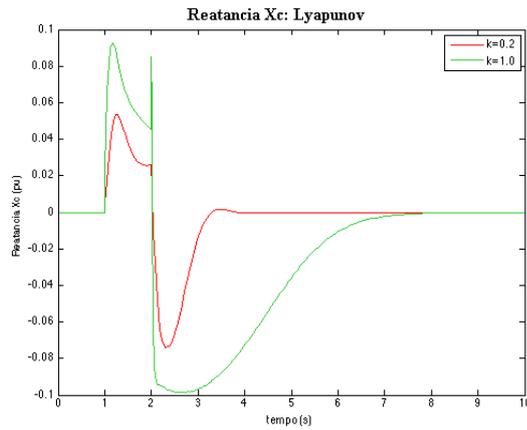
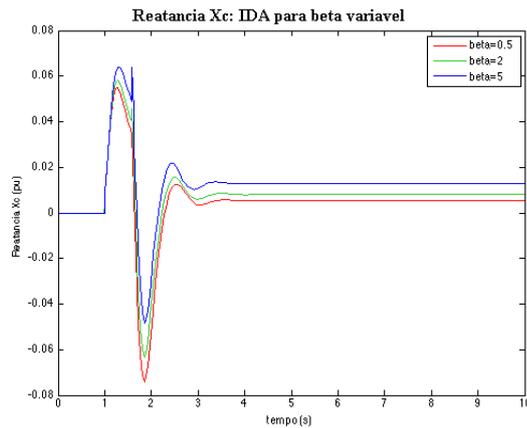
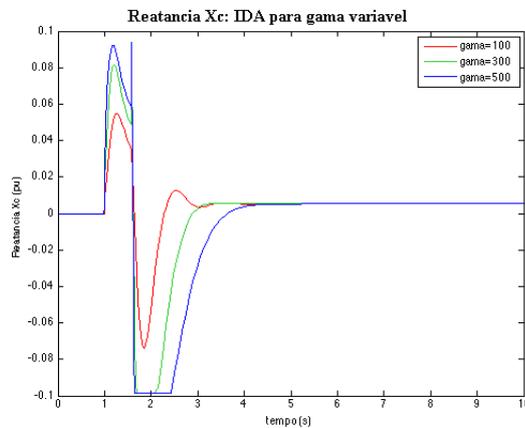


Figura 35 – Gráfico da reatância X_c em função do tempo para diferentes valores de k .

tempo para diferentes valores do parâmetro β na Fig. (36.a) e para diferentes valores do parâmetro γ na Fig (36.b).



(a)



(b)

Figura 36 – Gráfico de comportamento da reatância X_c para IDA-PBC com (a) diferentes valores de β e γ fixo de 100 e (b) β fixo de 0,5 e γ variável.

4.2.4 Função energia

Outra análise realizada foi o comportamento da função energia, determinada pelas Eqs. (3.8 e 3.20) para os métodos FLC e IDA-PBC, respectivamente. Como resultado, o gráfico da Fig. (37) apresenta o comportamento da função energia para a FLC com k variável.

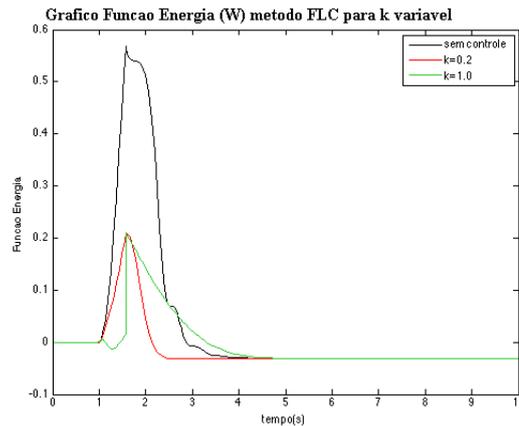


Figura 37 – Gráfico da função energia W em função do tempo para FLC com k variável.

A partir da Fig. (37) é possível verificar que a função energia apresenta maior amortecimento de acordo com o aumento da constante de ganho. Em relação ao controle IDA-PBC, por sua vez, a função energia é apresentada nas Figs. (38 e 39), para β variável e γ variável, respectivamente.

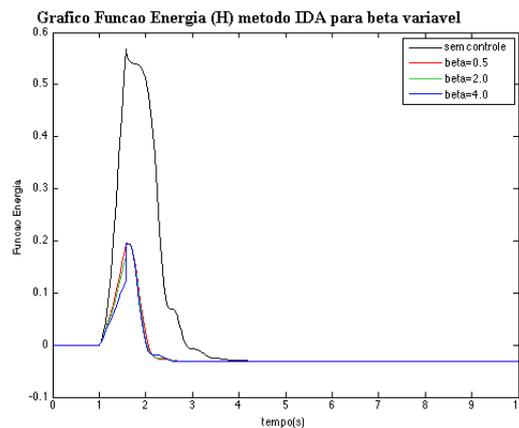


Figura 38 – Gráfico da função energia W em função do tempo para IDA-PBC com β variável e $\gamma = 100$.

A partir da Fig. (38) verifica-se pouca variação da energia em função do tempo entre as diferentes curvas do gráfico obtidas com diferentes valores de β , fato ocorrido devido aos baixos valores escolhidos. Da mesma forma, verificou-se que com o aumento do γ , houve pouca variação da energia em função do tempo, conforme a Fig. (39).

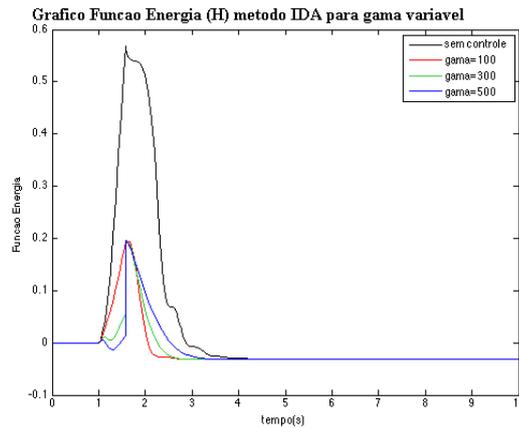


Figura 39 – Gráfico da função energia W em função do tempo para IDA-PBC com γ variável e $\beta = 0, 5$.

4.2.5 Trajetória do sistema

Em relação à análise da trajetória do sistema, ao aplicar as duas funções de controle, foram inicialmente determinados os pontos de equilíbrio existentes no sistema a partir da equação dinâmica da máquina, segundo a Eq. (3.7). A partir do gráfico das curvas de níveis da FLC, podem ser observados dois pontos de equilíbrio, um estável e outro instável, conforme apresentado na Fig. (40).

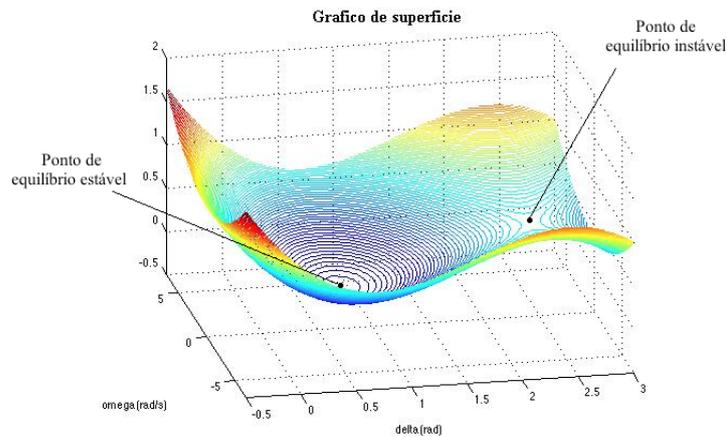


Figura 40 – Superfície tridimensional da modelagem do sistema, com representação dos seus pontos de equilíbrio.

A partir da modelagem do sistema, foi determinada a área de atração e em seguida aplicou-se a FLC com k variável e o resultado é apresentado na Fig. (41), para um gráfico das trajetórias no plano $\delta \times \omega$.

A partir da Fig. (41) é possível verificar que no mesmo sistema, a falta de controle levou a uma trajetória que o fez aproximar dos limites da área de atração. Em contrapartida, a presença de controle FLC fez com que a trajetória fosse menor para maior valor da constante de ganho k , confirmando a teoria de amortecimento de oscilações.

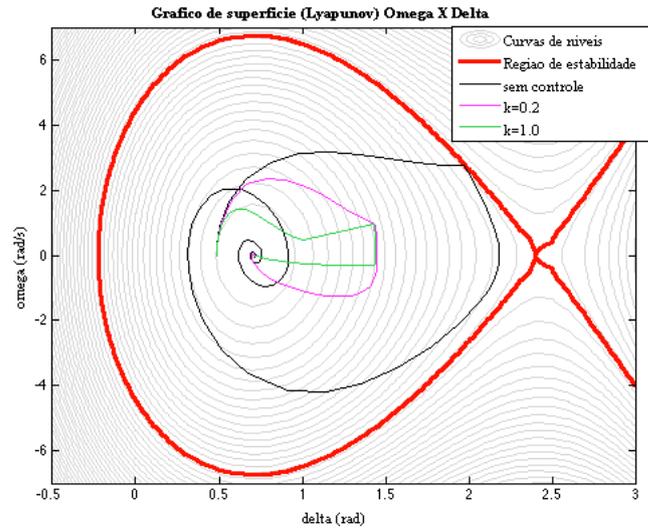


Figura 41 – Gráfico de comparação das trajetórias dos sistemas FLC com diferentes valores de k .

Ao aplicar o método IDA-PBC, foram obtidos resultados também positivos em relação ao amortecimento, conforme apresentados na Fig. (42).

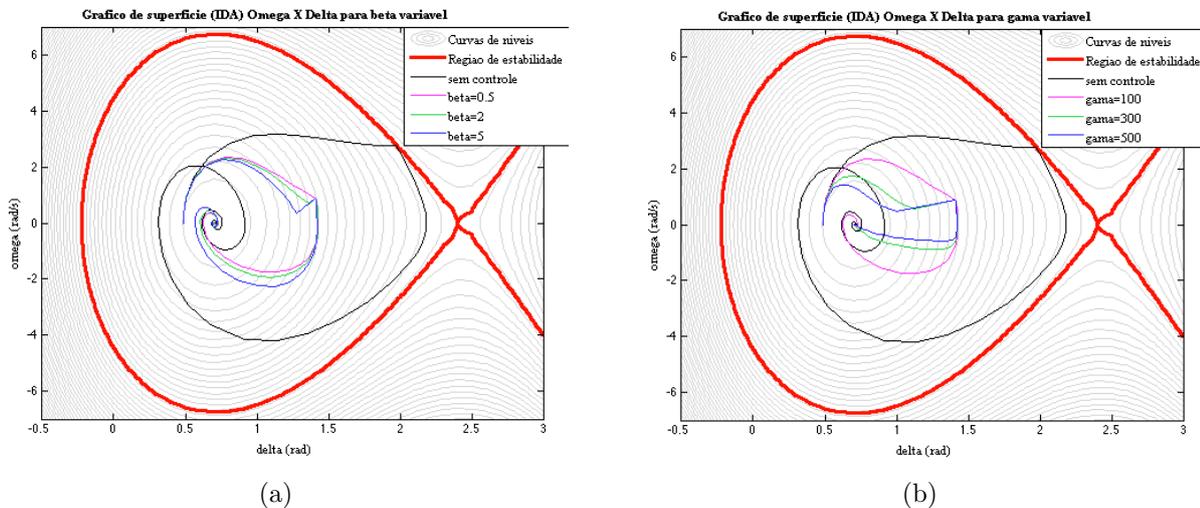


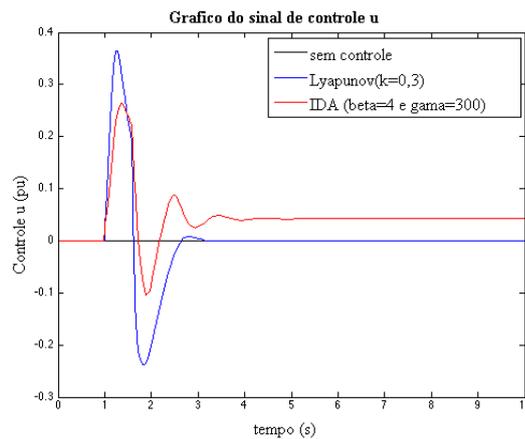
Figura 42 – Gráfico de comparação das trajetórias do sistemas sem controle e com controle IDA-PBC (a) com β variável e γ fixo de 100 e (b) com β fixo de 0,5 e γ variável.

A partir da Fig. (42.a) é possível verificar que a variação do parâmetro β fez com que a trajetória fosse menor que a do sistema sem controle, porém observou-se também que o acréscimo deste parâmetro levou ao aumento da trajetória em relação ao sistema com controle IDA-PBC com β de valor inferior.

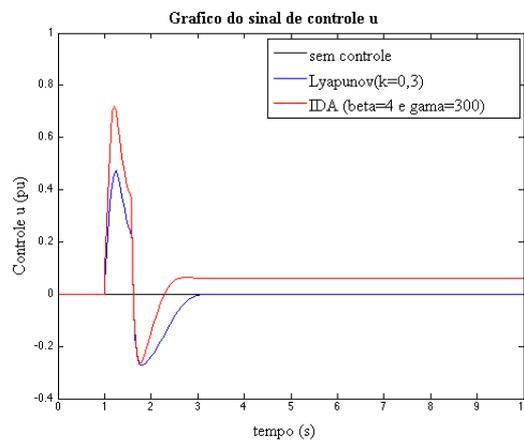
Em relação à análise da Fig. (42.b) da trajetória com variação do parâmetro γ , por sua vez, verificou-se que dado o aumento deste parâmetro, a trajetória apresentou-se menor e observou-se também que não houve deslocamento do ponto de equilíbrio.

4.2.6 Comparação dos métodos de controle

Ao comparar os dois métodos de controle, percebe-se que não é possível realizar tal ação na presente análise pelo fato de seus parâmetros apresentarem distintas características e influenciarem de forma diferente sobre o controle. Para ilustrar melhor tal afirmativa, os gráficos da Fig. (43) apresentam dois comportamentos onde um tipo de controle apresenta melhor amortecimento em relação ao outro quando escolhidos diferentes valores para cada parâmetro.



(a)



(b)

Figura 43 – Gráfico de comparação dos métodos de controle (a) FLC com $k=0,2$ e IDA com $\beta=2$ e $\gamma=40$ e (b) FLC com $k=0,3$ e IDA com $\beta=4$ e $\gamma=300$.

4.2.7 Tempo crítico de abertura

Além disso, foi realizado um levantamento dos valores dos tempos críticos de abertura para cada condição analisada nos respectivos métodos de controle aplicados. Para o método FLC foram obtidos os tempos críticos conformes apresentados na Tab. (1), de acordo com cada valor de constante de ganho k .

Constante de ganho (k)	Tempo de abertura crítico (t_a)
0	0,73
0,2	1,67
1,0	3,99

Tabela 1 – Tempo crítico de abertura para FLC com k variável.

Em relação ao método IDA-PBC, foram obtidos distintos valores de tempo de abertura, de acordo com a variação dos seus parâmetros. Para melhor ilustração, estes tempos foram dispostos nas Tabs. (2) e (3), em que a primeira mostra os tempos de abertura para condições de β variável e γ constante; a segunda para β constante e γ variável.

Beta (β)	Tempo de abertura crítico (t_a)
0,5	1,72
2,0	1,74
5,0	1,77

Tabela 2 – Tempo crítico de abertura para IDA-PBC com β variável e γ constante de 100.

Gama (γ)	Tempo de abertura crítico (t_a)
100	1,72
300	1,75
500	1,76

Tabela 3 – Tempo crítico de abertura para IDA-PBC com β fixo de 0,5 e γ variável.

Referente ao tempo de abertura dos sistemas, pode-se perceber que para FLC, de acordo com que a constante de ganho (k) aumentava, o tempo crítico de abertura também aumentava. Para o IDA-PBC, com o beta variável, o aumento do β ocasionou um pequeno aumento no tempo de abertura crítico. Com o aumento do parâmetro γ também teve-se um pequeno aumento do tempo de abertura crítico.

Para os gráficos do δ , ω , controle u , reatância e função energia em função do tempo para os dois controles, percebeu-se que após a pós-falta ocorreram erros estacionários, associados a diferença entre os sinais de a entrada e saída do controle, em que pode depender do tipo de sinal de entrada aplicado no sistema. Nesse trabalho não foi abordado sobre estudo sobre o erro estacionário.

5 Conclusões e Perspectivas de Trabalhos Futuros

O presente trabalho foi construído em duas partes: levantamento de referencial teórico e experimento por simulações. No processo de levantamento de referencial, buscou-se o aprofundamento da questão do aumento da margem de estabilidade do sistema não linear com a aplicação da compensação série, realizando-se, primeiramente, a definição da modelagem de componente do sistema elétrico, em seguida, abordando-se o conceito de estabilidade transitória e os dois controles abordados, que foram a FLC e IDA-PBC.

As simulações foram realizadas através da elaboração de códigos desenvolvidos na plataforma MatLab, com o uso das equações diferenciais explicitadas no Capítulo 4 para ambos os controles, juntamente com os dados encontrados na Seção 4.1.

Dessa forma, foram realizadas simulações com o sistema sem controle e com a compensação série (TCSC) aplicando os dois métodos. Para a FLC, analisou-se o comportamento do ângulo do gerador (δ) e o desvio de velocidade (ω) em função do tempo, para diferentes constantes de ganho (k). Nessas simulações, percebeu-se que com o aumento da constante de ganho, maior era o amortecimento das perturbações.

Para o método IDA-PBC, variou-se o β e o γ , como o intuito de analisar como esses parâmetros atuam no sistema. Dessa forma, analisou-se o comportamento do δ e ω em função do tempo, para vários valores de β com o γ fixo de 100, e para vários valores de γ com β fixo de 0,5. Percebeu-se que quando variou o β , o amortecimento aumentava de acordo com que o β aumentava. E variando o γ , percebeu-se que com o aumento do γ , o amortecimento também ascendia.

Em seguida, plotou-se um gráfico representando como a função de controle (u) variou em função do tempo, para cada uma das constantes de ganho (k) para a FLC. Percebeu-se que com o aumento do parâmetro k , a magnitude do sinal de controle aumentava, assim, confirma a formulação matemática do controle onde mostra que u e k são diretamente proporcionais.

Com o método IDA-PBC, geraram-se gráficos representando como a função de controle (u) variou em função do tempo. Quando variou o β e o γ permaneceu fixo igual a 100, a função controle aumentava, quando o β aumentava. Para γ variando e β fixo de 0,5, percebeu-se que com o aumento do γ , a função controle u também aumentava. Ambos os casos, confirmam a formulação matemática na qual β e γ são diretamente proporcionais ao controle u .

Quando analisado o ω em função do δ para o sistema com a FLC, percebeu-se

que para um tempo de abertura igual a 0,58 s o sistema sem controle apresentou-se próximo do seu tempo de abertura crítico, enquanto que para o sistema com $k=0,2$ e $k=1,0$, apresentaram-se totalmente dentro da região de estabilidade, e assim, conseguiram suportar as perturbações do sistema.

Referente ao tempo de abertura dos sistemas, pode-se perceber que para FLC, de acordo com que a constante de ganho (k) aumentava, o tempo crítico de abertura também aumentava. Para o IDA-PBC, com o β variável, o aumento do β ocasionou um pequeno aumento no tempo de abertura crítico. Com o aumento do parâmetro γ também teve-se um pequeno aumento do tempo de abertura crítico.

Considerando o sistema sem controle e com o IDA-PBC, analisou-se o ω em função do δ , com o tempo de abertura 0,58 s Para β variável, percebeu-se que com o aumento de β obteve-se um aumento na trajetória ocasionada pela perturbação no sistema. Já para o γ variável, o aumento do parâmetro γ diminuiu a trajetória ocasionada pela perturbação. Com esses resultados, pode-se inferir que o aumento do γ , aumenta a robustez do sistema, enquanto que o aumento do β aumenta a debilidade do sistema.

Para os gráficos do δ , ω , controle u , reatância e função energia em função do tempo para os dois controles, percebeu-se que após a pós-falta a diferença entre o sinal de entrada e saída do controle ocorreu devido a erros estacionários.

Como pode-se perceber, para todas as análises os gráficos do sistema sem controle foram gerados, com o intuito de servir como referência para as análises. Por fim, concluiu-se que os parâmetros analisados só puderam ser comparados dentro de cada sistema. A comparação entre os dois métodos de controle não se aplica a esse estudo, uma vez que para cada sistema, os parâmetros de comparação apresentaram-se distintos.

Para trabalhos futuros, pensa-se na possibilidade de aprimorar os parâmetros do controle, escolhendo valores que estejam no intervalo do limite físico do aparelho, para que assim se possa ter valores reais dos parâmetros para o sistema. Além disso, com o intuito de se ter um sistema mais próximo do real, considerar a partida do tiristor presente no TCSC, assim como a histerese intrínseca a dinâmica de funcionamento do tiristor.

Referências

- ACHA, E. *FACTS: Modelling and Simulation in Power Networks*. [S.l.]: John Wiley and Sons, 2004. 420 p. Citado na página 38.
- BRETAS, N. G.; ALBERTO, L. F. C. Estabilidade transitória em sistemas eletroenergéticos. In: *Estabilidade Transitória em Sistemas Eletroenergéticos*. [S.l.: s.n.], 1997. p. 110. Citado 2 vezes nas páginas 33 e 46.
- CONCORDIA, C. Steady-state stability of synchronous machines as affected by voltage-regulator characteristics. p. 215–220, 1944. Citado na página 21.
- GHANDHARI, G. A. M.; HISKENS, I. A. Control lyapunov functions for controllable series devices. Stockholm, Sweden, p. 689–694, 2001. Citado 3 vezes nas páginas 22, 23 e 45.
- HINGORANI, N. G.; GYUGYI, L. *Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*. [S.l.]: Wiley-IEEE Press, 1999. 452 p. Citado na página 22.
- KHALIL, H. K. *Nonlinear Systems*. [S.l.]: Prentice Hall, 2002. 745 p. Citado 5 vezes nas páginas 29, 31, 43, 45 e 47.
- KIMBARK, E. W. Improvement of system stability by switched series capacitors. United States Department of the Interior, Bonneville Power Administration, p. 180–188, 1966. Citado na página 21.
- KIMBARK, E. W. *Power system stability – Volume 1*. [S.l.]: A John Wiley Sons, Inc., 1995. 355 p. Citado na página 43.
- KUNDUR, P. *Power System Stability and Control*. [S.l.]: McGraw-Hill, 1993. 1196 p. Citado 6 vezes nas páginas 7, 9, 21, 28, 29 e 30.
- LE MOS, J. R. F. Modelagem de linhas de transmissão para estudos de transitórios eletromecânicos. 2008. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 32.
- MACHOWSK, J.; BUMBY, J. R. *Power System Dynamics: Stability and Control*. [S.l.]: John Wiley Sons, Ltd, 2008. 461 p. Citado 2 vezes nas páginas 7 e 9.
- MANJAREKAR, N. S.; BANAVAR, R. N. *Nonlinear Control Synthesis for Electrical Power Systems Using Controllable Series Capacitors*. [S.l.]: Springer, 2012. 101 p. Citado 2 vezes nas páginas 23 e 49.
- ONS. Relatório anual 2013 do ons. In: *Relatório Anual 2013 do ONS*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 80. Citado na página 19.
- ONS. Nota complementar à imprensa - 04/02/2014. p. 2, 2014. Citado na página 21.
- ORTEGA A. VAN DER SCHAFT, I. M. R.; MASCHKE, B. Putting energy back in control. p. 18–33, 2001. Citado na página 49.

ORTEGA, R.; GARCÍA-CANSECO, E. Interconnection and damping assignment passivity-based control: A survey. Laboratoire des Signaux et Systèmes, Supelec, Plateau de Moulon, 91192, Gif-sur-Yvette, Cedex, France, p. 10:432–450, 2004. Citado 4 vezes nas páginas [22](#), [23](#), [49](#) e [52](#).

PAL, B.; CHAUDHURI, B. *Robust Control in Power Systems*. [S.l.]: Springer, 2005. 216 p. Citado na página [35](#).

SIQUEIRA, D. S. Controle não linear aplicado a dispositivos facts em sistemas elétricos de potência. 2012. Citado na página [45](#).

TARANTO, G. N. A robust decentralized control design for damping controllers in facts applications. In: *Proceedings of the 4th IEEE Conference on Control Applications*. [S.l.: s.n.], 1995. p. 233–238. Citado na página [22](#).

ZHOU, X.; LIANG, J. Overview of control schemes for tsc to enhance the stability of power systems. p. 125–130, 1999. Citado na página [22](#).