TESE
1094

LA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

Análise de Bloqueio de LTCs no Fenômeno de Colapso de Tensão

B ISAIAS DE LIMA LOPES

ITAJUBÁ - MG
Março de 2001

ANÁLISE DE BLOQUEIO DE LTCs NO FENÔMENO DE COLAPSO DE TENSÃO

Dissertação apresentada à Escola Federal de Engenharia de Itajubá como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica

Área de Concentração:
Sistemas Elétricos de Potência

Orientador:
Prof. Dr. Antônio Carlos Zambroni de Souza

Benedito Isaías de Lima Lopes

Itajubá, Março de 2001

© 2001, Benedito Isaías de Lima Lopes

Ficha Catalográfica

Lopes, Benedito Isaías de Lima

Análise de Bloqueio de LTCs no Fenômeno de Colapso de Tensão, 2001. 108p.

Dissertação (Mestrado) – Escola Federal de Engenharia de Itajubá. Departamento de Engenharia Elétrica.

1.Estabilidade de Tensão I. Escola Federal de Engenharia de Itajubá. Departamento de Engenharia Elétrica II.

ANÁLISE DE BLOQUEIO DE LTCs NO FENÔMENO DE COLAPSO DE TENSÃO

Benedito Isaías de Lima Lopes

Aprovada por:

_____

Prof. Antônio Carlos Zambroni de Souza, Ph.D.

_____

Prof. Glauco Nery Taranto, Ph.D.

_____

Prof. Pedro Paulo de Carvalho Mendes, D.Sc.

Itajubá, MG – Brasil

Março de 2001

"Criou-me desde eu menino,
Para arquiteto, meu pai.
Fiz-me arquiteto? Não pude,
Sou poeta menor, perdoai!"

Manuel Bandeira

Aos meus queridos pais, José Lopes e Maria de Lourdes.

A minha querida e paciente esposa Claudinha.

Aos queridos Marli, Matheus e Zambra.

Agradecimentos

Ao meu Senhor Jesus toda a honra e toda a glória.

Minha sincera gratidão pela orientação, apoio e dedicação ao amigo: Antônio Carlos Zambroni de Souza.

Aos amigos que partilharam e contribuíram de alguma forma para conclusão deste trabalho: Antônio Eduardo Hermeto, Pedro Paulo de Carvalho Mendes, Luiz Fernando de Osório Mello, José Carlos Grilo Rodrigues, Délvio Franco Bernardes, Rafael Di Lorenzo Correa, Suely Aparecida Pereira, Luiz Sérgio Ferreira, Luiz Otávio Campos de Medeiros, Luciano de Mesquita Teles e Janaína de Almeida.

Às meninas da PPG, Cristina Silva, Débora Luisa dos Santos e Vera Lúcia da Silva, que sempre foram solícitas e prestativas.

RESUMO

Este trabalho apresenta um modelo para análise da dinâmica de médio-prazo de um sistema de potência, onde as características transitórias dos elementos do sistema são neglicenciadas. Assim a evolução do sistema é obtida por uma sucessão de pontos de equilíbrio ao longo do tempo. Estes pontos são obtidos através de um processo iterativo, com baixo custo computacional e alta eficiência.

A análise por índices de proximidade do colapso de tensão, comumente aplicados no modelo de fluxo de carga convencional, é aplicada à matriz Jacobiana do modelo quase-dinâmico. Os resultados obtidos são coerentes com a análise de colapso de tensão de médio-prazo.

A característica inicialmente lenta do colapso de tensão da dinâmica de médio-prazo permite algumas ações de controle na tentativa de manter a estabilidade do sistema.

Neste trabalho a determinação do instante ótimo de bloqueio do tape do LTC (transformador com tapes variáveis sob carga) é o objetivo. Com essa finalidade, algumas propostas de identificação do instante de bloqueio do LTC são sugeridas. Estas propostas são então utilizadas em diversos sistemas, fornecendo o instante ótimo de bloqueio em cada caso de aplicação.

Finalizando, determinado o instante ótimo de bloqueio, tem-se a máxima carga capaz de ser recuperada pela ação do LTC, juntamente com a manutenção da estabilidade do sistema, impedindo a degradação continuada da tensão até o colapso.

ABSTRACT

This work presents a model for mid-term dynamic analysis of a power system, where the transient characteristics are neglected. As a consequence, the evolution of the system is obtained through several equilibrium points along the time. The points are calculated with the help of an iterative process, which is efficient and not time consuming.

The voltage collapse proximity indices, usually employed in power flow models, are applied to the Jacobian matrix associated with the quasi-dynamic model. The results obtained are consistent with the mid-term voltage collapse analysis.

The slow process involved in mid-term voltage collapse allows one to take some control actions in order to keep the system stability.

The aim of this work is to determine the instant to block the LTC. For this sake, some methodologies are proposed. These ideas are employed for several systems, yielding the optimal instant for each case.

After determine this optimal instant, one knows the maximum load to be recovered by LTC, so the system stability is preserved and the voltage level does not keep dropping up to the collapse.

ÍNDICE

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1. INTRODUÇÃO À DINÂMICA DOS SISTEMAS ELÉTRICOS 1

1.2. ESTABILIDADE DOS SISTEMAS ELÉTRICOS 1

1.2.1. Estabilidade Angular 2

1.2.1.1 Estabilidade Angular Frente a Pequenos Impactos 2

1.2.1.2 Estabilidade Angular Transitória 2

1.2.2. Estabilidade de Tensão 3

1.2.2.1 Estabilidade de Tensão Frente a Pequenos Impactos 3

1.2.2.2 Estabilidade de Tensão Frente a Grandes Impactos 3

1.2.3. Estabilidade de Médio-Prazo ou Longo-Prazo 4

1.3. UM BREVE HISTÓRICO DO PROBLEMA DE INSTABILIDADE DE TENSÃO 4

1.4. ELEMENTOS DE INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE DE TENSÃO 6

1.4.1. Geradores 6

1.4.2. Linhas de Transmissão 6

1.4.3. Compensadores de Potência Reativa 7

1.4.4. Cargas 8

1.5. CONCEITO BÁSICO DE ESTABILIDADE DE TENSÃO 10

1.6. PROCESSO DE INSTABILIDADE DE TENSÃO DE MÉDIO-PRAZO 11

1.7. ESTABILIDADE DE TENSÃO - ESCOLHA DO MÉTODO 12

1.7.1. Análise Dinâmica 12

1.7.2. Análise Quase-Dinâmica 13

1.8. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO 14

CAPÍTULO II

FERRAMENTAS DE ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TENSÃO

2.1. ORIGEM DA ESTABILIDADE DE TENSÃO E IMPLICAÇÃO MATEMÁTICA 16

2.2. BIFURCAÇÃO SELA-NÓ 19

2.3. BIFURCAÇÃO SELA-NÓ EM SISTEMAS ELÉTRICOS 21

2.4. ESCOLHA DO MODELO E CARACTERÍSTICAS INERENTES 24

2.5. ÍNDICES APLICADOS À MATRIZ JACOBIANA DO FLUXO DE CARGA 26

2.5.1. Autovalores 26

2.5.2. Valores Singulares 28

2.5.3. Vetor Tangente 30

CAPÍTULO III

MODELO QUASE-DINÂMICO

3.1. INTRODUÇÃO 31
3.2. EQUAÇÕES DO TIPO G(X,Y,Z,W) 32
3.3. EQUAÇÕES DO TIPO F(X,Y,Z,W) 34
3.3.1. Modelo E'_q 34
3.3.1.1 Equações do Modelo E'_q 36
3.3.2. Modelo de Dois Eixos - 4 enrolamentos 37
3.3.2.1 Equações do Modelo de Dois Eixos 38
3.3.3. Modelos Linearizados 39
3.3.3.1 Modelo E'_q 39
3.3.3.2 Modelo de Dois Eixos 41
3.4. POTÊNCIA ENTREGUE PELAS MÁQUINAS SÍNCRONAS 43
3.5. SIMULAÇÃO QUASE-DINÂMICA 45

CAPÍTULO IV

MODELO QUASE-DINÂMICO E FERRAMENTAS DE ANÁLISE

4.1. INTRODUÇÃO 47
4.2. MODELO QUASE-DINÂMICO E FERRAMENTAS DE ANÁLISE 50
4.3. SIMULAÇÕES E RESULTADOS 52
4.3.1. Sistema de 4 Barras Proposto por Van Cutsem 54
4.3.1.1 Algoritmo para o Sistema de 4 Barras 54
4.3.2. Resultados 59
4.3.2.1 Sistema de 14 Barras do IEEE 63
4.3.2.2 Sistema de 30 Barras do IEEE 66
4.3.2.3 Sistema de 57 Barras do IEEE 68
4.4. AÇÕES DE CONTROLE NA TENTATIVA DE MANUTENÇÃO DA ESTABILIDADE DE TENSÃO NA DINÂMICA DE MÉDIO-PRAZO 70
4.4.1. Vetor Tangente como Identificador de Instante de Bloqueio 71
4.4.2. Identificação do Instante de Bloqueio pela Equação Característica do LTC 73
4.4.3. Identificação do Instante de Bloqueio pela Carga Recuperada pelo LTC 74
4.4.4. Resultados 74
4.4.4.1 Sistema de 4 Barras 75
4.4.4.2 Sistema de 14 Barras 79
4.4.4.3 Sistema de 30 Barras 83
4.4.4.4 Sistema de 57 Barras 87

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS

5.1. ANÁLISE DO FENÔMENO DE COLAPSO DE TENSÃO 91

5.2. CONTRIBUIÇÕES 93

5.3. PERSPECTIVAS 94

APÊNDICE I 96

APÊNDICE II 98

APÊNDICE III 102

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 103

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO À DINÂMICA DOS SISTEMAS ELÉTRICOS

Um sistema elétrico de potência deve fornecer de forma ininterrupta e confiável energia às cargas do sistema. Além de garantir a confiabilidade na continuidade do serviço, o sistema elétrico deve operar em condições adequadas, ou mínimas, de tensão e freqüência [1]. O desenvolvimento tecnológico dos últimos anos tem levado o sistema elétrico a uma situação onde as variações, tanto de freqüência quanto de tensão, são cada vez menores.

Nos sistemas interligados, as variações normais diárias das cargas, os distúrbios de pequeno porte e distúrbios maiores causados por curtos-circuitos em linhas de transmissão, saída de geradores e de transformadores de grande porte, afetam de maneira global o sistema elétrico. Obviamente as áreas próximas ao impacto são mais sensíveis que aquelas mais distantes, mas nem por isso são menos susceptíveis a desligamentos devido à atuação do sistema de proteção frente a uma excursão rápida, porém suficiente para que a proteção atue. Essas são situações muitas vezes inesperadas, mas inerentes aos grandes sistemas interligados.

Na tentativa de avaliar o comportamento dos sistemas elétricos de potência frente aos diversos impactos que podem vir a ocorrer, muitos estudos e ferramentas de análises foram desenvolvidas com o intuito de permitir a aplicação imediata em determinados casos, em planejamentos de novos sistemas e expansões futuras.

1.2 ESTABILIDADE DOS SISTEMAS ELÉTRICOS

A estabilidade de um sistema elétrico está intimamente ligada à capacidade do sistema manter-se em um determinado estado de operação e de alcançar um novo estado operativo sob condições de impacto [1], seja uma variação de carga, um curto-circuito em uma linha

de transmissão, um desligamento repentino pela má atuação da proteção em elementos do sistema, saída de unidades geradoras, etc. A estabilidade de um sistema elétrico de potência é uma situação singular, onde os elementos do sistema e seus efeitos devem ser considerados. É fácil perceber a complexidade de um estudo abrangente e definitivo do sistema elétrico. Porém, a separação ou a inclusão de determinadas características, como os impactos de pequeno ou grande porte, a instabilidade envolvida, as influências dos elementos e o tempo de avaliação permitem uma divisão do estudo de estabilidade – ainda que não definitiva. Esta divisão apresenta algumas particularidades, e dentro da natureza e da análise a que se propõe, são satisfatórias [1,2].

1.2.1 ESTABILIDADE ANGULAR

A estabilidade angular permite avaliar o sincronismo das unidades geradoras em determinadas condições operativas do sistema. Aqui, as oscilações eletromecânicas são consideradas juntamente com o comportamento dos geradores frente a estas oscilações. A natureza dos impactos neste tipo de estudo também é relevante, permitindo dividir a estabilidade angular em duas situações distintas.

1.2.1.1 ESTABILIDADE ANGULAR FRENTE A PEQUENOS IMPACTOS

Neste estudo é avaliado o sincronismo das unidades geradoras do sistema para situações de pequenos impactos, como as variações naturais das cargas. A resposta do sistema frente a esses impactos deve levar em conta as condições operativas pré-impacto e as características dos elementos de influência na manutenção do sincronismo das unidades geradoras. Os impactos são suficientemente pequenos para esse tipo de análise, de maneira que equações linearizadas podem ser utilizadas.

1.2.1.2 ESTABILIDADE ANGULAR TRANSITÓRIA

Diferentemente da estabilidade angular frente a pequenos impactos, neste estudo a estabilidade angular do sistema elétrico é avaliada frente a grandes distúrbios, como curtos-

circuitos , perdas de geração, etc. Neste caso, devido à amplitude das respostas relacionadas às variáveis do sistema, as equações não podem mais ser linearizadas, e as soluções do sistema são obtidas por métodos de resolução de equações diferenciais não-lineares.

1.2.2 ESTABILIDADE DE TENSÃO

A estabilidade de tensão é a capacidade do sistema em manter níveis adequados de tensão em todos os barramentos do sistema elétrico, tanto em condições normais quanto em condições de perturbação [2]. A instabilidade de tensão surge quando uma ocorrência qualquer leva o sistema a um declínio incontrolável da tensão [3]. A indisponibilidade de energia reativa está intimamente ligada à redução progressiva da tensão nos barramentos, iniciando de forma localizada e se espalhando pelo sistema até causar o colapso operativo do sistema elétrico. A instabilidade de tensão pode se manifestar de várias formas, dependendo das características das cargas e dos elementos de controle de tensão.

Da mesma forma que o caso da estabilidade angular, para efeito de análise, a estabilidade de tensão pode ser dividida em estabilidade de tensão a pequenos impactos e estabilidade de tensão a grandes impactos [1,2].

1.2.2.1 ESTABILIDADE DE TENSÃO FRENTE A PEQUENOS IMPACTOS

Como na estabilidade angular, aqui o sistema é avaliado frente a um pequeno impacto, ou seja, estuda-se a capacidade do sistema elétrico de manter-se estável quanto ao nível de tensão em seus barramentos frente a uma variação normal de carga, por exemplo. Neste tipo de estudo os impactos são admitidos como suficientemente pequenos, de maneira que as equações podem ser linearizadas para um determinado ponto de operação.

1.2.2.2 ESTABILIDADE DE TENSÃO FRENTE A GRANDES IMPACTOS

Assim como no estudo da estabilidade angular frente a grandes impactos, neste caso a estabilidade de tensão determina a capacidade do sistema em manter as tensões nos

barramentos do sistema elétrico em condições adequadas após um grande impacto [4,5,6] como um curto-circuito em um elemento do sistema elétrico, a perda de unidades geradoras ou linha de transmissão, etc. Este tipo de estudo exige uma análise não-linear do sistema elétrico de potência em um período de tempo suficiente para que os elementos mais lentos (resposta mais lenta – constante de tempo maior) do sistema elétrico sejam considerados.

1.2.3 ESTABILIDADE DE MÉDIO-PRAZO OU LONGO-PRAZO

A estabilidade aqui é avaliada de forma que os elementos mais lentos são determinantes da condição operativa do sistema. A fase transitória atingiu uma situação de estabilidade capaz de não mais ser necessário avaliar esta fase do sistema elétrico. Assim, os estudos e análises podem ser feitos através de equações linearizadas em torno de um ponto de operação do sistema elétrico.

Dentro deste contexto, elementos com constantes de tempo da ordem de vários segundos a muitos minutos são considerados como: cargas termostáticas, transformadores com tapes comutados sob carga, limitadores de corrente de excitação dos geradores, controle e ajustes de geração, etc.

1.3 UM BREVE HISTÓRICO DO PROBLEMA DE INSTABILIDADE DE TENSÃO

A estabilidade de tensão não é uma condição nova, já que é inerente ao próprio sistema de potência manter a tensão em níveis aceitáveis. A ocorrência de alguns incidentes ao redor do planeta, inclusive no Brasil, fez com que a estabilidade de tensão em sistemas de potência adquirisse uma preocupação outrora não dispensada. Vários pesquisadores têm devotado seu tempo no desenvolvimento de ferramental de análise e previsão segura do fenômeno da instabilidade de tensão. Alguns casos registrados de instabilidade de tensão que despertaram o interesse acadêmico e de profissionais ligados à área foram os seguintes [7,8]:

- Dinamarca em 02/03/1979;
- Suécia em 27/12/1983;

- Tchecoslováquia em 05/07/1985;
- Inglaterra em 20/05/1986;
- S/SE/CO brasileiro em 24/04/97 [8];

Estes casos serviram como base de estudos de instabilidade de tensão, proporcionando detalhes das razões que o originaram e, principalmente, dos tempos envolvidos em cada situação.

A instabilidade de tensão está associada a sistemas elétricos que operam em condições estressantes, como: carregamentos elevados das linhas de transmissão, insuficiência de suporte local de potência reativa e transmissão de energia elétrica a longas distâncias. O crescimento populacional e econômico associado ao desenvolvimento tecnológico dos últimos anos tem contribuído sobremaneira com essas condições estressantes dos sistemas elétricos.

O aumento da carga sem o correspondente aumento da capacidade de geração e transmissão de energia elétrica levam o sistema elétrico a operar com riscos iminentes de colapso, próximo de seus limites de estabilidade. A estabilidade pode ser definida como a condição que o sistema deve manter dentro de valores toleráveis, dos níveis de tensão em todas as barras, em situações operativas normais e frente a um impacto ou distúrbio que venha a ocorrer no sistema.

Por sua vez, a instabilidade é um declínio continuado da tensão, geralmente local, se espalhando pela vizinhança [2,9], num processo em cadeia que pode atingir áreas distantes se um procedimento de controle não for tomado a tempo. Essa instabilidade poderá levar inexoravelmente ao colapso de tensão, caso as tensões pós-distúrbio, no sistema como um todo ou parte dele, se tornarem definitivamente instáveis – ou seja, nenhuma ação de controle posterior é capaz de reconduzir o sistema a uma condição de estabilidade em níveis aceitáveis de tensão.

A partir do que já foi focado sobre a estabilidade dos sistemas elétricos de potência, são apresentados os elementos que influenciam na estabilidade de tensão.

1.4 ELEMENTOS DE INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE DE TENSÃO

Dentre os principais elementos diretamente relacionados à manutenção da estabilidade de tensão em um sistema elétrico de potência, destacam-se [3,7,10-15]:

1.4.1 GERADORES

Os geradores devem ser capazes de atender a demanda tanto de potência ativa quanto de potência reativa do sistema elétrico. Obviamente, os geradores apresentam limitações que influem nesse equilíbrio. Em determinadas condições operativas, o sistema elétrico exige uma configuração de carregamento onde os limites são violados. Esta é uma situação indesejável, pois o sistema deve se manter em condições operativas estáveis. Com isto, outras unidades geradoras devem ser redirecionadas para suprir a perda e atender à demanda ou o sistema entra num processo de colapso com os geradores sendo retirados progressivamente pelos sistemas de proteção.

A potência reativa de um gerador é limitada pela corrente de campo da máquina e pela ação da corrente de armadura sobre os enrolamentos de campo. Numa situação rápida o gerador pode fornecer potência reativa além de sua limitação, até que a atuação do regulador de tensão traga a potência reativa novamente dentro de seus limites. Em estudos de fluxo de potência o gerador (geradores) são representados com suas tensões terminais controladas, simulando o efeito de limitação de sua potência reativa pelos reguladores de tensão.

1.4.2 LINHAS DE TRANSMISSÃO

A transmissão por corrente e tensão alternadas possibilita uma característica diferenciada da linha de transmissão em relação ao seu ciclo de carga. Em condições de carga pesada a corrente é elevada e a linha consome energias ativa e reativa diretamente proporcionais ao

quadrado da corrente, enquanto a energia reativa fornecida é diretamente proporcional ao quadrado da tensão. Esta é uma situação crítica em se tratando de estabilidade de tensão, pois as perdas elétricas e as quedas de tensão podem atingir níveis altos. Situação inversa ocorre durante condições de carga leve, onde o nível de tensão na barra deve ser controlado por indutores "shunt".

1.4.3 COMPENSADORES DE POTÊNCIA REATIVA

Apesar de características diferenciadas, os capacitores "shunt" e os compensadores estáticos, com uma maior flexibilidade, apresentam um suporte local de potência reativa. Os capacitores "shunt" fornecem energia reativa diretamente proporcional ao quadrado da tensão, ou seja, em condições de baixo nível de tensão não apresentam resultados satisfatórios – situação esta que necessitaria de maior nível de fornecimento de potência reativa. Os compensadores estáticos, por sua vez, ao atingirem seus limites de fornecimento de potência reativa tornam-se semelhante aos capacitores "shunt", ou seja, apesar de uma faixa mais ampla de fornecimento de energia reativa que os capacitores "shunt", também não se apresentam satisfatórios em condições de baixo nível de tensão.

Os capacitores série permitem encurtar as distâncias elétricas em linhas longas, beneficiando o sistema quando se trata de estabilidade angular, apesar do risco intrínseco com a freqüência subsíncrona e da necessidade de proteção especial contra sobretensões decorrentes de curto-circuito no sistema [16]. Uma maior flexibilidade pode ser obtida através do uso de compensação série controlável [17,18]. Atualmente tem sido usado em linhas curtas para melhorar o nível de tensão, já que fornece potência reativa proporcional ao quadrado da corrente, independente do nível de tensão nos terminais. De outra forma, diminuem a impedância final da linha de transmissão, diminuindo a queda de tensão final da linha.

1.4.4 CARGAS

Um modelo de carga é uma representação matemática da relação entre a tensão em um barramento (amplitude e freqüência) e a potência (ativa e reativa) ou corrente fluindo para a carga [19].

Existem dois tipos básicos de modelo de carga: o dinâmico e o estático. Os modelos dinâmicos são representados por equações diferenciais e podem reproduzir o comportamento da carga em regime permanente e em transitórios elétricos. Um modelo dinâmico genérico para as cargas de potência constante, aplicável aos estudos de estabilidade de tensão, foi proposto em [20]. Outros trabalhos apresentam diferentes modelos dinâmicos para as cargas de um sistema elétrico [21].

Os modelos estáticos são expressões algébricas que determinam a potência consumida pela carga a partir da barra que a alimenta naquele instante em função da tensão, desprezando a variação da freqüência, por ser muito reduzida [22].

Em muitas situações, as cargas são modeladas como do tipo potência constante, como os motores que não variam significativamente sua potência com a tensão; tipo corrente constante e impedância constante. Como exemplo desta última, podem-se citar as cargas de aquecimento e iluminação incandescente.

Na verdade a carga total em um barramento é melhor representada por uma composição destes três modelos – modelo polinomial ou modelo ZIP (equações 1.1 e 1.2); apresentados com diferentes parcelas de contribuição para cada caso. Obviamente, para determinados estudos pode-se considerar um modelo apenas, conforme a análise exige.

$$P = P_o \left[a_1 \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 + a_2 \left(\frac{V}{V_o} \right) + a_3 \right] \quad (1.1)$$

$$Q = Q_o \left[a_4 \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 + a_5 \left(\frac{V}{V_o} \right) + a_6 \right] \quad (1.2)$$

No modelo polinomial ou ZIP (Z de impedância constante, I de corrente constante e P de potência constante), P e Q são potências ativas e reativas consumidas quando a tensão é V; V_o é a tensão inicial e os parâmetros a_1, a_2 ,a_3 , a_4 , a_5 , a_6 são as parcelas de carga com impedância constante (a_1, a_4) , corrente constante (a_2, a_5) e potência constante (a_3, a_6) respectivamente. Lembrando que $a_1 + a_2 + a_3 = 1$ e $a_4 + a_5 + a_6 = 1$.

A influência das cargas sobre a estabilidade de tensão reside no fato de, em muitos casos, manterem a potência quando a tensão se reduz (modelo potência constante), ocasionando um aumento de corrente e conseqüentemente, perdas ativas e reativas nas linhas e, dessa forma, quedas de tensões que levam o sistema para uma situação crítica de tensão. Então, sob o ponto de vista de estabilidade de tensão, as cargas do tipo potência constante podem levar o sistema a uma situação de instabilidade.

Importante também citar determinadas cargas que, em um primeiro momento, apresentam redução de potência com a tensão (modelo impedância constante); mas, logo em seguida, devido à presença de transformadores com tapes comutáveis sob carga, tendem a elevar suas potências. Esta situação também leva o sistema à instabilidade de tensão da mesma maneira que a carga modelada como potência constante. É importante frisar aqui que não é a carga a responsável por levar o sistema elétrico à instabilidade de tensão como no caso anterior (modelo potência constante), mas a atuação do tape do transformador na tentativa de restabelecer o nível de tensão.

Em suma, o comportamento da carga tem grande influência no estudo da estabilidade de tensão, por isso a modelagem é fundamental na análise a que se destina [22,23]. Pode-se ter resultados absurdos, por conseguinte conclusões errôneas, como conseqüência do uso de modelos inadequados. Portanto, é necessário avaliar as condições do sistema e a análise a ser desenvolvida sobre tais condições, visando sempre obter respostas satisfatórias dentro de uma faixa em que determinadas influências podem ser desprezadas ou minimizadas sem prejuízo do resultado final a ser alcançado.

1.5 CONCEITO BÁSICO DE ESTABILIDADE DE TENSÃO

O sistema de duas barras (figura 1.1) é um exemplo simples de como a instabilidade de tensão se processa em um sistema de potência [3,7,10]. Trata-se de um gerador alimentando uma carga com um capacitor "shunt" dando o suporte de potência reativa à barra de carga. A carga varia gradativamente a partir de 0 até seu valor máximo, como mostrado na figura 1.2.

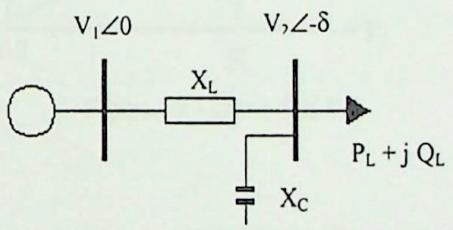

Figura 1.1 – Sistema de duas barras

Note que a curva de carga (P_L = K - constante) intercepta a curva em dois pontos, ou seja, há dois valores de tensão para a mesma potência fornecida à carga. Estes dois pontos são compreensíveis, desde que a potência sendo constante, V e I são inversamente proporcionais. O limite de carregamento do sistema (ou de potência transmitida), é justamente onde a curva P x V tem uma única solução – ponto C da curva (figura 1.2). A parte de baixo da curva, a partir do ponto C, é uma região operativa instável do sistema. Em geral, os níveis de tensão são extremamente baixos, enquanto as correntes são muito altas nessa região.

O ponto C é extremamente importante na análise de colapso de tensão, pois trata-se de um ponto onde a matriz Jacobiana do fluxo de carga é singular [7]. Neste ponto a matriz Jacobiana tem determinante nulo, identificado por uma autovalor nulo [7].

De outra maneira, pode-se dizer que as equações representativas do sistema naquele ponto passam a descrever um novo sistema e, aquele ponto C coincide com o ponto de colapso de tensão do sistema. Identificar este ponto antecipadamente é uma proposta interessante, pois se pode operar o sistema com relativa segurança. Os capítulos posteriores são dedicados, de alguma forma, a identificar este ponto de colapso. Algumas metodologias serão testadas e analisadas.

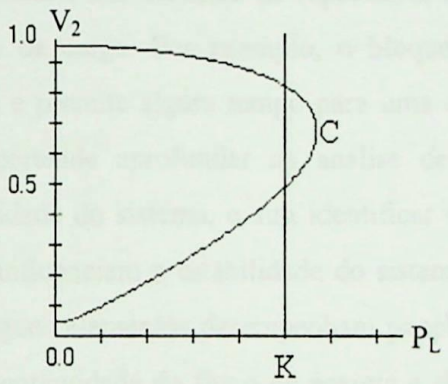

Figura 1.2 - Curva P x V

1.6 PROCESSO DE INSTABILIDADE DE TENSÃO DE MÉDIO - PRAZO

Neste trabalho, a instabilidade de tensão de médio-prazo é o objetivo. O cenário é simples; seguindo um distúrbio ou perturbação qualquer, os tapes dos transformadores sob carga (LTCs) tentam restabelecer as tensões secundárias junto às cargas [24]. Conseqüentemente, as tensões e a potência consumida são reduzidas ainda mais, até que se torna impossível para a geração e a transmissão atender à demanda. Parte desta impossibilidade origina-se das limitações impostas pelos limitadores de corrente de excitação (OXLs), atuando na mesma escala de tempo dos LTCs. Por outro lado, a restauração parcial da carga pode ser resultado de uma tendência espontânea da própria carga – cargas termostáticas. As unidades geradoras próximas não podem fornecer potência reativa além de suas

capacidades. Geradores afastados não são eficientes para suprir a perda de potência reativa. Bancos de capacitores "shunt" têm suas potências reativas reduzidas com as sucessivas quedas de tensão, o mesmo ocorrendo com as linhas de transmissão que aumentam as perdas de potências ativas e reativas. O sistema não podendo suportar esta situação totalmente instável entra em colapso.

Quando um sistema elétrico de potência aproxima ou entra na região de instabilidade de tensão, uma combinação de ações corretivas deve ser implantada para tentar parar o processo de instabilidade ou ganhar tempo para uma ação posterior mais lenta [24]. Em situações como esta, pode-se citar algumas ações, que combinadas, podem ser satisfatórias na reversão da instabilidade : chaveamento de capacitores shunt, bloqueio dos LTCs e uma ação drástica de corte de carga. Por exemplo, o bloqueio do tape do LTC diminui a degradação do sistema e permite algum tempo para uma ação posterior, como o corte de carga. Aqui não se pretende aprofundar na análise de ações de controle relativo à manutenção da estabilidade do sistema, e sim identificar no processo de instabilidade de tensão elementos que influenciam a estabilidade do sistema, quando atuam ou deixam de atuar. Assim sendo, alguns elementos desempenham papel importante no sistema elétrico para a manutenção e continuidade do fluxo de energia e são particularmente influentes na estabilidade do sistema.

1.7 ESTABILIDADE DE TENSÃO – ESCOLHA DO MÉTODO

A escolha do método está intimamente ligada à análise a ser efetuada. A seguir alguns tipos de modelos são discutidos.

1.7.1 ANÁLISE DINÂMICA

Este tipo de análise leva em conta a característica dinâmica [11] de todos os componentes que fazem parte do sistema. A reprodução real do sistema é, então, considerada e o sistema é representado por um conjunto de equações diferenciais. Este tipo de análise não será estudado aqui, dado que a resposta transitória do sistema é bastante importante neste caso.

1.7.2 ANÁLISE QUASE-DINÂMICA

As simulações no tempo de um grande sistema são extremamente pesadas, apesar dos computadores atuais darem suporte e rapidez para o volume de informações a serem processadas. Como os componentes do sistema têm constantes de tempos diferenciadas (uns respondem mais lentamente que outros), pode-se obter os mesmos resultados com considerações adequadas sobre os mecanismos de resposta de cada elemento, fazendo aproximações em relação à análise dinâmica [24,25]. Com isto as simulações ganham em tempo e em volume computacional, sem prejuízo dos resultados apresentados.

Neste caso é comum supor que as dinâmicas rápidas do sistema (constante de tempo rápidas) sejam aproximadas por pontos de equilíbrios [24,25]. Com essa metodologia os resultados oferecidos são satisfatórios em relação ao modelo dinâmico global do sistema, em se tratando de tempos superiores aos tempos dos transitórios. A vantagem desta abordagem está no fato de as equações serem puramente algébricas e, portanto, solucionadas através do método iterativo de Newton-Raphson. Assim, obtém-se uma sucessão de pontos de equilíbrio em função do tempo. Na verdade, estes pontos são instantâneos do sistema, em que os elementos de dinâmica mais lenta (tempo discreto) determinam as novas condições das variáveis de estado do sistema em cada instante.

Em resumo, tem-se um modelo quase-dinâmico do sistema de potência, ou um modelo "quase-estático" onde o intervalo de tempo entre um estado do sistema e outro é determinado pelos elementos de repostas mais lentas (tempo discreto) do sistema elétrico.

No fluxo de carga convencional, as equações de potências são linearizadas, já que se têm instantâneos do sistema de potência e a preocupação é a convergência ou não do sistema elétrico em torno desse ponto. Da mesma maneira, todas as equações agregadas na análise quase-dinâmica também são linearizadas, pois também se têm as mesmas características de análise em torno do instante de tempo em questão.

Observa-se a partir do que foi exposto anteriormente que as equações do fluxo de carga convencional são mantidas, e apenas agrega-se a elas as equações de interesse do modelo dinâmico. Como, a partir das considerações levantadas o sistema passa a ser resolvido pelo método iterativo, a matriz Jacobiana em relação ao fluxo de carga convencional também é aumentada.

Aplicando-se algumas ferramentas muito comuns em análises de fluxo de carga com essa nova abordagem, tem-se uma nova visão do fenômeno da instabilidade de tensão e novos resultados podem surgir, já que elementos fundamentais na estabilidade de tensão são levados em conta nessa modelagem quase-dinâmica. Isto é extremamente considerável, pois a estabilidade de tensão é um fenômeno dinâmico do sistema e a aproximação do fluxo de carga convencional pode omitir ou deixar de produzir informações adicionais para o entendimento da instabilidade de tensão. Analisar essas informações é o principal objetivo deste trabalho.

1.8 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O objetivo deste trabalho é a análise da estabilidade de tensão utilizando um método rápido de simulação que consiste na aproximação da trajetória do sistema elétrico de potência por sucessivos pontos de equilíbrios transitórios – Método de simulação quase-dinâmica.

A evolução temporal do sistema elétrico seguindo uma perturbação ou distúrbio é então vista como resposta das dinâmicas transitórias para as mudanças nos elementos discretos do sistema como, por exemplo, um LTC.

O capítulo I apresentou uma introdução ao conceito básico de estabilidade de tensão e aspectos relevantes no estudo e na análise da estabilidade de tensão em sistemas elétricos de potência. O capítulo II apresenta uma introdução matemática aplicada à instabilidade de tensão de um sistema elétrico de potência, as ferramentas de análise para o estudo da estabilidade de tensão, bem como a fundamentação matemática dos índices de avaliação da estabilidade de tensão nesses sistemas. No capítulo III tem-se a descrição em detalhes do

modelo quase-dinâmico, as equações envolvidas nessa nova abordagem a serem utilizadas na simulação e a razão de aplicação dos índices estáticos neste caso de simulação quase-dinâmica. O capítulo IV apresenta os resultados das simulações a partir dos sistemas do IEEE, as curvas características em cada caso e o comportamento dos índices obtidos. Neste capítulo também são apresentadas e implementadas propostas de bloqueio do LTC, visando à manutenção da estabilidade do sistema. Finalizando, o capítulo V apresenta as conclusões referentes às simulações efetuadas e sugestões para o futuro.

CAPÍTULO II

FERRAMENTAS DE ANÁLISE DE ESTABILIDADE DE TENSÃO

2.1 ORIGEM DA INSTABILIDADE DE TENSÃO E IMPLICAÇÃO MATEMÁTICA

A instabilidade de tensão surge porque a demanda da carga não pode ser atendida pela geração e/ou transmissão [2,3,7,13]. Isto correspondente a uma situação onde, voltando à figura 1.2 do Capítulo I, a linha vertical (correspondente à potência exigida pela carga) caminha em direção ao ponto C. O ponto C seria o limite máximo de carregamento do sistema; por essa razão, a determinação deste ponto (máximo carregamento) é fundamental para a operação segura do sistema elétrico. Vários métodos de obtenção deste ponto de máximo carregamento têm sido sugeridos na literatura. Dentre eles pode-se destacar o método da continuação [26-28], que se utiliza do vetor tangente como previsor.

Para aquele sistema simples de duas barras (figura 1.1 – Capítulo I), poder-se-á traçar as curvas V x θ [7] e, então, verificar-se as implicações matemáticas deste ponto crítico – ponto C. Seja a figura 2.1 a seguir, onde as curvas V x θ para três valores de P e Q são apresentadas. As equações do fluxo de potência entre as duas barras são da seguinte forma:

$$^{(1)}\ P_{km} = V_k^2 g_{km} - V_k V_m g_{km} \cos\theta_{km} - V_k V_m b_{km} \sin\theta_{km} \qquad (2.1)$$

$$^{(2)}\ Q_{km} = -V_k^2 (b_{km} + b_{sh}) + V_k V_m b_{km} \cos\theta_{km} - V_k V_m g_{km} \sin\theta_{km} \qquad (2.2)$$

A partir dessas equações do fluxo de carga entre as duas barras são traçadas as curvas para três valores de P e Q, representadas na figura 2.1 a seguir.

---

*(1) Fluxo de potência ativa entre as barras **k** e **m**.* *(2) Fluxo de potência reativa entre as barras **k** e **m**.*

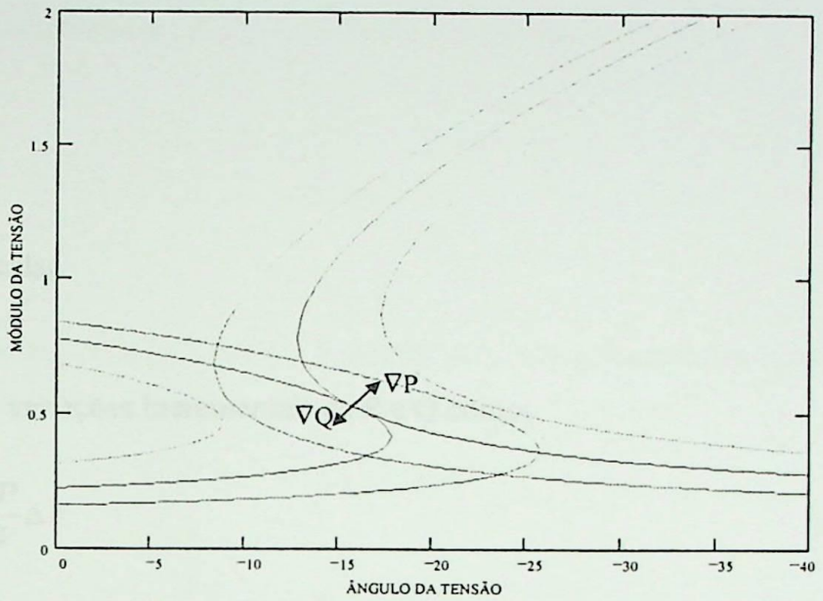

Figura 2.1 – Curvas V x θ

As interseções das curvas de P e Q definem os pontos de operação do sistema, que são soluções do fluxo de potência convencional [7]. Pode-se observar, da figura 2.1, que para uma carga qualquer (P , Q), onde o fator de potência é mantido constante, pode-se obter:

a) duas soluções – dupla intersecção

b) uma solução – único ponto de intersecção

c) nenhuma solução – não há intersecção

Como mencionado para a curva P-V, figura 1.2 – Capítulo I, verifica-se que há um carregamento para o qual apenas uma solução existe e, carregamentos superiores a esse não têm solução, caracterizando ausência de um ponto de equilíbrio.

Portanto, o carregamento onde existe apenas uma solução representa a máxima carga possível de ser atendida pelo sistema, para um dado fator de potência, e o fato das curvas de

P constante e Q constante tocarem-se em um só ponto significa que os vetores gradiente ∇P e ∇Q estão alinhados [7] e, dessa forma, a relação a seguir pode ser escrita.

$$\nabla P = \alpha \nabla Q \tag{2.3}$$

ou

$$\nabla P - \alpha \nabla Q = 0 \tag{2.4}$$

onde α é um escalar.

Definindo-se as variações incrementais de P e Q como:

$$\Delta P = \frac{\partial P}{\partial \theta}\Delta\theta + \frac{\partial P}{\partial V}\Delta V \tag{2.5}$$

$$\Delta Q = \frac{\partial Q}{\partial \theta}\Delta\theta + \frac{\partial Q}{\partial V}\Delta V \tag{2.6}$$

Então, os vetores gradiente de P e Q são:

$$\nabla P = \begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial \theta} \\ \frac{\partial P}{\partial V} \end{bmatrix} \tag{2.7}$$

$$\nabla Q = \begin{bmatrix} \frac{\partial Q}{\partial \theta} \\ \frac{\partial Q}{\partial V} \end{bmatrix} \tag{2.8}$$

A partir das equações 2.3 e 2.4, tem-se:

$$\frac{\partial P}{\partial \theta} - \alpha \frac{\partial Q}{\partial \theta} = 0 \tag{2.9}$$

$$\frac{\partial P}{\partial V} - \alpha \frac{\partial Q}{\partial V} = 0 \tag{2.10}$$

Como a matriz Jacobiana do fluxo de potência é dada por:

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial \theta} & \frac{\partial P}{\partial V} \\ \frac{\partial Q}{\partial \theta} & \frac{\partial Q}{\partial V} \end{bmatrix} \tag{2.11}$$

Então, a solução das equações 2.9 e 2.10 requer que o determinante da matriz Jacobiana do fluxo de potência seja igual a zero, isto é:

$$\frac{\partial P}{\partial \theta}\frac{\partial Q}{\partial V} - \frac{\partial P}{\partial V}\frac{\partial Q}{\partial \theta} = 0 \tag{2.12}$$

Portanto, isso significa que no ponto de máximo carregamento a matriz Jacobiana torna-se singular.

O fato da matriz Jacobiana do fluxo de potência ser singular no limite de carregamento do sistema fornece informações relevantes para o estudo e aplicação dos índices de avaliação da estabilidade de tensão discutidos posteriormente.

2.2 BIFURCAÇÃO SELA-NÓ [7,29]

Seja o seguinte sistema de equações diferenciais em $\Re^2$ (espaço real de dimensão 2 x 2), com um parâmetro α variável:

$$\dot{x} = f(x, y, \alpha) \tag{2.13}$$

$$\dot{y} = g(x, y, \alpha) \tag{2.14}$$

O retrato de fase (as trajetórias definidas no espaço $\Re^2$ pelas soluções do sistema acima) muda à medida que o parâmetro α varia. Porém, há alguns valores de α para os quais o retrato de fase muda drasticamente. Esta abrupta mudança devido à α é chamada de bifurcação.

Há uma distinção clara entre as variáveis dinâmicas x e y e o parâmetro α. O número de variáveis dinâmicas é restrita a duas, porém é razoável tentar entender a bifurcação em um sistema de equações diferenciais de qualquer dimensão (n x n).

O número de parâmetros α's é menos problemático e, por razões de conveniência, considera-se apenas um ou no máximo dois parâmetros (α_1, α_2). Geralmente, um parâmetro α é suficiente para análise em sistemas de potência.

Há, principalmente, quatro tipos identificados de bifurcações que podem ocorrer quando apenas um parâmetro α varia. Sem mencionar os outros tipos, como se verá mais à frente, a bifurcação sela-nó é a de interesse neste trabalho.

A bifurcação sela-nó é a mais importante de todas e ocorre quando um zero do campo vetorial (ponto de equilíbrio) definido pela matriz de estados da equação diferencial, tem uma linearização em torno deste ponto com determinante zero. Determinante zero implica em pelo menos um autovalor zero da matriz linearizada.

O exemplo a seguir mostra o que foi exposto anteriormente.

2.2.1 EXEMPLO

Seja o sistema de equações diferenciais em $\Re^2$ (espaço real de dimensão 2 x 2):

$$\begin{aligned} \dot{x} &= y \\ \dot{y} &= x^2 - y + \alpha \end{aligned} \tag{2.15}$$

Para os pontos de equilíbrio ($\dot{x} = 0$ e $\dot{y} = 0$) claramente $x = \pm\sqrt{\alpha}$.

A matriz linearizada é dada por:

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial \dot{x}}{\partial x} & \frac{\partial \dot{x}}{\partial y} \\ \frac{\partial \dot{y}}{\partial x} & \frac{\partial \dot{y}}{\partial y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 2x & -1 \end{bmatrix} \tag{2.16}$$

E o determinante de A, det(A), é da seguinte forma:

$$\det(A) = -2x = \pm(2\sqrt{\alpha}) \tag{2.17}$$

Assim, quando $\alpha = 0$, tem-se det(A) = 0 , identificando uma bifurcação sela-nó. Note, no entanto, que outras bifurcações estão associadas à existência de um autovalor nulo, de forma que a identificação do tipo de bifurcação requer o emprego das condições de transversalidade. No entanto, o conjunto de equações acima satisfaz as condições de transversalidade de uma bifurcação do tipo sela-nó.

2.3 BIFURCAÇÃO SELA-NÓ EM SISTEMAS ELÉTRICOS

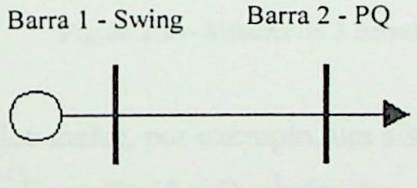

Figura 2.2 – Sistema de 2 barras

Seja um sistema elétrico de duas barras (figura 2.2). As equações do fluxo de carga para este caso são do tipo $g(\theta, V) = 0$, linearizadas em torno do ponto de operação.

Dessa maneira, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial \theta} & \frac{\partial P}{\partial V} \\ \frac{\partial Q}{\partial \theta} & \frac{\partial Q}{\partial V} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix} = [J] \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix} \tag{2.18}$$

A matriz Jacobiana J do sistema elétrico de duas barras é a matriz linearizada representativa da equação $g(\theta, V) = 0$. Considere agora um parâmetro α - por exemplo, o carregamento do sistema - que leva o sistema de um ponto de equilíbrio a outro. Para um determinado valor de α, onde o carregamento do sistema é máximo (ver figura 2.1 – ponto onde as curvas apresentam uma única solução) o sistema terá det(J) = 0.

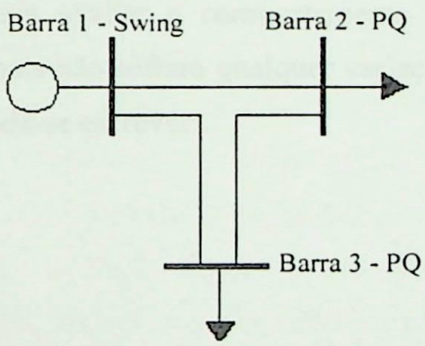

Figura 2.3 – Sistema de 3 barras

No caso de um sistema elétrico maior, por exemplo, um sistema de três barras (figura 2.3) , onde a matriz Jacobiana tem dimensão (4 x 4), obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta P_3 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta Q_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_2}{\partial \theta_2} & \frac{\partial P_2}{\partial \theta_3} & \frac{\partial P_2}{\partial V_2} & \frac{\partial P_2}{\partial V_3} \\ \frac{\partial P_3}{\partial \theta_2} & \frac{\partial P_3}{\partial \theta_3} & \frac{\partial P_3}{\partial V_2} & \frac{\partial P_3}{\partial V_3} \\ \frac{\partial Q_2}{\partial \theta_2} & \frac{\partial Q_2}{\partial \theta_3} & \frac{\partial Q_2}{\partial V_2} & \frac{\partial Q_2}{\partial V_3} \\ \frac{\partial Q_3}{\partial \theta_2} & \frac{\partial Q_3}{\partial \theta_3} & \frac{\partial Q_3}{\partial V_2} & \frac{\partial Q_3}{\partial V_3} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_2 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} = [J] \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_2 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} \tag{2.19}$$

Pode-se escrever a matriz J da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta P_3 \\ \Delta Q_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_2 \\ \Delta V_2 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} \tag{2.20}$$

Considerando que se deseja avaliar o comportamento apenas da barra 2 frente a um aumento de carga e as demais não sofram qualquer variação significativa durante a análise, em seus carregamentos, pode-se escrever:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta Q_2 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_2 \\ \Delta V_2 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} \tag{2.21}$$

$$J = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \tag{2.22}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta Q_2 \end{bmatrix} = \left[A - BD^{-1}C \right] \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_2 \\ \Delta V_2 \end{bmatrix} \tag{2.23}$$

A matriz Jacobiana original J permanece imutável e considerando que a matriz D não seja singular, é possível calcular (2.23).

A partir da matriz particionada, chega-se então a:

$$J' = A - BD^{-1}C \tag{2.24}$$

$$\det(J) = \det(J')\det(D^{-1}) \tag{2.25}$$

Note que J' está relacionada às duas variáveis de interesse V e θ da barra 2 e det (D^{-1}) é diferente de zero – matriz não-singular. Portanto, independente da dimensão da matriz Jacobiana original J a bifurcação sela-nó ocorrerá se $\det(J') = 0$, considerando as condições de transversalidade, para um determinado valor de carregamento do sistema.

Concluindo, a ocorrência da bifurcação sela-nó não é restrita apenas ao espaço bidimensional, pois como demonstrado acima uma bifurcação no espaço (V,θ) de duas dimensões produz uma bifurcação sela-nó na matriz Jacobiana original J de dimensão 4 x 4. Esse procedimento válido pode ser generalizado para sistemas de dimensão n x n, como facilmente pode ser comprovado a partir do que já foi explanado. Na verdade o que se pretende aqui é justificar a ocorrência da bifurcação sela-nó da matriz Jacobiana para qualquer sistema elétrico de potência, desde que as condições de transversalidade sejam satisfeitas. Matematicamente, para dimensões superiores a bifurcação sela-nó ainda é uma incógnita. Mas, como se pode observar pelos resultados acima expostos, a bifurcação sela-nó em um sistema 4 x 4 pode ser entendida a partir de uma bifurcação bidimensional, apenas fazendo uma transformação de variáveis adequadas para o espaço 2 x 2.

2.4 ESCOLHA DO MODELO E CARACTERÍSTICAS INERENTES

A proposta deste trabalho, pelo que já foi apresentado, é a modelagem quase-dinâmica [24,25], onde à matriz Jacobiana convencional são agregadas as equações das dinâmicas

transitórias do sistema elétrico, como por exemplo, as equações diferenciais das máquinas síncronas.

Como o objetivo é o estudo e aplicação de algumas ferramentas de análise na estabilidade de tensão de médio-prazo, um método de simulação rápido consiste em aproximar a evolução temporal do sistema por uma sucessão de pontos de equilíbrios transitórios, isto é, um método quase-dinâmico ou quase-estático [24,25]. Nesta aproximação, a dinâmica de médio-prazo é determinada pelos últimos pontos de equilíbrios, até que uma nova transição ocorra. Esta transição é ditada pelo tempo de atraso na atuação do LTC, exclusivamente neste trabalho.

Em estudos de estabilidade de sistemas dinâmicos é comum avaliar a estabilidade de um determinado sistema para pequenos sinais [30], ou seja, dado um ponto de operação, o interesse seria avaliar se o sistema permanece estável para pequenas variações em torno deste ponto de equilíbrio. Com essa finalidade pode-se aplicar a análise modal [31,32] , por exemplo, devido a independência das soluções apresentadas na solução do sistema dinâmico linearizado. Neste campo, as soluções resultam da obtenção dos autovalores [30] e autovetores da matriz linearizada, fornecendo respostas quanto à estabilidade ou não do sistema [31,32-36].

Como citado anteriormente, a estabilidade de tensão de médio-prazo no modelo quase-dinâmico mantém as mesmas características de linearização em torno de um ponto de equilíbrio, ditado agora pela dinâmica discreta do LTC. Assim, as ferramentas usadas na análise estática da matriz Jacobiana do fluxo de carga convencional podem ser amplamente usadas na análise da estabilidade de tensão de médio-prazo para o modelo quase-dinâmico.

Conseqüentemente, as ferramentas aplicadas na análise da matriz Jacobiana do fluxo de carga convencional serão aplicadas na matriz Jacobiana aumentada do modelo quase-dinâmico. A seguir estão relacionados alguns índices que são comumente aplicados ao estudo de sistemas elétricos de potência. Estes índices serão estudados aqui.

2.5 ÍNDICES APLICADOS À MATRIZ JACOBIANA DO FLUXO DE CARGA

A decomposição da matriz Jacobiana em valores singulares e autovalores tem demonstrado que o ponto de colapso de tensão pode ser identificado monitorando o menor autovalor e o mínimo valor singular da matriz Jacobiana com o aumento progressivo do carregamento do sistema [7,37].

A técnica do vetor tangente [7,37,38] fornece um índice de avaliação da proximidade do ponto de colapso, onde a barra associada ao maior valor é identificada como a barra crítica do sistema [39,40]. Alguns casos têm comprovado a identificação precoce da barra crítica pelo vetor tangente, embora não se possa afirmar com segurança que a barra crítica é definitivamente identificada pelo vetor tangente [39,40]. Uma grande vantagem no uso deste índice refere-se a simplicidade de obtenção. Posteriormente, será apresentado como se obtém este índice a partir das condições iniciais de carregamento do sistema elétrico.

2.5.1 AUTOVALORES

Seja uma matriz quadrada A, de dimensão n x n. A decomposição da matriz A em autovalores à direita e esquerda obedece às seguintes relações:

$$\begin{aligned} Ax &= \lambda x \\ A^T y &= \lambda y \end{aligned} \tag{2.26}$$

onde A^T é a matriz transposta de A e x, y são, respectivamente, autovetores à direita e à esquerda de A, associados ao autovalor λ.

Assim a matriz A pode ser expressa pela relação a seguir:

$$A = X \Lambda Y^T = \sum_{i=1}^{n} x_i \lambda_i y_i^T \tag{2.27}$$

onde X e Y representam as matrizes dos autovetores à direita x_i e dos autovetores à esquerda y_i, respectivamente, e Λ é uma matriz diagonal com os autovalores de A.

Aplicando-se a decomposição em autovalores à matriz Jacobiana do fluxo de carga, tem-se:

$$J = X\Lambda Y^T$$
$$J^{-1} = Y\Lambda^{-1}X^T \tag{2.28}$$

Pode-se escrever então:

$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} = Y\Lambda^{-1}X^T\begin{bmatrix}\Delta P \\ \Delta Q\end{bmatrix} \tag{2.29}$$

Admitindo que a última coluna de Y (associada ao autovalor nulo) seja dada por $\begin{bmatrix}\Delta P \\ \Delta Q\end{bmatrix}$, tem-se:

$$y_n = x_n\lambda_n y_n^T\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} \tag{2.30}$$

ou:

$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} = \left(x_n\lambda_n y_n^T\right)^{-1} y_n$$
$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} = \left(x_n\lambda_n^{-1}\right)\left(y_n^T y_n\right) \tag{2.31}$$

Como os $y_n^T y_n = 1$, estes autovetores são ortonormais, chega-se:

$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} = x_n\lambda_n^{-1} \tag{2.32}$$

Nota-se que o autovetor x_n está associado a sensibilidade de tensão e ângulo. Portanto, o maior componente neste autovetor indica a variável mais sensível, isto é, a componente que mais fortemente direciona o sistema à singularidade.

2.5.2 VALORES SINGULARES

Considerando-se uma matriz A, real, quadrada ou retangular, de dimensão n x n; sua decomposição em valores singulares é expressa como:

$$A = U\Sigma V^T = \sum_{i=1}^{n} u_i \sigma_i v_i^T \tag{2.33}$$

onde U e V são matrizes ortonormais de ordem n x n, u_i e v_i são vetores singulares correspondentes à i-ésima coluna de U e V, respectivamente, e Σ é uma matriz diagonal com os valores singulares de A, tal que $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \ldots \geq \sigma_n$, com $\sigma_i \geq 0$ para todo i.

Aplicando-se a decomposição em valores singulares à matriz Jacobiana do fluxo de carga, tem-se:

$$\begin{aligned} J &= U\Sigma V^T \\ J^{-1} &= V\Sigma^{-1}U^T \end{aligned} \tag{2.34}$$

Pode-se escrever então:

$$\begin{bmatrix} \Delta\theta \\ \Delta V \end{bmatrix} = V\Sigma^{-1}U^T \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^{n} v_i \sigma_i^{-1} u_i^T \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} \tag{2.35}$$

A aplicação de valores singulares à análise da instabilidade de tensão visa monitorar o menor valor singular até o ponto em que ele se torna nulo, ou seja, ponto em que J é singular. Deste modo, perto do limite de estabilidade de tensão σ_n se aproxima de zero.

$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} \equiv v_n \sigma_n^{-1} u_n^T \begin{bmatrix}\Delta P \\ \Delta Q\end{bmatrix} \tag{2.36}$$

Assim, o inverso do menor valor singular, σ_n^{-1}, será, do ponto de vista de um distúrbio, o indicador da maior variação das variáveis de estado do sistema de potência.

Admitindo que:

$$\begin{bmatrix}\Delta P \\ \Delta Q\end{bmatrix} = u_n \tag{2.37}$$

Chega-se a:

$$\begin{bmatrix}\Delta\theta \\ \Delta V\end{bmatrix} \equiv \sigma_n^{-1} v_n \tag{2.38}$$

A interpretação pode ser resumida [7]:

- o menor valor singular, σ_n , é um indicador de proximidade do limite de estabilidade de tensão;

- o vetor singular, v_n , correspondente à σ_n , indica a sensibilidade das tensões (módulos e ângulos) – barra crítica;

- o vetor singular, u_n , correspondente à σ_n , indica a direção mais sensível para variações de injeções de potência ativa e reativa.

2.5.3 VETOR TANGENTE

O vetor tangente mostra como as variáveis de estado se modificam quando um determinado parâmetro (o carregamento do sistema, por exemplo) leva o sistema de um ponto de equilíbrio a outro. Seja o sistema representado por:

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = J \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix} \tag{2.39}$$

onde J é a matriz Jacobiana do fluxo de carga. Assim, tem-se que:

$$VT = \frac{\begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V \end{bmatrix}}{\Delta \lambda} = \frac{J^{-1} \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix}}{\Delta \lambda} \tag{2.40}$$

Sabe-se que $\Delta P = P_o \Delta \lambda$ e $\Delta Q = Q_o \Delta \lambda$, onde P_o e Q_o são as potências ativas e reativas num estado inicial e λ é o parâmetro que leva o sistema de um estado de equilíbrio a outro. Substituindo ΔP e ΔQ em (2.40), obtém-se:

$$VT = J^{-1} \begin{bmatrix} P_o \\ Q_o \end{bmatrix} \tag{2.41}$$

Note que o vetor tangente é facilmente obtido num caso de fluxo de potência, pois depende apenas da matriz Jacobiana no ponto de equilíbrio e do carregamento inicial do sistema.

CAPÍTULO III

MODELO QUASE – DINÂMICO

3.1 INTRODUÇÃO

A instabilidade de tensão de médio-prazo ocorre quando, após um distúrbio, os comutadores dos transformadores com tapes tentam restabelecer as tensões, e assim, as potências das cargas [24]. A impossibilidade do sistema em atender esta nova condição da carga leva o sistema elétrico a uma situação de instabilidade de tensão, pois as limitações, tanto das linhas de transmissão quanto dos geradores de fornecerem potência reativa, levam o sistema elétrico a sucessivas quedas de tensão, e finalmente ao colapso, se nenhuma providência for tomada a tempo.

As equações representativas das escalas de tempo transitória e instantânea do sistema elétrico são um conjunto de equações algébrico-diferenciais [24,25], como abaixo:

$$\begin{aligned} \dot{x} &= f(x, y, z, w) \\ 0 &= g(x, y, z, w) \end{aligned} \tag{3.1}$$

O vetor x é o vetor das variáveis de estado relacionadas com a escala transitória, y é o vetor das variáveis algébricas relacionadas com a rede, z o vetor das variáveis discretas e w é o vetor de carga em função do tempo.

As equações de médio-prazo representativas de um sistema de potência podem ser expressas pelo seguinte conjunto de equações:

$$z(k+1) = h(x, y, z(k), w) \tag{3.2}$$

onde as equações são de natureza discreta no tempo, ou seja, a transição de z(k) para z(k+1) é dada em função dos tempos bem conhecidos.

Sendo o interesse a análise da instabilidade de tensão de médio-prazo e, considerando que o sistema já atingiu uma situação de regime permanente diante do tempo de médio-prazo, as equações associadas à escala de tempo transitória (equações diferenciais) são substituídas por equações de equilíbrio da seguinte forma:

$$0 = f(x, y, z, w) \tag{3.3}$$

Desse modo, a evolução das variáveis discretas determina a evolução temporal do sistema elétrico, já que as mudanças temporais nas cargas (w em função do tempo) podem ser consideradas constantes (muito lentas) na escala de tempo de médio-prazo – de alguns segundos a muitos minutos.

O esquema abaixo, figura 3.1, permite a compreensão do que foi apresentado até aqui.

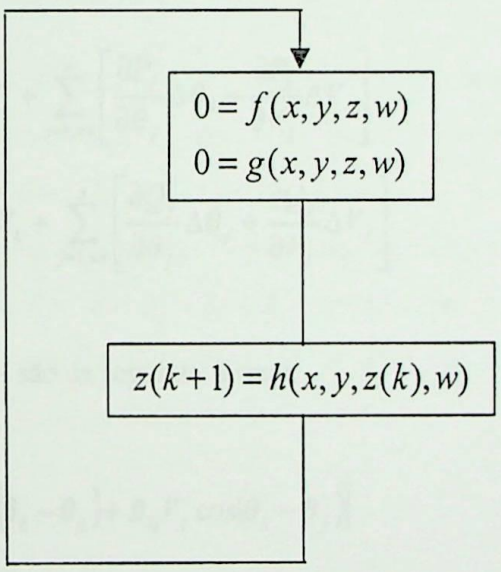

Figura 3.1 – Estabilidade de Tensão de Médio-Prazo

3.2 EQUAÇÕES DO TIPO G(X,Y,Z,W)

As equações de potência ativa e reativa injetadas nas barras do sistema elétrico [41] definem as equações do tipo g(x,y,z,w).

Estas equações são da seguinte forma:

$$P_k = V_k \sum_{j=1}^{n} \left[G_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) + B_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.4}$$

$$Q_k = V_k \sum_{j=1}^{n} \left[G_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) - B_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.5}$$

Onde P_k é a potência ativa injetada na barra k, Q_k é a potência reativa injetada na barra k e V e θ são o módulo da tensão e ângulo de fase da tensão de cada barra, respectivamente.

Aplicando o desenvolvimento em séries de Taylor-MacLaurin[1] às equações acima e desprezando os termos de ordem superior a dois, inclusive, tem-se a linearização destas equações em torno de um ponto de operação do sistema.

$$\Delta P_k = \frac{\partial P_k}{\partial \theta_k} \Delta \theta_k + \frac{\partial P_k}{\partial V_k} \Delta V_k + \sum_{j=1, \neq k}^{n} \left[\frac{\partial P_j}{\partial \theta_j} \Delta \theta_j + \frac{\partial P_j}{\partial V_j} \Delta V_j \right] \tag{3.6}$$

$$\Delta Q_k = \frac{\partial Q_k}{\partial \theta_k} \Delta \theta_k + \frac{\partial Q_k}{\partial V_k} \Delta V_k + \sum_{j=1, \neq k}^{n} \left[\frac{\partial Q_j}{\partial \theta_j} \Delta \theta_j + \frac{\partial Q_j}{\partial V_j} \Delta V_j \right] \tag{3.7}$$

Onde as derivadas parciais são da seguinte forma:

$$\frac{\partial P_k}{\partial \theta_k} = V_k \sum_{j=1, \neq k}^{n} \left[- G_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) + B_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.8}$$

$$\frac{\partial Q_k}{\partial \theta_k} = V_k \sum_{j=1, \neq k}^{n} \left[G_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) + B_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.9}$$

$$\frac{\partial P_k}{\partial V_k} = 2 V_k G_{kk} + \sum_{j=1, \neq k}^{n} \left[G_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) + B_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.10}$$

---

(1) $f(x) = f(x_0) + f'(x_0)(x - x_0) + \frac{f''(x_0)(x - x_0)^2}{2!} + \ldots$, *se* $x_o = 0$ *(MacLaurin), se* $x_o \neq 0$ *(Taylor)*

$$\frac{\partial Q_k}{\partial V_k} = -2V_k B_{kk} + \sum_{j=1,\neq k}^{n} \left[G_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) - B_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.11}$$

$$\frac{\partial P_k}{\partial \theta_j} = V_k V_j \left[G_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) - B_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.12}$$

$$\frac{\partial Q_k}{\partial \theta_j} = V_k V_j \left[- G_{kj} V_j \cos(\theta_k - \theta_j) - B_{kj} V_j \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.13}$$

$$\frac{\partial P_k}{\partial V_j} = V_k \left[G_{kj} \cos(\theta_k - \theta_j) + B_{kj} \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.14}$$

$$\frac{\partial Q_k}{\partial V_j} = V_k \left[G_{kj} \operatorname{sen}(\theta_k - \theta_j) - B_{kj} \cos(\theta_k - \theta_j) \right] \tag{3.15}$$

3.3 EQUAÇÕES DO TIPO F(X,Y,Z,W)

Os modelos de máquinas síncronas aplicados aos estudos de estabilidade de tensão e representativos das equações f(x,y,z,w) são desenvolvidos neste item. Primeiramente, será visto o modelo E'q (modelo(1.0) do IEEE) e o modelo de dois eixos (modelo(1.1) do IEEE). Da mesma forma que as equações de potências injetadas nas barras, estas equações de máquinas são linearizadas aplicando o desenvolvimento em séries de Taylor-MacLaurin. Assume-se que o leitor esteja familiarizado com as equações de Park, de forma que as mesmas serão mostradas apenas no apêndice II.

3.3.1 MODELO E'_q

Este modelo de máquina síncrona [42,43] é representado por três enrolamentos, sendo dois no eixo direto e um no eixo em quadratura. O efeito do estator da máquina é representado nos dois eixos (d e q) aplicando-se a transformação dqo – apêndice II. A figura 3.2 a seguir mostra estes enrolamentos mais o enrolamento de campo da máquina síncrona.

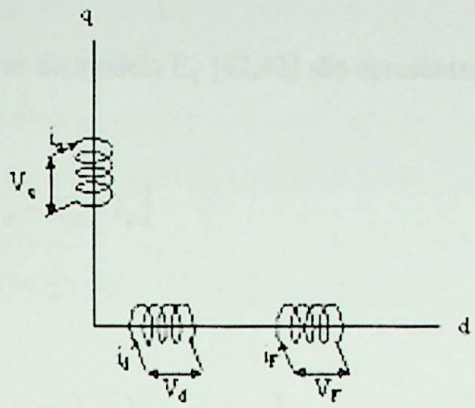

Figura 3.2 – Modelo de M.S. de 3 enrolamentos

O circuito elétrico correspondente associado ao modelo E'_q é apresentado a seguir, figura 3.3:

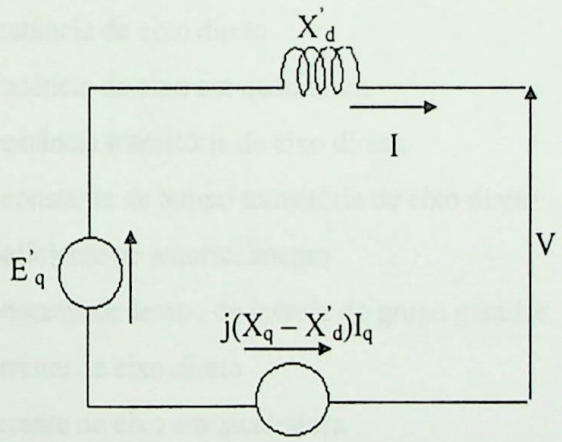

Figura 3.3 – Circuito elétrico equivalente para o modelo de M.S. de 3 enrolamentos

Onde:

X_q – reatância de eixo em quadratura

X'_d – reatância transitória de eixo direto

V – tensão (módulo e ângulo) terminal da máquina

E'_q – tensão (módulo e ângulo) transitória de eixo em quadratura

I_q – corrente (módulo e ângulo) de eixo em quadratura

3.3.1.1 EQUAÇÕES DO MODELO E'_q

As equações representativas do modelo E_q' [42,43] são apresentadas abaixo:

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{do}}\left[E_{FD} - E'_q - \left(X_d - X'_d\right)\cdot I_d\right] \tag{3.16}$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_s = \Delta\omega \tag{3.17}$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H}\left[T_m - \left(E'_q + \left(X_q - X'_d\right)\cdot I_d\right)I_q - D\cdot\Delta\omega\right] \tag{3.18}$$

$$I_d = \frac{E'_q - V\cos(\delta-\theta)}{X'_d} \tag{3.19}$$

$$I_q = \frac{V\,\mathrm{sen}(\delta-\theta)}{X_q} \tag{3.20}$$

Onde:

X_d – reatância de eixo direto

X_q – reatância de eixo em quadratura

X'_d – reatância transitória de eixo direto

T_{do}' – constante de tempo transitória de eixo direto

D – coeficiente de amortecimento

H – constante de tempo de inércia do grupo gerador

I_d – corrente de eixo direto

I_q – corrente de eixo em quadratura

T_m – conjugado mecânico

V – tensão terminal da máquina

θ – ângulo da tensão

E_{FD} – tensão de campo da máquina

E'_q – tensão transitória de eixo em quadratura

δ - ângulo do gerador

ω – velocidade angular do rotor

ω_s – velocidade angular síncrona

$\Delta\omega$ – variação da velocidade angular do rotor

A tensão E_{FD} e T_m são admitidos constantes quando não são considerados os sistemas de excitação nem os reguladores de velocidade, respectivamente.

3.3.2 MODELO DE DOIS EIXOS – 4 ENROLAMENTOS

Neste modelo, acrescenta-se em relação ao modelo E_q' um quarto enrolamento no eixo em quadratura da máquina, enrolamento este denominado enrolamento amortecedor [42,43]. A figura 3.4 abaixo representa a disposição destes enrolamentos nos eixos d e q da máquina síncrona.

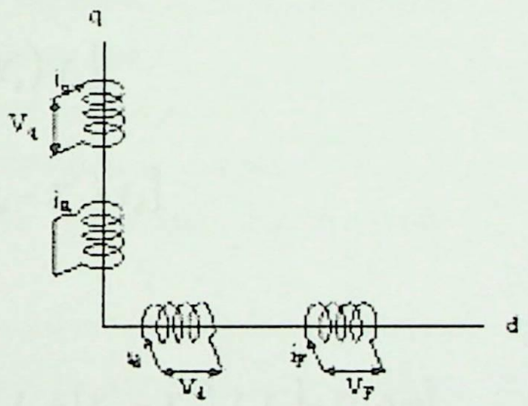

Figura 3.4 –Modelo de M.S. de 4 enrolamentos

O circuito elétrico correspondente associado ao modelo de dois eixos é apresentado a seguir, figura 3.5.

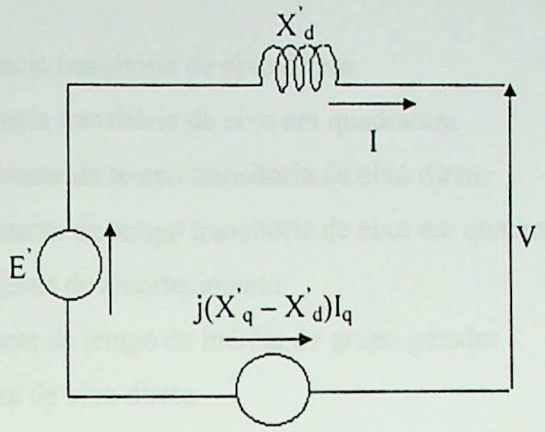

Figura 3.5 – Circuito elétrico equivalente para o modelo de M.S. de 4 enrolamentos

3.3.2.1 EQUAÇÕES DO MODELO DE DOIS EIXOS

As equações representativas do modelo de dois eixos [42,43], são apresentadas abaixo:

$$\frac{dE_d^{'}}{dt} = \frac{1}{T_{qo}^{'}}\left[-E_d^{'} + \left(X_q - X_q^{'}\right)\cdot I_q\right] \tag{3.21}$$

$$\frac{dE_q^{'}}{dt} = \frac{1}{T_{do}^{'}}\left[E_{FD} - E_q^{'} - \left(X_d - X_d^{'}\right)\cdot I_d\right] \tag{3.22}$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_s = \Delta\omega \tag{3.23}$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H}\left[T_m - \left[E_d^{'} I_d + E_q^{'} I_q + \left(X_q^{'} - X_d^{'}\right)\cdot I_d I_q\right] - D\cdot\Delta\omega\right] \tag{3.24}$$

$$I_d = \frac{E_q^{'} - V\cos(\delta - \theta)}{X_d^{'}} \tag{3.25}$$

$$I_q = \frac{V\,\mathrm{sen}(\delta - \theta) - E_d^{'}}{X_q^{'}} \tag{3.26}$$

Onde:

X_d – reatância de eixo direto

X_q – reatância de eixo em quadratura

X'_d – reatância transitória de eixo direto

X'_q – reatância transitória de eixo em quadratura

T_{do}' – constante de tempo transitória de eixo direto

T_{qo}' – constante de tempo transitória de eixo em quadratura

D – coeficiente de amortecimento

H – constante de tempo de inércia do grupo gerador

I_d – corrente de eixo direto

I_q – corrente de eixo em quadratura

T_m – conjugado mecânico

V – tensão terminal da máquina

θ – ângulo da tensão

E_{FD} – tensão de campo da máquina

E'_d – tensão transitória de eixo direto

E'_q – tensão transitória de eixo em quadratura

δ - ângulo do gerador

ω – velocidade angular do rotor

ω_s – velocidade angular síncrona

$\Delta\omega$ – variação da velocidade angular do rotor

A tensão E_{FD} e T_m são assumidos constantes quando não são considerados os sistemas de excitação nem os reguladores de velocidade, respectivamente.

3.3.3 MODELOS LINEARIZADOS

Os dois modelos apresentados anteriormente são modelos não lineares. Para uma dada condição de equilíbrio os modelos são então linearizados usando o desenvolvimento em séries de Taylor-MacLaurin e desprezando-se os termos de ordem superior a dois, inclusive.

3.3.3.1 MODELO E_q'

A linearização do modelo E_q' é apresentada a seguir.

$$\Delta \dot{E}_q' = \frac{\partial \dot{E}_q'}{\partial E_q'} \Delta E_q' + \frac{\partial \dot{E}_q'}{\partial I_d} \Delta I_d \tag{3.27}$$

$$\Delta \dot{\delta} = \frac{\partial \dot{\delta}}{\partial \omega} \Delta \omega \tag{3.28}$$

$$\Delta \dot{\omega} = \frac{\partial \dot{\omega}}{\partial E_q'} \Delta E_q' + \frac{\partial \dot{\omega}}{\partial \omega} \Delta \omega + \frac{\partial \dot{\omega}}{\partial I_d} \Delta I_d + \frac{\partial \dot{\omega}}{\partial I_q} \Delta I_q \tag{3.29}$$

Onde:

$$\frac{\partial \dot{E}_q'}{\partial E_q'} = -\frac{1}{T_{do}'} \tag{3.30}$$

$$\frac{\partial \dot{E}_q'}{\partial I_d} = -\frac{X_d - X_d'}{T_{do}'} \tag{3.31}$$

$$\frac{\partial \dot{\delta}}{\partial \omega} = 1 \tag{3.32}$$

$$\frac{\partial \dot{\omega}}{\partial E_q'} = -\frac{I_q}{2H} \tag{3.33}$$

$$\frac{\partial \dot{\omega}}{\partial \omega} = -\frac{D}{2H} \tag{3.34}$$

$$\frac{\partial \dot{\omega}}{\partial I_d} = -\frac{\left(X_q - X_d'\right)}{2H} I_q \tag{3.35}$$

$$\frac{\partial \dot{\omega}}{\partial I_q} = -\frac{\left(E_q' + \left(X_q - X_d'\right) \cdot I_d\right)}{2H} \tag{3.36}$$

$$\Delta I_d = \frac{\partial I_d}{\partial E_q'} \Delta E_q' + \frac{\partial I_d}{\partial V} \Delta V + \frac{\partial I_d}{\partial \delta} \Delta \delta + \frac{\partial I_d}{\partial \theta} \Delta \theta \tag{3.37}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial E'_q} = \frac{1}{X'_d} \tag{3.38}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial V} = -\frac{\cos(\delta - \theta)}{X'_d} \tag{3.39}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial \delta} = \frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_d} \tag{3.40}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial \theta} = -\frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_d} \tag{3.41}$$

$$\Delta I_q = \frac{\partial I_q}{\partial V}\Delta V + \frac{\partial I_q}{\partial \delta}\Delta\delta + \frac{\partial I_q}{\partial \theta}\Delta\theta \tag{3.42}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial V} = \frac{\operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X_q} \tag{3.43}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial \delta} = \frac{V \cos(\delta - \theta)}{X_q} \tag{3.44}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial \theta} = -\frac{V \cos(\delta - \theta)}{X_q} \tag{3.45}$$

3.3.3.2 MODELO DE DOIS EIXOS

A linearização do modelo de 4 enrolamentos é dada por:

$$\Delta \dot{E}'_d = \frac{\partial \dot{E}'_d}{\partial E'_d}\Delta E'_d + \frac{\partial \dot{E}'_d}{\partial I_q}\Delta I_q \tag{3.46}$$

$$\Delta \dot{E}'_q = \frac{\partial \dot{E}'_q}{\partial E'_q}\Delta E'_q + \frac{\partial \dot{E}'_q}{\partial I_d}\Delta I_d \tag{3.47}$$

$$\Delta \dot{\delta} = \frac{\partial \dot{\delta}}{\partial \omega}\Delta\omega \tag{3.48}$$

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\partial\dot{\omega}}{\partial E_d^{'}}\Delta E_d^{'} + \frac{\partial\dot{\omega}}{\partial E_q^{'}}\Delta E_q^{'} + \frac{\partial\dot{\omega}}{\partial\omega}\Delta\omega + \frac{\partial\dot{\omega}}{\partial I_d}\Delta I_d + \frac{\partial\dot{\omega}}{\partial I_q}\Delta I_q \tag{3.49}$$

Onde:

$$\frac{\partial\dot{E}_d^{'}}{\partial E_d^{'}} = -\frac{1}{T_{qo}^{'}} \tag{3.50}$$

$$\frac{\partial\dot{E}_q^{'}}{\partial E_q^{'}} = -\frac{1}{T_{do}^{'}} \tag{3.51}$$

$$\frac{\partial\dot{E}_d^{'}}{\partial I_q} = \frac{X_q - X_q^{'}}{T_{qo}^{'}} \tag{3.52}$$

$$\frac{\partial\dot{E}_q^{'}}{\partial I_d} = -\frac{X_d - X_d^{'}}{T_{do}^{'}} \tag{3.53}$$

$$\frac{\partial\dot{\delta}}{\partial\omega} = 1 \tag{3.54}$$

$$\frac{\partial\dot{\omega}}{\partial E_d^{'}} = -\frac{I_d}{2H} \tag{3.55}$$

$$\frac{\partial\dot{\omega}}{\partial E_q^{'}} = -\frac{I_q}{2H} \tag{3.56}$$

$$\frac{\partial\dot{\omega}}{\partial\omega} = -\frac{D}{2H} \tag{3.57}$$

$$\frac{\partial\dot{\omega}}{\partial I_d} = \frac{-E_d^{'} + \left(X_d^{'} - X_q^{'}\right)\cdot I_q}{2H} \tag{3.58}$$

$$\frac{\partial\dot{\omega}}{\partial I_q} = \frac{-E_q^{'} + \left(X_d^{'} - X_q^{'}\right)\cdot I_d}{2H} \tag{3.59}$$

$$\Delta I_d = \frac{\partial I_d}{\partial E_q^{'}}\Delta E_q^{'} + \frac{\partial I_d}{\partial V}\Delta V + \frac{\partial I_d}{\partial\delta}\Delta\delta + \frac{\partial I_d}{\partial\theta}\Delta\theta \tag{3.60}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial E_q'} = \frac{1}{X_d'} \tag{3.61}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial V} = -\frac{\cos(\delta - \theta)}{X_d'} \tag{3.62}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial \delta} = \frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X_d'} \tag{3.63}$$

$$\frac{\partial I_d}{\partial \theta} = -\frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X_d'} \tag{3.64}$$

$$\Delta I_q = \frac{\partial I_q}{\partial E_d'} \Delta E_d' + \frac{\partial I_q}{\partial V} \Delta V + \frac{\partial I_q}{\partial \delta} \Delta \delta + \frac{\partial I_q}{\partial \theta} \Delta \theta \tag{3.65}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial E_d'} = -\frac{1}{X_q'} \tag{3.66}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial V} = \frac{\operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X_q'} \tag{3.67}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial \delta} = \frac{V \cos(\delta - \theta)}{X_q'} \tag{3.68}$$

$$\frac{\partial I_q}{\partial \theta} = -\frac{V \cos(\delta - \theta)}{X_q'} \tag{3.69}$$

3.4 POTÊNCIA ENTREGUE PELAS MÁQUINAS SÍNCRONAS

Considerando o sistema equilibrado, pode-se escrever para as potências nos terminais das máquinas síncronas [42,43] - modelo de 2 eixos (4 enrolamentos):

$$P = E_d' I_d + E_q' I_q + (X_q' - X_d') I_d I_q \tag{3.70}$$

$$Q = E_q' I_d - E_d' I_q - X_q' I_q^2 - X_d' I_d^2 \tag{3.71}$$

onde:

P = potência ativa no terminal da máquina

Q = potência reativa no terminal da máquina

- Linearização de P e Q:

Aplicando o desenvolvimento em séries de Taylor-MacLaurin para P e Q, tem-se:

$$\Delta P = \frac{\partial P}{\partial E_d^{'}}\Delta E_d^{'} + \frac{\partial P}{\partial E_q^{'}}\Delta E_q^{'} + \frac{\partial P}{\partial I_d}\Delta I_d + \frac{\partial P}{\partial I_q}\Delta I_q \tag{3.72}$$

onde:

$$\frac{\partial P}{\partial E_d^{'}} = I_d \tag{3.73}$$

$$\frac{\partial P}{\partial E_q^{'}} = I_q \tag{3.74}$$

$$\frac{\partial P}{\partial I_d} = E_d^{'} + (X_q^{'} - X_d^{'})I_q \tag{3.75}$$

$$\frac{\partial P}{\partial I_q} = E_q^{'} + (X_q^{'} - X_d^{'})I_d \tag{3.76}$$

$$\Delta Q = \frac{\partial Q}{\partial E_d^{'}}\Delta E_d^{'} + \frac{\partial Q}{\partial E_q^{'}}\Delta E_q^{'} + \frac{\partial Q}{\partial I_d}\Delta I_d + \frac{\partial Q}{\partial I_q}\Delta I_q \tag{3.77}$$

onde:

$$\frac{\partial Q}{\partial E_d^{'}} = -I_q \tag{3.78}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial E_q^{'}} = I_d \tag{3.79}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial I_d} = E_q^{'} - 2X_d^{'}I_d \tag{3.80}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial I_q} = -E_d^{'} - 2X_q^{'} I_q \tag{3.81}$$

3.5 SIMULAÇÃO QUASE-DINÂMICA

O método de simulação quase-dinâmica apresenta algumas vantagens e características próprias que podem ser colocadas da seguinte maneira [24,25,44-47] :

- a evolução temporal do sistema que se segue após um distúrbio é vista como uma resposta da dinâmica transitória frente a mudanças discretas, como aquelas descritas pelas equações $z(k+1) = h(x, y, z(k), w)$;

- as dinâmicas transitórias na estabilidade de tensão de médio-prazo têm pouca influência nesta escala temporal e, portanto, são colocadas como equações de equilíbrio, implicando em $\dot{x} = 0$;

- a dinâmica de médio-prazo é determinada pelos últimos pontos de equilíbrios, até que uma nova transição ocorra. Os tempos da transição são determinados pelas dinâmicas discretas regidas pela equação $z(k+1) = h(x, y, z(k), w)$;

- a simulação quase-dinâmica é consideravelmente mais rápida, já que se utiliza de um processo iterativo para resolução do sistema de equações, dispensando, portanto, o pesado processo de integração numérica;

- a eficiência computacional vem justamente da utilização do processo iterativo, cujas equações são resolvidas para sucessivos valores de z. O método iterativo utiliza a matriz Jacobiana aumentada, que também é consideravelmente esparsa, como no fluxo de carga convencional. Além disso, essa matriz Jacobiana é alterada durante o processo iterativo somente junto às barras que possuem elementos discretos que alteram localmente as características da rede.

- a matriz Jacobiana aumentada representativa do sistema tem a seguinte forma geral:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial x} & \frac{\partial f}{\partial y} \\ \frac{\partial g}{\partial x} & \frac{\partial g}{\partial y} \end{bmatrix}}_{J_{xy}} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \end{bmatrix} \tag{3.82}$$

- a cada iteração os novos valores de x_i e y_i são adicionados aos valores iniciais x_o e y_o e se a diferença absoluta entre g_i e g_o estiver dentro de uma margem de erro especificada, o sistema convergiu. Caso contrário, o processo se repete até que a convergência seja obtida. Este processo ocorre para cada valor de Z. A matriz Jacobiana J_{xy} desempenha papel fundamental na estabilidade de tensão de médio-prazo, pois a singularidade de J_{xy} é um indicador do ponto de colapso. Essa matriz J_{xy} é a matriz de interesse na análise de estabilidade de tensão de médio-prazo neste trabalho.

CAPÍTULO IV

MODELO QUASE – DINÂMICO E FERRAMENTAS DE ANÁLISE

4.1 INTRODUÇÃO

Inicialmente, uma descrição do cenário básico admitido para o colapso de tensão, aplicado nos sistemas do IEEE, e a descrição dinâmica do sistema nesse cenário é feita.

Considere o modelo simplificado da figura 4.1, onde uma carga é alimentada por um gerador através de uma linha de transmissão e um transformador de tapes variáveis sob carga (LTC) [4,24,44,48]. Por simplicidade, o LTC é considerado ideal com sua reatância adicionada à reatância da linha de transmissão - também sem perdas. A carga, também por simplicidade, puramente ativa (fator de potência unitário). O LTC é ajustado para manter a tensão secundária em V_0 .

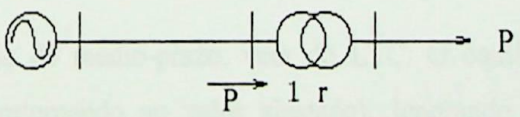

Figura 4.1 – Sistema simplificado para análise de médio-prazo

Considerando que a carga seja dependente da tensão, ou a característica transitória da carga dependente da tensão, de acordo com o modelo de impedância constante:

$$P = P_0\left(\frac{V}{V_0}\right)^2 \tag{4.1}$$

O transformador sendo ideal, P também é a potência de entrada do transformador (figura 4.1). Assim tem-se:

$$V = rV_1 \tag{4.2}$$

onde V_1 é a tensão primária do LTC.

Desse modo, a potência da carga pode ser expressa como um função de V_1:

$$P = P_0\left(\frac{rV_1}{V_0}\right)^2 \tag{4.3}$$

Para cada valor de r (tape do LTC) corresponde uma característica transitória da carga vista pela rede. A característica transitória da carga é mostrada na figura 4.2. Neste sistema simples, a dinâmica rápida é a dinâmica transitória da carga, ou seja, se há um distúrbio, a tensão e a potência na barra de carga mudam rapidamente com a característica transitória da mesma.

A dinâmica lenta, ou de médio-prazo, vem do LTC. O equilíbrio ocorre quando $V = V_0$ (a tensão retornando ao valor ajustado). Ignorando a banda morta por simplicidade, tem-se que $P = P_0$. Em outras palavras, para uma demanda de carga P_0, a característica de médio-prazo (ou longo-prazo) da carga mostra-se como potência constante, como mostrado na figura 4.2.

Admitindo que a dinâmica transitória seja estável [24,25,44], a característica da rede e do gerador são conhecidas pela curva do nariz P-V [37], mostrada na figura 4.2. Neste exemplo não há dinâmica de médio-prazo do gerador. A curva P-V é uma curva de múltiplos pontos de equilíbrio do sistema, ou seja, se há um distúrbio qualquer e a dinâmica transitória é estável, há uma restauração rápida do equilíbrio (tensão e potência) da curva P-V com relação à característica transitória da carga.

A dinâmica lenta do LTC então age para recuperar a tensão e a potência junto à curva P-V [24,44,48]. O ponto C no nariz da curva P – V, figura 4.2, corresponde à máxima potência que pode ser entregue à carga.

Para uma dada potência P_0 , tem-se dois pontos de equilíbrios, E e I [48] , na figura 4.2. A estabilidade destes pontos pode ser demonstrada por leves perturbações no tape do LTC. Por exemplo, uma pequena redução no tape – o mesmo resultado seria obtido para um pequeno aumento no tape, ver figura 4.2.

As seguintes conclusões podem ser facilmente obtidas pelo exposto acima (apresentadas na figura 4.2) :

- no ponto E, um pequeno decréscimo em r dá uma potência de carga menor (equação 4.1). Assim uma tensão secundária V, menor. Portanto, o LTC reagirá aumentando r e o ponto de operação voltará para E. E é, então, estável.

- No ponto I, um pequeno decréscimo em r dá uma potência de carga maior (equação 4.1). Assim uma tensão secundária V, maior. Portanto, o LTC reagirá diminuindo ainda mais r, levando o ponto de operação mais distante de I. I é, então, instável.

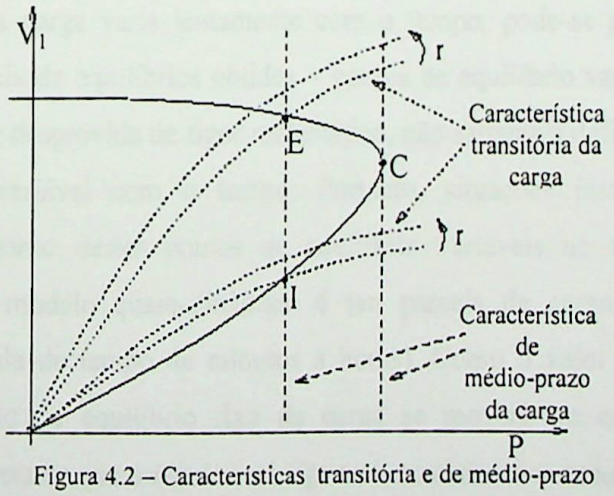

Figura 4.2 – Características transitória e de médio-prazo

À medida que a demanda P_0 aumenta, os dois pontos de equilíbrios se aproximam. No ponto C eles se juntam e após este ponto desaparecem. O ponto C é, de acordo com a análise da matriz Jacobiana neste ponto e, para este caso, uma bifurcação sela-nó quando a demanda P é considerada um parâmetro.

4.2 MODELO QUASE-DINÂMICO E FERRAMENTAS DE ANÁLISE

Na abordagem dinâmica do sistema de potência a carga aparece como uma variável contínua com o tempo. Se, por exemplo, essa variável representativa da carga do sistema é alterada lentamente com tempo, poder-se-ia considerá-la fixa em sua variação temporal, e assim mantida. Com a excitação externa, a variação do tape de um LTC por exemplo, fixa em um valor constante, um modelo invariante no tempo é obtido. O equilíbrio deste modelo invariante no tempo corresponderia ao valor fixo da carga no tempo considerado. Este equilíbrio é determinado pela solução de um conjunto de equações como aquelas do fluxo de carga convencional. Em muitos modelos, o vetor de estado em uma abordagem dinâmica conteria componentes que descreveriam a tensão e ângulo das barras constituintes do sistema. Os valores dessas variáveis no equilíbrio fixo pelo tempo seriam determinados pela solução, que são em essência, equações do fluxo de carga, porém aumentadas ao incluir o comportamento interno (por exemplo, um gerador).

À medida que a carga varia lentamente com o tempo, pode-se parametrizar pelo tempo a seqüência de equilíbrios obtidos – pontos de equilíbrio variáveis no tempo. Essa abordagem, desprovida de rigor matemático, não satisfaz a definição rigorosa de um equilíbrio variável com o tempo. Portanto, situações instáveis podem se apresentar em torno destes pontos de equilíbrio variáveis no tempo - a carga considerada no modelo quase-dinâmico é um parcela de carga média variando lentamente (escala de tempo de minutos a horas). Como o valor médio evolui no tempo, a posição de equilíbrio fixo da carga se moverá no espaço de estado. Obviamente, espera-se que o estado real siga este movimento quase-dinâmico.

Esta evolução quase-dinâmica do equilíbrio fixo no tempo é claramente relacionada com o comportamento observado em muitos exemplos relatados de colapso de tensão. Para a análise aqui, o cenário admitido será considerado como segue. Primeiro, o sistema de potência experimenta um grande distúrbio, evento discreto, que o colocará em uma condição de operação que é insegura. Este distúrbio inicial não levará o sistema imediatamente ao colapso. Após um período de tempo significativo – minutos a horas, o sistema evolui e se aproxima do ponto de colapso. O modelo empregado aqui contempla a atuação de um LTC após a ocorrência de um distúrbio. Esta atuação tenta restabelecer a tensão secundária e, por conseguinte, a potência da carga. Como o equilíbrio fixo no tempo produz variações nestes parâmetros, a magnitude da tensão cai. Pode-se esperar, também, que o equilíbrio fixo no tempo torne-se progressivamente menos estável. Se o processo continua, os parâmetros do sistema alcançam uma bifurcação sela-nó, onde a estabilidade é completamente perdida e o sistema diverge, seguindo uma trajetória que finalmente exibe a magnitude da tensão caindo rapidamente a zero.

Se se aceita o cenário acima como razoável na descrição do fenômeno colapso de tensão, análises estáticas são suficientes apenas para predizer a evolução do movimento lento do equilíbrio fixo no tempo e identificar a bifurcação sela-nó, onde o equilíbrio desaparece completamente. Para quantificar o grau de instabilidade do ponto de operação necessitaria um conhecimento do modelo dinâmico associado a este ponto, mesmo que não se conheça toda evolução temporal do sistema.

Nesta abordagem, a condição óbvia seria linearizar o sistema fixo no tempo em torno de ponto de equilíbrio e examinar os autovalores e valores singulares, por exemplo. À medida que o sistema caminha rumo à instabilidade a linearização do ponto de equilíbrio fixo no tempo torna-se cada vez menos estável.

A desvantagem das análises linearizadas é que elas podem exatamente prever o comportamento do sistema apenas na vizinhança do equilíbrio fixo.

Uma desvantagem potencial em sistemas de potência seria uma condição onde um gerador estaria próximo de seu limite de potência reativa. Enquanto não atingir esse limite, a linearização não dependerá desse limite. Intuitivamente, espera-se que um aumento nesse limite torne o sistema menos vulnerável ao colapso de tensão. Além disso, considerando a variação lenta da carga, despreza-se um pequeno componente aleatório, ou seja, o estado não fica precisamente no equilíbrio fixo, mas em torno deste ponto. Uma outra observação seria em relação a um aumento na sensibilidade do estado do sistema à medida que o sistema aproxima do colapso, ou seja, desvios em relação aos equilíbrios fixos no tempo tornam-se maiores à medida que o sistema aproxima do colapso.

4.3 SIMULAÇÕES E RESULTADOS

À matriz Jacobiana aumentada são aplicados os índices discutidos no Capítulo II. Para esse propósito desenvolveu-se um programa em MATLAB 5.3. O que se pretende aqui é avaliar o comportamento do sistema frente a um impacto (perda de uma linha de transmissão, por exemplo) e a partir daí a atuação de um transformador com tapes comutados sob carga tendendo a restabelecer a tensão no barramento. Os pontos de equilíbrio do sistema são determinados pelos sucessivos avanços ou comutações dos tapes com os intervalos de tempo pré-definidos. Em cada situação, o processo iterativo é executado e o sistema é avaliado não somente pelos níveis de tensões nos barramentos, mas como neste caso, torna-se possível acompanhar a evolução do(s) ângulo(s) dos geradores frente ao impacto e a comutação dos tapes. Junto com a evolução do sistema, os índices aplicados à matriz Jacobiana do fluxo de carga – discutidos e apresentados nos capítulos precedentes são aplicados à matriz Jacobiana aumentada. A comutação é levada até a instabilidade do sistema, ou seja, ao colapso de tensão. O fluxograma do programa desenvolvido (figura 4.3) permite compreender o que foi exposto.

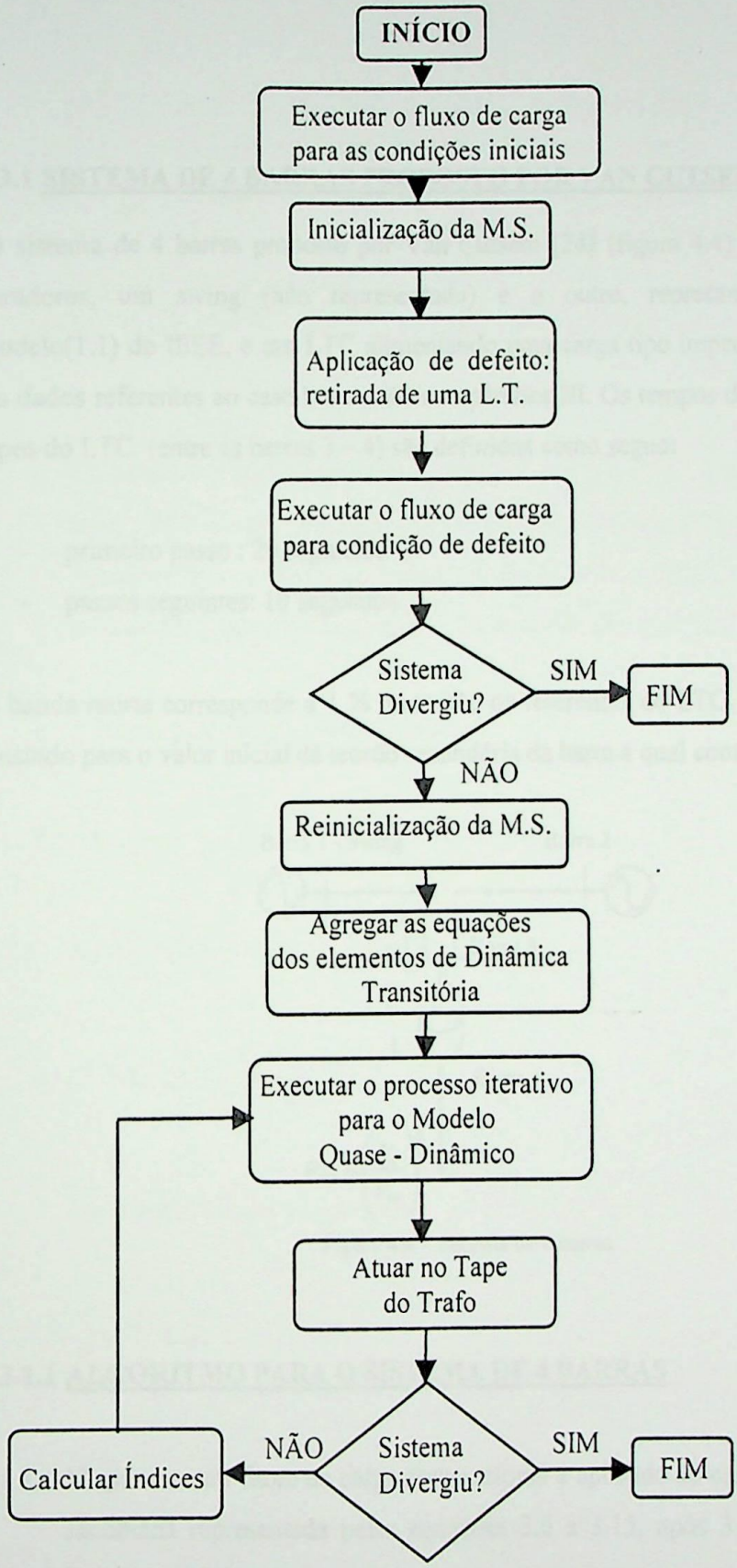

Figura 4.3 – Fluxograma : Simulação Quase - Dinâmica

4.3.1 SISTEMA DE 4 BARRAS PROPOSTO POR VAN CUTSEM

O sistema de 4 barras proposto por Van Cutsem [24] (figura 4.4) consiste de dois geradores, um swing (não representado) e o outro, representado aqui pelo modelo(1.1) do IEEE, e um LTC alimentando uma carga tipo impedância constante. Os dados referentes ao caso base estão no apêndice III. Os tempos de comutação dos tapes do LTC (entre as barras 3 – 4) são definidos como segue:

- primeiro passo : 20 segundos
- passos seguintes: 10 segundos

A banda morta corresponde a 1 % da tensão de referência do LTC, que neste caso é ajustado para o valor inicial da tensão secundária da barra a qual controla a tensão.

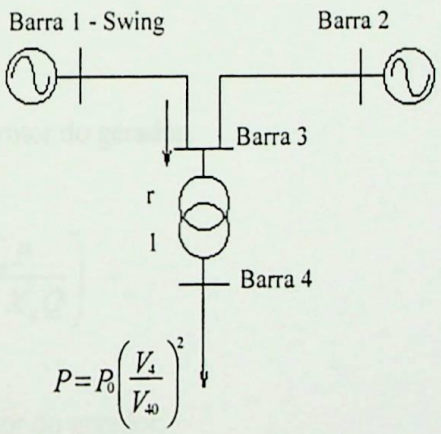

Figura 4.4 – Sistema de 4 barras

4.3.1.1 ALGORITMO PARA O SISTEMA DE 4 BARRAS

- **1°. passo:** um fluxo de carga convencional é aplicado ao caso base. A matriz Jacobiana representada pelas equações 3.6 a 3.15, após 3 iterações, tem a forma a seguir.

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta P_3 \\ \Delta P_4 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta Q_3 \\ \Delta Q_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 56.9272 & -22.5737 & 000.0000 & 17.0270 & -4.6052 & 000.0000 \\ -21.6988 & 943.9702 & -922.2714 & -7.5506 & 5.9830 & 1.9552 \\ 00.0000 & -913.140 & 913.1400 & 00.0000 & -1.9155 & -3.7364 \\ -15.4453 & 4.4458 & 000.0000 & 56.2026 & -23.3832 & 000.0000 \\ 7.6482 & -5.7805 & -1.8677 & -21.4219 & 977.8177 & -965.4753 \\ 00.0000 & 1.8492 & -1.8492 & 00.0000 & -945.8859 & 954.9665 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\theta_2 \\ \Delta\theta_3 \\ \Delta\theta_4 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \end{bmatrix}$$

- **2°. passo:** a partir dos valores obtidos – tensão (V) , ângulo (θ), potência ativa (P) e potência reativa (Q) - obtém-se as condições iniciais para as equações das máquinas síncronas (modelo(1.1) do IEEE) a serem utilizadas no modelo quase-dinâmico através do conjunto de equações:

- potência aparente na barra do gerador:

$$S^* = V^* I = P - jQ \tag{4.4}$$

- ângulo delta do rotor do gerador:

$$\delta = \theta + arctg\left(\frac{X_d' P}{V^2 + X_d' Q}\right) \tag{4.5}$$

- corrente do estator do gerador:

$$I = \frac{1}{V}\sqrt{P^2 + Q^2} \tag{4.6}$$

- ângulo de fase da corrente do estator:

$$\alpha = \theta - arctg\left(\frac{P}{Q}\right) \tag{4.7}$$

- decomposição da corrente no eixo direto:

$$I_d = I\,\mathrm{sen}(\delta - \alpha) \tag{4.8}$$

- decomposição da corrente no eixo em quadratura:

$$I_q = I\cos(\delta - \alpha) \tag{4.9}$$

- tensão transitória no eixo em quadratura:

$$E_q^{'} = V\cos(\delta - \theta) + X_d^{'} I_d \tag{4.10}$$

- tensão transitória no eixo direto:

$$E_d^{'} = V\,\mathrm{sen}(\delta - \theta) - X_q^{'} I_q \tag{4.11}$$

- conjugado mecânico:

$$T_m = \left(E_q^{'} - X_d^{'} I_d\right) I_q + \left(E_d^{'} + X_q^{'} I_q\right) I_d \tag{4.12}$$

- velocidade angular do rotor:

$$\omega = \omega_s = 1 \tag{4.13}$$

- **3°. passo:** aplicação do defeito. Novamente, uso do fluxo de carga convencional para as condições de defeito (aumento da impedância da linha 2-3) – condições iniciais para o modelo quase-dinâmico. A matriz Jacobiana representativa deste caso, após 4 iterações tem a forma a seguir.

$$\begin{bmatrix} \Delta P_2 \\ \Delta P_3 \\ \Delta P_4 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta Q_3 \\ \Delta Q_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 41.2644 & -7.1048 & 00.0000 & 11.4130 & 1.1458 & 00.0000 \\ -6.8055 & 776.3461 & -769.5407 & -2.2656 & 0.6467 & 1.9545 \\ 00.0000 & -761.9215 & 761.9215 & 00.0000 & -1.9146 & -3.5798 \\ -9.6732 & -1.0104 & 00.0000 & 41.0584 & -8.0565 & 00.0000 \\ 2.2771 & -0.5717 & -1.7053 & -6.7712 & 880.3359 & -881.9628 \\ 00.0000 & 1.6885 & -1.6885 & 00.0000 & -863.9773 & 872.1808 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\theta_2 \\ \Delta\theta_3 \\ \Delta\theta_4 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \end{bmatrix}$$

- **4°. passo:** as equações representativas da máquina síncrona, apresentadas no Capítulo III, são agregadas à matriz Jacobiana, juntamente com a reinicialização da mesma. O conjunto de equações linearizadas obtido da manipulação das equações 3.46 a 3.81 é apresentado a seguir:

$$\Delta\dot{E}'_d = -\frac{X_q}{X'_q T'_{qo}}\Delta E'_d + \left(\frac{X_q - X'_q}{T'_{qo}}\right)\left[\frac{V\cos(\delta-\theta)}{X'_q}\Delta\delta - \frac{V\,\mathrm{sen}(\delta-\theta)}{X'_q}\Delta\theta + \frac{\mathrm{sen}(\delta-\theta)}{X'_q}\Delta V\right] \quad (4.14)$$

$$\Delta\dot{E}'_q = -\frac{X_d}{X'_d T'_{do}}\Delta E'_q + \left(\frac{X'_d - X_d}{T'_{do}}\right)\left[\frac{V\,\mathrm{sen}(\delta-\theta)}{X'_d}\Delta\delta - \frac{V\,\mathrm{sen}(\delta-\theta)}{X'_d}\Delta\theta - \frac{\cos(\delta-\theta)}{X'_d}\Delta V\right] \quad (4.15)$$

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{E'_q - X'_d I_d}{2HX'_q}\Delta E'_d - \frac{E'_d + X'_q I_q}{2HX'_d}\Delta E'_d + [(ac+bd)\Delta\delta + (ae+bf)\Delta\theta + (ag+bh)\Delta V] \quad (4.16)$$

$$a = \left(\frac{-E'_d + (X'_d - X'_q)I_q}{2H}\right) \quad (4.17)$$

$$b = \left(\frac{-E'_q + (X'_d - X'_q)I_d}{2H}\right) \quad (4.18)$$

$$\Delta\dot{\delta} = \Delta\omega \quad (4.19)$$

$$\Delta P = \left(\frac{E'_d + I_q X'_q}{X'_d} \right) \Delta E'_q + \left(\frac{-E'_q + I_d X'_d}{X'_q} \right) \Delta E'_d + [(kc + ld)\Delta\delta + (ke + lf)\Delta\theta + (kg + lh)\Delta V] \quad (4.20)$$

$$k = \left(E'_d + \left(X'_q - X'_d \right) I_q \right) \quad (4.21)$$

$$l = \left(E'_q + \left(X'_q - X'_d \right) I_d \right) \quad (4.22)$$

$$\Delta Q = \left(\frac{E'_q - I_d X'_d}{X'_q} \right) \Delta E'_q + \left(\frac{E'_d + I_q X'_q}{X'_q} \right) \Delta E'_d + [(am + bn)\Delta\delta + (am + bn)\Delta\theta + (am + bn)\Delta V] \quad (4.23)$$

$$m = E'_q - 2X'_d I_d \quad (4.24)$$

$$n = -E'_d - 2X'_q I_q \quad (4.25)$$

Onde:

$$c = \frac{V \cos(\delta - \theta)}{X'_q} \quad (4.26)$$

$$d = \frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_d} \quad (4.27)$$

$$e = -\frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_q} \quad (4.28)$$

$$f = -\frac{V \operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_d} \quad (4.29)$$

$$g = \frac{\operatorname{sen}(\delta - \theta)}{X'_q} \quad (4.30)$$

$$h = -\frac{\cos(\delta - \theta)}{X'_d} \quad (4.31)$$

- As derivadas são iguais a zero em todo o processo, considerando o modelo quase-dinâmico. A partir daí o tape do LTC tenta restabelecer a tensão secundária. O tape se encontra do lado primário, nesta primeira etapa sendo ajustado em 1,00 p.u..

- A cada iteração, as variáveis de estado são atualizadas, como no fluxo de carga convencional. A matriz Jacobiana do modelo quase-dinâmico após 3 iterações é representada por:

$$
\begin{bmatrix} \Delta \dot{E}'_q \\ \Delta \dot{E}'_d \\ \Delta \dot{\omega} \\ \Delta \dot{\delta} \\ 0 \\ 0 \\ \Delta P_2 \\ \Delta P_3 \\ \Delta P_4 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta Q_3 \\ \Delta Q_4 \end{bmatrix} =
\begin{bmatrix}
-0.7594 & 0 & -0.1497 & 0 & 0 & 0 & 0.1497 & 0 & 0 & 0.5918 & 0 & 0 \\
0 & -7.4965 & 4.9447 & 0 & 0 & 0 & -4.9447 & 0 & 0 & 1.2307 & 0 & 0 \\
-0.0877 & -0.2260 & -139.9697 & -1.8519 & 0 & 0 & 139.9697 & 0 & 0 & 7.7030 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 1.0000 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \\
4.2642 & -10.7144 & 11.5201 & 0 & -1.0000 & 0 & 9.8540 & 0 & 0 & -0.6340 & 0 & 0 \\
17.7761 & 3.7524 & 0.6903 & 0 & 0 & -1.0000 & -7.6049 & 0 & 0 & -17.2603 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 41.5080 & -7.2583 & 0 & 11.4422 & 1.1288 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -6.9559 & 820.9977 & -814.0418 & -2.2896 & 0.6592 & 1.9118 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -814.0418 & 814.0418 & 0 & -1.9107 & -3.6034 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -9.7345 & -1.0136 & 0 & 41.1786 & -8.0830 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2.3079 & -0.5922 & -1.7158 & -6.9006 & 914.2774 & -907.0432 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1.7158 & -1.7158 & 0 & -906.5309 & 906.0226
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta E'_d \\ \Delta \delta \\ \Delta \omega \\ \Delta P_2 \\ \Delta Q_2 \\ \Delta \theta_2 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta \theta_4 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \end{bmatrix}
$$

- **5°. passo:** o processo se repete (4°. passo); com o tape sendo alterado na tentativa de restabelecer a tensão secundária após o distúrbio.

4.3.2 RESULTADOS

A curva de tensão da barra 4 em função do tempo, figura 4.5, apresenta a deterioração da tensão à medida que o sistema não consegue suprir a demanda da carga. A tensão inicial, antes da aplicação do defeito é de 0,9750 p.u.; após o defeito, essa tensão cai para 0,9024 p.u.. A tensão então é 7,45% menor que a tensão inicial, causando a atuação do LTC que não consegue mais restabelecer a tensão num nível aceitável, cerca de 5% da tensão inicial [49]. Finalmente, 100 segundos depois a tensão cai abruptamente revelando o característico processo de colapso de tensão de

médio-prazo [50]. Como descrito nos capítulos anteriores, o processo de instabilidade começa lentamente e próximo ao ponto de colapso de tensão a curva cai abruptamente. Este ponto, onde se tem uma bifurcação do tipo sela-nó, foi levado até o máximo possível antes da divergência do método iterativo. A bifurcação do tipo sela-nó é comprovada através da identificação de um autovalor nulo.

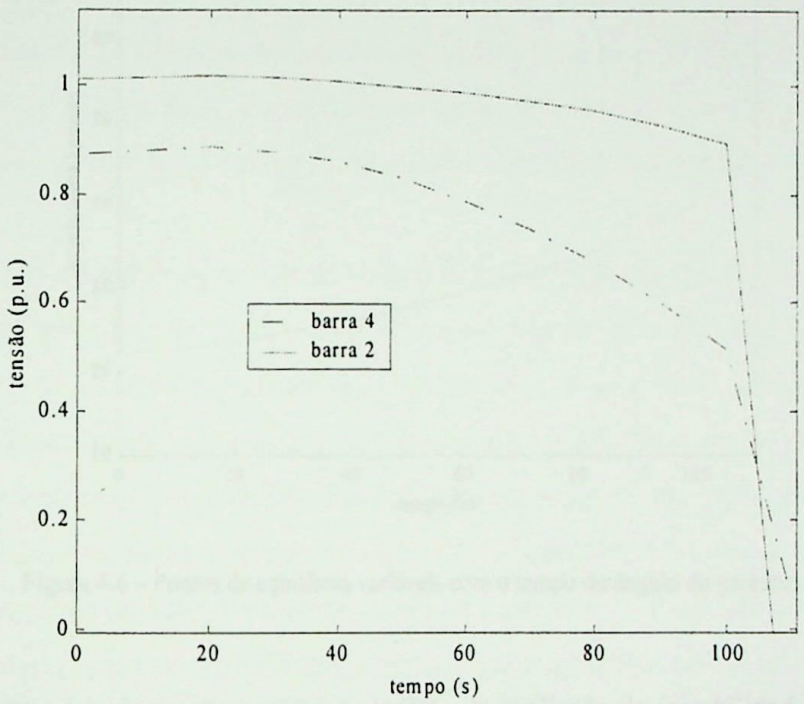

Figura 4.5 – Pontos de equilíbrio variáveis com o tempo da tensão da barra 4

A figura 4.6 apresenta a curva do ângulo do gerador na barra 2 (delta) em função do tempo. Nesta curva também se observa uma mudança brusca no comportamento do ângulo interno do rotor em torno de 100 segundos. Observe que o ângulo do gerador em relação à barra 1 (swing) não varia significativamente durante a maior parte do tempo. Porém, próximo ao colapso o ângulo apresenta uma mudança brusca de comportamento, até que instantaneamente o sistema se desestabiliza.

As curvas têm os mesmos comportamentos que aqueles apresentados por Van Cutsem [24]. Além disso, fazendo uso de índices estáticos de previsão de colapso de tensão, já vistos anteriormente, monitorou-se em cada ponto de operação o Jacobiano da matriz aumentada e, a partir de então, o comportamento de tais índices com a

evolução temporal do sistema. Estes resultados foram observados também em sistemas maiores.

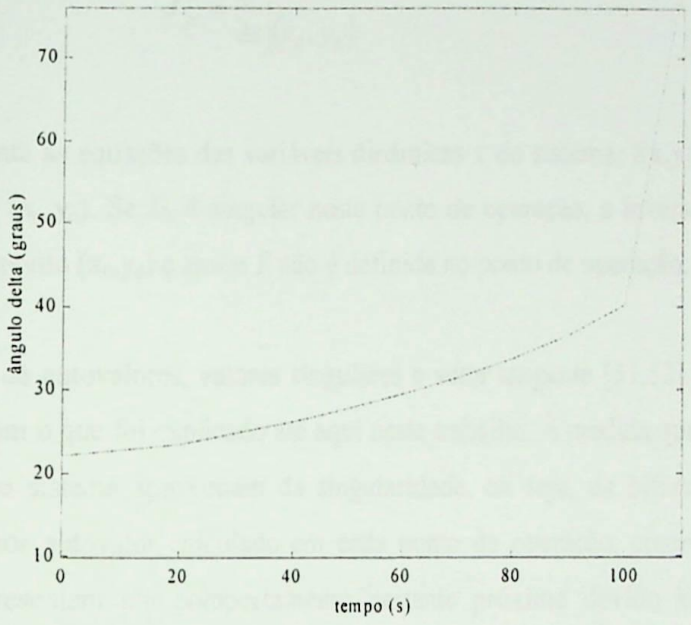

Figura 4.6 – Pontos de equilíbrio variáveis com o tempo do ângulo do gerador

As curvas a seguir mostram como os índices de avaliação da instabilidade de tensão variam à medida que o sistema caminha em direção ao colapso de tensão. Primeiramente, a matriz Jacobiana do sistema em cada ponto de equilíbrio foi reduzida da seguinte forma, aplicando-se a regra de redução de matrizes:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \Delta g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial x} & \frac{\partial f}{\partial y} \\ \frac{\partial g}{\partial x} & \frac{\partial g}{\partial y} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \end{bmatrix} \tag{4.32}$$

$$J' = \left[\frac{\partial g}{\partial y} - \frac{\partial g}{\partial x} \frac{\partial f}{\partial x}^{-1} \frac{\partial f}{\partial y} \right]_{(x_0, y_0)} \tag{4.33}$$

A definição da matriz J' exige que a matriz:

$$J_{fx} = \left.\frac{\partial f}{\partial x}\right|_{(x_0, y_0)} \tag{4.34}$$

que representa as equações das variáveis dinâmicas x do sistema, f(x,y) = 0, seja não singular em (x_o,y_o). Se J_{fx} é singular neste ponto de operação, a inversa de J_{fx} não é definida no ponto (x_o,y_o) e assim J' não é definida no ponto de operação.

As análises de autovalores, valores singulares e vetor tangente [51,52] mostraram-se coerentes com o que foi explicado até aqui neste trabalho. À medida que os pontos de equilíbrio do sistema aproximam da singularidade, ou seja, da bifurcação sela-nó, tanto o menor autovalor calculado em cada ponto de operação, como menor valor singular apresentam um comportamento bastante próximo devido à simetria das matrizes Jacobianas em cada ponto de operação – figura 4.7. O inverso da norma[1] do vetor tangente (variação das variáveis de estado com relação a variação de parâmetro do sistema) demonstra também que à medida que o sistema caminha em direção ao colapso as variáveis de estado são mais sensíveis à variação do parâmetro que leva o sistema até o colapso. Próximo da bifurcação sela-nó um autovalor quase nulo é identificado e, o inverso da norma do vetor tangente tende a zero , como era de se esperar – figura 4.7.

---

[1] *Norma Euclidiana de uma matriz A tem a seguinte forma:* $\|A\| = \max_{1 \le i \le n} \left\{ \sum_{j=1}^{n} \left| a_{ij}^2 \right| \right\}^{\frac{1}{2}}$

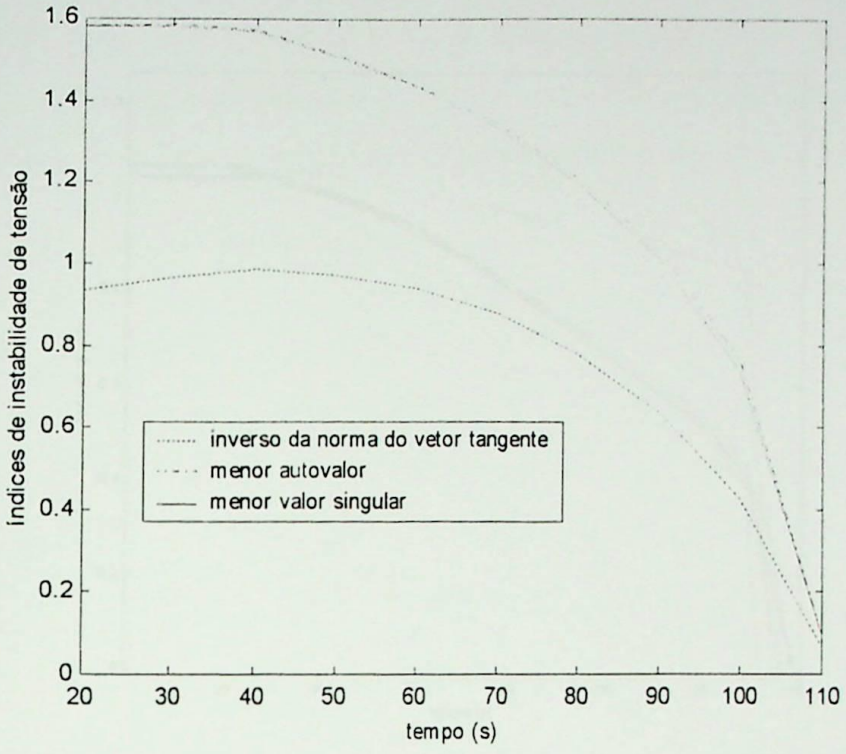

Figura 4.7 – Variação de índices com a evolução do sistema no processo de colapso de tensão

4.3.2.1 SISTEMA DE 14 BARRAS DO IEEE

O primeiro sistema (4 barras) é um modelo criado para a simulação da modelagem quase-dinâmica e verificação do comportamento dos índices de avaliação de colapso de tensão descritos até aqui. Obviamente, é desejável que o comportamento observado acima seja aplicado em sistemas maiores e reais. Com esse propósito, o sistema de 14 barras do IEEE é usado, numa primeira tentativa de validar os resultados já apresentados no modelo simples de 4 barras. Este sistema está disponível em diversos artigos na literatura, e a única alteração foi a inclusão de um modelo(1.1) de máquina síncrona para um dos geradores, o outro foi considerado como barra swing. Entre as linhas 3 – 4 estabeleceu-se um LTC ideal, sem perdas. As curvas a seguir são as mesmas relativas ao modelo idealizado de 4 barras. Também aqui os comportamentos observados anteriormente se repetem. A variação lenta da tensão rumo ao colapso pode ser observada em todas as barras - característica da instabilidade de tensão de médio-prazo – figura 4.8.

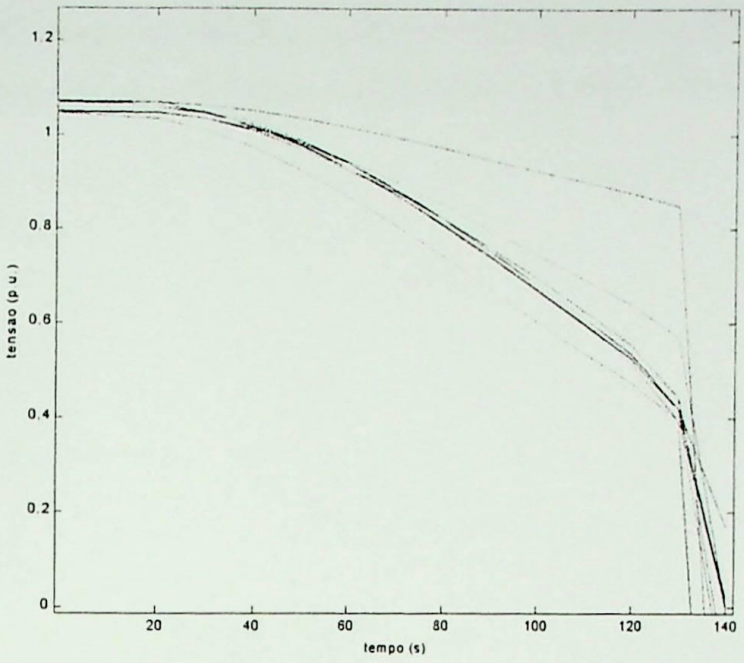

Figura 4.8 – Variação da tensão no sistema de 14 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

Os índices aplicados também comprovam a singularidade no ponto de colapso para esse sistema de 14 barras. Aqui também se observa o comportamento bastante próximo do menor valor singular e do menor autovalor, validando estes índices como indicadores de instabilidade de tensão. O comportamento do inverso da norma do vetor tangente também confirma a sensibilidade das variáveis em relação à proximidade do colapso – figura 4.9.

Em relação ao ângulo do rotor do gerador, pode-se observar uma mudança brusca no comportamento. Aqui confrontamos o ângulo do gerador obtido iterativamente com o ângulo do gerador obtido num processo de integração numérica. Portanto, para este caso em particular, a integração numérica foi empregada, de forma a validar os resultados obtidos pela metodologia proposta neste trabalho.

Como era esperado, os comportamentos são próximos para pontos distantes do colapso, e assumem um desvio maior à medida que o sistema se aproxima da instabilidade. Isso justifica a teoria de que próximo ao colapso há um aumento na sensibilidade do estado do sistema e os desvios em relação aos equilíbrios fixos no tempo tornam-se maiores em relação ao modelo temporal contínuo (figura 4.10).

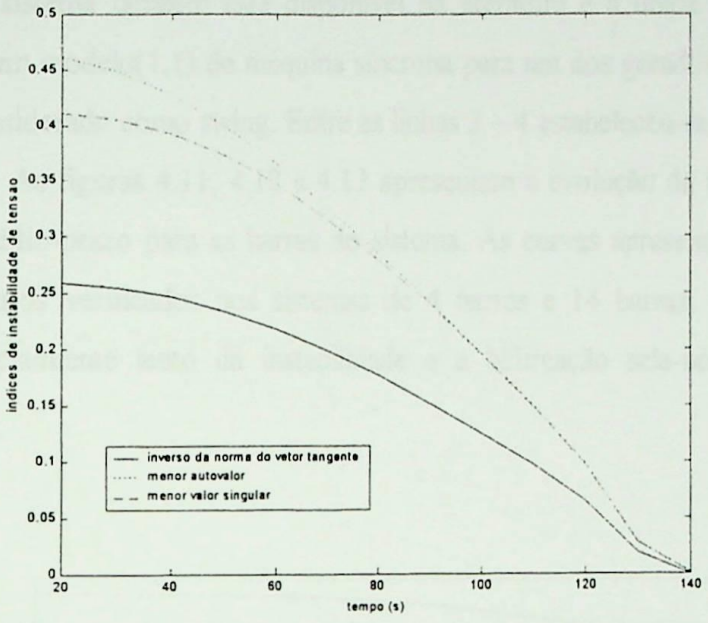

Figura 4.9 – Índices aplicados ao sistema de 14 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

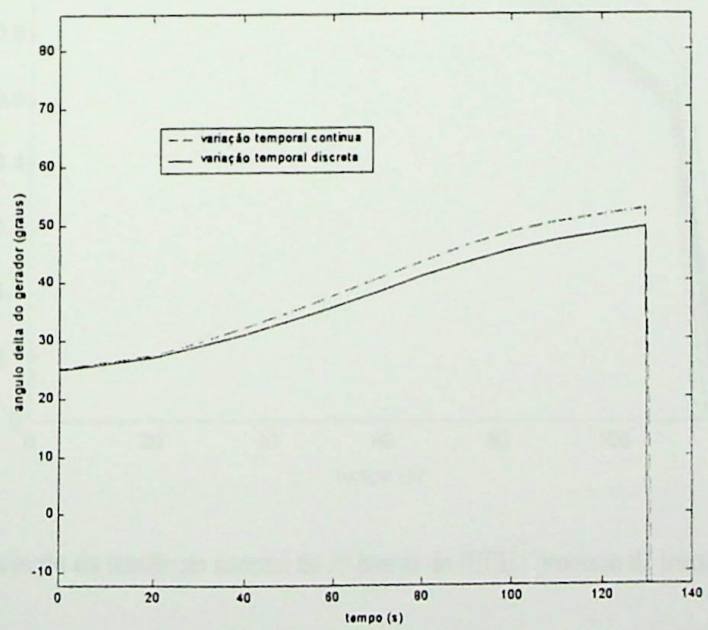

Figura 4.10 – Ângulo do gerador , sistema de 14 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

4.3.2.2 SISTEMA DE 30 BARRAS DO IEEE

Seguindo o propósito da confirmação, o sistema em estudo agora é o 30 barras do IEEE. Este sistema também está disponível na literatura e a única alteração foi a inclusão de um modelo(1.1) de máquina síncrona para um dos geradores, enquanto o outro foi considerado como swing. Entre as linhas 3 – 4 estabeleceu-se um LTC ideal, sem perdas. As figuras 4.11, 4.12 e 4.13 apresentam a evolução da instabilidade de tensão de médio-prazo para as barras do sistema. As curvas apresentam os mesmos comportamentos verificados nos sistemas de 4 barras e 14 barras, confirmando o processo inicialmente lento da instabilidade e a bifurcação sela-nó no ponto de colapso.

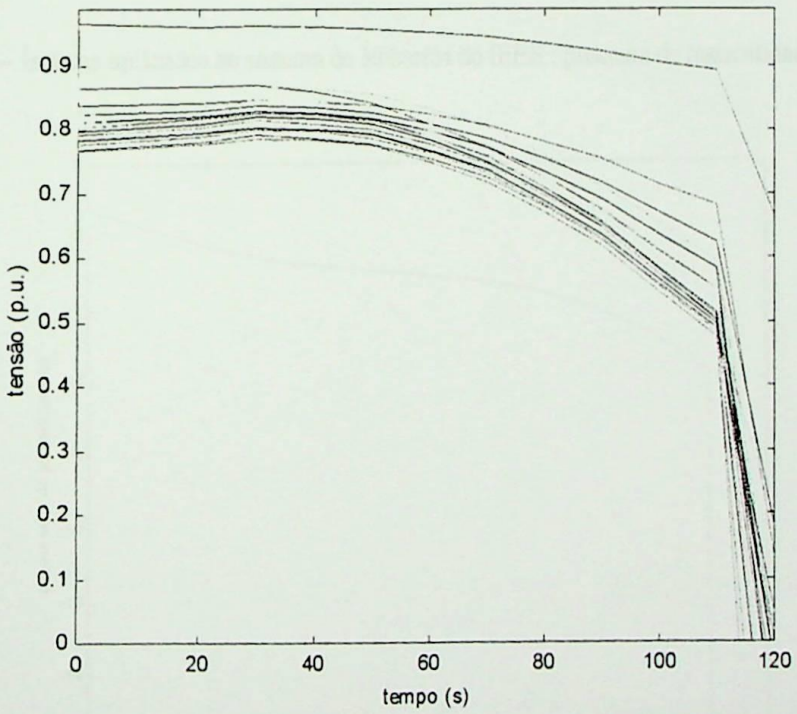

Figura 4.11– Variação da tensão no sistema de 30 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

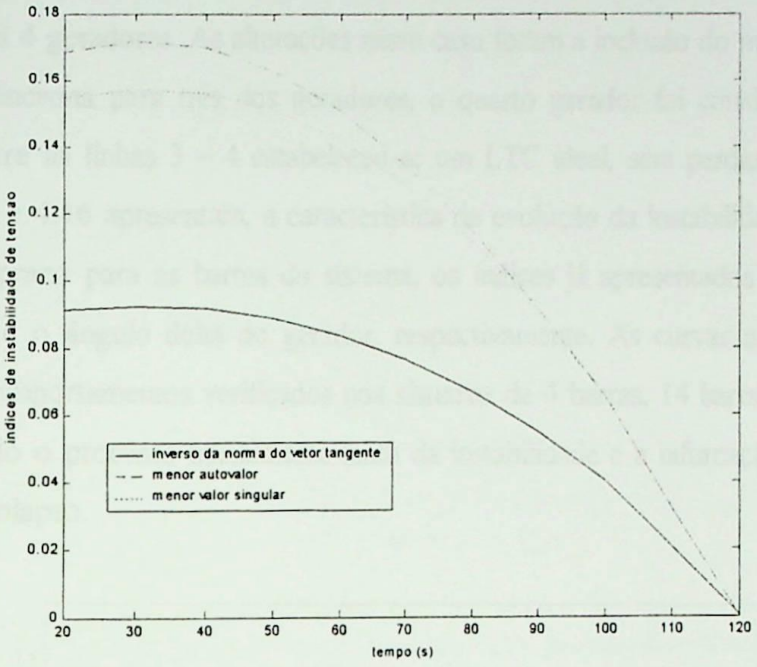

Figura 4.12 – Índices aplicados ao sistema de 30 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

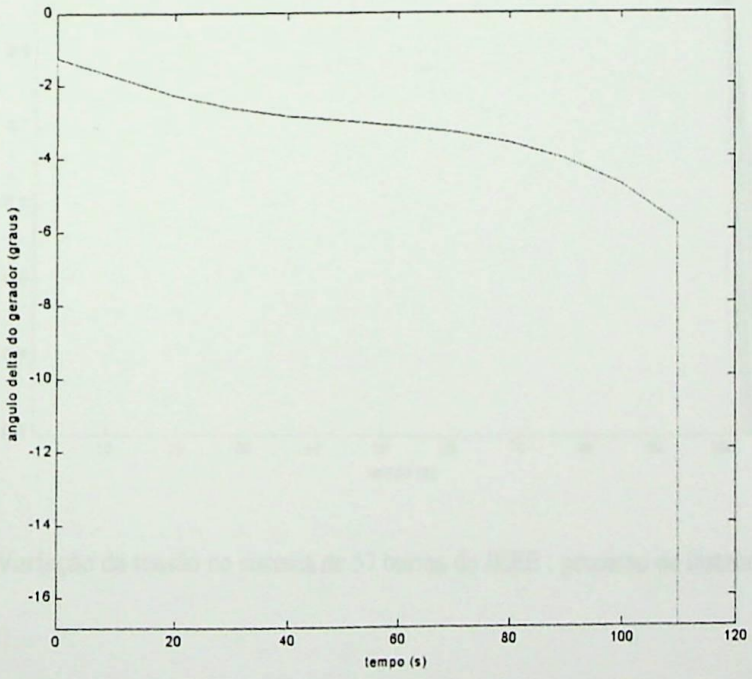

Figura 4.13 – Variação do ângulo delta do gerador : processo de instabilidade de tensão

4.3.2.3 SISTEMA DE 57 BARRAS DO IEEE

Este sistema de 57 barras do IEEE também está disponível na literatura, e apresenta 4 geradores. As alterações neste caso foram a inclusão do modelo(1.1) de máquina síncrona para três dos geradores, o quarto gerador foi considerado como swing. Entre as linhas 3 – 4 estabeleceu-se um LTC ideal, sem perdas. As figuras 4.14, 4.15 e 4.16 apresentam, a característica de evolução da instabilidade de tensão de médio-prazo para as barras do sistema, os índices já apresentados nos sistemas anteriores e o ângulo delta do gerador, respectivamente. As curvas apresentam os mesmos comportamentos verificados nos sistemas de 4 barras, 14 barras e 30 barras confirmando o processo inicialmente lento da instabilidade e a bifurcação sela-nó no ponto de colapso.

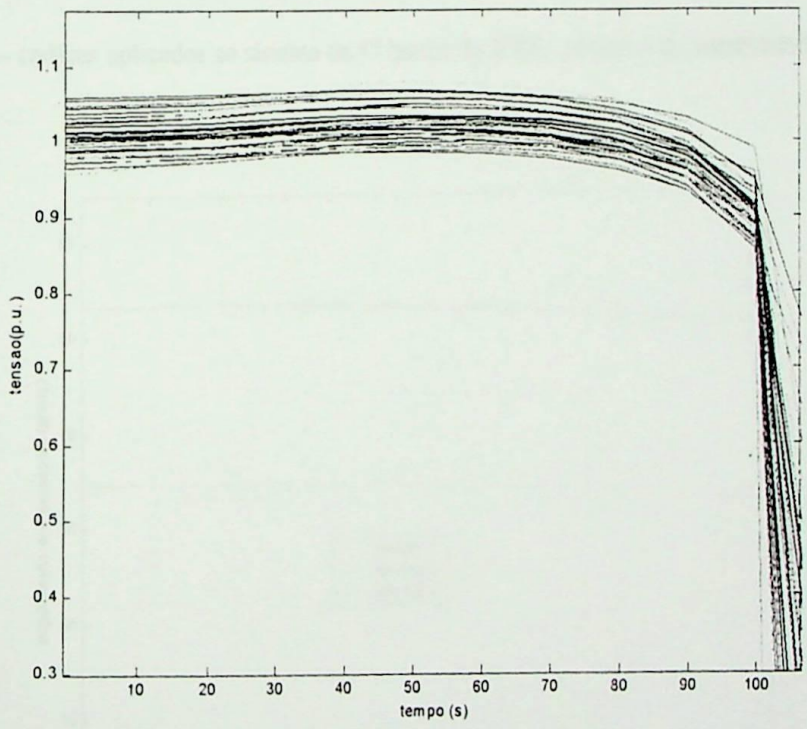

Figura 4.14 – Variação da tensão no sistema de 57 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

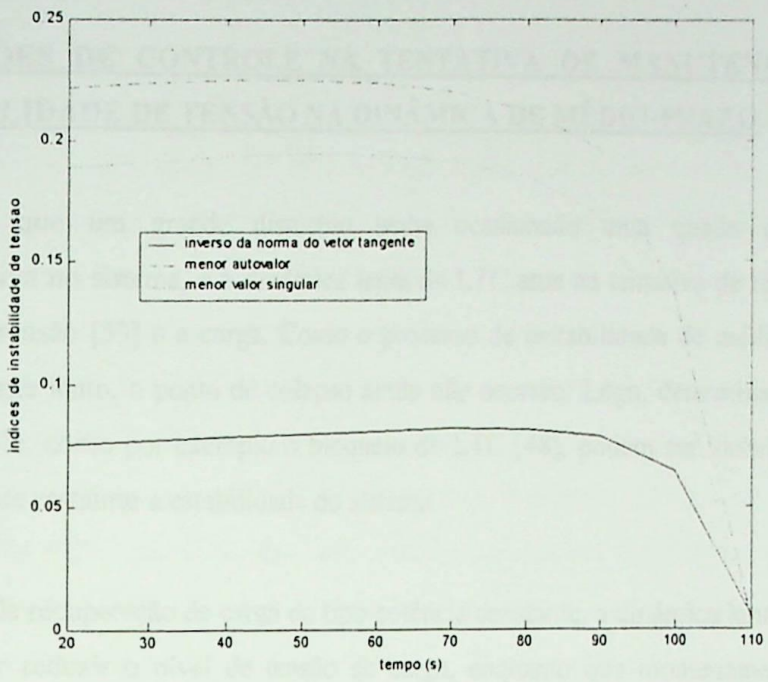

Figura 4.15 – Índices aplicados ao sistema de 57 barras do IEEE : processo de instabilidade de tensão

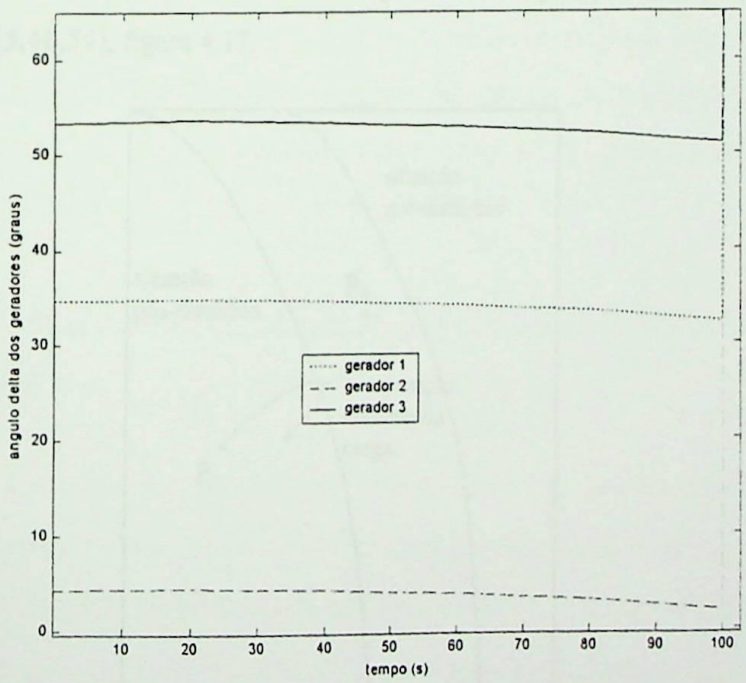

Figura 4.16 – Variação angular dos geradores : processo de instabilidade de tensão

4.4 AÇÕES DE CONTROLE NA TENTATIVA DE MANUTENÇÃO DA ESTABILIDADE DE TENSÃO NA DINÂMICA DE MÉDIO-PRAZO

Suponha que um grande distúrbio tenha ocasionado uma queda de tensão significativa no sistema, e a dinâmica lenta do LTC atue na tentativa de recuperar o nível de tensão [53] e a carga. Como o processo de instabilidade de médio-prazo é inicialmente lento, o ponto de colapso ainda não ocorreu. Logo, determinadas ações de controle, como por exemplo o bloqueio do LTC [48], podem ser viabilizadas na tentativa de restaurar a estabilidade do sistema.

No caso de recuperação de carga do tipo potência constante, a dinâmica lenta do LTC acaba por reduzir o nível de tensão da carga, enquanto que momentaneamente a potência da carga tende a se recuperar.

É importante mostrar como se processa a recuperação da carga em um gráfico que relaciona a recuperação instantânea da carga com a recuperação lenta proporcionada pelo LTC [5,48,54], figura 4.17.

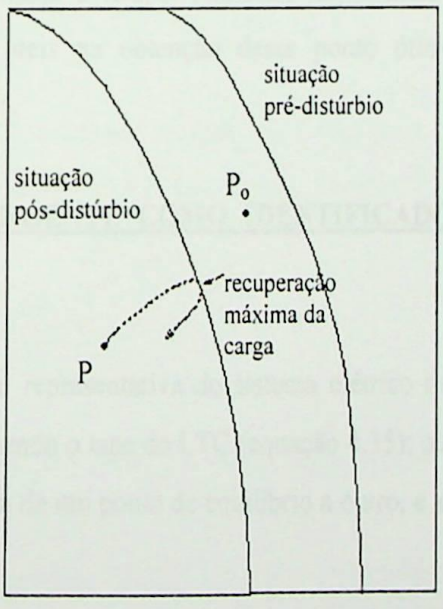

Figura 4.17 – Recuperação da carga pelo LTC

As situações antes e após a ocorrência do distúrbio são apresentadas na figura 4.17. P_0 é a característica da carga pré-distúrbio e P é a característica transitória inicial da carga. P e P_0 são iguais em estado permanente, e distintas somente durante a recuperação de carga. Imediatamente após o distúrbio, a carga é reduzida para P. No momento seguinte, o LTC tenta restabelecer a potência P_0 da carga; ou seja, inicialmente P aumenta tendendo à P_0, como mostrado pela trajetória seguida de P a P_0 na figura 4.17. Como a característica da carga de médio-prazo é constante, a ação do LTC na tentativa de restabelecer a carga diminui o nível de tensão da mesma. À medida que o nível de tensão cai, a característica transitória da carga passa por um máximo na região pós-distúrbio. Esse máximo é a máxima carga que o LTC pode suprir após o distúrbio. Esse ponto não pode ser confundido com uma bifurcação sela-nó, já que é uma característica própria do LTC na tentativa de recuperar a carga. Esse ponto corresponderia a uma bifurcação sela-nó se a condição de máxima carga fosse a carga P_0 - na figura 4.7 isso não ocorre.

Esse ponto máximo seria a condição ideal de bloqueio do LTC, pois a partir daí tensão e carga se reduzem e o sistema é levado ao colapso se essa ação de bloqueio do LTC não for tomada a tempo. Algumas ferramentas de análise de colapso de tensão podem ser úteis na obtenção desse ponto ótimo. Estas ferramentas são apresentadas a seguir.

4.4.1 VETOR TANGENTE COMO IDENTIFICADOR DE INSTANTE DE BLOQUEIO

Considere a equação representativa do sistema elétrico no modelo quase-dinâmico, com o parâmetro λ sendo o tape do LTC (equação 4.35); ou seja, o tape é o parâmetro que conduz o sistema de um ponto de equilíbrio a outro, e x são as variáveis de estado do sistema.

$$f(x, \lambda) = 0 \tag{4.35}$$

O vetor tangente em um ponto de equilíbrio qualquer (j) pode ser obtido a partir da equação 4.35, derivando-se ambos os membros da equação em relação à λ no ponto (j), assim tem-se:

$$\frac{\partial f}{\partial x}\Big|^{j} \frac{dx}{d\lambda}\Big|^{j} + \frac{\partial f}{\partial \lambda}\Big|^{j} = 0 \tag{4.36}$$

Manipulando essa equação, obtém-se o vetor tangente $\frac{dx}{d\lambda}$:

$$\frac{dx}{d\lambda}\Big|^{j} = -\left(\frac{\partial f}{\partial x}\Big|^{j}\right)^{-1} \frac{\partial f}{\partial \lambda}\Big|^{j} \tag{4.37}$$

Onde:

$\frac{\partial f}{\partial x}\Big|^{j}$ = matriz Jacobiana no ponto de equilíbrio (j);

$\frac{\partial f}{\partial \lambda}\Big|^{j}$ = derivadas parciais das equações do sistema em relação ao tape, só existem nas barras do LTC, portanto, é um vetor esparso.

Ao passar pelo ponto de máxima recuperação de carga, o vetor tangente deve inverter de sentido, ou seja, mudar de sinal. Isso ocorre quando:

$$sinal\left(\frac{dx}{d\lambda}\Big|^{k}\right) \neq sinal\left(\frac{dx}{d\lambda}\Big|^{j}\right) \tag{4.38}$$

A equação 4.37 pode ser entendida como segue. Dados dois pontos de operação sucessivos do sistema (k) e (j), se a direção do vetor tangente nesses dois pontos muda (altera-se de sinal), tem-se um ponto de máxima recuperação de carga permitido pelo LTC, ou de outra forma, o vetor tangente passou por um zero.

4.4.2 IDENTIFICAÇÃO DO INSTANTE DE BLOQUEIO PELA EQUAÇÃO CARACTERÍSTICA DO LTC

A equação representativa do LTC pode ser escrita da seguinte forma contínua no tempo:

$$\frac{dtape}{dt} = K(V_0 - V) \tag{4.39}$$

Onde:

K = considerando apenas um LTC no sistema é um escalar (constante de proporcionalidade)

V_0 = tensão de referência de atuação do LTC

V = tensão controlada pelo LTC

O comportamento no equilíbrio é o mesmo observado no tempo discreto, ou seja, $V_0 = V$ (aqui a banda morda é desprezada).

A análise linearizada em torno deste ponto de equilíbrio permite avaliar o comportamento do LTC na condição de máximo nível de tensão da carga. Isto é feito a seguir.

$$\frac{d\Delta tape}{dt} = A \cdot \Delta tape \tag{4.40}$$

$$\frac{d\Delta tape}{dt} = -K \frac{\partial V}{\partial tape} \Delta tape \tag{4.41}$$

Na situação de máximo nível de tensão da carga proporcionado pelo LTC, $-\left(\frac{d\Delta tape}{dt}\right)$,deve ser máximo.

4.4.3 IDENTIFICAÇÃO DO INSTANTE DE BLOQUEIO PELA CARGA RECUPERADA PELO LTC

Considerando um LTC ideal (sem perdas) como apresentado na figura 4.1 e as equações 4.1 a 4.3, pode-se determinar o ponto de máxima carga possível de ser recuperada pelo LTC e o instante que isso ocorre, viabilizando o bloqueio do mesmo.

Da equação 4.3:

$$P = P_0\left(\frac{rV_1}{V_0}\right)^2 \tag{4.42}$$

Onde:

V_1 = tensão na barra primária do LTC
V_0 = tensão de referência para atuação do LTC
P_0 = carga inicial a ser recuperada
r = tape do LTC

Esse equacionamento permite determinar não só o instante de bloqueio, mas também a carga máxima recuperada pelo LTC.

4.4.4 RESULTADOS

Neste item são aplicadas as considerações feitas nos itens 4.4.1 a 4.4.3 nos sistemas de 4 barras, 14 barras, 30 barras e 57 barras já apresentados anteriormente. Aqui, o objetivo é a determinação do instante de bloqueio do tape do LTC e a recuperação da carga. Com esse intuito, os sistemas foram alterados o mínimo possível, para que as considerações levantadas fossem evidenciadas e visualmente notadas.

4.4.4.1 SISTEMA DE 4 BARRAS

A figura 4.18 mostra o comportamento do LTC (tensão do lado primário) em função da recuperação de carga , logo após o distúrbio. Inicialmente, a tensão e a potência caem e o LTC tenta restabelecer a tensão e a carga. Neste caso, a carga máxima possível de ser recuperada pela ação do LTC é 0,8961 (p.u.) - figura 4.18 .

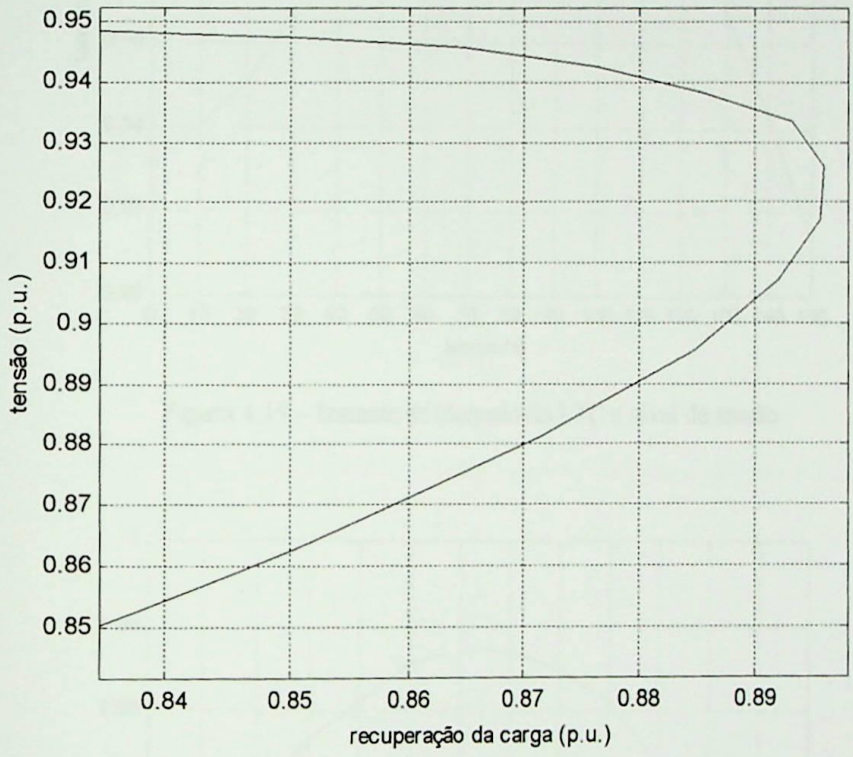

Figura 4.18 – Carga recuperada pela ação do LTC na dinâmica de médio prazo

A figura 4.19 apresenta o comportamento da tensão secundária em função da atuação do LTC. Note que o ponto ideal de bloqueio ocorre em 80 segundos. Este ponto deve ser confirmado pela equação característica , vetor tangente e carga máxima recuperada pelo LTC. O instante de bloqueio associado a equação característica do LTC, como mostrado na figura 4.20, é de 80 segundos após a ocorrência do distúrbio. A mudança de sinal prevista (passagem pelo zero) do vetor-tangente também ocorre no mesmo instante, como mostrado na figura 4.21.

A máxima carga recuperada também confirma o melhor instante para o bloqueio do LTC , este comportamento é mostrado na figura 4.22.

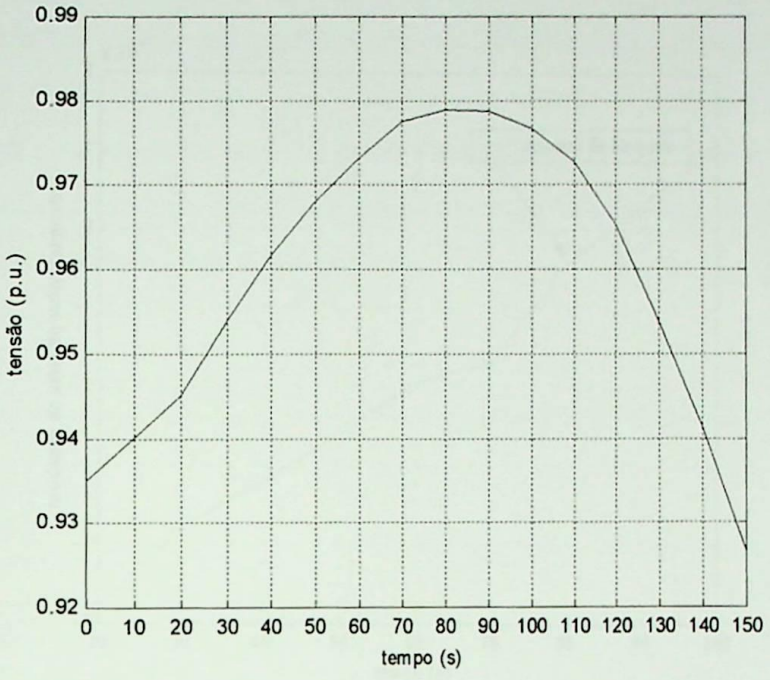

Figura 4.19 – Instante de bloqueio do LTC e nível de tensão

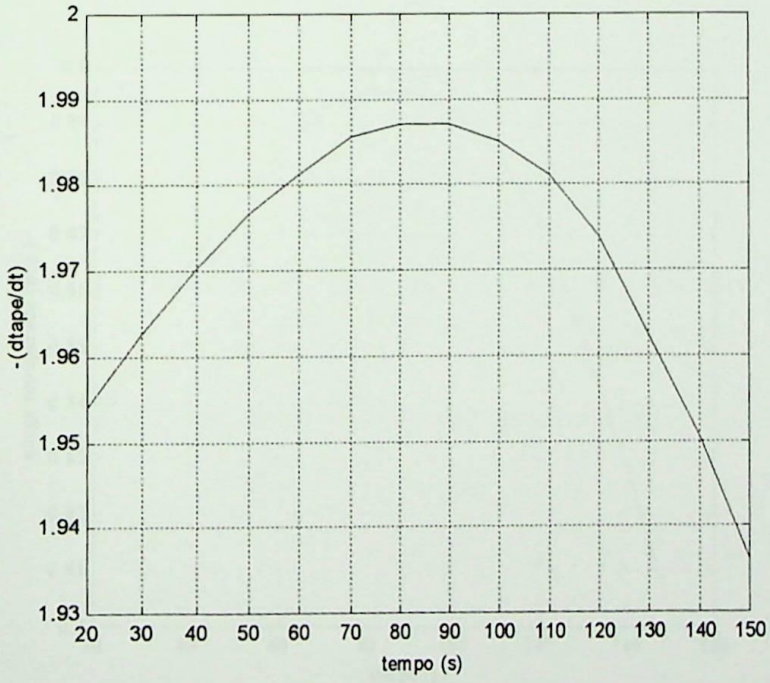

Figura 4.20 – Recuperação da tensão pela ação do LTC na dinâmica de médio prazo

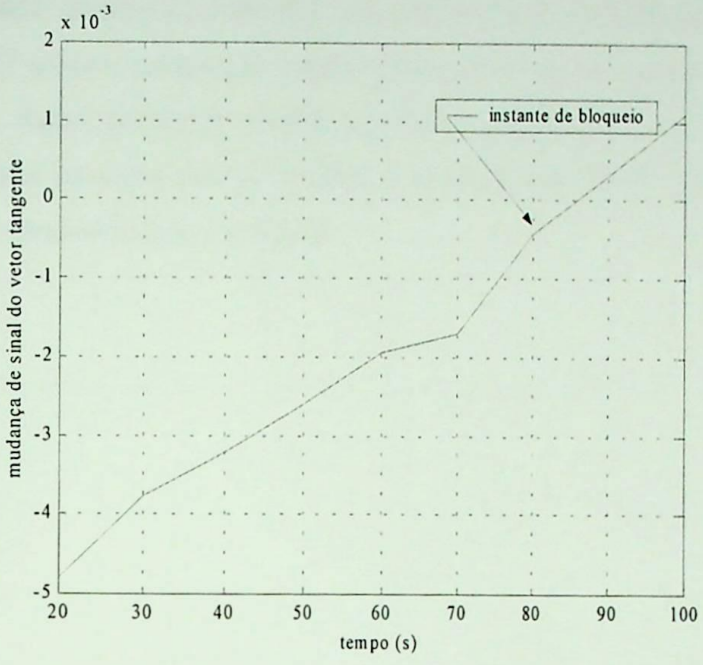

Figura 4.21 – Mudança de sinal do vetor tangente e instante de bloqueio do LTC

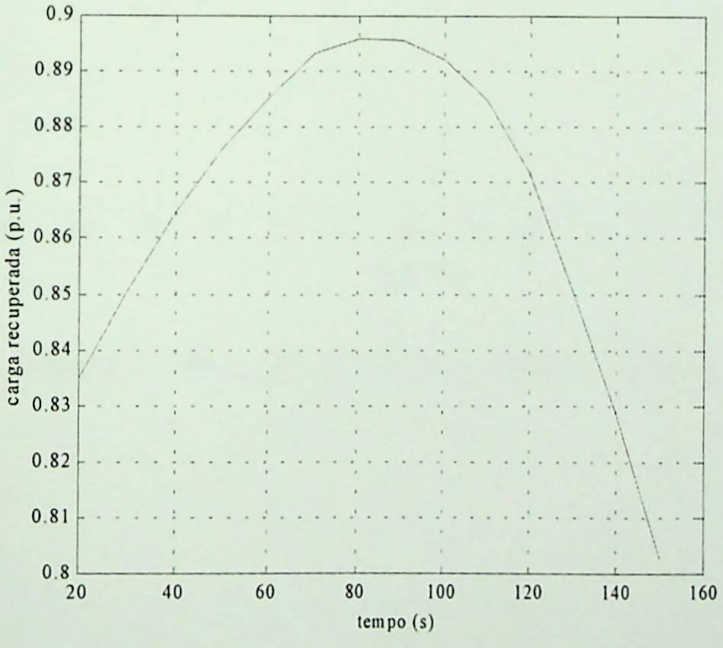

Figura 4.22 – Recuperação de carga pela ação do LTC e instante de bloqueio

A figura 4.23 apresenta o comportamento da tensão na barra controlada pelo LTC após o bloqueio do tape nas condições ótimas de tensão e carga (80 segundos após o distúrbio). O sistema recupera a estabilidade com a tensão se mantendo estável em 0.9761 p.u.. Ações posteriores devem ser tomadas para elevar o nível de tensão na barra, porém o bloqueio do LTC impediu a degradação da tensão e proporcionou a manutenção da estabilidade do sistema.

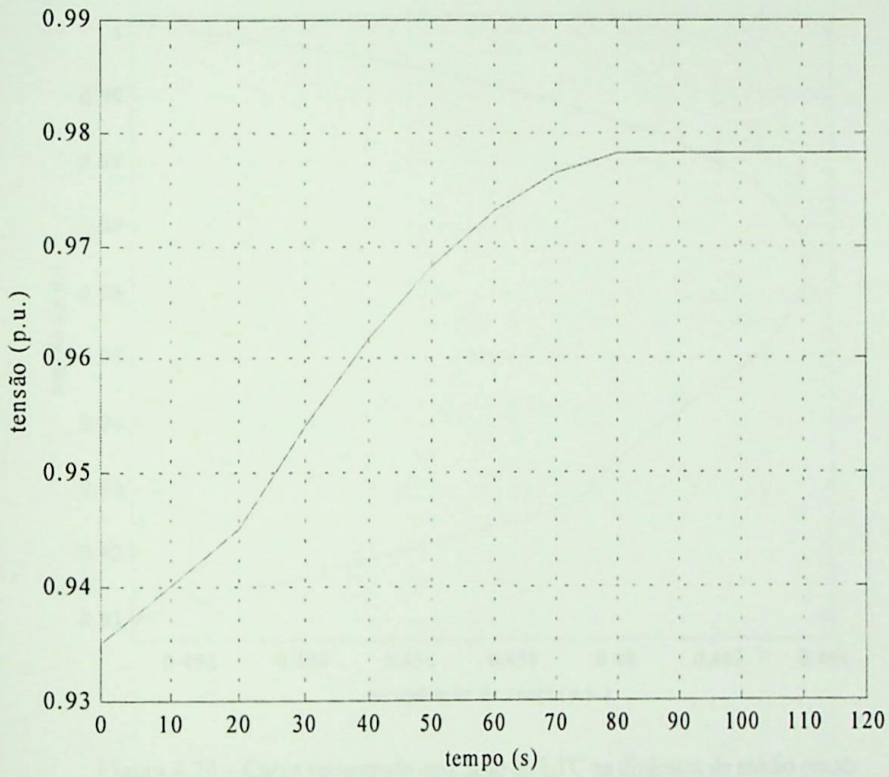

Figura 4.23 – Recuperação da estabilidade do sistema pelo bloqueio do LTC

4.4.4.2 SISTEMA DE 14 BARRAS

A figura 4.24 mostra o comportamento do LTC (tensão na barra primária) em função da recuperação de carga, logo após o distúrbio. Inicialmente, a tensão e a potência caem e o LTC tenta restabelecer a tensão e a carga. Neste caso, a carga máxima possível de ser recuperada pela ação do LTC é 0,4637 (p.u.), como mostrado na figura 4.24.

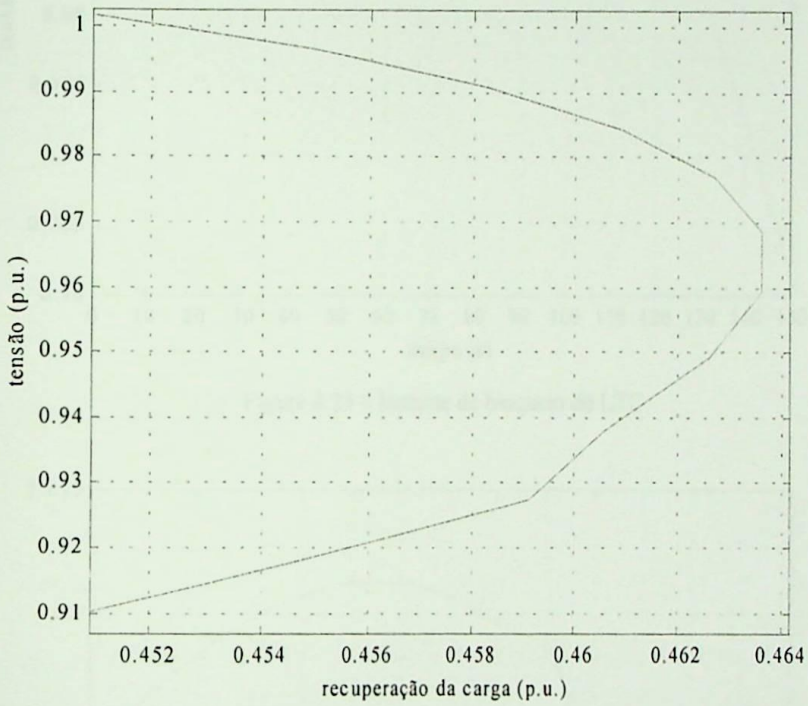

Figura 4.24 – Carga recuperada pela ação do LTC na dinâmica de médio prazo

A figura 4.25 identifica o instante de bloqueio do LTC, 70 segundos após o distúrbio. O instante de bloqueio pela equação característica do LTC pode ser notado também na figura 4.26. A figura 4.27 mostra a mudança de sinal prevista (passagem pelo zero) do vetor tangente, confirmando o instante de bloqueio. A máxima carga recuperada também confirma o instante ótimo de bloqueio (70 segundos), como pode ser visto na figura 4.28.

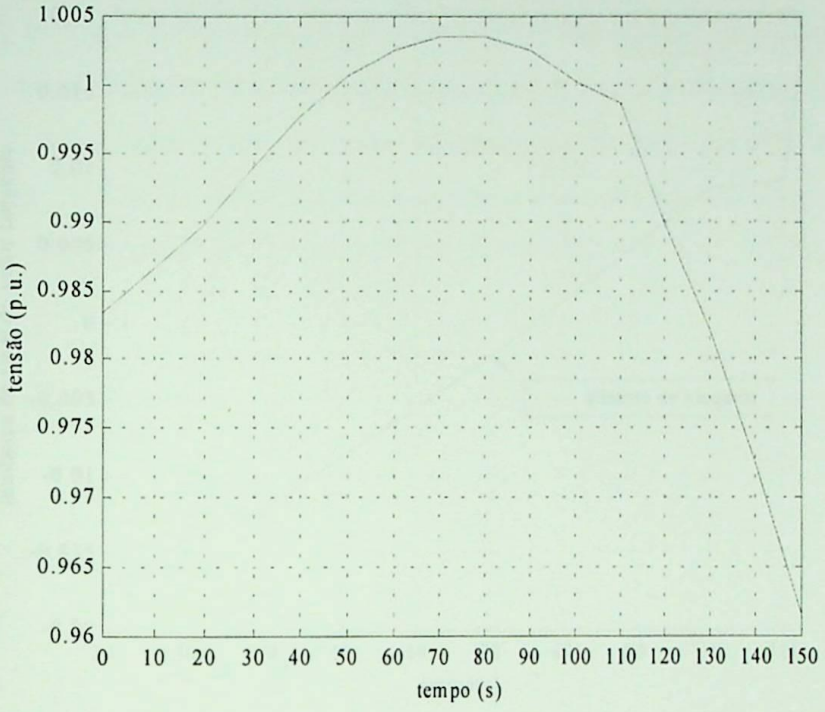

Figura 4.25 – Instante de bloqueio do LTC

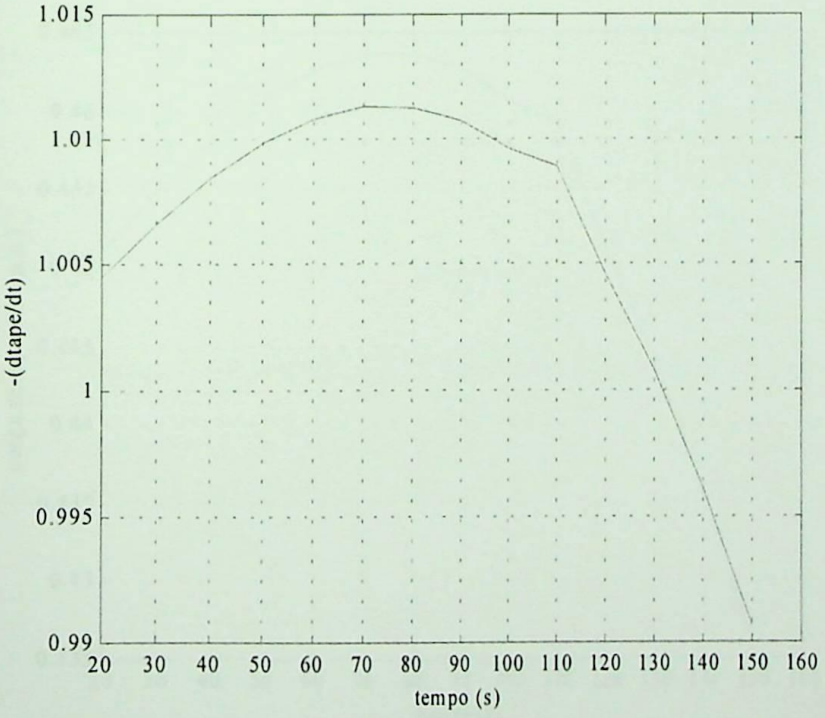

Figura 4.26 – Recuperação da tensão pela ação do LTC

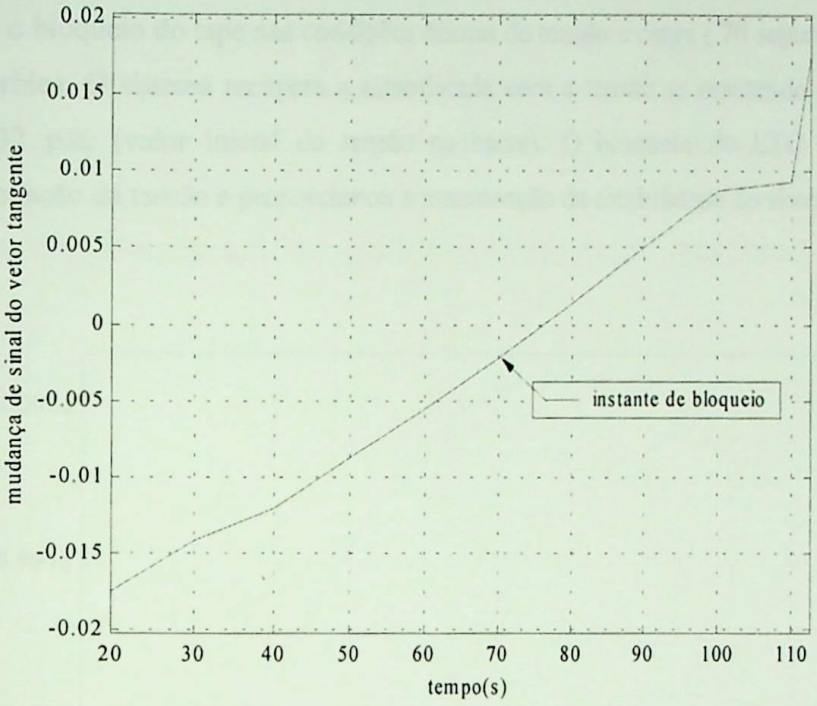

Figura 4.27 – Mudança de sinal do vetor tangente

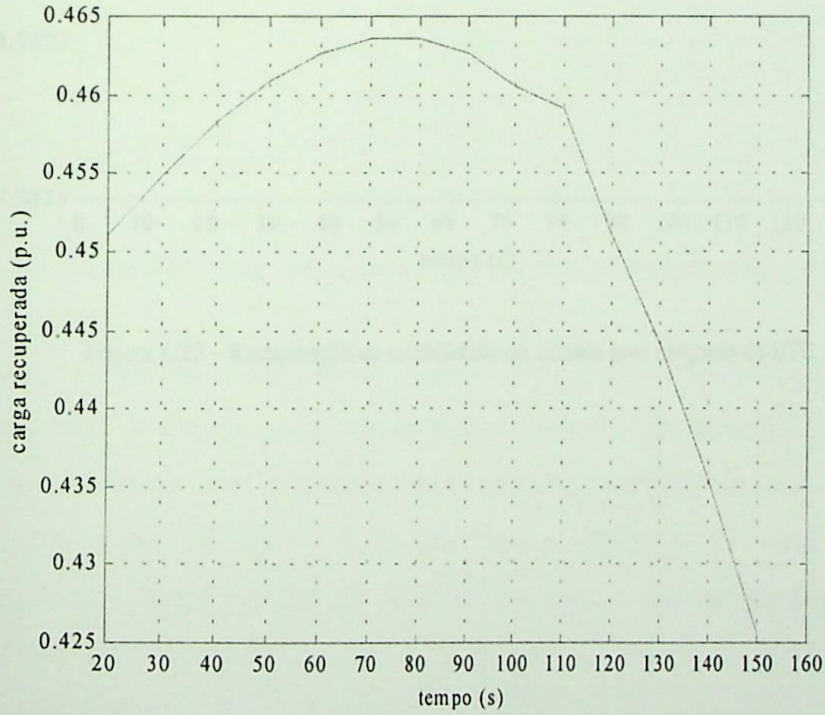

Figura 4.28 – Recuperação da carga pela ação do LTC

A figura 4.29 apresenta o comportamento da tensão na barra controlada pelo LTC após o bloqueio do tape nas condições ótimas de tensão e carga (70 segundos após o distúrbio). O sistema recupera a estabilidade com a tensão se mantendo estável em 1.0032 p.u. (valor inicial da tensão na barra). O bloqueio do LTC impediu a degradação da tensão e proporcionou a manutenção da estabilidade do sistema.

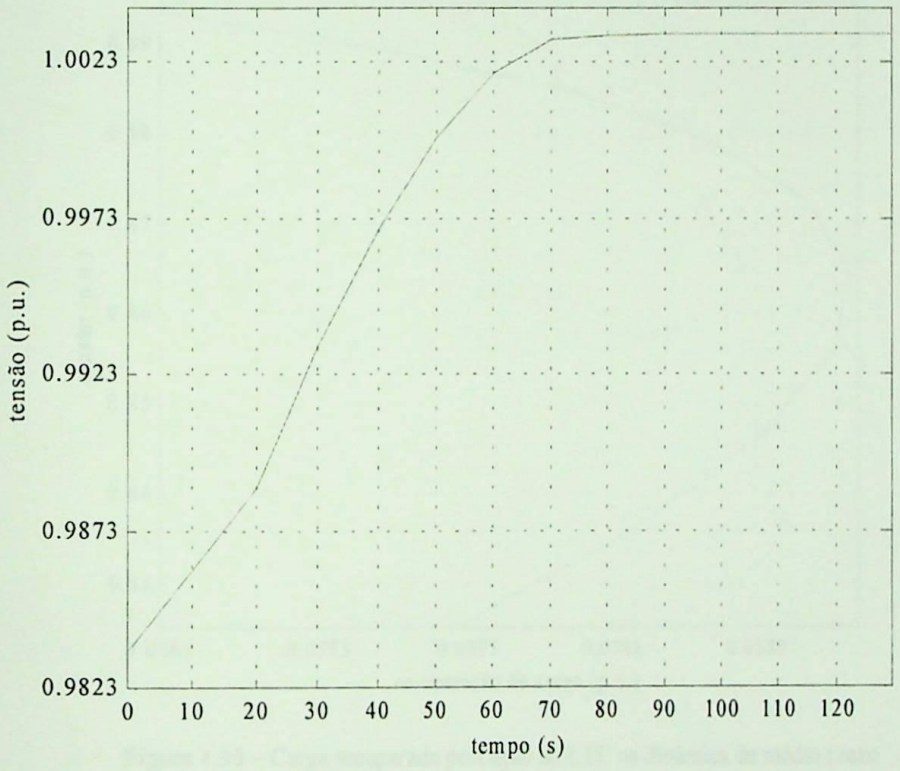

Figura 4.29 – Recuperação da estabilidade do sistema pelo bloqueio do LTC

4.4.4.3 SISTEMA DE 30 BARRAS

A figura 4.30 mostra o comportamento do LTC, tensão do lado primário em função da recuperação de carga, logo após o distúrbio. Inicialmente, a tensão e a potência caem e o LTC tenta restabelecer a tensão e a carga. Neste caso, a carga máxima possível de ser recuperada pela ação do LTC é 0,0588 (p.u.) – figura 4.30.

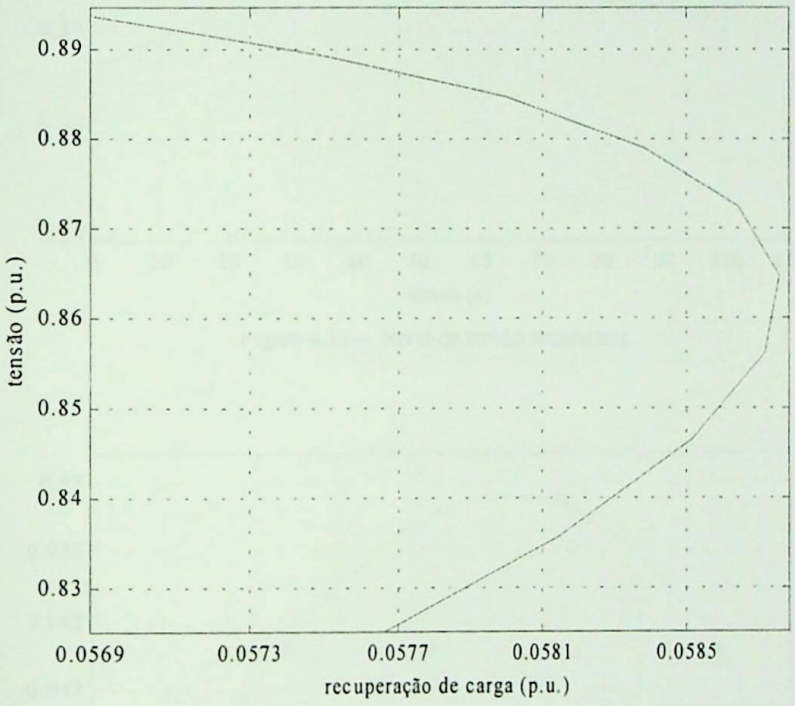

Figura 4.30 – Carga recuperada pela ação do LTC na dinâmica de médio prazo

A figura 4.31 identifica o instante de bloqueio do LTC em relação ao nível de tensão do secundário do mesmo. O instante de bloqueio pela equação característica do LTC pode ser notado, ou seja, 70 segundos após a ocorrência do distúrbio, como mostrado na figura 4.32. A figura 4.33 identifica a mudança de sinal prevista (passagem pelo zero) e o instante ótimo de bloqueio. A recuperação de carga em função do tempo também permite determinar o instante ótimo, como visto na figura 4.34.

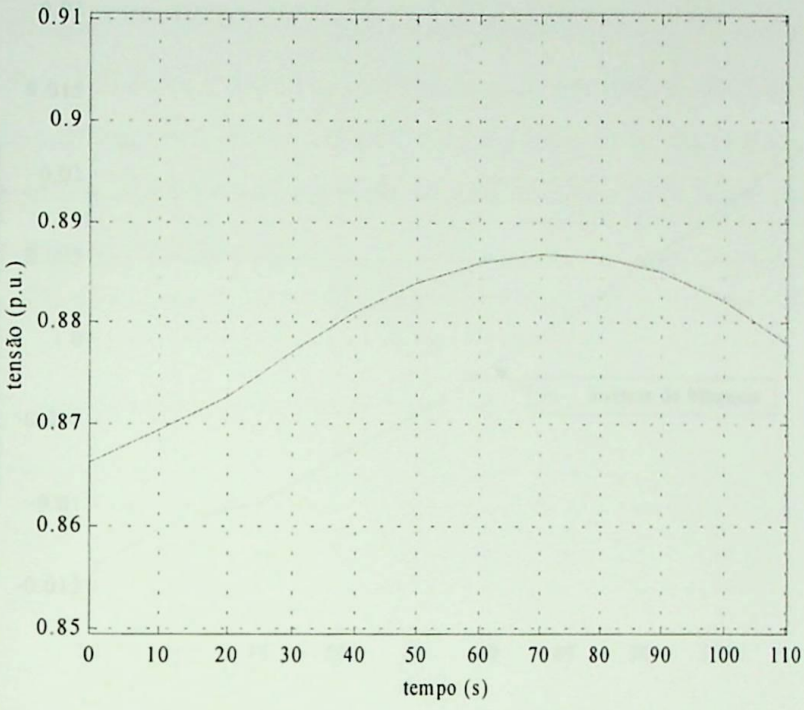

Figura 4.31 – Nível de tensão secundária

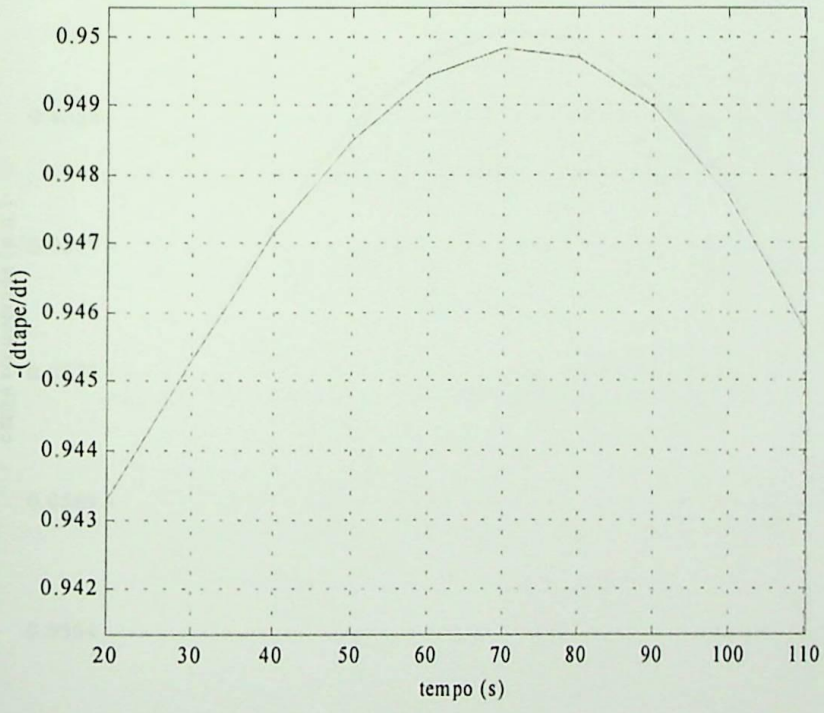

Figura 4.32 – Recuperação da tensão pelo LTC

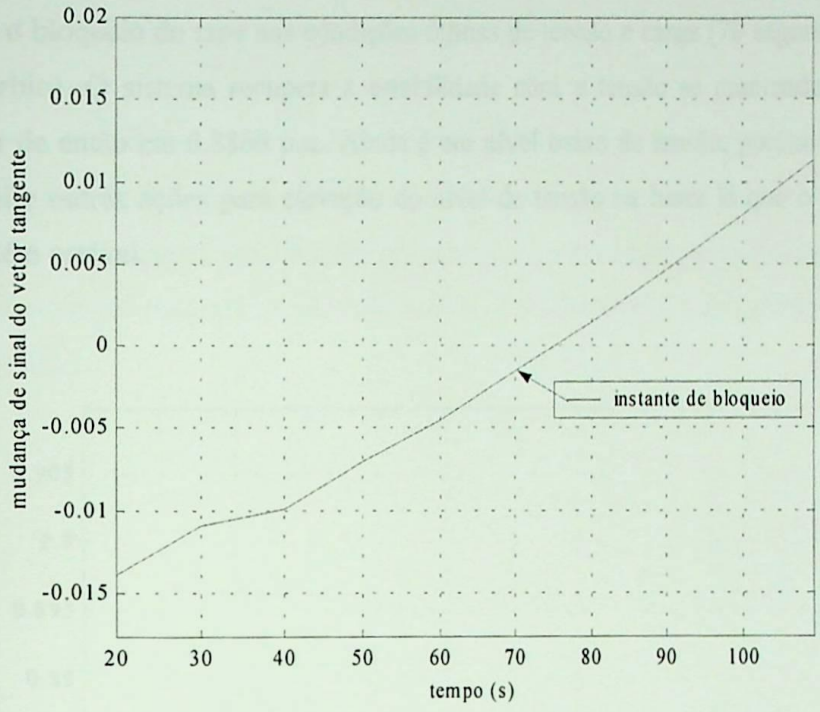

Figura 4.33 – Mudança de sinal e instante de bloqueio

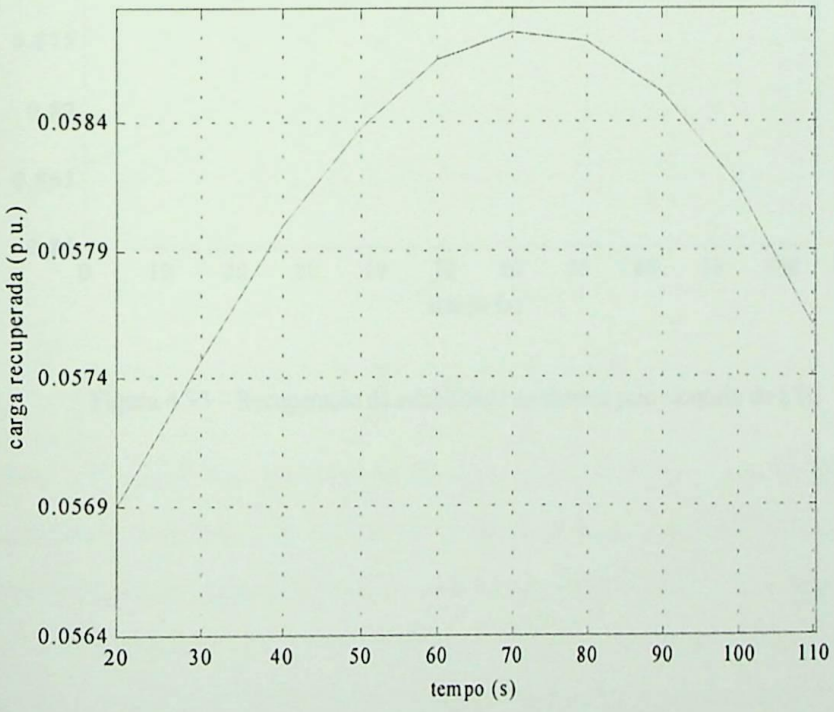

Figura 4.34 – Recuperação de carga pelo LTC e instante de bloqueio do tape

A figura 4.35 apresenta o comportamento da tensão na barra controlada pelo LTC após o bloqueio do tape nas condições ótimas de tensão e carga (70 segundos após o distúrbio). O sistema recupera a estabilidade com a tensão se mantendo estável a partir de então em 0.8860 p.u.. Ainda é um nível baixo de tensão, porém o bloqueio permite outras ações para elevação do nível de tensão na barra já que o sistema se mantém estável.

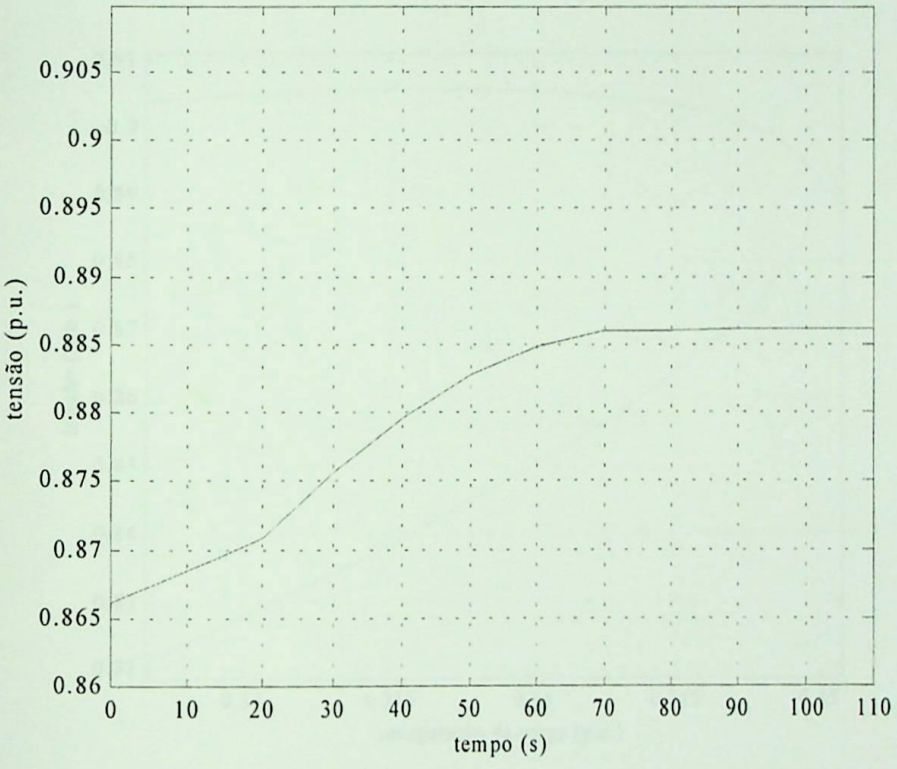

Figura 4.35 – Recuperação da estabilidade do sistema pelo bloqueio do LTC

4.4.4.4 SISTEMA DE 57 BARRAS

A figura 4.36 mostra o comportamento do LTC (tensão do lado primário) em função da recuperação de carga, logo após o distúrbio. Inicialmente, a tensão e a potência caem e o LTC tenta restabelecer a tensão e a carga. Neste caso, a carga máxima possível de ser recuperada pela ação do LTC é 0,3500 (p.u.), o que pode ser visto na figura 4.36.

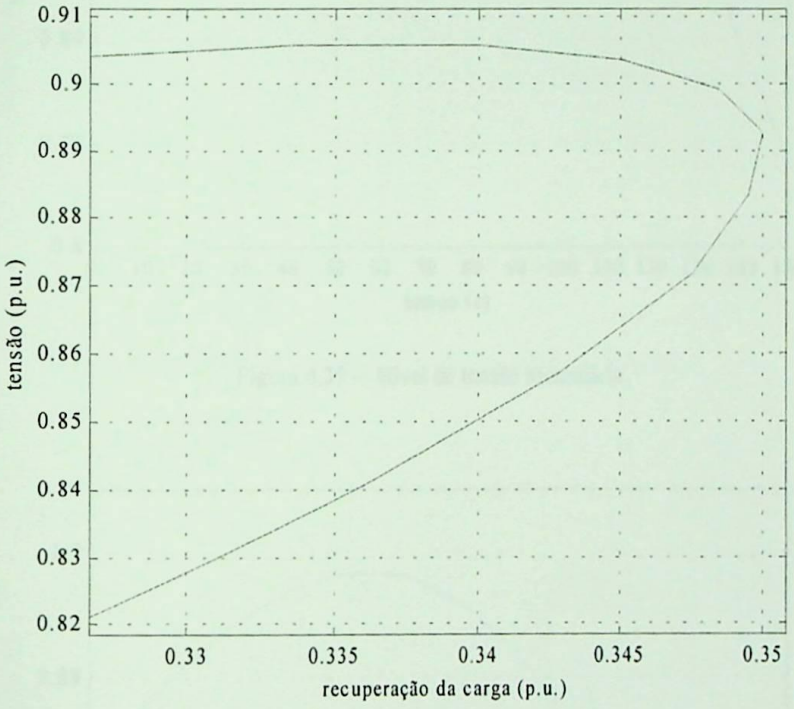

Figura 4.36 – Carga recuperada pela ação do LTC na dinâmica de médio prazo

A figura 4.37 identifica o instante de bloqueio do LTC em relação ao nível de tensão do secundário do mesmo. O instante de bloqueio pela equação característica do LTC pode ser notado, ou seja, 70 segundos após a ocorrência do distúrbio – figura 4.38. A figura 4.39 identifica a mudança de sinal prevista (passagem pelo zero) e o instante ótimo de bloqueio. A recuperação de carga em função do tempo também permite determinar o instante ótimo, o que é mostrado na figura 4.40.

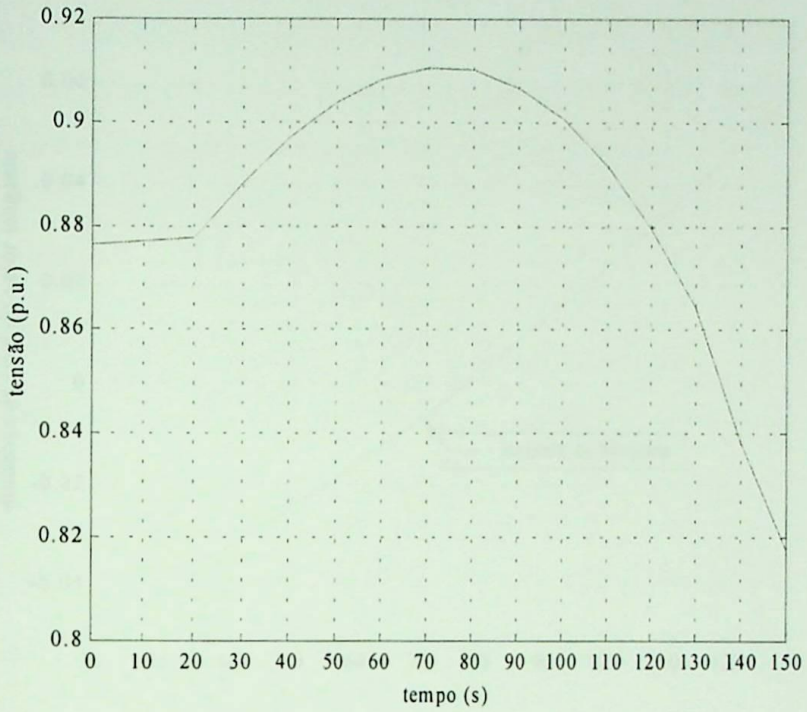

Figura 4.37 – Nível de tensão secundária

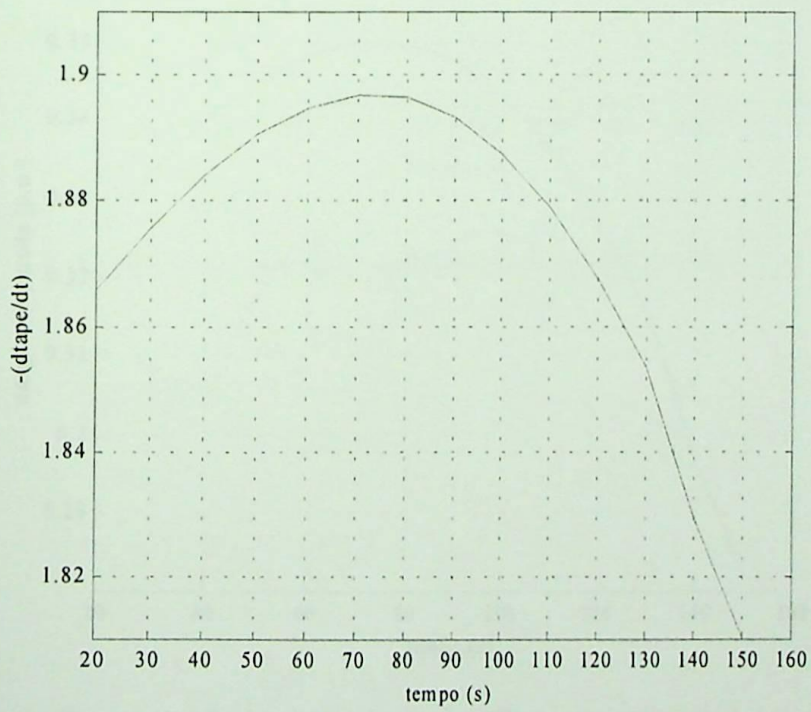

Figura 4.38 – Recuperação da tensão pelo LTC

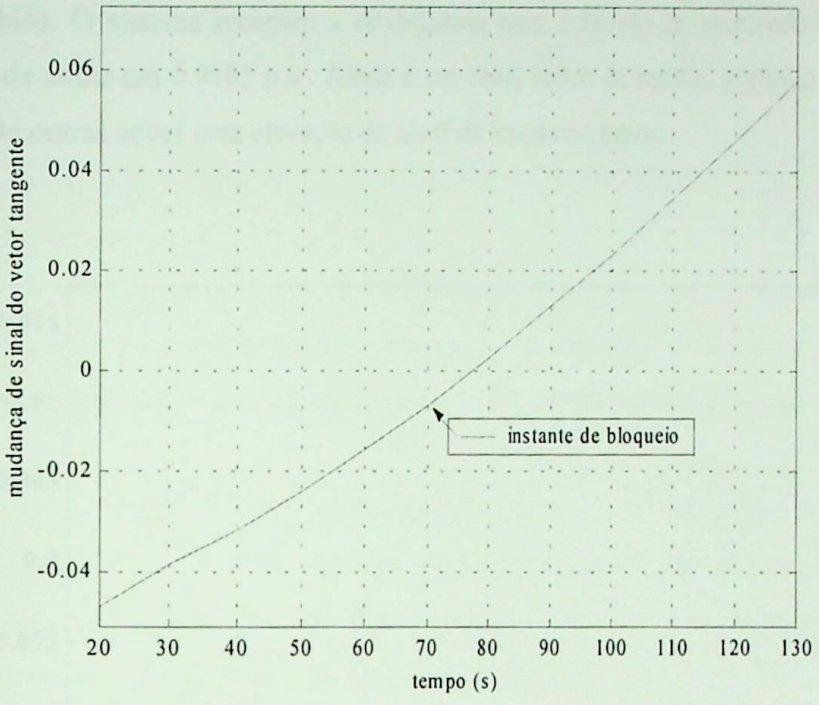

Figura 4.39 – Mudança de sinal e instante de bloqueio

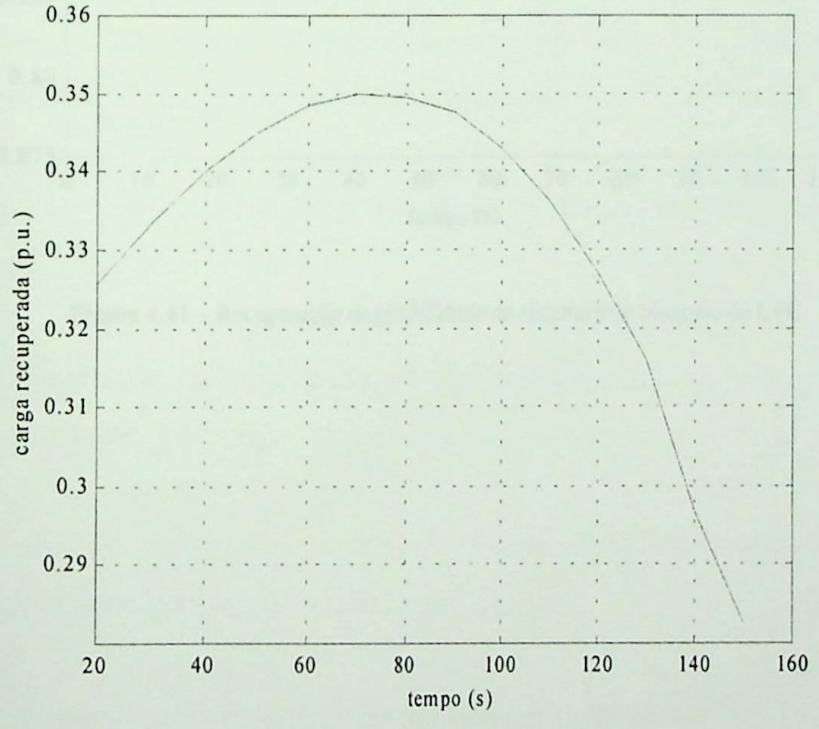

Figura 4.40 – Recuperação de carga pelo LTC e instante de bloqueio do tape

A figura 4.41 apresenta o comportamento da tensão na barra controlada pelo LTC após o bloqueio do tape nas condições ótimas de tensão e carga (70 segundos após o distúrbio). O sistema recupera a estabilidade com a tensão se mantendo estável a partir de então em 0.9105 p.u.. Ainda é um nível baixo de tensão, porém o bloqueio permite outras ações para elevação do nível de tensão na barra.

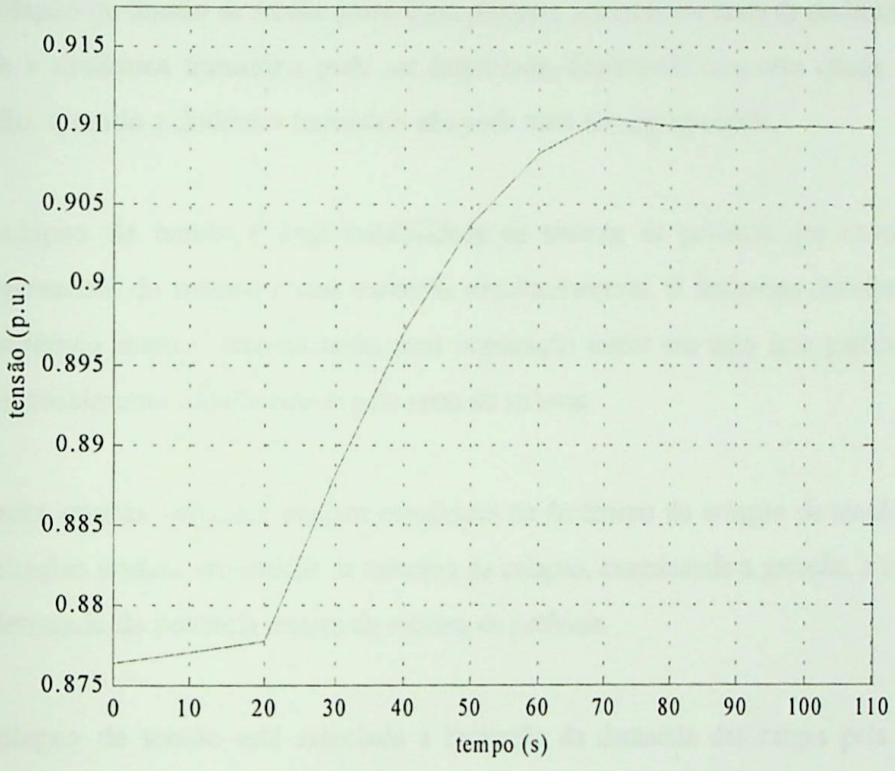

Figura 4.41 – Recuperação da estabilidade do sistema pelo bloqueio do LTC

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS

5.1 ANÁLISE DO FENÔMENO DE COLAPSO DE TENSÃO

O colapso de tensão de médio prazo é um processo inicialmente lento de declínio da tensão, onde a dinâmica transitória pode ser desprezada, finalizando com uma queda abrupta da tensão, quando a dinâmica transitória não pode mais ser negligenciada.

O colapso de tensão é uma instabilidade do sistema de potência que envolve vários componentes do sistema e suas variáveis simultaneamente. O fenômeno envolve o sistema de potência inteiro, embora tenha uma implicação maior em uma área particular, ou se inicie localmente espalhando-se pelo resto do sistema.

Embora muitas variáveis estejam envolvidas no fenômeno do colapso de tensão, algumas conclusões podem ser obtidas da natureza do colapso, examinando a geração, a transmissão e a demanda de potência reativa do sistema de potência.

O colapso de tensão está associado à limitação da demanda das cargas pela geração e transmissão de potência reativa, como:

- limitações na produção de potência reativa pelos geradores e capacitores, estes em baixo nível de tensão;

- limitações das linhas de transmissão em relação ao carregamento pesado, produzindo altas perdas de potência reativa;

- aumento da demanda de potência reativa proporcionalmente ao aumento das cargas.

Assim, pode-se selecionar alguns componentes ou variáveis que contribuem para o fenômeno do colapso de tensão:

- aumento da carga do sistema;
- limitação de potência reativa produzida pelos geradores do sistema e por banco de capacitores em baixo nível de tensão;
- limitação das linhas de transmissão por perdas excessivas em condições de alto carregamento;
- ação dos LTCs na recuperação de carga.

Muitos destes elementos ou variáveis têm grande efeito na produção e transmissão de potência reativa.

Algumas ações de controle contra o colapso de tensão:

- chaveamento de capacitores;
- bloqueio dos tapes dos LTCs;
- redespacho de geração;
- corte de carga.

5.2 CONTRIBUIÇÕES

O presente trabalho permitiu avaliar o colapso de tensão de médio-prazo através da análise quase-dinâmica do sistema de potência. Esta proposta, inicialmente feita por Van Cutsem [24] e aplicada por outros pesquisadores [25], foi aqui implementada na tentativa de reprodução dos resultados obtidos e apresentados na literatura. As técnicas de análise por autovalores, valores singulares e vetor tangente, bastante utilizadas no fluxo de carga convencional, foram aplicadas na matriz Jacobiana do modelo quase-dinâmico, apresentando resultados inéditos e coerentes com as teorias dos índices aplicados; ou seja, a singularidade da matriz Jacobiana no ponto de colapso é indicada inequivocamente nas análises por autovalores, valores singulares e vetor tangente.

É interessante notar que os índices apresentados acima, são índices estáticos, ou seja, dado um ponto de equilíbrio do sistema (um "retrato" do mesmo) as análises através de tais índices são então aplicadas.

No modelo quase-dinâmico isto também é possível e sensato, já que neste tipo de análise quase-dinâmica o que se tem são pontos de equilíbrio variáveis com o tempo – "retratos" do sistema num instante de tempo determinado, por exemplo, pela atuação de um LTC. Esta é uma expressão melhor da realidade do sistema, observando que no ponto de colapso de tensão a dinâmica transitória não pode mais ser desprezada.

A compreensão e visualização do fenômeno de colapso de tensão sugerem ações para impedir a degradação da tensão e restaurar a estabilidade do sistema a partir do instante em que ele se inicia. Neste trabalho, o bloqueio ótimo do LTC é a ação de controle na tentativa de restabelecer a estabilidade do sistema com a máxima recuperação da carga. Com esse intuito, quatro propostas de identificação do instante ótimo de bloqueio são feitas, a saber:

- vetor tangente aplicado ao bloqueio do LTC

- equação característica do LTC

- nível de tensão secundária proporcionada pelo LTC

- máxima carga recuperada pelo LTC

Estes identificadores proporcionaram resultados relevantes que confirmam o melhor instante de bloqueio do LTC, a partir do qual o sistema inevitavelmente atingiria o colapso de tensão se nada fosse feito. A implementação do bloqueio do LTC, permitiu visualizar a recuperação da estabilidade do sistema.

Apesar de em alguns casos o nível de tensão ainda ser considerado baixo, ações posteriores podem ser efetuadas para elevar esse nível. Porém aqui, trata-se de uma situação distinta do colapso de tensão - onde a estabilidade é perdida. Nestes casos, confirma-se o fato de o nível de tensão baixo ser um pobre identificador da proximidade do colapso de tensão.

5.3 PERSPECTIVAS

Dentro do que foi proposto desde o início deste trabalho, algumas sugestões para trabalhos futuros podem ser levantadas:

- incremento da análise quase-dinâmica com a inserção de elementos como OXLs (limitadores de corrente de sobre-excitação), SVCs (limitadores de potência reativa), modelos mais elaborados de cargas, etc.;

- avaliação do corte de carga como ação de controle para prevenção do colapso de tensão;

- inserção de banco de capacitores logo após o bloqueio do LTC para tentar recuperar o nível de tensão baixo;

- avaliação da tensão pós-bloqueio do LTC, para a consideração de bloqueio antes da máxima carga recuperada.

APÊNDICE I

Para o sistema de duas barras, tem-se que:

$$P_L + jQ_L = (V_2 \angle -\delta)\left(\frac{V_1\angle 0 - V_2\angle -\delta}{X_L\angle 90^\circ} + \frac{V_2\angle -\delta}{X_C\angle -90^\circ}\right)^* \tag{I.1}$$

$$P_L + jQ_L = \left(\frac{V_1V_2}{X_L}\text{sen}(\delta)\right) + j\left(\frac{V_1V_2\cos(\delta) - V_2^2}{X_L} - \frac{V_2^2}{X_C}\right) \tag{I.2}$$

$$P_L = \frac{V_1V_2}{X_L}\text{sen}(\delta) \tag{I.3}$$

$$Q_L = \frac{V_1V_2\cos(\delta) - V_2^2}{X_L} - \frac{V_2^2}{X_C} \tag{I.4}$$

(I.3) em (I.4):

$$P_L^2 + \left[Q_L + \left(\frac{1}{X_L} + \frac{1}{X_C}\right)V_2^2\right]^2 = \frac{V_1^2V_2^2}{X_L^2} \tag{I.5}$$

$$P_L^2 + Q_L^2 + \left[2Q_L\left(\frac{1}{X_L} + \frac{1}{X_C}\right)\cdot V_2^2 + \left(\frac{1}{X_L} + \frac{1}{X_C}\right)^2 \cdot V_2^4\right] = \frac{V_1^2V_2^2}{X_L^2} \tag{I.6}$$

Esta é uma equação quadrática que pode ser resolvida como uma equação do 2º. grau, da seguinte forma:

$$V = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \tag{I.7}$$

onde:

$$V_2^2 = V \tag{I.8}$$

$$a = \left(\frac{1}{X_L} + \frac{1}{X_C}\right)^2 \tag{I.9}$$

$$b = 2Q_L\left(\frac{1}{X_C}+\frac{1}{X_L}\right)-\frac{V_1^2}{X_L^2} \tag{I.10}$$

$$c = P_L^2 + Q_L^2 \tag{I.11}$$

APÊNDICE II

A máquina síncrona [42] é representada por seis enrolamentos magneticamente acoplados. Estes acoplamentos dependem da posição angular do rotor. A tensão terminal em cada enrolamento é dada por:

$$v = \pm \sum Ri \pm \sum \frac{d\phi}{dt} \qquad \text{(II.1)}$$

onde:

R = resistência do enrolamento

i = corrente no enrolamento

ϕ = fluxo enlaçado com o enrolamento

O sinal nas equações depende da convenção adotada e do tipo de máquina, motor ou gerador.

Para o estator da máquina síncrona (gerador), as tensões nas três fases são:

$$v_a = -Ri + \frac{d\phi_a}{dt} \qquad \text{(II.2)}$$

$$v_b = -Ri + \frac{d\phi_b}{dt} \qquad \text{(II.3)}$$

$$v_c = -Ri + \frac{d\phi_c}{dt} \qquad \text{(II.4)}$$

Para o rotor da máquina síncrona, as tensões no enrolamento de campo (F), amortecedor de eixo direto (D) e amortecedor de eixo em quadratura (Q) são da seguinte forma:

$$v_F = R_F i_F + \frac{d\phi_F}{dt} \tag{II.5}$$

$$0 = R_D i_D + \frac{d\phi_D}{dt} \tag{II.6}$$

$$0 = R_Q i_Q + \frac{d\phi_Q}{dt} \tag{II.7}$$

onde:

R_F = resistência do enrolamento de campo

R_D = resistência do enrolamento amortecedor de eixo direto

R_Q = resistência do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura

As indutâncias para o estator são dependentes da posição angular do rotor, enquanto as indutâncias do rotor são constantes. Devido a isto, as equações das máquinas síncronas são bastante complexas. Uma transformação adequada permite referenciar as equações representativas do estator ao rotor da máquina síncrona. Com isto, há uma simplificação nas equações e, com uma escolha adequada de bases para o sistema p.u. (por unidade), são adequadas para aplicação em estudos de estabilidade de tensão e em estudos de sistemas de potência em geral através de circuitos elétricos equivalentes.

- Transformada dqo

As variáveis do estator podem ser referidas ao rotor da máquina síncrona através da seguinte expressão:

$$Gdqo = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \\ \cos(\theta) & \cos(\theta - 120°) & \cos(\theta + 120°) \\ \text{sen}(\theta) & \text{sen}(\theta - 120°) & \text{sen}(\theta + 120°) \end{bmatrix} \cdot Gabc \tag{II.8}$$

Onde :

Gabc = grandezas estatóricas

Gdqo = grandezas rotóricas

Aplicando a matriz de transformação às equações do estator obtém-se as tensões referidas às componentes dqo:

$$v_d = -Ri_d + \frac{d\phi_d}{dt} - \phi_q \frac{d\theta}{dt} \qquad \text{(II.9)}$$

$$v_q = -Ri_q + \frac{d\phi_q}{dt} + \phi_d \frac{d\phi}{dt} \qquad \text{(II.10)}$$

$$v_o = -Ri_o + \frac{d\phi_o}{dt} \qquad \text{(II.11)}$$

onde:

v_d = tensão de eixo direto

v_q = tensão de eixo em quadratura

v_o = tensão de seqüência zero

- Equação de potência:

A potência de saída do gerador é invariante sob a transformação dqo devido à matriz de transformação ser ortogonal. Considerando um sistema equilibrado, tem-se que:

$$P = v_d i_d + v_q i_q \qquad \text{(II.12)}$$

Substituindo agora as equações para v_d e v_q, obtidas anteriormente:

$$p = \left[-R\left(i_d^2 + i_q^2\right)\right] + \left[\frac{d\phi_d}{dt} i_d + \frac{d\phi_q}{dt} i_q\right] + \left[\omega\left(\phi_d i_q - \phi_q i_d\right)\right] \qquad \text{(II.13)}$$

A primeira parcela está relacionada às perdas no estator da máquina síncrona. A segunda, trata-se da energia magnética do estator. A terceira, relaciona-se como a potência transferida no entreferro da máquina síncrona.

- Equação de oscilação do rotor:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{2H}\left(T_m - T_e - D\Delta\omega\right) \qquad \text{(II.14)}$$

onde:

H = constante de tempo de inércia [s]

ω = velocidade angular (elétrica) do rotor

T_m = conjugado mecânico em p.u.

Te = conjugado elétrico em p.u.

D = coeficiente de amortecimento em p.u.

ω_s = velocidade angular síncrona

$$T_e = \phi_d i_q - \phi_q i_d \qquad \text{(II.15)}$$

$$\Delta\omega = \omega - \omega_s \qquad \text{(II.16)}$$

Com base nestas equações são desenvolvidos os modelos representativos das máquinas síncronas.

APÊNDICE III

Sistema de 4 barras, dados iniciais para o fluxo de carga em MATLAB 5.3:

```
' Valores iniciais das barras

Cod_Ini=

  [ 1 1 1.0400     .0000   .0000   .0000   .0000   .0000 1
    2 2 1.0050     .0000   .9000   .0000   .0000   .0000 2
    3 3 1.0100     .0000   .0000   .0000   .0000   .0000 3
    4 3 1.0080     .0000   .0000   .9500   .4580   .0000 4 ];

' Dados dos elementos

L.T.=

  [ 1      1      2    .00830   .02800   .06450 0 .0000
    2      2      3    .01120   .04100   .01900 0 .0000
    3      3      4    .00000   .03100   .00000 0 .0000 ];


' Dados da Máquina Síncrona

      % Tq'o    T'do    H     Xd    X'd     Xq      X'q    D

Ger_2=[ 0.410    6.70   24.3  0.290  0.0570  0.280  0.09110 90 ];
```

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] KUNDUR, P., MORISON, G. K., "A Review of Definitions and Classification of Stability Problems in Today's Power Systems", **IEEE PES Meeting**, New York, Feb., 1997.

[2] KUNDUR, P., **"Power System Stability and Control"**, Palo Alto: McGraw-Hill, 1994.

[3] KUNDUR, P., "General Introduction and Basic Concepts of Voltage Stability Analysis", In: IEEE PES Summer Meeting, **IEEE Special Tutorial Course: Voltage Stability**, San Diego, 1998.

[4] CUTSEM, T. VAN, JACQUEMART, Y., PRUVOT, P.,"Extensions and Applications of a Mid-term Voltage Stability Method", **Proc. Bulk Power System Voltage Phenomena III-Voltage Stability and Security**, ECC Inc., Switzerland, August 1994.

[5] VU, K.T., LIU, C. C., "Dynamic Mechanism of Voltage Collapse", **Systems and Control Letters**, vol.15, pp. 1683-1688, 1996.

[6] XU, W., MANSOUR, Y., "Voltage Stability Analysis Using Generic Dynamic Load Models", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.9, n.1, pp. 479 - 493, 1994.

[7] SOUZA, A. C. Z., **"Estabilidade de Tensão"**, Apostila de Curso, CESE, Itajubá, 1999.

[8] GCOI - Grupo Coordenador para Operação Interligada, **"Análise das perturbações dos dias 24 e 25/04/97 no sistema interligado S/SE/CO"**, Relatório SCO/SCEL-01/97, 1997.

[9] SOUZA, A. C. Z., BRITO, N. H. M. N., "Ações de controle para prevenção de colapso de tensão: efeitos e restrições", **Anais do XI Congresso Brasileiro de Automática**, São Paulo, 1996.

[10] TAYLOR, C. W. , **"Power System Voltage Stability"**, Palo Alto: McGraw-Hill, 1994.

[11] TAYLOR, C. W. et al., " Modelling of Voltage Collapse Including Dynamic Phenomena", CIGRE Task Force 38-02-10, 1992.

[12] CLARK, H. K., "New challenge: Voltage Stability", **IEEE Power Engineering Review**, 1990.

[13] KUNDUR, P., GAO, B., "Practical considerations in voltage stability assessment", **Proceedings of IV Symposium of Specialists in Electric Operational and Expansion Planning**, Foz do Iguaçu, May 1994.

[14] PRICE, W. W. et al., "Load representation for dynamic performance analysis", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.8, n.2, pp. 472-482, 1993.

[15] BRITO, N. H. M. N., **"Ações de Controle Aplicadas à Análise de Estabilidade de Tensão"**, Dissertação de Mestrado, Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI, Minas Gerais, 1996.

[16] D' AJUZ, A. et al., **"Equipamentos Elétricos - Especificação e Aplicação em Subestações de Alta Tensão"**, Niterói, FURNAS -: Universidade Federal Fluminense/EDUFF, 1987.

[17] TARANTO, G. N., PINTO, L. M. V. G., PEREIRA, M. V. F., "Representation of Facts Devices in Power System Economic Dispatch", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.7, n.2, pp. 572-576, May 1992.

[18] FAUR, Z. T., CAÑIZARES, C. A., "Effects of FACTS Devices on Systems Loadability", **North American Power Symposium**, June 1995.

[19] PRICE, W. W. (Chairman) – IEEE Task Force on Load Representation for Dynamic Performance. Load Representation for Dynamic Performance Analysis. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 8, No. 2, May 1993, pp. 472-482.

[20] PAL, M. K. Voltage Instability Considering Load Characteristics. IEEE Transactions on Power Systems. Vol. PWRS 7, No. 1, February 1992, pp. 243-249.

[21] HILL, D. J. Nonlinear Dynamic Load Models with Recovery for Voltage Stability Studies. IEEE Transactions on Power Systems. Vol. 8, No. 1, February 1993, pp. 166-176.

[22] PINTO, D. P. Representação das Cargas nos Estudos de Estabilidade. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1988.

[23] OHIMA, T. et all., "Voltage Dependence of Composite Loads in Power Systems, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems", Vol. PAS-104, No. 11, November 1985, pp. 3064-3073.

[24] VAN CUTSEM, T., VOURNAS, C. D., "Voltage Stability Analysis in Transient and Mid-Term Time Scales", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol. 11, n.1, pp. 146-154, February 1992.

[25] CAUSARANO, W. J., FALCÃO, D. M., TARANTO, G. N., "A Fast Time Domain Simulation Method for Voltage Stability Assessment", **Proceedings of the VI SEPOPE**, Salvador, Bahia, May 1998, disponível em CD.

[26] AJJARAPU, V., CHRISTY, C., "The Continuation Power Flow: A Tool for Steady State Voltage Stability Analysis", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7, No. 1, February 1992, pp. 416-423.

[27] IBA, K., SUZIKI, H., EGAWA, M., WATANABE, T.,"Calculation of Critical Loading Condition with Nose Curve Using Homotopy Continuation Method", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 6, No. 2, May 1991, pp. 584-593.

[28] CAÑIZARES, C. A., ALVARADO, F. L., " Point of Collapse and Continuation Methods for Large AC/DC Systems", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 8, No. 1, February 1993, pp. 1-8.

[29] SEYDEL, R., "From Equilibrium to Chaos – Practical Bifurcation and Stability Analysis", Elsevier, New York, 1988.

[30] MARTINS, N., "Efficient Eigenvalue and Frequency Response Methods Applied to Power System Small-Signal Stability Studies", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol. PWRS-1, pp. 217-225, 1986.

[31] GAO, B., MORISON, G. K., KUNDUR, P., "Voltage stability evaluation using modal analysis", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.7, n.4, p.1529-1542, nov. 1992.

[32] Pinto, H. J. C., Martins N., Filho X. V., Bianco A., Gomes P., Santos M. G., "Modal Analysis for Voltage Stability: Application at Base Case and Point of Collapse",

Proceedings of Bulk Power System Voltage Phenomena – III Voltage Stability, Security and Control, Davos, Switzerland, August 1994.

[33] LOBATO, M. V. C., "Estabilidade de Tensão em Sistemas de Energia Elétrica: Estudo do Fenômeno e de Métodos para Análise Estática", **Dissertação de Mestrado**, UFMG, Minas Gerais, 1998.

[34] HADLEY, S. W., MARK, B. L., VANNELLI, A., "An Efficient Eigenvector Approach for Finding Netlist Partition", **IEEE Transaction on CAD/ICAS**, vol.11, no. 7, July 1992, pp. 885-892.

[35] AJJARAPU, V., "Identification of Steady State Voltage Stability in Power Systems," **Proc. of International Conference on High Technology in the Power Industry**, pp. 244-247, March 1988.

[36] ALVARADO, F. L., JUNG, T. H., "Direct Detection of Voltage Collapse Conditions," **Proc. Bulk Power System Voltage Phenomena - Voltage Stability and Security**, EL-6183, EPRI, pp. 5.23-5.38, January 1989.

[37] SOUZA, A. C. Z., "Discussions on Some Voltage Collapse Indices", **Electric Power Systems Research**, vol.53, No.1, January 2000, pp. 53-58.

[38] SOUZA, A. C. Z., CAÑIZARES, C. A., QUINTANA, V. H., "New Techniques to Speed up Voltage Collapse Computations Using Tangent Vectors ", **IEEE/PES Summer Meeting**, paper PE-219 – PWRS-0-11-1996, Berlin, July 1997.

[39] SOUZA, A. C. Z., CAÑIZARES, C. A., QUINTANA, V. H., "Critical Bus and Point of Collapse Determination Using Tangent Vectors", **28th North American Power Symposium**, Cambridge, USA, November 10-12 1996, pp. 329-333.

[40] SOUZA, A. C. Z., "Determinação da Barra Crítica e do Ponto de Colapso pelo Vetor Tangente, **XI CBA**, São Paulo, Setembro de 1996, vol. 3, pags 1393-1398.

[41] MONTICELLI, A. J., "Fluxo de Carga em Redes de Energia Elétrica", Editora Edgard Blücher Ltda, 1983.

[42] HERMETO, A. E., **"Máquinas Síncronas"**, Apostila de Curso, CESE, Itajubá, 1999.

[43] MENDES, P. P. C., **"Estabilidade de Sistemas de Potência"**, Apostila de Curso, CESE, Itajubá, 1999.

[44] CUTSEM, T. VAN, JACQUEMART, Y., MARQUET, J. N., PRUVOT, P., "A Comprehensive Analysis of Mid-Term Voltage Stability", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.10, n.3, 1995.

[45] STRUBBE, M., BIHAIN, A., DEUSE, J., BAADER, J. C., " STAG – A New Unified Software Program for the Study of the Dynamic Behavior of Electrical Power Systems", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.4, n.1, 1989.

[46] KUNDUR, P., ROGERS, G. J., WONG, D. Y., WANG, L., LAUBY, M. G., "A Comprehensive Computer Program Package for Small Signal Stability Analysis of Power Systems", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.5, n.4, pp. 1076-1083,1990.

[47] EPRI Report EL-6627, "Long-Term Dynamics Simulation: Modeling Requirements", **Final Report of Project 2473-22**, prepared by Ontario Hydro, 1989.

[48] CUTSEM, T. VAN , " An Approach to Corrective Control of Voltage Instability Using Simulation and Sensitivity", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.10, n.2, 1995.

[49] LÖF, P. A., HILL, D. J., ARNBORG, S., ANDERSSON, G., "On the Analysis of Long –Term Voltage Stability", **Electric Power and Energy Systems**, vol. 15, n.4, pp. 229-237, 1993.

[50] DOBSON, I., LU, L., "Voltage Collapse Precipitated by the Immediate Change in Stability when Generator Reactive Power Limits are Encountered", **IEEE Transactions on Circuits and Systems**, vol.39, n.9, pp. 762-766, 1992.

[51] CAÑIZARES, C. A., SOUZA, A. C. Z., QUINTANA, V. H., "Comparison of Performance Indices for Detection of Proximity to Voltage Collapse", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.11, n.3, pp. 1441-1447, August 1996.

[52] LÖF, P. A., SMED, T., ANDERSON, G., HILL, D. J., "Fast Calculation of a Voltage Stability Index", **IEEE Transactions on Power Systems**, vol.7, n.1, pp. 54-64, February 1992.

[53] TARANTO, G. N., MARTINS, N., FALCÃO, D. M., MARTINS, A. C. B., SANTOS, M. G., "Benefits of Applying Secondary Voltage Control Schemes to the Brazilian System", **IEEE Summer Meeting 2000**, Seattle, U.S.A., July 2000, disponível em CD.

Ministério da Educação
ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ
Reconhecida Lei 3232 - 05/01/1917

A N E X O I

PRONUNCIAMENTO DA BANCA EXAMINADORA

A Banca Examinadora, abaixo assinada, nomeada pela Portaria nº 096 de 14/03/2001, considerando o resultado do Julgamento da Prova de Defesa Pública da Dissertação de Mestrado intitulada: **"Análise de Bloqueio de LTCs no Fenômeno de Colapso de Tensão"** apresenta pronunciamento no sentido de que o Coordenador dos Cursos de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola Federal de Engenharia de Itajubá solicite ao DRA (Departamento de Registro Acadêmico) a expedição do título de **Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica**, na **Área de Concentração Sistemas Elétricos de Potência,** satisfeitas as demais exigências regimentais, a **Benedito Isaías de Lima Lopes.**

Itajubá, 15 de março de 2001.

Prof. Glauco Nery Taranto
1º Examinador - COPPE/UFRJ

Prof. Pedro Paulo de Carvalho Mendes
2º Examinador – EFEI

Prof. Antônio Carlos Zambroni de Souza
3º Examinador - (Orientador) - EFEI

Ministério da Educação
ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ
Reconhecida Lei 3232 - 05/01/1917

ANEXO II

FOLHA DE JULGAMENTO DA BANCA EXAMINADORA

Título da Dissertação: **"Análise de Bloqueio de LTCs no Fenômeno de Colapso de Tensão"**

Autor **Benedito Isaías de Lima Lopes**

:

JULGAMENTO

Examinadores	Conceito	Rubrica
1º	A+	
2º	A+	
3º	A+	

Resultado Médio: Conceito: A+, ou seja, APROVADO COM DISTINÇÃO

Observações: _____

Itajubá, 15 de março de 2001.

Prof. Glauco Nery Taranto
1º Examinador - COPPE/UFRJ

Prof. Pedro Paulo de Carvalho Mendes
2º Examinador – EFEI

Prof. Antônio Carlos Zambroni de Souza
3º Examinador - (Orientador) - EFEI