



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JULIO DE MESQUITA FILHO” - CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**“Proposição de uma Técnica de Parametrização Geométrica
para o Fluxo de Carga Continuado”**

TESE DE DOUTORADO

ENIO GARBELINI

ILHA SOLTEIRA - SP

Novembro de 2008

Proposição de uma Técnica de Parametrização Geométrica para o Fluxo de Carga Continuado

ENIO GARBELINI

Tese de Doutorado submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – UNESP, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Dilson Amâncio Alves

ILHA SOLTEIRA - SP

Novembro de 2008

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

G213p Garbelini, Enio.
Proposição de uma técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado / Enio Garbelini. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2008.
108 f. : il., (algumas color.)

Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2008

Orientador: Dilson Amâncio Alves
Bibliografia: p. 101-106

1. Sistemas de energia elétrica – Estabilidade. 2. Energia elétrica – Perdas de potência ativa. 3. Métodos de continuação. 4. Fluxo de carga – Potência. 5. Margem de carregamento – Curva PV.

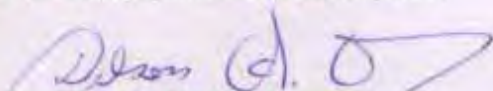
CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Proposição de uma Técnica de Parametrização Geométrica para o Fluxo de Carga Continuada

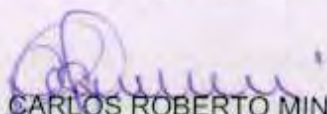
AUTOR: ENIO GARBELINI

ORIENTADOR: Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES

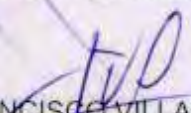
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de DOUTOR em ENGENHARIA ELÉTRICA pela Comissão Examinadora:



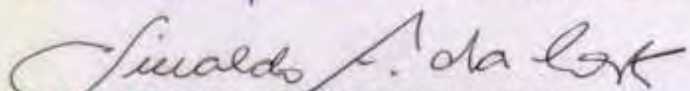
Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira



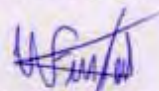
Prof. Dr. CARLOS ROBERTO MINUSSI
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira



Prof. Dr. FRANCISCO VILLARREAL ALVARADO
Departamento de Matemática / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira



Prof. Dr. VIVALDO FERNANDO DA COSTA
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica / Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. WALMIR DE FREITAS FILHO
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica / Universidade Estadual de Campinas

Data da realização: 06 de novembro de 2008.

*A minha esposa Ligia Maria e minha
filha Ana Clara, pelo incentivo, força,
apoio e, principalmente, pelo amor
incondicional que me sustenta em cada
momento de luta.*

DEDICO

AGRADECIMENTOS

A Deus por tornar possível mais esta conquista.

Aos meus amores: esposa Ligia Maria e minha filha Ana Clara, pela presença, dedicação, amor e incentivo de sempre.

Aos meus pais José Odécio e Anna, meu irmão Marcos e irmãs Márcia, Lígia e Leda agradeço o apoio e o incentivo em acreditarem sempre em minha capacidade.

Ao meu sogro Coutinho e minha sogra Juracy, Tamiris, Lisângela, Lílian e Liara e ao amigo André agradeço a força, a torcida e o pensamento positivo.

Ao Professor Dr. Dilson Amâncio Alves, exemplo de orientador, eu agradeço pela dedicação e interesse ao me transmitir seu conhecimento e pela importância ímpar na elaboração deste trabalho.

Aos professores do DEE pela oportunidade que me deram de cursar o Doutorado nesta instituição.

A todos os funcionários do DEE, que sempre tiveram a disposição em me auxiliar no que fosse necessário.

Ao Dr. Wander Dorival Ramos, diretor das Faculdades de Dracena, pelo apoio incondicional, e por sempre ter me incentivado durante esta minha trajetória.

A todos os colegas de trabalho pelo apoio e incentivo de sempre.

Aos meus colegas de curso, em especial ao grande amigo Alfredo Bonini Neto, pelas trocas de informação e o auxílio para vencer os obstáculos do dia a dia.

E ainda a todos aqueles que de uma forma ou de outra me ajudaram nesta conquista.

RESUMO

O fluxo de carga convencional é considerado inadequado para a obtenção do ponto de máximo carregamento devido a singularidade da matriz Jacobiana. Os métodos da continuação são ferramentas eficientes para a solução deste tipo de problema, e diferentes parametrizações são utilizadas para evitar a singularidade da matriz. Neste trabalho apresenta-se uma técnica de parametrização geométrica que possibilita o traçado completo das curvas P-V sem os problemas de mal condicionamento. A técnica proposta associa a robustez com a simplicidade e a facilidade de compreensão. A singularidade da matriz Jacobiana é eliminada pela adição da equação de uma reta que passa por um ponto no plano formado pelas variáveis perdas de potência ativa totais e o fator de carregamento, dois parâmetros físicos de fácil compreensão. A técnica, aplicada aos sistemas do IEEE (14, 30, 57, 118 e 300 barras) e ao sistema brasileiro sul-sudeste (638 e 787 barras), mostra que as características do fluxo de carga não só são preservadas, mas também melhoradas. Diversos testes são realizados para proporcionar a comparação do desempenho do esquema de parametrização proposto para o método do fluxo de carga continuado.

Palavras Chave: Método da Continuação, Colapso de Tensão, Fluxo de Carga, Múltiplas Soluções, Ponto de Máximo Carregamento.

ABSTRACT

The conventional Newton's method has been considered inadequate to obtain the maximum loading point of power systems due to the Jacobian matrix singularity. Continuation methods are efficient tools for solving this kind of problem, and different parameterizations are used to avoid the matrix singularity. This paper presents a new geometric parameterization scheme that allows the complete tracing of the PV curves without ill-conditioning problems. The proposed technique associates the robustness to the simplicity and easy understanding. The Jacobian matrix singularity is overcome by the addition of a line equation, which passes through a point in the plane, determined by the real power losses and loading factor variables, two parameters with clear physical meaning. The application of this new technique to the IEEE systems (14, 30, 57, 118 and 300 buses) and to the Brazilian systems south-southeast (638 and 787 buses) shows that the characteristics of the conventional Newton's method are not only preserved but also improved. Several tests are carried out to compare the performance of the proposed parameterization scheme for the continuation power flow method.

Keywords: Continuation Methods, Voltage Collapse, Load Flow, Multiple Solutions, Maximum Loading Point.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers;
MW	mega watts;
MVAr	mega volt-ampere reativo;
p.u.	por unidade;
PMC	ponto de máximo carregamento;
SEE	sistemas de energia elétrica;
FC	fluxo de carga ;
MC	método da continuação;
FCC	fluxo de carga continuado;
LT	linha de transmissão;
FCCP	fluxo de carga continuado proposto;
OLTC	transformadores com comutação de tap sob carga, (on line tap changer);

LISTA DE SÍMBOLOS

θ	vetor ângulo das tensões nodais;
V	vetor magnitudes das tensões nodais;
λ	fator de carregamento;
α	coeficiente angular da reta, ou seja $\partial W / \partial \lambda$;
P	potência ativa;
Q	potência reativa;
P^{esp}	potência ativa especificada;
Q^{esp}	potência reativa especificada;
PQ	barra de carga;
PV	barra de geração;
P-V	curva da tensão em função da potência ativa ou do fator de carregamento λ ;
Q-V	curva da potência reativa em função da tensão;
G	vetor composto pelas equações dos balanços de potências ativa e reativa;
G_λ	correspondente a derivada de G em relação a λ ;
J	matriz jacobiana;
J_m	matriz jacobiana modificada;
ΔG	fatores de correção (mismatches) da equação G ;
ΔW	fatores de correção (mismatches) da equação W ;

ΔH	fatores de correção (mismatches) da equação H;
P_a	perda total de potência ativa;
$\Delta\alpha$	variação do coeficiente angular;
Δx	variação para correção do vetor x , correspondente a $\Delta\theta$, ΔV ;
$\Delta\lambda$	variação para correção do λ ;
σ	tamanho do passo preditor;

LISTA DE FIGURAS

FIGURAS:

Figura 2.1 – Curva P-V	29
Figura 2.2 – Curva Q-V	30
Figura 2.3 – Margem de Carregamento	32
Figura 2.4 – Margem de Carregamento de pré e pós-contingência.....	34
Figura 2.5 – Curva P-V obtida através de FC (pontilhada), a partir do caso base ($\lambda=1$)	36
Figura 2.6 – (a) Curva P-V com a redução de passo, (b) Determinante da matriz J	38
Figura 3.1 – Método da continuação com o preditor secante, parametrizado por λ	47
Figura 3.2 – Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente e com preditor secante	47
Figura 3.3 – Controle automático do passo σ	49
Figura 3.4 – Técnica de Parametrização Local	51
Figura 3.5 – Controle de passo na técnica do vetor perpendicular.....	57
Figura 3.6 – Desempenho do FCCB para o sistema IEEE-14: Reta inicial que passa por um ponto escolhido $O(\lambda_0, V_0)$ no plano λV	59
Figura 3.7 – Desempenho do FCCP para o sistema IEEE-14: Magnitude da tensão da barra crítica (V_{14}) em função de λ	60

Figura 3.8 – Perda total de potência ativa como função de λ para os sistemas:(a) IEEE-14 e (b) IEEE-57	62
Figura 4.1 – Desempenho do método proposto para o IEEE-14: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações	69
Figura 4.2 – Desempenho do método proposto para o IEEE-30: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações	70
Figura 4.3 – Desempenho do método proposto para o IEEE-57: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações	76
Figura 4.4 – P_a como função de λ para os sistemas IEEE-57 e IEEE-30; desempenho do uso do procedimento geral: (a) utilizando as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B ($\lambda_{\text{médio}}; 0$), (b) sem utilizar as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B	77
Figura 4.5 – Desempenho do método proposto para o IEEE-118: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência	80
Figura 4.6 – Desempenho do método proposto para o IEEE-118: (a) número de iterações, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização...	81
Figura 4.7 – Desempenho do método proposto para outra condição operativa do sistema IEEE-118: (a) perda total de potência ativa como função do carregamento, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização	82

Figura 4.8 – (a) magnitude de tensão na barra V_{44} , (b) perda total de potência ativa em função do fator de carregamento λ , (c) comportamento da tensão em função do coeficiente angular α , (d) comportamento do fator de carregamento em função do coeficiente angular α	84
Figura 4.9 – Desempenho do método proposto para o IEEE- 118, quadruplicando o passo inicial: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) P_a como função de λ , (c) detalhes do processo de convergência.....	86
Figura 4.10 – Desempenho do método proposto para o IEEE-118, quadruplicando o passo inicial: (a) número de iterações, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização	87
Figura 4.11 – Comparação entre o desempenho dos preditores tangente e trivial para o IEEE-118, considerando o tamanho do passo quadruplicado: (a) número de iterações dos preditores triviais com parametrização diferente, (b) número de iterações dos preditores trivial e tangente, considerando V_9 como parâmetro, (c) tempos de CPU normalizados para os preditores trivial e tangente, considerando V_9 como parâmetro, (d) tempos de CPU de preditores triviais normalizados pelo tempo da CPU do preditor trivial, considerando V_9 como parâmetro	89
Figura 4.12 – Desempenho do método proposto para o IEEE-300: (a) V_{526} como função de λ , (b) P_a como função de λ , (c) número de iterações, (d) número de iterações com passos duplicados	91
Figura 4.13 – Comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização: (a) com passo simples e, (b) com passos duplicados	92
Figura 4.14 – Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 638 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência, (d) número de iterações.....	94

Figura 4.15 – Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 787 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência, (d) número de iterações 96

SUMÁRIO

1 - INTRODUÇÃO	17
1.1 Introdução.....	17
1.2 Objetivos do Trabalho.....	21
1.3 Estrutura do Trabalho.....	21
2 – ESTABILIDADE DE TENSÃO	23
2.1 Introdução.....	23
2.2 Estabilidade de Tensão.....	26
2.3 Análise da Estabilidade de Tensão.....	27
2.4 Análise Estática da Estabilidade de Tensão	28
2.4.1 Métodos de curvas P-V e Q-V	29
2.4.1.1 Método de curvas P-V	29
2.4.1.2 Método de curvas Q-V.....	30
2.4.2 Margem de Carregamento (MC).....	31
2.4.2.1 Margem de Carregamento Pós-Contingência	33
2.4.2.2 Métodos para obtenção da Margem de Carregamento	34
3 – MÉTODO DA CONTINUAÇÃO E METODOLOGIA PROPOSTA	41
3.1 Método da Continuação.....	41
3.1.1 Passo Preditor.....	44

3.1.1.1 Preditor Tangente	44
3.1.1.2 Preditor Secante.....	45
3.1.2 Controle do Passo Preditor σ	48
3.1.2.1 Controle de Passo Através do Número de Iterações do Passo Corretor ...	48
3.1.2.2 Controle de Passo Baseado na Norma do Vetor Tangente.....	49
3.1.3 Técnicas de Parametrização	50
3.1.4 Passo Corretor	52
3.2 Técnicas de Parametrização na Correção	54
3.2.1 Técnica do Comprimento de Arco	54
3.2.2 Técnica da Perpendicularidade	55
3.3 Técnica de Parametrização Geométrica para o Fluxo de Carga Continuado Baseado nas Variáveis Tensão e Fator de Carregamento	58
3.4 Metodologia Proposta.....	61
4 – TESTES E RESULTADOS	66
4.1 Introdução.....	66
4.2 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-14.....	68
4.3 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-30.....	70
4.4 Procedimento Geral para a Mudança de Reta Durante o Traçado da Curva P-V.....	73
4.5 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-57.....	75
4.6 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-118.....	79
4.7 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-118 (Considerando o passo inicial quadruplicado)	85
4.8 Comparação do Desempenho do Preditores Tangente e Trivial.....	88
4.9 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-300.....	90
4.10 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema Sul-Sudeste - 638.....	93
4.11 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema Sul-Sudeste - 787.....	95

5 – CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA FUTUROS TRABALHOS	97
5.1 Conclusões.....	97
5.2 Propostas para futuros trabalhos	99
REFERÊNCIAS	101
APÊNDICE – ARTIGOS PUBLICADOS	107

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 Introdução

Os métodos da continuação, baseados em algoritmos do tipo preditor-corretor, vêm sendo utilizados por longa data na análise de sistemas de equações algébricas não-lineares parametrizadas (SEYDEL, 1994), e, mais recentemente, para o traçado das curvas de carregamento, obtenção de múltiplas soluções e do ponto de colapso de tensão de sistemas de potência (CAÑIZARES et al, 1992, ALVES et al, 2000, AJJARAPU; CHRISTY, 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999, LONG; AJJARAPU, 1996, IBA et al., 1991, MANSOUR, 1993). Em função de sua crescente utilização nas análises de estabilidade estática de tensão de sistemas elétricos de potência, esses métodos já fazem parte de livros textos (KUNDUR, 1993, VAN CUTSEM, VOURNAS, 1998). Estas análises podem ser realizadas através da obtenção do perfil de tensão das barras em função de seu carregamento (curvas P-V, V-Q e S-V). Estas curvas possibilitam a compreensão das condições de operação do sistema para diferentes carregamentos, e têm sido recomendadas pelas empresas do setor elétrico internacional (WSCC, 1998) e nacional (FORÇA TAREFA, 1999), para avaliação da estabilidade de tensão. Entre outras aplicações, estes perfis são usados para determinar os limites de transferência de potência entre as áreas de um sistema, ajustar margens de estabilidade, observar o comportamento das tensões das barras do sistema em análise, e comparar estratégias de planejamento.

Um dos principais objetivos da análise estática de estabilidade de tensão é a obtenção do ponto de máximo carregamento (PMC) do sistema. Sua obtenção é importante, tanto para o cálculo de margens de estabilidade quanto para a realização da análise modal, uma vez que é neste ponto que ela fornece informações para a determinação de medidas efetivas para o reforço do sistema, já que o PMC define a fronteira entre as regiões de operação estável e instável (GAO, 1996). Tradicionalmente, a obtenção de sucessivas soluções do fluxo de carga (FC) tem sido feita através da variação manual do carregamento do sistema. Este procedimento é realizado até que o processo iterativo deixe de convergir. Para fins práticos, este ponto é considerado como sendo o PMC, embora se saiba que ele está próximo do PMC (MANSOUR, 1993). Entretanto, sabe-se que os problemas de convergência encontrados pelo FC convencional para a obtenção do PMC são conseqüentes das dificuldades numéricas associadas à singularidade da matriz Jacobiana (\mathbf{J}). Esta instabilidade numérica é observada mesmo com o uso de cálculo com dupla precisão (IWAMOTO; TAMURA, 1981) ou de algoritmos antivergentes (CHAO et al, 1995). Assim sendo, o uso dos métodos convencionais de FC para a obtenção das curvas P-V fica restrito à sua parte superior (correspondendo a operação estável). Além dos problemas relacionados com a singularidade de \mathbf{J} , a solução do FC também dependerá das características comuns aos processos de solução de equações algébricas não-lineares, tais como da existência da solução do método utilizado na resolução, da estimativa inicial, etc. Em geral, a inicialização a partir de um caso base se deve à existência de múltiplas soluções. Por isso, o processo iterativo a ser utilizado tem de ser cuidadosamente inicializado para assegurar que uma solução apropriada seja obtida, uma vez que uma inicialização inadequada poderá resultar em não convergência, ou convergência para soluções não desejadas (HISKENS, 1995). Portanto, uma das características desejadas para o método a ser utilizado, seria a de possuir uma região de convergência tão ampla quanto possível, evitando assim a possibilidade de erros de convergência. Assim, muito embora o uso de métodos de FC convencionais possibilitem o cálculo de pontos de operação muito próximos ao PMC, sempre será necessário ponderar se os problemas de não-convergência são devidos aos problemas numéricos ou a limitações físicas do sistema. Em geral, as diferenças não são óbvias.

Nos estudos relacionados com a análise estática da estabilidade de tensão, os métodos de fluxo de carga continuados (FCC) superam as dificuldades numéricas acima mencionadas pela adição de equações parametrizadas (CAÑIZARES et al., 1992, ALVES et al., 2000, AJJARAPU; CHRISTY, 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999, LONG; AJJARAPU, 1996). As equações do FC são reformuladas visando à eliminação da

singularidade da matriz \mathbf{J} no PMC e, conseqüentemente, dos problemas numéricos que ocorrem em torno deste. Dessa forma, possibilitam que mesmo os algoritmos com simples-precisão sejam usados tanto na vizinhança quanto no próprio PMC.

Entre os diversos métodos de fluxo de carga continuados descritos na literatura (CAÑIZARES et al., 1992, ALVES et al., 2000, AJJARAPU; CHRISTY, 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999, LONG; AJJARAPU, 1996), o traçado completo do perfil de tensão é efetuado variando automaticamente o valor de um determinado parâmetro do sistema, sem preocupação com as singularidades das equações do sistema de potência. A diferença entre os métodos de FCC está no modo como o novo parâmetro é escolhido e como a singularidade é eliminada. As técnicas de parametrização mais utilizadas pelos FCC para eliminar a singularidade de \mathbf{J} são a local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) e a geométrica (CAÑIZARES et al., 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999). A técnica de parametrização local consiste na troca de parâmetro próximo ao PMC. A variável escolhida será aquela que apresentar a maior variação no vetor tangente e passará a ser o novo parâmetro. Em (IBA et al., 1991) foi apresentada uma técnica para contornar a singularidade de \mathbf{J} sem a necessidade de parametrização e posteriormente, associada a um controle de passo, foi aplicada com sucesso em vários sistemas em (CAÑIZARES et al., 1992). A técnica consiste em definir um vetor perpendicular ao vetor tangente ao ponto da curva, e que passe pelos pontos previsto subsequente e um outro que se encontra sobre a curva da trajetória de soluções (SEYDEL, 1994). Por outro lado, esta técnica exige um bom controle de passo nas proximidades do PMC. Em (CHIANG et al., 1995) foi proposto a utilização do comprimento de arco (s) como parâmetro. De acordo com os autores, esta técnica de parametrização não só garante a não singularidade de \mathbf{J} ao longo de todo o traçado da curva P-V, não havendo, portanto, a necessidade da troca de parâmetro, como também é considerada mais robusta do que a técnica utilizando parametrização local, possibilitando assim, que sejam dados passos maiores durante todo o traçado da curva. Entretanto, uma vez que a equação acrescentada no passo preditor é não-linear, o sistema resultante exige um método especial para ser resolvido, o qual pode consumir muito tempo computacional. A opção sugerida pelos autores é o uso do preditor secante logo após a obtenção de dois pontos da curva. Outros detalhes podem ser encontrados em (CHIANG et al., 1995).

Uma característica importante dos métodos da continuação é que estes podem fornecer informações valiosas a respeito da geometria do espaço de soluções das equações do FC. A visualização geométrica do espaço de soluções das equações do FC é útil não só do ponto de vista didático, posto que esta facilita a compreensão do problema em si, mas também pode

auxiliar no desenvolvimento de novas estratégias para a eliminação de problemas numéricos relacionados aos métodos de solução das equações, a obtenção das múltiplas soluções e de índices de estabilidade de tensão (HISKENS, 1995, OVERBYE; KLUMP, 1996, YORINO et al, 1997, CHEN; WANG, 1997, ALVES; COSTA, 2002). Observa-se que apesar das técnicas de parametrização, baseadas em parâmetros físicos, simplificarem a definição matemática e o entendimento do método (ALVES et al., 2000; AJJARAPU; CHRISTY, 1992, LONG; AJJARAPU, 1996), constata-se que os métodos de continuação existentes na literatura muitas vezes utilizam técnicas de parametrização complexas e de interpretação puramente geométrica (CAÑIZARES et al., 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999), posto que estas técnicas são consideradas mais robustas e, portanto, mais apropriadas do que as baseadas em parâmetros físicos (MANSOUR, 1993).

Neste trabalho é proposto uma nova técnica de parametrização para o método da continuação que possibilita o traçado completo da curva P-V de um sistema de potência, e dessa forma possibilita a obtenção do PMC e, subseqüentemente, a avaliação da margem de estabilidade estática de tensão. O procedimento foi desenvolvido a partir da análise geométrica das trajetórias de soluções das equações do FC apresentadas em trabalhos anteriores (ALVES et al., 2000). O objetivo foi o de obter uma técnica de parametrização geométrica que associasse a robustez com a simplicidade e a facilidade de interpretação. Assim, para a obtenção da solução do problema foi adicionada a equação de uma reta que passa por um ponto escolhido no plano formado pelas variáveis perdas de potência ativa total e o fator de carregamento, dois parâmetros físicos de fácil compreensão. A escolha do coeficiente angular da reta é feita de forma a se obter um baixo número de iterações ao longo de todo o traçado da curva P-V. A mudança no valor do coeficiente angular é realizada somente quando for necessário, i.e., ou quando o número de iterações exceder um determinado valor preestabelecido ou quando o método divergir. Resultados obtidos com a nova metodologia para os sistemas testes do IEEE (14, 30, 57, 118 e 300 barras) e do sistema sul-sudeste (638 e 787 barras), considerando os limites de potência reativa dos geradores e a atuação de *taps* de transformadores no controle de tensão, mostram que as características de convergência do método de Newton do FC são melhoradas na região do PMC e que este ponto pode ser determinado com a precisão desejada. Diversos testes são realizados para proporcionar a compreensão e possibilitar a avaliação do desempenho do esquema de parametrização proposto. Outro aspecto importante a ser ressaltado é que os respectivos PMC dos sistemas analisados, obtidos com o procedimento proposto, foram os mesmos obtidos com as metodologias utilizadas em Alves et al. (1999; 2000). Assim, mostra-se que a

diferença do ponto de divergência dos métodos, quando da obtenção do PMC, deve-se mais a sua inadequação para o cálculo do respectivo ponto, do que do método em si.

1.2 Objetivos do Trabalho

Os principais objetivos do trabalho são:

- Apresentar, de forma geral, um estudo de estabilidade de tensão, e também situar o trabalho no contexto geral do assunto.
- Apresentar o estudo de algumas técnicas de parametrização para o método da continuação existentes na literatura.
- Propor uma nova técnica de parametrização para o método da continuação, visando obter o traçado de toda a curva P-V sem problemas de singularidade da matriz \mathbf{J} do método de Newton Raphson modificado.
- Comparar os resultados obtidos pelo fluxo de carga continuado proposto (FCCP) em relação aos outros métodos, não só no traçado das curvas, mas também na utilização da matriz \mathbf{J} , e do algoritmo (número de iterações).

1.3 Estrutura do Trabalho

O trabalho se inicia com uma introdução geral onde apresentam-se também os objetivos do trabalho. No capítulo 2, apresenta-se uma revisão bibliográfica no intuito de esclarecer, de uma maneira geral, o estudo da estabilidade de tensão em sistemas de energia elétrica. Procura-se ao longo deste capítulo criar os subsídios necessários não só para o entendimento do problema em si, mas das técnicas utilizadas em sua análise. Também introduzem-se, neste capítulo, os conceitos básicos do FC para obtenção da margem de

carregamento. O capítulo 3 tem a finalidade de introduzir os conceitos de FCC, apresentando-se alguns métodos de parametrização existentes na literatura. Neste capítulo, apresenta-se também a metodologia proposta neste trabalho (FCCP). No capítulo 4 apresentam-se resultados das simulações obtidos por meio do método proposto para os sistemas testes do IEEE (14, 30, 57, 118 e 300 barras) e do sistema sul-sudeste (638 e 787 barras). O capítulo 5 apresenta as conclusões gerais deste trabalho. No final do trabalho encontra-se um Apêndice contendo as publicações de artigos resultantes de trabalhos científicos desenvolvidos até o momento.

Capítulo 2

ESTABILIDADE DE TENSÃO

2.1 Introdução

Apresenta-se neste capítulo a importância do estudo da estabilidade de tensão, procurando entender os mecanismos que levam a instabilidade e também estudar as ferramentas de controle que a minimiza.

A investigação dos problemas relacionados à estabilidade de tensão vêm se tornando cada vez mais motivo de grande preocupação por parte das empresas de energia elétrica.

Em relação ao planejamento e a operação de sistemas elétricos de potência, problemas de colapso ou instabilidade de tensão estão tendo grande relevância nas companhias de energia elétrica, que buscam manter uma operação estável dos sistemas elétricos de potência. Assim, esforços significativos por parte dessas companhias têm impulsionado o aumento das pesquisas voltadas a estudar os mecanismos da instabilidade de tensão e as ferramentas de análise de controle da estabilidade de tensão.

A análise de estabilidade estática de tensão vem, recentemente, ganhando destaque. No Brasil, as questões associadas à estabilidade de tensão têm merecido relevância, consequência direta do crescimento contínuo da demanda que, associado às restrições econômicas e ambientais e à desregulamentação do setor elétrico, tem levado os sistemas elétricos de potência a operarem próximos de seus limites operacionais, ou seja, sistemas elétricos de potência altamente carregados, sujeitos à ocorrência de contingências, deixando-os vulneráveis a problemas de estabilidade de tensão.

A análise de alguns incidentes que levaram a problemas de estabilidade de tensão pode auxiliar na compreensão do fenômeno, bem como auxiliar em sua identificação e prevenção. Das análises posteriores aos incidentes foram constatadas algumas características até então não observadas.

Em muitos casos o fenômeno apresenta uma dinâmica relativamente lenta (até 30 minutos) e ocorre em consequência de uma pequena perturbação com ocorrido no Japão em 1987 (TAYLOR, 1994) e no Brasil em 1997 (FERREIRA; ZAMBRONI; GRANVILLE,1999), ou devido a uma contingência, ocorrido na Suécia em 1983 (TAYLOR, 1994).

Em alguns casos o fenômeno pode não estar associado ao aumento de carga do sistema e, sim, ao aumento do carregamento das interligações após a ocorrência de alguma contingência interna, como é o caso do sistema finlandês (parte do sistema Nordel – Nordic Power System que inclui a Finlândia, Suécia, Noruega e parte da Dinamarca) (BASTMAN, J. et al., 1994), ou à transferência de potência pelo sistema pertencente a uma determinada concessionária devido à contingência numa outra concessionária, como no caso do sistema PJM (REED; WILLSON, 1987).

Segundo relatório (GRUPO COORDENADOR PARA OPERAÇÃO INTERLIGADA,1997), as perturbações ocorridas nesses dias às 18h21min e 18h17min, respectivamente, a despeito de sua gravidade, não levaram o Sistema S/SE/CO ao colapso total, graças à ação do Esquema Regional de Alívio de Carga (ERAC) e aos cortes de carga realizados manualmente. Assim, cerca de 85 % da carga total permaneceu em serviço em ambos distúrbios. Por outro lado, estes eventos similares entre si foram revestidos de condições inéditas no país, particularmente no que se refere ao comportamento da tensão e trouxeram inúmeras lições. As análises constataram um afundamento da tensão na região da grande São Paulo, compatível com um colapso parcial de tensão, mesmo sem o registro de qualquer perturbação ou anormalidade que desse origem ao fenômeno. As ocorrências evidenciaram a utilização total dos recursos disponíveis de controle de tensão no sistema interligado S/SE/CO. Nesses dias, o sistema estava operando, conforme programa de manutenção em equipamentos da Malha Principal, sem importantes equipamentos de suporte de reativo na área São Paulo num total aproximado de 700 Mvar. A recomposição do sistema foi satisfatória nos dois dias, sendo cumpridos os procedimentos preestabelecidos.

Procurando evitar tais acontecimentos, os riscos de instabilidade de tensão têm levado pesquisadores do mundo todo a publicar artigos (TIRANUCHIT; THOMAS, 1986,

TAMURA et al., 1983, KESSEL; GLAVITSCH, 1986, GALIANA, 1984, ALVARADO; JUNG, 1989, AJJARAPU, 1991, SAUER et al., 1986), buscando desenvolver ferramentas capazes de avaliar as condições de carregamento da rede de transmissão e assim poder evitar colapsos no fornecimento de energia elétrica, indicando onde o sistema elétrico de potência está operando em relação ao ponto de máximo carregamento (PMC), também conhecido como ponto crítico. A obtenção desse ponto é importante, tanto para o cálculo de margens de estabilidade, quanto para a realização da análise modal, uma vez que é neste ponto que ela fornece informações para a determinação de medidas efetivas para o reforço do sistema elétrico de potência, já que o PMC define a fronteira entre as regiões de operação estável e instável (GAO; MORISON; KUNDUR, 1996).

2.2 Estabilidade de Tensão

Segundo Kundur (1994), a estabilidade de tensão é a capacidade de um sistema elétrico de potência manter tensões aceitáveis em todas as barras, sob condições normais e após distúrbios.

A capacidade de um sistema elétrico de potência em manter tensões aceitáveis está cada vez mais ameaçada. Restrições econômicas e ambientais têm sido impostas dificultando a construção de novas linhas de transmissão e unidades geradoras, afetando assim a operação de sistemas elétrico de potência, em virtude do aumento do carregamento que busca atender a crescente demanda de carga. A principal consequência dessa tendência é a redução das margens de estabilidade desses sistemas elétrico de potência.

Sendo assim, o fenômeno da instabilidade de tensão ocorrerá quando um distúrbio, um aumento da demanda de carga, ou uma outra mudança nas condições do sistema elétrico de potência como, por exemplo, a perda de uma Linha de Transmissão – LT, causar um declínio progressivo e incontrolável da tensão. O principal fator responsável por esse fenômeno é a incapacidade do sistema elétrico de potência em atender a demanda de potência reativa (KUNDUR, 1993), caracterizado pela depreciação da magnitude do valor da tensão após a ocorrência do distúrbio. Num sistema elétrico de potência altamente carregado, quando a magnitude dos valores de tensão atinge valores inaceitáveis (perfil de tensão muito baixo), o sistema elétrico de potência apresenta um comportamento instável caracterizado como o fenômeno do colapso de tensão.

A instabilidade de tensão é um fenômeno local, mas devido a interligação das redes de transmissão, os eventos que seguem a esta instabilidade podem difundir um perfil de baixa tensão a uma parte significativa da rede.

Como cada vez mais os sistemas elétricos de potência têm operado sob condição de alto carregamento, a instabilidade de tensão passou a ser mais um fator limitante na transmissão de potência e no colapso de tensão. Desta maneira, uma resposta rápida e eficiente para a determinação dos limites de transferência de potência e de carregamento do sistema elétrico de potência tornou-se um dos principais objetivos da operação.

2.3 Análise da Estabilidade de Tensão

A identificação do mecanismo que leva a instabilidade ou colapso de tensão é muito difícil de ser obtida, devido as constantes de tempo e ao grande número de componentes envolvidos no fenômeno. Sendo assim, é necessário estabelecer ferramentas capazes de prever o fenômeno colapso de tensão em redes complexas, quantificando exatamente as margens de estabilidade e os limites de transferência de potência, identificando os pontos fracos de tensão do sistema elétrico de potência e áreas suscetíveis à instabilidade e identificando os fatores chave para sua contribuição e sensibilidade que forneçam características do sistema elétrico de potência para a adoção de ações corretivas (KUNDUR et al., 2004).

A análise da estabilidade de tensão pode basicamente ser classificada em duas categorias:

- análise dinâmica: procura esclarecer os mecanismos envolvidos no fenômeno de instabilidade de tensão, por meio do detalhamento dos efeitos de todos os equipamentos de controle.
- análise estática: destina-se a avaliar a margem de estabilidade de tensão.

Apesar de ser um fenômeno dinâmico, muitos aspectos do problema de estabilidade de tensão podem ser analisados por métodos estáticos, que pretendem reproduzir as características mais importantes do fenômeno, sem recorrer à complexidade numérica e à carga computacional associada à simulação no domínio do tempo.

2.4 Análise Estática da Estabilidade de Tensão

Conforme visto anteriormente, muitos aspectos do problema de estabilidade de tensão podem ser analisados por meio de métodos estáticos. Estes métodos buscam responder questões básicas em relação à estabilidade de tensão como, dada uma condição de operação, o sistema elétrico de potência é estável, quão próximo o sistema elétrico de potência está da instabilidade, e se o sistema elétrico de potência é instável, onde e porque a instabilidade ocorre.

Os métodos de análise estática representam a base do estudo da estabilidade de tensão, uma vez que, pretende-se assegurar uma margem de estabilidade de tensão adequada e segura no sistema elétrico de potência. A obtenção do ponto de máximo carregamento (PMC) do sistema elétrico de potência é um dos principais objetivos da análise estática, por ser fundamental, tanto para o cálculo de margens de estabilidade, quanto para a realização da análise modal, uma vez que, é neste ponto que ela fornece informações para a determinação de medidas efetivas para o reforço do sistema elétrico de potência já que o PMC define a fronteira entre as regiões de operação estável e instável (GAO, 1996).

Entre alguns dos principais métodos utilizados para a análise da estabilidade de tensão estão os tradicionalmente utilizados pelas empresas concessionárias de energia elétrica que envolvem, a obtenção do perfil de tensão das barras em função de seu carregamento, geração de curvas P-V, Q-V e S-V, obtidas por meio da utilização de fluxos de potência convencionais.

Estas curvas possibilitam a compreensão das condições de operação dos sistemas elétricos de potência para diferentes carregamentos, e têm sido recomendadas pelas empresas do setor elétrico internacional (WSCC, 1998) e brasileiro (FORÇA TAREFA, 1999). Estes perfis são usados ainda, para determinar os limites de transferência de potência entre as áreas de um sistema elétrico de potência, para ajustar margens, observar o comportamento das tensões das barras do sistema elétrico de potência em análise e comparar estratégias de planejamento.

2.4.1 Métodos de curvas P-V e Q-V

Os métodos de curvas P-V e Q-V são métodos estáticos de análise de estabilidade de tensão, tradicionalmente utilizados pelas empresas de energia elétrica para determinar a demanda máxima que um sistema elétrico de potência pode atender, identificando assim, a condição em que o colapso de tensão poderá ocorrer. O traçado das curvas P-V e Q-V é determinado pelo método de fluxo de potência convencional.

2.4.1.1 Método de Curvas P-V

O método consiste na obtenção de curvas P-V (Figura 2.1) por meio da solução sucessiva de fluxos de potência conforme se incrementam a carga e a geração do sistema elétrico de potência, numa direção préestabelecida, obtendo-se o ponto originário do carregamento e da tensão. Desta forma, para um dado ponto de operação, a distância ao ponto de máximo carregamento (distância do “nose” da curva P-V) indica a margem de estabilidade de tensão do sistema elétrico de potência. Esta margem é importante, pois sendo esta conhecida, o operador do sistema elétrico de potência pode avaliar se, após uma pequena perturbação (aumento gradativo do carregamento do sistema elétrico de potência) existirá um ponto de operação seguro.

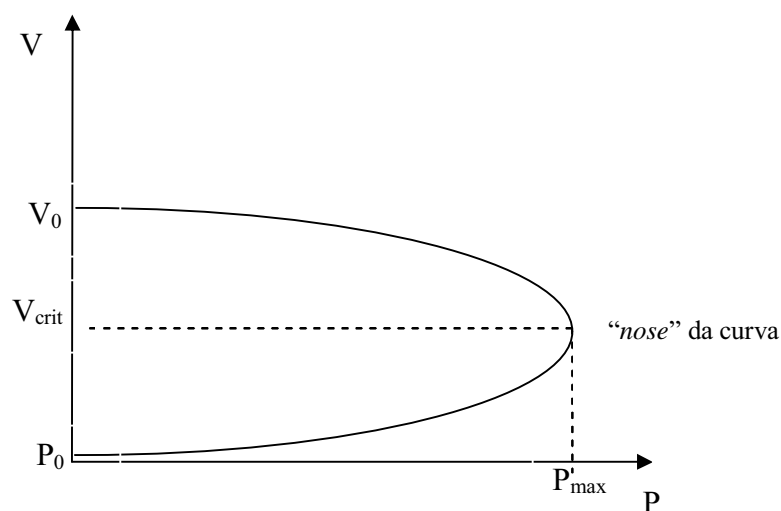


Figura 2.1 – Curva P-V

Algumas considerações com relação a esse método são relevantes em relação as limitações que podem ser consideradas como desvantagens do método:

- O fato da curva P-V ser obtida por meio de uma seqüência de cálculos do fluxo de potência e para vários incrementos de carga em uma determinada barra de carga mantendo-se constante a demanda das demais, implica em um alto consumo de tempo computacional.
- O método não fornece informações sobre os mecanismos da instabilidade.
- Não é possível gerar curvas P-V completas, devido a problemas de convergência do fluxo de potência próxima do ponto de máximo carregamento (“nose” da curva P-V).

2.4.1.2 Método das Curvas Q-V

Este método consiste na obtenção de curvas Q-V por meio da solução sucessiva de fluxos de potência simulando a introdução de um condensador síncrono a cada barra escolhida para análise. Esta simulação é desenvolvida diminuindo-se gradativamente a tensão na barra à medida que se calcula a injeção de reativos através das soluções de fluxos de potência. Computacionalmente, isto é realizado convertendo-se a barra P-Q em questão em barra P-V sem limites de injeção de reativos (TAYLOR, 1994).

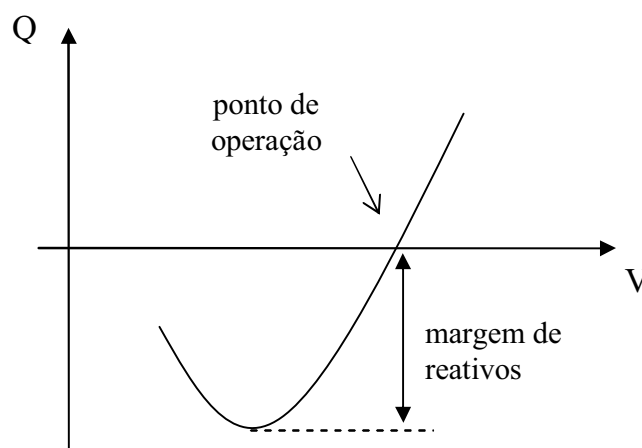


Figura 2.2 – Curva Q-V

Na representação gráfica da curva Q-V, no eixo das abscissas são representados os valores de tensão e no eixo das ordenadas os valores da potência reativa injetada, conforme está ilustrado na figura 2.2.

Pode-se observar na figura 2.2 a margem de reativos disponível na barra, que é a diferença entre a potência reativa de saída nula do condensador síncrono e a potência de saída do mesmo na base da curva Q-V, que representa o limite de estabilidade de tensão, onde $dQ/dV = 0$. Como vantagem deste método, tem-se que a determinação da margem reativa em barras críticas é simples e rápida, porém uma das suas limitações é o fato de aumentar a carga reativa em apenas uma barra do sistema elétrico de potência, podendo assim, levar a resultados errôneos (KUNDUR, 1994).

2.4.2 Margem de Carregamento (MC)

Algumas grandezas como, fluxos de potência ativa e reativa juntamente com níveis de tensão, topologia da rede, fluxos de intercâmbio, transações externas e cargas em barras internas, são controladas pelos operadores de sistemas elétricos de potência, permitindo que de uma forma indireta, o operador tenha noção da capacidade de transmissão da rede. Uma quantificação mais direta e explícita da capacidade de transmissão é a margem de estabilidade de tensão, que determina a que distância o sistema se encontram de seu limite.

Os métodos estáticos, que estão relacionados a questões relativas à margem de estabilidade de tensão, podem propiciar uma rápida e simples avaliação das condições críticas do sistema elétrico de potência e estão associados à singularidade da matriz Jacobiana do fluxo de carga. Procura-se obter uma seleção qualitativa das condições críticas de operação do sistema elétrico de potência (KUNDUR, 1994, TAYLOR, 1994, WSCC, 1998). Estes métodos estáticos buscam definir índices de proximidade ao colapso de tensão para a comparação entre diferentes pontos de operação.

A obtenção de índices para prever a proximidade de um eventual colapso de tensão é de grande interesse entre pesquisadores e equipes técnicas na operação de sistemas elétricos de potência. O objetivo destes índices é definir uma magnitude escalar que possa ser

monitorada à medida que os parâmetros do sistema elétrico de potência sofram variações. Entre estes a margem de carregamento é o mais básico e amplo índice aceito.

Com relação a um ponto de operação particular, a quantidade adicional de carga que causaria um colapso de tensão, em um modelo específico de acréscimo da mesma, é denominada margem de carregamento para o colapso de tensão. Existem várias escolhas para medir a mudança no carregamento, sendo uma delas a soma das variações absolutas na potência da carga. Frequentemente, as cargas são consideradas como tendo o fator de potência constante e, assim, a variação no carregamento pode ser medida somente pelas mudanças na potência ativa.

Ao se escolher como parâmetro de carregamento a carga, uma curva P-V pode ser traçada para o sistema elétrico de potência. Neste caso, a variação de carga entre o ponto de operação e a extremidade da curva (“nose” da curva P-V), corresponde a margem de carregamento, ou seja, a distância (ΔP) de certo ponto de operação do sistema elétrico de potência ao ponto crítico, correspondente ao ponto de máximo carregamento (PMC) (figura 2.3). A margem dependerá da aplicação a que se destina.

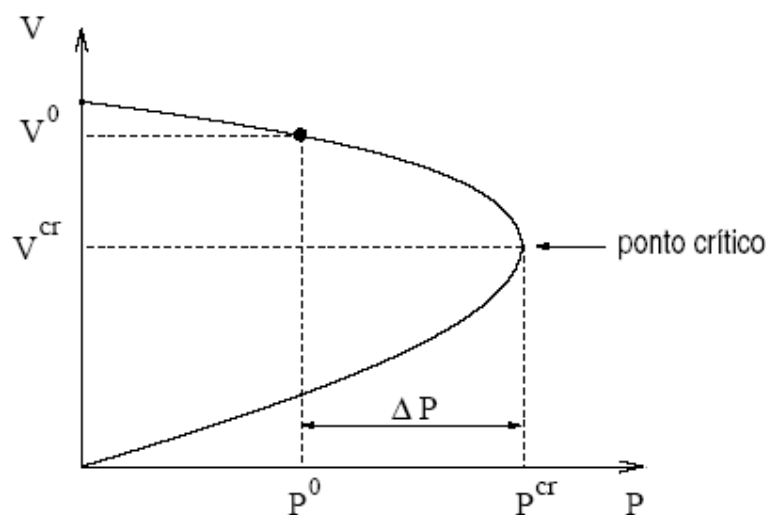


Figura 2.3: Margem de carregamento

Assim, a distância ΔP representa o maior aumento possível de consumo, mantendo desta forma, a rede operando ainda na região estável, e é definida por $\Delta P = P^{cr} - P^0$.

As vantagens da margem de carregamento, como índice para o colapso de tensão, são:

- É direcionada, de fácil aceitação e entendimento;
- Não é baseada em um modelo particular para o sistema elétrico de potência, requer apenas um modelo estático;
- É um índice preciso que leva em consideração a não-linearidade e limites do sistema elétrico de potência e de *tap*. Uma vez que os limites já são considerados em seu cálculo, estes não se refletem diretamente como variações bruscas na margem de carregamento.
- Uma vez calculada, é rápido e fácil determinar a sensibilidade da margem de carregamento em relação a quaisquer parâmetros ou controles do sistema elétrico de potência.

As desvantagens da margem de carregamento, como índice de colapso de tensão, são:

- Requer cálculos em pontos além do ponto de operação atual, por isso, é computacionalmente mais problemática que índices que utilizam somente informações do ponto de operação;
- Requer a consideração de uma direção para o acréscimo de carga. Algumas vezes, esta informação não é avaliada corretamente.

A dependência da margem de carregamento, quanto ao modelo de carregamento adotado, pode ser minimizada, calculando a sensibilidade da margem de carregamento para o modelo de aumento de carga assumido ou recalculando a margem de carregamento para diferentes modelos.

2.4.2.1 Margem de Carregamento Pós-Contingência

Durante a operação em tempo real em um sistema elétrico de potência, deve-se adotar ações para evitar que o sistema elétrico de potência seja levado a operar próximo a uma condição crítica onde, por exemplo, um pequeno aumento de carga ou uma contingência possa levar ao colapso de tensão. Assim, nas etapas de planejamento e operação do sistema elétrico de potência, deve-se definir as margens de estabilidade de tensão, não apenas para

condições normais de operação (pré-contingência) mas também para condições pós-contingência.

A margem de carregamento para condições pós-contingência é definida como a diferença entre o ponto de operação de pré-contingência (ponto O) e o ponto de máximo carregamento de pós-contingência ($PMC_{pós}$), conforme pode-se observar na figura 2.4, sendo utilizado como índice para a análise de estabilidade de tensão. O *Western System Coordinating Council* (WSCC) requer que seus membros garantam pelo menos 5% de margem de potência ativa em qualquer situação de contingência simples (WSCC, 1998). Essa política também tem sido recomendada pelas empresas do setor elétrico brasileiro (FTCT-Força Tarefa "Colapso de Tensão", 1999).

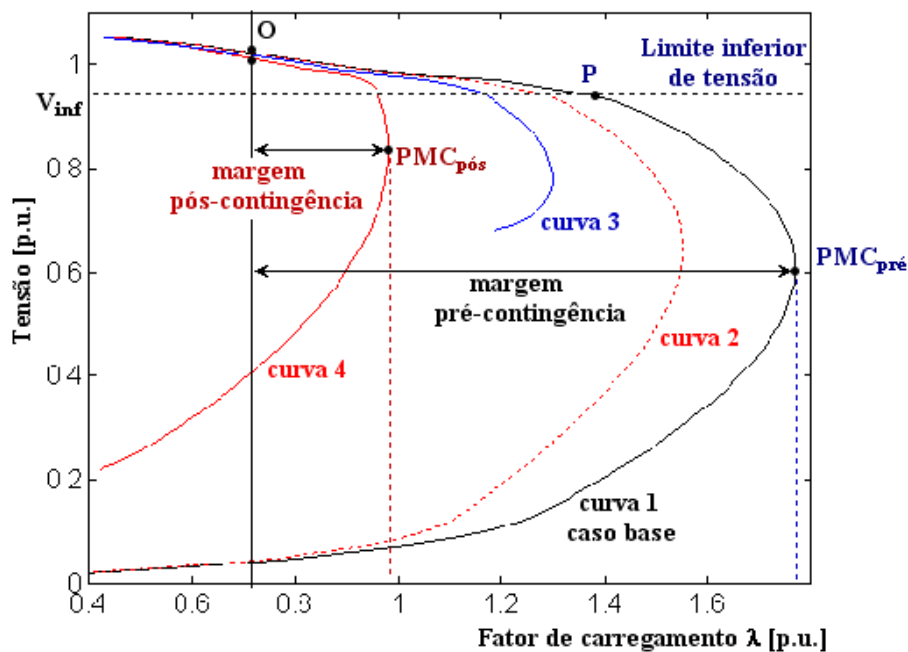


Figura 2.4: Margem de carregamento de pré e pós-contingência.

2.4.2.2 Métodos para a obtenção da Margem de Carregamento

Para a obtenção da margem de carregamento de um sistema elétrico de potência, vários métodos são propostos. Entre esses métodos as técnicas de fluxo de carga convencional (FC) são as que apresentam a idéia mais natural e imediata, uma vez que estão sempre disponíveis e são fáceis de utilizar. Esse método se baseia no aumento gradativo da carga até

que o estado do sistema elétrico de potência atinja pontos de operação suficientemente próximos do ponto de colapso, ou seja, a extremidade da curva (“nose” da curva P-V), no caso o ponto em que não há mais solução do FC.

De uma forma mais geral, as equações do fluxo de carga são dadas por:

$$\mathbf{G}(\mathbf{x}, \lambda) = 0 \quad (2.1)$$

em que, \mathbf{x} representa o vetor correspondente aos módulos (\mathbf{V}) e os ângulos de fase ($\boldsymbol{\theta}$) das tensões das barras e λ representa o fator de carregamento do sistema elétrico de potência.

Na formulação usual do fluxo de carga, os vetores \mathbf{G} e \mathbf{x} estão em espaços de mesma dimensão. Com a inclusão do parâmetro λ , o sistema de equações passa a ter n equações com $n+1$ variáveis, que definem uma curva unidimensional $x(\lambda)$ que é a curva P-V, passando por meio dos pontos de operação do sistema elétrico de potência (x_i, λ_i) . Para resolver o problema do número de variáveis ser maior que o número de equações, basta especificar um valor para λ . Assim, para cada valor fornecido ao parâmetro λ , um ponto de solução pode ser obtido. Desta forma, a curva P-V é gerada realizando uma série de soluções de fluxo de carga e as tensões são obtidas em função do parâmetro λ .

É importante observar que o parâmetro λ pode representar qualquer um dos parâmetros do espaço de parâmetros (P, Q, S, ou mesmo o próprio λ), sendo que a curva obtida será genericamente denominada curva P-V (ou curvas do fluxo de carga), ou ainda, curva Q-V, S-V ou λV .

Algumas das aplicações para estas curvas são:

- levantar o perfil de tensão do sistema elétrico de potência em diversas condições de carregamento;
- investigar a sensibilidade do estado do sistema elétrico de potência com relação à variação do parâmetro;
- encontrar o ponto de máximo carregamento numa direção particular;
- encontrar pontos de múltiplas soluções.

Para a obtenção da solução das equações algébricas não-lineares (2.1), o processo iterativo mais utilizado é o método de Newton Raphson, cuja i -ésima iteração, para um dado valor de $\lambda = \lambda_0$ é dada por:

$$\begin{aligned}\Delta \mathbf{x}_i &= -(\mathbf{J}(\mathbf{x}_{i-1}))^{-1} \mathbf{G}(\mathbf{x}_{i-1}, \lambda_0) \\ \mathbf{x}_i &= \mathbf{x}_{i-1} + \mu_i \Delta \mathbf{x}_i\end{aligned}\quad (2.2)$$

em que, \mathbf{J} é a matriz Jacobiana do fluxo de carga ($\mathbf{J} = \partial \mathbf{G} / \partial \mathbf{x}$) e μ_i é um multiplicador escalar usado para controlar a atualização das variáveis a cada iteração. Para o método de Newton Raphson, μ_i é mantido constante e igual a 1 durante todo processo iterativo. Dessa forma, obtém-se o traçado da curva P-V pelo FC (pontilhada), a partir do caso base ($\lambda=1$), até um valor para o qual não se obtenha solução (singularidade da matriz \mathbf{J}), como pode ser verificado na figura 2.5., que mostra a curva P-V (pontilhada) com os valores de potência ativa em p.u., para cada valor de λ .

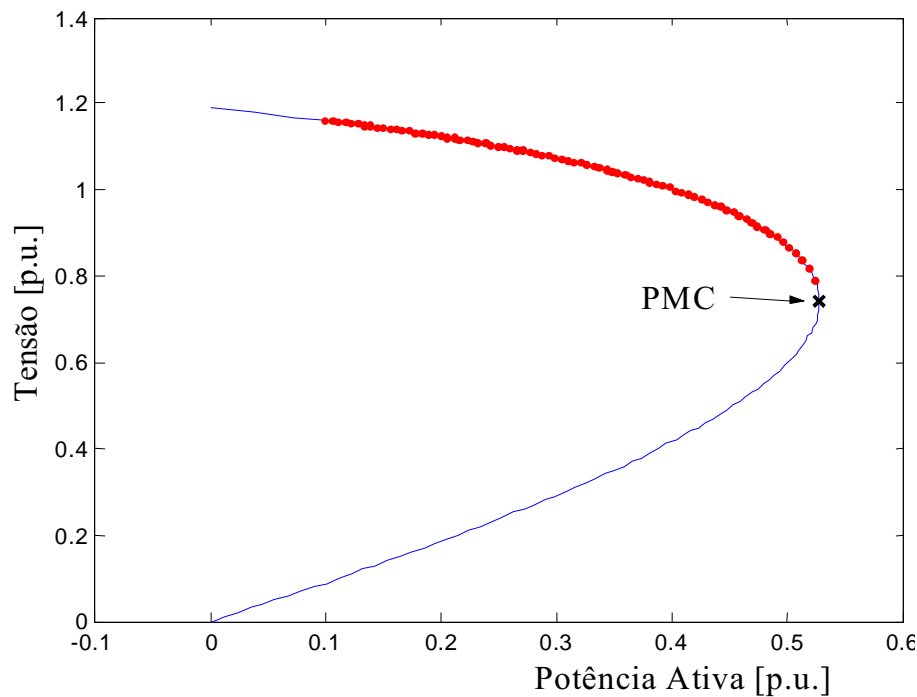


Figura 2.5: Curva P-V obtida através do método de FC (pontilhada), a partir do caso base ($\lambda=1$).

Como pode ser observado, o programa de FC diverge próximo ao PMC, devido a singularidade da matriz \mathbf{J} . Então, para uma melhor aproximação do PMC volta-se ao ponto de convergência anterior e reduz-se o passo, ou seja, μ_i é reduzido, neste caso, na ordem de 1/10. O mesmo procedimento foi usado para o ponto de divergência subsequente (figura 2.6(a)).

Conforme já mencionado, o método convencional começa apresentar problemas numéricos na vizinhança do PMC. A figura 2.6(b) apresenta os valores do determinante de \mathbf{J} , e observa-se que, quanto mais próximo do PMC, mais próximo de zero se torna o valor do determinante, ou seja, a matriz se aproxima da singularidade.

Pode-se dizer que o PMC teve uma melhor aproximação, mas ainda existe o problema numérico devido a singularidade da matriz \mathbf{J} , que permanecerá enquanto se utiliza o método FC para a obtenção do PMC. Com a redução de passo, pode-se obter valores muito bons para o PMC, mas existe um problema para este tipo de estratégia, que são o tempo computacional e o número de iterações, os quais aumentarão muito.

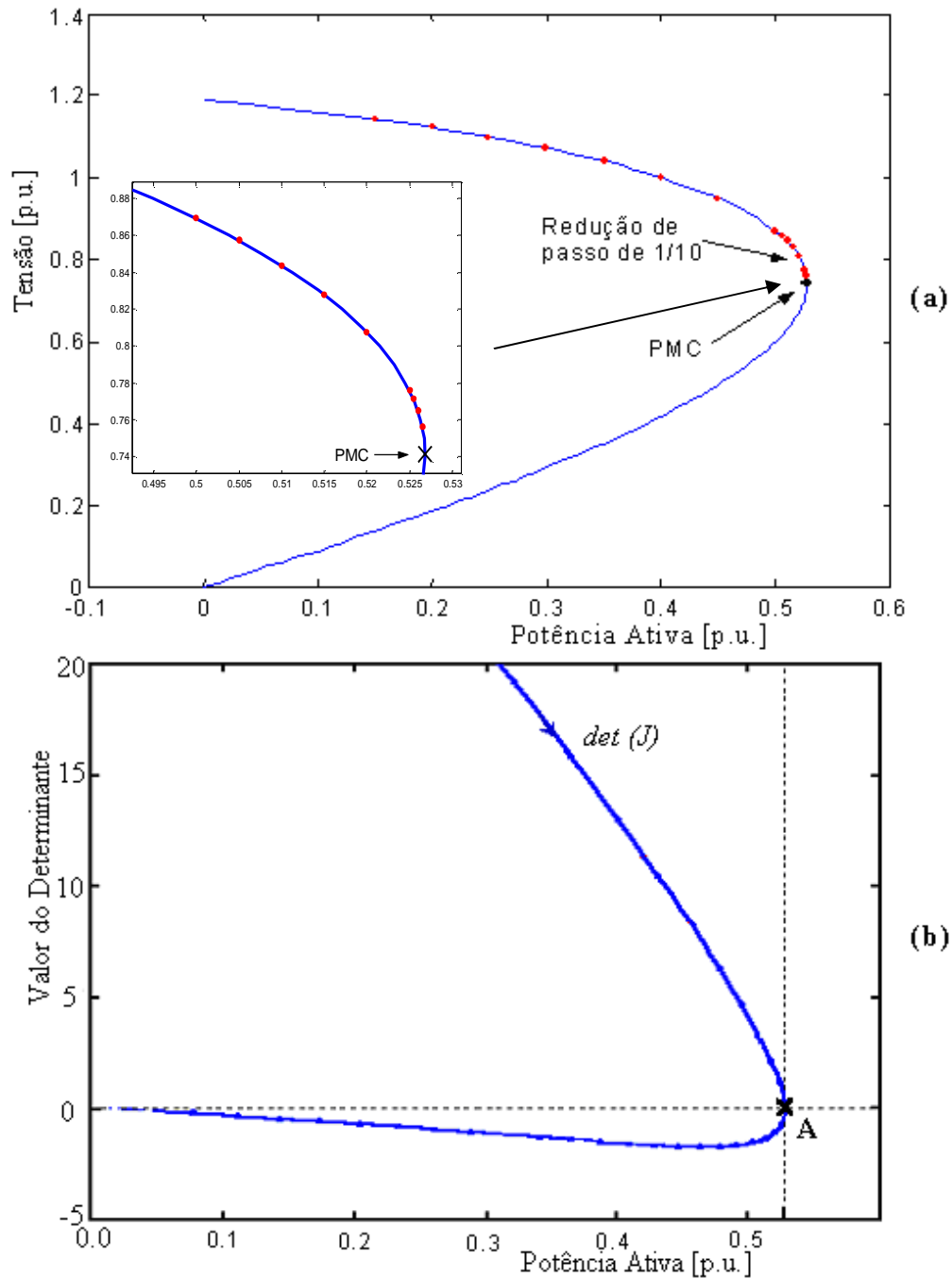


Figura 2.6:(a) Curva P-V com a redução de passo, (b) Determinante da matriz \mathbf{J} .

É comum nas análises de sistemas elétricos de potência, a obtenção das informações de sensibilidade em torno de um ponto de operação, efetuando a variação dos parâmetros manualmente.

Vimos que este procedimento também é usado para se obter o ponto de máximo carregamento e que, enquanto o sistema elétrico de potência é progressivamente carregado, as soluções (pontos da curva P-V) são obtidas pelo algoritmo (2.2) até que ocorra a divergência do fluxo de carga. Neste ponto, a matriz \mathbf{J} é singular e, conseqüentemente, o ponto

corresponde ao ponto de máximo carregamento. Acontece que esta divergência pode também ocorrer em consequência de uma má condição inicial, devido ao algoritmo, ou à própria condição de operação da rede. Sendo assim, muito embora o uso de métodos de FC possibilitem o cálculo de pontos de operação muito próximos ao PMC, sempre será necessário ponderar se os problemas de não-convergência são devidos aos problemas numéricos ou a limitações físicas do sistema elétrico de potência. Em geral, as diferenças não são óbvias.

Outros métodos que usam técnicas antidivergentes (CHAO, 1995) ou técnicas de otimização (IWAMOTO; TAMURA, 1981), utilizados para melhorar a convergência na região mais não-linear (de maior carregamento), também não eliminam a singularidade. Estes métodos permitem o cálculo de pontos muito próximos ao ponto de máximo carregamento (MANSOUR, 1993), mas, da mesma forma, será necessário ponderar se a divergência se deu em consequência de problemas numéricos ou da limitação física do sistema elétrico de potência. Isto não significa que o ponto não é bem definido ou calculável, mas que este simplesmente requer que se acrescente por meio de uma equação, a informação perdida com a redução do posto da matriz Jacobiana.

Assim, para se obter resultados confiáveis próximos ao ponto de máximo carregamento, o método convencional de Newton precisa ser modificado. Neste sentido, um dos métodos que têm sido aplicado a sistemas elétrico de potência com esse objetivo é o método da continuação.

Método da Continuação

O método da continuação (FCC) tem como finalidade, superar as dificuldades numéricas mencionadas anteriormente. As equações do FC são reformuladas visando eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} no PMC e, conseqüentemente, eliminar os problemas numéricos que ocorrem em torno desse ponto. Dessa forma, o método da continuação possibilita que mesmo os algoritmos com simples-precisão sejam usados tanto na vizinhança quanto no próprio PMC. Esta reformulação se dá com a adição de equações parametrizadas (CAÑIZARES et al., 1992, ALVES et al., 2000, AJJARAPU; CHRISTY, 1992, CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999, LONG; AJJARAPU, 1996). Este método permite o traçado completo da curva P-V variando automaticamente o parâmetro λ , sem a preocupação com a singularidade da matriz Jacobiana, onde será abordado com maiores detalhes no próximo capítulo.

Outros métodos, que são utilizados para a obtenção do PMC, são os chamados métodos diretos.

Métodos Diretos

Estes métodos foram assim denominados por possibilitarem o cálculo direto do PMC, sem a determinação dos demais pontos existentes entre o caso base e o PMC.

Ponto de Colapso

O método direto foi proposto inicialmente em Alvarado e Jung (1989) e posteriormente adaptado em Cañizares et al. (1992), Cañizares e Alvarado (1993). Este método é baseado na teoria da bifurcação e na singularidade da matriz **J**, e é usado para detectar uma bifurcação sela-nó para uma certa direção de crescimento de carga.

Métodos de Otimização

Técnicas de otimização também têm sido propostas para obter diretamente o PMC (VAN CUTSEM; VOURNAS, 1998). Diversos trabalhos foram realizados para eliminar a singularidade da matriz **J** através da modificação do método convencional de Newton.

Neste trabalho será utilizado o Método da Continuação, pois se trata da metodologia proposta e está relacionado com o estudo da análise estática.

Capítulo 3

MÉTODO DA CONTINUAÇÃO E METODOLOGIA PROPOSTA

3.1 Método da Continuação

Neste capítulo, procura-se apresentar a importância e a compreensão do método da continuação e algumas técnicas de parametrização existentes na literatura.

A obtenção do perfil de tensão das barras, em função de seu carregamento (curvas P-V, V-Q e S-V), possibilita a compreensão das condições de operação do sistema para diferentes carregamentos, tais condições têm sido recomendadas pelas empresas do setor elétrico internacional (WSCC, 1998) e brasileiro (Força Tarefa, 1999), para avaliação da estabilidade de tensão.

Conforme já foi comentado no Capítulo 2, os métodos de FCC permitem o traçado completo dessas curvas, a partir de um caso base, passando pelo PMC, por meio de sucessivas soluções de FC. Além da margem de carregamento (MC), obtêm-se informações adicionais a respeito do comportamento das tensões das barras do sistema em análise. Em geral, as equações de FC podem ser escritas da forma que se segue:

$$\mathbf{G}(\mathbf{V}, \boldsymbol{\theta}, \lambda) = 0 \quad (3.1)$$

em que:

\mathbf{V} é o vetor das magnitudes de tensões nodais;

$\boldsymbol{\theta}$ é o vetor dos ângulos de fase nodais, excetuando os ângulos das barras de referência;

λ é o fator de carregamento;

\mathbf{G} é um vetor composto pelas equações dos balanços de potências ativa e reativa nodais.

Essa equação pode ser reescrita como

$$\begin{aligned} [\mathbf{P}_{ger}(\lambda) - \mathbf{P}_{carga}(\lambda)] - \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= \mathbf{0} \\ [\mathbf{Q}_{ger} - \mathbf{Q}_{carga}(\lambda)] - \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= \mathbf{0}, \end{aligned} \quad (3.2)$$

em que:

$\mathbf{P}_{carga}(\lambda) = \lambda k_{pc} \mathbf{P}_{carga}^{esp}$, $\mathbf{P}_{ger}(\lambda) = \lambda k_{pg} \mathbf{P}_{ger}^{esp}$, $\mathbf{Q}_{carga}(\lambda) = \lambda k_{qc} \mathbf{Q}_{carga}^{esp}$, \mathbf{P}_{carga}^{esp} , \mathbf{Q}_{carga}^{esp} e \mathbf{P}_{ger}^{esp} são, respectivamente, os valores especificados no caso base ($\lambda=1$) das potências ativa e reativa das barras PQ, e das potências ativa das barras PV, e os k_{pg} , k_{pc} e k_{qc} são parâmetros prefixados usados para caracterizar um cenário de carga específico.

Estes parâmetros descrevem as taxas de variação de potência ativa (\mathbf{P}_{ger}) nas barras de geração (barras PV), e das potências ativa (\mathbf{P}) e reativa (\mathbf{Q}) nas barras de carga (barras PQ). Assim, é possível realizar uma variação de carregamento individual, isto é, para cada barra do sistema, considerando para cada uma, um crescimento de carga com fatores de potência diferentes aos do caso base.

Usualmente, assume-se que o aumento de carga de uma determinada área é feito com fator de potência constante e proporcional ao carregamento do caso base com modelo de carga de potência constante (nesse caso k_{pg} , k_{pc} e k_{qc} são todos iguais a um), visto que este fornece a condição operacional mais segura para o sistema (WSCC, 1998). Uma vez definido um padrão de variação da carga e uma estratégia de despacho da geração, é necessário saber o quanto a demanda poderá aumentar antes que o sistema entre em colapso, ou seja, qual é a MC para as condições preestabelecidas. Para isso faz-se o traçado da curva P-V por meio de sucessivas soluções de (3.2) utilizando um FC e considerando um crescimento da carga na direção preestabelecida. Nesse procedimento, \mathbf{P}_{ger} , \mathbf{P} , \mathbf{Q} , e λ são as variáveis independentes, enquanto que \mathbf{V} e $\boldsymbol{\theta}$ são as variáveis dependentes. Com a inclusão de λ como variável, a dimensão do sistema de equações (3.2), que é de $n = 2n_{PQ} + n_{PV}$ (onde n_{PQ} e n_{PV} correspondem ao número de barras PQ e PV, respectivamente), resultará em n equações e

$n + 1$ incógnitas. Assim, qualquer uma das $n + 1$ incógnitas pode ser definida como parâmetro (AJJARAPU; CHRISTY, 1992, MANSOUR, 1993, ALVES et al., 2000).

No FC, λ é usado como parâmetro (variável independente, ou seja, o seu valor é prefixado), assim o sistema de equações (3.2) passa a ter novamente n equações e n incógnitas. O seu valor é incrementado gradualmente, a partir do caso base ($\lambda=1$), até um valor para o qual não mais se obtenha solução (o processo iterativo do FC não converge). Nesse ponto realiza-se um controle de passo que consiste numa simples redução no incremento de λ e a solução de um novo FC a partir da última solução convergida. O PMC é considerado como sendo o último ponto convergido, após sucessivas repetições desse procedimento. Entretanto, conforme já comentado, a divergência do FC é conseqüência da singularidade da matriz \mathbf{J} do sistema de equações (3.2) no PMC e, portanto, não sendo possível determiná-lo precisamente.

Em Alves e outros (2004) mostrou-se que diferentes valores de PMC eram obtidos quando do uso dos FC convencionais de Newton e desacoplado rápido. Além da incerteza a respeito do ponto obtido ser realmente o PMC, as sucessivas reduções no passo (incremento do parâmetro λ) pode resultar num processo computacional lento e oneroso quando comparado aos métodos de FCC.

Ao contrário do FC, no procedimento utilizado pelos métodos de FCC em geral, λ é considerado como variável dependente e, portanto, varia automaticamente. O número de variáveis do sistema de equações (3.2) passa a ser $n + 1$.

A diferença entre as técnicas de parametrização dos métodos de continuação está na forma de tratar esta nova variável e como contornar a singularidade da matriz \mathbf{J} . No contexto do traçado das curvas P-V, a adição de equações parametrizadas ou normalizadas tem sido um procedimento padrão nas análises numéricas (SEYDEL, 1994).

Entre os diversos métodos de FCC descritos na literatura, os mais amplamente utilizados consistem de quatro elementos básicos:

- um passo preditor
- um procedimento de parametrização
- um controle de passo
- um passo corretor

Descreve-se a seguir a característica de cada um desses elementos básicos, associados a algumas técnicas existentes na literatura .

3.1.1 Passo Preditor

A partir da solução da equação (3.2) para o caso base ($\mathbf{V}^0, \boldsymbol{\theta}^0, \lambda^0=1$), um passo preditor é executado para encontrar uma estimativa para a próxima solução. Entre os preditores mais utilizados estão o preditor tangente e o preditor secante .

No preditor tangente a estimativa é encontrada dando um passo de tamanho apropriado na direção do vetor tangente à curva P-V, no ponto correspondente à solução atual (AJJARAPU; CHRISTY, 1992).

3.1.1.1 Preditor Tangente

O cálculo do vetor tangente é obtido tomando a diferencial do sistema (3.1), e que posto na forma matricial fornece:

$$[\mathbf{G}_\theta \quad \mathbf{G}_V \quad -\mathbf{G}_\lambda] \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} = [\mathbf{J} \quad -\mathbf{G}_\lambda] t = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

onde $\mathbf{G}_\theta = [\partial \mathbf{P} / \partial \boldsymbol{\theta}^T \quad \partial \mathbf{Q} / \partial \boldsymbol{\theta}^T]^T$, $\mathbf{G}_V = [\partial \mathbf{P} / \partial \mathbf{V}^T \quad \partial \mathbf{Q} / \partial \mathbf{V}^T]^T$ e $\mathbf{G}_\lambda = [\mathbf{P}^{\text{esp}} \quad \mathbf{Q}^{\text{esp}}]^T$ são as derivadas parciais de G em relação a $\boldsymbol{\theta}$, \mathbf{V} e λ , respectivamente. \mathbf{G}_θ e \mathbf{G}_V compõem a matriz J do FC convencional. Acresce-se a J uma coluna ($-\mathbf{G}_\lambda$) correspondente a nova variável λ . O vetor t é chamado de vetor tangente e é o que se procura obter. Uma vez que o número de incógnitas é maior do que o número de equações, uma variável do vetor t deve ser especificada com um valor diferente de zero. Esta variável é denominada parâmetro da continuação. Uma nova equação ($e_k * t = t_k = \pm 1$) será acrescida ao sistema (3.1). Assim, (3.3) passa a ter a seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & -\mathbf{G}_\lambda \\ & \mathbf{e}_k & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & -\mathbf{G}_\lambda \\ & \mathbf{e}_k & \end{bmatrix} \mathbf{t} = \mathbf{J}_m \mathbf{t} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

onde \mathbf{e}_k é um vetor-linha com a mesma dimensão de \mathbf{t} , com todos os elementos nulos exceto o k -ésimo, que é igual a 1. O número 1 será colocado na coluna da variável que foi escolhida como parâmetro, \mathbf{V}_k , θ_k ou λ . A escolha do índice k é feita de forma que o vetor \mathbf{t} tenha uma norma não nula e garanta que a matriz Jacobiana modificada (\mathbf{J}_m) seja não-singular no PMC. A escolha do sinal + ou - dependerá de como a variável escolhida como parâmetro estará variando, positivo se ela estiver aumentando de valor, e negativo se estiver diminuindo. Uma vez obtido o vetor \mathbf{t} , a estimativa para a próxima solução será dada por:

$$\begin{bmatrix} \theta^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

onde o sobrescrito “e” indica estimativa, isto é, o vetor tangente é usado para obter uma estimativa para θ , \mathbf{V} e λ a partir da solução atual j . σ (sigma) é um escalar que define o tamanho do passo predictor. O tamanho do passo deve ser tal que a solução prevista esteja dentro do raio de convergência do passo corretor.

3.1.1.2 Predictor Secante

O método predictor secante está entre os mais utilizados, por ser um método simples e eficaz. A principal vantagem do predictor secante refere-se ao esforço computacional muito pequeno e não apresenta problema relacionado à singularidade da matriz Jacobiana. Entre os

preditores secante tem-se o preditor secante de ordem um e o preditor secante de ordem zero (SEYDEL, 1994, CHIANG et al., 1995).

O preditor secante é um método polinomial baseado em um polinômio de ordem variada, ou seja, o preditor secante de ordem um, consiste geometricamente em uma reta que intercepta as soluções atuais e soluções prévias (x^i, λ^i) , (x^{i-1}, λ^{i-1}) , para prover um ponto de aproximação para a próxima solução (x^{i+1}, λ^{i+1}) , dada pela equação a baixo:

$$(x^{i+1}, \lambda^{i+1}) = (x^i, \lambda^i) + h(x^i - x^{i-1}, \lambda^i - \lambda^{i-1}) \quad (3.6)$$

onde $x = (\mathbf{V}, \theta)$ e h é o tamanho de passo apropriado, conforme pode ser observado na figura 3.1.

Na figura 3.2 pode ser vista a etapa de previsão pelo vetor tangente (reta contínua) e pelo vetor secante (reta tracejada), respectivamente, obtidas utilizando λ como parâmetro da continuação.

Note que quanto mais perto se encontrarem os dois pontos, dentro de uma tolerância numérica razoável, mais o preditor secante se aproximará do preditor tangente; contudo mais pontos da curva serão calculados. Por outro lado, pontos muito distantes um do outro podem produzir diferenças razoáveis com relação ao ponto fornecido pelo vetor tangente.

Na metodologia proposta neste trabalho, além do preditor tangente, utiliza-se o preditor secante de ordem zero, chamado de preditor trivial. O preditor trivial é um método polinomial modificado de ordem zero. Este preditor utiliza a solução atual para obter a próxima solução, através de um incremento fixo no parâmetro α , como uma estimativa para a próxima solução.

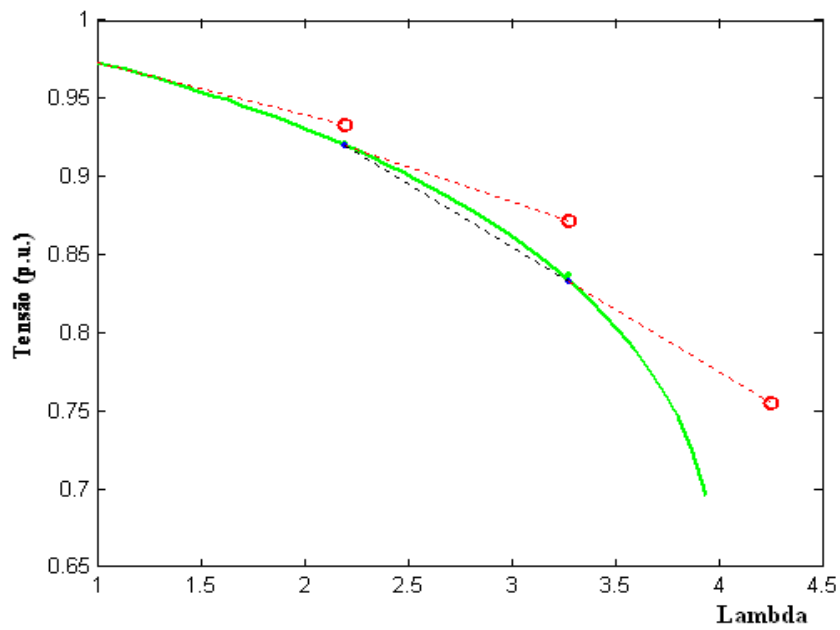


Figura 3.1: Método da continuação com o preditor secante, parametrizado por Lambda.

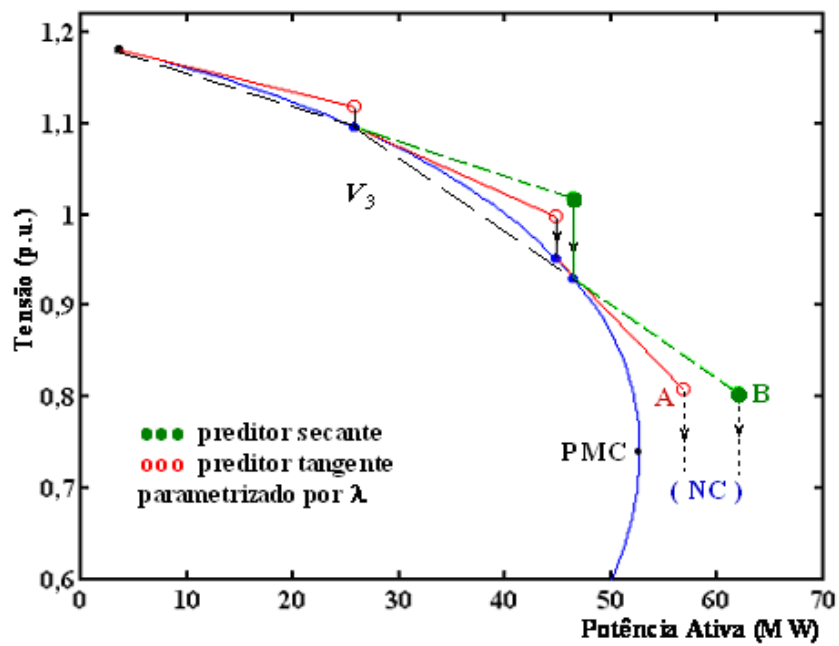


Figura 3.2: Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente e com preditor secante.

3.1.2 Controle do Passo Predictor σ

O método da continuação para o traçado da curva P-V será tão eficiente quanto for a estratégia usada no controle do passo predictor. Para sistemas pouco carregados, pode-se usar passos maiores. Para sistemas altamente carregados, passos menores. O ideal seria se o tamanho do passo se adaptasse às condições reais de convergência.

3.1.2.1 Controle de Passo Através do Número de Iterações do Passo Corretor

Um método simples, baseado no número de iterações do passo corretor, é utilizado para controlar o tamanho do passo predictor. Se o número de iterações do passo corretor for pequeno, indica que a carga ainda é leve ou normal e o passo pode ser maior. Aumentando o número de iterações, o sistema estará numa região de alto carregamento, e o tamanho do passo deve ser reduzido. Uma opção é o uso da tensão (V_k) como parâmetro durante todo o traçado da curva P-V, pois isso acarretará em um controle automático do passo. Isto porque, em geral, um passo fixo na tensão corresponde a passos largos durante carga leve e normal, e em passos reduzidos para altos carregamentos conforme pode-se verificar na figura 3.3.

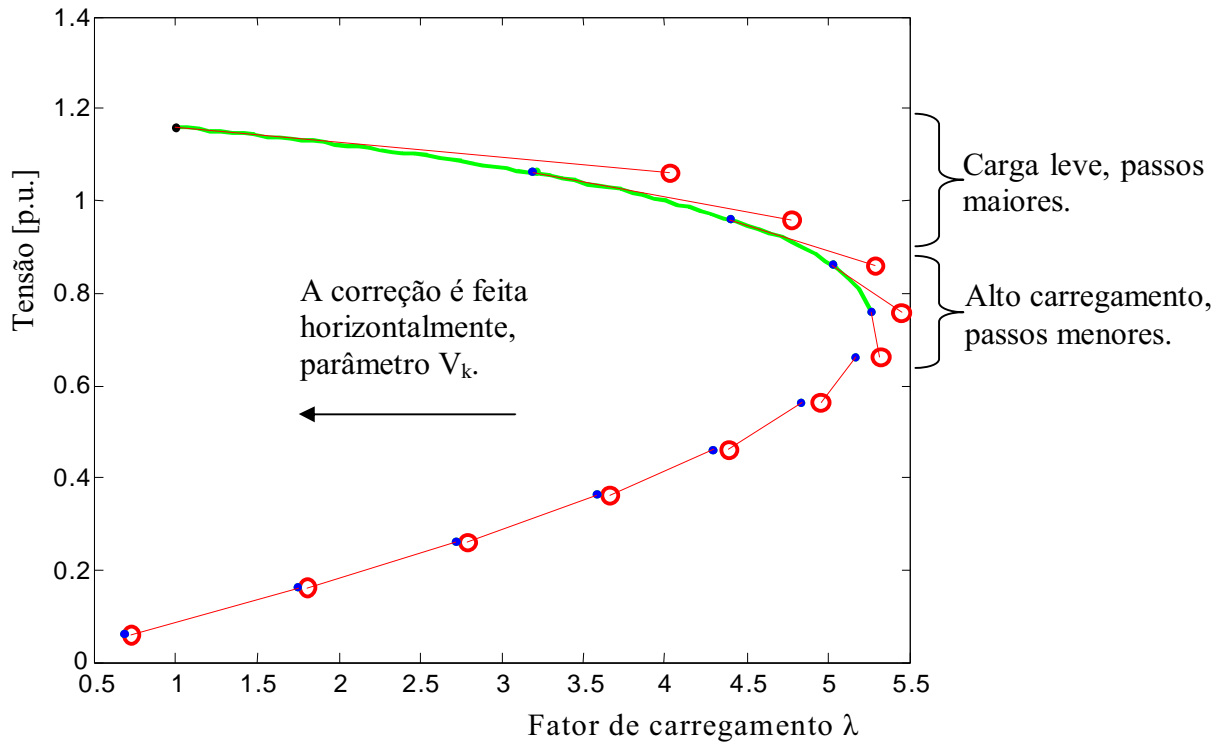


Figura 3.3: Controle automático do passo σ.

3.1.2.2 Controle de Passo Baseado na Norma do Vetor Tangente

Outro método de controle do tamanho do passo é baseado na norma do vetor tangente (ZAMBRONI et al., 1997). O tamanho do passo é definido como:

$$\sigma = \sigma^0 / \|t\|_2 \tag{3.7}$$

onde $\|t\|_2$ é a norma Euclidiana do vetor tangente $[d\theta^T \ dV^T \ d\lambda]^T$, e σ^0 é um escalar predefinido. À medida que o sistema torna-se carregado, a magnitude do vetor tangente aumenta e σ diminui.

3.1.3 Técnicas de Parametrização

Conforme foi visto anteriormente, por meio de um passo preditor obtém-se uma solução aproximada, tornando-se necessário fazer uma correção para obter-se a solução correta, evitando que esse erro se acumule. Uma vez que o ponto obtido, usando um bom preditor, encontra-se muito próximo da solução correta, poucas iterações serão necessárias para alcançar a trajetória da curva a ser obtida (curva P–V) com a precisão desejada.

Uma dificuldade dos métodos de predição e correção, ocorre, quando houver aproximação do PMC, onde a matriz \mathbf{J} se torna mal condicionada. Para evitar este problema, técnicas de parametrização podem ser usadas.

Uma das técnicas de parametrização mais utilizada pelos FCC, para se eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} , é a técnica de parametrização local.

Esta técnica consiste na troca de parâmetros próximo ao ponto de máximo carregamento (PMC). Quando aplicada ao método baseado no preditor tangente, a variável que apresentar a maior variação é escolhida como um novo parâmetro (AJJARAPU; CHISTY, 1992, AJJARAPU et al., 1994), onde, a partir daí, o parâmetro λ passa a ser tratado como variável dependente, enquanto que a variável escolhida passa a ser o novo parâmetro p , isto é, do conjunto de $n + 1$ variáveis. O novo parâmetro p será dado por:

$$p \leftarrow \max \{ |t_1|, |t_2|, \dots, |t_{n+1}| \} \quad (3.8)$$

e quando aplicada ao método baseado no preditor secante, a variável p escolhida é a que apresentar máxima variação relativa (SEYDEL, 1994).

$$p \leftarrow \max \left\{ \left(\frac{|\boldsymbol{\theta}^{j+1} - \boldsymbol{\theta}^j|}{|\boldsymbol{\theta}^{j+1}|} \right), \left(\frac{|\mathbf{V}^{j+1} - \mathbf{V}^j|}{|\mathbf{V}^{j+1}|} \right), \left(\frac{|\lambda^{j+1} - \lambda^j|}{|\lambda^{j+1}|} \right) \right\} \quad (3.9)$$

onde j refere-se ao ponto da curva.

Este procedimento tem como característica positiva a confiabilidade, mas não garante que o parâmetro p conduza a um processo mais rápido (SEYDEL, 1994). No entanto, espera-se no geral que este procedimento leve a um bom desempenho do algoritmo.

A experiência com o método do vetor tangente tem mostrado que ao aproximar-se do “nose” da curva, através da equação (3.8), o parâmetro p muda de λ para tensão que apresenta maior variação conforme a figura 3.4, retornando novamente para λ após alguns pontos. Esse método não tem apresentado dificuldades mesmo para sistemas altamente compensados (CAÑIZARES; ALVARADO, 1993).

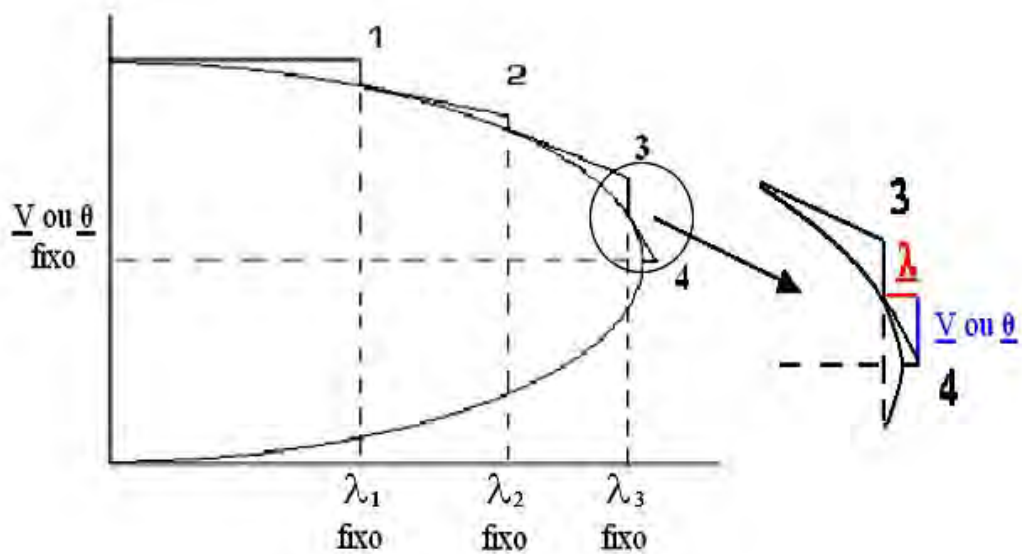


Figura 3.4: Técnica de Parametrização Local

3.1.4 Passo Corretor

A solução obtida no passo preditor sempre é passível de correção devido ao erro de aproximação com relação a solução exata. Sendo assim, torna-se necessário realizar a correção da solução aproximada para obter-se a solução final, através do passo corretor.

Na maioria das vezes o ponto obtido pelo passo preditor encontra-se próximo da solução correta e assim, poucas iterações serão necessárias no passo corretor para a obtenção da solução correta, dentro da precisão desejada. O método mais comumente utilizado para resolver o sistema de equações referente ao passo corretor é o método de Newton-Raphson embora qualquer processo numérico efetivo para resolver equações algébricas pode-se usar como corretor.

No passo corretor, acrescenta-se ao sistema de equações (3.1), uma equação de correção dada por $y - y^e = 0$, onde y e y^e correspondem à variável escolhida como parâmetro de continuação e seu respectivo valor estimado, obtido pelo passo preditor, originando um sistema de equações da forma:

$$\begin{aligned} G(\mathbf{V}, \boldsymbol{\theta}, \lambda) &= 0 \\ y - y^e &= 0 \end{aligned} \quad (3.10)$$

o qual é resolvido por um método de Newton modificado devido a inclusão da equação $y - y^e = 0$. O sistema (3.10) linearizado pelos dois primeiros termos da série de Taylor é dado por:

$$\begin{bmatrix} G_{\boldsymbol{\theta}} & G_{\mathbf{V}} & -G_{\lambda} \\ \mathbf{e}_k & & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta \mathbf{V} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta \mathbf{V} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{P} \\ \Delta \mathbf{Q} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

observe que $G_{\boldsymbol{\theta}}$ e $G_{\mathbf{V}}$ formam a matriz \mathbf{J} , e o vetor \mathbf{e}_k conterà 1 apenas na coluna correspondente ao novo parâmetro y .

O número de iterações necessário nesta etapa é muito pequeno. Geralmente são necessárias apenas 2 iterações para uma tolerância de 10^{-5} . Também pode-se observar na figura 3.2, que no ponto “A”, o passo corretor não encontrará solução se λ for o parâmetro utilizado. Além disso, o uso deste parâmetro não eliminará a singularidade da matriz Jacobiana modificada (**Jm**) no PMC, tanto no passo preditor quanto no corretor. Assim, para se obter o PMC com maior precisão, o passo deverá ser reduzido à medida que os pontos se aproximam do PMC. Outros detalhes sobre estes métodos podem ser encontrados em Ajarapu e Christy (1992), Chiang et al. (1995), Alves et al. (2002).

3.2 Técnicas de Parametrização na Correção

Apresenta-se a seguir duas técnicas baseadas no acréscimo de uma equação de correção, $H(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)$ acrescentada ao sistema (3.1), com a finalidade de eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} .

3.2.1 Técnica do Comprimento de Arco

Esta técnica proposta, permite eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} baseado no parâmetro (s) do comprimento do arco (CHIANG et al., 1995, CHIANG et al., 1999). Os dois primeiros pontos são obtidos pelo vetor tangente, ao invés de acrescentar a equação ($e_k * t = \pm I$), a equação a ser acrescida à equação (3.3) do passo preditor passa a ser:

$$\sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{dx_i}{ds} \right)^2 \right] + \left(\frac{d\lambda}{ds} \right)^2 = 1 \quad (3.12)$$

onde $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \ \mathbf{V}^T]$

Entretanto, devido ao fato da equação (3.12) não ser linear, um método especial de resolução deverá ser utilizado para se obter a solução, então este preditor tangente é utilizado apenas para obtenção de dois pontos, a qual passa-se a utilizar o preditor secante.

Na correção é adicionada à equação (3.1) a seguinte equação:

$$H(\mathbf{x}, \lambda) = \sum_{i=1}^n \{(x_i - x_i(s))^2\} + (\lambda - \lambda(s))^2 - (\Delta s)^2 = 0 \quad (3.13)$$

onde o comprimento do arco é $\Delta s = \left\{ \sum_{i=1}^n [(x_i - x_i(s))^2] + (\lambda - \lambda(s))^2 \right\}^{0.5}$

Com isso pode ser mostrado que o conjunto de equações de fluxo de potência aumentada é bem condicionado, até mesmo no PMC, obtendo o traçado completo da curva P-V sem problemas de mal condicionamento. A equação (3.1) com a inclusão da equação (3.13) linearizada pelos dois primeiros termos da série de Taylor resulta em:

$$\begin{bmatrix} G_x & -G_\lambda \\ \frac{\partial H}{\partial x} & \frac{\partial H}{\partial \lambda} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta G \\ \Delta H \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

onde G_x é igual a \mathbf{J} .

3.2.2 Técnica da Perpendicularidade

Apresentada primeiramente em Iba et al. (1991) é uma técnica utilizada para contornar a singularidade de \mathbf{J} sem a necessidade de parametrização. Esta técnica associada posteriormente a um controle de passo, foi aplicada com sucesso em vários sistemas em Cañizares et al. (1992).

Nesta técnica define-se um vetor perpendicular ao vetor tangente ao ponto $(\theta_j, V_j, \lambda_j)$ da curva, e que passe pelos pontos previstos subsequente $(\theta^e, V^e, \lambda^e)$ e um outro que se encontra sobre a curva da trajetória de soluções (θ, V, λ) (SEYDEL, 1994).

A equação a ser acrescida ao sistema (3.1) será dada pelo produto escalar:

$$H = \begin{bmatrix} \Delta \theta_j \\ \Delta V_j \\ \Delta \lambda_j \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} \theta - \theta_j - \Delta \theta_j \\ \mathbf{V} - V_j - \Delta V_j \\ \lambda - \lambda_j - \Delta \lambda_j \end{bmatrix} = 0 \quad (3.15)$$

onde $(\Delta\theta_j, \Delta V_j, \Delta\lambda_j)^T = (\theta^e - \theta_j, V^e - V_j, \lambda^e - \lambda_j)$. Assim o sistema resultante da linearização pelos dois primeiros termos da série de Taylor do sistema (3.1), acrescido da equação anterior, converge para o ponto $(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)$ da curva P-V, e é escrito da forma:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & -\mathbf{G}_\lambda \\ \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \mathbf{V}} & \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \lambda} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta \mathbf{V} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{P} \\ \Delta \mathbf{Q} \\ \Delta \mathbf{H} \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Pode-se observar na figura 3.5 que um controle de passo, associado ao método, faz-se necessário para o sucesso do mesmo. Um problema no controle de passo para algum sistema, é a não eliminação da singularidade da matriz \mathbf{J} no PMC. Na figura 3.5(a) temos um controle de passo que eliminou a singularidade próximo do PMC, o que não ocorre na figura 3.5(b).

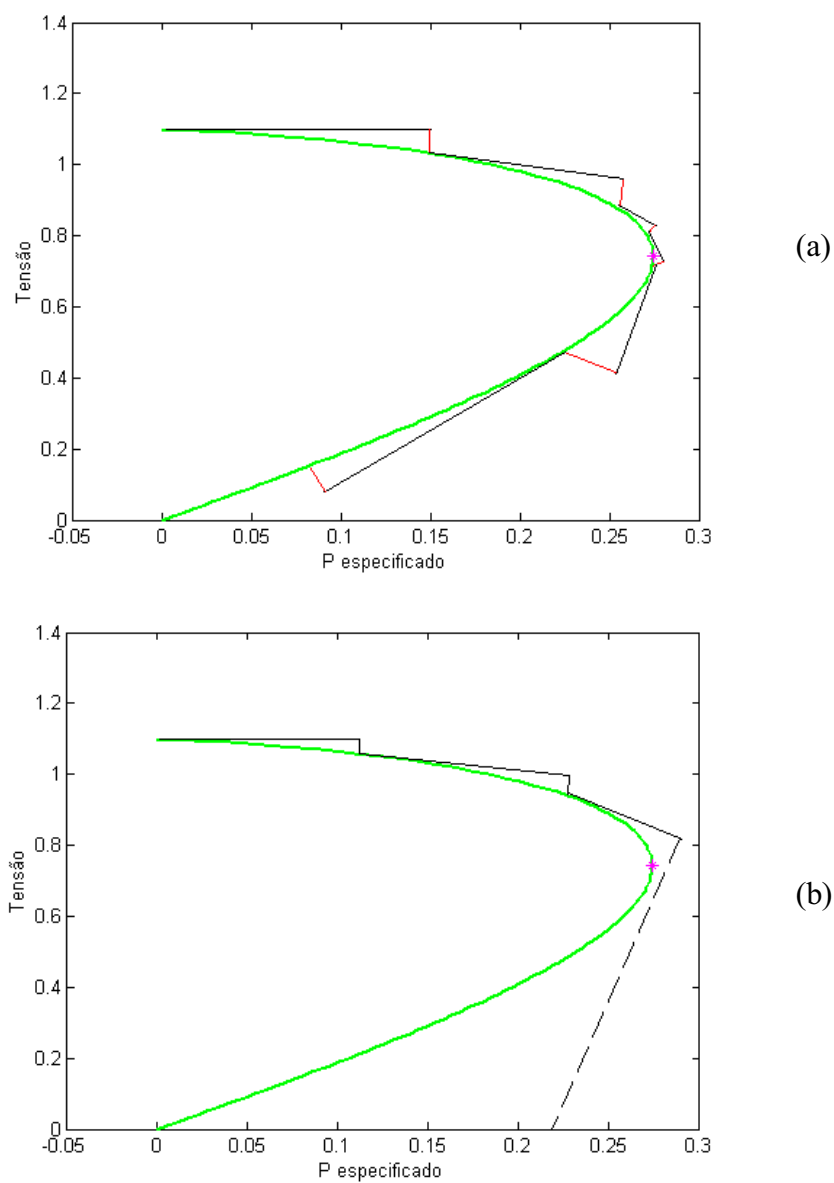


Figura 3.5: Controle de passo na técnica do vetor perpendicular

3.3 Técnica de Parametrização Geométrica para o Fluxo de Carga Continuado Baseado nas Variáveis Tensão e Fator de Carregamento.

Esta metodologia desenvolvida por Bonini (2006), apresenta um novo esquema de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado o qual possibilita o traçado completo das curvas P-V, e o cálculo do ponto de máximo carregamento de sistemas de potência, sem os problemas de mal condicionamento.

O Fluxo de carga continuado proposto por Bonini (FCCB) consiste em, acrescentar à equação (3.1), a equação da reta que passa por um ponto escolhido $O(\lambda_0, V_0)$ no plano λ -V, onde λ é o fator de carregamento e V_k a magnitude da tensão nodal de uma barra k qualquer (Figura 3.6).

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= 0 \\ W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (V_k - V_k^0) = 0 \end{aligned} \quad (3.17)$$

onde o parâmetro α é o coeficiente angular da reta. Como uma nova equação é adicionada, λ pode ser tratado como sendo uma variável dependente e α como uma variável independente, ou seja, escolhida como parâmetro da continuação (seu valor é prefixado). Assim, o número de incógnitas é igual ao de equações, ou seja, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a nova matriz Jacobiana (\mathbf{J}) tenha posto máximo (seja não singular). Observa-se que a prefixação do valor de α corresponde à técnica de previsão trivial ou polinomial modificada de ordem zero (SEYDEL, 1994). Com a solução do caso base (θ^1 , V^1 e λ^1) obtida com um FC, calcula-se o valor de α^1 a partir do ponto inicial escolhido $O(\lambda^0, V_k^0)$ e dos seus respectivos valores obtidos no caso base P (λ^1, V_k^1)

$$\alpha^1 = \left(V_k^1 - V_k^0 \right) / \left(\lambda^1 - \lambda^0 \right) \quad (3.18)$$

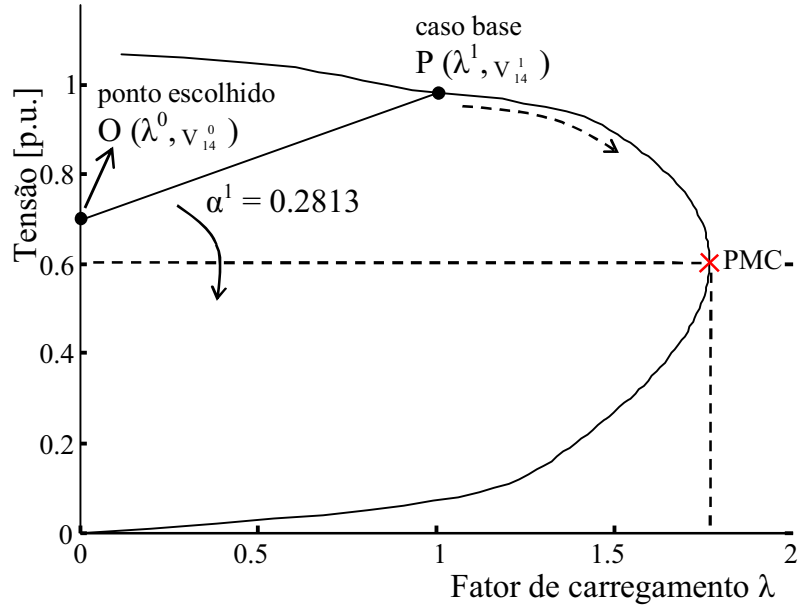


Figura 3.6: Desempenho do FCCB para o sistema IEEE-14: Reta inicial que passa por um ponto escolhido $O(\lambda_0, V_0)$ no plano λV

Em seguida, o Fluxo de Carga Continuado proposto por Bonini (2006) é utilizado para calcular as demais soluções por meio de sucessivos incrementos ($\Delta\alpha$) no valor de α , figura 3.7. Para $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$, a solução de (3.17) fornecerá o novo ponto de operação (θ^2 , V^2 e λ^2) correspondente a interseção da trajetória de soluções (curva P-V) com a reta cujo novo valor de coeficiente angular ($\alpha^1 + \Delta\alpha$) foi especificado. Para $\alpha = \alpha^1$, a solução convergida deverá resultar em $\lambda=1$. A linearização do sistema (3.17) pelos dois primeiros termos da série de Taylor, considerando o valor prefixado no valor do parâmetro α calculado para o caso base, resulta em:

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda \\ -\partial W/\partial \mathbf{x} & -\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \mathbf{Jm} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{G} \\ \Delta W \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

onde $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \ \mathbf{V}^T]^T$, \mathbf{J} é a matriz Jacobiana do FC, e \mathbf{G}_λ corresponde à derivada de \mathbf{G} em relação a λ , $\Delta \mathbf{G}$ e ΔW representam os fatores de correção (*mismatches*) das respectivas funções em (3.2). Deve-se observar que estes serão iguais a zero (ou praticamente nulos, isto

é, inferior a tolerância adotada) para o caso base convergido. Assim, somente ΔW será diferente de zero devido à variação de α , através do incremento $\Delta\alpha$.

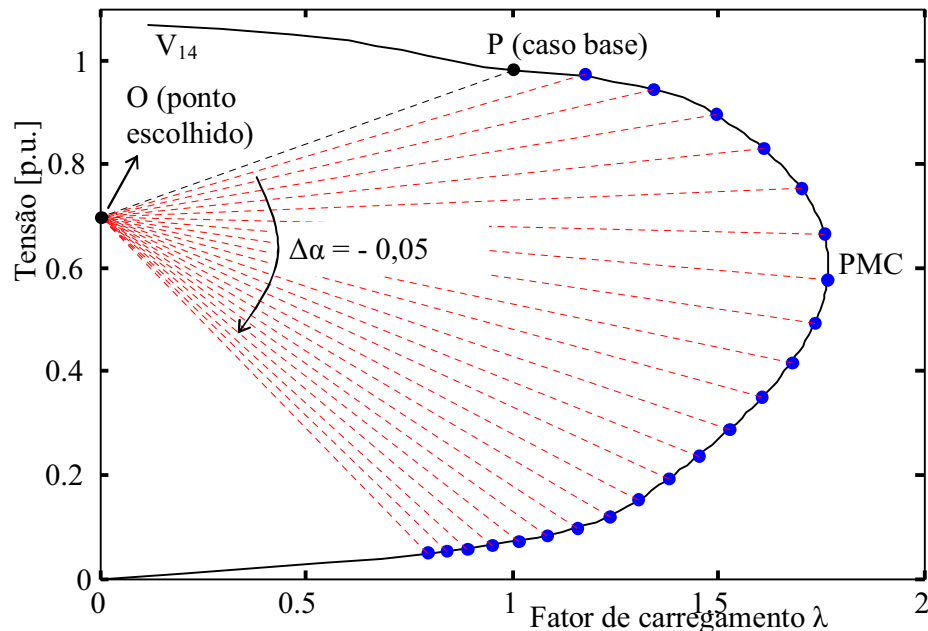


Figura 3.7: Desempenho do FCCB para o sistema IEEE-14: Magnitude da tensão da barra crítica (V_{14}) em função de λ .

Para todos os sistemas analisados em Bonini (tese) a aplicação deste método mostrou que não havia a necessidade de realizar-se a troca de parâmetro ao longo de todo o traçado da curva P-V, sendo que algumas vezes apenas se faz uma mudança de coordenadas do centro do feixe de retas, o que não implica em mudanças na estrutura da matriz \mathbf{Jm} , mas apenas do valor do elemento correspondente a derivada de W em relação a λ , ou seja, no valor de α . Embora o uso desta técnica tenha proporcionado uma real ampliação do grupo das variáveis de tensão que podem ser adotadas como parâmetro sem acarretar modificações na ordem da matriz Jacobiana do método proposto em (AJJARAPU ; CHRISTY, 1994), pesquisas posteriores utilizando sistemas de maior porte mostraram que em alguns casos havia a necessidade de troca de parâmetro ao longo do traçado da curva P-V.

3.4 Metodologia Proposta

Esta metodologia corresponde em uma nova técnica de parametrização, baseada nas técnicas de parametrização, desenvolvida a partir da análise geométrica das trajetórias de soluções das equações do FC apresentadas em Alves et al. (2000), onde diversos parâmetros foram utilizados para eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} no PMC. Nestas novas técnicas de parametrização, a seguinte equação é acrescentada ao sistema de equações (3.1):

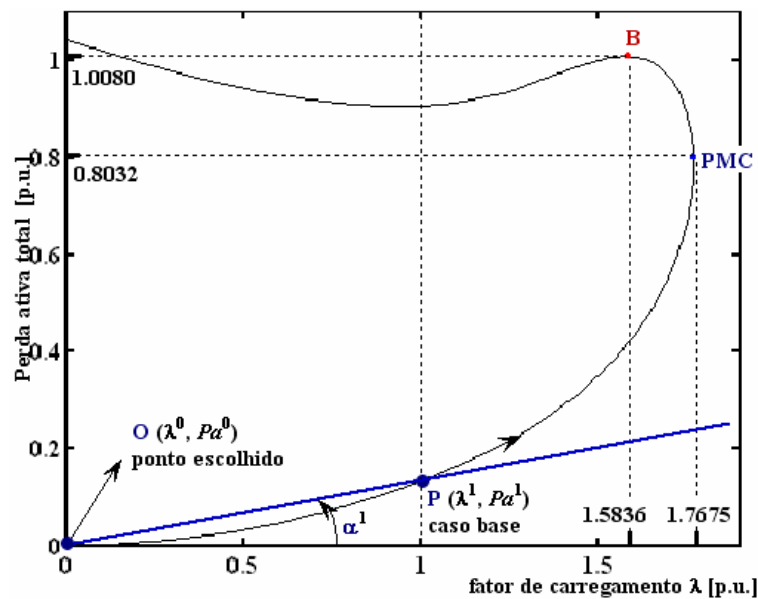
$$W(\mathbf{V}, \boldsymbol{\theta}, \lambda, \mu) = \mu W^0 - F(\mathbf{V}, \boldsymbol{\theta}, \lambda) = 0 \quad (3.20)$$

onde F pode corresponder, entre outras, à perda total de potência ativa ou reativa e W^0 é o respectivo valor da função no caso base. Um novo parâmetro μ é adicionado ao problema. Como uma equação é adicionada, λ pode ser tratado como uma variável dependente e μ é considerado como um parâmetro. Uma vez que não é possível obter o PMC de um sistema aumentando-se diretamente o parâmetro λ , devido aos problemas de singularidade de \mathbf{J} , pode-se transformar este parâmetro em uma variável dependente, e simular aumentos de carga por meio da especificação de qualquer outra variável de folga no FC convencional, como por exemplo, a perda total de potência ativa.

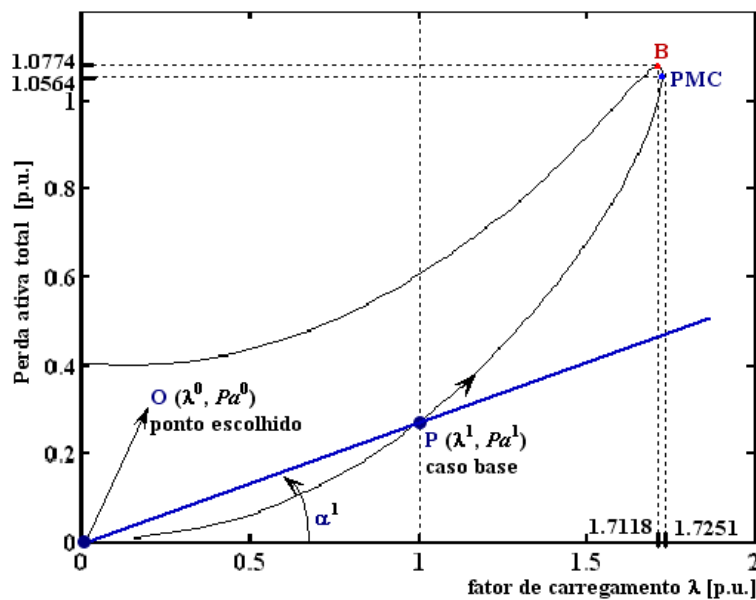
Dessa forma, ao invés de especificar o carregamento e obter o estado convergido, especificam-se, por exemplo, a perda total de potência ativa, e obtém-se o estado convergido (ou o ponto de operação), incluindo o nível de carregamento para o qual as perdas de potência ativa especificadas ocorrem. Deve-se lembrar que a prefixação do valor da perda total de potência ativa corresponde à técnica de previsão trivial ou polinomial modificada de ordem zero (SEYDEL, 1994). Por exemplo, para $\mu = 1$, a solução convergida deverá resultar em $\lambda = 1$.

Conforme se pode observar na figura 3.8, a grande vantagem do uso deste parâmetro é que para a maior parte dos casos não há a necessidade de troca de parâmetro até pouco depois do PMC. Além disso, não são necessárias grandes alterações no programa de FC convencional. Entretanto, conforme pode-se observar na figura 3.8(b), para alguns casos, como por exemplo o do sistema IEEE-57, o PMC e o ponto de singularidade da matriz

Jacobiana, ponto B, do novo parâmetro são muito próximos. Nesses casos, esta proximidade exige, em consequência dos problemas numéricos que surgem, que se efetue um bom controle de passo, procedimento este que se assemelha em muito aos apresentados pelo uso do FC convencional para a determinação do PMC.



(a)



(b)

Figura 3.8: Perda total de potência ativa como função de λ para os sistemas: (a) IEEE-14 e (b) IEEE-57.

Assim, em certas situações ainda permanece a dificuldade em discernir se a divergência é consequente das limitações físicas do sistema ou de problemas numéricos. Com o objetivo de se eliminar essa limitação, ao invés de se acrescentar a equação (3.20) ao

sistema (3.1), na metodologia proposta acrescenta-se a equação da reta, que passa por um ponto escolhido (λ^0, Pa^0) no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa (Pa) e o fator de carregamento (λ), conforme se verifica nas figuras 3.8(a) e 3.8(b). Esse novo sistema de equações é escrito na forma:

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{0} \\ W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (Pa(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) - Pa^0) = 0 \end{aligned} \quad (3.21)$$

onde o parâmetro α é o coeficiente angular da reta. Como uma equação é adicionada, λ pode ser tratado como uma variável dependente e α considerado como uma variável independente, ou seja, escolhido como parâmetro da continuação (seu valor é prefixado). Assim, o número de incógnitas fica igual ao de equações, com isto, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a matriz tenha posto máximo (seja não-singular). Sendo que o valor perda total de potência ativa (Pa) é calculado por meio da equação:

$$Pa = \sum_{k, m \in \Omega} g_{km} (V_k^2 + V_m^2 - 2V_k V_m \cos \theta_{km}) \quad (3.22)$$

sendo g_{km} a condutância do ramo k-m, V_k e V_m são as magnitudes das tensões terminais do ramo k-m, θ_{km} a defasagem angular entre as tensões das barras terminais no ramo k-m, Ω é o conjunto de todas as barras.

Desta forma, após obter a solução do caso base $(\theta^1, V^1, Pa^1$ e $\lambda^1)$ por meio de um FC, calcula-se o valor de α a partir do ponto inicial escolhido (λ^0, Pa^0) e dos seus respectivos valores obtidos no caso base (λ^1, Pa^1)

$$\alpha^1 = (Pa^1 - Pa^0) / (\lambda^1 - \lambda^0) \quad (3.23)$$

Uma vez α^1 calculado, o FCCP pode ser utilizado para traçar a curva P-V e para calcular o PMC aplicando o passo preditor para encontrar a estimativa para a próxima solução. As técnicas de previsão utilizadas neste trabalho é o método do preditor trivial e da reta tangente.

Utilizando o preditor trivial, através do FCC proposto (FCCP), calcula-se as demais soluções por meio de sucessivos incrementos ($\Delta\alpha$) no valor de α . Para $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$, a solução de (3.21) fornecerá o novo ponto de operação (θ^2 , V^2 , Pa^2 e λ^2) correspondente a interseção da função Pa com a reta cujo novo valor de coeficiente angular ($\alpha^1 + \Delta\alpha$) foi especificado. Para $\alpha = \alpha^1$, a solução convergida deverá resultar em $\lambda = 1$. O sistema (3.21) linearizado pelos dois primeiros termos da série de Taylor, considerando o valor prefixado no valor do parâmetro α calculado para o caso base, resulta em

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda \\ \partial Pa / \partial \mathbf{x} & -\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{G} \\ \Delta W \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

onde $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \ \mathbf{V}^T]^T$ e \mathbf{G}_λ corresponde à derivada de \mathbf{G} em relação a λ . O Δ representa os fatores de correção (*mismatches*) das respectivas funções em (3.21). Deve-se observar que estes serão iguais a zero (ou praticamente nulos, isto é, inferior a tolerância adotada) para o caso base convergido. Assim, somente ΔW será diferente de zero devido a variação de α .

Utilizando o preditor tangente, a estimativa da próxima solução é obtida, por meio de um passo de tamanho apropriado na direção tangente a trajetória de soluções na solução atual.

O vetor tangente será calculado por meio das derivadas de (3.21), sendo calculado por:

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda & 0 \\ \partial Pa / \partial \mathbf{x} & -\alpha & \lambda - \lambda^0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\mathbf{x} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \mathbf{t} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

onde $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \ \mathbf{V}^T]^T$ e \mathbf{G}_λ corresponde à derivada de \mathbf{G} em relação a λ , \mathbf{J} a matriz Jacobiana

do FC convencional e \mathbf{t} o vetor tangente. Na segunda linha da matriz o valor $-\alpha$ é a derivada de W em relação a λ e $(\lambda-\lambda^0)$ a derivada de W em relação a α . A escolha do sinal + ou – dependerá de como a variável α estará variando, positivo se ela estiver aumentando de valor, e negativo se estiver diminuindo. Uma vez obtido o vetor t , a estimativa para a próxima solução será dada por:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\theta}^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \\ \alpha^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\theta}_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \\ \alpha_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\boldsymbol{\theta} \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

onde o sobrescrito “e” indica estimativa, isto é, o vetor tangente é usado para obter uma estimativa para λ , $\boldsymbol{\theta}$ e \mathbf{V} , a partir da solução atual j . O símbolo σ (sigma) é um escalar que define o tamanho do passo preditor. O tamanho do passo deve ser tal que a solução prevista esteja dentro do raio de convergência do passo corretor.

Capítulo 4

TESTES E RESULTADOS

4.1 Introdução

Neste capítulo, apresentam-se testes e resultados referentes ao desempenho da metodologia proposta para diversos sistemas elétricos de potência. Com base nas características observadas referente aos testes realizados para os sistemas IEEE-14 e IEEE-30 foi desenvolvido um procedimento geral para o traçado da curva P-V, que posteriormente foi utilizado para a obtenção dos resultados dos demais sistemas estudados IEEE (57, 118 e 300 barras) e do sistema sul-sudeste (638 e 787 barras). Verifica-se ainda neste capítulo que os resultados obtidos com a metodologia proposta mostram que as características dos métodos convencionais não somente são preservadas, mas também melhoradas. Também, mostra-se que durante o traçado das curvas P-V, a comparação entre os métodos, convencionais e o proposto, possibilita a determinação eficiente de todos os pontos, com poucas iterações.

Para todos os testes realizados, adotou-se para os desbalanços de potência uma tolerância igual a 10^{-4} p.u.. O primeiro ponto de cada curva é obtido com o método de FC convencional. Os limites superior e inferior adotados para os “*taps*” de transformadores foram 1,05 e 0,95. O ajuste de “*tap*” nos transformadores OLTC (transformadores com comutação de “*tap*” sob carga) consiste da inclusão da posição do “*tap*” como variável dependente, ao passo que a magnitude da tensão das barras controladas são consideradas variáveis independentes (PETERSON; MEYER, 1971). A consideração dos limites de potência reativa (Q) nas barras PV é feito da mesma forma que no método convencional de FC. Em cada

iteração as gerações de reativos de todas as barras PV são comparadas com seus respectivos limites. No caso de violação, a barra PV é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras. As violações de limite de “tap” também são verificadas.

As cargas são modeladas como de potência constante e o parâmetro λ é usado para simular incrementos de carga ativa e reativa, considerando fator de potência constante. Cada aumento de carga é seguido por um aumento de geração equivalente usando λ . O objetivo dos testes é comparar os métodos propostos com o propósito de explicitar suas características, considerando a influência dos limites de potência reativa (Q) e de “tap” dos transformadores.

Em todas as figuras apresentadas a seguir, o traçado completo das curvas de tensão na barra crítica versus λ (curva P-V) e de Pa versus λ , foi obtido primeiramente através da parametrização pela tensão com passo de 0,01 p.u. usando a técnica apresentada em Alves et al. (1999), Alves et al. (2002). Posteriormente, foram plotados os pontos obtidos com o FCCP. O objetivo é mostrar que as curvas obtidas pelo FCCP e pelas técnicas apresentadas em Alves et al. (2000), Alves et al. (1999), são exatamente as mesmas.

4.2 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-14

A figura 4.1 mostra o desempenho do método para o traçado da curva P-V do sistema IEEE-14. Na figura 4.1(a) é apresentada a tensão na barra crítica (V_{14}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.1(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de perda total de potência ativa (P_a) como função do carregamento (λ), juntamente com as respectivas retas utilizadas. O ponto P ($\lambda^1=1,0$ p.u.; $P_a^1=0,1344$ p.u.) foi obtido com o FC e corresponde ao caso base. O correspondente valor do coeficiente angular da reta ($\alpha^1=0,1344$) que passa pela origem (0; 0), ponto O, e pelo ponto P, foi calculado por meio da equação (3.22). As demais retas foram obtidas considerando um passo ($\Delta\alpha$) de +0,05 para α , ou seja, usando a técnica de previsão trivial. O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na figura 4.1(c). De acordo com os resultados obtidos, o método apresenta um bom desempenho ao longo de todo o traçado da curva P-V. Na vizinhança do PMC o FC convencional apresenta dificuldades numéricas, enquanto que o método proposto não só obtém êxito em encontrar a solução, mas também permite a obtenção de pontos além do PMC (isto é, pontos da parte inferior da curva P-V) com um número reduzido de iterações e, para esse sistema, sem a necessidade da troca de parâmetro. Caso se queira valores mais precisos para o PMC, deve-se retornar para o ponto anterior ao da mudança de sinal de λ , e reduzir o passo de α . Observa-se que para os últimos pontos foram gastos apenas uma iteração. Isto se deve à forma da curva de P_a e à pequena variação da inclinação da reta ocasionada pela manutenção de um passo fixo em α , o que levou a um aumento desnecessário do número global de iterações e a obtenção de muitos pontos próximos entre si. Nesse caso, como será visto mais a frente, poder-se-ia contornar essa situação ou com o aumento do passo, ou o que se mostrou mais eficiente, com a mudança de reta através da escolha de um outro ponto inicial (λ^0, P_a^0) mais apropriado.

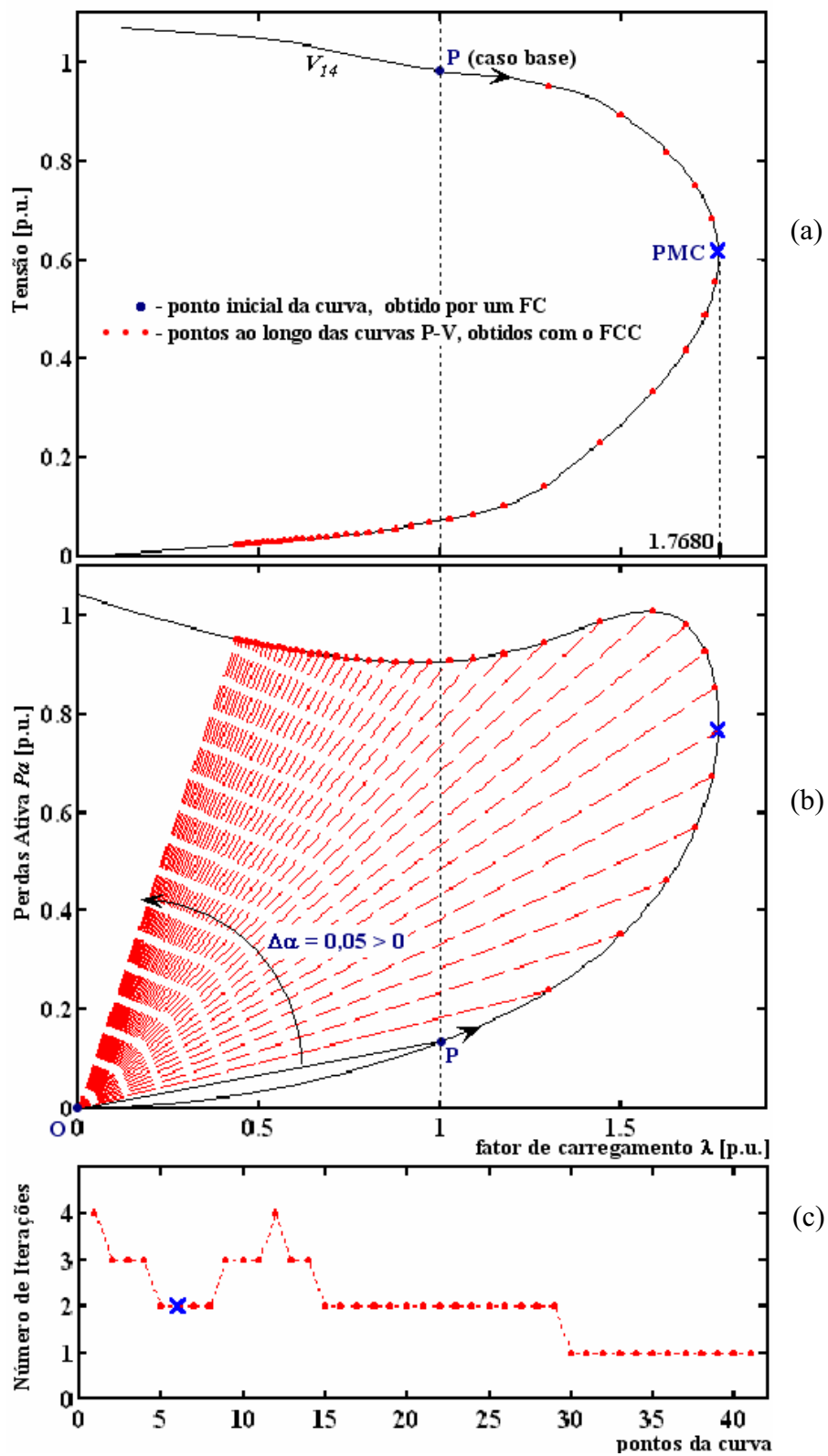


Figura 4.1: Desempenho do método proposto para o IEEE-14: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações.

4.3 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-30

A figura 4.2 mostra o desempenho do método para o traçado da curva P-V do sistema IEEE-30.

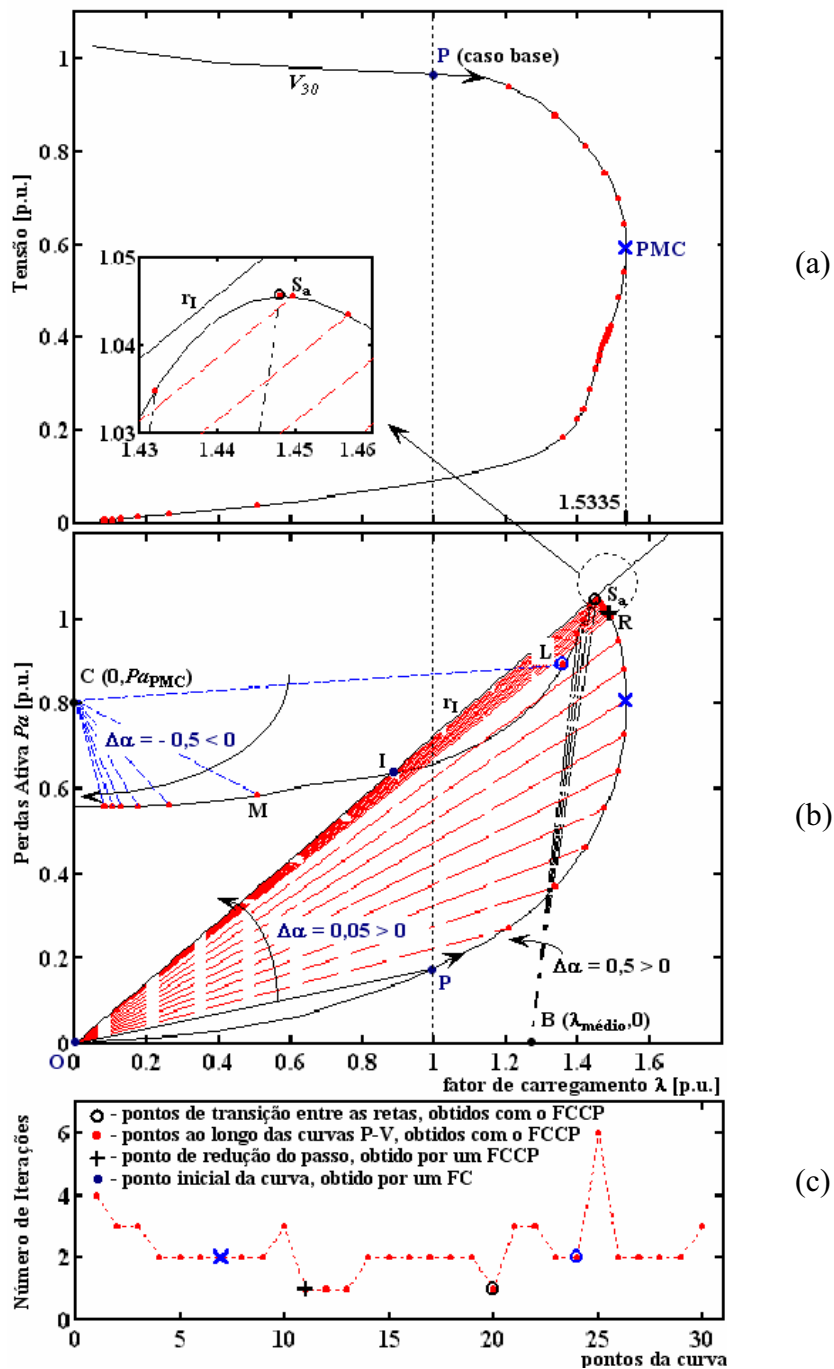


Figura 4.2: Desempenho do método proposto para o IEEE-30: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações.

Na figura 4.2 (a) é apresentada a tensão na barra crítica (V_{30}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.2(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de perda total de potência ativa como função do carregamento, juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda^1=1,0$ p.u.; $Pa^1=0,1762$ p.u.). O valor inicial do coeficiente angular da reta ($\alpha^1=0,1762$), que passa pela origem (0; 0), ponto O, e pelo ponto P, foi calculado por meio da equação (3.22). As demais retas pertencente ao feixe de retas que passa pelo ponto O, foram obtidas considerando um passo ($\Delta\alpha$) de +0,05 para α , ou seja, usando a técnica de previsão trivial. O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na figura 4.2 (c). Observa-se que para este sistema foi necessária uma mudança de estratégia uma vez que o processo diverge para a solução seguinte à do ponto R, ver figura 4.2(b), caso seja mantido o passo de +0,05 para α . Nesse ponto o passo de α foi dividido por 10 e o processo prosseguiu até que divergiu novamente.

Como se pode ver na figura 4.2 (b) e no detalhe apresentado na figura 4.2 (a), a divergência ocorre porque a intersecção da reta r_1 com a curva, se dá no ponto I, ponto este que se encontra após a singularidade da matriz \mathbf{J} do novo parâmetro α_I .

Isto pode ser confirmado pela tabela I, onde pode-se observar os respectivos valores dos coeficientes angulares das retas pertencentes ao feixe de retas que passa pelo ponto O (α_I , coluna 3), e os correspondentes ao conjunto formado pelos feixes de retas que passam pelo ponto O e pelo ponto B (α_M , coluna 5). O ponto B (vide figura 4.2(b)) é o ponto situado no eixo das abscissas, cujo valor da abscissa corresponde ao valor médio entre $\lambda=1$ p.u. e $\lambda=\lambda_{\max}$ (maior valor obtido antes do processo divergir novamente). O valor do determinante do parâmetro α_I ($|J_I|$, coluna 4) troca de sinal, i.e., passa por zero (ponto de singularidade do parâmetro, ou seja, ponto onde a reta tangencia a curva) entre os pontos 20 e 21 da tabela, enquanto que com a troca de parâmetro, i. e., de feixe de reta, o determinante ($|J_M|$, coluna 6) não se anula. Apenas 4 soluções (pontos da curva) foram calculadas com as retas pertencente a este último feixe de retas. O primeiro ponto foi obtido com o mesmo passo inicial ($\Delta\alpha=0,05$) e uma vez que o processo precisou de apenas uma iteração para convergir, o passo foi multiplicado por 10 ($\Delta\alpha=0,5$) e os demais pontos foram calculados com este novo valor de passo. As demais soluções foram obtidas adotando-se a equação da reta que pertence ao feixe que passa pelo ponto C (0; Pa_{PMC}), situado no eixo das ordenadas, juntamente com um passo de -0,5 para α , conforme se pode observar na figura 4.2(b).

Tabela I – Ponto de singularidade para o novo parâmetro, para o sistema IEEE-30

Ponto da curva	$ J_\lambda \times 10^{49}$	α_I	$ J_I \times 10^{49}$	α_M	$ J_M \times 10^{49}$
5	2.29541496473739	0.42643	7.04556135670351	0.426	7.04556135670351
6	0.01164928479041	0.47643	0.08181755879507	0.476	0.08181755879507
7	-0.00000469675458	0.52643	0.00091610307375	0.526	0.00091610307375
8	-0.00000125209607	0.57643	0.00000952169456	0.576	0.00000952169456
9	-0.00000002172155	0.62643	0.00000008645978	0.626	0.00000008645978
10	-0.00000000024315	0.67643	0.00000000059386	0.676	0.00000000059386
11	-0.00000000024385	0.68143	0.00000000059608	0.681	0.00000000059608
12	-0.00000000015094	0.68643	0.00000000035104	0.686	0.00000000035104
13	-0.00000000009295	0.69143	0.00000000020483	0.691	0.00000000020483
14	-0.00000000003467	0.69643	0.00000000006733	0.696	0.00000000006733
15	-0.00000000002098	0.70143	0.00000000003777	0.701	0.00000000003777
16	-0.00000000001261	0.70643	0.00000000002070	0.706	0.00000000002070
17	-0.00000000000751	0.71143	0.00000000001094	0.711	0.00000000001094
18	-0.00000000000443	0.71643	0.00000000000542	0.716	0.00000000000542
19	-0.00000000000258	0.72143	0.00000000000227	0.721	0.00000000000227
20	-0.00000000000257	0.72146	0.00000000000208	5.765	0.00000000001504
21	-0.00000000000224	0.72292	-0.00000000000152	6.265	0.00000000001086
22	-0.000000000002725	0.70547	-0.00000000004483	6.765	0.000000000011892

Essa estratégia foi adotada porque possibilita obter os pontos mais rápido na trajetória de soluções, com o mesmo passo, usando as equações das retas pertencentes ao feixe anterior, o que passa pelo ponto B, evitando-se com isso um aumento desnecessário do número global de iterações. Assim, uma vez superada a singularidade com a mudança de reta, foi possível aumentar o passo e, conforme pode-se verificar nas figuras 4.2(b) e 4.2(c), alcançar uma solução (ponto M) distante da anterior (ponto L) com um número razoável de iterações, neste caso igual a 6. Na coluna 2 da tabela I também pode-se observar a mudança do sinal, ao passar pelo PMC, do determinante da matriz correspondente ao parâmetro λ ($|J_\lambda|$).

4.4 Procedimento Geral para a Mudança de Reta Durante o Traçado da Curva P-V

Em função da análise feita nas seções 4.2 e 4.3 definiu-se um procedimento geral para escolher o melhor feixe de retas a ser utilizado em cada região da curva P-V. Após muitos testes concluiu-se que o algoritmo a seguir é o mais robusto e o que exige a menor demanda em termos do número total de iterações necessária para o traçado da curva P-V:

1. Obtenha o ponto P (vide figura 4.2) resolvendo o caso base utilizando o FC convencional;
2. Obtenha os próximos pontos da curva P-V incrementando gradualmente (i.e., com um passo fixo) o valor do coeficiente angular da reta (α) que passa pela origem (0; 0), ponto O, e pelo ponto P;
3. Reduza o tamanho do passo dividindo-o por 10 quando o processo não convergir, a partir do último ponto convergido;
4. Quando o processo não convergir novamente após a redução do passo, retorne à solução anterior, adote a equação da reta pertencente ao feixe que passa pelo ponto B e a última solução obtida, e retomando o passo inicial calcule apenas alguns pontos (4 ou 5);
5. Calcule os demais pontos da curva adotando as equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C, situado no eixo das ordenadas.

A finalidade do cálculo de apenas alguns pontos da curva (4 ou 5) com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B e os demais com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C, é apenas do ponto de vista da eficiência, i.e., o de reduzir o número de iterações global necessário para o traçado da curva P-V. Por outro lado, o uso das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B é importante do ponto de vista da robustez do método, posto que é necessário para eliminar as singularidades das matrizes Jacobianas. Observe também que a troca de feixe de retas implicará apenas na alteração do valor de α na matriz Jacobiana, e não em mudanças na sua estrutura ou na criação de novos elementos.

Observa-se que ao aplicar esse procedimento ao sistema IEEE-14 não houve nenhuma mudança com relação aos valores já apresentados na figura 4.1, posto que não ocorreu, como já era esperado, nenhuma divergência e assim, foi possível obter todas as soluções usando as

equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto O , ou seja, o algoritmo ficou restrito apenas aos passos 1 e 2.

4.5 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-57

Na figura 4.3 apresenta-se o desempenho da metodologia durante o traçado da curva P-V do sistema IEEE-57. Na figura 4.3(a) é mostrada a tensão na barra crítica (V_{31}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.3(b) podem ser observados os pontos correspondentes às soluções obtidas ao longo do traçado da curva de perdas total de Pa como função de λ , juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda^1=1,0$ p.u.; $Pa^1= 0,2723$ p.u.). O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser observado na figura 4.3(c). O valor inicial do coeficiente angular da reta (α^1) é igual a 0,2743. Os resultados mostram que a aplicação da metodologia proposta, considerando o procedimento geral para a mudança de reta durante o traçado da curva P-V (3.3.1), conduz a um bom desempenho ao longo de todo o traçado da curva P-V.

A figura 4.4 apresenta alguns detalhes observados com o traçado das curvas P-V para os sistemas IEEE-57 e IEEE-30. Nestes detalhes fica evidente a importância do uso das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B ($\lambda_{\text{médio}}$; 0) para o bom desempenho geral da metodologia. Na figura 4.4(a) mostram-se os detalhes do uso destas retas no procedimento geral, enquanto na figura 4.4(b) elas não são consideradas.

É interessante observar que apesar da existência da singularidade do parâmetro (vide comentários da tabela 1, referentes ao sistema IEEE-30) é possível utilizar apenas as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C, ou seja, não seria necessário utilizar as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B.

Entretanto, conforme observa-se nos detalhes da figura 4.4(a), para o sistema IEEE-30 a última solução obtida (ponto S) após a redução do passo (ponto R) encontra-se antes do ponto máximo da curva de perdas e, dessa forma, ao utilizar as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C, o processo convergirá para as soluções da parte inferior dessa curva, ou seja retornará pelo mesmo caminho.

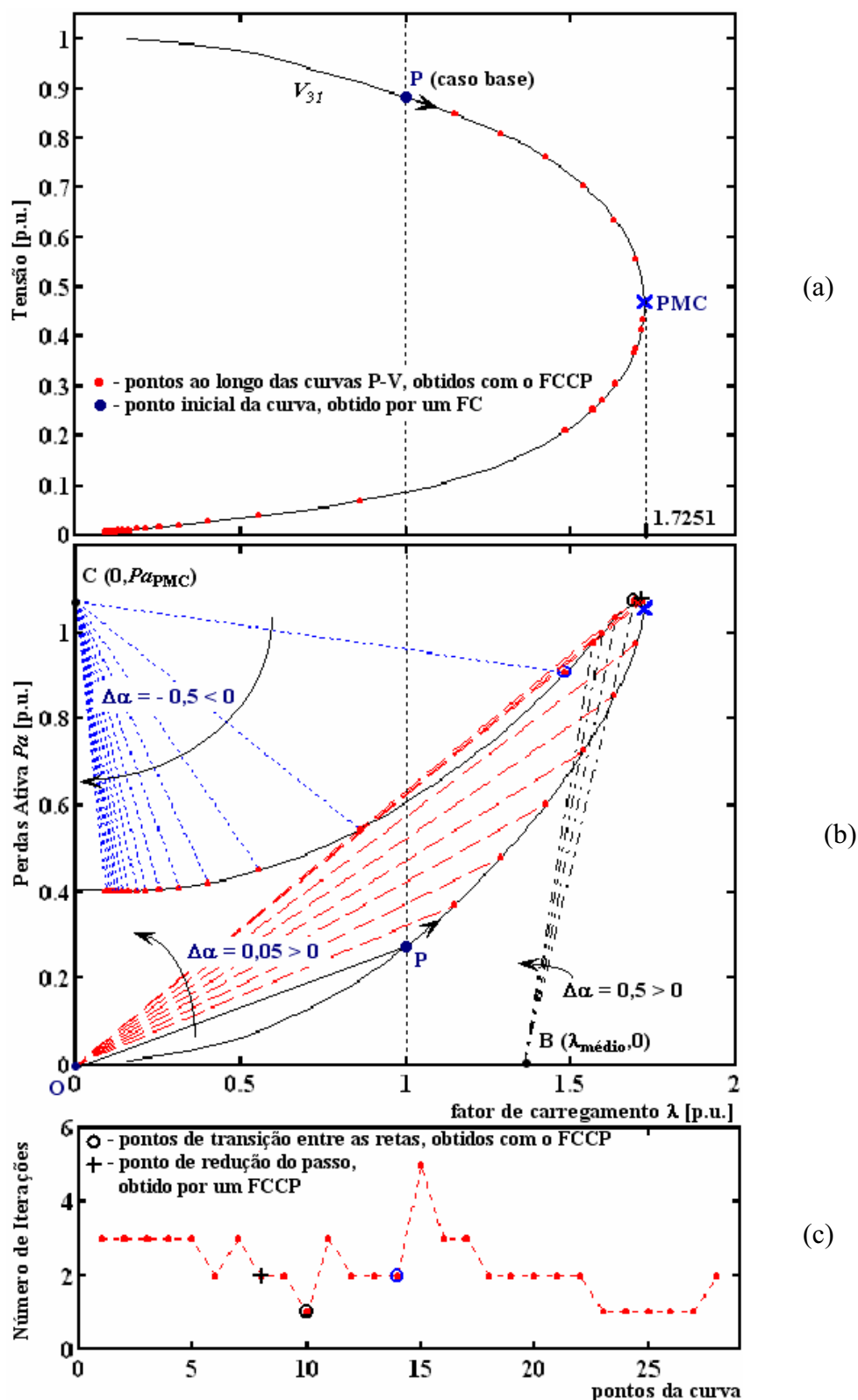


Figura 4.3: Desempenho do método proposto para o IEEE-57: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) número de iterações.

Conforme se vê nos detalhes da figura 4.4(b), no que diz respeito ao sistema IEEE-30, para que o processo convirja para as soluções da parte superior da curva é necessário que no ponto R se efetue uma redução maior do passo e , ao invés de dividi-lo por 10 como seria feito no procedimento geral, o passo, neste caso, precisou ser dividido por 20. O mesmo já não se mostrou necessário para o sistema IEEE-57, para o qual a redução do passo foi mantida, i. e., o passo foi dividido por 10. Uma vez que a última solução obtida (ponto S) após a redução do passo (ponto R) encontra-se após o ponto máximo da curva de perdas, o processo obtém êxito em encontrar a solução I, vide detalhes da figura 4.4(b).

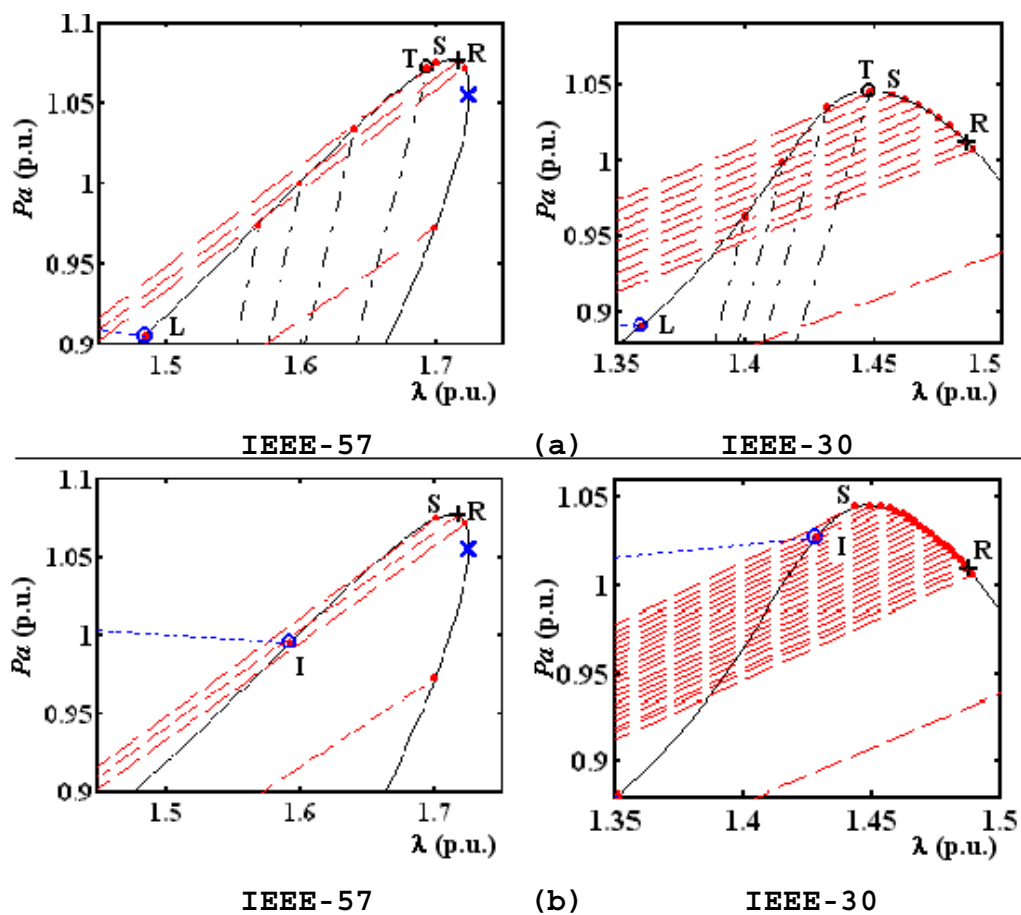


Figura 4.4: P_a como função de λ para os sistemas IEEE-57 e IEEE-30; desempenho do uso do procedimento geral: (a) utilizando as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B ($\lambda_{\text{méd}}; 0$), (b) sem utilizar as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B.

Observa-se também nestes detalhes, que para encontrar a solução I usando as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C, também foi necessário para ambos os sistemas, IEEE-57 e IEEE-30, reduzir os passos de $-0,5$ para $-0,25$ e $-0,1$, respectivamente. Todas

essas complicações desaparecem com o uso do procedimento geral para mudança do feixe de reta apresentado em 4.4.

4.6 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-118

Na figura 4.5 apresenta-se a aplicação da metodologia proposta, considerando o procedimento geral, para o traçado da curva P-V do sistema IEEE-118. Na figura 4.5(a) é mostrado a tensão da barra 9 (V_9) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.5(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de P_a como função de λ , juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda^1=1,0$ p.u.; $P_a^1= 0,2723$ p.u.). O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na figura 4.5(c). O valor inicial do coeficiente angular da reta α^1 é igual a 0,2743.

Observe na figura 4.5 que para este sistema o PMC também é muito próximo do ponto de máximo de P_a , ou seja, ambas as matrizes, a que usa λ como parâmetro e a modificada que usa P_a como parâmetro (ALVES et al., 2000), são praticamente singulares no mesmo ponto. Seguindo o procedimento geral, partindo-se do ponto P da figura 4.5(b) e considerando-se um passo de +0,05 para α , o processo diverge ao se alcançar o ponto R , vide detalhe apresentado na figura 4.5(c). Nesse ponto o passo de α foi reduzido para +0,005 e o processo prosseguiu. Quando este divergiu novamente, retornou-se ao ponto anterior e adotou-se a equação de uma reta que pertence ao feixe de retas que passa pelo ponto B (ver figura 4.5(b)).

De acordo com o que se pode ver nos dois detalhes da figura 4.5 (c), com a mudança da reta foi possível encontrar a solução S_2 a partir da última solução anterior S_0 . Também, devido à característica de convergência do método de Newton, o sistema convergiu para a solução mais próxima, S_2 , e não para a S_1 . Após 4 soluções (pontos da curva) serem calculadas com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B , todas as demais foram calculadas adotando-se as equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C situado no eixo das ordenadas, e considerando um passo de -0,5 para α , conforme se pode observar na figura 4.5(b). Essa estratégia é adotada pois, conforme já comentado anteriormente, possibilita caminhar mais rápido na trajetória de soluções do que se caminharia, com o mesmo passo, usando as retas que passam pelo ponto B , evitando-se com isso um aumento desnecessário do número global de iterações.

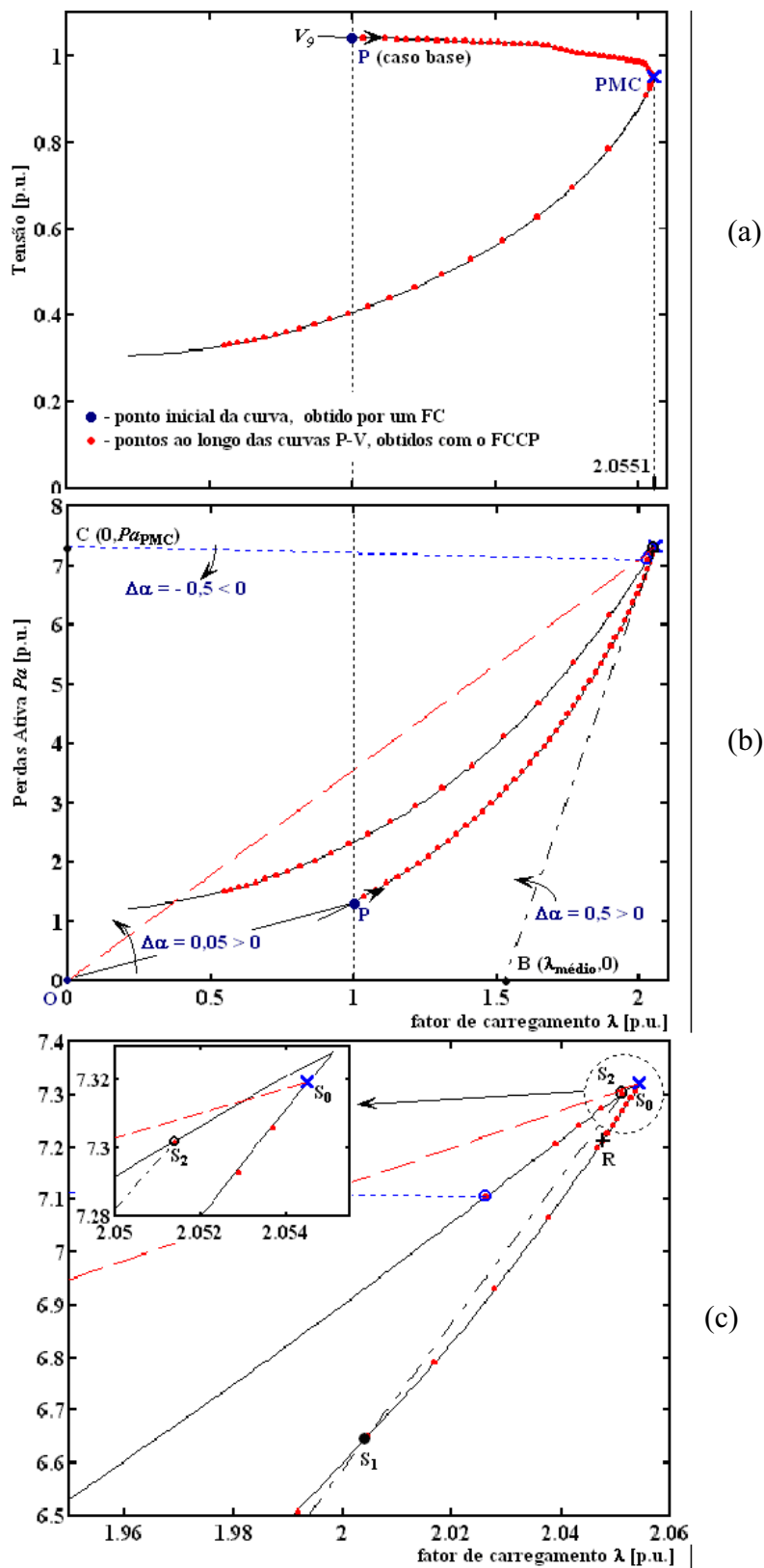


Figura 4.5: Desempenho do método proposto para o IEEE-118: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência.

A figura 4.6(a) mostra que o número de iterações gastas no traçado, incluindo as gastas com a transição entre as retas, permaneceram reduzidas. Na figura 4.6(b) é feita uma comparação, em termos do número de iterações, entre a fluxo de carga proposto (FCCP) e os apresentados em Alves et al. (2000), parametrizado por P_a (FCCPa), e em Alves et al. (1999) parametrizado por V (FCCV). Observa-se que o FCCPa não possibilita obter pontos após o PMC, o que nesse caso, impossibilita se concluir que a divergência é devida à limitação física do sistema e não apenas restrições puramente numéricas. No tocante aos demais, FCCV e FCCP, ambos apresentaram praticamente o mesmo desempenho.

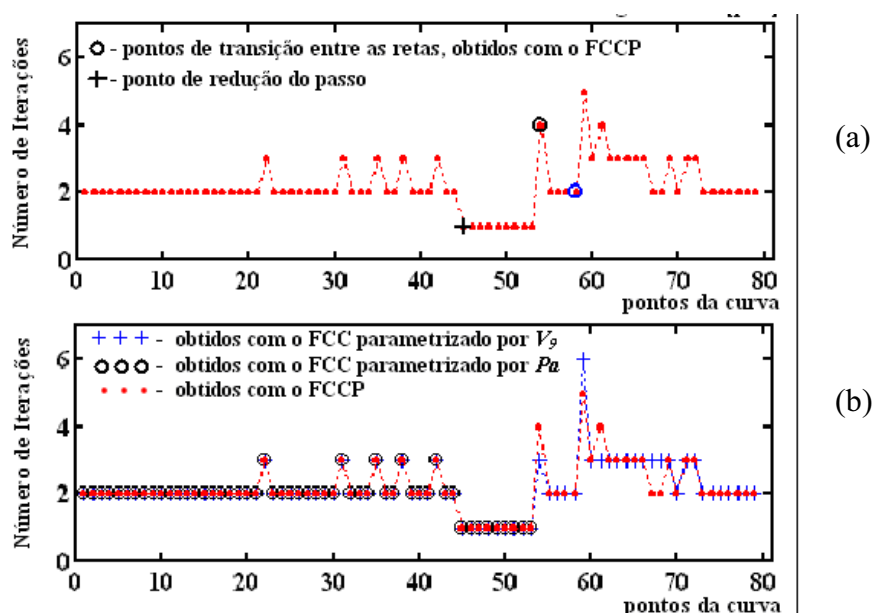


Figura 4.6: Desempenho do método proposto para o IEEE-118: (a) número de iterações, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização.

A figura 4.7 apresenta os resultados do FCCP para uma outra condição operativa do IEEE-118, para a qual as tensões das barras 25, 59, 61, 66 e 80 foram controladas somente pelo “tap” dos OLTC. O passo utilizado para α nesse caso, foi de +0,5. Também, não foi necessário nenhuma mudança de feixe de retas para se traçar a trajetória de soluções. Nesse caso observa-se, conforme figura 4.7(b), um melhor desempenho global do FCCP em relação aos demais. O FCCP possibilitou a obtenção de mais soluções sem que ocorresse a divergência. Uma das vantagens da metodologia proposta é que no caso do FCCV sempre ocorrem mudanças de parâmetro (parametrização local) (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) na região do PMC, enquanto que para o FCCP, a mudança, quando se fizer necessária, é previamente estabelecida.

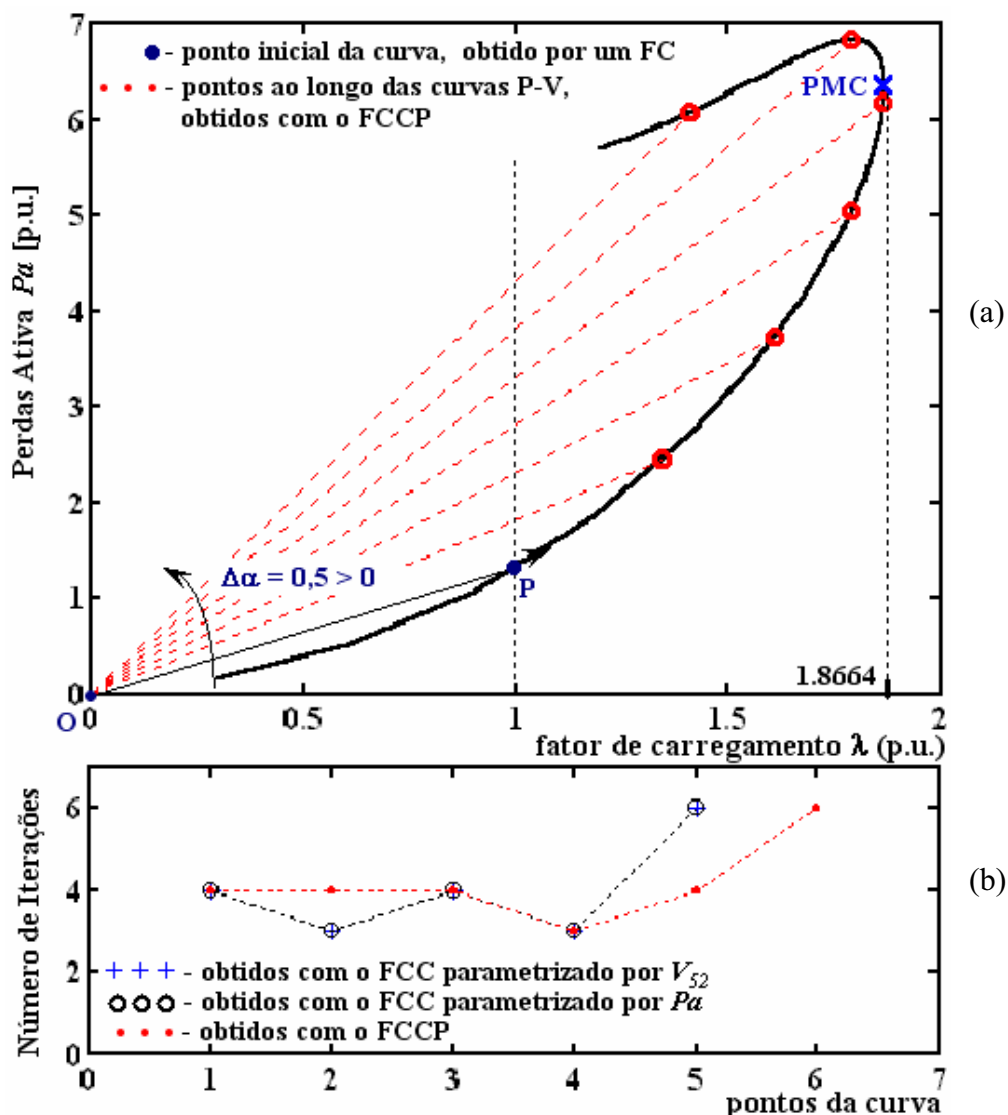


Figura 4.7: Desempenho do método proposto para outra condição operativa do sistema IEEE-118: (a) perda total de potência ativa como função do carregamento, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização.

A figura 4.8 apresenta testes e resultados do FCCP, para o sistema IEEE-118, sem levar em consideração os limites de reativos (Q). Na figura 4.8(a) é mostrado a tensão da barra 44 (V_{44}) como função de λ , curva P-V. Verifica-se na figura 4.8(a) que considerando a tensão como parâmetro, a matriz \mathbf{Jm} tornou-se singular no ponto B. Em consequência disto, é necessário a utilização de outro parâmetro (θ ou P_{α}). O problema com a mudança do parâmetro está relacionada com a curvatura da trajetória de solução. Uma vez que essa curva não é conhecida, é muito difícil identificar qual variável é mais adequada para ser usada como parâmetro para se obter todos os pontos da curva. Por isso, um procedimento para definir uma

mudança de parâmetro durante o processo iterativo é necessária. No caso da utilização de P_a como parâmetro a matriz \mathbf{J}_m torna-se singular no ponto C, conforme pode-se observar na figura 4.8(b), no entanto, em geral, isto sempre acontece após ter sido alcançado o PMC (ponto A) como pode ser observado na figura 4.8(b). Portanto, este parâmetro apresenta vantagem da obtenção de pontos na trajetória de soluções, após o PMC, sem alterar o parâmetro. Por outro lado, como foi mostrado na figura 4.5, quando α é usado como parâmetro, neste caso não é necessário a troca de parâmetro, e sim uma mudança no centro do feixe de retas. Desta forma FCCP tem como vantagem que, ao contrário de outros métodos, o próximo procedimento (mudança do centro de feixe de retas) é conhecido com antecedência (procedimento geral). Conforme já foi visto anteriormente, para este procedimento não há alteração na estrutura da matriz \mathbf{J}_m mas apenas no valor de α .

As figuras 4.8(c) e 4.8(d) apresentam o comportamento das variáveis V e λ em função do parâmetro α . A figura 4.8(c) e 4.8(d) apresentam, respectivamente, a tensão na barra V_{44} e λ em função de α . O ponto A corresponde ao PMC (Figura 4.8(c)), onde λ atinge o seu valor máximo (Figura 4.8(d)), enquanto que o valor mínimo ocorre no ponto B (Figura 4.8(c)). Assim utilizando as variáveis V e λ como parâmetro, a matriz \mathbf{J}_m apresenta singularidade nos pontos B (Figura 4.8(c)) e A (Figura 4.8(d)). Por outro lado, o FCCP (utilizando α como parâmetro) pode obter facilmente o PMC, por que a singularidade é eliminada, ou seja, a singularidade é movida para além do ponto E, que está localizado na parte inferior da curva PV. Esta característica é responsável pelo seu bom desempenho com relação a convergência próximo do PMC, quando comparado com outras técnicas de parametrização, que utilizam, por exemplo, uma das outras três variáveis como parâmetro.

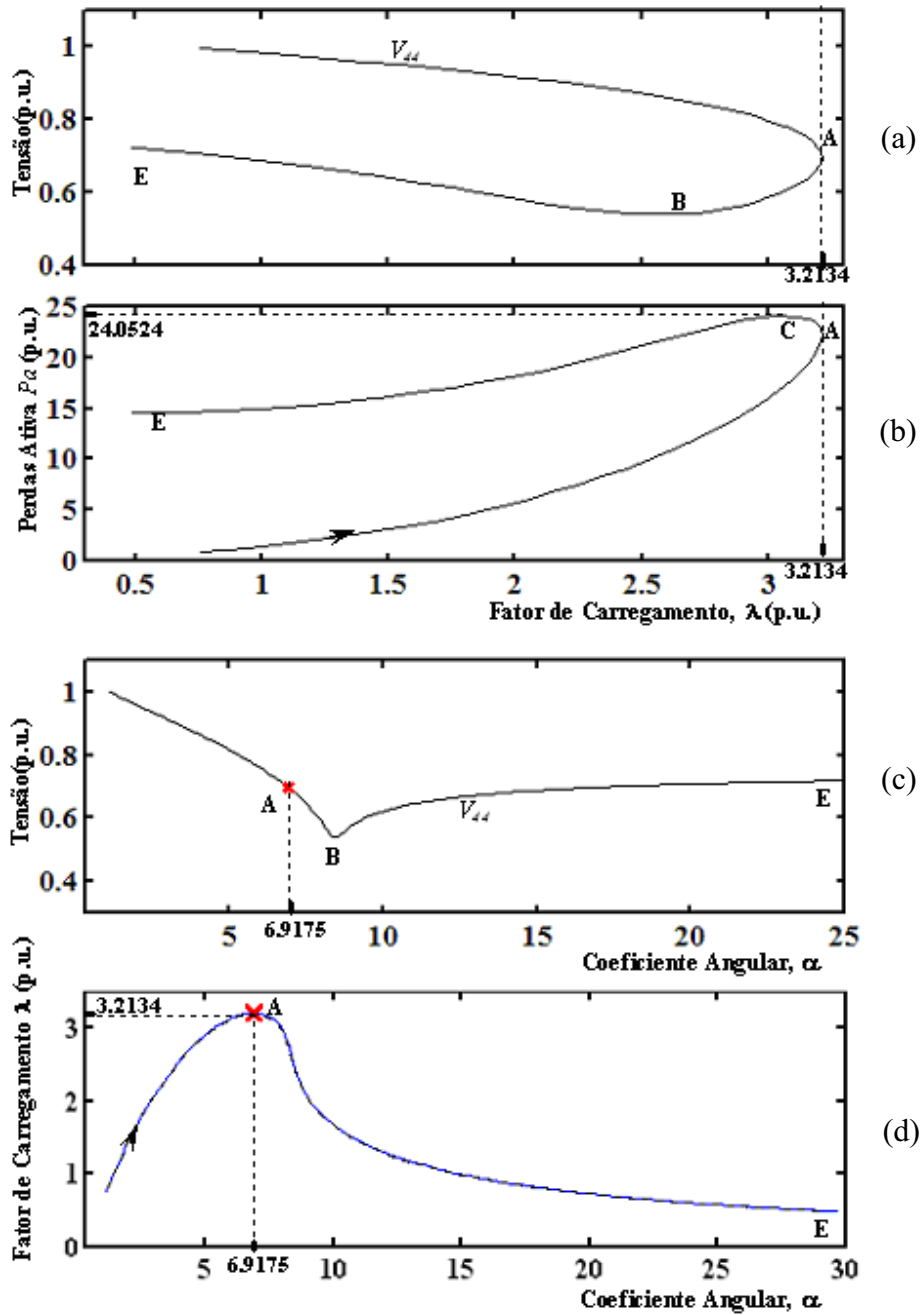


Figura 4.8: (a) magnitude de tensão na barra V_{44} , (b) perda total de potência ativa em função do fator de carregamento λ , (c) comportamento da tensão em função do coeficiente angular α , (d) comportamento do fator de carregamento em função do coeficiente angular α .

4.7 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-118 (Considerando o passo inicial quadruplicado)

A figura 4.9 mostra o desempenho do FCCP para o mesmo caso do sistema da figura 4.5, partindo-se da mesma condição inicial (ponto P obtido por um FC) e considerando o passo inicial de α igual a 0,2, ou seja, 4 vezes o valor anterior. O objetivo é mostrar a robustez do método. Todos os comentários anteriores referentes aos detalhes das figuras 4.5 (b) e 4.5 (c) se aplicam aos da figura 4.9 (b) e 4.9 (c), exceto no que se refere aos valores alcançados.

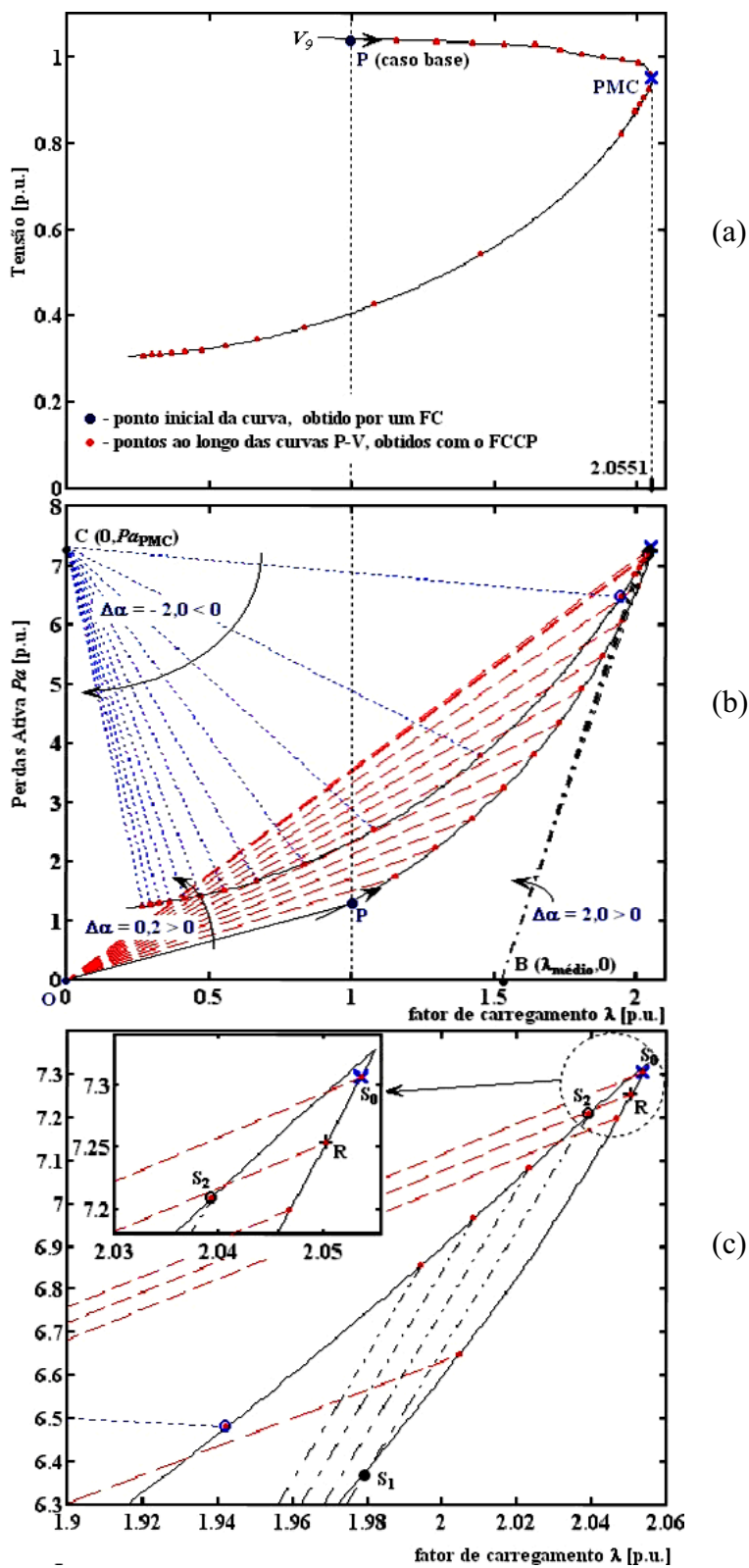


Figura 4.9: Desempenho do método proposto para o IEEE- 118, quadruplicando o passo inicial: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) P_L como função de λ , (c) detalhes do processo de convergência.

Observa-se pela figuras 4.10 (a) e 4.10 (b) que os desempenhos praticamente se mantiveram.

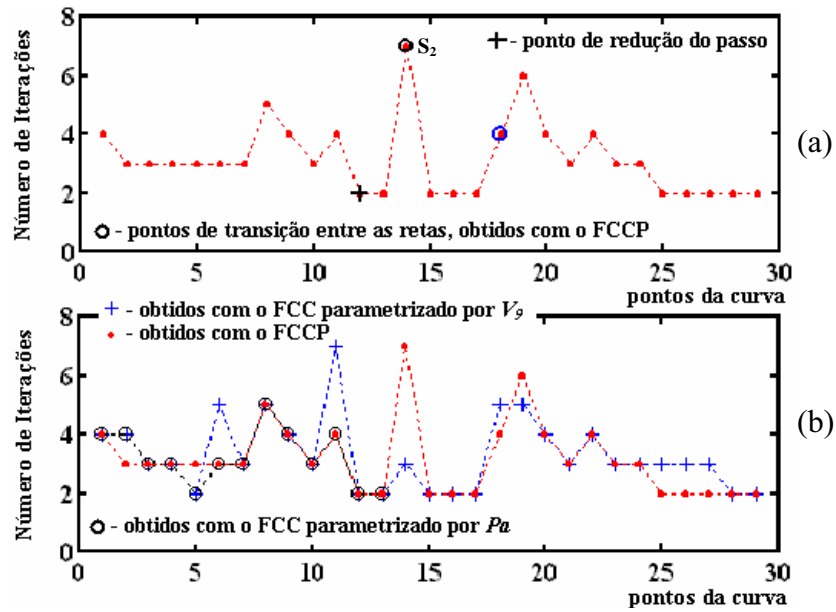


Figura 4.10: Desempenho do método proposto para o IEEE-118, quadruplicando o passo inicial: (a) número de iterações, (b) comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização.

4.8 Comparação do Desempenho dos Preditores Tangente e Trivial

Os objetivos agora são mostrar a robustez do método e comparar o desempenho dos dois preditores: o tangente e o trivial, considerando o mesmo estudo feito em 4.7 para o sistema elétrico de potência IEEE-118, com o passo quadruplicado. Observa-se que mesmo com o tamanho do passo quadruplicado, o ponto de máximo carregamento ainda se localiza entre os pontos S_0 e S_2 conforme, pode-se observar na figura 4.9. Como representado na figura 4.10(a), são necessárias 7 iterações para se obter o ponto S_2 a partir do ponto S_0 , pois o ponto S_2 está mais distante do ponto S_0 , devido ao tamanho do passo ser maior (quadruplicado).

A figura. 4.11 (b) ilustra a comparação do número de iterações para a convergência de cada condição de carregamento para os preditores trivial e tangente, considerando V_9 como parâmetro. A figura 4.11 (c) mostra os tempos da CPU, que são normalizados pelos respectivos tempos da CPU do fluxo de carga continuado com o preditor trivial parametrizado pela V_9 . O preditor trivial precisa de mais iterações para convergir do que o preditor tangente. Porém, como indicado na figura 4.11 (c), o tempo de CPU necessário para o preditor trivial é menor do que o do preditor tangente. O tempo total de CPU do preditor tangente é maior que o do preditor trivial. É necessário 8.8% mais do que o preditor trivial. Entretanto, isto representa somente uma diferença de 0.5 s em um processador Pentium 4, 2.8 GHz. A figura 4.11(d) compara o tempo de CPU de preditores triviais normalizados pelo tempo de CPU do preditor trivial considerando V_9 como parâmetro. O tempo total da CPU necessário para traçar a curva P-V usando o fluxo de carga continuado proposto (FCCP) com o preditor trivial é 8.9% maior que os tempos necessários pelo FCC parametrizados pelo V_9 com o preditor trivial

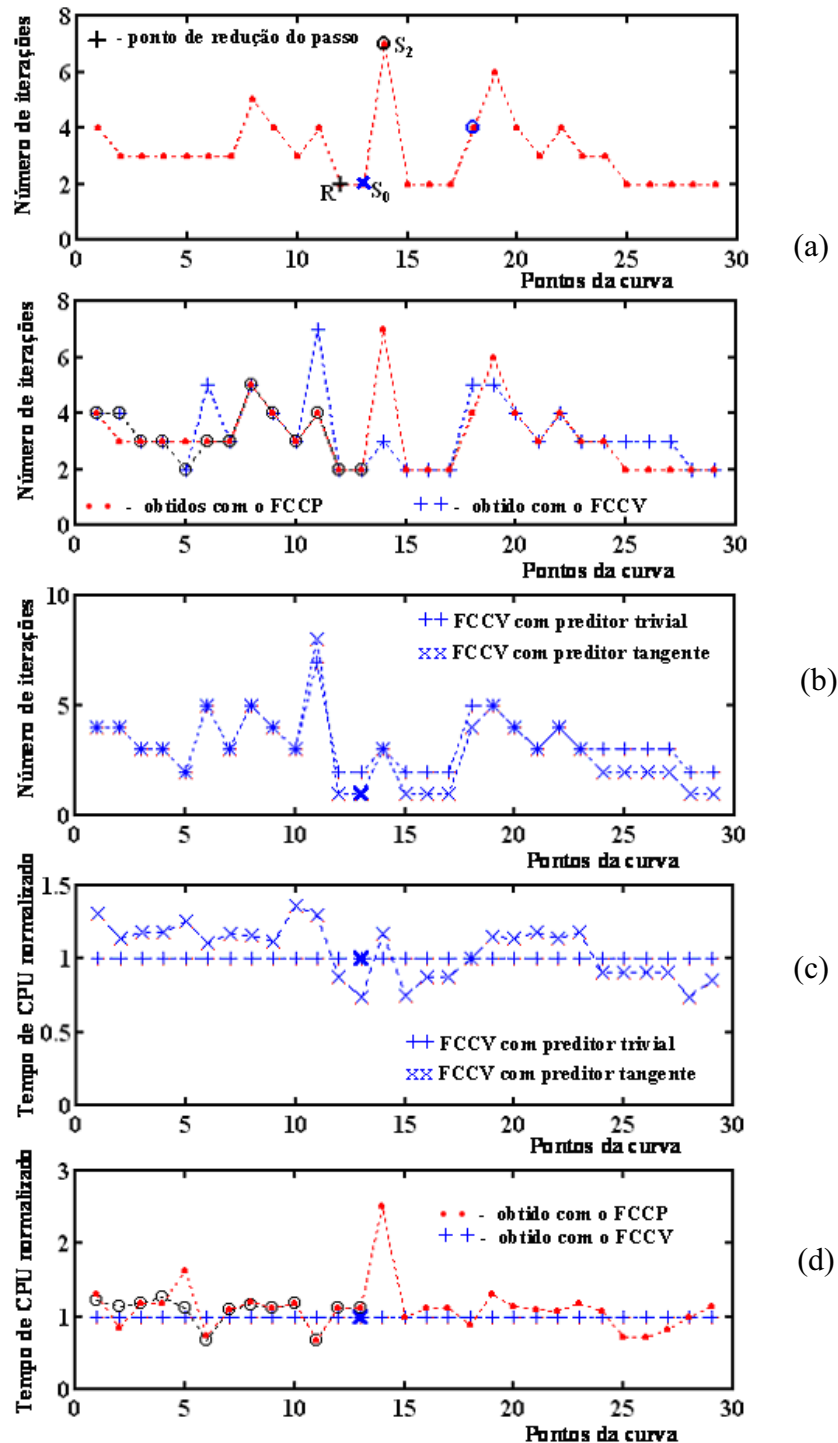


Figura 4.11 .Comparação entre o desempenho dos preditores tangente e trivial para o IEEE-118, considerando o tamanho do passo quadruplicado: (a) número de iterações dos preditores triviais com parametrização diferente, (b) número de iterações dos preditores trivial e tangente, considerando V_9 como parâmetro, (c) tempos de CPU normalizados para os preditores trivial e tangente, considerando V_9 como parâmetro, (d) tempos de CPU de preditores triviais normalizados pelo tempo da CPU do predictor trivial, considerando V_9 como parâmetro.

4.9 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema IEEE-300

A figura 4.12 apresenta o desempenho do FCCP aplicado ao sistema IEEE-300, onde na figura 4.12(a) é mostrado a tensão na barra 526 (V_{526}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.12(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de P_a versus λ , juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda_1 = 1,0$ p.u.; $P_{a1} = 4,2160$ p.u.) obtido por um FC. A figura 4.12(c) mostra que o número de iterações gastas no traçado, incluindo as gastas com a transição entre as retas, permaneceram reduzidas. Observe que para este sistema o PMC é muito próximo do ponto de máximo de P_a , ou seja, ambas as matrizes, a que usa λ como parâmetro e a modificada que usa P_a como parâmetro (ALVES et al., 2000), são praticamente singulares no mesmo ponto. Assim, partindo-se do ponto P da figura 4.12(b) e considerando-se um passo de +0,05 para α , o processo diverge ao se alcançar o ponto R, ver figura 4.12(c). Nesse ponto o passo de α foi reduzido para +0,005 e o processo prosseguiu. Quando este divergiu novamente, ponto D na figura 4.12(c), retornou-se ao ponto anterior e adotou-se a equação da reta que passa pelo ponto B (ver figura 4.12(b)), ponto situado no eixo das abscissas e que corresponde ao valor médio entre $\lambda=1$ p.u. e $\lambda=\lambda_{\max}$ (maior valor obtido antes do processo divergir novamente). α foi recalculado através da equação (3.22). Observe que isto implicará apenas na alteração do valor de α na matriz Jacobiana, e não na criação de novos elementos. Apenas quatro soluções (pontos) foram calculadas com esta reta, todas as demais foram calculadas adotando-se a equação da reta que passa pelo ponto C situado no eixo das ordenadas e um passo de -0,5 para α , conforme se pode ver na figura 4.12(b). Essa mudança possibilita se caminhar mais rápido na trajetória de soluções do que se caminharía, com o mesmo passo, usando a reta anterior que passa pelo ponto B, evitando-se com isso um aumento desnecessário do número global de iterações, ver figura 4.12(c). Na figura 4.12(d) pode ser visto o número de iterações gasta pelo FCCP, partindo-se da mesma condição inicial (ponto P), considerando o passo inicial de α igual a 0,1, ou seja, 2 vezes o valor anterior, com o objetivo de mostrar a robustez do método.

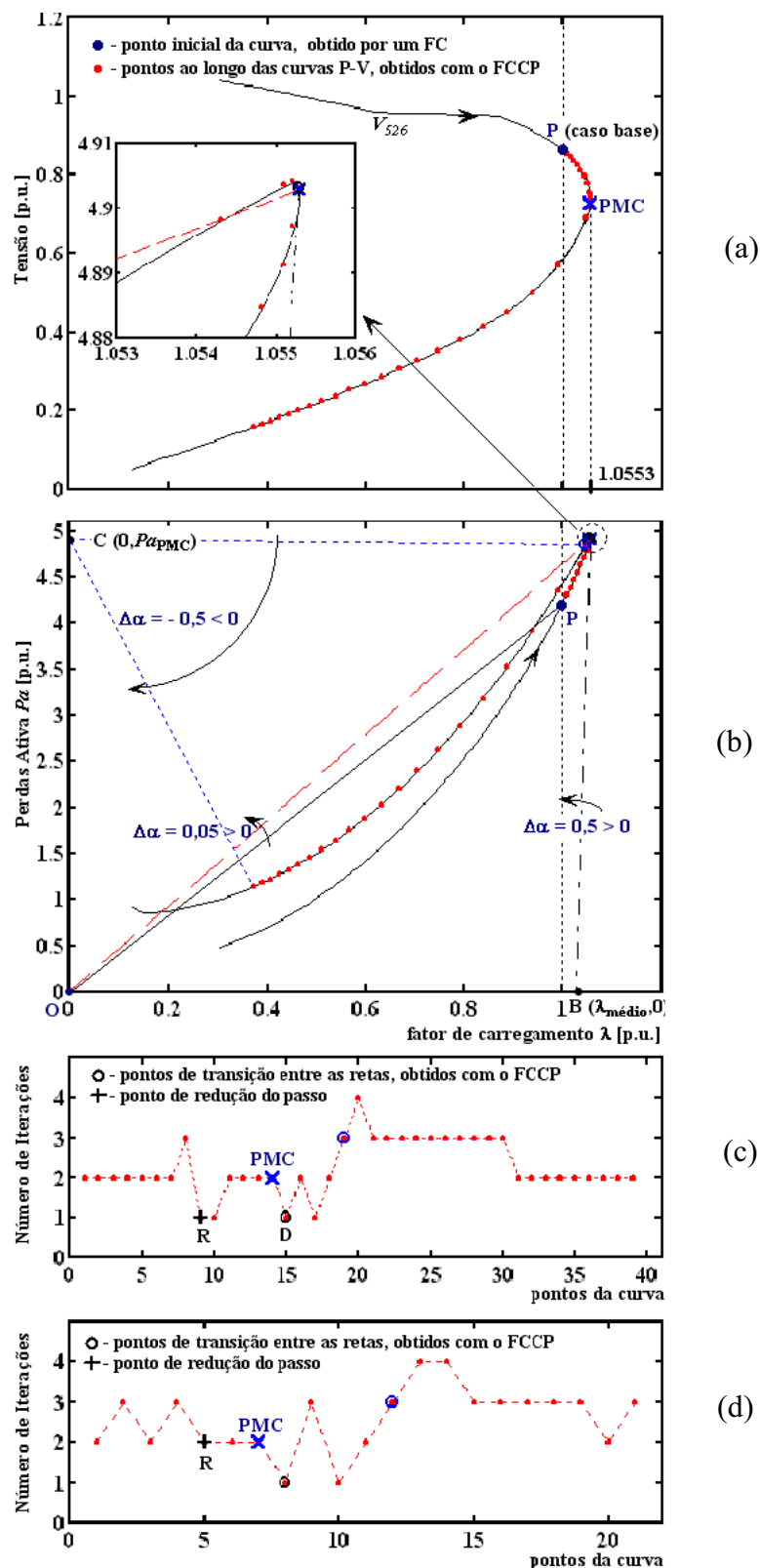


Figura 4.12: Desempenho do método proposto para o IEEE-300: (a) V_{526} como função de λ , (b) P_a como função de λ , (c) número de iterações, (d) número de iterações com passos duplicados

Nas figuras 4.13(a) e 4.13(b) são feitas comparações, em termos do número de iterações, entre o FCCP e os métodos FCCPa e FCCV. Observa-se que, para este sistema, todos os métodos apresentaram praticamente o mesmo desempenho, isto é, o PMC é determinado pelos métodos FCCP e FCCV, após 16 iterações, e pelo FCCPa, após 19 iterações. Na figura 4.13 (c) são feitas comparações do tempo de CPU de preditores triviais normalizados pelo tempo de CPU do preditor trivial considerando V_{526} como parâmetro. Para este sistema, o tempo total de CPU necessário para traçar a curva P-V usando o FCCP com o preditor trivial é 5.6% maior que o FCC parametrizado pelo V_{526} com o preditor trivial. Isto representa somente uma diferença de 0.48 segundos em um processador Pentium 4 de 2.8GHz, que é insignificante, sendo compensado pela alta robustez do FCCP para solucionar diferentes sistemas elétricos de potência.

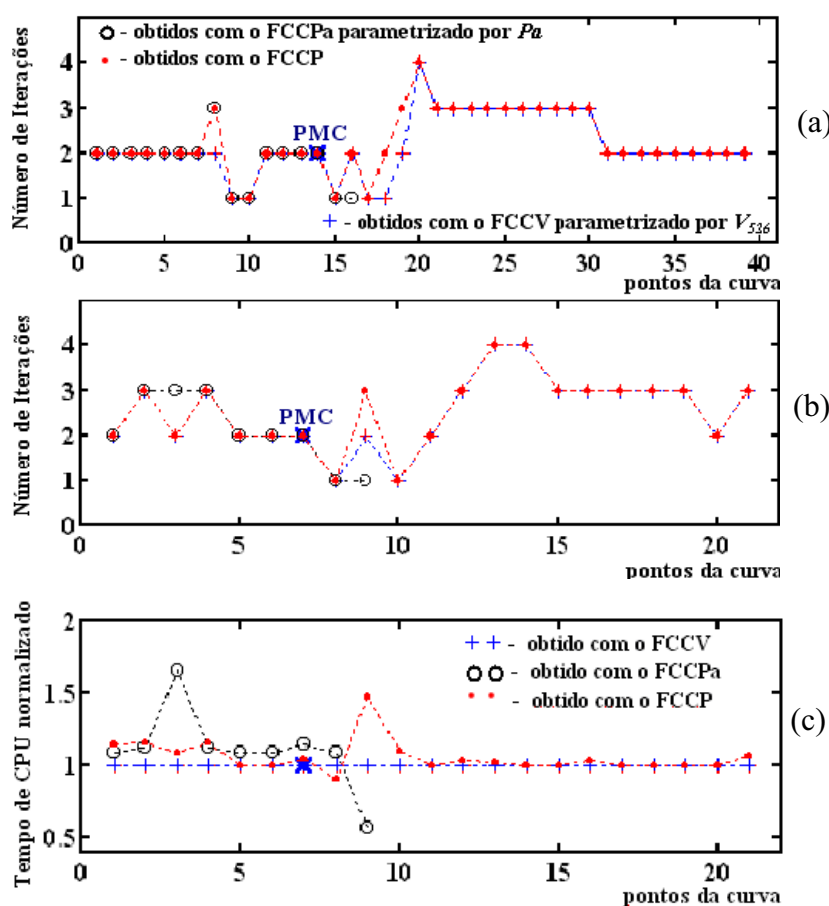


Figura 4.13: Comparação entre o número de iterações gastas por diferentes esquemas de parametrização: (a) com passo simples e, (b) com passos duplicados, (c) tempos de CPU dos preditores trivial normalizados pelo tempo de CPU do preditor trivial considerando V_{526} como parâmetro.

4.10 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema SUL - SUDESTE - 638

Na figura 4.14 apresenta-se o desempenho do FCCP, considerando o procedimento geral, para o traçado da curva P-V do sistema SUL-SUDESTE 638. Na figura 4.14(a) é mostrado a tensão da barra 150 (V_{150}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.14(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de Pa como função de λ , juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda^1=0,9$ p.u.; $Pa^1= 1,0528$ p.u.). O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na figura 4.14(c). O valor inicial do coeficiente angular da reta α^1 é igual a 9,7596.

Observa-se na figura 4.14 que para este sistema o PMC é muito próximo do ponto de máximo de Pa , ou seja, ambas as matrizes, a que usa λ como parâmetro e a modificada que usa Pa como parâmetro (Alves et al., 2000), são praticamente singulares no mesmo ponto. Seguindo o procedimento geral, partindo-se do ponto P da figura 4.14(b) e considerando-se um passo de +0,2 para α , o processo diverge ao se alcançar o ponto R, ver detalhe apresentado na figura 4.14(c). Nesse ponto o passo de α foi reduzido para +0,02 e o processo prosseguiu. Observa-se que este divergiu novamente após o cálculo de apenas 1 ponto, no caso o ponto S_0 . Uma vez que esse ponto já se encontra após o ponto de máxima perda (Pa_{\max}), sendo desnecessária para este sistema a equação da reta que pertence ao feixe de retas que passa pelo ponto B situado no eixo das abscissas, cujo valor da abscissa corresponde ao valor médio entre $\lambda=0,9$ p.u. e $\lambda=\lambda_{\max}$ (maior valor obtido antes do processo divergir novamente). Assim, todas as demais foram calculadas adotando-se as equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C situado no eixo das ordenadas, e considerando um passo de -0,4 para α , conforme pode-se observar na figura 4.14(b). Essa estratégia é adotada, pois, conforme já comentado anteriormente, possibilita caminhar mais rápido na trajetória de soluções. A figura 4.14(d) mostra que o número de iterações gasta no traçado, incluindo as gastas com a transição entre as retas, permaneceram reduzidas.

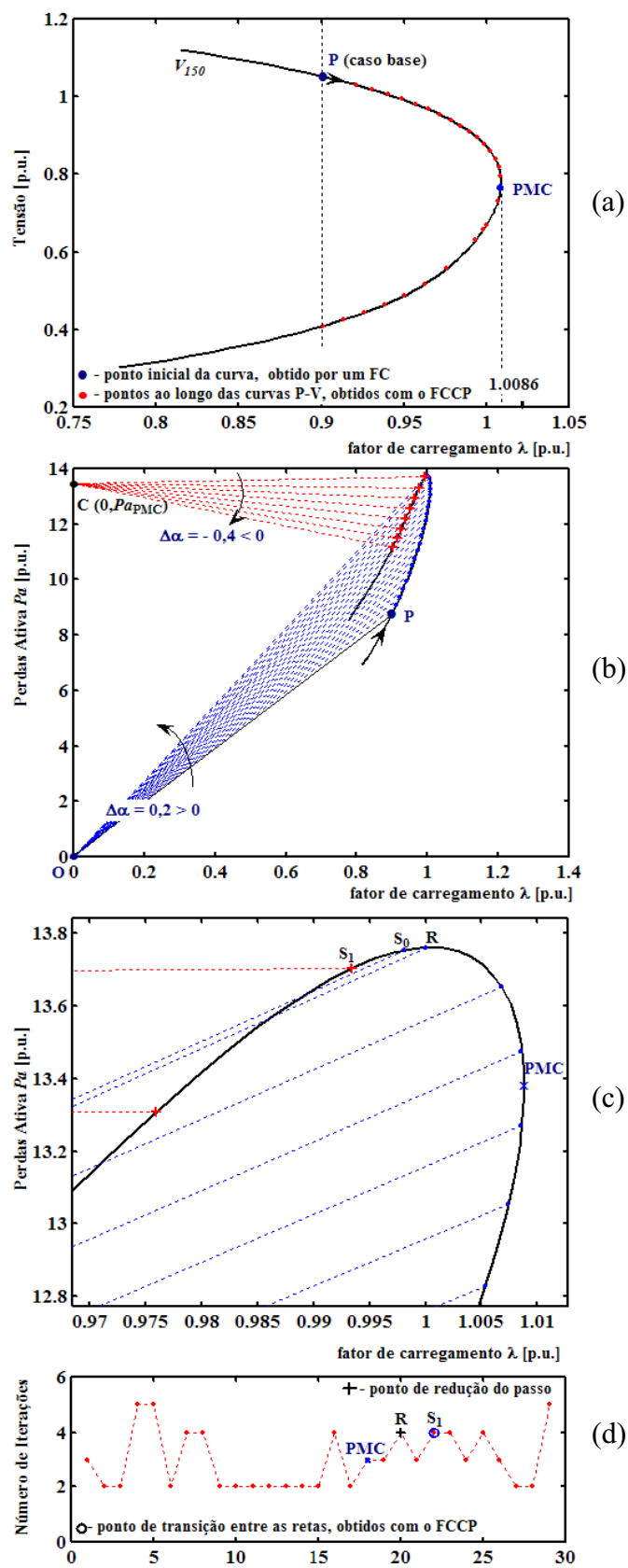


Figura 4.14: Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 638 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência, (d) número de iterações.

4.11 Desempenho da Metodologia Proposta para o Sistema SUL-SUDESTE - 787

Na figura 4.15 apresenta-se a aplicação da metodologia proposta, considerando o procedimento geral, para o traçado da curva P-V do sistema SUL-SUDESTE 787. Na figura 4.15(a) apresenta-se a tensão da barra 576 (V_{576}) como função de λ , curva P-V. Na figura 4.15(b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva de Pa como função de λ , juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto inicial P ($\lambda^1=1,0$ p.u.; $Pa^1= 17,6434$ p.u.). O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na figura 4.15(c). O valor inicial do coeficiente angular da reta α^1 é igual a 17,6434.

Observe na figura 4.15 que também para este sistema o PMC é muito próximo do ponto de máximo de Pa , ou seja, ambas as matrizes, a que usa λ como parâmetro e a modificada que usa Pa como parâmetro (Alves et al., 2000), são praticamente singulares no mesmo ponto. Seguindo o procedimento geral, partindo-se do ponto P da figura 4.15(b) e considerando-se um passo de +0,4 para α , o processo diverge ao se alcançar o ponto R, ver detalhe apresentado na figura 4.15(c). Nesse ponto o passo de α foi reduzido para +0,04 e o processo prosseguiu. Quando este divergiu novamente, retornou-se ao ponto anterior e adotou-se a equação de uma reta que pertence ao feixe de retas que passa pelo ponto B (ver figura 4.15(b)).

De acordo com o que se pode ver no detalhe da figura 4.15(c), com a mudança da reta foi possível encontrar a solução S_2 a partir da última solução anterior S_0 . Também, devido à característica de convergência do método de Newton, o sistema convergiu para a solução mais próxima, S_2 , e não para a S_1 . Após 4 soluções (pontos da curva) serem calculadas com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto B, todas as demais foram calculadas adotando-se as equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto C situado no eixo das ordenadas, e considerando um passo de -0,2 para α , conforme se pode observar na figura 4.15(b). Essa estratégia é adotada, pois, conforme já comentado anteriormente, possibilita caminhar mais rápido na trajetória de soluções do que se caminharia, com o mesmo passo, usando as retas que passam pelo ponto B, evitando-se com isso um aumento desnecessário do número global de iterações. A figura 4.15(d) mostra que o número de iterações gasta no traçado, incluindo as gastas com a transição entre as retas, permaneceram reduzidas.

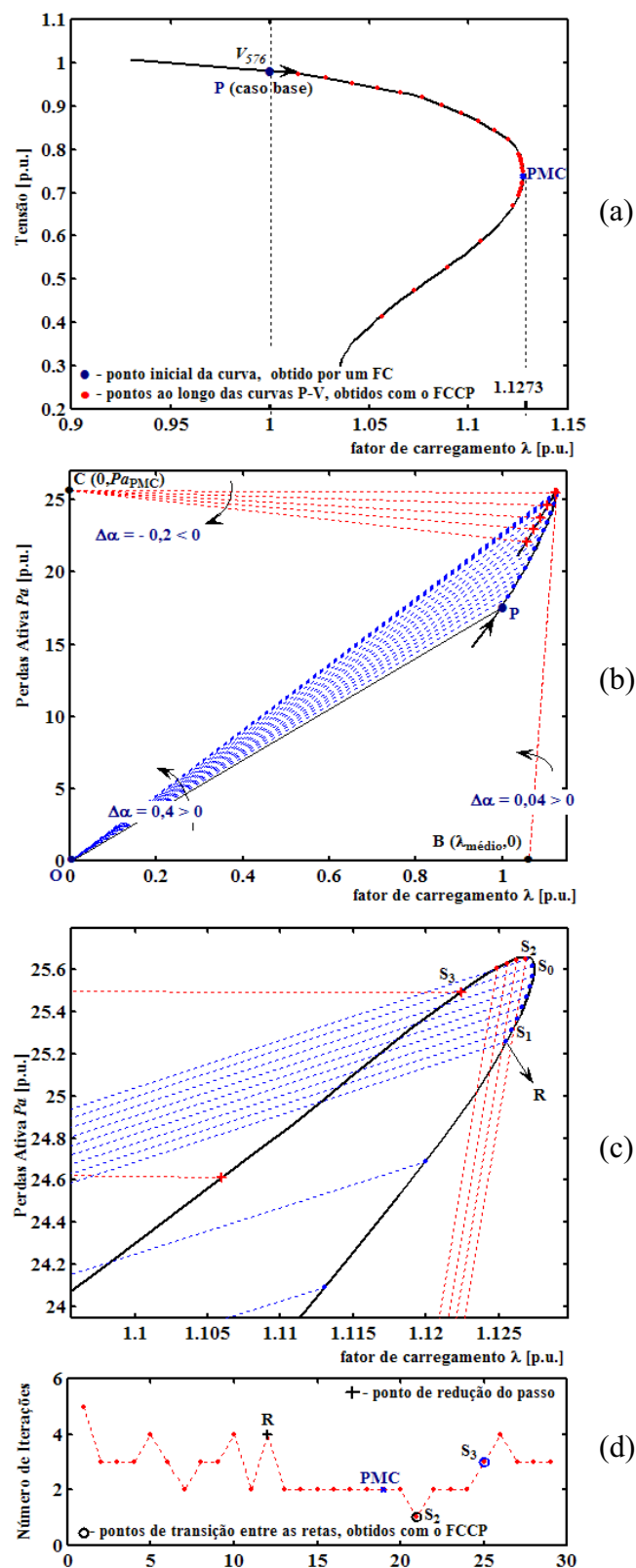


Figura 4.15: Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 787 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, (b) perda total de potência ativa como função do carregamento, (c) detalhes do processo de convergência, (d) número de iterações.

Capítulo 5

CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA FUTUROS TRABALHOS

5.1 Conclusões

Neste trabalho foi proposto uma nova técnica de parametrização que possibilita o traçado completo das curvas P-V baseado em simples modificações do método de Newton, enquanto se preserva suas vantagens e características. No método proposto acrescenta-se a equação da reta que passa por um ponto escolhido (λ^0, Pa^0) no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa (Pa) e o fator de carregamento (λ). O novo parâmetro é o coeficiente angular da reta (α), sendo que λ passa a ser tratado como uma variável dependente. Desta forma, após obter a solução do caso base, por meio de um fluxo de carga, calcula-se o valor de α a partir do ponto inicial escolhido (λ^0, Pa^0) e dos seus respectivos valores obtidos no caso base (λ^1, Pa^1). Em seguida, o método proposto é utilizado para calcular as demais soluções por meio de sucessivos incrementos ($\Delta\alpha$) no valor de α .

A escolha do coeficiente angular da reta é feita de forma a se obter um baixo número de iterações ao longo de todo o traçado da curva P-V. Para isso, é apresentado um procedimento para se realizar, durante o traçado da curva P-V, a mudança automática nas posições das retas localizadas no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o carregamento. A mudança no valor do coeficiente angular é realizada somente quando for necessário, i.e., ou quando o número de iterações exceder um determinado valor preestabelecido ou quando o método divergir. Uma das vantagens do método proposto é que no caso do fluxo de carga continuado parametrizado por tensão sempre ocorrem mudanças de

parâmetro (parametrização local) (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) na região do PMC, enquanto que no método proposto a mudança, quando se fizer necessária, é previamente estabelecida. Observa-se também que apesar das mudanças nas posições das retas, as posições dos respectivos elementos da matriz Jacobiana permanecem inalteradas, exceto no que diz respeito aos seus respectivos valores.

Dos resultados obtidos para os sistemas testes do IEEE (14, 30, 57, 118 e 300 barras), considerando os limites de potência reativa dos geradores e a atuação de "taps" de transformadores no controle de tensão, verifica-se que o método proposto não só obtém êxito em encontrar, com a precisão desejada, as soluções na região do PMC e no próprio ponto, mas também permite a obtenção de soluções além deste (isto é, pontos da parte inferior da curva P-V) com um número baixo de iterações.

Outro aspecto importante a ser ressaltado é que para os mesmos sistemas, os PMC obtidos com o procedimento proposto, foram os mesmos dos obtidos com as metodologias já conhecidas (ALVES e outros, 1999; ALVES e outros, 2000). Assim, mostra-se que a diferença do ponto de divergência dos métodos, quando da obtenção do PMC, se deve mais à sua inadequação para o cálculo do respectivo ponto, do que do método em si.

Das comparações realizadas entre os preditores trivial e tangente se verifica que apesar do preditor tangente exigir um menor número de iterações, exigirá, por outro lado, um maior tempo de CPU para o traçado da curva P-V. Das comparações realizadas entre o métodos proposto e o parametrizado por magnitude tensão, ambos considerando o preditor trivial, constata-se que o tempo de CPU necessário para o traçado da curva P-V utilizando o método proposto é praticamente igual ao do parametrizado por magnitude tensão.

Para verificação do desempenho do método proposto para sistemas reais brasileiros de grande porte foram realizados testes para os sistemas SUL/SULDESTE de 638 e 787 barras. Dos resultados obtidos mostra-se que também nesses casos o método proposto obtém êxito no traçado de toda a curva P-V com um número reduzido de iterações.

Assim, com base em todas as análises realizadas pode-se considerar o método como uma opção muito atrativa para o traçado de curvas P-V. É de fácil implementação computacional visto que são necessárias poucas alterações no programa de fluxo de carga convencional, apenas a introdução de uma linha e uma coluna, correspondentes à nova variável λ . Não há nenhum problema relacionado com perda de esparsidade, uma vez que apesar de se introduzir uma linha e uma coluna praticamente cheias, essas podem ser deixadas por último no processo de fatoração.

5.2 Propostas para futuros trabalhos

1 – Em Alves (ALVES, 2000) mostrou-se que as perdas de potência ativa nas linhas de transmissão (Plt) são parâmetros eficientes para o traçado das curvas P-V. Por outro lado, pelo fato destes parâmetros apresentarem singularidades próximas ou coincidentes com a do fator de carregamento, eram necessários estabelecer-se procedimentos para a escolha automática do parâmetro mais apropriado para o traçado da curva P-V completa. Da mesma forma que no método aqui proposto pode-se agora, acrescentar a equação da reta que passa por um ponto escolhido (λ^0 , Plt^0) no plano formado pelas variáveis perda de potência ativa na linha de transmissão (Plt) e o fator de carregamento (λ). A vantagem dessa nova proposta seria a diminuição do número de elementos na linha correspondente à nova variável, e consequentemente a manutenção da esparsidade da matriz Jacobiana.

2 – No método proposto, o primeiro ponto da curva deve ser obtido por um programa de fluxo de carga convencional, uma vez que no *Flat Start* a matriz Jacobiana modificada apresenta uma linha cujos elementos são todos nulos. Em Alves (ALVES, 2000) mostrou-se que o uso da potência reativa de uma barra PV (Qg) como parâmetro é uma opção muito atrativa. Isto porque qualquer programa de fluxo de carga convencional já inclui a equação das barras PV e assim, não seria necessária quase nenhuma alteração no programa. Da mesma forma que no método aqui proposto pode-se agora, acrescentar a equação da reta que passa por um ponto escolhido (λ^0 , Qg^0) no plano formado pelas variáveis potência reativa de uma barra PV e o fator de carregamento (λ). Nesse caso, também não haveria nenhum problema relacionado com perda de esparsidade, apenas a substituição de uma coluna correspondendo à nova variável λ .

3 – No procedimento geral para a mudança de reta durante o traçado da curva P-V do método aqui proposto, ao invés de se adotar a equação da reta pertencente ao feixe que passa pelo ponto B ($\lambda_{m\u00e9dio}$; 0) e a última solução obtida, poder-se-ia utilizar o procedimento proposto por Bonini (dissertação), ou seja, quando o método divergir efetuar-se a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas inicial para o ponto médio situado entre os dois últimos pontos obtidos. Assim, para o traçado do restante da curva P-V, considera-se a

equação da reta que passa pelas coordenadas do novo centro de feixe de retas (ponto médio) e pelo último ponto convergido, e não mais pelo ponto B ($\lambda_{\text{médio}}$; 0).

REFERÊNCIAS

AJJARAPU, V. Identification of steady-state voltage stability in power systems. **International Journal of Energy Systems**, Anaheim, v.11, n.1, p.43-46, 1991.

AJJARAPU, V.; CHRISTY, C. The continuation power flow: a tool for steady state voltage stability analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.7, n.1, p. 416-423, 1992.

AJJARAPU, V.; LAU, P.; BATTULA, S. An optimal reactive power planning strategy against voltage collapse. **IEEE Transaction on Power Systems**, New York, v.9, n. 2, p. 906-917, 1994.

ALVARADO, F. L.; JUNG, T. H. Direct detection of voltage collapse conditions. **Proceedings: Bulk Power System Voltage Phenomena-Voltage Stability and Security**, Potosi, EPRI EL – 6183, jan., p. 523-538, 1989.

ALVES, D. A; SILVA, L. C. P. ; CASTRO C. A.; COSTA V. F. Modified newton and fast decoupled load flows for tracing the power systems bifurcations diagrams. **Proceedings of the IEEE Power Tech'99**, Budapest, paper BPT99-139-16, aug. 29 – sept. 2, 1999.

ALVES, D. A. **Obtenção do ponto de máximo carregamento em sistemas elétricos de potência utilizando novas técnicas de parametrização para o método de continuação**. 2000. 120 f. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2000.

ALVES D. A.; COSTA G. R. M. da. A geometric interpretation for transmission real losses minimization through the optimal power flow and its influence on voltage collapse. **Electric Power Systems Research**, Holanda, v. 62, n.2, p. 111-116, 2002.

ALVES D. A.; SILVA, L. C. P.; CASTRO C. A.; COSTA V. F. Continuation load flow method parameterized by power losses. **IEEE Power Engineering Society Winter Meeting Conf.**, Cingapura, v.1, p.1123-1128, 2000.

BASTMAN, J., The Prediction and Prevention of Voltage Collapse in the Finnish Power System, In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, IP6, Foz do Iguaçu. **Anais ...** Foz do Iguaçu: [s. n.], 1994.

BONINI A. N.; ALVES D. A. Fluxo de carga continuado utilizando uma técnica de parametrização geométrica que considera as equações de retas no plano formado pelas variáveis tensão e fator de carregamento. In: WCCSETE-WORLD CONGRESS ON COMPUTER SCIENCE, ENGINEERING AND TECHNOLOGY EDUCATION, 3., 2006, Itanhaém / Santos. **Proceedings...** Itanhaém: COPEC, 2006. p. 1117-1121.

CAÑIZARES, C. A.; ALVARADO, F. L.; DE MARCO, C. L.; DOBSON, I.; LONG, W. F. Point of collapse methods applied to AC/DC power systems. **IEEE Transaction on Power Systems**, New York, v. 7, n. 2, p.673-683, 1992.

CAÑIZARES, C. A.; ALVARADO, F. L. Point of collapse and continuation methods for large AC/DC systems. **IEEE Transaction on Power Systems**, New York, v.8, n.1, p.1-8, 1993.

CHAO, X. Y.; AUSTRIA, R. R.; REPPEN, N. D.; WELSH, D. E.; UHRIN, J. A.; SHULTZ, J. B. Practical determination of operating transfer limits. In: POWER INDUSTRY COMPUTER APPLICATION CONFERENCE, 7., 1995. **Conference proceedings...** Salt Lake City: IEEE, 1995. p. 271-277.

CHEN J. F.; Wang W.M. Stability limit and uniqueness of voltage solutions for radial power networks. **Electric Machine and Power Systems**, Philadelphia, v. 25, n 3. p. 247-261, 1997.

CHIANG, H. D.; FLUECK, A.; SHAH, K.S.; BALU, N. CPFLOW: A practical tool for tracing power system steady state stationary behavior due to load and generation variations. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.10, n.2, p. 623-634, 1995.

CHIANG, H. D.; Li, H.; YOSHIDA, H.; FUKUYAMA, Y., NAKANISHI, Y. The generation of ZIP-V curves for tracing power system steady state stationary behavior due to load and generation variations. **IEEE PES Summer Meeting, Edmonton**, Alberta, v.2, p. 647-651, 1999.

FERREIRA, L.C.; ZAMBRONI, A.C.; GRANVILLE, S. Medidas operativas de curto prazo no controle de colapso de tensão. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 15., 1999, Foz do Iguaçu. **Anais.....** Foz do Iguaçu: [s.n.], 1999.

FORÇA TAREFA COLAPSO DE TENSÃO- FTCT. Critérios e Metodologias Estabelecidos no âmbito da Força - Tarefa Colapso de Tensão do GTAD/SCEL/GCOI para Estudos de Estabilidade de Tensão nos Sistemas Interligados Norte/Nordeste, Sul/Sudeste e Norte/Sul Brasileiros. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA,15., 1999, Foz do Iguaçu. **Anais ...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 1999.

GALIANA, F. D., ZENG, Z. C.; Dobson, I. Analysis of the load flow behavior near a Jacobian singularity. **IEEE Transaction on Power Systems**, New York, v.7, n.3, p 1362-1369, 1992.

GAO B.; MORISON, G. K.; KUNDUR,P. Towards the development of a systematic approach for voltage stability assessment of large-scale power systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.11, n. 3, p. 1314-1324, 1996.

GALIANA, F. D. Load flow feasibility and the voltage collapse problem. In: CONFERENCE ON DECISION CONTROL, 23., 1984, Nevada. **Proceedings...** Nevada: Las Vegas, 1984. v.1, p. 485-487.

GARBELINI, E.; BONINI A. N., ALVES D. A., RIGHETO, E., SILVA, L. C. P.; CASTRO C. A. Fluxo de carga continuado: uma nova técnica de parametrização geométrica. In: LATIN AMERICA CONGRESS: ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION, 6., Mar del Plata, 2005. **Congress...** Mar del Plata: [s.n], 2005, p. 1-8.

GRUPO COORDENADOR PARA OPERAÇÃO INTERLIGADA-GCOI. **Relatório SCO/SCEL-01/97.** [s.l.:s.n.], 1997.

HISKENS I. A. Analysis tools for power systems: contending with nonlinearities. **Proceedings of the IEEE**, New York, v. 83, n. 11, p. 1573-1587, 1995. (Special Issue on Nonlinear Phenomena in Power Systems).

IBA, K.; SUZUKI, H.; EGAWA, M.; WATANABE, T. Calculation of critical loading condition with nose curve using homotopy continuation method. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.6, n.2, p. 585-593, 1991.

IWAMOTO, S.; TAMURA, Y. A Load flow calculation method for Ill – Conditioned Power Systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [New York], v. PAS-100, n.4, p. 1736-1743, 1981.

KESSEL, K. P., GLAVITSCH, H. Estimating the voltage stability of power system. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Germany, v.1, n.3, p.346-351, 1986.

KUNDUR; GAO, B. Practical consideration in voltage stability assessment. In: SIMPOSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELETRICA, 4., 1994, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: SEPOPE, 1994.

KUNDUR, P., PASERBA, J., AJJARAPU, V., ANDERSSON, G., BOSE, A., CAÑIZARES, C., HATZIARGYRION, N., HILL, D., STANKOVIC, A., TAYLOR, C., VAN CUTSEM, T., VITTAL, V. Definition and classification of power system stability. IEEE/CIGRE joint task on stability terms and definitions. **IEEE Transactions on Power Systems**, Canadá, v.19, n.3, p.1387-1401, 2004.

KUNDUR, P. **Power system stability and control**. New York: McGraw-Hill, 1993. 1176p.

LONG, B.; AJJARAPU, V. A critical review of the applications of homotopy and continuation methods to power system analysis. In: **NORTH AMERICAN POWER SYMPOSIUM, M.I.T.**, 28., 1996, Cambridge. **Proceedings...** Cambridge: M.I.T., 1996. p.8-15.

MANSOUR, Y. Suggested techniques for voltage stability analysis. **IEEE Power Engineering Society**, New York, 142 p, 1993.

OVERBYE T. J.; KLUMP, R. P. Effective calculation of power systems low-voltage solutions. **IEEE Transactions on Power Systems**, Piscataway, v. 11, n. 1, p. 75-82, 1996.

PETERSON N. M. E MEYER W. S. Automatic adjustment of transformer and phase-shifter taps in the newton power flow. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-90, n. 1, p. 103-108, 1971.

PSP. Final Draft of IEEE/PES power system stability subcommittee special publication, **IEEE Special Publication on Voltage Stability Assessment-Procedures and Guides**, London, v.145, n.5, July, p. 573-577, 1998.

REED, R. E.; WILLSON, J.D. The PJM Approach to Detect, Analyze, and Operate the **System Considering Reactive Problems**, pp. 28-34, 1987.

SAUER, P.W.; RAJAGOPALAN, C.,PAI, M.A.; VERGHESE, A. Critical modes and voltage instability in power systems. **IEEE ISCAS**, [Chicargo],v. 3, p.1019-1022, 1986.

SEYDEL, R. **From equilibrium to chaos: practical bifurcation and stability analysis**. 2.ed. New York: Springer-Verlag, 1994. 407p.

TAMURA, Y.; MORI, H.; IWAMOTO, S. Relationship between voltage instability and multiple load flow solutions in electric power systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-102, n.5, p.1115-1125, 1983.

TAYLOR, C. W. **Power system voltage stability**, New York: McGraw - Hill, 1994. 273p.

TIRANUCHIT, A.; THOMAS R. J. Var support and voltage instabilities in electric power networks. In: NORTH AMERICAN POWER SYMPOSIUM, 3., 1986, Ithaca. **Proceedings...** Ithaca: Cornell University, 1986. p. 21-29.

VAN CUTSEM, T.; VOURNAS, C. **Voltage stability of electric power system**. Boston: Kluwer Academic Publishers, 1998. 376p.

WSCC - Reactive Power Reserve Work Group (RRWG). **Final Report, Voltage Stability Criteria, Undervoltage Load Shedding Strategy, and Reactive Power Reserve Monitoring Methodology**. [s.l.: s.n.], 1998, 154p.

YORINO, N.; HARADA, S; CHENG, H. A Method to approximate a closest loadability limit using multiple load flow solutions. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.12,n.1, p. 424-429, 1997.

APÊNDICE

Este apêndice apresenta a publicação de artigos resultantes de trabalhos desenvolvidos até o momento.

Artigos completos publicados em periódicos

GARBELINI, E. ; ALVES, D. A. ; BONINI NETO, A. ; RIGHETO, E. ; SILVA, L. C. P. ; CASTRO, C. A. . An Efficient Geometric Parameterization Technique for the Continuation Power Flow. **Electric Power Systems Research**, v. 77, p. 71-82, EUA, 2006.

GARBELINI, E. ; ALVES, D. A. ; BONINI NETO, A. ; RIGHETO, E. ; SILVA, L. C. P. ; CASTRO, C. A. . Fluxo de Carga Continuado Utilizando Estratégia de Parametrização Geométrica Baseado em Parâmetros Físicos Continuation Power Flow Using Geometric Parameterization Based On Physical Parameters. **SBA. Sociedade Brasileira de Automática**, v. 17, p. 342-355, 2006.

Artigos completos publicados em anais de congressos

GARBELINI, E. ; BONINI NETO, A. ; ALVES, D. A. ; RIGHETO, E. . Desenvolvimento de uma nova técnica de parametrização para fluxo de carga continuado obtida a partir da análise geométrica da trajetória de soluções do fluxo de carga. In: GLOBAL CONGRESS ON ENGINEERING AND TECHNOLOGY EDUCATION - GCETE'2004, 2005, Bertioga. **Engineering and Technology Education Trends**. Bertioga: COPEC, 2005. v. 1, p. 1679-1683.

ALVES, D. A. ; GARBELINI, E. ; BONINI NETO, A. ; RIGHETO, E. ; SILVA, L. C. P. ; CASTRO, C. A. . Fluxo de carga continuado utilizando estratégias de parametrização geométrica para o passo preditor. In: **UNDÉCIMO ENCUENTRO REGIONAL IBEROAMERICANO DEL CIGRÉ XI ERIAC, 2005**, Hernandarias. UNDÉCIMO ENCUENTRO REGIONAL IBEROAMERICANO DEL CIGRÉ XI ERIAC, 2005. v. 01, p. 01-06.

GARBELINI, E. ; ALVES, D. A. ; BONINI NETO, A. ; RIGHETO, E. ; SILVA, L. C. P. ; CASTRO, C. A. . Fluxo de Carga Continuado: Uma Nova Técnica de Parametrização Geométrica.. In: **6th Latin-American Congress: Electricity Generation and Transmission, 2005**, Mar del Plata. 6th Latin-American Congress: Electricity Generation and Transmission, 2005. v. 01. p. 1-8.

GARBELINI, E. ; BONINI NETO, A. ; ALVES, D. A. ; RIGHETO, E. ; SILVA, L. C. P. ; CASTRO, C. A. . Estratégia de Parametrização Geométrica para o Fluxo de Carga Continuado Utilizado nas Análises de Estabilidade Estática de Tensão. In: **IEEE/PES - T&D 2004 LATIN AMERICA, 2004**, São Paulo. IEEE/PES - T&D 2004 LATIN AMERICA, 2004. v. 01. p. 1-6.