



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

“Técnicas de Parametrização Geométrica para o Método da Continuação”

TESE DE DOUTORADO

ALFREDO BONINI NETO

ILHA SOLTEIRA - SP

Junho de 2011

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**“Técnicas de Parametrização Geométrica para o Método da
Continuação”**

ALFREDO BONINI NETO

Orientador: Prof. Dr. Dilson Amancio Alves

Tese apresentada à Faculdade de
Engenharia - UNESP – Campus de Ilha
Solteira, para obtenção do título de Doutor
em Engenharia Elétrica.

Área de Conhecimento: Automação.

Ilha Solteira - SP

Junho de 2011

FICHA CATALOGRÁFICA

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

B715t

Bonini Neto, Alfredo.

Técnicas de parametrização geométrica para o método da continuação /
Alfredo Bonini Neto. – Ilha Solteira : [s.n.], 2011

126 f. : il.

Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de
Engenharia de Ilha Solteira. Área do Conhecimento: Automação, 2011

Orientador: Dilson Amancio Alves

Inclui bibliografia

1. Fluxo de carga.
2. Fluxo de carga continuado.
3. Estabilidade de tensão.
4. Método da continuação.
5. Sistema elétrico de potência.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

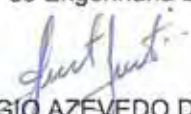
TÍTULO: Técnicas de Parametrização Geométrica para o Método da Continuação

AUTOR: ALFREDO BONINI NETO

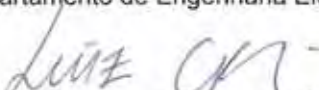
ORIENTADOR: Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES

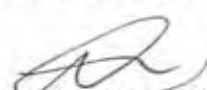
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de DOUTOR EM ENGENHARIA ELÉTRICA, Área: AUTOMAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


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


Prof. Dr. SERGIO AZEVEDO DE OLIVEIRA
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. FRANCISCO CARLOS VIEIRA MALANGE
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. LUIZ CARLOS PEREIRA DA SILVA
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica / Universidade Estadual de Campinas


Prof. Dr. MADSON CORTES DE ALMEIDA
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica / Universidade Estadual de Campinas

Data da realização: 03 de junho de 2011.

Dedico este trabalho à minha amada esposa Carolina; aos meus pais, Nelson e Iracema e aos meus irmãos, Junior e Tatiana.

AGRADECIMENTOS

Venho externar meus sinceros agradecimentos a todos aqueles que, de alguma forma, fizeram parte de minha vitória. Primeiramente ao grandioso DEUS pela sua misericórdia, pois sem ele nada podemos fazer; a minha esposa Carolina por sempre estar ao meu lado, por seu amor, incentivo, paciência e ajuda nas horas difíceis; aos meus pais, Nelson e Iracema, pelo exemplo de vida, luta e amor, que me tornou a pessoa que hoje sou, longe de um modelo de perfeição, mas, com muita força de vontade. E aos meus irmãos Junior e Tatiana, que sempre me apoiaram.

Ao meu orientador, o professor Dr. Dilson Amancio Alves, pela paciência, disposição, compreensão e, acima de tudo, pela confiança que sempre demonstrou ter por minha pessoa.

Ao professor Dr. Enio Garbelini, diretor das Faculdades de Dracena, pelo apoio, oportunidade, e por sempre ter me incentivado durante esta minha trajetória.

A professora Marcela Alexandra Inácio da Silva pela força e companheirismo.

Ao meu sogro José Luiz Batista e minha sogra Maria Aparecida dos Santos Batista pelo modelo de vida e imenso apoio que sempre me deram.

Não poderia deixar de agradecer a Universidade Estadual Paulista – UNESP pela sua excelente qualidade acadêmica, ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) pela bolsa de estudos e a FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) pelo apoio e disposição de recursos para o desenvolvimento desta pesquisa.

Também agradeço aos colegas, professores e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica (DEE), por terem me apoiado e compartilhado todos estes anos.

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

RESUMO

Este trabalho analisa a utilização de técnicas de parametrização global para o fluxo de carga continuado. Essas técnicas são consideradas inadequadas para a obtenção da margem de carregamento de sistemas com problemas de estabilidade de tensão com características fortemente locais. Isto se deve ao fato de que no ponto de máximo carregamento a singularidade da matriz Jacobiana do método de parametrização global coincide com a da matriz Jacobiana do fluxo de carga. Nesses casos, a parametrização local é considerada como a única forma de se eliminar a singularidade. Entretanto, este trabalho mostra que a singularidade também pode ser eficientemente eliminada não só para estes sistemas, mas para qualquer outro, através de uma nova técnica de parametrização (global). A técnica utiliza a equação de uma reta que passa por um ponto no plano determinado pelas variáveis fator de carregamento e a somatória das magnitudes, ou dos ângulos, das tensões nodais de todas as barras do sistema, que são as variáveis comumente usadas pelas técnicas de parametrização global. Os resultados obtidos para diversos sistemas confirmam o aumento da eficiência dos métodos propostos e mostram sua viabilidade para aplicações no planejamento da operação nos atuais sistemas de gerenciamento de energia.

Palavras Chave: Método da continuação. Fluxo de carga continuado. Técnicas de parametrização. Ponto de máximo carregamento.

ABSTRACT

This work presents an analysis of the use of global parameterization techniques to the continuation power flow. Those techniques are considered inadequate for computation of the loading margin of power systems characterized by strong local static voltage stability. In such systems, at maximum loading point, the singularity of the Jacobian matrices of global parameterization techniques coincide with the one of the power flow Jacobian matrix. In those cases, the local parameterization is considered as the only way to overcome the singularity. However, this paper shows that this kind of singularity can be efficiently eliminated not only for these systems, but also for all others, by a new parameterization technique (global). This technique uses the addition of a line equation, which passes through a point in the plane determined by the sum of all the bus voltage magnitudes, or angles, and loading factor variables, that are variables commonly used by global parameterization techniques. The obtained results for several systems confirm the efficiency increased of the proposed methods and show its viability for applications in the operating planning in a modern energy management system.

Keywords: Continuation method. Continuation power flow. Parameterization techniques. Maximum loading point.

LISTA DE FIGURAS

2.1 –	Maiores Blecautes da História.	25
2.2 –	Curva P-V.	32
2.3 –	Curva Q-V.	33
2.4 –	Margem de carregamento.	34
2.5 –	Definição da margem de carregamento segura de pré e pós-contingência.	36
2.6 –	Curva P-V obtida através de sucessivas soluções do FC.	39
2.7 –	Fluxo de Carga Continuado: (a) Curva P-V com a redução de passo, (b) Determinante da matriz J	41
3.1 –	Método da continuação com o preditor tangente utilizando λ como parâmetro.	49
3.2 –	Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente e com preditor secante.	50
3.3 –	Técnica de Parametrização Local.	54
3.4 –	Preditor tangente com α como parâmetro.	56
3.5 –	Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{44} com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliado, (c) pontos da curva P-V da barra de carga V_9 obtida, (d) número de iterações.	59
3.6 –	Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{13} com α como parâmetro, (b) pontos da curva P-V obtida, (c) número de iterações.	61

3.7 – Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{46} com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliado, (c) pontos da curva P-V da barra de carga V_9 obtida, (d) número de iterações.	62
3.8 – Sistema IEEE-14: (a) Curva P-V da barra 14 obtida pela técnica de parametrização local com $\sigma = 0,3$ e pelo FCCBo com σ variável, (b) região do PMC ampliada, (c) número de iterações.	65
3.9 – Sistema IEEE-14: (a) Curva P-V da barra 14 obtida pela técnica de parametrização local e o FCCBo com $\sigma = 0,4$, (b) Número de iterações com $\sigma = 0,4$, (c) número de iterações com $\sigma = 0,5$	68
3.10 – Sistema IEEE-14: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo iniciando com a barra 3 e com $\sigma = 0,4$, (b) Número de iterações por ambos os métodos.	69
3.11 – Sistema IEEE-14: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo iniciando com a barra 2 e com $\sigma = 0,4$, (b) Número de iterações.	70
3.12 – Sistema Sul-Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curva P-V par as barras crítica 150 e a 199, obtida pela técnica de parametrização local e pelo FCCBo, com $\sigma = 2,0$, (b) região ampliada do PMC, (c) número de iterações para ambos os métodos pelo procedimento 1, (d) número de iterações para o FCCBo pelo procedimento 2, (e) tempo de CPU normalizado para o FCCBo pelo procedimento 1 e 2.	72
3.13 – Sistema Sul -Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curva P-V da barra 199 obtida pelo FCCBo, com $\sigma = 4,5$, (b) número de iterações.	73
3.14 – Sistema Sul - Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo e a técnica de parametrização local iniciando com a barra 774 e com $\sigma = 2,0$, (b) número de iterações.	74
3.15 – Preditor tangente com α como parâmetro no plano (λ, θ)	75
3.16 – Sistema IEEE-57 barras: (a) plano λ - θ_{31} com α como parâmetro, (b) pontos da curva P-V obtida, (c) número de iterações.	77
3.17 – Sistema IEEE-57: (a) plano λ - θ_8 com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliado, (c) pontos da curva P-V da barra crítica obtida, (d) número de iterações.	79
3.18 – Duas condições para α (preditor trivial): (a) mau-condicionamento na horizontal, (b) mau-condicionamento na vertical.	80

4.1 –	(a) Curvas P-V do sistema 904-barras, (b) curvas P-V do sistema IEEE 300-barras, (c) curva de perda de potência ativa em função de λ para o sistema 904-barras, (d) curva de perda de potência ativa em função de λ para o sistema IEEE 300-barras, (e) curva P-V típica de um sistema com instabilidade de tensão com características predominantemente local.	87
4.2 –	Procedimento geral para o traçado da curva P-V: (a) curva λ - $\ \mathbf{y}\ _3$, (b) detalhe do processo de convergência em torno do MLP.	91
4.3 –	Desempenho do FCCP considerando a análise do mismatch total de potência: (a) para o ponto "b" com passo 0,005, (b) para o ponto seguinte ao ponto "b" mantendo o passo de 0,005, (c) gráfico (b) considerando 20 iterações.	95
4.4 –	Desempenho do FCCP para o sistema IEEE-300: (a) curva λ - $\ \mathbf{V}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.	98
4.5 –	Desempenho do FCCP para o sistema IEEE-300: (a) curva λ - $\ \boldsymbol{\theta}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.	99
4.6 –	Desempenho do FCCP para o sistema sul-sudeste brasileiro 638 barras: (a) curva λ - $\ \mathbf{V}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.	101
4.7 –	Desempenho do FCCP para o sistema sul-sudeste brasileiro 638 barras: (a) curva λ - $\ \boldsymbol{\theta}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.	102
4.8 –	Desempenho do FCCP para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - $\ \mathbf{V}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações, (e) número de iterações com passo duplicado ($\Delta\alpha=0.01$).	103
4.9 –	Desempenho do FCCP para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - $\ \boldsymbol{\theta}\ _3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.	104

4.10 – Curva $[y]$ em função de α para o sistema 904- barras: (a) curva $\ \mathbf{V}\ _3$ versus α , (b) curva $\ \boldsymbol{\theta}\ _3$ versus α 105
4.11 – Desempenho do FCCPa para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - Pa , (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações. 107

LISTA DE TABELAS

3.1 – Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local.	66
3.2 – Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local.	66
3.3 – Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local.	67
4.1 – Número de iterações necessárias para se efetuar a mudança das coordenadas do centro do feixe retas para PM.	95
4.2 – Ponto de máximo carregamento e tensão crítica dos sistemas analisados.	108
4.3 – Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\ V\ _3$, para os procedimentos P1 e P2.	110
4.4 – Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\ \theta\ _3$, para os procedimentos P1 e P2.	110
4.5 – Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - Pa , para os procedimentos P1 e P2.	110

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers;
MW	mega watts;
MVAr	mega volt-ampère reativo;
p.u.	por unidade;
PMC	ponto de máximo carregamento;
SEE	sistemas de energia elétrica;
FC	fluxo de carga convencional;
MC	método da continuação;
FCC	fluxo de carga continuado;
LT	linha de transmissão;
FCCP	fluxo de carga continuado proposto;
OLTC	transformadores com comutação de <i>tap</i> sob carga, (on line tap changer);
PM	ponto médio;
FCCB	método proposto em Bonini Neto e Alves (2008a)
FCCBo	método proposto em Bonini Neto, Magalhães e Alves (2009)
FCCPa	método proposto em Garbelini et al. (2007)

LISTA DE SIMBOLOS

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	vetor correspondente a derivada de G em relação a λ ;
J	matriz jacobiana;
J_m	matriz jacobiana modificada;

$\Delta \mathbf{G}$	fatores de correção (<i>mismatches</i>) da equação \mathbf{G} ;
ΔW	fatores de correção (<i>mismatches</i>) da equação W ;
ΔR	fatores de correção (<i>mismatches</i>) da equação R ;
$\Delta \mathbf{x}$	variação para correção do vetor \mathbf{x} , correspondente a $\Delta \boldsymbol{\theta}$, $\Delta \mathbf{V}$;
Pa	perda total de potência ativa;
$\Delta \alpha$	variação do coeficiente angular;
$\Delta \lambda$	variação para correção do λ ;
σ	tamanho do passo preditor;
\mathbf{x}	vetor composto por $\boldsymbol{\theta}$ e \mathbf{V} ;

SUMÁRIO

1 –	Introdução	18
1.1 –	Introdução Geral	18
1.2 –	Objetivos do Trabalho	22
1.3 –	Estrutura do Trabalho	23
2 –	Análise da Estabilidade de Tensão	24
2.1 –	Introdução	24
2.2 –	Motivação	24
2.3 –	Operação e Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência	26
2.3.1 –	Estabilidade de Tensão e Colapso de Tensão	28
2.3.2 –	Abordagens da Análise da Estabilidade de Tensão	30
2.3.2.1 –	Análise Estática de Estabilidade de Tensão: Métodos de curvas P-V e Q-V	31
2.3.2.2 –	Método de Curvas P-V	31
2.3.2.3 –	Método de Curvas Q-V	32
2.3.3 –	Margem de Carregamento	33
2.3.3.1 –	Métodos Utilizados para a Obtenção da Margem de Carregamento	37

A –	Fluxo de Carga Convencional	42
B –	Método da Continuação	42
C –	Métodos Diretos	42
C1 –	Ponto de Colapso	42
C2 –	Métodos de Otimização	43
3 –	Melhorias para o Método da Continuação	44
3.1 –	Introdução	44
3.2 –	Método da Continuação: Técnicas de Parametrizações	44
3.2.1 –	Técnica de Parametrização Local	47
3.2.1.1 –	Passo Preditor	47
3.2.1.1.1 –	Preditor Tangente	47
3.2.1.1.2 –	Preditor Secante	49
3.2.1.2 –	Controle do Passo Preditor σ	50
3.2.1.3 –	Parametrização	51
3.2.1.4 –	Passo Corretor e Parametrização	52
3.2.2 –	Método Proposto em Bonini Neto e Alves (2008a)	54
3.2.2.1 –	Passo Preditor	55
3.2.2.2 –	Testes e Resultados	57
3.2.2.3 –	Procedimento Geral Adotado para a Mudança do Centro do Feixe de Retas	57
3.2.2.4 –	Resultados do FCCB com Preditor Tangente para o sistema IEEE 118 barras	58
3.2.3 –	Preditor Tangente Utilizando a Análise do Maior Valor da Variação do Vetor Tangente	63
3.2.3.1 –	Testes e Resultados	63
3.2.4 –	Método Proposto em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008)	74

3.2.4.1 –	Testes e Resultados	76
4 –	Método Proposto	81
4.1 –	Introdução	81
4.2 –	Revisão Bibliográfica	81
4.3 –	Fluxo de Carga Continuado Proposto (FCCP)	88
4.3.1 –	Procedimento Geral Adotado para o Traçado da Curva P-V	91
4.3.2 –	Análise da Variação do Mismatch Total de Potência	93
4.3.3 –	Testes e Resultados	96
4.3.3.1 –	Avaliação do Desempenho do Método Proposto	96
4.3.3.2 –	Avaliação do desempenho do FCCPa	106
4.3.3.3 –	Influência da Atualização da Matriz Jacobiana Durante o Procedimento Geral	108
5 –	Conclusões	111
5.1 –	Conclusão Geral	111
5.2. –	Propostas para Futuros Trabalhos	113
	Referências	114
	Apêndice A	123
A –	Publicações	123
A ₁ –	Periódicos	123
A ₂ –	Congressos	124

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 Introdução Geral

Atualmente, mesmo com os investimentos no setor energético, aumentou-se a possibilidade dos sistemas elétricos de potência operarem próximos a seus limites operacionais, isto ocorre em consequência de vários fatores, como restrições ambientais, crescimento contínuo da demanda, maximização dos usos de equipamentos e linhas de transmissão, atraso nas entregas de obras e também pelo desperdício de energia por parte de consumidores. Assim, para o sistema operar de forma segura e evitar o colapso de tensão, monitora-se a estabilidade estática de tensão durante a operação em tempo-real dos sistemas elétricos de potência. O objetivo é o de se evitar que o sistema seja levado a operar próximo a uma condição crítica onde, p. ex., um pequeno aumento de carga ou uma contingência possa causar o colapso de tensão. Dessa forma, nas etapas de planejamento e operação de um sistema elétrico de potência, são determinadas as margens de carregamento e as ações de controle necessárias tanto para as condições normais de operação (caso base), quanto para diferentes condições de contingência. Além de manter o sistema operando de forma segura, as ações de controle visam também possibilitar um melhor aproveitamento dos recursos de geração e da capacidade de transmissão.

Nos estudos relacionados com a estabilidade estática de tensão de sistemas elétricos de potência, as empresas do setor elétrico recomendam o levantamento do perfil de tensão (curvas P-V e Q-V) das barras em função de seu carregamento (WESTERN SYSTEMS COORDINATING COUNCIL - WSCC, 1998). Estes perfis são utilizados, entre outras, para: determinar os limites de transferência de potência entre as áreas de um sistema; ajustar margens; observar o comportamento das tensões das barras do sistema em análise; e comparar estratégias de planejamento visando à proposição adequada de ampliações e reforços da rede com o intuito de se evitar o corte de carga. As curvas P-V e Q-V possibilitam avaliação qualitativa de diversas condições operativas do sistema em diferentes condições de carregamento e contingências. Nestes estudos o levantamento da curva P-V é considerado a metodologia mais adequada para a determinação das margens de estabilidade, enquanto que a Q-V e a análise modal são consideradas como complementares. As curvas Q-V possibilitam a avaliação das margens de potência reativa enquanto que a análise modal fornece informações para a determinação de locais mais apropriados para o reforço do sistema (Amorim e Alves, 2010). Por se tratar de uma análise linear, deve-se proceder a análise modal nos pontos mais próximos do ponto de máximo carregamento (PMC). Assim, um dos principais objetivos desses estudos é a obtenção do PMC do sistema.

O método de fluxo de carga utilizado para o traçado destas curvas deve ser eficiente e confiável não só a fim de ser considerado atrativo para os estudos de planejamento, mas também para atender os requisitos necessários para as aplicações de operação em tempo-real. Tradicionalmente o traçado da curva P-V tem sido realizado por meio de um Fluxo de Carga convencional (FC), usando o método de Newton. Nesse caso o traçado tem sido realizado através da obtenção da solução FC para sucessivos incrementos 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. Entretanto, sabe-se que os problemas de convergência encontrados pelo FC para a obtenção do PMC são consequentes das dificuldades numéricas associadas à singularidade da matriz Jacobiana (**J**). 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 da matriz Jacobiana, a solução do FC também dependerá das características comuns aos processos de solução de equações algébricas não-lineares, tais como do método utilizado na resolução, da existência da solução, das múltiplas soluções existentes e da estimativa inicial. Dessa forma, apesar de ser possível obter pontos de operação muito

próximos ao PMC por meio de um FC, sempre será necessário ponderar se os problemas de não convergência são devidos a problemas numéricos ou a limitações físicas do sistema. Em geral, as diferenças não são óbvias.

Os métodos da continuação são muito utilizados para se realizar o traçado das curvas P-V. Nestes métodos as equações do FC são reformuladas visando a eliminação da singularidade da matriz Jacobiana no PMC e, conseqüentemente, dos problemas numéricos que ocorrem em torno deste. Em geral isto é efetuado por meio da adição de equações parametrizadas (CAÑIZARES et al., 1992; CHIANG et al., 1995; ALVES et al., 2003; AJJARAPU; CHRISTY, 1992; GARBELINI et al., 2007; SEYDEL, 1994). Assim, o fluxo de carga continuado (FCC) realiza o traçado completo do perfil de tensão através da variação automática do valor de um determinado parâmetro do sistema. A diferença entre os métodos de FCC está no modo como o novo parâmetro é escolhido e em como a singularidade é eliminada. Muito embora diversas técnicas de parametrização tenham sido apresentadas na literatura, qualquer desenvolvimento adicional objetivando obter uma melhora nas características de convergência do processo de solução, bem como uma redução do tempo computacional necessário para o traçado da curva P-V (MORI; KOJIMA, 2004; MORI; SEKI, 2007; LI; CHIANG, 2008), representa um campo de estudo muito atrativo (promissor). Entre as diversas técnicas de parametrização as mais utilizadas pelos FCC para eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} são a geométrica (CAÑIZARES et al., 1992; CHIANG et al., 1995) e a local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992).

Neste trabalho são propostas técnicas eficientes de parametrização geométrica para o FCC. Nestas técnicas são utilizadas as equações de retas que passam através de pontos nos planos determinados pelas variáveis fator de carregamento e a somatória das magnitudes, ou dos ângulos, das tensões nodais de todas as barras do sistema que são as variáveis comumente usadas pelas técnicas de parametrização global. Apresenta-se o algoritmo para o traçado completo da curva P-V. Define-se ainda, um critério para se efetuar a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas. Este critério não é baseado num número máximo de iterações prefixado, mas sim na análise da evolução do *mismatch* total de potência, o que possibilita a identificação eficiente de situações de mau-condicionamento.

Mostra-se também, que é possível reformular o método proposto em Garbelini et al. (2007) de forma a não só simplificar o procedimento apresentado, reduzindo com isso o número de iterações necessárias para o traçado completo da curva P-V, mas também torná-lo eficiente para o traçado das curvas P-V de sistemas com estabilidade de tensão com

características predominantemente local. Estas vantagens são obtidas com duas alterações. A primeira consiste na mudança das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio (PM) ao invés do ponto “B” (ponto localizado na abscissa referente a média aritmética dos pontos correspondente ao caso base e o último ponto obtido do primeiro feixe de retas). As coordenadas do PM são calculadas a partir das coordenadas de dois pontos próximos ao PMC. A segunda consiste no uso do critério baseado na análise da evolução do *mismatch* total de potência, ao invés de adotar um número máximo de iterações prefixado. Uma outra vantagem é a simplificação do algoritmo proposto uma vez que agora o tamanho do passo pode ser mantido fixo ao longo de todo o procedimento, tornando-se desnecessário a sua redução na vizinhança do PMC.

Objetivando a redução do tempo computacional necessário para o traçado da curva P-V, o trabalho investiga as vantagens do uso de um procedimento comumente utilizado que é o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (p.ex., quando da mudança no tipo da barra PV para PQ em virtude da violação de seus limites) (CHAI; BOSE, 1993; JOVANOVIC, 2000; SEMLYEN; LÉON, 2001).

O desempenho do método utilizando as técnicas de parametrização propostas é avaliado através do traçado das curvas P-V do sistema teste IEEE 300 barras, de uma configuração de 638 barras do sistema Sul-Sudeste Brasileiro, e de um sistema de 904 barras localizado no sudoeste Americano. Os resultados confirmam a robustez e a eficiência das técnicas de parametrização propostas.

1.2 Objetivos do Trabalho

Os principais objetivos do trabalho são:

- Dar uma idéia geral a respeito do estudo da estabilidade de tensão.
- Apresentar uma melhoria para o fluxo de carga continuado em relação ao trabalho apresentado em Bonini Neto e Alves (2008a), e com isso, comparar com a técnica de parametrização local em termos do número de iterações e tamanho do passo preditor.
- Apresentar uma técnica de parametrização global para o método da continuação, o fluxo de carga continuado proposto (FCCP), visando obter toda a curva P-V sem problemas de singularidade da matriz Jacobiana do método de Newton Raphson modificado.
- Mostrar as vantagens que o FCCP apresenta em relação aos outros métodos, não só no traçado das curvas, mas também na robustez e no número de iterações.

1.3 Estrutura do Trabalho

O trabalho está dividido em mais quatro capítulos; os quais buscam, o bom entendimento da proposta central, através da apresentação da teoria envolvida.

No capítulo 2, será apresentada uma revisão bibliográfica no intuito de esclarecer o problema da estabilidade de tensão em sistemas elétricos de potência. 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.

O capítulo 3 tem por finalidade apresentar as melhorias do método do fluxo de carga continuado em relação ao trabalho apresentado em Bonini Neto e Alves (2008a). Serão introduzidos na metodologia o passo preditor (tangente) e a equação correspondente ao maior valor da variação do vetor tangente que define o plano (λ, V_k) em que se encontra a reta. Além de investigar as vantagens do procedimento comumente utilizado que é o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (p.ex., quando da mudança no tipo da barra PV para PQ em virtude da violação de seus limites). O objetivo é o de se obter a redução do tempo computacional necessário para o traçado da curva P-V. Outro método acrescido neste capítulo é o apresentado em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008), em que o plano utilizado para obtenção da curva P-V é formado pelo fator de carregamento e o ângulo das tensões nodais (λ, θ) .

No capítulo 4 apresenta-se o FCCP, o trabalho apresenta técnicas eficientes de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado (parametrização global), assim como suas vantagens com relação aos outros métodos e os resultados das simulações obtidos por meio do método proposto para os sistema teste IEEE 300-barras, de uma configuração de 638 barras do sistema Sul-Sudeste Brasileiro, e de um sistema de 904 barras localizado no sudoeste Americano. Também será apresentada a técnica de atualizar a matriz Jacobiana somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa. Os resultados confirmam a robustez e a eficiência das técnicas de parametrização propostas.

No capítulo 5 são apresentadas as conclusões do trabalho e as propostas para futuros trabalhos. E por fim é apresentado um apêndice contendo as publicações realizadas no decorrer desta pesquisa.

Capítulo 2

ANÁLISE DA ESTABILIDADE DE TENSÃO

2.1 Introdução

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

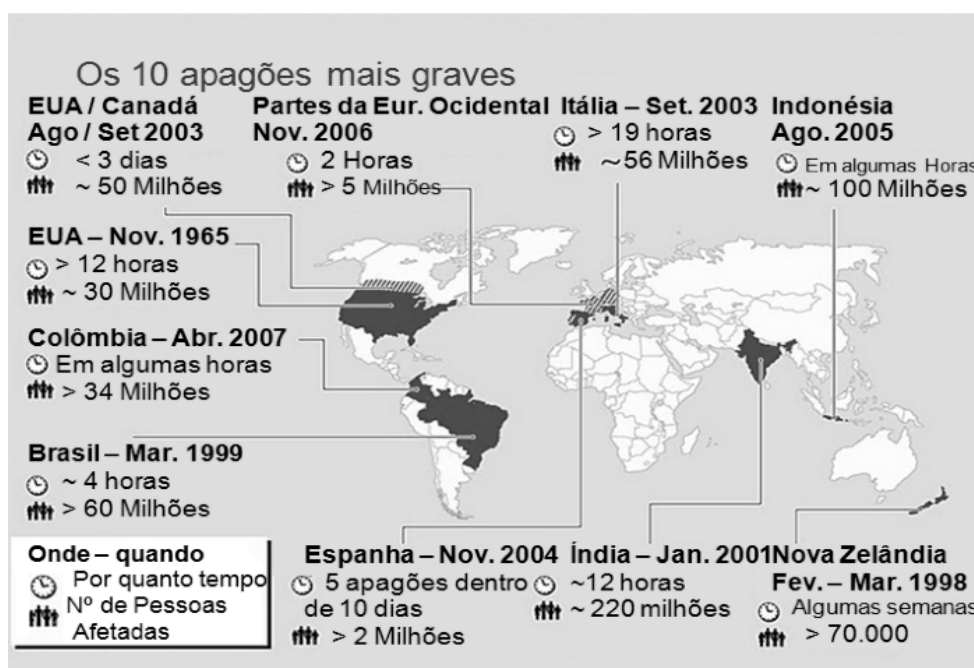
Neste capítulo apresenta-se a importância do estudo da estabilidade estática de tensão, procurando entender os mecanismos que levam a instabilidade e também estudar as ferramentas de controle que a minimiza. Portanto pretende-se dar uma idéia geral, bem como situar o trabalho no contexto do assunto.

2.2 Motivação

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 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. Entre vários casos de colapso de tensão no mundo (figura 2.1) podemos destacar o ocorrido no dia 14 de agosto de 2003, o maior blecaute da história dos Estados Unidos que afetou oito estados (região nordeste dos EUA), incluindo a província de Ontário (parte do sul do Canadá), deixando 50 milhões de pessoas sem energia e, segundo algumas estimativas econômicas provocaram um prejuízo de bilhões de dólares. Em fevereiro de 2004, uma força-tarefa dos EUA e do Canadá concluiu que o apagão histórico de 2003 foi causado por uma falha em linhas de transmissão em uma área rural do Estado de Ohio, o que gerou sobrecarga do sistema e paralisou a geração de energia em mais de cem usinas. Também em 2003, em 28 de setembro, um apagão atingiu praticamente toda a Itália e algumas regiões da Suíça. Cerca de 60 milhões de pessoas foram afetadas durante as nove horas em que a energia elétrica estava em colapso. O blecaute italiano foi causado por uma forte tempestade que atingiu a linha de transmissão que enviava energia elétrica da Suíça para a Itália. A falha sobrecarregou o sistema de geração de energia e causou um efeito cascata, derrubando o fornecimento em todas as áreas do país (G1, 2011; RANKZ, 2011; BLOGGER, 2011).

Figura 2.1 – Maiores Blecautes da História.



Fonte: Blogger (2011).

Os maiores e mais recentes apagões brasileiros aconteceram em março de 1999 (quando dez estados das regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste ficaram sem energia) e em janeiro de 2002 (quando também dez estados naquelas três regiões ficaram sem energia, além do Distrito Federal). E em 10 de novembro de 2009 ocorreu outro blecaute afetando cerca de 40% do território brasileiro e 90% do Paraguai, deixando mais de 50 milhões de pessoas sem energia. O Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS) defende que o desligamento de parte do Sistema Interligado Nacional (SIN) teve início com a pane de três linhas de 750 kV (contingência tripla) e do elo de corrente contínua da rede que leva energia da Usina Binacional de Itaipu ao SIN no Sudeste e Centro-Oeste do país. Muitos fenômenos elétricos podem causar blecautes, porém podem ser evitados ou reduzidos através da aplicação de ações preventivas. Numerosos artigos têm sido publicados em toda parte do mundo para discutir e encontrar soluções para este tipo de problema (TIRANUCHIT; THOMAS, 1986; TAMURA et al., 1983; GALIANA, 1984; ALVARADO; JUNG, 1989; AJJARAPU, 1991; SAUER et al., 1986). Para prevenir tais acontecimentos, os planejadores e operadores de sistemas estão procurando por ferramentas que possam não só proporcionar o entendimento e a compreensão, mas que também indiquem onde o sistema está operando com respeito ao ponto de colapso (na literatura este ponto é conhecido como ponto crítico ou ponto de máximo carregamento, PMC). A importância do conhecimento deste ponto reside no fato de ele definir a fronteira entre as regiões de operação estável e instável do sistema, (parte de cima da curva P-V, região estável, parte de baixo da curva P-V, região instável). É fundamental ao operador do sistema conhecer a distância precisa em que o atual ponto de operação se encontra do limite de estabilidade, por exemplo, se para um dado distúrbio, o sistema encontrará outro ponto de operação seguro para as novas condições, ou seja, se o sistema é estável.

2.3 Operação e Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência

Um sistema elétrico de potência é constituído basicamente por geradores, transformadores, cargas e linhas de transmissão. Os geradores transformam energia mecânica em energia elétrica e injetam a potência elétrica na rede de transmissão através de transformadores elevadores. O transformador é um importante elemento do sistema elétrico que possibilita a conexão de vários equipamentos com níveis de tensão distintos. As linhas de transmissão são os elementos do sistema elétrico que transportam toda a energia elétrica

gerada nas usinas até os pontos de consumo. Inicialmente com características muito simples, os sistemas elétricos têm evoluído para imensos sistemas constituídos por múltiplos geradores e centros de consumo interligados por linhas de transporte de energia elétrica cada vez mais complexos (ZARATE, 2004).

O conceito de operação de redes elétricas tem evoluído ao longo do tempo. No início as concessionárias de energia tinham por objetivo: garantir o fornecimento de energia às cargas; garantir o despacho econômico da geração de energia; garantir uma reserva girante (*spinning reserve*) para cobrir possíveis aumentos de carga não previstos e perdas de unidades geradoras; verificar os efeitos potenciais da retirada de equipamentos de operação para manutenção (BALU, 1992).

No entanto, a partir dos anos 60 essas idéias mudaram, visto que: a demanda de energia sempre crescia, a despeito das variações econômicas e desenvolvimento políticos; a manutenção de um sistema elétrico robusto que pudesse atender a carga crescente e ainda operar normalmente sob contingências tornou-se economicamente inviável; a maciça interligação de sistemas, que se por um lado aumentava a capacidade de despacho de geração e a confiabilidade da rede, por outro contribuía para um aumento dos níveis de insegurança da rede em situações de contingências, visto que uma contingência em uma área podia ter seus efeitos propagados para toda rede; a falta de investimento na expansão da rede elétrica, aliada ao crescimento da demanda, levou os equipamentos existentes a operarem mais próximos de seus limites físicos de operação.

Estes fatos, motivaram diversos estudos para amenizar os problemas causados pela instabilidade de tensão, sendo estes provocados por vários fatores e contingências.

Definimos uma contingência como sendo um evento em que um ou mais equipamentos saem de operação de forma não esperada. Como exemplo de uma contingência, pode-se citar a saída de operação de uma linha de transmissão devido à queda de um raio em uma de suas torres.

A estabilidade de sistemas de potência pode ser definida em termos gerais como sendo a propriedade dos sistemas que permite que eles permaneçam em um estado de operação de equilíbrio sob condições normais de operação e atinjam um estado de equilíbrio aceitável após serem submetidos a um distúrbio (pequeno ou grande) (KUNDUR, 1993). Recentemente, visando-se uniformizar os critérios em relação a uma apropriada definição para a estabilidade do sistema de potência, Kundur et al. (2004) propôs que: A estabilidade do sistema de potência é a capacidade do sistema de energia elétrica, para uma condição inicial

de operação, de recuperar um estado de equilíbrio após da ocorrência de um distúrbio, com a maioria das variáveis dentro dos limites tal que o sistema permaneça praticamente intacto.

A instabilidade de tensão acontece quando ocorre uma contingência, aumento de carga ou uma alteração nas condições do sistema, provocando uma progressiva e descontrolada queda nas tensões. O principal fator que causa a instabilidade é a incapacidade do sistema responder à necessidade de potência reativa. A instabilidade de tensão é essencialmente um fenômeno local, embora as suas consequências possam ser mais generalizadas.

A instabilidade em um sistema de potência pode manifestar-se de diversas formas, dependendo da sua configuração e do seu modo de operação. Tradicionalmente, o problema de estabilidade tem sido associado a manter o sistema operando em sincronismo.

A classificação dos problemas de estabilidade em categorias visa facilitar a análise dos problemas de estabilidade, identificar os fatores principais e o desenvolvimento de métodos para melhorar as condições de operação de redes. Sendo essas categorias: estabilidade de ângulo do rotor; estabilidade de frequência; estabilidade de tensão.

Este trabalho refere-se especificamente ao estudo de desenvolvimento de procedimentos de análises referentes à estabilidade de tensão de sistemas elétricos de potência.

2.3.1 Estabilidade de Tensão e Colapso de Tensão

Existem na literatura várias abordagens para o estudo do problema de estabilidade de tensão (YOUNG-HUEI et al., 1997), (MOGHAVVEMI; JASMON, 1997; AJJARAPU; CHRISTY, 1992; FLATABO et al., 1990), incluindo várias teorias que procuram explicar o fenômeno do colapso de tensão e os mecanismos para sua ocorrência. São também utilizados dados de incidentes reais como visto na seção 2.2 e estudos da importância da representação adequada dos diversos elementos que compõem o sistema.

Alguns fatos importantes têm marcado o planejamento e a operação de sistemas elétricos de potência nas últimas décadas:

- O número de conexões entre companhias de eletricidade tem aumentado muito. Por exemplo, países como o Brasil e os Estados Unidos, entre outros, possuem praticamente um único sistema de potência, composto de um grande número de

companhias de geração, transmissão e distribuição de energia elétrica. Isto aumenta a confiabilidade de atendimento da demanda do sistema, já que a energia pode ser exportada pelas companhias que a tem em excesso para aquelas que apresentam déficit. Em consequência, a necessidade de reserva girante (*spinning reserve*) de cada companhia diminui, diminuindo seus custos de geração. Por outro lado, os efeitos de perturbações na área de uma companhia podem se propagar e serem notados em todo o sistema. Logo, do ponto de vista de segurança da operação, o sistema pode ficar mais vulnerável;

- Os novos investimentos na expansão dos sistemas e a instalação de novos equipamentos têm sido em sua maioria adiados e as causas são várias, incluindo desde as econômicas até as ambientais. Como a demanda tem aumentado consistentemente ao longo dos anos, os equipamentos já existentes passaram a operar cada vez mais próximos de seus limites. Em consequência, a habilidade do sistema em manter condições aceitáveis de operação após perturbações tem diminuído bastante.

Naturalmente, os fatos descritos anteriormente têm um impacto direto sobre a estabilidade do sistema, e em particular sobre a estabilidade de tensão. Tem se verificado a ocorrência de perfis de tensão anormalmente altos ou baixos, e incidentes de tensão que levaram ao colapso de tensão (TOGNETE, 1997). O colapso de tensão, que é um processo pelo qual a instabilidade de tensão leva uma parte significativa da rede a um perfil de tensões baixas, tem ocorrido em sistemas com torque sincronizante e de amortecimento suficientes, mas com problemas relacionados ao controle de potência reativa. Estas ocorrências têm sido mais frequentes em sistemas muito interconectados, altamente carregados e com falta de um suporte de reativos adequado. Eles operam, portanto, com pequenas margens de segurança, ou seja, com pouca capacidade de manter o sistema estável sob condições de variação de carga ou contingências. Desta forma, uma vez que os problemas de estabilidade de tensão são identificados, a não ser que se tenha um estudo prévio de ações de controle eficientes, preventivas ou restaurativas, incluindo a alocação de reativos, a redução de potência transferida se faz necessária. Assim, a análise do problema de estabilidade de tensão ganhou maior destaque nas últimas décadas, já que ele tem se mostrado um fator de limitação na operação de redes.

Um sistema é estável se as magnitudes de tensão de todas as suas barras aumentam caso as respectivas injeções de potência reativa nelas aumentem. Um sistema é instável se, em

pelo menos uma de suas barras, a magnitude de tensão diminui se a injeção de potência reativa aumenta (KUNDUR, 1993).

2.3.2 Abordagens da Análise de Estabilidade de Tensão

Existem hoje diversos métodos de análise de estabilidade de tensão propostos na literatura. Estes métodos permitem que se avaliem as condições de operação do sistema e de seu nível de segurança em termos de estabilidade de tensão, sendo eles:

- Análise dinâmica;

O principal objetivo da análise dinâmica é esclarecer os mecanismos envolvidos no fenômeno de instabilidade de tensão, através do detalhamento dos efeitos de todos os equipamentos de controle.

- Análise estática;

Já a análise estática destina-se a avaliar a margem de estabilidade de tensão. A intenção da análise estática é reproduzir as características mais importantes desse fenômeno, sem recorrer à complexidade numérica e a carga computacional associada à simulação no domínio do tempo, por isso este trabalho está voltado para a parte estática. As abordagens estáticas são de grande importância para os métodos propostos para detecção e prevenção do colapso de tensão e de maneira geral propõem-se a determinar margens de estabilidade de tensão e mecanismos de instabilidade. A análise estática da estabilidade de tensão pode ser realizada, em princípio, com as equações de fluxo de carga ou alguma generalização adequada destas. Estas análises relacionam a ocorrência do colapso de tensão com o problema conhecido das equações de fluxo de carga de apresentarem múltiplas soluções.

Dentre as abordagens estáticas têm-se os métodos baseados na obtenção das curvas P-V e Q-V para barras de interesse do sistema. Essas curvas são obtidas através de cálculos do FC ou através do FCC (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; ALVES et al., 2000; CHIANG et al., 1995; IBA et al., 1991; CAÑIZARES et al., 1992; GARBELINI et al., 2005; BONINI NETO; ALVES, 2008a; BONINI NETO; ALVES, 2010).

Sekine et al. (1989) estudaram a natureza das soluções do fluxo de carga com métodos algébricos, baseados na natureza quadrática das equações de fluxo de carga com as tensões representadas em coordenadas retangulares. Galiana e Zeng (1992) identificaram o colapso de tensão como um ponto em que, ao se variar a carga do sistema, deixa de haver solução para o fluxo de carga.

Alguns métodos estáticos buscam a definição de índices de proximidade ao colapso de tensão para a comparação entre diferentes pontos de operação, de modo a se obter uma seleção qualitativa das condições críticas.

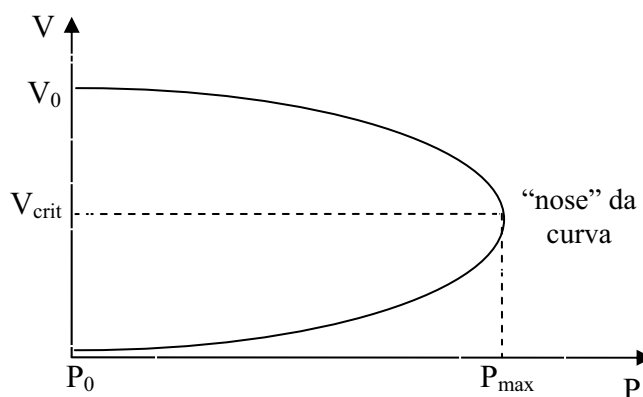
2.3.2.1 Análise Estática de Estabilidade de Tensão: Métodos de curvas P-V e Q-V

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.

2.3.2.2 Método de Curvas P-V

O método consiste na obtenção de curvas P-V por meio da solução sucessiva de fluxos de potência conforme se incrementam a carga e a geração do sistema elétrico de potência, numa direção pré-estabelecida, 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 (figura 2.2). 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 2.2 – Curva P-V.



Fonte: Garbelini (2008).

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 sequência 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).

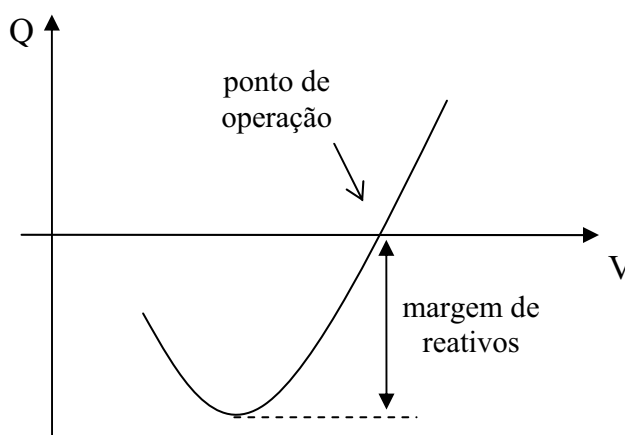
2.3.2.3 Método de Curvas Q-V

O 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 PQ em questão em barra PV sem limites de injeção de reativos (TAYLOR, 1994).

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 figura 2.3.

Pode-se observar na figura 2.3 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 enganosos (KUNDUR, 1994).

Figura 2.3 – Curva Q-V.



Fonte: Garbelini (2008).

2.3.3 Margem de Carregamento

O operador de sistemas de potência monitora usualmente um número determinado de fluxos de potência ativa e reativa juntamente com níveis de tensão, topologia da rede. Estas grandezas são monitoradas para assegurar sua permanência dentro de limites aceitáveis na atual configuração, ou em qualquer outra das possíveis configurações subsequentes a uma contingência predefinida. A noção de capacidade de transmissão estará sempre presente para o operador, uma quantificação mais direta e explícita da capacidade de transmissão é a margem de carregamento, que definitivamente representam e a que distância se encontram de seu limite.

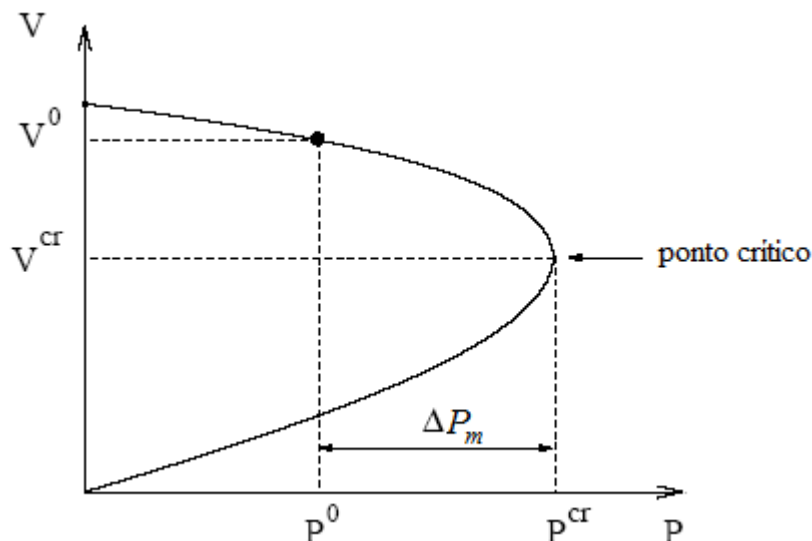
A definição da margem dependerá da aplicação a que se destina. De uma forma geral procura-se estabelecer a margem em função da diferença entre o valor de um parâmetro correspondente a um evento e o seu atual valor. A margem de estabilidade mede a distância a um evento que cause a instabilidade e deve ser definida de forma a ser facilmente compreendida pelo operador. Para o colapso de tensão, a margem de estabilidade é definida como o maior aumento de carga que o sistema pode ter, sem provocar o colapso de tensão.

Para se calcular o grau de segurança de um sistema com relação à estabilidade de tensão, é importante obter meios de calcular a distância de certo ponto de operação do sistema ao ponto crítico, correspondente ao PMC. Esta distância é dada por grandezas físicas, como a potência consumida (MW, MVar). De acordo com a figura 2.4, a margem de carregamento a ser obtida (ΔP_m) será:

$$\Delta P_m = P^{cr} - P^0$$

onde ΔP_m representa o maior aumento de consumo possível de forma a manter a rede operando ainda na região estável.

Figura 2.4: Margem de carregamento.



Fonte: Bonini Neto (2006)

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, conforme os limites de potência reativa, atingidos com o acréscimo da carga;
- 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.

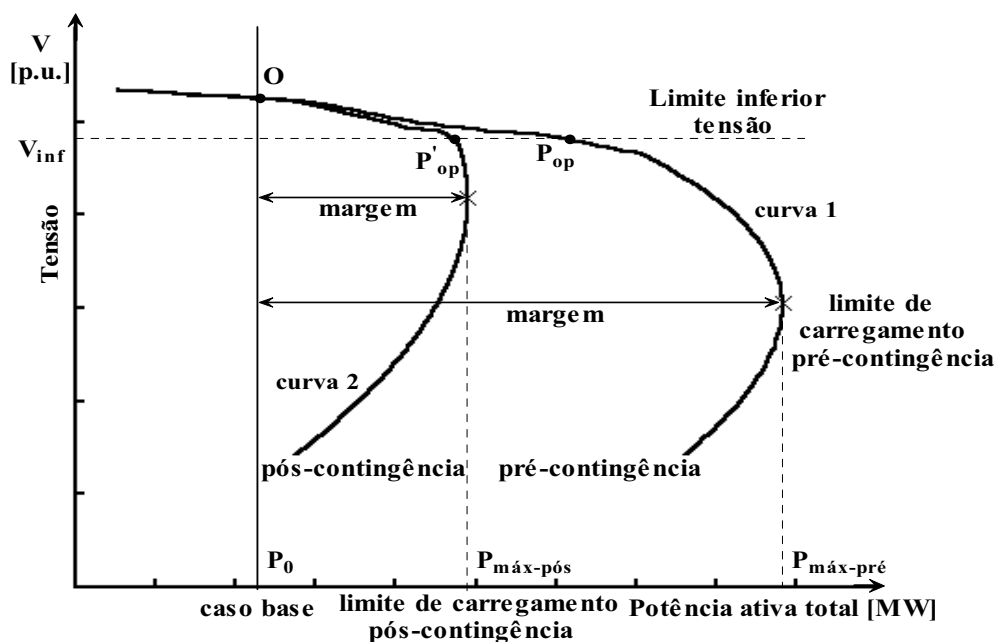
As desvantagens da margem de carregamento como índice de colapso de tensão, são:

- 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.

Na figura 2.5 estão apresentadas as curvas P-Vs e alguns dos critérios preventivos de avaliação do colapso de tensão utilizado em diversas concessionárias, bem como as definições dos termos envolvidos.

Figura 2.5: Definição da margem de carregamento segura de pré e pós-contingência.



Fonte: Alves (2000).

Como se pode ver na figura 2.5, o perfil de tensão é praticamente o mesmo até a proximidade do ponto P'_{op} . Entretanto, pouco além deste (p. ex., ponto P_{op}), não mais será possível operar o sistema em condições de contingência. O mesmo ocorrerá, também, caso o sistema se encontre no ponto P'_{op} e um subsequente pequeno aumento de carga ocorrer no sistema. Somado a isso pode-se verificar que a tensão encontra-se acima do valor mínimo permitido (V_{inf}). Nestas condições é mais seguro obter o perfil de tensão completo, isto é, até o ponto de colapso.

Considere um ponto de operação estável (O) denominado de caso base. Este ponto é obtido por meio de um programa de FC. O método da curva P-V determinará a capacidade do sistema através do aumento gradual da carga total do sistema. Geralmente, conforme a carga aumenta, a tensão do sistema tenderá a diminuir, como mostrado na figura 2.5. Existe um limite para este aumento de carga após o qual o sistema entrará em colapso e que corresponderá ao limite de carregamento de pré-contingência ($P_{máx-pré}$) ou também denominado PMC. O carregamento pode ser interpretado num sentido mais amplo, isto é, não somente como um aumento de carga, mas também como um aumento da transferência de potência entre áreas, da carga de determinadas áreas, ou da carga de barras específicas.

Também, o aumento pode ser definido em termos de potência ativa (P), potência reativa (Q). (XU et al., 1993; VAN CUTSEM; VOURNAS, 1998). No caso da combinação do aumento de carga de barras específicas em termos de Q, por exemplo, obter-se-ia a curva Q-V.

O mais usual dos limites é o denominado limite de carregamento de pós-contingência ($P_{\text{máx-pós}}$), utilizado para medir a robustez do sistema após contingências (CIGRÉ, 1998). Em alguns casos também se costuma usar o critério de mínima tensão ($V_{\text{inf}} = 0,9$ p.u.) (GRIDCO, 1998). Neste caso, a máxima carga operacional para cada condição será a carga para a qual a tensão cai ao nível de tensão aceitável (V_{inf}), como indicado na figura 2.5 por P_{op} (caso base) e P'_{op} (para contingência). A margem do sistema seria medida por ESBI (1998). Portanto, teremos:

Margem Máxima [MW] = $P_{\text{máx-pré}} - P_0$, para os casos sem contingências;

Margem Máxima [MW] = $P_{\text{máx-pós}} - P_0$, para os casos com contingências.

No caso de se considerar o nível mínimo de tensão (GRIDCO, 1998):

Margem Operacional = $P_{\text{op}} - P_0$, para os casos sem contingência;

Margem Operacional = $P'_{\text{op}} - P_0$, para os casos com contingência.

O limite de operação segura corresponde à restrição para o carregamento do sistema nas condições de pré-contingência, tal que o sistema possa suportar uma dada contingência. Mais precisamente, dada uma direção de carregamento previamente definida, as ações realizadas pelo operador e pelos controles durante o carregamento do sistema, e uma contingência, o objetivo é determinar o quanto a configuração de pré-contingência pode ser carregada sem que a contingência cause instabilidade (CIGRÉ, 1998).

2.3.3.1 Métodos Utilizados 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, \mathbf{G} e \mathbf{x} possuem as mesmas dimensões. 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 λ -V.

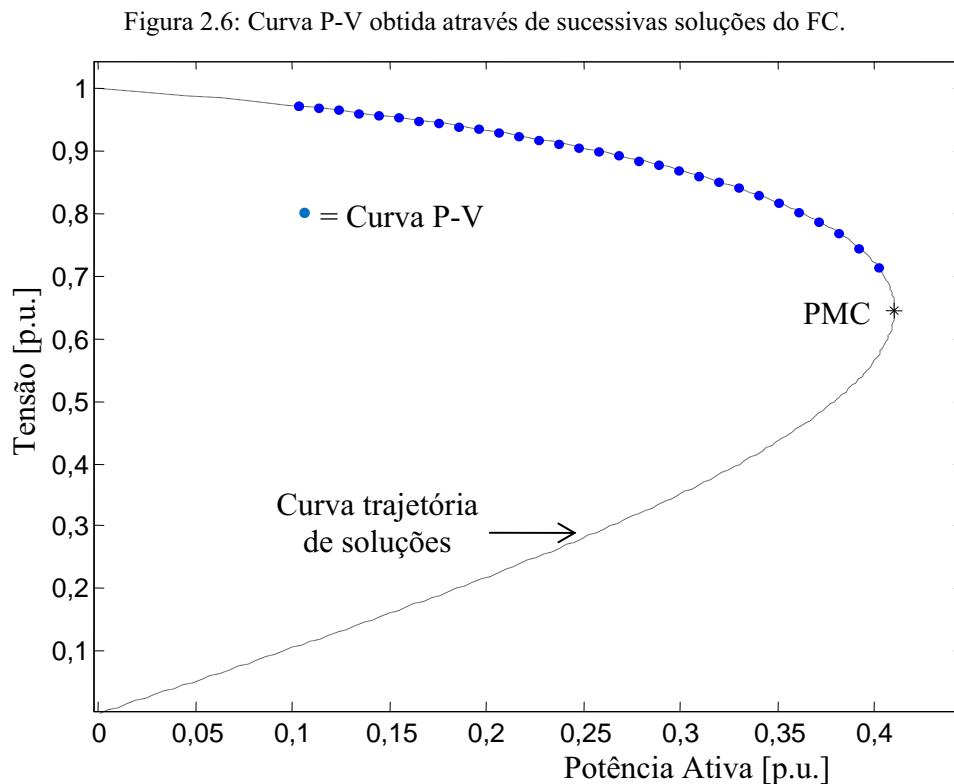
Algumas das aplicações para estas curvas são:

- 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, cujo a i -ésima iteração, para um dado valor de $\lambda = \lambda_0$ é dada por:

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

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, 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 2.6, que mostra a curva P-V com os valores de potência ativa em p.u., para cada valor de λ .



Fonte: Bonini Neto (2011).

Como pode ser observado, o programa de FC diverge próximo ao PMC, devido à 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, por exemplo, na ordem de 1/10. O mesmo procedimento foi usado para o ponto de divergência subsequente, ver figura 2.7(a). Conforme já mencionado, o método convencional começa apresentar problemas

numéricos na vizinhança do PMC. A figura 2.7(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 à 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 próximos para o PMC, mas existe um problema para este tipo de estratégia, é o tempo computacional e o número de iterações, os quais aumentarão muito.

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.

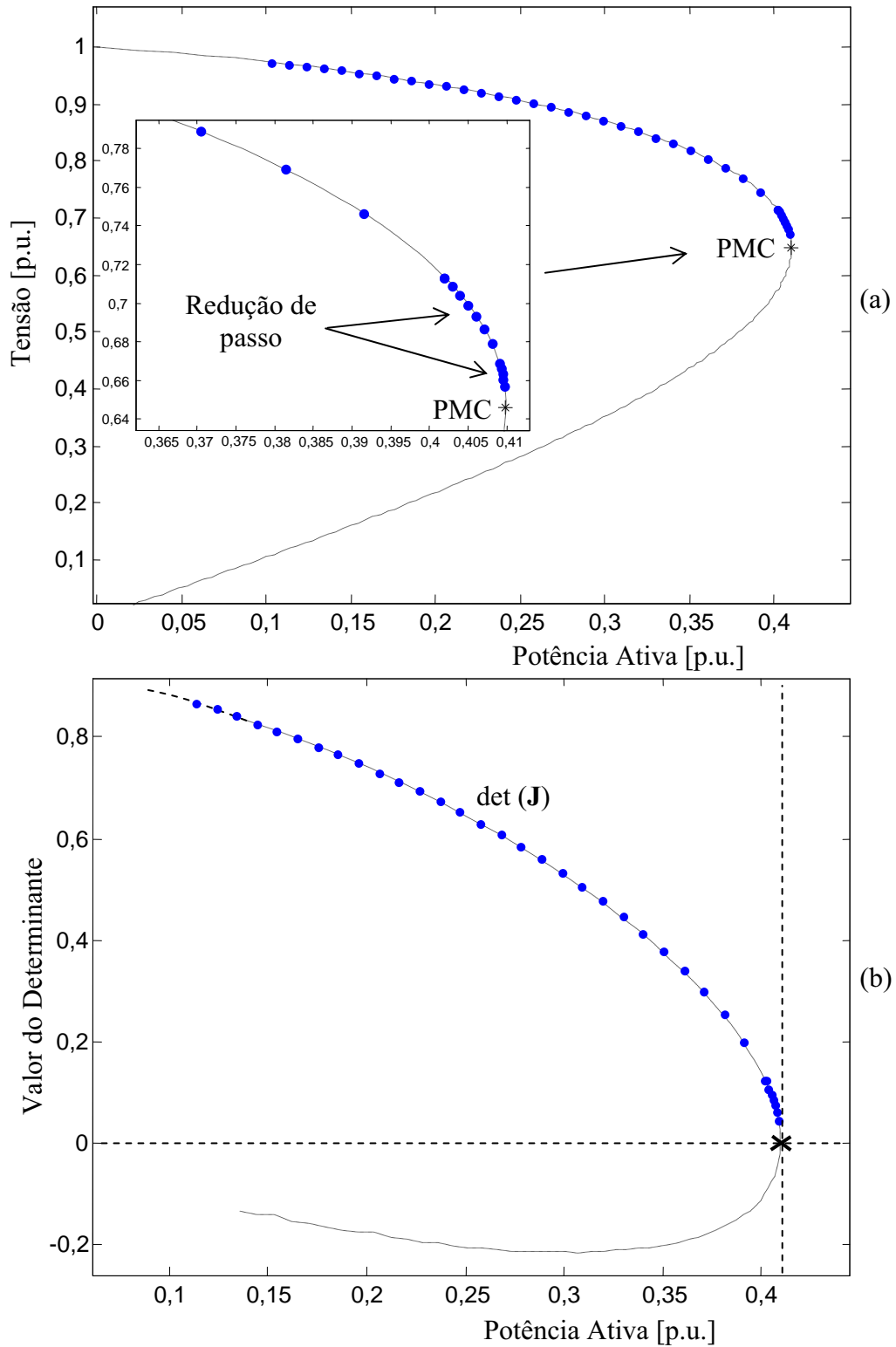
Vimos que este procedimento também é usado para se obter o ponto de máximo carregamento e que, enquanto o sistema elétrico de potência é progressivamente carregado, as soluções (pontos da curva P-V) são obtidas pelo algoritmo (2.2) até que ocorra a divergência do fluxo de carga. Neste ponto, a matriz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

Figura 2.7: Fluxo de Carga Continuado: (a) Curva P-V com a redução de passo, (b) Determinante da matriz J.



Fonte: Bonini Neto (2011).

A seguir são apresentados alguns métodos para a obtenção do PMC dos sistemas elétricos de potência.

A. Fluxo de Carga Convencional

O FC é um método utilizado para o cálculo do ponto de operação estável denominado caso base e da margem de carregamento através de sucessivas soluções. Este método baseia-se no aumento gradativo da carga até que o estado do sistema atinja pontos de operação suficientemente próximos do ponto de colapso, no caso o ponto em que não há mais solução do FC.

B. Método da Continuação

O FC utilizando sucessivas soluções (fluxo de carga continuado (FCC)) também é um método da continuação, embora seja sujeito a singularidade da matriz \mathbf{J} , já o método da continuação utilizando o Newton modificado permite o traçado completo da curva P-V, sem o problema de singularidade da matriz \mathbf{J} através das técnicas de parametrização e dependendo de como o parâmetro é utilizado. Por se tratar da metodologia utilizada por este trabalho, serão abordados com maiores detalhes no capítulo 3 e 4.

C. 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.

C.1 Ponto de Colapso

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

C.2 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 \mathbf{J} através da modificação do método convencional de Newton.

Neste trabalho serão estudados os tópicos A e B, pois se trata da metodologia proposta e está relacionado com o estudo da análise estática de tensão.

Capítulo 3

MELHORIAS PARA O MÉTODO DA CONTINUAÇÃO

3.1 Introdução

Neste capítulo procura-se focar a importância e a compreensão do método da continuação e apresentar as melhorias em relação ao trabalho proposto em Bonini Neto e Alves (2008a). Será inserido no método o preditor linear (preditor tangente) e a equação correspondente ao maior valor da variação do vetor tangente que define o plano (λ, V_k) o qual será utilizado para obtenção da curva P-V. Outro método discutido neste capítulo é o apresentado em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008), em que o plano utilizado para obtenção da curva P-V é formado pelas coordenadas fator de carregamento e ângulo das tensões nodais (λ, θ) .

3.2 Método da Continuação: Técnicas de Parametrizações

Os métodos de FCC permitem o traçado completo das curvas P-V, a partir de um caso base, passando pelo PMC, por meio de sucessivas soluções de FC, conforme já foi comentado no Capítulo 2. 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 o da barra 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:

$$\begin{aligned} \Delta \mathbf{P} &= \mathbf{P}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\ \Delta \mathbf{Q} &= \mathbf{Q}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \end{aligned} \quad (3.2)$$

$$\mathbf{P}^{\text{esp}}(\lambda) = \mathbf{P}_{\text{ger}}(\lambda) - \mathbf{P}_{\text{carga}}(\lambda) \quad \text{e} \quad \mathbf{Q}^{\text{esp}}(\lambda) = \mathbf{Q}_{\text{ger}} - \mathbf{Q}_{\text{carga}}(\lambda)$$

em que:

$$\mathbf{P}_{\text{carga}}(\lambda) = \lambda \mathbf{k}_{\text{pc}} \mathbf{P}_{\text{carga}}^{\text{esp}}, \quad \mathbf{P}_{\text{ger}}(\lambda) = \lambda \mathbf{k}_{\text{pg}} \mathbf{P}_{\text{ger}}^{\text{esp}}, \quad \mathbf{Q}_{\text{carga}}(\lambda) = \lambda \mathbf{k}_{\text{qc}} \mathbf{Q}_{\text{carga}}^{\text{esp}} \cdot \mathbf{P}_{\text{carga}}^{\text{esp}}, \quad \mathbf{Q}_{\text{carga}}^{\text{esp}} \quad \text{e} \quad \mathbf{P}_{\text{ger}}^{\text{esp}} \quad \text{são}$$

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 \mathbf{k}_{pg} , \mathbf{k}_{pc} e \mathbf{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 ($\mathbf{P}_{\text{carga}}$) e reativa ($\mathbf{Q}_{\text{carga}}$) 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 \mathbf{k}_{pg} , \mathbf{k}_{pc} e \mathbf{k}_{qc} são todos iguais a um), visto que este fornece a condição operacional mais segura para o sistema (WESTERN SYSTEMS

COORDINATING COUNCIL - 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, P_{ger} , P_{carga} , Q_{carga} e λ são as variáveis independentes, enquanto que V e θ 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, 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 consequência da singularidade da matriz \mathbf{J} do sistema de equações (3.2) no PMC e, portanto, não sendo possível determiná-lo.

Para contornar este problema, surgem os métodos da continuação, também conhecidos como *path following*, e têm sido utilizados por longa data na análise de sistemas de equações algébricas não lineares (SEYDEL, 1994), e mais recentemente para a obtenção do ponto de colapso de tensão de sistemas elétricos de potência (KUNDUR; GAO, 1994; CAÑIZARES; ALVARADO, 1993; ALVES et al., 2000; AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU et al., 1994; CHIANG et al., 1995; ARYA; VERMA, 1996; BIJWE; TARE, 1997; CHIANG et al., 1999; IBA et al., 1991; GARBELINI et al., 2007; BONINI NETO E ALVES, 2008a), e, em função de sua crescente utilização na análise de sistemas elétricos, como parte de livros textos (MANSOUR, 1993; KUNDUR, 1993; VAN CUTSEM; VOURNAS, 1998; PSP, 1998).

Os métodos da continuação podem ser implementados com qualquer conjunto de equações de equilíbrio (ou de regime permanente) de um sistema de potência, embora, nas

análises de estabilidade de tensão, têm sido empregados mais especificamente para o cálculo da trajetória de soluções. A denominação de fluxo de carga continuado (FCC) (do inglês: *continuation power flow*) advém do uso das equações padrões do FC como modelo das redes elétricas (KUNDUR, 1993; VAN CUTSEM; VOURNAS, 1998).

Entre os diversos métodos da continuação descritos na literatura da área de sistemas de potência, o mais amplamente utilizado consiste de quatro elementos básicos:

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

A descrição destas etapas segue a forma proposta em Ajjarapu e Christy (1992) chamada de Parametrização Local.

3.2.1 Técnica de Parametrização Local

3.2.1.1 Passo Preditor

Uma vez que a solução de (3.2) para o caso base tenha sido encontrada ($\theta_0, V_0, \lambda_0 = 1$) pelo método convencional de FC (embora isto nem sempre seja necessário), o método da continuação pode ser usado para calcular as soluções adicionais, até que o PMC seja alcançado. Primeiro, um passo preditor é executado para encontrar uma estimativa para a próxima solução. Entre as diversas técnicas de previsão diferentes encontradas na literatura os métodos da tangente (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU et al., 1994) e o da secante (CHIANG et al., 1995; CHIANG et al., 1999) são os mais populares.

3.2.1.1.1 Preditor Tangente

O cálculo do vetor tangente é obtido tomando a diferencial do sistema (3.2), e que posto na forma matricial fornece:

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

onde $\mathbf{G}_\theta = [\partial\Delta\mathbf{P}/\partial\theta^T \ \partial\Delta\mathbf{Q}/\partial\theta^T]^T$, $\mathbf{G}_V = [\partial\Delta\mathbf{P}/\partial V^T \ \partial\Delta\mathbf{Q}/\partial V^T]^T$ e $\mathbf{G}_\lambda = [\mathbf{P}^{\text{esp}} \ \mathbf{Q}^{\text{esp}}]^T$ são as derivadas parciais de \mathbf{G} em relação a θ , V e λ , respectivamente. \mathbf{G}_θ e \mathbf{G}_V compõem a matriz \mathbf{J} do FC convencional. Acresce-se a \mathbf{J} uma coluna (\mathbf{G}_λ) correspondente a nova variável λ . O vetor \mathbf{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 \mathbf{t} deve ser especificada com um valor diferente de zero. Esta variável é denominada de parâmetro da continuação. Uma nova equação ($\mathbf{e}_k \cdot \mathbf{t} = t_k = \pm 1$) será acrescida ao sistema (3.2). Assim, (3.3) passa a ter a seguinte forma:

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

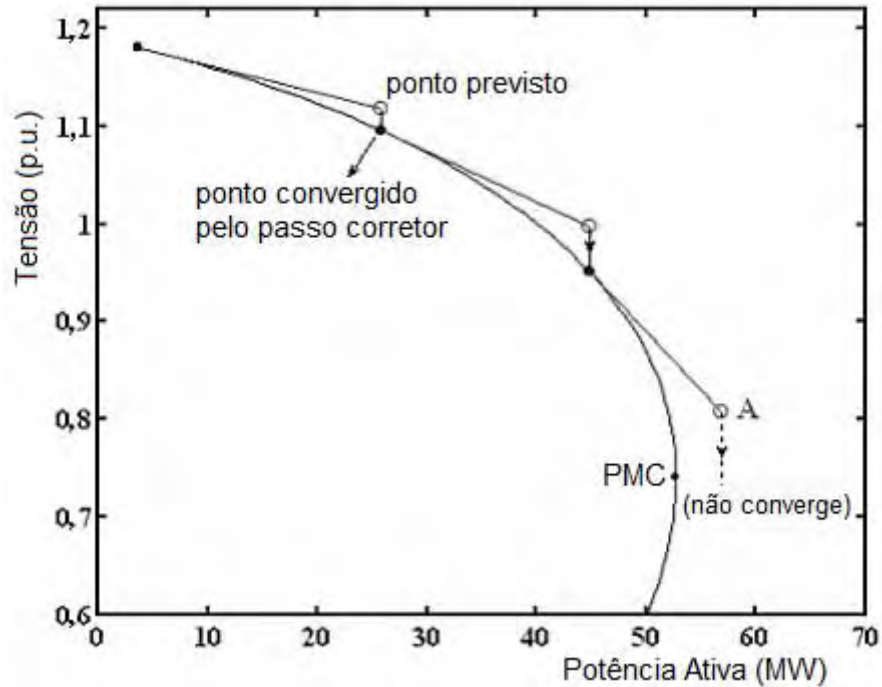
onde \mathbf{e}_k é um vetor linha apropriadamente dimensionado, com todos os elementos nulos exceto o k -ésimo, que é igual a 1, o número 1 será colocado na coluna da variável que foi escolhida como parâmetro, V_k , θ_k ou λ . A escolha do índice k é feita de forma que o vetor \mathbf{t} tenha uma norma 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:

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

onde o sobrescrito “e” indica estimativa, isto é, o vetor tangente é usado para obter uma estimativa para θ , V , e λ a partir da solução atual j . σ 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. A figura 3.1 apresenta o preditor tangente e o passo corretor parametrizado pelo fator de carregamento λ .

Figura 3.1: Método da continuação com o preditor tangente utilizando λ como parâmetro.



Fonte: Alves (2000).

3.2.1.1.2 Preditor Secante

O método do preditor secante de ordem um utiliza as soluções atuais e anteriores, para se estimar a próxima solução, e estes dois primeiros pontos são obtidos pelo método do preditor tangente, ou seja, usa uma aproximação do vetor tangente.

Os métodos polinomiais estão baseados em um polinômio de ordem variada que intersecta a solução atual e soluções prévias $(\mathbf{x}^j, \lambda^j)$, $(\mathbf{x}^{j-1}, \lambda^{j-1})$, para prover um ponto de aproximação para a próxima solução $(\mathbf{x}^{j+1}, \lambda^{j+1})$.

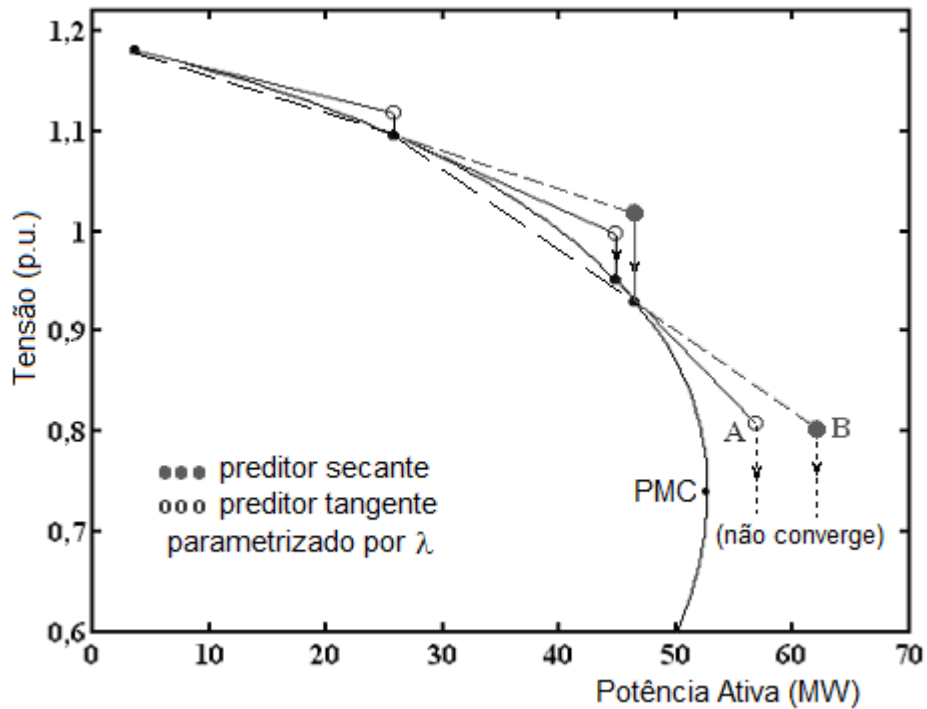
$$(\mathbf{x}^{j+1}, \lambda^{j+1}) = (\mathbf{x}^j, \lambda^j) + \sigma(\mathbf{x}^j - \mathbf{x}^{j-1}, \lambda^j - \lambda^{j-1}) \quad (3.6)$$

onde σ é o tamanho de passo apropriado e $\mathbf{x} = (\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$.

Outro preditor é o trivial ou polinomial modificado de ordem zero que utiliza a solução atual e um passo fixo no parâmetro como uma estimativa para a próxima solução.

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

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



Fonte: Alves (2000).

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.

3.2.1.2 Controle do Passo Preditor σ

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

Um método simples, baseado no número de iterações do passo corretor é utilizado para controlar o tamanho do passo preditor, se o número de iterações do passo corretor for pequeno, indica que a carga ainda é leve ou normal e o passo previsto pode ser maior. Aumentando o número de iterações, o sistema estará numa região de alto carregamento, e o tamanho do passo preditor 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.

Outro método de controle do tamanho do passo é baseado na norma do vetor tangente (SOUZA; CAÑIZARES; QUINTANA, 1997). O tamanho do passo preditor é definido como:

$$\sigma = \sigma^0 / \|\mathbf{t}\|_2 \quad (3.7)$$

onde $\|\mathbf{t}\|_2$ é a norma Euclidiana do vetor tangente $[\mathbf{d}\boldsymbol{\theta}^T \mathbf{d}\mathbf{V}^T \mathbf{d}\lambda]^T$, e σ^0 é um escalar predefinido. À medida que o sistema torna-se carregado, a magnitude do vetor tangente aumenta e σ diminui. A eficiência do processo depende da boa escolha de σ^0 . Seu valor dependerá do sistema, neste caso o λ deve ser o parâmetro. Bons resultados foram alcançados para sistemas de vários tamanhos assumindo $\sigma^0 = 1$ (PSP, 1998). A equação (3.7) também pode ser utilizada na técnica de previsão pelo vetor secante.

3.2.1.3 Parametrização

A parametrização é o caminho matemático para identificar cada solução na curva correspondente a trajetória de soluções (curva P-V) de forma que a próxima solução, ou a solução prevista possa ser quantificada.

3.2.1.4 Passo Corretor e Parametrização

Uma vez feita a previsão, torna-se necessário realizar a correção da solução aproximada para obter-se a solução correta, evitando que esse erro se acumule. Uma vez que o ponto obtido por um bom preditor encontra-se muito próximo da solução correta, poucas iterações serão necessárias para alcançar a curva trajetória de soluções (curva P-V) dentro da precisão desejada. O FC utilizando o método de Newton-Raphson é o mais utilizado no passo corretor, embora qualquer outro método numérico possa ser utilizado. Neste passo uma equação do tipo $y - y^e = 0$, onde y e y^e correspondem à variável escolhida como parâmetro de continuação e seu respectivo valor estimado, obtido pelo passo preditor, é acrescentada ao sistema de equações (3.2). Assim, o sistema de equações da etapa de correção passa a ser:

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= 0 \\ y - y^e &= 0, \end{aligned} \quad (3.8)$$

o qual é resolvido por um método de Newton-Raphson ligeiramente modificado devido inclusão da última equação. O sistema (3.8), expandido em série de Taylor fornece:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & \mathbf{G}_\lambda \\ & \mathbf{e}_k & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\theta \\ \Delta V \\ \Delta\lambda \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \begin{bmatrix} \Delta\theta \\ \Delta V \\ \Delta\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

observe que \mathbf{G}_θ e \mathbf{G}_V formam a matriz \mathbf{J} , e o vetor \mathbf{e}_k conterá 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 (\mathbf{J}_m) no PMC, tanto no passo preditor quanto no corretor. Assim, para obter-se o PMC com maior precisão, o passo terá que ser reduzido à medida que os pontos se aproximam do PMC.

Uma outra forma de contornar o problema de singularidade é usar em ambos os passos, preditor e corretor, uma técnica muito simples conhecida por parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU; LAU; BATTULA, 1994; SEYDEL, 1994), que consiste na troca do parâmetro próximo ao PMC, (figura 3.3). No método do vetor tangente a variável escolhida é aquela que apresentar a maior variação (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU; LAU; BATTULA, 1994), sendo que λ passa a ser, a partir daí, 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:

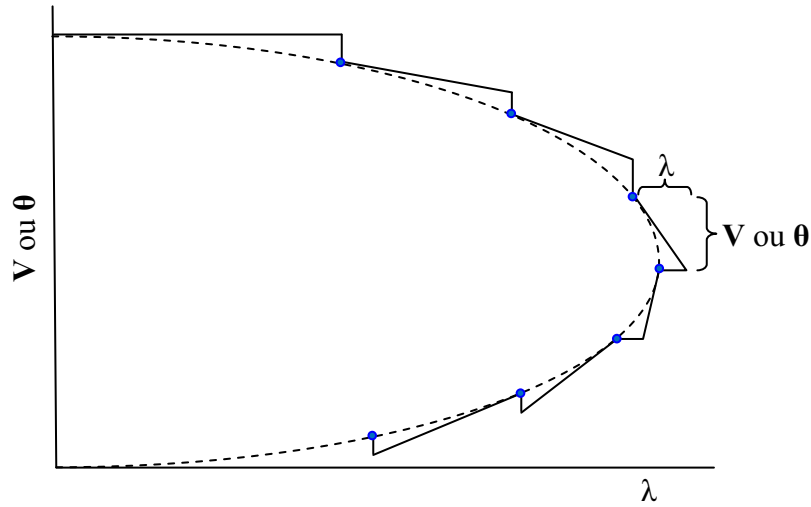
$$p \leftarrow \max\{|t_1|, |t_2|, \dots, |t_{n+1}|\} \quad (3.10)$$

enquanto que no método baseado no preditor secante, p é escolhido como sendo a componente que apresentar a máxima variação relativa (SEYDEL, 1994):

$$p \leftarrow \max\left\{\left(\frac{|\boldsymbol{\theta}^{j+1} - \boldsymbol{\theta}^j|}{|\boldsymbol{\theta}^{j+1}|}\right), \left(\frac{|\mathbf{V}^{j+1} - \mathbf{V}^j|}{|\mathbf{V}^{j+1}|}\right), \left(\frac{|\lambda^{j+1} - \lambda^j|}{|\lambda^{j+1}|}\right)\right\} \quad (3.11)$$

onde j refere-se ao ponto da curva. A expectativa é de que a escolha de p com base nestas duas últimas equações implique no bom desempenho do algoritmo. Este procedimento enfatiza a confiabilidade, mas não garante que o parâmetro p conduza a um processo mais rápido (SEYDEL, 1994). A experiência com o método do vetor tangente utilizando a equação (3.10) tem demonstrado que ao aproximar-se do *nose*, p muda de λ para a tensão que apresenta a maior variação, retornando novamente para λ após alguns pontos. O uso deste método para a escolha automática de p não tem apresentado dificuldades mesmo para sistemas altamente compensados (CAÑIZARES; ALVARADO, 1993).

Figura 3.3: Técnica de Parametrização Local.



Fonte: Bonini Neto (2011).

3.2.2 Método Proposto em Bonini Neto e Alves (2008a)

Em Bonini Neto e Alves (2008a) foi acrescentado ao sistema de equações (3.2), a equação da reta que passa por um ponto escolhido $O(\lambda^0, V_k^0)$ no plano formado pelas variáveis fator de carregamento (λ) e a magnitude de tensão nodal de uma barra k qualquer (V_k), chamaremos o método proposto em Bonini Neto e Alves (2008a) de FCCB:

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{0} \\ W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (V_k - V_k^0) = 0 \end{aligned} \tag{3.12}$$

onde o parâmetro α é o coeficiente angular da reta.

Com a solução do caso base $(\boldsymbol{\theta}^1, \mathbf{V}^1$ e $\lambda^1)$, obtida com um FC onde $\lambda^1 = 1,0$, calcula-se o valor de α a partir do ponto inicial escolhido $O(\lambda^0, V_k^0)$ e dos seus respectivos valores obtidos no caso base $P(\lambda^1, V_k^1)$:

$$\alpha^1 = \frac{(V_k^1 - V_k^0)}{(\lambda^1 - \lambda^0)} \tag{3.13}$$

A seguir, o FCCB é utilizado para calcular as demais soluções através dos sucessivos incrementos $(\Delta\alpha)$ no valor de α . Para $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$, a solução do sistema de equações (3.12) fornecerá o novo ponto de operação $(\boldsymbol{\theta}^2, \mathbf{V}^2$ e $\lambda^2)$ 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. O preditor trivial é utilizado (secante de ordem zero). Para $\alpha = \alpha^1$, a solução convergida deverá resultar em $\lambda=1$. O Método de Newton é utilizado no passo corretor. Neste passo, a equação $\alpha - \alpha^e = 0$, onde α e α^e correspondem a variável escolhida como parâmetro da continuação e seu respectivo valor estimado, obtido pelo passo preditor. A expansão do sistema de equações (3.12) em série de Taylor, incluindo somente os termos de primeira ordem, considerando o valor prefixado no valor do parâmetro α calculado para o caso base, resulta em:

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda \\ -\partial W/\partial \mathbf{x} & -\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} \equiv \mathbf{J}_m \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{G} \\ \Delta W \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

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 no sistema de equações (3.12).

3.2.2.1 Passo Preditor

Já em Bonini Neto e Alves (2008b) foi acrescentado ao método FCCB o preditor tangente. Partindo das derivadas parciais da equação (3.12), o vetor tangente é obtido por:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{J} & \mathbf{G}_\lambda & \mathbf{0} \\ \partial W/\partial \mathbf{x} & \alpha & \lambda - \lambda^0 \\ \mathbf{0} & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\mathbf{x} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} \equiv \mathbf{J}_m \mathbf{t} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ 0 \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

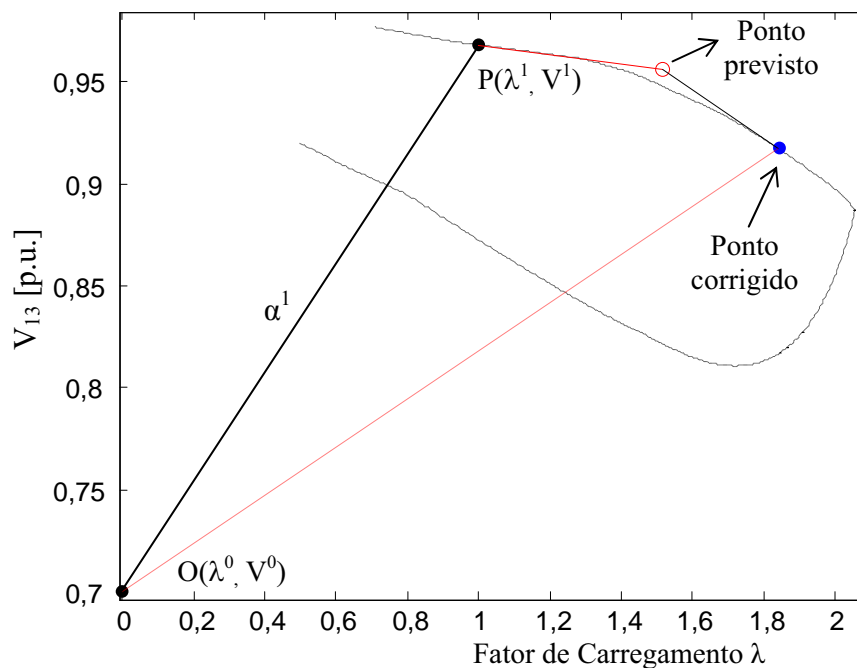
onde $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \mathbf{V}^T]^T$, \mathbf{G}_λ corresponde as derivadas parciais de \mathbf{G} em relação a λ , \mathbf{J} é a matriz Jacobiana do FC convencional e \mathbf{t} é o vetor tangente. O α e $\lambda - \lambda^0$ corresponde a derivada da equação W em relação a λ e em relação a α . 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:

$$\begin{bmatrix} \theta^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \\ \alpha^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \\ \alpha_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\theta \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

onde o sobrescrito “e” indica estimativa, isto é, o vetor tangente é usado para obter uma estimativa para λ , θ e \mathbf{V} , a partir da solução atual j . O σ é um escalar que define o tamanho do passo predictor.

Uma vez feita à previsão, torna-se necessário realizar a correção da solução estimada para obter-se a solução correta. Se o ponto obtido por um bom predictor encontra-se muito próximo da solução correta, poucas iterações serão necessárias para alcançar a curva trajetória de soluções (curva P-V) dentro da precisão desejada. Para este passo corretor, a equação utilizada é a mesma do predictor trivial, ou seja, a equação (3.14). A figura 3.4 a seguir apresenta o FCCB com predictor tangente.

Figura 3.4: Predictor tangente com α como parâmetro.



Fonte: Bonini Neto (2008).

3.2.2.2 Testes e Resultados

Para todos os testes realizados, a tolerância adotada para os *mismatches* de potência foi de 10^{-4} p.u. O primeiro ponto de cada curva é obtido pelo método de FC convencional. Os limites de Q nas barras PV são os mesmos utilizados no método de FC convencional. Em cada iteração a geração de reativos de todas essas barras são comparadas com seus respectivos limites. No caso de violação, ela é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras. O critério adotado para a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas não se baseia apenas no número máximo de iterações, mas também na análise do comportamento do *mismatch* total de potência. Na maioria dos casos as parametrizações resultam numa convergência mais rápida, entretanto, algumas vezes isso não ocorre. Nestes casos a evolução dos respectivos *mismatches* indica a possibilidade de mau-condicionamento. Esse *mismatch* é definido como sendo a soma dos valores absolutos dos desbalanços de potência ativa e reativa (BONINI NETO; ALVES, 2008a).

3.2.2.3 Procedimento Geral Adotado para a Mudança do Centro do Feixe de Retas

Foi necessário definir um procedimento geral para o traçado da curva P-V. Após vários testes realizados, foi concluído que o seguinte processo é o mais robusto e também prove uma menor demanda em termos do número total de iterações:

1. Obtenha o ponto para o caso base utilizando o FC convencional ($\lambda = 1$) e α^1 por meio da equação (3.13), figura 3.4;
2. Os próximos pontos da curva λ - V_k são obtidos incrementando gradualmente (passo fixo, $\sigma = 0,02$), com o uso da equação (3.16) para o passo preditor e a equação (3.14) para o passo corretor. Então para cada preditor calculado, será estimado um novo valor de α para qual será feita a correção até que não encontre mais solução;
3. Caso o método não encontre solução, calculam-se as coordenadas do centro de feixe de retas para o ponto médio situado entre os dois últimos pontos obtidos (pontos “a” e “b”), ou seja, $[(V_a + V_b)/2, (\lambda_a + \lambda_b)/2]$ serão as coordenadas do centro do segundo

feixe de retas denominado ponto médio (PM), figura 3.5(b) e α^1 será calculado pela reta que passa pelas coordenadas do centro de feixe de retas (PM) e pelo último ponto convergido (ponto “b”).

4. Quando o valor de V_k for maior que V_{k-1} , considera a equação da reta que passa pelas coordenadas iniciais do centro do feixe de retas (ponto “O”) e o último ponto calculado (V_k) e completa o traçado da curva P-V.

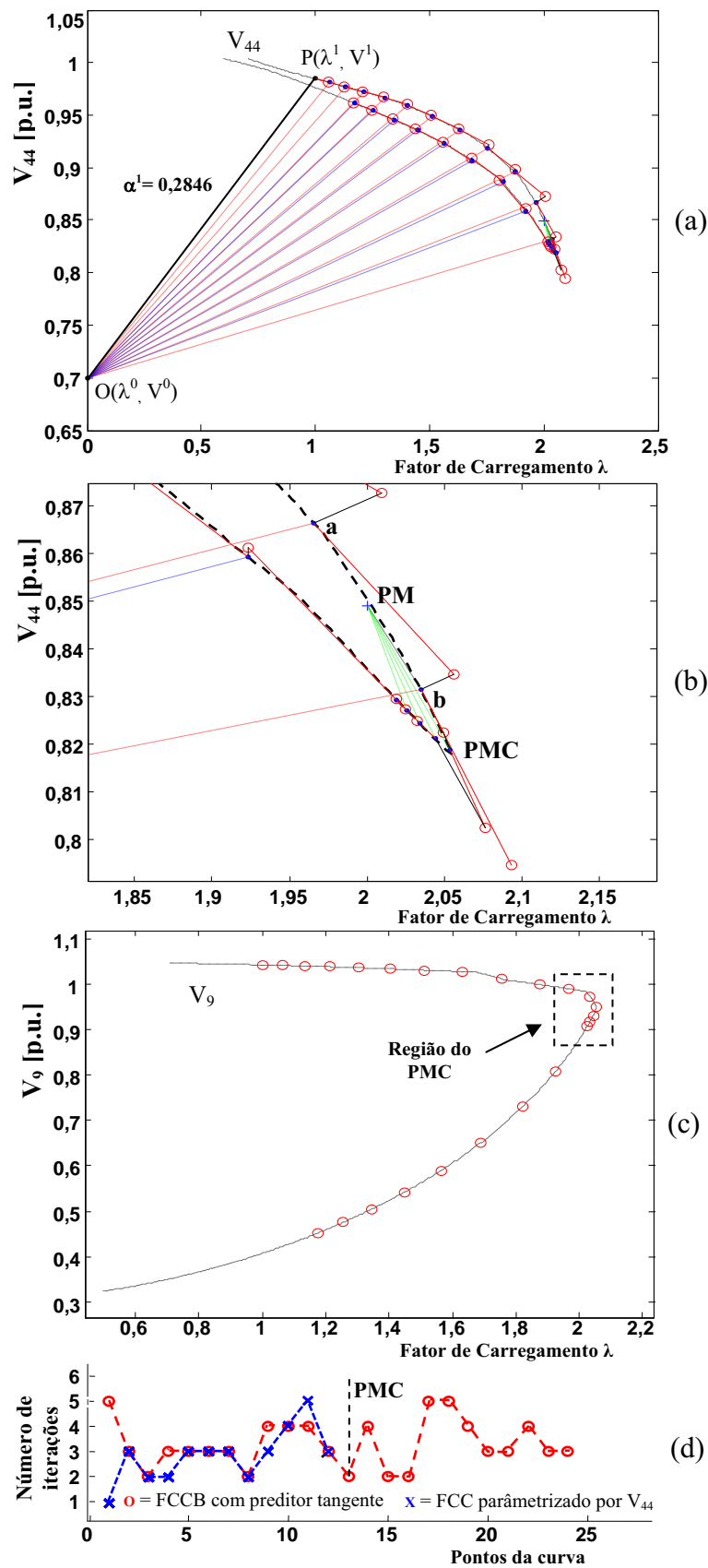
Observe que tanto o cálculo das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio quanto à escolha do σ são essenciais para o sucesso do método.

3.2.2.4 Resultados do FCCB Utilizando o Preditor Tangente para o sistema IEEE 118 barras

A figura 3.5 apresenta o desempenho do FCCB utilizando o preditor tangente para a barra 44 (PQ) do sistema IEEE-118 barras, foram utilizados os passos 1, 2, 3 e 4 do procedimento geral adotado. A figura 3.5(a) mostra o traçado da curva λ - V_{44} utilizando α como parâmetro, pode-se observar que quando o primeiro feixe de retas não encontra solução, muda-se para o segundo feixe de retas (PM), figura 3.5(b), para completar o traçado da curva P-V. A mudança do feixe de retas para o PM acarreta um controle automático do passo σ , isto ocorre quando se aproxima o centro de feixe de retas ao PMC. A figura 3.5(c) comprova estes resultados, pode-se notar um maior acúmulo de pontos na região do PMC. Os pontos na curva P-V da barra 9 na figura 3.5(c) foram obtidos com os valores de λ e da magnitude da tensão (V_9) armazenados pelo FCCB utilizando o preditor tangente durante o traçado da respectiva curva λ - V_{44} . O número de iterações pode ser visto na figura 3.5(d).

A figura 3.5(d) também apresenta número de iterações do FCC parametrizado pela magnitude da tensão da barra 44 (V_{44}). O método ficou restrito apenas a parte superior da curva P-V, devido à singularidade da matriz \mathbf{J} . Caso fosse utilizado o fator de carregamento λ como parâmetro o método também ficaria restrito a parte superior da curva P-V. Seria necessário uma troca de parâmetro para eliminar a singularidade da matriz \mathbf{J} e obter o PMC. Isto ocorre, devido os "noses" das curvas serem coincidentes, a singularidade da matriz \mathbf{J} ocorre no mesmo ponto para a magnitude de tensão da barra 44 (V_{44}) e o fator de carregamento λ , ou seja, a curva P-V da barra 44 apresenta uma forma aguda no PMC, figura 3.5(b).

Figura 3.5: Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{44} com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliado, (c) pontos da curva P-V da barra de carga V_9 obtida, (d) número de iterações.

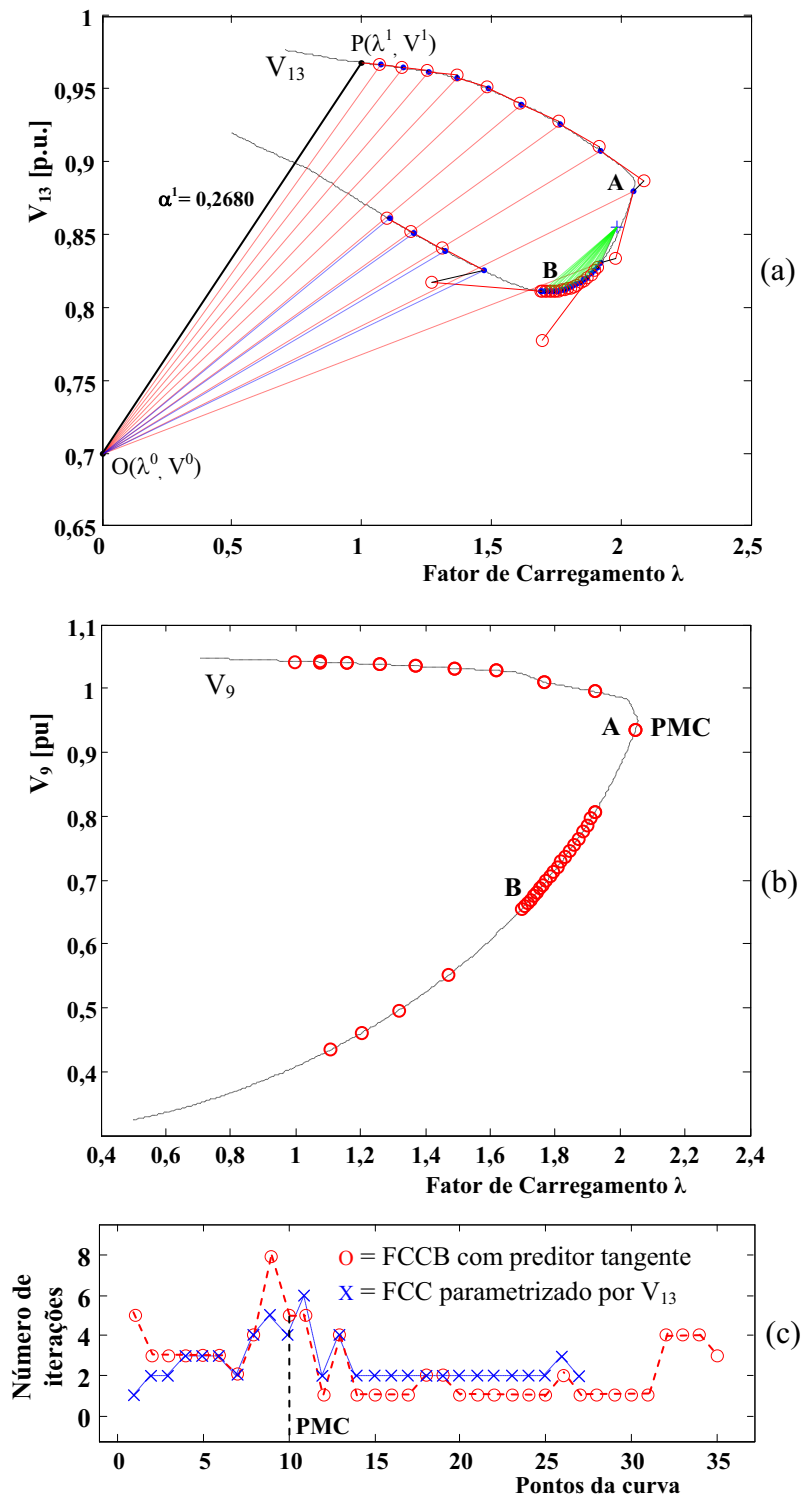


Fonte: Bonini Neto (2008).

Na figura 3.6(a) é apresentada a tensão da barra crítica (V_{13}) em função de λ utilizando α como parâmetro e as respectivas retas utilizadas. O ponto “P” ($\lambda^1=1$, $V^1 = 0,9680$ p.u.) foi obtido com o FC e corresponde ao caso base. O correspondente valor do coeficiente angular da reta ($\alpha^1= 0,2680$) que passa pelo ponto escolhido (0, 0,7), ponto “O”, e pelo ponto P, foi calculado por meio de (3.13). As demais retas foram obtidos por meio da equação (3.16) para o passo preditor e (3.14) para o passo corretor. A figura 3.6(b) apresenta os pontos da barra 9 obtidos com os valores de λ e da magnitude da tensão (V_9) armazenados durante o traçado da respectiva curva λ - V_{13} . Já a figura 3.6(c) mostra os resultados, número de iterações para o FCCB utilizando o preditor tangente e o FCC parametrizado pela tensão da barra 13. Utilizando o fator de carregamento λ como parâmetro, a singularidade de \mathbf{J} ocorre no ponto “A”, figura 3.6, caso fosse utilizado o V_{13} como parâmetro a singularidade ocorre no ponto “B”. Para contornar estas singularidades, ambos os métodos necessitariam da troca de parâmetro. Já o FCCB utilizando o preditor tangente obtém toda a curva P-V sem a troca de parâmetro e sim uma simples mudança no feixe de retas, com isso não acarreta mudanças nas posições dos elementos da matriz \mathbf{J}_m , apenas em valores.

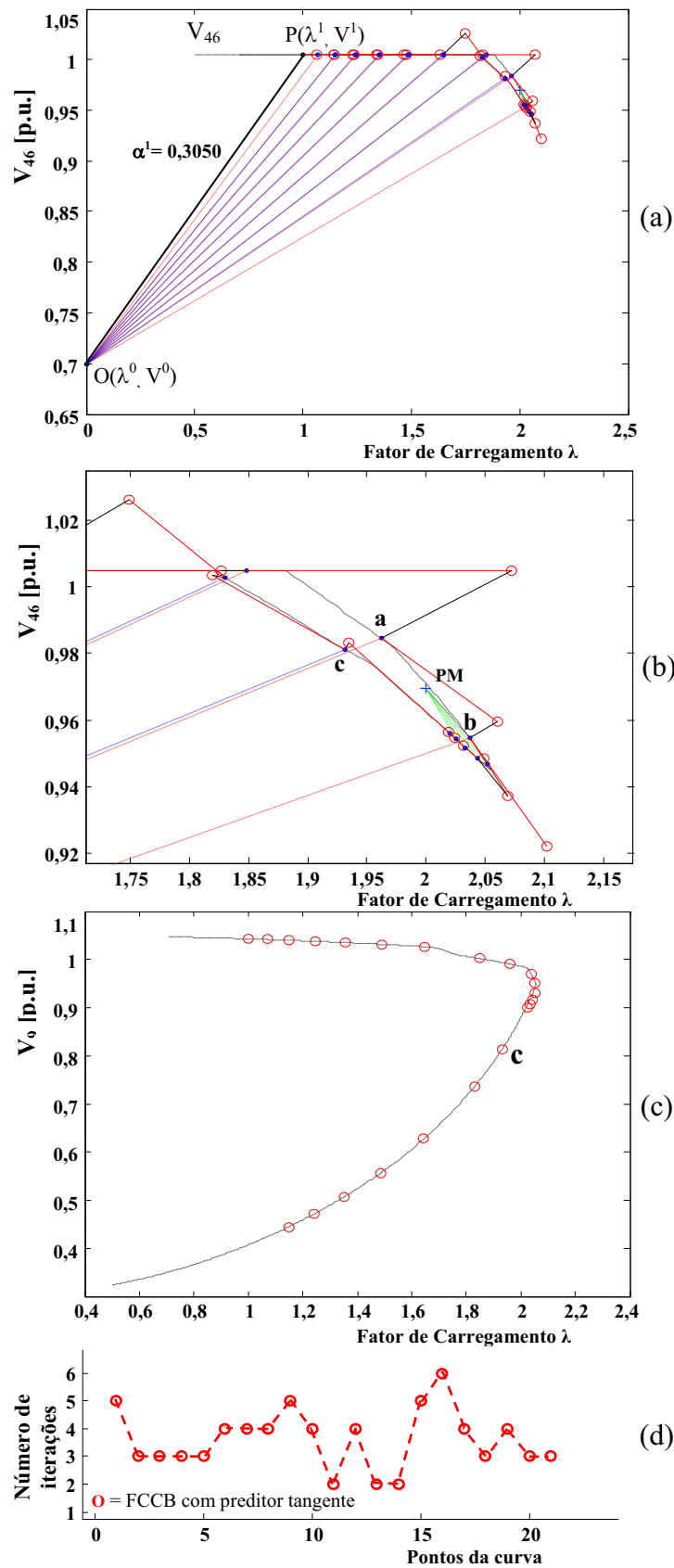
Considere agora a curva P-V de uma barra de geração (PV) do sistema IEEE 118 barras, figura 3.7(a), cuja magnitude de tensão permanece constante ao longo de um trecho relativamente grande da curva P-V. Do mesmo modo que nos casos anteriores, o valor de α é calculado considerando o ponto inicial escolhido (ponto O) e o ponto P (caso base) obtido por um FC convencional. As demais retas foram obtidas por meio das equações (3.16) e (3.14). A figura 3.7(b) apresenta a mudança do feixe de retas para o PM. Observe que o FCCB utilizando o preditor tangente obtém êxito no traçado de toda a curva P-V, incluindo a parte constante da curva, bem como da parte inferior da curva, com um número reduzido de iterações, figura 3.7 (d). Na figura 3.7 (c) é apresentado a curva P-V da barra 9 em função de λ , com os respectivos pontos armazenados durante o traçado da respectiva curva λ - V_{46} .

Figura 3.6: Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{13} com α como parâmetro, (b) pontos da curva P-V obtida, (c) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2008).

Figura 3.7: Sistema IEEE-118: (a) plano λ - V_{46} com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliado, (c) pontos da curva P-V da barra de carga V_9 obtida, (d) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2008).

3.2.3 Preditor Tangente Utilizando a Análise do Maior Valor da Variação do Vetor Tangente

Em Bonini Neto, Magalhães e Alves (2009) foi acrescentado ao FCCB utilizando o preditor tangente a equação correspondente a variável que apresentar o maior valor da variação do vetor tangente (FCCBo):

$$p \leftarrow \max \{ |t_1|, |t_2|, \dots, |t_{n+1}| \} \quad (3.17)$$

onde p é a variável escolhida que juntamente com λ , define o plano (λ, V_k) em que se encontra o feixe de retas. A equação (3.17) é a mesma utilizada pela técnica de parametrização local (3.10), ou seja, o parâmetro da continuação será a variável que apresentar a maior variação no vetor tangente.

O método também investiga as vantagens do procedimento comumente utilizado que é o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (p.ex., quando da mudança no tipo da barra PV para PQ em virtude da violação de seus limites).

3.2.3.1 Testes e Resultados

A figura 3.8 a seguir apresenta os resultados para o sistema teste do IEEE-14 barras utilizando a técnica de parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) e o FCCBo. O critério utilizado para troca de parâmetro e a mudança de plano é baseado na componente que apresentar a maior variação no vetor tangente. O objetivo deste teste é comparar o desempenho (número de iterações) dos métodos. Para isso, calculam-se os mesmos pontos da curva P-V utilizando cada um dos métodos, de forma a garantir que os mesmos possam ser corretamente comparados. Observa-se que cada ponto da curva P-V corresponde a uma solução do problema de fluxo de carga para um valor especificado de λ . Assim, obtiveram-se primeiramente os pontos através da parametrização local. Uma vez obtidos todos os estados, os respectivos valores α de cada ponto foram calculados. A seguir estes valores foram usados

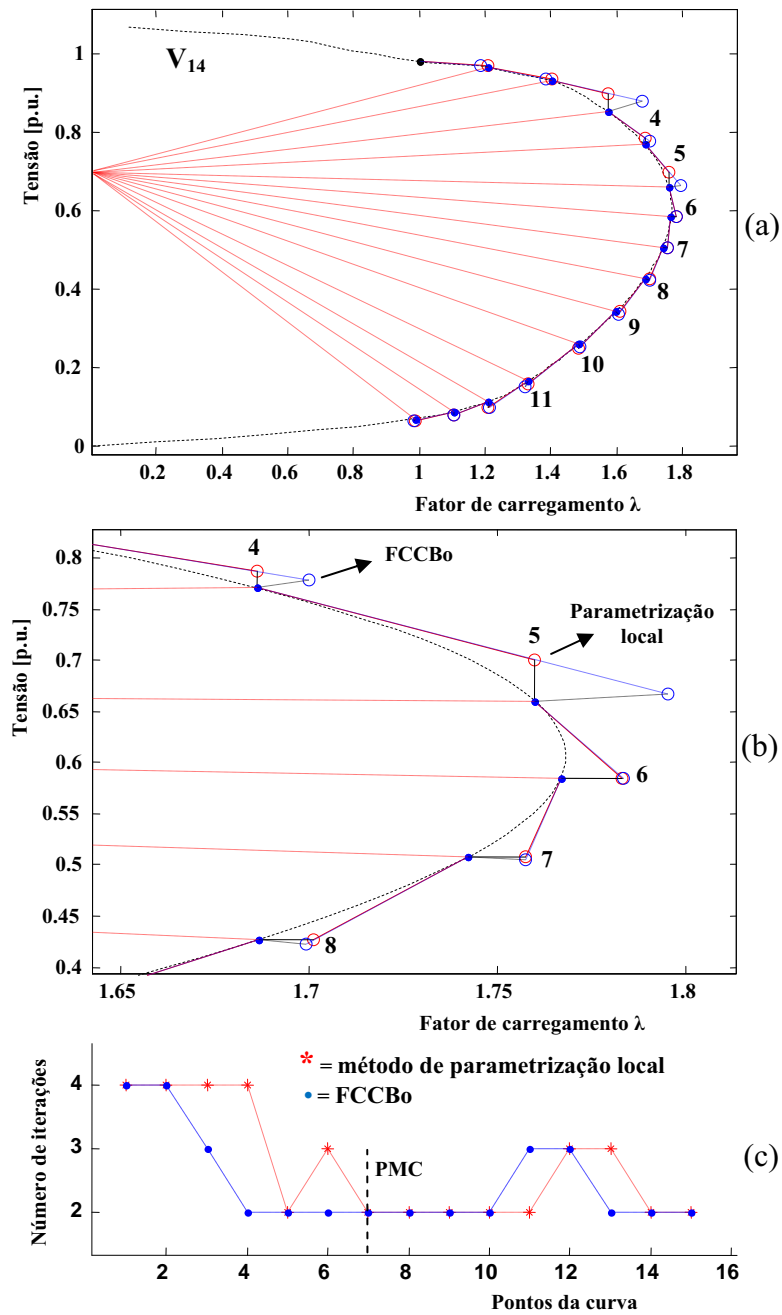
para obter os respectivos valores para σ de forma a garantir-se que o sistema caminhe de um mesmo estado inicial para o mesmo estado final.

A figura 3.8 (a) apresenta a curva P-V da barra crítica 14 do sistema teste IEEE 14 barras, V_{14} em função de λ , considerando no caso da parametrização local o valor de 0,3 para σ . Observa-se que com a parametrização local, a matriz \mathbf{J}_m é não singular ao longo de toda a trajetória possibilitando assim, o traçado completo da curva P-V sem problemas numéricos. Na figura 3.8 (b), que é uma ampliação da figura 3.8 (a), pode-se observar para o método de parametrização local, que a troca de parâmetro se dá de λ para a magnitude da tensão da barra 14 (que apresenta a maior variação no vetor tangente), retornando para λ após alguns pontos. Isso pode ser confirmado nas tabelas 3.1 e 3.2 que mostram os valores da variação das componentes do vetor tangente para os pontos apresentados na figura 3.8 (a). Observe que no ponto 5 a componente correspondente à variável λ , é a que ainda apresenta a maior variação no vetor tangente (0,0737). Já no ponto 6, passou a ser a magnitude da tensão da barra 14 (0,0750). Após alguns pontos, no caso do ponto previsto 9 para o 10 na tabela 3.2, a componente que apresenta a maior variação no vetor tangente, volta a ser a variável λ novamente.

Já no caso do FCCBo, considerando a reta localizada no plano (λ, V_{14}) , é possível obter toda a curva P-V sem a necessidade de efetuar a troca do parâmetro, no caso α . Conforme explicado anteriormente os valores considerados para σ foram calculados a partir dos pontos obtidos através da parametrização local de forma a garantir-se que o sistema caminhe de um mesmo estado inicial para o mesmo estado final. Nota-se nas figuras 3.8 (a) e (b) que os pontos corrigidos, conforme esperado, são os mesmos para ambos os métodos.

O número de iterações está apresentado na figura 3.8 (c), de onde se verifica que tanto o método da parametrização local quanto o FCCBo apresentam praticamente o mesmo desempenho.

Figura 3.8: Sistema IEEE-14: (a) Curva P-V da barra 14 obtida pela técnica de parametrização local com $\sigma = 0,3$ e pelo FCCBo com σ variável, (b) região do PMC ampliada, (c) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2009).

Tabela 3.1

Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local

Variáveis	Ponto previsto			
	4	5	6	7
V_2	0,0232	0,0235	0,0223	0,0201
V_3	0,0443	0,0448	0,0421	0,0375
V_4	0,0419	0,0435	0,0431	0,0409
V_5	0,0380	0,0395	0,0392	0,0373
V_6	0,0557	0,0592	0,0621	0,0631
V_7	0,0550	0,0581	0,0602	0,0603
V_8	0,0527	0,0553	0,0567	0,0563
V_9	0,0607	0,0644	0,0675	0,0685
V_{10}	0,0617	0,0654	0,0686	0,0698
V_{11}	0,0596	0,0633	0,0664	0,0675
V_{12}	0,0599	0,0637	0,0672	0,0686
V_{13}	0,0614	0,0653	0,0689	0,0706
V_{14}	0,0663	0,0706	*0,0750	*0,0775
λ	*0,1110	*0,0737	0,0232	0,0092

* maior valor da variação do vetor tangente

Tabela 3.2

Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local

Variáveis	Ponto previsto			
	8	9	10	11
V_2	0,0165	0,0111	0,0032	0,0068
V_3	0,0297	0,0176	0,0002	0,0207
V_4	0,0368	0,0299	0,0189	0,0023
V_5	0,0336	0,0276	0,0180	0,0032
V_6	0,0635	0,0633	0,0606	0,0480
V_7	0,0594	0,0570	0,0513	0,0360
V_8	0,0549	0,0521	0,0462	0,0321
V_9	0,0690	0,0688	0,0662	0,0535
V_{10}	0,0704	0,0703	0,0676	0,0536
V_{11}	0,0681	0,0679	0,0651	0,0511
V_{12}	0,0698	0,0708	0,0700	0,0591
V_{13}	0,0722	0,0739	0,0747	0,0671
V_{14}	*0,0805	*0,0851	0,0927	0,1025
λ	0,0408	0,0734	*0,1120	*0,1538

* maior valor da variação do vetor tangente

A figura 3.9 apresenta o desempenho dos métodos considerando diferentes valores para σ , no caso 0,4 e 0,5. A tabela 3.3 apresenta os valores das componentes do vetor tangente dos pontos previstos 1, 2, 3 e 4 da figura 3.9 (a) correspondentes a todas as magnitudes de tensões das barras PQ do sistema IEEE-14. Observa-se na figura 3.9 (a) que o método de parametrização local, considerando o critério utilizado para troca de parâmetro baseado na componente que apresentar a maior variação no vetor tangente, falha antes do PMC. Isso pode ser verificado na tabela 3.3. Observe que o valor da componente correspondente a variável λ ainda apresenta a maior variação (0,0947) no ponto previsto “4” da figura 3.9 (a), enquanto a correspondente V_{14} é de 0,0945. Assim, com o valor estimado para o parâmetro em questão, no caso λ , verifica-se que a falha do método se deve na realidade à não existência de solução. Entretanto, conforme se pode observar dos resultados apresentados nas figuras 3.9 (b) e (c), o FCCBo obtém sucesso no traçado da curva completa, mesmo para valores ainda maiores de σ (0,5).

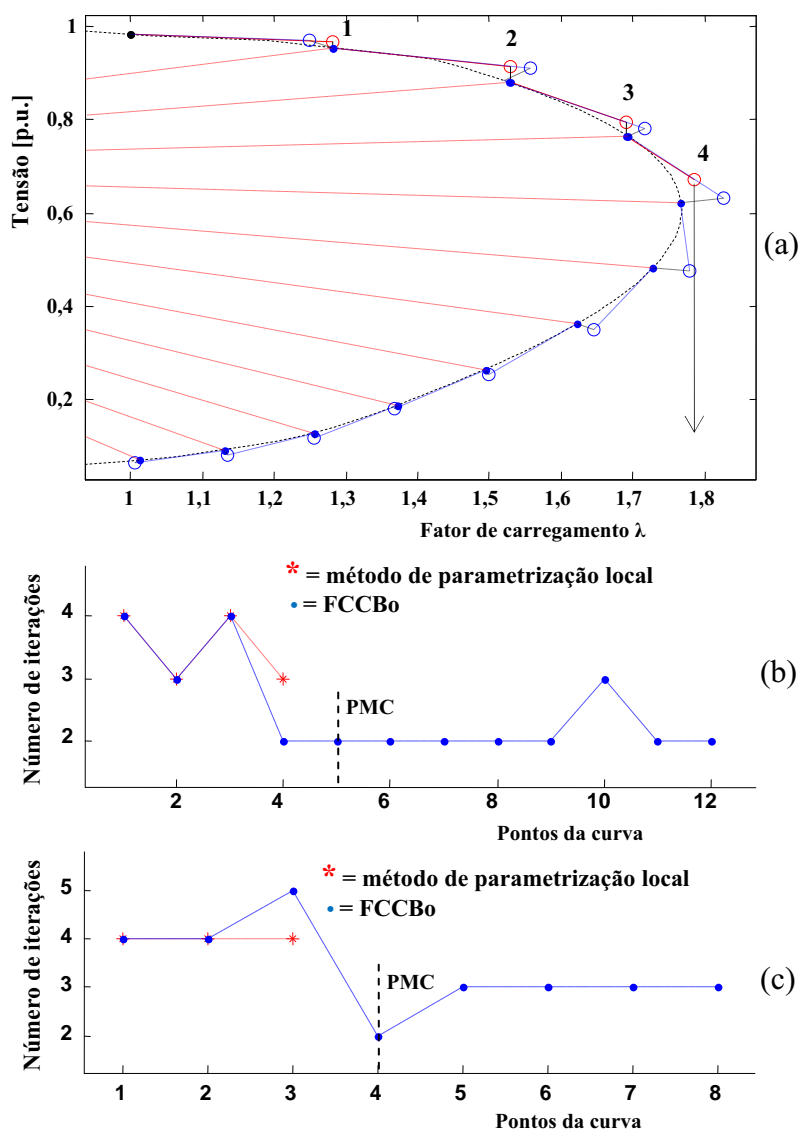
Tabela 3.3

Valores dos componentes do vetor tangente para o método de parametrização local

Variáveis	Ponto previsto			
	1	2	3	4
V_2	-	0,0300	0,0305	0,0314
V_3	-	0,0587	0,0583	0,0597
V_4	0,0170	0,0538	0,0549	0,0580
V_5	0,0147	0,0457	0,0497	0,0527
V_6	0,0164	0,0452	0,0724	0,0792
V_7	0,0060	-	0,0717	0,0777
V_8	0,0058	0,0000	0,0688	0,0739
V_9	-	0,0243	0,0790	0,0861
V_{10}	0,0051	0,0303	0,0804	0,0876
V_{11}	0,0117	0,0387	0,0777	0,0847
V_{12}	0,0197	0,0485	0,0780	0,0853
V_{13}	0,0197	0,0483	0,0799	0,0874
V_{14}	0,0142	0,0408	0,0863	0,0945
λ	*0,2807	*0,2483	*0,1631	*0,0947

* maior valor da variação do vetor tangente

Figura 3.9. Sistema IEEE-14: (a) Curva P-V da barra 14 obtida pela técnica de parametrização local e o FCCBo com $\sigma = 0,4$, (b) Número de iterações com $\sigma = 0,4$, (c) número de iterações com $\sigma = 0,5$.

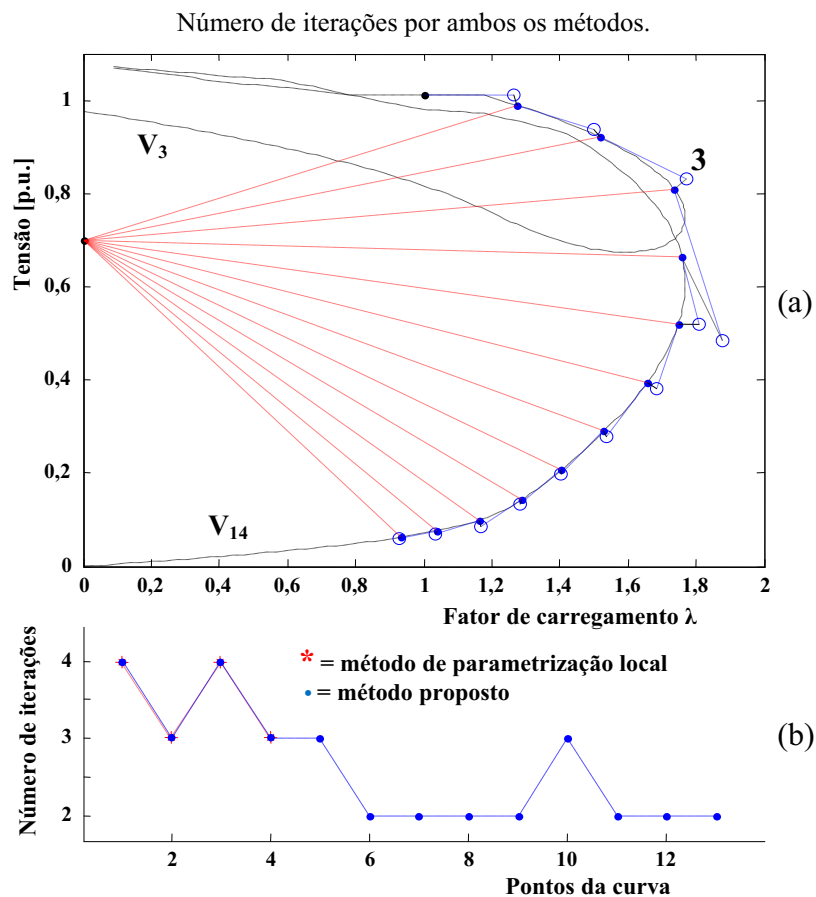


Fonte: Bonini Neto (2009).

A figura 3.10 apresenta os resultados do FCCBo para uma barra qualquer escolhida, no caso uma barra de geração, barra 3 do sistema IEEE-14. O método foi inicializado com $\lambda = 1,0$ e um valor fixo de 0,4 para σ . Pode-se observar que o FCCBo possibilita o traçado completo da curva P-V sem os problemas numéricos relacionados com a singularidade da matriz Jacobiana. No ponto previsto 3 da figura 3.10 (a) ocorreu uma mudança do plano (λ, V_3) para o (λ, V_{14}) devido a componente correspondente a variável V_{14} ter a maior variação no vetor tangente. O número de iterações pode ser observado na figura 3.10 (b). Observe na figura 3.10 (b) que o método de parametrização local falha no ponto previsto 3.

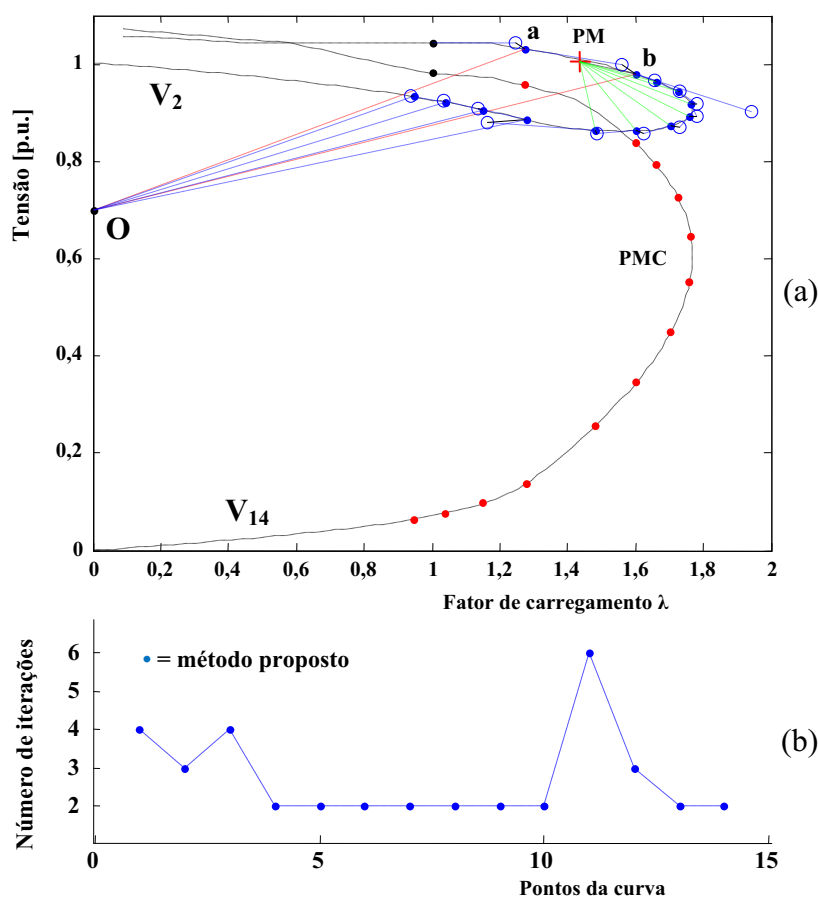
Considere agora outra barra de geração, no caso a barra 2 do sistema IEEE-14, cuja curvatura é similar a barra 3 estudada na figura 3.10. Neste caso o FCCBo não encontra solução após o ponto “b” utilizando o primeiro feixe de retas que passa pelo ponto “O”. Isto se deve ao fato de que o valor correspondente a variável λ ainda apresenta a maior variação da componente do vetor tangente. Quando isto ocorrer, calcula-se o ponto médio (PM) entre os dois últimos pontos obtidos, pontos “a” e “b” da figura 3.11 (a), então, muda-se as coordenadas do centro do feixe de retas para o PM e mantendo-se o mesmo valor de σ , continua o traçado da curva P-V. Uma vez vencida a singularidade da matriz Jacobiana utilizando o feixe de retas pertencente ao PM, retoma-se o feixe de retas inicial pertencente ao ponto “O”, e com $\sigma = -\sigma$ completa-se o traçado da curva P-V (Bonini Neto e Alves, 2008b).

Figura 3.10: Sistema IEEE-14: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo iniciando com a barra 3 e com $\sigma = 0,4$, (b)



Fonte: Bonini Neto (2009).

Figura 3.11: Sistema IEEE-14: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo iniciando com a barra 2 e com $\sigma = 0,4$,
(b) Número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2009).

Observe que o FCCBo obtém êxito no traçado de toda a curva P-V com um número reduzido de iterações, figura 3.11 (b). Também é apresentado na figura 3.11 (a), a curva P-V da barra crítica (barra 14) em função de λ , com os respectivos pontos obtidos, armazenados pelo uso da equação da reta situada no plano formado pela magnitude de tensão da barra 2 e o fator de carregamento λ . O objetivo é mostrar que os pontos obtidos realmente pertencem à parte superior e inferior da curva P-V.

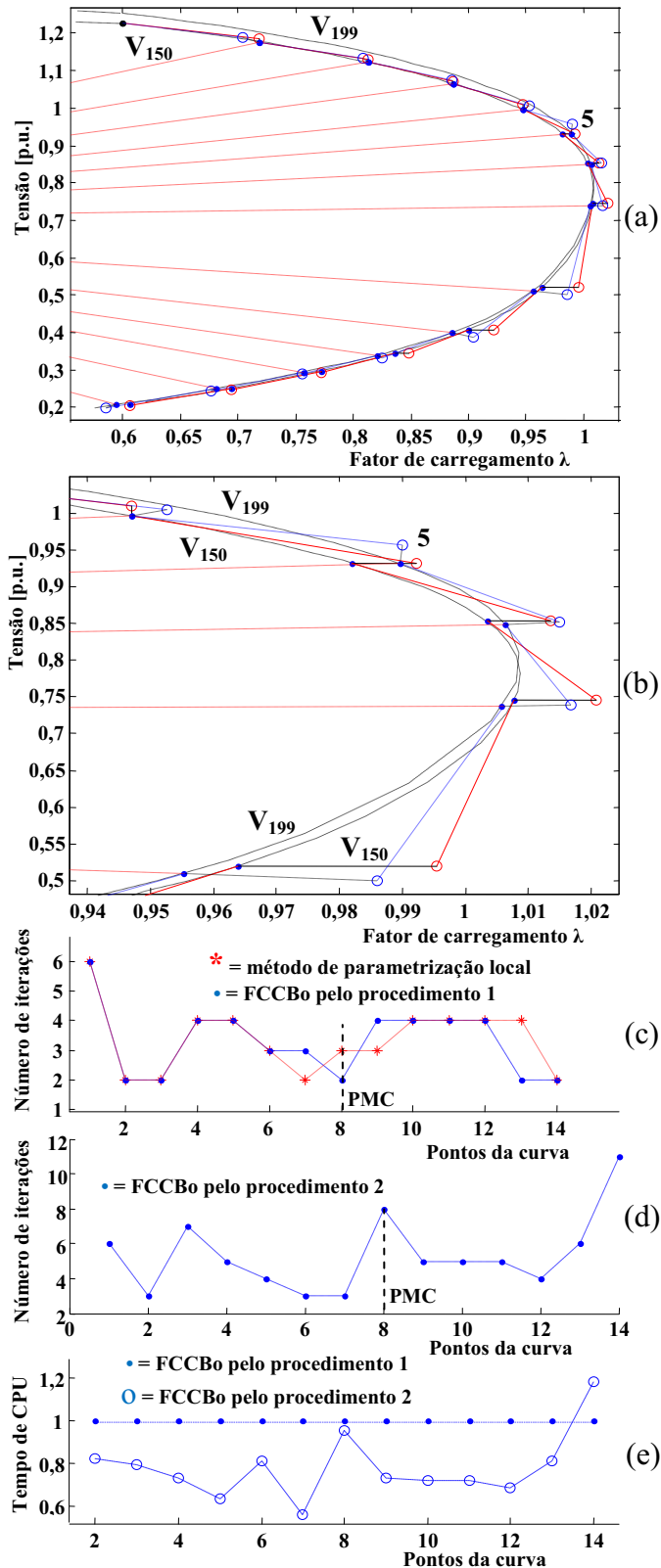
A figura 3.12 apresenta o desempenho para ambos os métodos (FCCBo e parametrização local), considerando o sistema de grande porte Sul-Sudeste brasileiro de 638 barras. Para este sistema a magnitude de tensão escolhida como parâmetro (componente que apresentou a maior variação no vetor tangente) foi a da barra 199 e não a da barra crítica (150). Como o sistema possui uma pequena margem de carregamento (0,0087), para uma melhor visualização o valor inicial adotado para λ foi de 0,6 e não o valor correspondente ao caso base ($\lambda=1,0$). A figura 3.12 (b) apresenta a região do PMC ampliada de onde se nota que

a troca de parâmetro, no caso da parametrização local, e a mudança de plano, no caso do FCCBo, ocorreram no ponto previsto identificado como “5” na figura 3.12 (a) e (b). A figura 3.12 (c) apresenta o número de iterações necessárias para cada ponto da curva P-V, para ambos os métodos. O método de parametrização local necessitou de um total de 47 iterações para o traçado completo da curva P-V. Para o FCCBo, considerando a atualização da matriz Jacobiana a cada iteração (procedimento 1), foram necessárias ao todo 46 iterações, ou seja, praticamente o mesmo número de iterações do método de parametrização local.

Com o intuito de reduzir o tempo computacional gasto para a obtenção da curva P-V também se analisou para o FCCBo, o procedimento de não atualizar a matriz a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alteração significativa (efeitos dos limites, mudança da barra PV para PQ ou vice versa), denominado como procedimento 2. A figura 3.12 (d) apresenta o número de iterações utilizando o procedimento 2. Nesse caso, foram necessárias 75 iterações para a obtenção da curva P-V completa, portanto, 29 iterações a mais que no caso de atualização da matriz a cada iteração (procedimento 1). No entanto, apesar do maior número de iterações, da figura 3.12 (e) verifica-se o menor tempo computacional necessário para a obtenção da curva P-V. Considerando a atualização das matrizes a cada iteração (procedimento 1), o tempo utilizado pela técnica de parametrização local foi de 20,49 segundos, enquanto que pelo FCCBo foi de 19,55 segundos. Já o FCCBo utilizando o procedimento 2 foram utilizados 14,84 segundos, 24,1 % a menos do que utilizando o procedimento 1. A figura 3.12 (e) apresenta estes resultados. Das 75 iterações utilizando o procedimento 2, somente ocorreram 16 atualizações da matriz Jacobiana, portanto o menor tempo de CPU.

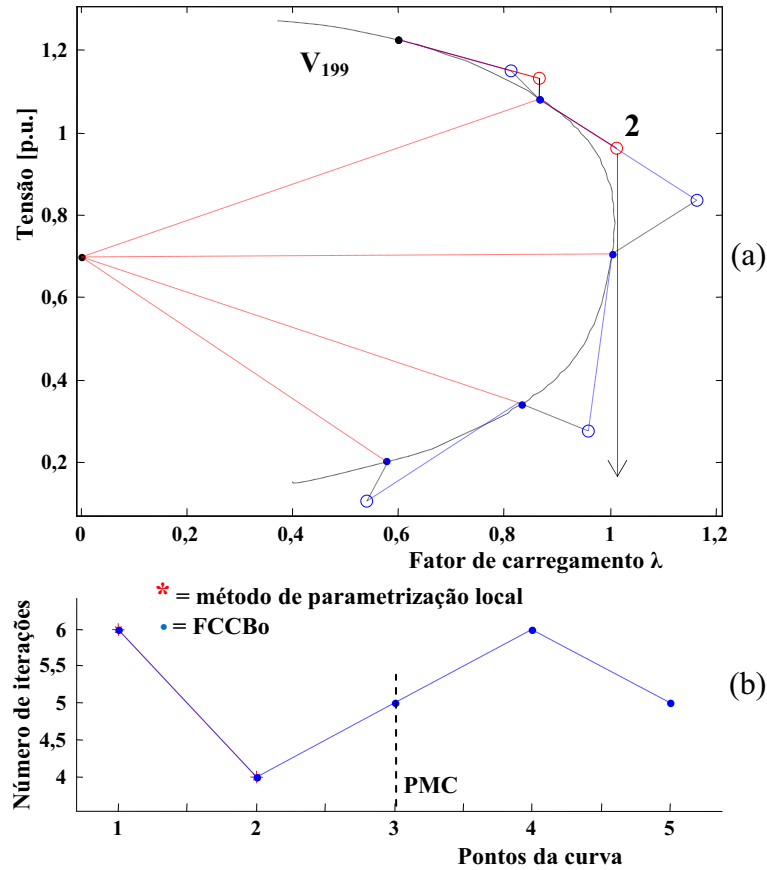
A figura 3.13 apresenta os resultados para o sistema Sul-Sudeste brasileiro 638 barras com um valor maior de σ , no caso 4,5. Esse aumento do valor de σ implicará no cálculo de um número menor de pontos da curva P-V. A figura 3.13 (a) mostra os pontos para ambos os métodos. Observa-se que no caso da técnica de parametrização local, o método falha no ponto previsto 2. Isto ocorre porque a componente que apresenta a maior variação no vetor tangente corresponde ainda a variável λ e, nesse caso, não haverá solução para o problema do FCC porque a reta perpendicular ao eixo das abscissas (λ) passando pelo ponto previsto 2 não intercepta a curva da trajetória de soluções (curva P-V). Já para o FCCBo utilizando α como parâmetro o método não apresenta dificuldades. O número de iterações pode ser visto na figura 3.13 (b).

Figura 3.12: Sistema Sul-Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curva P-V par as barras crítica 150 e a 199, obtida pela técnica de parametrização local e pelo FCCBo, com $\sigma = 2,0$, (b) região ampliada do PMC, (c) número de iterações para ambos os métodos pelo procedimento 1, (d) número de iterações para o FCCBo pelo procedimento 2, (e) tempo de CPU normalizado para o FCCBo pelo procedimento 1 e 2.



Fonte: Bonini Neto (2009).

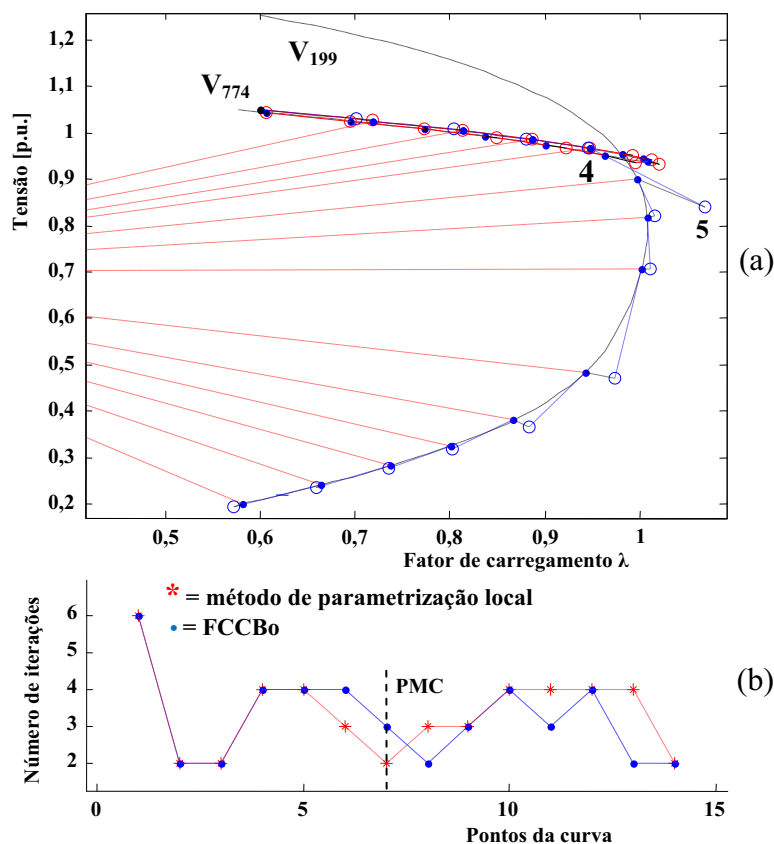
Figura 3.13: Sistema Sul-Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curva P-V da barra 199 obtida pelo FCCBo, com $\sigma = 4,5$, (b) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2009).

Considere agora para esse mesmo sistema a escolha da magnitude de tensão de uma barra qualquer para o traçado da curva P-V, no caso a da barra 774. A figura 3.14 (a) apresenta os resultados para esse caso. Observa-se que do ponto previsto 4 para o ponto 5 houve a troca de parâmetro e a mudança do plano em que se localiza a reta, do plano (λ, V_{774}) para o (λ, V_{199}) . O número de iterações pode ser visto na figura 3.14 (b). Observe que ambos os métodos apresentaram o mesmo desempenho.

Figura 3.14: Sistema Sul-Sudeste brasileiro de 638 barras: (a) Curvas P-V utilizando o FCCBo e a técnica de parametrização local iniciando com a barra 774 e com $\sigma = 2,0$, (b) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2009).

3.2.4 Método Proposto em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008)

Em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008) foi apresentado um método de parametrização geométrica baseado no preditor tangente. A diferença deste método em relação ao Bonini Neto e Alves (2008b) está apenas no plano em que a curva P-V é traçada, ou seja, em Bonini Neto e Alves (2008b) é utilizado o plano (λ, V) para a obtenção da curva P-V, já em Bonini Neto, Canossa e Alves (2008) o plano utilizado para obtenção da curva P-V é o fator de carregamento e o ângulo das tensões nodais (λ, θ) . Portanto é acrescentado ao sistema de equações (3.2), a equação da reta que passa por um ponto escolhido (λ^0, θ_k^0) no plano formado pelas variáveis fator de carregamento (λ) e o ângulo das tensões nodais (θ_k) de uma barra k qualquer:

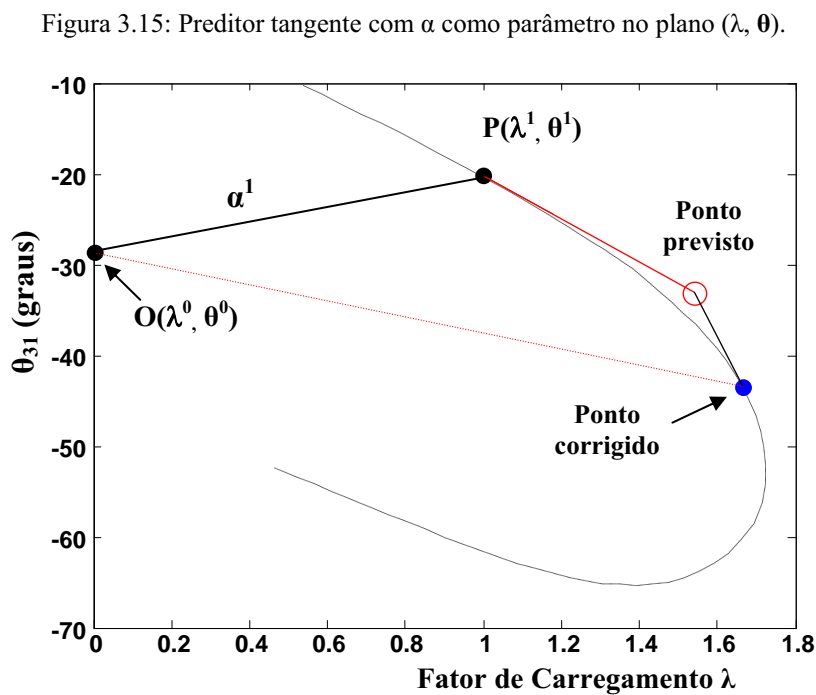
$$\begin{aligned}
 \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{0} \\
 W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (\theta_k - \theta_k^0) = 0
 \end{aligned}
 \tag{3.18}$$

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 é considerado 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, isto é, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a matriz tenha posto máximo, isto é, seja não singular.

Com a solução do caso base $(\theta^1, V^1 \text{ e } \lambda^1)$, obtida com um FC onde $\lambda^1 = 1,0$, calcula-se o valor de α a partir do ponto inicial escolhido $O(\lambda^0, \theta_k^0)$ e dos seus respectivos valores obtidos no caso base $P(\lambda^1, \theta_k^1)$:

$$\alpha^1 = \left(\theta_k^1 - \theta_k^0 \right) / \left(\lambda^1 - \lambda^0 \right) \tag{3.19}$$

Uma vez calculado α^1 , os demais pontos da curva P-V são obtidos aplicando o passo preditor para encontrar a estimativa para a próxima solução. A técnica de previsão mais utilizada é da reta tangente. A equação da reta tangente é obtida tomando as derivadas parciais de (3.18), ficando da mesma forma que a equação (3.15) e (3.16) do passo preditor e (3.14) do passo corretor. A figura 3.15 a seguir mostra como esta metodologia é aplicada.



Fonte: Bonini Neto (2008).

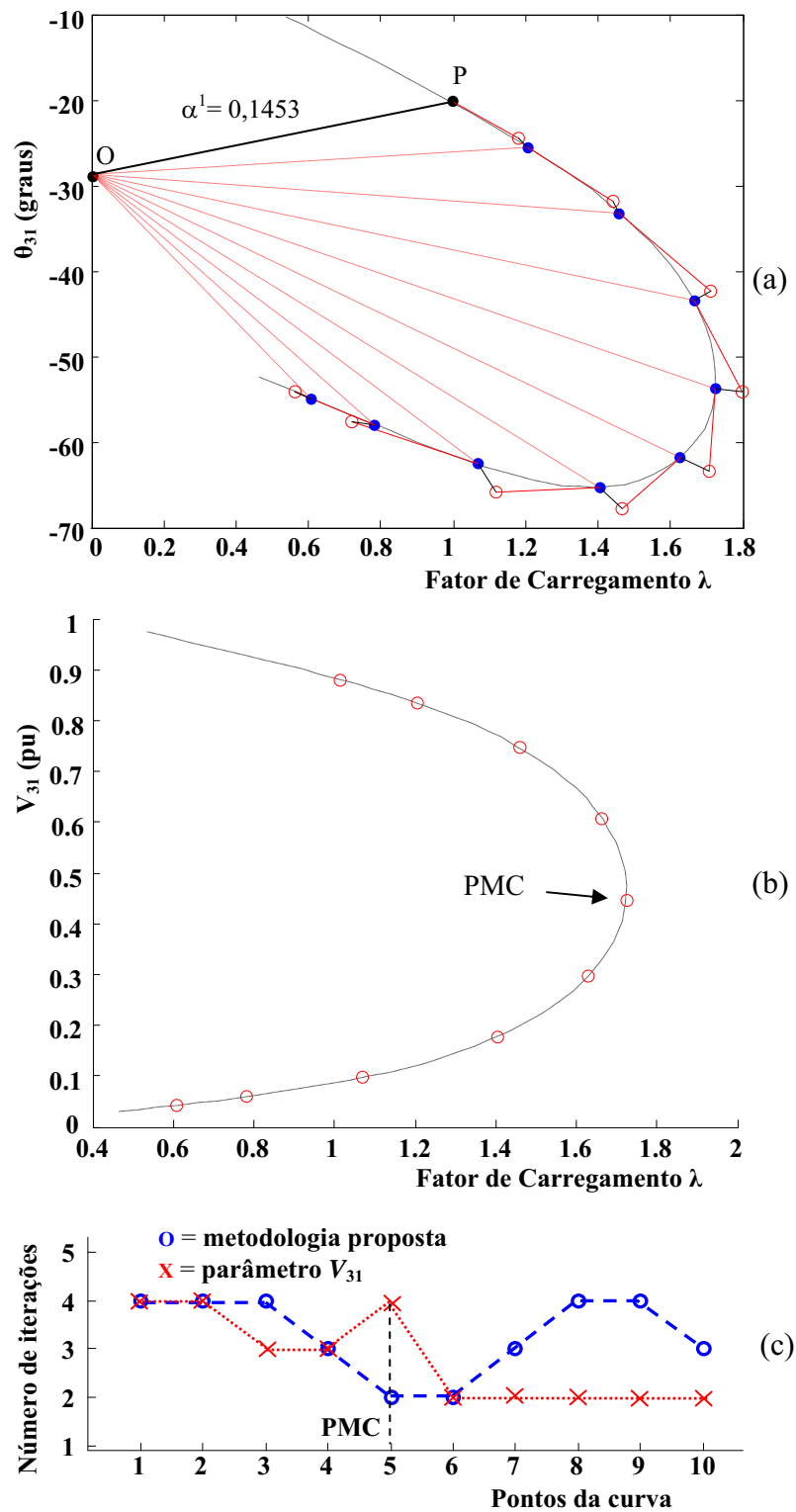
3.2.4.1 Testes e Resultados

Para todos os testes realizados, a tolerância adotada para os *mismatches* de potência foi de 10^{-4} p.u. Os limites de Q nas barras PV é o mesmo utilizado no método convencional de FC. Em cada iteração a geração de reativos de todas essas barras são comparadas com seus respectivos limites. No caso de violação, ela é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras.

A figura 3.16 mostra o desempenho do método para o traçado das curvas do sistema IEEE-57. Na figura 3.16 (a) é apresentado o ângulo da barra crítica (θ_{31}) em função de λ com o coeficiente angular das retas como parâmetro, ou seja, o α , juntamente com as respectivas retas utilizadas. O ponto “P” ($\lambda^1=1$, $\theta^1 = -20,3228$ p.u.) foi obtido com o FC e corresponde ao caso base. O correspondente valor do coeficiente angular da reta ($\alpha^1= 0,1453$) que passa pelo ponto escolhido (0, -28,6479), ponto “O”, e pelo ponto P, foi calculado por meio de (3.19).

Na figura 3.16 (b) podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva P-V, armazenados durante o traçado da respectiva curva λ - θ_{31} . Já na figura 3.16 (c) são mostrados os resultados, número de iterações para o método proposto e o FCC parametrizado pela tensão da barra 31, pode-se observar um número baixo de iterações. O ponto 5 equivalente ao PMC da curva P-V foi obtido com 2 iterações, já pelo FCC parametrizado pela tensão da barra 31, foram utilizadas 4 iterações.

Figura 3.16: Sistema IEEE-57 barras: (a) plano λ - θ_{31} com α como parâmetro, (b) pontos da curva P-V obtida, (c) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2008).

Na figura 3.17 é apresentado o desempenho do método proposto para a barra 8 (PV) do sistema IEEE-57. O critério adotado para o traçado das curvas P-V é igual ao apresentado

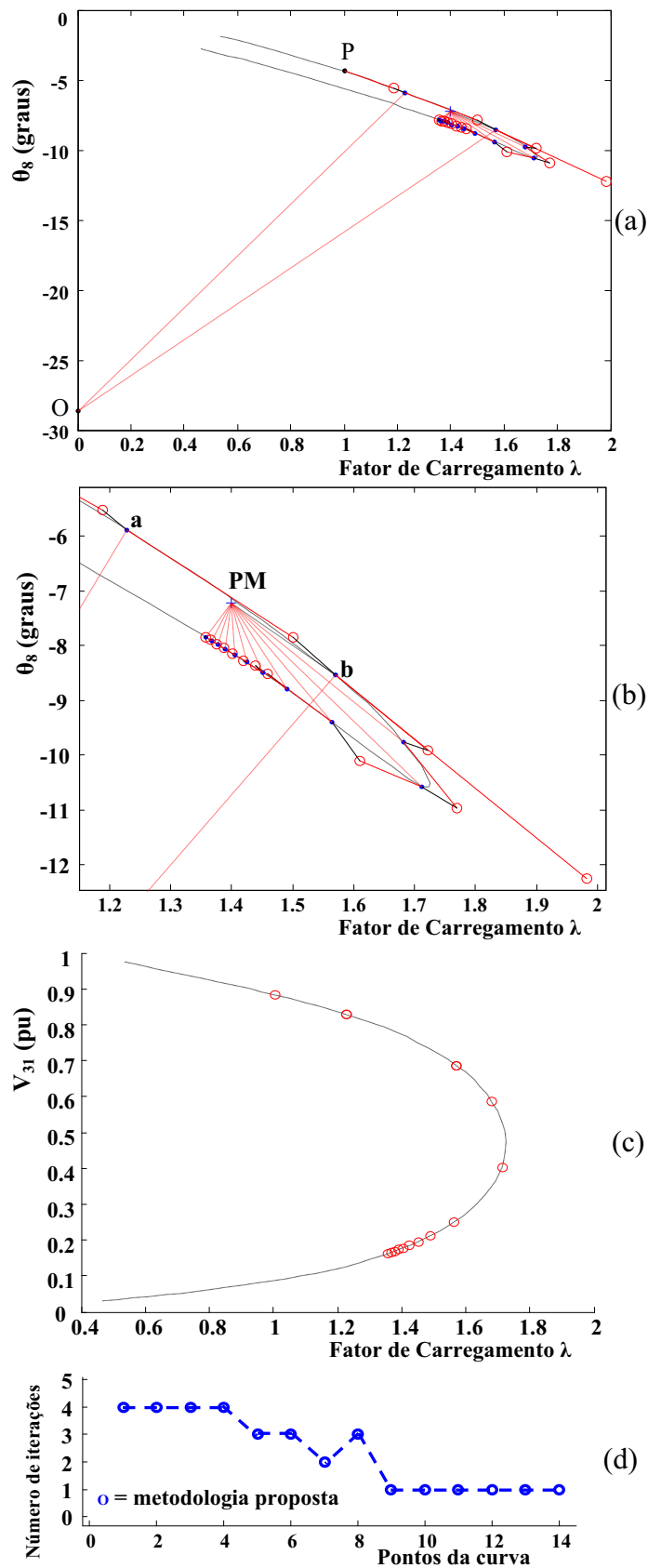
em Bonini Neto e Alves (2008b). A figura 3.17 (a) mostra o traçado da curva λ - θ_8 utilizando α como parâmetro, pode-se observar que quando as retas do primeiro feixe não encontram solução, então muda-se para o segundo feixe de retas, figura 3.17(b), para completar o traçado da curva λ - θ_8 . A figura 3.17(c) apresenta os pontos da curva P-V obtido armazenando-os durante o traçado da curva λ - θ_8 e com um número baixo de iterações, figura 3.17(d). O número de iterações foi comparado com o FCC parametrizado pela tensão da barra 8, e notou-se que o parâmetro V_8 não obtém êxito ao traçar a curva P-V, pois o valor de V_8 permanece com valor constante (1,005) ao longo de toda a trajetória de solução, impossibilitando o seu uso como parâmetro de continuação.

Outro fator importante acrescentado por esta metodologia (quando se utiliza o segundo feixe de retas) é apresentado na equação (3.20) e está relacionada na maneira em que os problemas numéricos de cada equação são removidos. A diferença da equação (3.18) em relação à equação (3.20) está na variável que o parâmetro α está multiplicando. Na equação (3.18) o parâmetro α está multiplicando as variáveis $(\lambda - \lambda^0)$, figura 3.18(b), e para a equação (3.20) α está multiplicando as variáveis $(\theta_k - \theta_k^0)$, ou seja, utilizando a equação (3.20) para o segundo feixe de retas, não ocorrerão problemas de mau condicionamento da matriz \mathbf{J}_m para as retas na vertical, figura 3.18(a), uma vez que o valor do parâmetro α não tenderá para o infinito. Já para a equação (3.18), com retas na vertical, $(\lambda - \lambda^0)$ tende a zero, implicando num valor muito alto para α .

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{0} \\ W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha \left(\theta_k - \theta_k^0 \right) - \left(\lambda - \lambda^0 \right) = 0 \end{aligned} \quad (3.20)$$

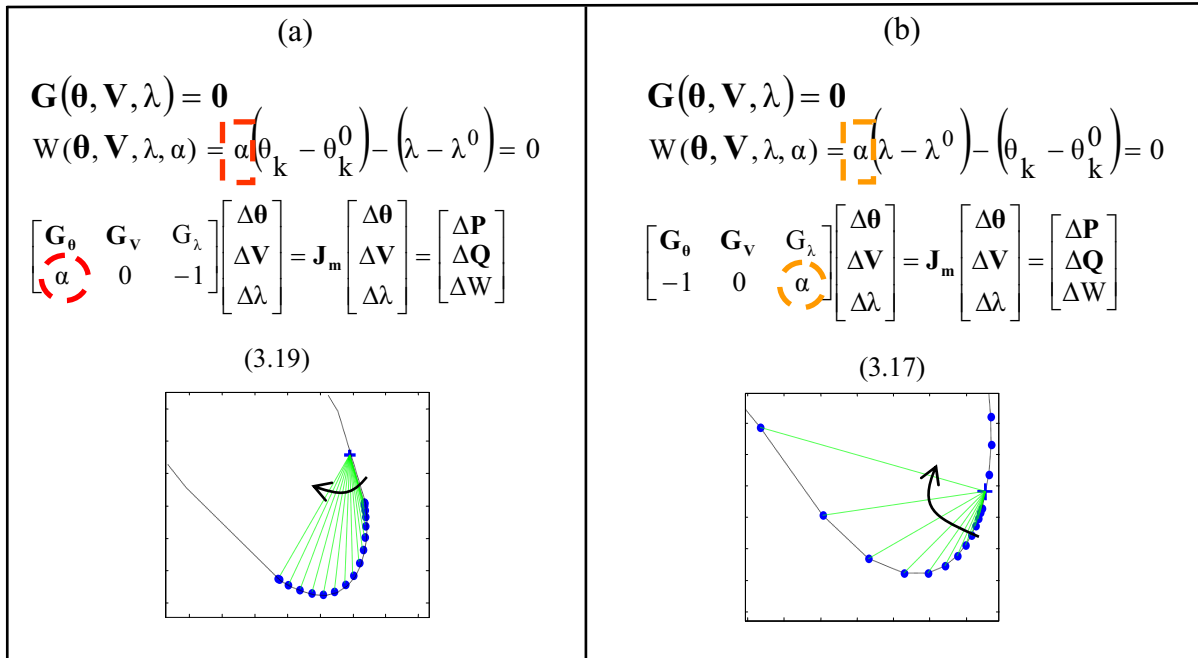
As equações de previsão e correção para o segundo feixe de retas serão obtidas pelas derivadas de (3.20) e não mais da equação (3.18).

Figura 3.17: Sistema IEEE-57: (a) plano λ - θ_8 com α como parâmetro, (b) região do PMC ampliada, (c) pontos da curva P-V da barra crítica obtida, (d) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2008).

Figura 3.18: Duas condições para α (preditor trivial): (a) mau-condicionamento na horizontal, (b) mau-condicionamento na vertical.



Fonte: Bonini Neto (2008).

Capítulo 4

MÉTODO PROPOSTO

4.1 Introdução

Neste capítulo, apresentam-se testes e resultados referentes ao desempenho da metodologia proposta para diversos sistemas de potência. Foi desenvolvido um procedimento geral para o traçado da curva P-V, onde o mesmo foi utilizado para a obtenção dos resultados do sistema teste do IEEE 300 barras, do sistema Sul-Sudeste Brasileiro de 638 barras e de um sistema de 904 barras localizado no sudoeste Americano. 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.

4.2 Revisão Bibliográfica

Este capítulo analisa a utilização de técnicas de parametrização global para o fluxo de carga continuado. Essas técnicas são consideradas inadequadas para a obtenção da margem de carregamento de sistemas com problemas de instabilidade de tensão com características

fortemente locais. Isto se deve ao fato de que no ponto de máximo carregamento a singularidade da matriz Jacobiana do método de parametrização global coincide com a da matriz Jacobiana do fluxo de carga. Nesses casos, a parametrização local é considerada como a única forma de se eliminar a singularidade. Entretanto, este trabalho mostra que a singularidade também pode ser eficientemente eliminada não só para estes sistemas, mas para qualquer outro, através de uma nova técnica de parametrização. A técnica utiliza a equação de uma reta que passa através de um ponto no plano determinado pelas variáveis fator de carregamento e a somatória das magnitudes, ou dos ângulos, das tensões nodais de todas as barras do sistema, que são as variáveis comumente usadas pelas técnicas de parametrização global. Define-se também um critério eficiente para mudança do feixe de retas a partir da análise da evolução do *mismatch* total de potência. Os resultados obtidos mostram que as características do método de Newton convencional são preservadas e a região de convergência ao redor da singularidade da matriz Jacobiana é ampliada. Mostra-se ainda, que a atualização da matriz Jacobiana somente quando o sistema sofre alguma mudança significativa, ao invés de atualizá-la a cada iteração, pode proporcionar uma redução do tempo computacional necessário para o traçado da curva P-V.

Em Iba et al. (1991) foi apresentado uma técnica para contornar a singularidade de \mathbf{J} sem a necessidade de parametrização. 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. Esta técnica exige um bom controle de passo nas proximidades do PMC (CAÑIZARES et al., 1992).

Em Souza (1996) apresenta-se a técnica de extrapolação quadrática que é baseada na análise do comportamento do vetor tangente como função do carregamento, e realiza-se a busca pelo PMC, através de tentativa e erro, a partir de dois pontos de operação conhecidos. De acordo com Souza, Cañizares e Quintana, (1996) o método apresenta resultados tão precisos quanto os métodos da continuação, porém com um baixo esforço computacional. Utiliza-se em Silva (2007) a busca binária como estratégia de redução de passo durante o procedimento de obtenção do PMC. No método deseja-se encontrar um valor dentro de um determinado intervalo. No caso de não convergência, inicia-se uma busca binária a partir do último ponto convergido, reduzindo o passo preditor pela metade. O processo prossegue com uma sequência de avanços, no caso de convergência, ou recuos em caso contrário, sempre reduzindo o intervalo de busca pela metade. A finalização do processo se dá quando o entre dois pontos consecutivos, um correspondente ao caso convergido e o outro ao não

convergiu, for inferior a um valor prefixado. O último ponto de operação convergido é considerado como o PMC. O método de busca binária alcança resultados próximos dos demais métodos, e o tempo computacional requerido é relativamente reduzido.

Em Chiang et al. (1995) foi proposto uma parametrização onde o comprimento de arco (s) é utilizado como parâmetro. Entretanto, como o sistema de equação formado no passo preditor é não-linear, a sua solução exige um método especial, o que pode implicar num tempo computacional muito alto. A opção sugerida pelos autores foi o uso do preditor secante logo após a obtenção de dois pontos da curva. De acordo com os autores esta técnica de parametrização é mais robusta, possibilitando que sejam dados passos maiores do que a técnica utilizando parametrização local.

A técnica de parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; SEYDEL, 1994) consiste na troca de parâmetro próximo ao PMC. No método do vetor tangente a variável escolhida é aquela que apresentar a maior variação, sendo que o fator de carregamento (λ) passa a ser tratado como variável dependente, enquanto que a variável escolhida passa a ser o novo parâmetro. Essa técnica de parametrização tem demonstrado que ao aproximar-se do PMC, o parâmetro muda de λ para a tensão que apresenta a maior variação, retornando novamente para λ após alguns pontos. Embora o uso desta técnica para a escolha automática do parâmetro não tenha apresentado dificuldades, o conjunto das barras cuja magnitude de tensão pode ser utilizada como parâmetro da continuação fica restrito, particularmente nos sistemas com grande número de barras de geração (PV).

Com o objetivo de se eliminar a necessidade de se efetuar a mudança de parâmetro ao longo do traçado da curva P-V, em Alves et al. (2000) foi proposto a adição da equação da perda total de potência ativa às equações do FC. Nesse procedimento, ao invés de especificar o carregamento e obter o estado convergido, especifica-se o valor da perda total de potência ativa, e obtém-se o estado convergido (ou o ponto de operação), incluindo o fator de carregamento para o qual o valor da perda total de potência ativa especificada ocorre. Adotando-se um passo fixo para o valor do novo parâmetro podem-se determinar, através de sucessivas soluções do novo sistema de equações, os demais pontos da curva P-V. A vantagem apresentada para o uso desta técnica era a de que na maioria dos sistemas testes analisados a parametrização local só se fazia necessária para pontos localizados pouco depois do PMC. Na maioria dos casos era necessário apenas um bom controle de passo. Posteriormente verificou-se que para sistemas reais de grande porte, a singularidade da matriz \mathbf{J} aumentada praticamente coincidia com a da matriz \mathbf{J} do FC. Com isso, ainda permanecia a

dificuldade em discernir se a divergência era consequente das limitações físicas do sistema ou de problemas numéricos.

Com o intuito de se superar as limitações da técnica apresentada em Alves et al. (2000), foi proposto em Garbelini et al. (2007) um novo esquema de parametrização geométrica para o FCC, obtido a partir da observação das trajetórias de solução do fluxo de carga. O objetivo foi o de se obter uma técnica de parametrização geométrica que associasse a robustez com a simplicidade e a facilidade de interpretação. Ainda, que possibilitasse o traçado completo da curva P-V de qualquer sistema de potência sem a preocupação com a singularidade da nova matriz \mathbf{J} , e que mantivesse assim, a vantagem apresentada pelo uso da perda total de potência ativa como parâmetro da continuação. Neste método a singularidade da matriz Jacobiana é eliminada acrescentando às equações do FC, a equação da reta que passa por um ponto escolhido no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o fator de carregamento. No procedimento apresentado, inicia-se a obtenção dos pontos da curva P-V incrementando gradualmente o valor do coeficiente angular da reta que passa pela origem e pelo ponto correspondente ao caso base, obtido por um FC convencional. Na primeira divergência do método, retorna-se à solução anterior e efetua-se a redução do passo. Após uma nova divergência, adota-se a equação da reta pertencente ao feixe que passa pela última solução obtida e pelo ponto situado no eixo das abscissas “B”, cujo valor da abscissa corresponde ao valor médio entre o fator de carregamento do caso base e o maior valor obtido antes do processo divergir novamente. Retoma-se o passo inicial e calculam-se apenas alguns pontos. O uso das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto “B” é necessário para eliminar a singularidade da matriz Jacobiana. O procedimento mostrou-se eficiente no traçado da curva P-V de todos os sistemas até então analisados. Observa-se que em vários métodos existentes na literatura pode ser necessário se efetuar a mudança de parâmetro ao longo do traçado da curva P-V, o que poderá acarretar mudanças na estrutura da matriz Jacobiana modificada. Nesse método, ao contrário do proposto por Ajjarapu e Christy (1992) não se necessita realizar a troca de parâmetro ao longo de todo o traçado da curva P-V. Por outro lado, da mesma forma que no método proposto por Ajjarapu e Christy (1992), quando for necessário efetuar a mudança de coordenadas do centro do feixe de retas, esta também não implicará em mudanças na estrutura da nova matriz, mas apenas do valor do elemento correspondente a derivada da equação de reta em relação ao fator de carregamento, ou seja, no valor do coeficiente angular da reta (α).

Em Zhao e Zhang (2006) são apresentadas as limitações das técnicas de parametrização global (no caso da somatória das magnitudes das tensões nodais de todas as barras do sistema) para o caso de sistemas com instabilidade de tensão com características predominantemente local, i.e., para sistemas cujo perfil de tensão de uma pequena área, ou magnitude de tensão de algumas poucas barras, não permanecem dentro da faixa normal de operação, conforme se pode ver, p. ex., nas figuras 4.1 (a) e (b). A consequência direta dessa característica é que as curvas P-V da maioria das barras destes sistemas apresentam um "nariz agudo" ("sharp nose"), como aquele apresentado na figura 4.1 (e). As partes superior e inferior da curva apresentam praticamente a mesma inclinação, ao invés de um sinal oposto como no caso da barra crítica. Nesses casos, o fator de carregamento e a magnitude da tensão apresentam uma inversão simultânea na sua tendência de variação, i.e., os *noses* são coincidentes. Isso significa que ambas as matrizes Jacobianas do FCC, a que utiliza λ ou a magnitude de tensão de uma dessas barras como parâmetro, são singulares no PMC (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; GARBELINI et al., 2007).

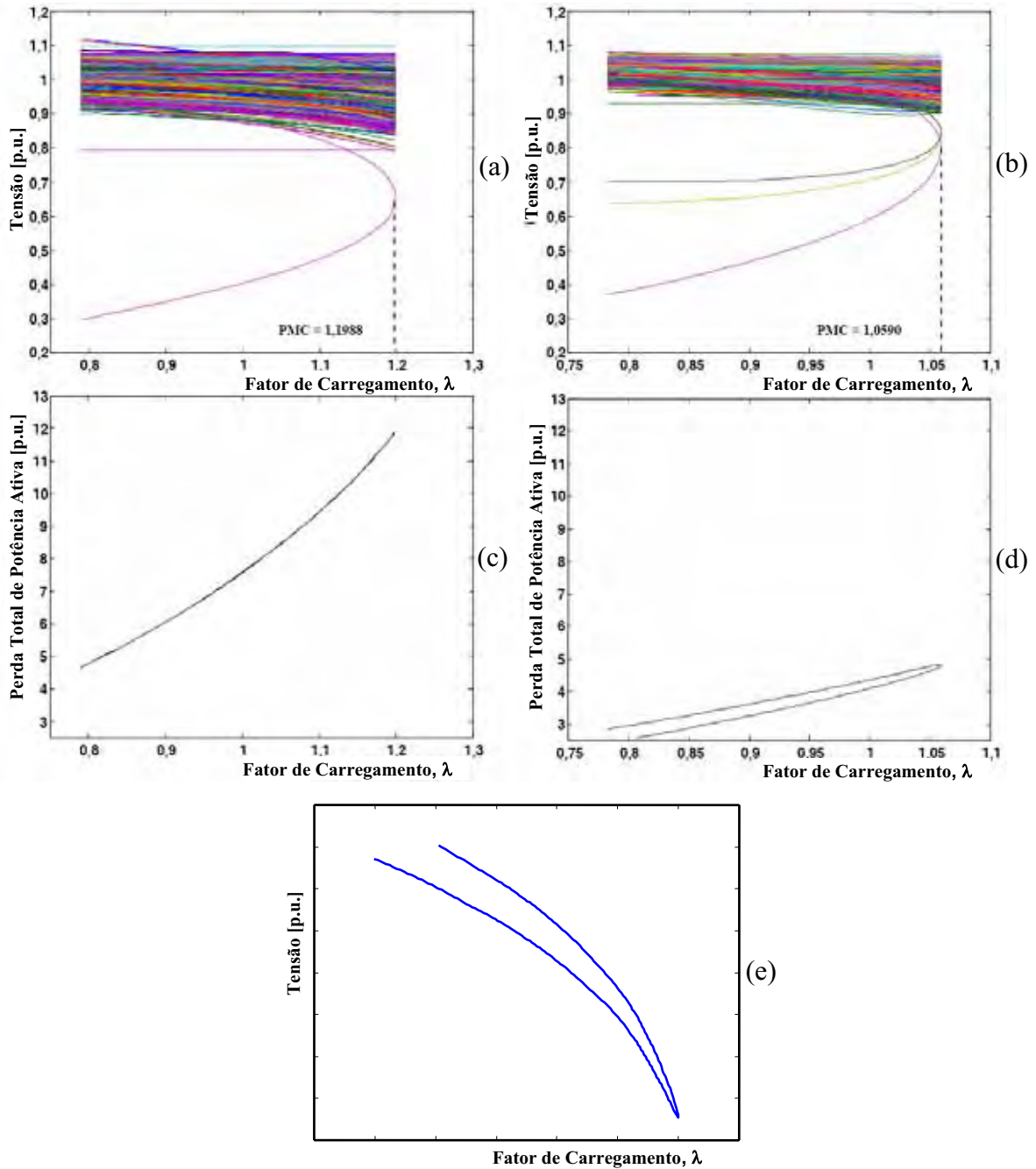
Muito embora as soluções na parte inferior da curva possam não ter significado prático (uma vez que estas correspondem a pontos de operação instáveis), um par de soluções de FC para uma dada condição de carga (uma estável, solução de alta tensão, e uma instável, solução de baixa tensão) pode fornecer informação importante sobre as condições de estabilidade do sistema. Assim, o conhecimento da geometria do espaço de soluções do FC tem motivado uma intensa pesquisa no meio acadêmico, embora ainda não tenha causado grande interesse no setor de energia elétrica. Isto porque o conhecimento de múltiplas soluções pode conduzir não só a melhores técnicas para a obtenção de múltiplas soluções como também a obtenção de melhores índices de proximidade ao colapso de tensão. Diversos índices usados para avaliar as condições de estabilidade de tensão são baseados nestas soluções (SEKINE; YOKOYAMA, 1981; OVERBYE; KLUMP, 1996; YORINO; HARADA; CHENG, 1997; CHEN; WANG, 1997).

Em Matarucco et al. (2006), apresentou-se um estudo sobre análise de contingência, a metodologia consiste em obter a margem de carregamento de pós-contingência a partir do PMC, e que muitas vezes dependendo da contingência aplicada ao sistema é preciso utilizar a parte inferior da curva P-V para obtenção da margem de pós-contingência, com isso houve uma redução significativa do número de iterações globais necessária para a obtenção da margem de carregamento de pós-contingência. Também foi proposto um outro procedimento que utiliza o ângulo de fase e a magnitude de tensão de uma barra k qualquer e a perda total

de potência ativa como parâmetros da continuação. Um resultado interessante deste método é que ele possibilita a identificação da barra crítica e a determinação do $PMC_{pós}$ dos casos de contingência para os quais o fluxo de carga não converge a partir do caso base, isto é, aqueles para os quais o $PMC_{pós}$ é inferior ao PMC de pré-contingência. Por meio da aplicação do método mostra-se que o estado do sistema no PMC da curva P-V para contingência parcial da LT ($PMC_{parcial}$) corresponde ao estado do ponto de singularidade do novo parâmetro. Assim, usando um Fluxo de Carga Continuado (AJJARAPU; CHRISTY, 1992), o $PMC_{pós}$ pode ser facilmente determinado a partir do $PMC_{parcial}$ com um reduzido número de iterações. Para isso, basta se fixar a magnitude de tensão da barra crítica no valor correspondente ao $PMC_{parcial}$ e se considerar o fator de carregamento λ como uma variável dependente. Portanto, esse procedimento possibilita a partir do caso base, responder sobre a existência ou não de um ponto de operação factível de pós-contingência.

Em Li e Chiang, (2008) foi comentado que na maioria dos casos a singularidade da matriz Jacobiana era eliminada pelo método proposto em Garbelini et al. (2007). As figuras 4.1 (c) e (d) apresentam as curvas da perda total de potência ativa (Pa) versus λ , correspondentes aos sistemas das figuras 4.1 (a) e (b) respectivamente. Como se pode observar destas figuras, a característica de "nariz agudo" também se apresentam nos métodos que utilizam técnicas de parametrização global, como os apresentados em (CHIANG et al.; 1995; GARBELINI et al.; 2007; ZHAO; ZHANG, 2006). Portanto, estas técnicas de parametrização também falham na eliminação da singularidade apresentada pela matriz Jacobiana do FC no PMC. Nesses casos, conforme afirmado em Zhao e Zhang (2006), a parametrização local é considerada como a única forma de se eliminar a singularidade. Por outro lado, observa-se que apesar do método proposto em Garbelini et al. (2007) falhar ao obter o PMC de sistemas cujas curvas apresentem uma curvatura semelhante a apresentada na figura 4.1 (c), ao contrário dos demais, não apresenta nenhuma dificuldade para obter o PMC de sistemas cujas curvas sejam semelhantes à apresentada na figura 4.1 (d).

Figura 4.1: (a) Curvas P-V do sistema 904-barras, (b) curvas P-V do sistema IEEE 300-barras, (c) curva de perda de potência ativa em função de λ para o sistema 904-barras, (d) curva de perda de potência ativa em função de λ para o sistema IEEE 300-barras, (e) curva P-V típica de um sistema com instabilidade de tensão com características predominantemente local.



Fonte: Alves (2010).

4.3 Fluxo de Carga Continuado Proposto (FCCP)

Dos quatro elementos básicos dos métodos da continuação, a parametrização, o passo preditor, o passo corretor e o controle de passo, a parametrização é o mais importante, uma vez que é através desta que se procura garantir a não singularidade da matriz \mathbf{J} no PMC. Para a obtenção de curvas P-V, a adição de equações parametrizadas à equação (3.1) tem sido um procedimento padrão (SEYDEL, 1994). De uma forma geral a equação a ser acrescentada pode ser colocada na seguinte forma:

$$R(\mathbf{y}, \lambda, \alpha, \beta) = \alpha(\lambda - \lambda^0) - \beta([\mathbf{y}] - [\mathbf{y}^0]) = 0 \quad (4.1)$$

onde α e β são coeficientes angulares que definem a reta a ser utilizada, e $[\mathbf{y}]$ é a medida escalar do vetor $\mathbf{y} = [y_1, \dots, y_n]^T$, a qual pode ser escolhida dentre várias formas (SEYDEL 1994; ZHAO; ZHANG, 2006):

$$\begin{aligned} [\mathbf{y}] &= y_k \text{ onde } k \text{ é qualquer um dos índices } 1 \leq k \leq n; \\ [\mathbf{y}] &= \|\mathbf{y}\|_{\infty} = \max\{|y_1|, |y_2|, \dots, |y_n|\} \\ [\mathbf{y}] &= \|\mathbf{y}\|_3 = (y_1 + y_2 + \dots + y_n) / n = (\sum y_k) / n \\ [\mathbf{y}] &= \|\mathbf{y}\|_2 = (y_1^2 + y_2^2 + \dots + y_n^2)^{1/2} \end{aligned} \quad (4.2)$$

As duas primeiras formas encontram-se dentre as técnicas de parametrização local, enquanto que as duas últimas são exemplos da técnica de parametrização global. As técnicas que utilizam o comprimento de arco (s) (CHIANG et al., 1995) e a perda total de potência ativa (ALVES et al., 2003) como parâmetro são outros exemplos de técnicas de parametrização global.

No método proposto por Ajjarapu e Christy (1992), quando λ é usado como parâmetro então $\alpha=1$ e $\beta=0$, e quando $[\mathbf{y}] = \|\mathbf{y}\|_{\infty} = \|\mathbf{t}\|_{\infty}$, $\alpha=0$ e $\beta=1$. O vetor $\mathbf{t} = [\mathbf{d}\theta, \mathbf{dV}, d\lambda]^T$ é o vetor tangente. No caso do uso de λ , o seu valor é incrementado gradualmente, a partir do caso base ($\lambda^0=1$), até um valor para o qual não mais se obtenha solução, ou seja, o processo iterativo do FC não converge ou diverge. Próximo ao PMC é efetuado a troca de parâmetro, e a variável com a maior variação no vetor \mathbf{t} é a escolhida como o novo parâmetro, sendo que λ passa a ser, a partir daí, tratado como variável dependente. Esta característica de troca de variáveis corresponde à rotação de 90° do diagrama θ_k versus λ , ou V_k versus λ (Seydel,

1994). No caso, p. ex., de V_k ser o novo parâmetro, seu último valor calculado é diminuído gradualmente e as respectivas soluções determinadas. O processo é continuado até que λ comece a decrescer. Nesse ponto λ pode ser novamente adotado como parâmetro, e seu valor diminuído gradualmente até que a curva esteja completamente traçada.

No presente trabalho considera-se $[\mathbf{y}] = \|\mathbf{y}\|_3 = (\sum y_k)/n$, sendo \mathbf{y} o vetor das magnitudes (\mathbf{V}) ou dos ângulos (θ) das tensões nodais. O parâmetro α é o coeficiente angular da reta (figura 4.2) que passa por um ponto escolhido “O” ($\lambda^0, \|\mathbf{y}\|_3^0$) no plano formado pelas variáveis λ e $\|\mathbf{y}\|_3$. No presente caso escolheu-se $\beta=1$. Com a adição desta equação, λ passa a ser tratado como uma variável dependente e α como uma variável independente, ou seja, escolhida como parâmetro da continuação. Assim, o número de incógnitas é igual ao de equações, isto é, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a matriz tenha posto completo, isto é, seja não singular.

A partir da solução do sistema de equações (3.2) para o caso base ($\theta^1, \mathbf{V}^1, \lambda^1=1$), um passo preditor é executado para encontrar uma estimativa para a próxima solução. Diversos preditores têm sido propostos na literatura (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; SEYDEL, 1994; MORI; KOJIMA, 2004; MORI; SEKI, 2007; LI; CHIANG, 2008). Com o intuito de se reduzir o tempo computacional necessário para o traçado da curva P-V, em Mori e Kojima (2004), Mori e Seki (2007) e Li e Chiang (2008) foram propostos métodos que utilizam um preditor linear (o tangente ou o secante) para a parte linear da curva P-V e um não-linear (baseado numa aproximação polinomial de segunda ordem) para a parte não-linear.

Os preditores mais utilizados são o tangente e o 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). Os dois métodos secantes mais utilizados são (SEYDEL, 1994): o de primeira ordem, que usa as soluções atual e anterior, para estimar a próxima, e o de ordem zero ou trivial, que usa a solução atual e um incremento fixo no parâmetro (θ_k, V_k ou λ , e α no caso do método proposto) como uma estimativa para a próxima solução. O preditor trivial será a técnica adotada neste trabalho. Assim, o cálculo das demais soluções é realizado pelo fluxo de carga continuado proposto (FCCP), considerando sucessivos incrementos ($\Delta\alpha$) no valor de α .

Finalmente, após se efetuar a previsão, torna-se necessário realizar a correção da solução aproximada para se obter a solução final. Na maioria das vezes o ponto obtido pelo passo preditor está próximo da solução correta e assim, poucas iterações são necessárias no

passo corretor para a obtenção da solução correta, dentro da precisão desejada. O método de *Newton* é o mais usado no passo corretor. Neste passo a equação do tipo $z - z^{est} = 0$ pode ser acrescentada ao sistema de equações formado pelas equações (3.1) e (4.1). Nesta equação z e z^{est} correspondem à variável escolhida como parâmetro de continuação e seu respectivo valor estimado, obtido pelo passo predictor. Uma outra alternativa, como é feito no caso do predictor de ordem zero, consiste em simplesmente fixar o valor do parâmetro em z^{est} . Assim, com a solução do caso base (θ^1, V^1 e λ^1) calcula-se o valor de α a partir do ponto inicial escolhido “O” ($\lambda^0, \|y\|_3^0$) e dos seus respectivos valores obtidos no caso base “P” ($\lambda^1, \|y\|_3^1$):

$$\alpha^1 = (\|y\|_3^1 - \|y\|_3^0) / (\lambda^1 - \lambda^0) \quad (4.3)$$

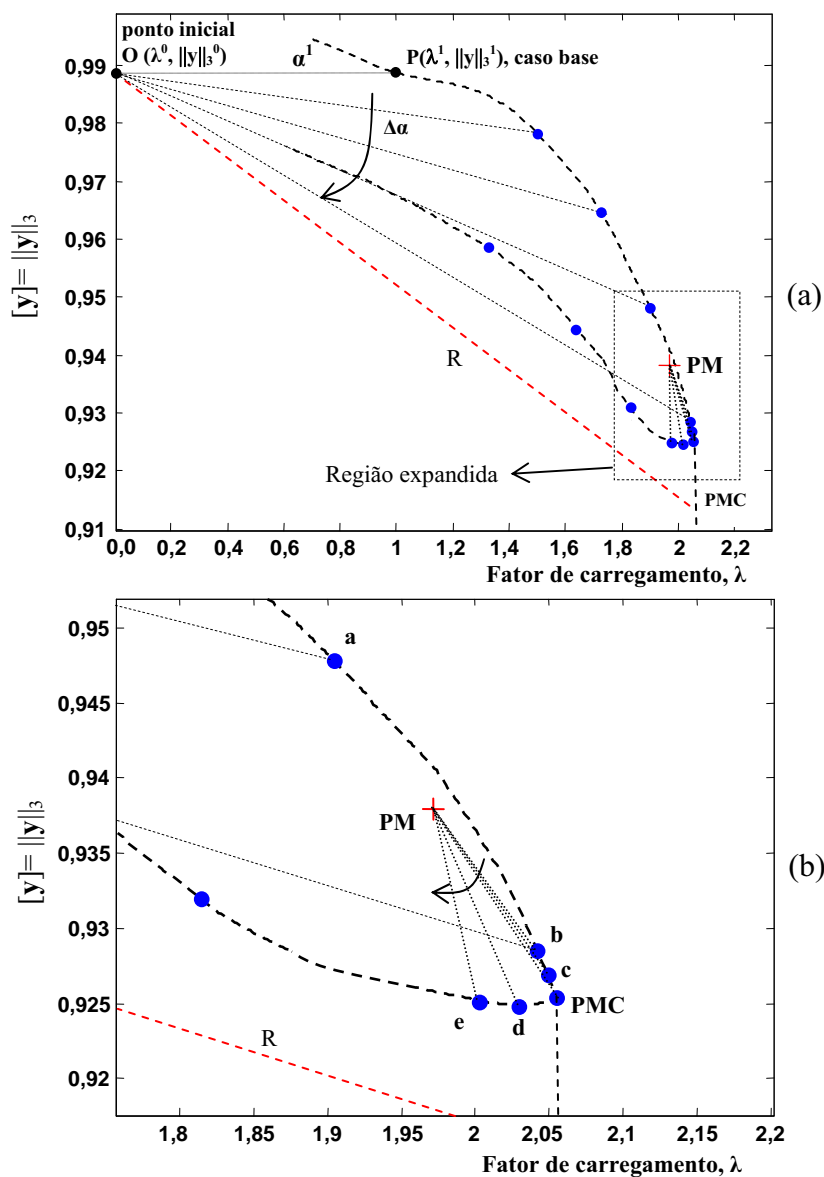
Para $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$, a solução do novo sistema de equações formado pelas equações (3.1) e (4.1) fornecerá o novo ponto de operação (θ^2, V^2 e λ^2) correspondente à interseção da trajetória de soluções (curva $\lambda - [y]$) com a reta cujo novo valor de coeficiente angular ($\alpha^1 + \Delta\alpha$) foi especificado. Para $\alpha = \alpha^1$, a solução obtida deverá resultar em $\lambda = 1$.

A expansão desse novo sistema de equações em série de Taylor, incluindo somente os termos de primeira ordem e considerando o valor prefixado no valor do parâmetro α calculado para o caso base, resulta em:

$$-\begin{bmatrix} \mathbf{J} & \mathbf{G}_\lambda \\ \partial R / \partial \mathbf{x} & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{G} \\ \Delta R \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

sendo que $\mathbf{x} = [\theta^T \ V^T]^T$, \mathbf{J} e \mathbf{J}_m são as respectivas matrizes Jacobianas do FC convencional e do FCC, e \mathbf{G}_λ corresponde à derivada de \mathbf{G} em relação a λ . $\Delta \mathbf{G}$ e ΔR representam os fatores de correção (*mismatches*) das respectivas funções no sistema de equações. Deve-se observar que estes serão iguais a zero (ou praticamente nulos, isto é, inferior à tolerância adotada) para o caso base convergido. Assim, somente ΔR será diferente de zero devido à variação de α , i.e., devido ao seu incremento $\Delta\alpha$.

Figura 4.2: Procedimento geral para o traçado da curva P-V: (a) curva λ - $\|y\|_3$, (b) detalhe do processo de convergência em torno do PMC.



Fonte: Bonini Neto (2010).

4.3.1 Procedimento Geral Adotado para o Traçado da Curva P-V

Em função das análises realizadas definiu-se um procedimento geral para o traçado da curva λ - $\|y\|_3$. A curva P-V de qualquer barra do sistema é obtida com os correspondentes valores desejados, armazenados durante a obtenção da curva λ - $\|y\|_3$. O procedimento utilizado para o traçado da curva λ - $\|y\|_3$ é o seguinte:

1. Obtenha o ponto $P(\lambda^1, \|\mathbf{y}\|_3^1)$ para o caso base utilizando o FC convencional e calcule por meio da equação (4.3) o correspondente valor do coeficiente angular da reta (α^1) que passa pelo ponto inicial escolhido $O(\lambda^0, \|\mathbf{y}\|_3^0)$ e pelo ponto "P".
2. Obtenha os próximos pontos da curva λ -[y] diminuindo-se gradualmente o valor de α , $\alpha^{i+1} = \alpha^i - \Delta\alpha$;
3. Quando o FCCP não encontrar solução, efetue a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio (PM) (ver detalhe na figura 4.2 (b)) situado entre os dois últimos pontos obtidos, pontos "a" e "b", ou seja, as coordenadas do novo centro de feixe de retas serão $PM((\lambda^a + \lambda^b)/2, (\|\mathbf{y}\|_3^a + \|\mathbf{y}\|_3^b)/2)$. A seguir, considere a equação da reta que passa por PM e pelo último ponto obtido (ponto "b");
4. Quando o valor da $\|\mathbf{y}\|_3$ do ponto "e" no detalhe da figura 4.2 (b) for maior que o do ponto anterior (ponto "d"), considera-se a equação da reta que passa pelas coordenadas do centro do feixe de retas inicial (ponto "O") e do último ponto obtido pelo segundo feixe de retas e completa-se o traçado da curva λ -[y] (parte de baixo da curva λ -[y], figura 4.2 (a), com $\Delta\alpha = -\Delta\alpha$).

As coordenadas iniciais do centro do feixe de retas, ponto "O", foram escolhidas levando-se em conta o fato de que as magnitudes das tensões e, portanto, a sua soma, diminuem com o aumento gradual de λ . O mesmo comportamento é apresentado pelos ângulos das tensões nodais, que tendem a se tornar mais negativos à medida que λ aumenta. Assim, escolheu-se para a ordenada o mesmo valor do caso base, enquanto que para a abscissa, o valor zero. Uma outra coordenada, por exemplo $O(0,0)$, pode ser escolhida sem afetar o desempenho do método durante o traçado completo da curva. Por outro lado, a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio (PM) é importante do ponto de vista da robustez do método, uma vez que é necessária para eliminar a singularidade da matriz Jacobiana e os consequentes problemas numéricos a ela relacionados. É importante observar, equação (4.4), que a troca do centro do feixe de retas implicará apenas na alteração do valor de α , e não em mudanças na estrutura da matriz Jacobiana modificada ou na criação de novos elementos.

Em Alves et al. (1999) mostrou-se que ao se utilizar a tensão de uma barra k qualquer como parâmetro, a nova matriz Jacobiana também pode tornar-se singular na parte

superior da curva P-V. Portanto, como não se conhece a priori o comportamento de cada uma das variáveis de tensões à medida que o carregamento do sistema aumentar, haverá não só a dificuldade em se escolher inicialmente uma delas como parâmetro, mas também poderá ser necessário mudar de parâmetro algumas vezes durante o processo de traçado da curva P-V. Por outro lado, no método proposto a curvatura da trajetória de soluções de todos os sistemas analisados são semelhantes, o que simplifica o estabelecimento dos passos necessários para o sucesso do método. Assim, uma das vantagens da metodologia proposta é que no caso da técnica de parametrização local sempre ocorrem mudanças de parâmetro na região do PMC, enquanto que na técnica proposta, a mudança, quando se fizer necessária, é previamente estabelecida.

O intuito do cálculo de apenas alguns pontos da curva com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto PM e os demais com as retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto O, é apenas do ponto de vista da eficiência, i.e., o de reduzir o número total de iterações necessário para o traçado da curva P-V.

Nos casos em que se deseja efetuar apenas o cálculo da margem de carregamento, o traçado da parte inferior da curva P-V, e portanto o passo 4 do algoritmo, torna-se desnecessário. Nesses casos, o procedimento adequado seria o de obter-se apenas um ponto após o PMC, o que se pode identificar através da troca de sinal do parâmetro λ . Observa-se que para alguns sistemas é possível obter o PMC usando-se apenas as equações das retas pertencentes ao feixe que passa pelo ponto O, ou seja, o algoritmo fica restrito apenas aos passos 1 e 2. Entretanto, observa-se que uma característica importante do método proposto é que este pode fornecer informações valiosas a respeito da geometria do espaço de soluções das equações do FC. A visualização geométrica deste espaço de soluções 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 (ALVES; COSTA, 2002; HISKENS, 1995; CHEN; WANG, 1997; OVERBYE; KLUMP, 1996; YORINO et al., 1997).

4.3.2 Análise da Variação do Mismatch Total de Potência

O critério adotado pelo método para a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas se baseia na análise do comportamento do *mismatch* total de potência. Na maioria dos

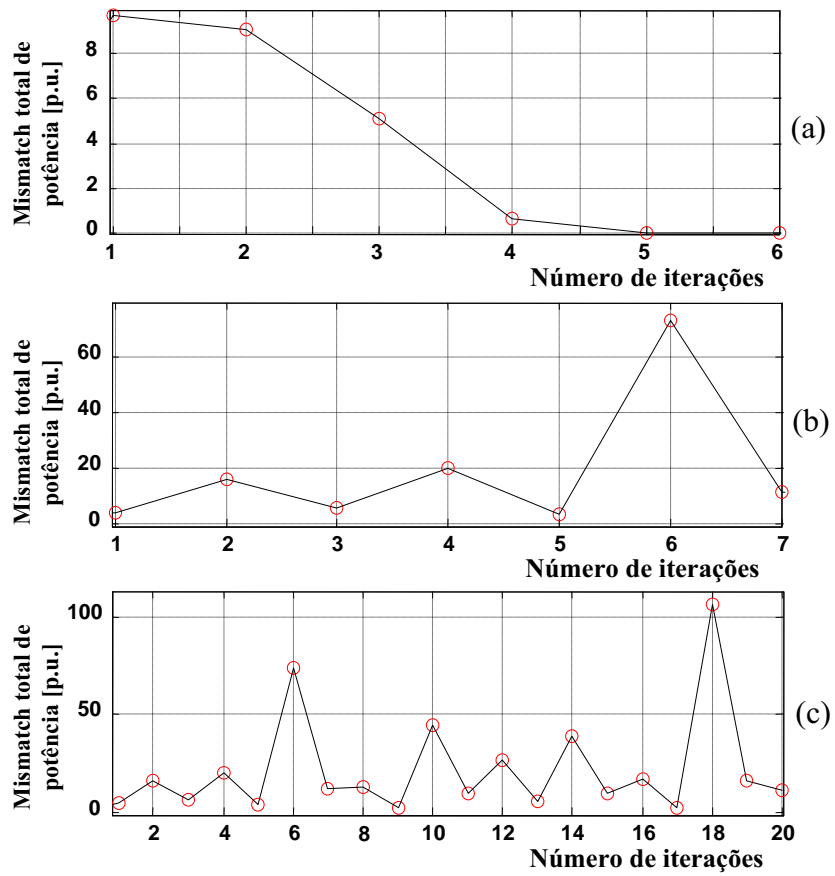
casos as parametrizações resultam numa convergência mais rápida, entretanto algumas vezes isso não ocorre. Nestes casos a evolução do respectivo *mismatch* pode ser usado para indicar a condição de mau-condicionamento. Esse *mismatch* é definido como sendo a soma dos valores absolutos dos desbalanços de potência ativa e reativa.

Na figura 4.3 apresenta-se a evolução do *mismatch* para dois pontos da curva P-V apresentada na figura 4.2. A evolução dos *mismatches* correspondentes ao ponto "b" e ao ponto seguinte a este (reta R tracejada), podem ser vistos nas figuras 4.3 (a) e (b). Observa-se, da figura 4.3 (a), que a evolução do *mismatch* para o ponto "b" mostra que o processo iterativo convergiu em apenas 6 iterações para a tolerância de 10^{-4} p.u. adotada. Entretanto, para o ponto seguinte (reta tracejada) o processo não diverge, mas apresenta um comportamento oscilatório, cujo valor máximo aumenta lentamente, conforme pode-se ver nas iterações 6 e 18 da figura 4.3 (c). Voltando para a figura 4.2 (a) verifica-se que nesse caso não há intersecção entre a reta tracejada (R) e a curva P-V e assim, o problema na realidade não apresenta solução. Voltando ao ponto "b" e efetuando a mudança do centro do feixe de retas, o problema volta a ter solução e com isso se obtém o ponto "c".

Com base na análise desses casos verifica-se que após a quinta iteração já é possível se constatar esse comportamento. Assim, optou-se por comparar, após a quinta iteração, os dois últimos valores do *mismatch*. Caso o último valor for menor que o penúltimo o processo continua iterando, caso contrário (se o último valor for maior que o penúltimo) finaliza o processo de iteração e retoma-se o traçado da curva P-V a partir do ponto anterior. No caso, efetua-se a mudança das coordenadas do centro do feixe retas para o ponto médio, ver figura 4.2 (b).

Com o uso deste critério obtêm-se uma redução das iterações, i.e., as mudanças sempre ocorreram antes de atingir-se o número máximo de iterações estipulado, no caso dez, mostrando-se assim, mais vantajoso para o traçado da curva P-V. A tabela 4.1 apresenta o número de iterações necessárias para se efetuar a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio. Observa-se dos resultados que são necessárias no máximo 8 iterações.

Figura 4.3: Desempenho do FCCP considerando a análise do mismatch total de potência: (a) para o ponto "b" com passo 0,005, (b) para o ponto seguinte ao ponto "b" mantendo o passo de 0,005, (c) gráfico (b) considerando 20 iterações.



Fonte: Bonini Neto (2010).

Tabela 4.1

Número de iterações necessárias para se efetuar a mudança das coordenadas do centro do feixe retas para PM.

Planos	Sistemas		
	300	638	904
$\lambda - \ \mathbf{V}\ _3$	8	7	7
$\lambda - \ \boldsymbol{\theta}\ _3$	6	8	6
$\lambda - Pa$	6	6	7

(Pa) perda total de potência ativa

4.3.3 Testes e Resultados

Para todos os testes realizados, a tolerância adotada para os *mismatch* total de potência foi de 10^{-4} p.u. A consideração dos limites de potência reativa (Q) nas barras PV's é feito da mesma forma que no método convencional de FC. Em cada iteração a geração de reativos de cada uma dessas barras é comparado com seus respectivos limites. No caso de violação, ela é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras. O objetivo dos testes é mostrar a eficiência e a robustez do método proposto na obtenção da curva P-V de sistemas elétricos de potência. Três sistemas práticos são utilizados na avaliação dos métodos. Os sistemas são o IEEE-300 barras, uma configuração de 638 barras do sistema Sul-Suldeste Brasileiro, e um sistema de 904 barras do sudoeste Americano. O PMC é determinado para todos eles. Para todos eles o processo se inicia com para $\lambda=0,65$ apenas para proporcionar uma melhor visualização do desempenho do método durante o traçado da curva, uma vez que os PMC destes sistemas são muito próximos do valor do caso base, $\lambda=1,0$.

4.3.3.1 Avaliação do Desempenho do Método Proposto

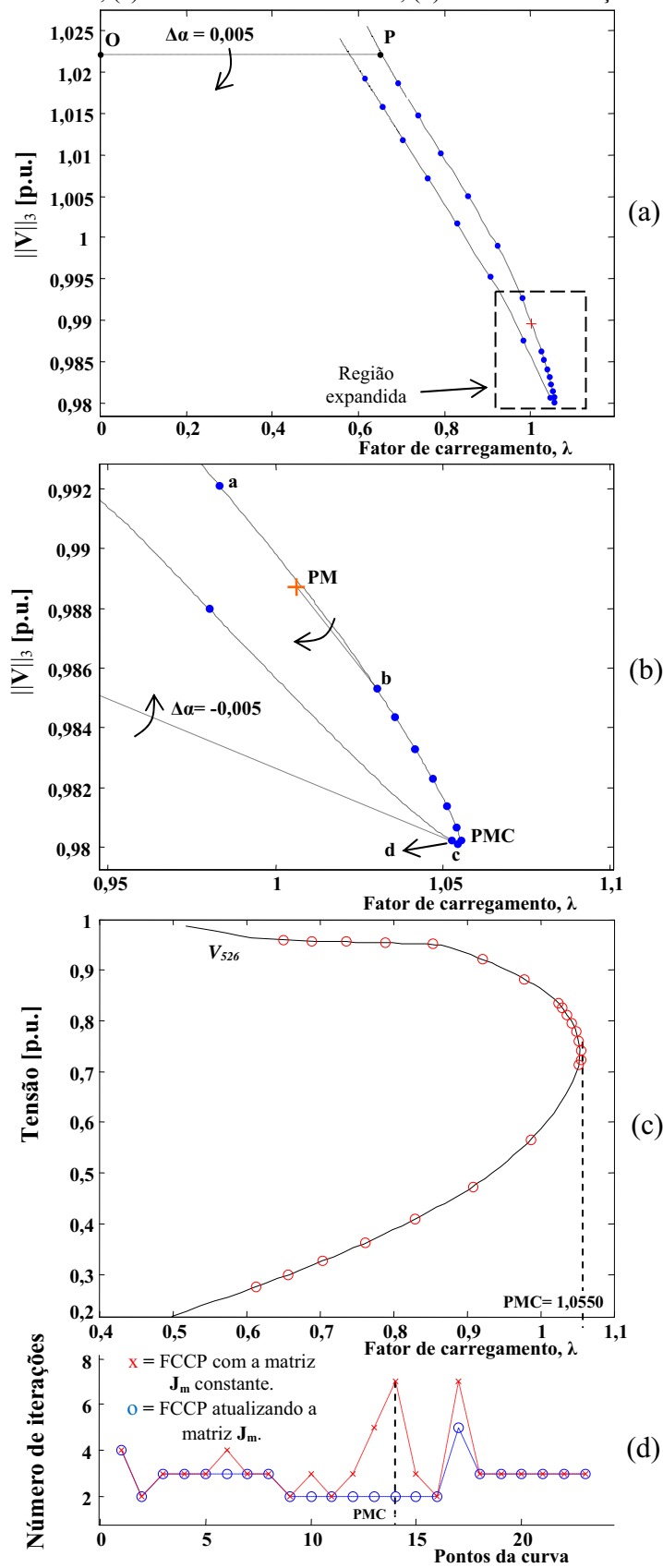
As figuras 4.4 e 4.5 apresentam os respectivos resultados da aplicação do método proposto ao sistema teste IEEE-300, ou seja, considerando a parametrização pelo coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ (λ - $(\sum V_k)/n$) ou da reta situada no plano λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ (λ - $(\sum \theta_k)/n$). As figuras 4.4 (a) e 4.5 (a) mostram as respectivas curvas de $\|\mathbf{V}\|_3$ e de $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$, em função do fator de carregamento (λ). O ponto de máximo carregamento ($\lambda_{\max}=1,0553$) é muito próximo do valor do caso base ($\lambda=1,0$), ou seja, a margem de carregamento desse sistema é de apenas 5,53%.

As coordenadas do ponto “P” são ($\lambda^1=0,65$, $\|\mathbf{V}\|_3^1=1,0221$ p.u.) para curva λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ e ($\lambda^1=0,65$, $\|\boldsymbol{\theta}\|_3^1= -0,0571$) para curva λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$. O valor escolhido para a ordenada do ponto “O” foi a mesma do ponto P, ou seja, as coordenadas do ponto inicial escolhido são $\lambda^0=0,0$ e $\|\mathbf{V}\|_3^0=1,0221$ p.u. no plano λ - $\|\mathbf{V}\|_3$, e $\lambda^0=0,0$ e $\|\boldsymbol{\theta}\|_3^0= -0,0571$ no plano λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$. Assim, os valores iniciais de ambos os coeficientes angulares da reta que passa pelo ponto O e pelo ponto P, calculados por meio da equação (4.3), são iguais a zero ($\alpha^1=0$). Os passos ($\Delta\alpha$) adotados para a obtenção dos demais pontos nas curvas λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ e λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ foram de 0,005 e 0,02, respectivamente.

As figuras 4.4 (b) e 4.5 (b) apresentam os detalhes da região do PMC, de onde se observam que tanto λ quanto $\|\mathbf{V}\|_3$ e $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ apresentam *noses* praticamente coincidentes. Enquanto a matriz Jacobiana (\mathbf{J}) do FC e a matriz Jacobiana modificada (\mathbf{J}_m) utilizando λ como parâmetro, são singulares no PMC, as matrizes Jacobianas modificadas (\mathbf{J}_m), utilizando $\|\mathbf{V}\|_3$ ou $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ como parâmetro, são singulares no ponto "c". Dessa forma, essas variáveis não podem ser utilizadas como parâmetro para a obtenção do PMC porque o método apresentará dificuldades numéricas em sua vizinhança. Por outro lado, como se pode verificar das figuras, com o FCCP possibilita-se a determinação do PMC sem nenhum problema numérico. As curvas P-V para a barra crítica (barra 526), traçadas com os valores de λ e da magnitude da tensão (V_{526}) armazenados durante o traçado das respectivas curvas, λ - $\|\mathbf{V}\|_3$, ou λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$, utilizando o FCCP, são apresentadas nas figuras 4.4 (c) e 4.5 (c). No PMC, os respectivos valores encontrados para λ e para V_{526} foram de 1,0550 e 0,74 p.u., o qual corresponde ao ponto anterior ao ponto de singularidade, ponto "c" (1,0549, 0,98) da curva λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ apresentada na figura 4.4 (b). No caso da parametrização por λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$, os respectivos valores encontrados para λ e para o ângulo da tensão da barra crítica (θ_{526}) foram 1,0553 e 0,73 p.u.

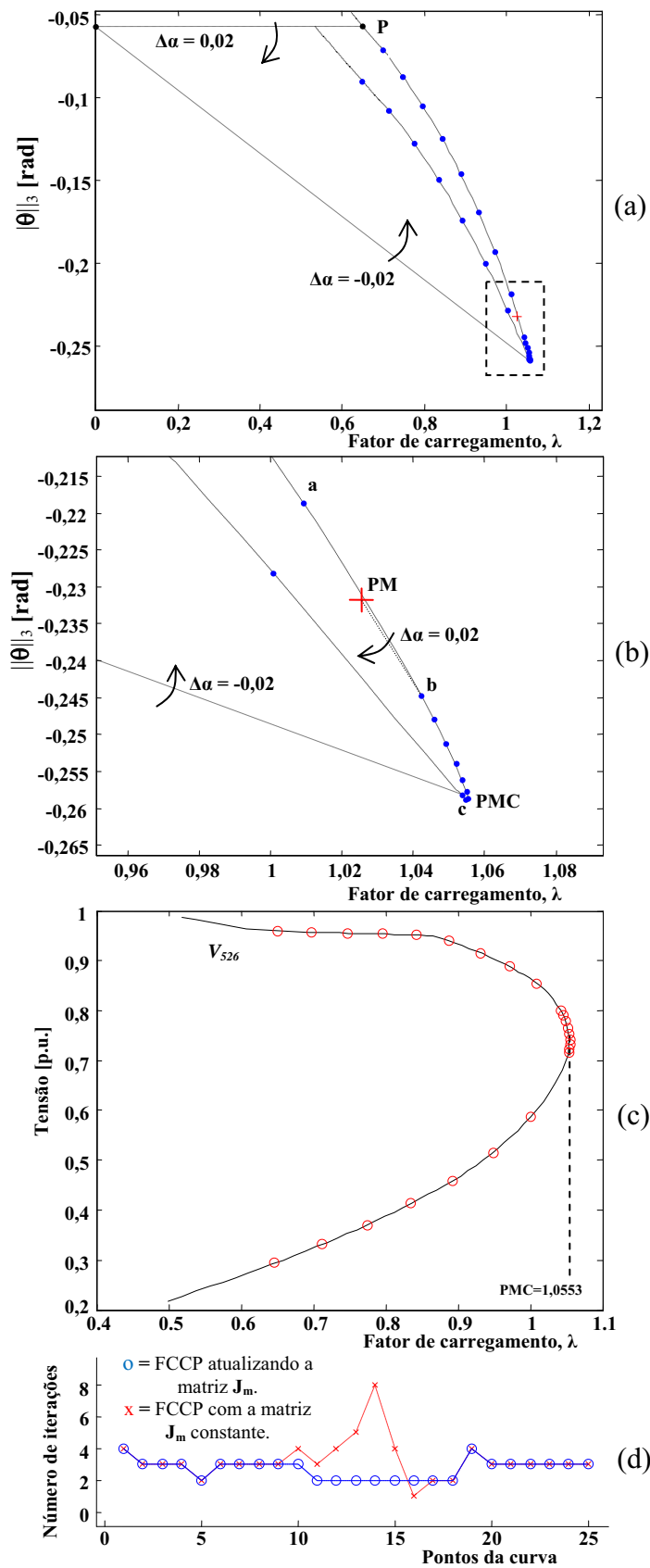
Em geral, a eficiência de um método da continuação durante o traçado da curva P-V está intimamente relacionada a estratégia de controle de passo. A sua escolha é dependente do sistema em estudo e o seu tamanho é variado ao longo do traçado da curva. Em situação de carga leve uma variação de carga resultará numa pequena mudança no ponto de operação. Portanto, o tamanho do passo pode ser maior. Por outro lado, no caso do sistema estar altamente carregado, uma pequena mudança na carga resultará em grandes variações do ponto de operação, e nesse caso o passo deveria ser menor. Assim, para se obter um bom desempenho global para um maior número possível de sistemas elétricos, o tamanho do passo deveria adaptar-se às condições reais de convergência. Nesse sentido, conforme se pode observar nas figuras 4.4 (d) e 4.5 (d), além de obter o PMC e traçar a curva P-V completa com um número reduzido de iterações, o método proposto calcula um maior número de pontos na região do PMC. Isto ocorre naturalmente em virtude da proximidade das coordenadas do ponto médio (PM) com as do PMC. Assim, apesar do uso do mesmo tamanho de passo durante todo o traçado da curva, o método proporciona automaticamente um maior número de pontos na região do PMC. Esse fato é interessante para os sistemas com essas características porque indiretamente possibilita o cálculo mais preciso do valor da margem de carregamento sem a necessidade de uma estratégia de redução no passo de α .

Figura 4.4: Desempenho do FCCP para o sistema IEEE-300: (a) curva λ - $\|V\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2010).

Figura 4.5: Desempenho do FCCP para o sistema IEEE-300: (a) curva λ - $\|\theta\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



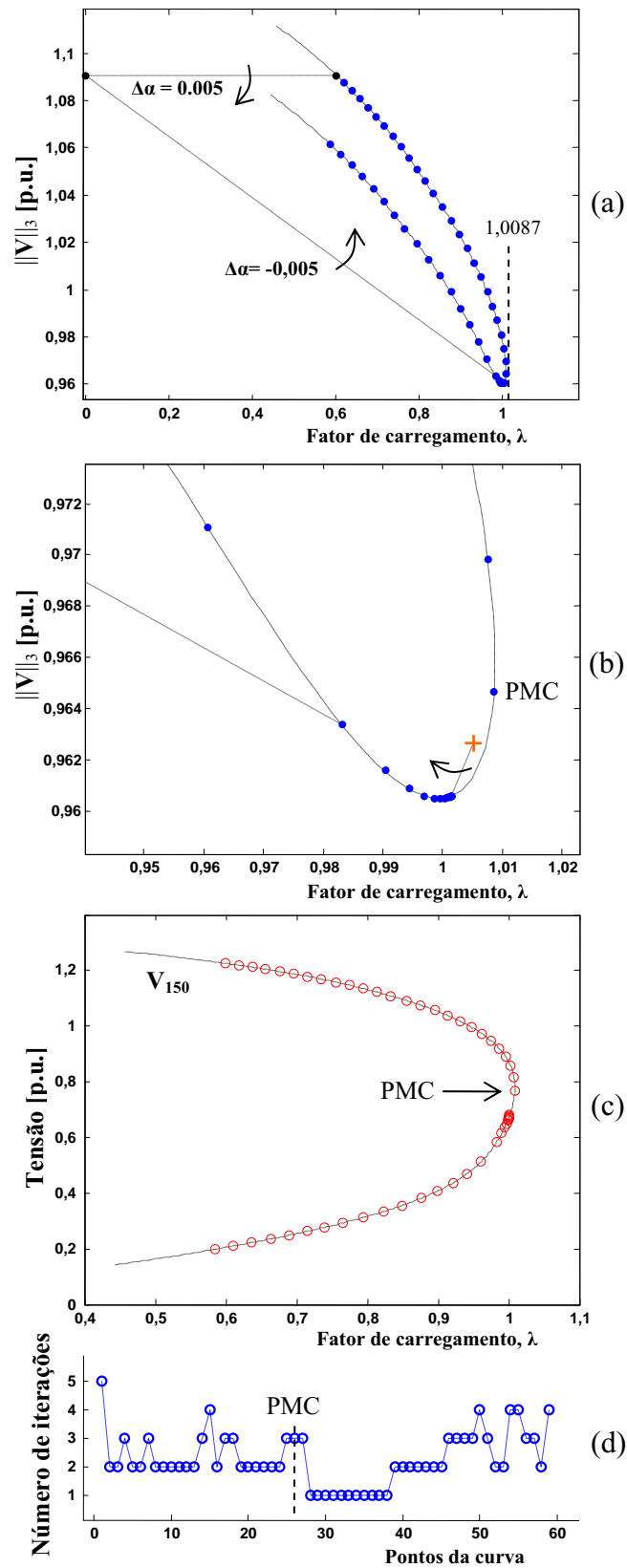
Fonte: Bonini Neto (2010).

Nas figuras 4.4 (d) e 4.5 (d), observam-se dois procedimentos para o número de iterações, no primeiro a atualização da matriz Jacobiana é realizada a cada iteração e no segundo, a atualização da matriz Jacobiana é realizada somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (matriz constante). Maiores detalhes serão apresentados no item 4.3.3.3.

Considere agora a aplicação do FCCP para o sistema Sul-Sudeste Brasileiro de 638 barras. Pode-se observar das figuras 4.6 e 4.7 a eficiência do FCCP considerando a parametrização pelo coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ (λ - $(\Sigma V_k)/n$) ou da reta situada no plano λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ (λ - $(\Sigma \theta_k)/n$). As figuras 4.6 (a) e 4.7 (a) e 4.6 (b) e 4.7 (b) mostram as respectivas curvas de $\|\mathbf{V}\|_3$ e de $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$, em função do fator de carregamento (λ). O ponto de máximo carregamento desse sistema é $\lambda_{\max}=1,0087$, ou seja, uma margem de carregamento de apenas 0,87%. Nas figuras 4.6 (c) e 4.7 (c) são apresentadas as curvas P-V para a barra crítica (barra 150), traçadas com os valores de λ e da magnitude da tensão (V_{150}) armazenados durante o traçado das respectivas curvas, λ - $\|\mathbf{V}\|_3$, ou λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ pelo FCCP. Os números de iterações utilizadas para a obtenção da curva P-V para o sistema Sul-Sudeste Brasileiro podem ser vistos nas figuras 4.6 (d) e 4.7 (d).

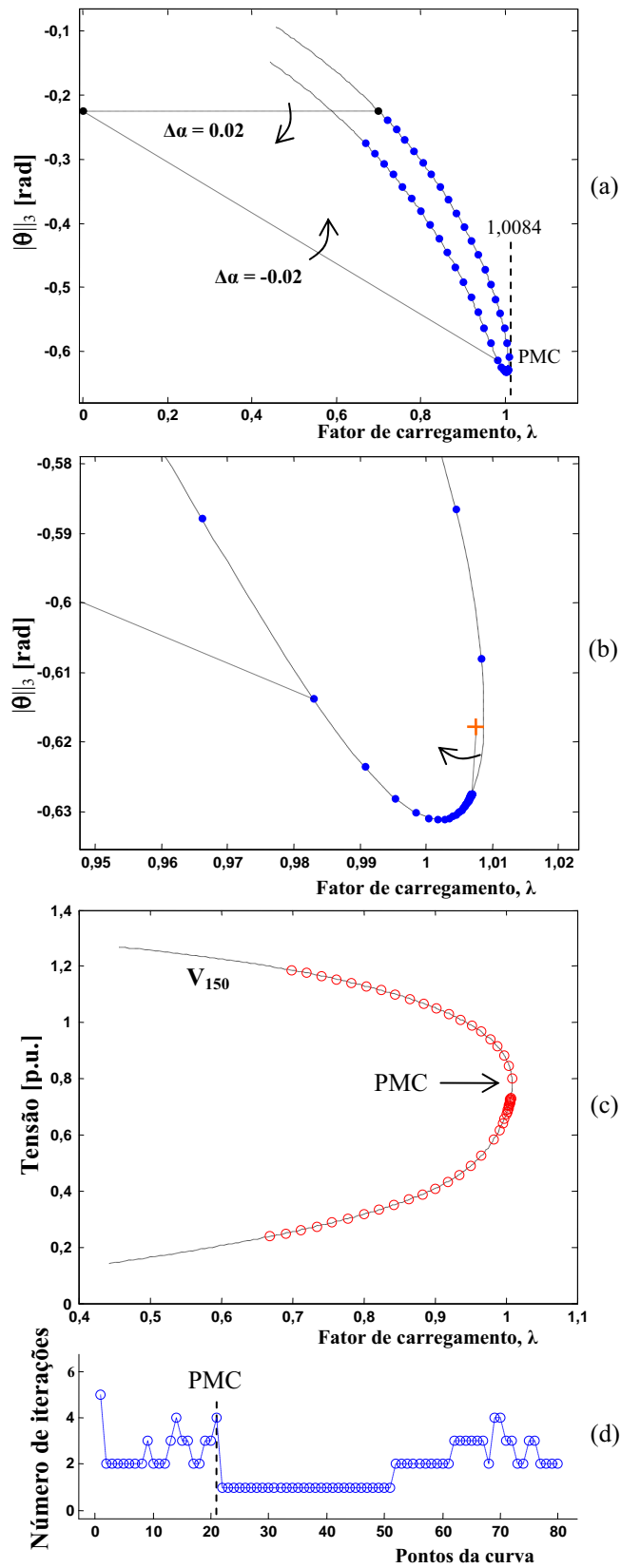
As figuras 4.8 e 4.9 apresentam os respectivos resultados da aplicação do método proposto ao sistema de 904 barras considerando a parametrização pelo coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\|\mathbf{V}\|_3$, ou no plano λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$. Conforme se pode observar das figuras 4.8 (a) e 4.9 (a), e 4.8 (b) e 4.9 (b), as curvas λ - $\|\mathbf{V}\|_3$ e λ - $\|\boldsymbol{\theta}\|_3$ apresentam um ponto de singularidade coincidente com o PMC. Observa-se que nem mesmo um bom controle de passo tornaria o método eficiente para a determinação do PMC. Para esses casos, conforme já comentado, Zhao e Zhang (2006) propõem a parametrização local como sendo a única forma de se eliminar a singularidade, uma vez que todas as demais técnicas de parametrização global, tais como a que utiliza $\|\mathbf{V}\|_3$, ou o comprimento de arco, ou a que usa um vetor perpendicular ao vetor tangente ao ponto da curva (IBA et al., 1991), falham na obtenção da solução no PMC. Com isso, esses métodos impossibilitariam se concluir que a divergência é devida à limitação física do sistema e não apenas restrições puramente numéricas. Por outro lado, com a utilização das técnicas de parametrização aqui propostas, mostra-se que até mesmo nestes casos é possível a obtenção do PMC de forma eficiente, sem a necessidade de mudança de parâmetro. Isso pode ser confirmado nas figuras 4.8 (d) e 4.9 (d), onde se verifica o baixo número de iterações necessários para que o FCCP, utilizando o procedimento geral

Figura 4.6: Desempenho do FCCP para o sistema sul-sudeste brasileiro 638 barras: (a) curva λ - $\|V\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



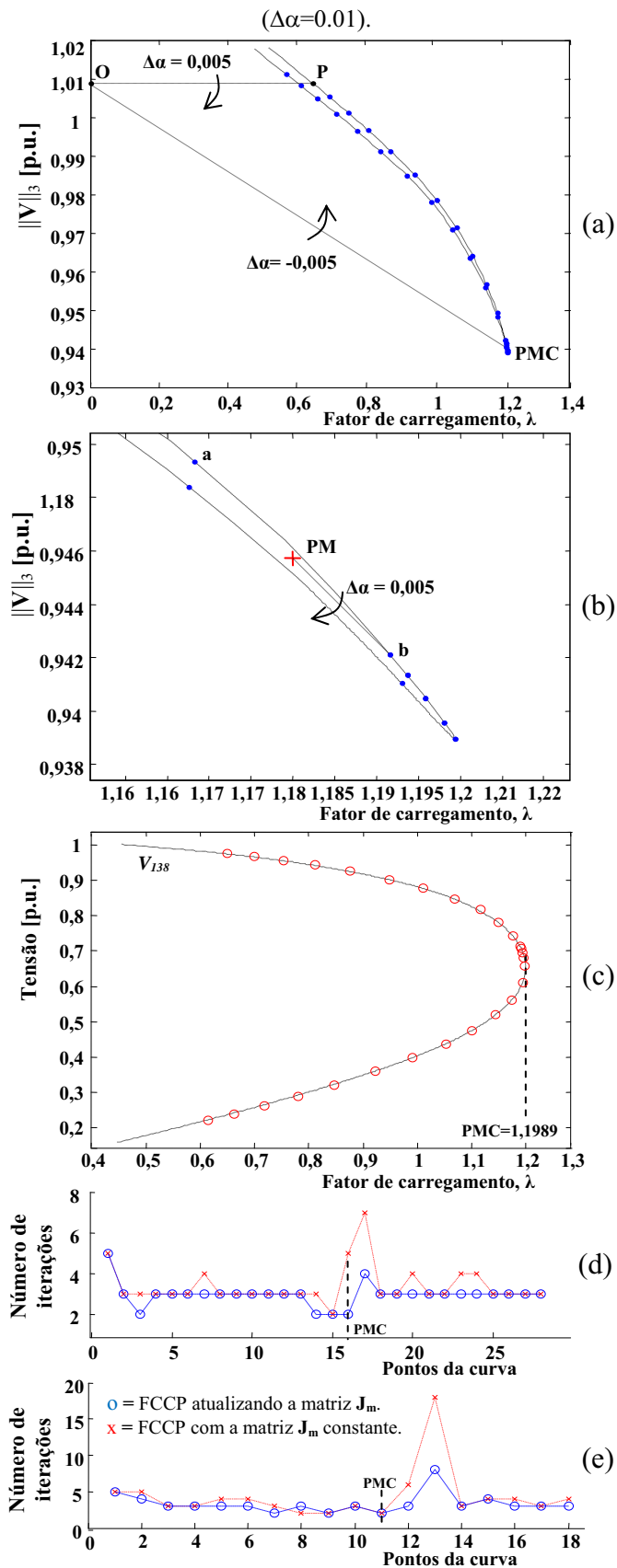
Fonte: Bonini Neto (2010).

Figura 4.7: Desempenho do FCCP para o sistema sul-sudeste brasileiro 638 barras: (a) curva λ - $\|\theta\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



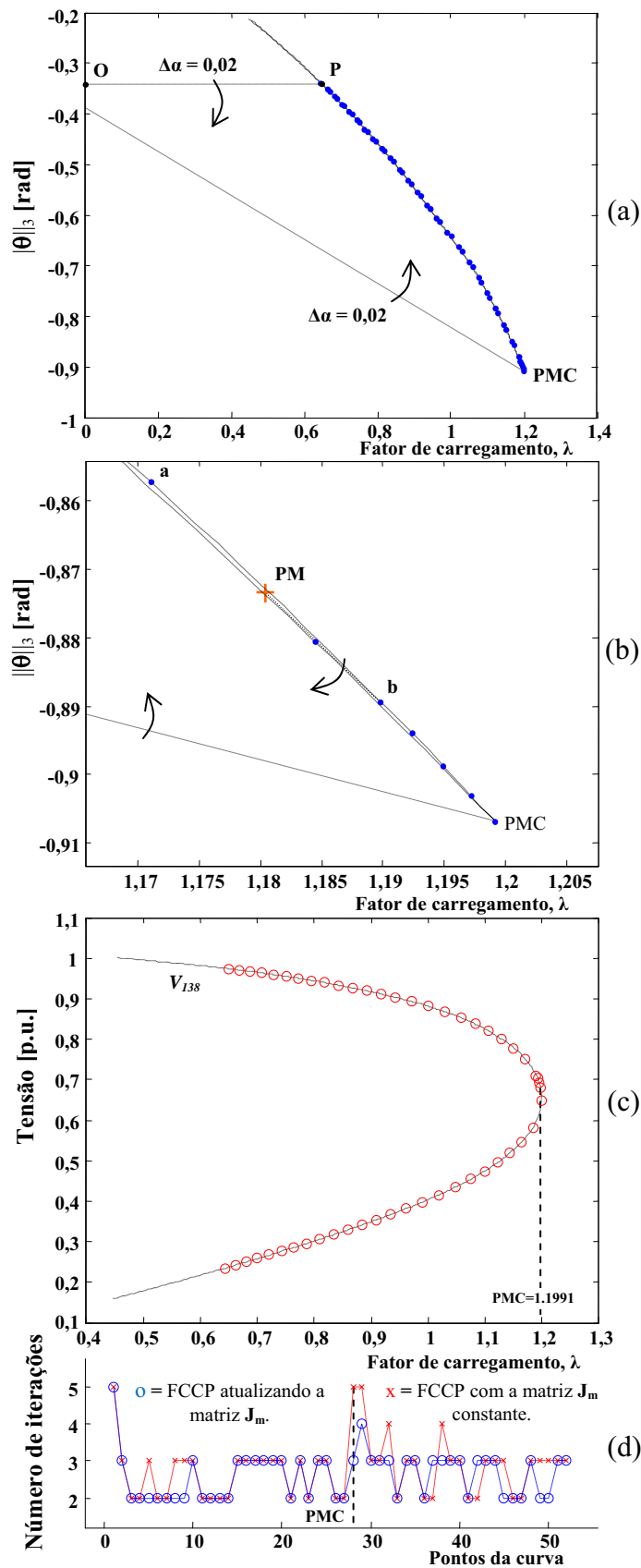
Fonte: Bonini Neto (2010).

Figura 4.8: Desempenho do FCCP para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - $\|V\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações, (e) número de iterações com passo duplicado



Fonte: Bonini Neto (2010).

Figura 4.9: Desempenho do FCCP para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - $\|\theta\|_3$, (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



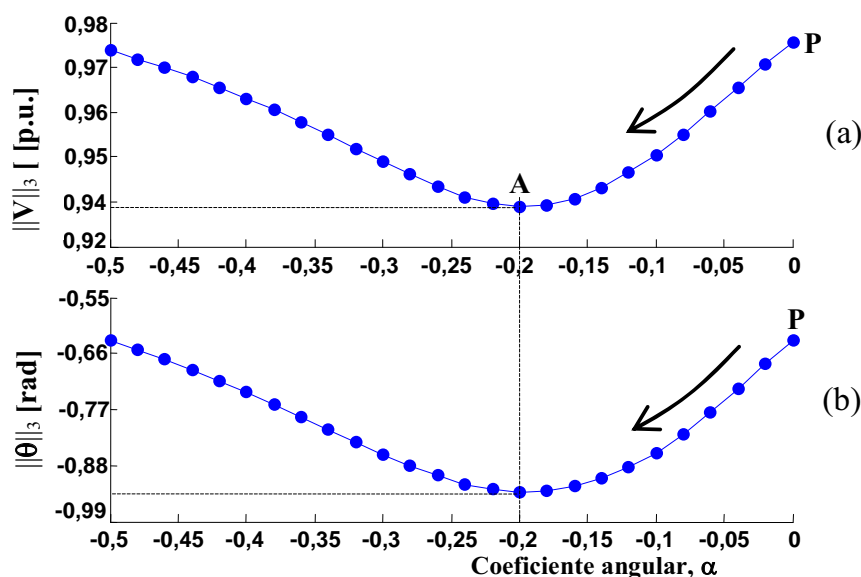
Fonte: Bonini Neto (2010).

apresentado no item 4.3.1, obtenha o PMC desse sistema. O método não apresenta nenhuma dificuldade numérica para o traçado completo da curva, figuras 4.8 (c) e 4.9 (c).

A figura 4.8 (e) mostra o desempenho (número de iterações) do FCCP para o mesmo sistema, partindo-se da mesma condição inicial (ponto P) e considerando o passo inicial de α igual a 0,01, ou seja, o dobro do valor anterior. O objetivo é mostrar que com este procedimento não é necessário uma redução significativa no tamanho do passo. Comparando-se as figuras 4.8 (d) e 4.8 (e) verifica-se que o número de iterações para a obtenção de cada ponto da curva ainda permanece baixo, ou seja, o desempenho praticamente se manteve. Por outro lado, o número total de iterações necessário para traçar a curva completa é menor.

É importante ressaltar que o bom desempenho de convergência proporcionado pelas técnicas de parametrização propostas, na vizinhança do PMC, se deve à diminuição do nível de não-linearidade das equações do FC obtida com o uso do novo parâmetro. As figuras 4.10 (a) e (b) apresentam os comportamentos de $\|V\|_3$ e de $\|\theta\|_3$ em função do novo parâmetro α . O ponto A corresponde ao PMC onde λ atinge seu valor máximo. No mesmo ponto, $\|V\|_3$ e $\|\theta\|_3$ atingem seus valores mínimos e assim, no caso do uso de uma destas variáveis como parâmetro, a matriz Jacobiana modificada apresentará uma singularidade nesse mesmo ponto. Por outro lado, o PMC pode ser facilmente computado com o método proposto porque a singularidade da matriz Jacobiana é removida quando α é usado como parâmetro. Esta característica é a responsável pelo bom desempenho do FCCP na vizinhança do PMC.

Figura 4.10: Curva [y] em função de α para o sistema 904- barras: (a) curva $\|V\|_3$ versus α , (b) curva $\|\theta\|_3$ versus α .



Fonte: Bonini Neto (2010).

4.3.3.2 Avaliação do desempenho do FCCPa

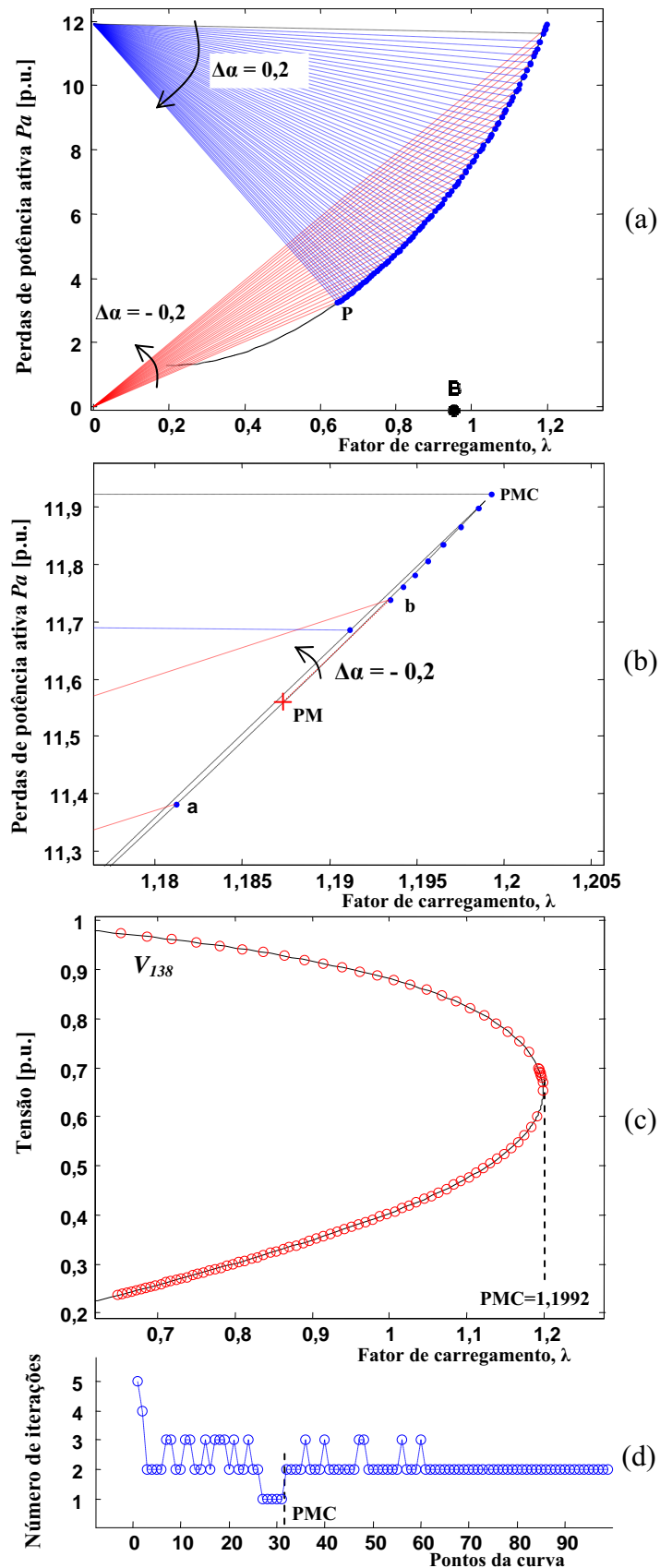
A aplicação do método (FCCPa) proposto por Garbelini et al. (2007), o qual utiliza a equação da reta que passa por um ponto escolhido no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa (P_a) e λ , também falha na determinação do PMC do sistema de 904 barras, mesmo adotando passos muito pequenos para α . Por outro lado, conforme mostrado na figura 4.11, é possível torná-lo também eficiente na determinação do PMC desses sistemas bastando para isso, efetuar-se algumas pequenas alterações no respectivo procedimento geral.

As alterações consistem: na mudança das coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio (PM) ao invés do “B”, cujo valor da abscissa correspondia ao valor médio entre o fator de carregamento do caso base e o maior valor obtido antes do processo divergir novamente; não mais efetuar a redução no passo antes da mudança para o ponto PM; e, ao invés de se adotar um número máximo de iterações como critério para a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas, adotar a análise do comportamento do *mismatch* total de potência.

Todos os pontos da curva λ - P_a foram obtidos considerando-se um passo fixo ($\Delta\alpha$) de 0,2; para passos maiores o método falha. Assim, comparado à técnica de parametrização pelo coeficiente angular da reta situada no plano λ - $\|\mathbf{V}\|_3$, conforme se pode ver na figura 4.11 (d), ainda é necessário um maior número de iterações para se traçar o mesmo trecho da curva.

A tabela 4.2 apresenta, para os três sistemas analisados, os valores de λ no PMC (λ^*) e da tensão crítica computados pelas três técnicas de parametrização propostas. Pode-se observar para o sistema de 904 barras, que os valores do PMC obtidos considerando o passo de 0,005, o passo duplicado ($\Delta\alpha=0,01$), e a escolha de uma outra coordenada para o ponto inicial ($O(0,0)$), são praticamente iguais. Observe que os valores obtidos para os demais sistemas, o de 300 e o de 638 barras, são praticamente os mesmos nos três casos. Também pode-se constatar da tabela, que os limites de potência reativa têm grande influência sobre o valor do λ^* , apenas no caso do sistema de 300 barras.

Figura 4.11: Desempenho do FCCPa para o sistema de 904- barras: (a) curva λ - Pa , (b) detalhe da região entorno do PMC, (c) curva P-V da barra crítica, (d) número de iterações.



Fonte: Bonini Neto (2010).

Tabela 4.2

Ponto de máximo carregamento e tensão crítica dos sistemas analisados.

Sistema	λ^*			Tensão crítica (p.u.)		
	$\lambda-\ \mathbf{V}\ _3$	$\lambda-\ \boldsymbol{\theta}\ _3$	$\lambda-Pa$	$\lambda-\ \mathbf{V}\ _3$	$\lambda-\ \boldsymbol{\theta}\ _3$	$\lambda-Pa$
300	1,0550	1,0553	1,0553	0,74	0,73	0,73
638	1,0087	1,0085	1,0087	0,78	0,79	0,77
904	1,1989	1,1991	1,1992	0,65	0,65	0,65
904 ⁽¹⁾	1,1987	1,1951	-	0,64	0,69	-
904 ⁽²⁾	1,1988	1,1981	-	0,64	0,67	-
904 ⁽³⁾	1,2397	1,2405	1,2398	0,65	0,66	0,67
638 ⁽³⁾	1,0125	1,0124	1,0123	0,77	0,76	0,77
300 ⁽³⁾	1,4127	1,4128	1,4131	0,47	0,47	0,48

⁽¹⁾ passo duplicado ⁽²⁾ ponto inicial em (0,0) ⁽³⁾ sem limites de reativo

4.3.3.3 Influência da Atualização da Matriz Jacobiana Durante o Procedimento Geral

Nos estudos de estabilidade estática de tensão, as principais características esperadas para o método de fluxo de potência a ser utilizado são a robustez e a eficiência computacional. Nesse sentido os métodos de fluxo de carga continuado utilizando o algoritmo de *Newton-Raphson* mostraram-se como os mais robustos. Nesses algoritmos, a cada iteração, um conjunto de equações não-lineares é linearizado em torno da solução atual, e a atualização do estado é obtida pela solução destas equações. Assim, nesse procedimento, os elementos pertencentes à matriz Jacobiana são atualizados a cada iteração. No entanto, após vários estudos realizados concluiu-se que a matriz Jacobiana é importante para a convergência do processo, mas não influencia a solução final. Observe que embora as correções a cada iteração sejam aproximações, o valor da função é calculado de forma exata. Em geral, o processo iterativo parte de uma boa estimativa inicial, ou seja, a obtenção do próximo ponto de operação é realizada ou a partir do ponto anterior (no caso do preditor trivial ou secante de ordem zero) ou a partir de uma estimativa obtida pelo passo preditor (nos casos dos preditores tangente e secante de primeira ordem). Dessa forma, a robustez do método é tal que é possível se considerarem aproximações na matriz Jacobiana sem que se perca a convergência global, e isso, à custa apenas de um aumento relativamente pequeno do número de iterações. Um outro

ponto que ficou bem claro é que a convergência dos métodos de fluxo carga também é afetada pelo ajuste das soluções em decorrência da violação dos limites de potência reativa nas barras de geração (barras PV). Assim, no tocante a eficiência computacional, um procedimento comumente utilizado nos métodos de fluxo carga é o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (p.ex., quando da mudança no tipo da barra PV para PQ em virtude da violação de seus limites) ou após o número de iterações excederem um valor predefinido de iterações. Esse procedimento, conhecido como *Dishonest Newton Method* (CHAI; BOSE, 1993; JOVANOVIĆ S., 2000; SEMLYEN; LÉON, 2001), muitas vezes possibilita um ganho considerável no tempo de processamento. Assim, o objetivo desse item é o de avaliar as técnicas de parametrização propostas, comparando seus desempenhos considerando dois procedimentos. No primeiro procedimento (P1) a atualização da matriz Jacobiana é realizada a cada iteração e no segundo (P2), somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa. Os resultados dessa comparação podem ser vistos nas tabelas 4.3, 4.4 e 4.5 a seguir. No caso do sistema de 904 barras, a tabela 4.3 permite também a comparação do desempenho do método considerando três condições, um passo de 0,005, um passo duplicado ($\Delta\alpha=0,01$), e a escolha de uma outra coordenada para o ponto inicial ($O(0,0)$). Para ambos os procedimentos é apresentado o número total de iterações (IC) necessários para o traçado completo da curva P-V, e no caso de P2, também é mostrado o número total de iterações (ACo) para o qual há a atualização da matriz. Os tempos computacionais requeridos por cada uma das técnicas de parametrização propostas, considerando o procedimento P2, são apresentados na sexta coluna de suas respectivas tabelas. Seus valores foram normalizados pelos respectivos tempos requeridos considerando o procedimento P1, o qual se encontra na terceira coluna de cada uma das tabelas.

Os resultados mostram que apesar do número total de iterações ser maior para o procedimento P2, é possível conseguir uma redução do tempo computacional, ou seja, uma melhora na eficiência das técnicas proposta, sem a perda de robustez. Isso é alcançado com uma simples mudança de procedimento que é o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa. Observa-se que nos casos em que se desconsidera os limites de potência reativa, a atualização da matriz Jacobiana é realizada a cada iteração no procedimento P1, e no P2, somente quando o número de iterações ultrapassar 8 iterações.

Tabela 4.3

Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\|V\|_3$, para os procedimentos P1 e P2.

Sistema	P1		P2			Diferença CPU (%)
	IC	Tempo CPU (pu)	IC	ACo	Tempo CPU (pu)	
300	63	1,000	77	27	0,621	37,9
638	124	1,000	255	36	0,679	32,1
904	83	1,000	95	39	0,710	29,0
904 ⁽¹⁾	61	1,000	78	40	0,779	22,1
904 ⁽²⁾	103	1,000	126	51	0,769	23,1
904 ⁽³⁾	63	1,000	137	12	0,234	76,6
638 ⁽³⁾	99	1,000	254	14	0,281	71,9
300 ⁽³⁾	79	1,000	182	16	0,471	52,9

⁽¹⁾ passo duplicado ⁽²⁾ ponto inicial em (0,0) ⁽³⁾ sem limites de reativo. ACo – número de atualizações.

Tabela 4.4

Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - $\|\theta\|_3$, para os procedimentos P1 e P2.

Sistema	P1		P2			Diferença CPU (%)
	IC	Tempo CPU (pu)	IC	ACo	Tempo CPU (pu)	
300	68	1,000	82	34	0,651	34,8
638	132	1,000	280	36	0,684	31,6
904	136	1,000	145	133	0,656	34,4

ACo – número de atualizações.

Tabela 4.5

Desempenho da técnica de parametrização considerando o coeficiente angular (α) da reta situada no plano λ - Pa , para os procedimentos P1 e P2.

Sistema	P1		P2			Diferença CPU (%)
	IC	Tempo CPU (pu)	IC	ACo	Tempo CPU (pu)	
300	75	1,000	116	35	0,695	30,5
638	139	1,000	272	37	0,683	31,7
904	116	1,000	134	55	0,721	28,0

ACo – número de atualizações.

Capítulo 5

CONCLUSÕES

5.1 Conclusão Geral

Neste trabalho apresentam-se propostas de parametrização geométricas que possibilitam o traçado completo das curvas P-V de qualquer sistema, inclusive de sistemas com instabilidade de tensão com características predominantemente local. Para a remoção da singularidade da matriz Jacobiana do fluxo de carga no PMC propõem-se a utilização da equação de uma reta que passa através de um ponto no plano determinado pelas variáveis fator de carregamento e a somatória das magnitudes, ou dos ângulos, das tensões nodais de todas as barras do sistema. Mostra-se que os métodos propostos não só obtêm 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.

As alterações propostas para o método apresentado em Garbelini et al. (2007) proporcionaram um aumento da eficiência e uma simplificação do procedimento geral apresentado. O método tornou-se mais eficiente para o traçado completo da curva P-V de qualquer sistema, incluindo os sistemas com estabilidade de tensão com características predominantemente local. Com as alterações propostas o tamanho do passo pode ser mantido

fixo ao longo de todo o procedimento, tornando-se desnecessário a sua redução na vizinhança do PMC, reduzindo com isso, o número total de iterações.

Observa-se que em todas as parametrizações propostas, a mudança do centro de feixe de retas para o ponto médio (PM) acarreta um controle automático de passo na região do PMC. Observa-se também, que em vários métodos existentes na literatura pode ser necessário se efetuar a mudança de parâmetro ao longo do traçado da curva P-V, o que poderá acarretar mudanças na estrutura da matriz Jacobiana modificada. No caso dos métodos propostos não se necessita realizar 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 por outro lado não implicará em mudanças na estrutura da nova matriz, mas apenas do valor do elemento correspondente à derivada da equação da reta (R) em relação ao fator de carregamento (λ), ou seja, no valor do coeficiente angular da reta (α).

É importante ressaltar que o critério adotado pelo método para a mudança das coordenadas do centro do feixe de retas é baseado na análise do comportamento do *mismatch* total de potência. Com este critério não é necessário estipular um número máximo de iterações e nem efetuar a redução de passo. Mostrou-se que a evolução do *mismatch* indica a possibilidade de mau-condicionamento. Com o uso desta análise obteve-se uma redução das iterações, isto é, as mudanças sempre ocorreram com um número baixo de iterações, mostrando-se assim, mais vantajoso para o traçado da curva P-V.

Os resultados também mostram que é possível se conseguir uma redução do tempo computacional, ou seja, uma melhora na eficiência das técnicas propostas, sem a perda de robustez. Isso é alcançado com uma simples mudança de procedimento, ou seja, o de não atualizar a matriz Jacobiana a cada iteração, mas somente quando o sistema sofrer alguma mudança significativa (mudanças na topologia do sistema).

Os resultados obtidos confirmam a eficiência dos métodos propostos e mostram sua viabilidade para aplicações em estudos relacionados com a avaliação da estabilidade estática de tensão.

5.2 Propostas para Futuros Trabalhos

Prosseguir nas pesquisas de novas técnicas de parametrização que utilizam, entre outras, variáveis globais tais como a potência ativa ou reativa da barra *slack*, e a potência reativa das barras PV's. O objetivo é o de obter um procedimento de parametrização que possibilite o traçado das curvas P-V visando à determinação da margem estática de estabilidade de tensão de sistemas elétricos de potência, sem os problemas relacionados com a singularidade da matriz Jacobiana.

Investigar o uso dos métodos desenvolvidos para o estudo de contingências em sistemas elétricos de potência. Nestes estudos também se pretende investigar não só a eficiência dos métodos desenvolvidos, mas também tornar os métodos apresentados em Matarucco et al. (2004) e Matarucco et al. (2006) mais eficientes para o estudo de contingências.

Investigar a possibilidade de uso das versões Desacoplados de Newton (MONTICELLI, 1990) dos métodos desenvolvidos. Pretende-se analisar as características das sub-matrizes da matriz Jacobiana, baseado na análise dos determinantes das mesmas, com o objetivo de se esclarecer o que ocorre ao redor da região do PMC, ou seja, se as referidas sub-matrizes nesta região são singulares ou mal-condicionadas.

Avaliar a possibilidade da utilização do preditor tangente e secante de primeira ordem para a parte linear da curva P-V, e dos preditores não-lineares (baseado numa aproximação polinomial de segunda ordem) para a parte não-linear da curva (MORI; KOJIMA; 2004; MORI; SEKI, 2007; LI; CHIANG, 2008). O objetivo é o de se reduzir o tempo computacional gastos pelos métodos recentemente desenvolvidos como o proposto em (BONINI NETO; ALVES, 2010) e por outros que se encontram em fase de desenvolvimento.

REFERÊNCIAS

AJJARAPU, V. Identification of steady-state voltage stability in power systems. **International Journal of Energy Systems**, Canada, 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. L.; BATTULA, S. An optimal reactive power planning strategy against voltage collapse. **IEEE Transactions 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**. EPRI EL – 6183, Project 2473 – 21, Electric Power Research Institute, 1989.

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**, Lausanne, v. 62, n. 2, p. 111-116, 2002.

ALVES, D. A.; SILVA L. C. P. da; CASTRO C. A.; COSTA V. F. da. Parameterized fast decoupled load flow for tracing power systems bifurcation diagrams. **Proceedings of Power Engineering Society Summer Meeting**, Edmonton, v. 2, p. 708–713,1999.

ALVES, D. A.; SILVA, L. C. P. da; CASTRO, C. A.; COSTA, V. F. da. Study of alternative schemes for the parameterization step of the continuation power flow method based on physical parameters-part-I: mathematical modeling. **Electric Power Components and Systems**, Philadelphia, v. 31, n. 12, p. 1151-1166, 2003.

ALVES, D. A.; SILVA, L. C. P.; CASTRO, C. A.; COSTA, V. F. Continuation Load Flow Method Parameterized by Power Losses. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY WINTER MEETING, 2000, Singapore. **Proceedings ...** Singapore: [s.n.], 2000. p. 1123 - 1128.

AMORIM, E. da S.; ALVES, D. A. Redução de perdas em sistemas elétricos através da aplicação da análise modal. In: CONFERÊNCIA INTERNACIONAL DE APLICAÇÕES INDUSTRIAIS INDUSCON, 9., 2010, São Paulo. **Anais...** São Paulo: [s.n.], 2010. p. 1-6.

ARYA, L. D.; VERMA, H. K. A method for tracing PV curve for voltage stability analysis with voltage dependent loads. **Electric Machines and Power Systems**, Philadelphia, v. 24, n. 6, p. 583-596, 1996.

BALU, N. On-line power system security analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 80, n. 2, p. 262 - 282, 1992.

BIJWE, P. R.; TARE, R. S. An efficient continuation power flow method for voltage stability analysis. **Electric Machines and Power Systems**, Philadelphia, v. 25, n. 9, p. 927-938, 1997.

BLOGGER. **Maiores blecautes da história.** [S.l.: s.n., 2010?]. Disponível em: <http://maioresblecautes.blogspot.com/2010/10/os-10-maiores-apagoes_15.html>. Acesso em: 9 mar. 2011.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnicas de parametrização global para o fluxo de carga continuado. **Controle & Automação**, Campinas, v. 21, n. 4, p.323 – 337, julho e agosto, 2010.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis tensão nodal e fator de carregamento. **Controle & Automação**, Campinas, v. 19, n. 3, p. 350 – 366, 2008a.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. An efficient geometric parametrization technique for the continuation power flow through the tangent predictor. **Tema: tendências em matemática aplicada e computacional**, São Carlos, v. 9, n. 2, p. 185 - 194, 2008b.

BONINI NETO, A.; CANOSSA, J. H.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis ângulo das tensões nodais e o fator de carregamento utilizando o preditor tangente. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND TECHNOLOGY EDUCATION- INTERTECH, 7., 2008, Santos. **Anais...** Santos: [s.n.], 2008. p. 944-948.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Propostas para a melhoria do desempenho do fluxo de carga continuado. In: EIGHTH LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION, 2009, Ubatuba. **Anais...** Ubatuba: CLAGTEE, 2009. p. 1 – 8.

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

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

CHAI, J. S.; BOSE, A. Bottlenecks in parallel algorithms for power system stability Analysis. **IEEE Transactions Power Systems**, New York, v. 8, n. 1, p. 9-15, 1993.

CHAO, X. Y. et al. Practical determination of operating transfer limits. In: POWER INDUSTRY COMPUTER APPLICATION CONFERENCE, 1995, Salt Lake. **Proceedings...** Salt Lake: [s.n.], 1995, pp. 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. In: IEEE PES SUMMER MEETING, 1999, Edmonton. **Proceedings...** Edmonton: [s.n.], 1999. p. 647-651.

CIGRÉ protection against voltage collapse. In: CIGRÉ WORKING GROUP, 34.08, 1998. **Anais...** [S.l.]:Technical Brochure, 1998. p. 110-126. (Summary in *Electra*, 179).

ESBI. Alberta limited, assessment of reactive power constraints and deficiencies of the Alberta. INTERCONNECTED ELECTRIC TRANSMISSION SYSTEM, 1998, Alberta. **Proceedings...** Alberta: University of Alberta, 1998. Project Report

FLATABO, N.; OGNEDAL R.; CARLSEN, T. Voltage stability condition in a power transmission system calculated by sensitivity methods. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 5, n. 4, p. 1286-1293, 1990.

G1. Conheça os maiores apagões da história pelo mundo. [S.l.: s.n., 2010?]. Disponível em: <<http://g1.globo.com/Sites/Especiais/Noticias/0,,MUL1375144-16107,00.html>>. Acesso em: 9 mar. 2011.

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

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

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**, Lausanne, v. 77, n. 1, p. 71-82, 2007.

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

GRIDCO. **Evaluation of GRIDCO's RFP for generation in the grand prairie region on March.** [S.l.: s.n.],1998. Final Report.

HISKENS, I. A. Analysis tools for power systems – contending with nonlinearities. **Proc. of the IEEE**, Estados Unidos da América, v. 83, n. 11, p. 1573-1587, 1995.

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**, Estados Unidos da América, v. PAS-100, April, p. 1736-1743, 1981.

JOVANOVIC, S. Semi-newton load flow algorithms in transient security simulations. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.15, n. 2, p. 694-699, 2000.

KUNDUR, P.; GAO, B. Practical consideration in voltage stability assessment. In: SIMPÓSIO DE PLANEJAMENTO E OPERAÇÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA- SEPOPE, 5., 1994, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 1994. p.14.

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

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**, New York, v. 19, n. 3, p. 1387-1401, 2004.

LI, S. H.; CHIANG, H. D. Nonlinear predictors and hybrid corrector for fast continuation power flow. **IET Generation, Transmission & Distribution**, Londres, v.2, n. 3, p. 341-354, 2008.

- MANSOUR, Y. **Suggested techniques for voltage stability analysis**. New York: IEEE Power Engineering Society, 1993. 142p.
- MATARUCCO, R. R.; ALVES, D. A.; CANOSSA, J. H.; SILVA, L. C. P.; CASTRO, C. A. Método da continuação aplicado na análise de contingência de linhas de transmissão. **Controle & Automação**, Campinas, v. 17, n. 2, p. 138-154, abril /junho, 2006.
- MATARUCCO, R. R.; ALVES, D. A.; SILVA, L. C. P.; CASTRO, C. A. Alternative parameterization for assessing branch outages by a continuation method. In: TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN AMERICA, IEEE/PES, 2004, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: AR–Power System Analysis, 2004. p. 39-44.
- MOGHAVVEMI, M.; JASMON, G. B. New method for indicating voltage stability condition in power system. In: IEE INTERNATIONAL POWER ENGINEERING CONFERENCE- IPEC, 3., 1997, Singapore. **Proceedings...** Singapore: [s.n.], 1997. p 1-5.
- MONTICELLI, A.; GARCIA, A. V.; SAAVEDRA, O. R. Fast decoupled load flow: hypothesis, derivations and testing. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 5, n. 4, p.1425-1431, November, 1990.
- MORI, H.; KOJIMA, T. Hybrid continuation power flow with linear-nonlinear predictor. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEM TECHNOLOGY, 2004, Singapore. **Proceedings...** Singapore: [s.n.], 2004. p. 969- 974.
- MORI, H.; SEKI, K. Continuation newton-GMRES power flow with linear and nonlinear predictors. In: LARGE ENGINEERING SYSTEMS CONFERENCE ON POWER ENGINEERING, 2007, Montreal. **Proceedings...** Montreal: [s.n.], 2007. p. 171 – 175.
- OVERBYE, T. J.; KLUMP, R. P. Effective calculation of power systems low-voltage solutions. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 11, n. 1, p. 75-82, 1996.
- PSP. Final Draft of IEEE/PES power system stability subcommittee special publication. In: IEEE Special Publication on Voltage Stability Assessment-Procedures and Guides. Waterloo: [s.n.], 1998. Disponível em: < <http://www.power.uwaterloo.ca/>>. Acesso em: 1 fev. 2008.

- RANKZ. **Dez grandes apagões pelo mundo**. [S.l.: s.n., 2010?]. Disponível em: <<http://rankz.wordpress.com/2009/11/11/dez-grandes-apagoes-pelo-mundo/>>. Acesso em: 9 mar. 2011.
- SAUER, P. W.; RAJAGOPALAN, C.; PAI, M. A.; VERGHESE, A. Critical modes and voltage instability in power systems. IEEE International Symposium on Circuits and Systems-ISCAS, Kobe, v. 3, p. 1019-1022, 1986.
- SEKINE, Y.; YOKOYAMA, A. Multisolutions for load flow problem of power system and their physical stability. In: POWER SYSTEM COMPUTATION CONFERENCE, 7., 1981, Lausanne. **Proceedings...** Lausanne: [s.n.], 1981. p. 819-826.
- SEKINE, Y.; YOKOYAMA, A.; TAKENAKA, K.; KUMANO, T. Mode transition of multiple load flow solution, 1989. **Proceedings...** [S.l.]: Bulk Power System Voltage Phenomena, 1989. (Project, 2473-21). Voltage Stability and Security, EPRI-EL 6183.
- SEMLYEN, A.; LÉON, F. Quasi-newton power flow using partial jacobian updates. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 16, n. 3, p. 332-339, 2001.
- SEYDEL, R. **From equilibrium to chaos: practical bifurcation and stability analysis**. 2. ed. New York: Springer-Verlag, 1994. 407p.
- SILVA, A. S. R. da. **Influência da não representação de dispositivos lentos de controle nas análises de segurança de tensão**. 2007. 128 f. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2007.
- SOUZA, A. C. Z. Determinação da barra crítica e do ponto de colapso pelo vetor tangente. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA- CBA, 11., 1996, São Paulo. **Anais...** São Paulo, 1996. v. 3, p. 1393-1998.
- SOUZA, A. C. Z.; CAÑIZARES, C. A.; QUINTANA, V. H. New techniques to speed up voltage collapse computations using tangent vectors. Berlin: [s.n.], 1996. IEEE/PES SUMMER MEETING – Paper PE-219- PWRS-0-11.
- SOUZA, A. C. Z.; CAÑIZARES, C. A.; QUINTANA, V. H. New techniques to speed up voltage collapse computations using tangent vectors. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 12, n. 3, p. 1380-1387, 1997.

TAMURA, Y.; IBA, K.; 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, 1986, Ithaca. **Proceedings...** Ithaca: [s.n.], 1986. p. 21-29.

TOGNETE, A. L. **Um novo método de cálculo de margem de segurança ao colapso de tensão utilizando análise de sensibilidade**. 1997. 69 f. Dissertação (Mestrado)- Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1997.

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

XU, W.; MASOUR, Y.; HARRINGTON, P. G. Planning methodologies for voltage stability limited power systems. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, Kidlington, v. 15, n. 4, p. 221-228, 1993.

YONG-HUEI, H.; CHING-TSAI, P.; WEN-WEI, L. Fast calculation of a voltage instability index of power systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v.12, n.4, p. 424-429, 1997.

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, February, 1997.

WESTERN SYSTEMS COORDINATING COUNCIL- WSCC. **Voltage stability criteria, undervoltage load shedding strategy, and reactive power reserve monitoring methodology**. [S.l.: s.n.], 1998. 154p. Technical Studies Subcommittee. Final Report. Reactive Power Reserve Work Group- RRWG.

ZARATE, L. A. **Estimación rápida do ponto de máximo carregamento para a análise de estabilidade de tensão de sistemas elétricos de potência**. 2004. 105 f. Tese (Doutorado) -

Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

ZHAO, J.; ZHANG, B. Reasons and Countermeasures for Computation Failures of Continuation Power Flow. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, Montreal, 2006. **Proceedings...** Montreal: [s.n.], 2006. p. 1-6.

APÊNDICE A

Este apêndice apresenta as publicações de artigos resultantes de trabalhos desenvolvidos em vínculos científicos até o momento.

A Publicações

A₁ Periódicos

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Improved geometric parameterization techniques for continuation power flow. **IET Generation, Transmission & Distribution**, Londres, v. 4, n. 12, p. 1349 - 1359, 2010.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnicas de parametrização global para o fluxo de carga continuado, **Controle & Automação**, Campinas, v. 21, n. 4, p. 323 – 337, 2010.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis tensão nodal e fator de carregamento, **Controle & Automação**, Campinas, v. 19, n. 3, p. 350 – 366, 2008.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. An efficient geometric parametrization technique for the continuation power flow through the tangent predictor. **Tema: tendências em matemática aplicada e computacional**, São Carlos, v. 9, n. 2, p. 185 - 194, 2008

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**, Lausanne, v. 77, n. 1, p. 71-82, 2007.

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, **Controle & Automação**, Campinas, v. 17, n. 3, pp. 342-355, 2006.

A₂ Congressos

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. An improved parameterization technique for the continuation power flow. In: TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION - SMART SOLUTIONS FOR A CHANGING WORLD, T&D, IEEE PES, 2010, New Orleans. **Proceedings...** New Orleans: [s.n.], 2010. p. 1-6.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado utilizando o flat start e para sistemas mal condicionados. In: XI INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND COMPUTER EDUCATION - ENGINEERING AND TECHNOLOGY EDUCATION INNOVATING FOR GROWTH- INTERTECH, 11., 2010, Ilhéus. **Anais...** Ilhéus: [s.n.], 2010. p. 657-661.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Fluxo de carga continuado baseado no método de newton desonesto. In: CONGRESSO TEMÁTICO DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES-DINCON, 9., 2010, Rio Claro. **Anais...** Rio Claro: [s.n.]: 2010. p. 1-6.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Avaliação da atualização da matriz jacobiana nos métodos de fluxo de carga continuado. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 18., 2010, Bonito. **Anais...** Bonito: [s. n.], 2010. p. 313-319.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Uma proposta do uso da matriz jacobiana constante no fluxo de carga continuado. In: TRANSMISSION & DISTRIBUTION

LATIN AMÉRICA- IEEE / PES T&D, 2010, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: [s.n.], 2010. p. 1-7.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A.; MAGALHÃES, E. M. Proposição de uma técnica de parametrização global para o fluxo de carga continuado baseado na soma das tensões das equações não lineares. In: BRAZILIAN CONFERENCE ON DYNAMICS, CONTROL AND APPLICATIONS- DINCON, 8., 2009, Bauru. **Anais...** Bauru: [s.n.], 2009. p. 1-8.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Propostas para a melhoria do desempenho do fluxo de carga continuado. In: CLAGTEE, EIGHTH LATIN-AMERICAN CONGRESS ON ELECTRICITY GENERATION AND TRANSMISSION, 8., 2009, Ubatuba. **Anais...** Ubatuba: [s.n.], 2009. p. 1 – 8.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Propostas para a melhoria do desempenho do fluxo de carga continuado utilizando variáveis locais. In: SIMPÓSIO DE MATEMÁTICA E SUAS APLICAÇÕES DE ILHA SOLTEIRA- ISRMAIS, 2., 2009, Ilha Solteira. **Anais...** Ilha Solteira: UNESP/FE, 2009. p. 1 – 7.

BONINI NETO, A.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis ângulo ou tensões nodais e o fator de carregamento para diferentes limites de potência reativa. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND COMPUTER EDUCATION- ICECE, 6., 2009, Buenos Aires. **Proceedings...** Buenos Aires: [s.n.], 2009. p. 1 – 5.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. An efficient geometric parametrization technique for the continuation power flow through the predictor tangent. In: BRAZILIAN CONFERENCE ON DYNAMICS, CONTROL AND APPLICATIONS- DINCON, 7., 2008, Presidente Prudente. **Anais...** Presidente Prudente: [s.n.], 2008. p. 1 – 7.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Estudos de contingências em sistemas de potência através de uma técnica de parametrização geométrica. In: CONFERÊNCIA INTERNACIONAL DE APLICAÇÕES INDUSTRIAIS- INDUSCON, 8., 2008, Poços de Caldas. **Anais...** Poços de Caldas: [s.n.], 2008. p. 1 – 6.

BONINI NETO, A.; CANOSSA, J. H.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis ângulo das tensões nodais e fator de carregamento utilizando o preditor tangente. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND TECHNOLOGY EDUCATION- INTERTECH, 10., 2008, Santos. **Anais...** Santos: [s.n.], 2008. p. 944 – 948.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis fator de carregamento e magnitude das tensões nodais utilizando o preditor tangente. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA - CBA, 2008, Juiz de Fora. **Título...** Juiz de Fora: [s.n.], 2008. p. 1–6.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Técnica geométrica do preditor secante aplicada ao fluxo de carga continuado no plano magnitude de tensão nodal e fator de carregamento. In: ENCONTRO REGIONAL DE MATEMÁTICA APLICADA E COMPUTACIONAL- ERMAC, 12., 2008, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 2008. p. 1–15.

BONINI NETO, A.; GARBELINI, E.; ALVES, D. A. Técnicas de parametrizações na solução de sistemas de equações não lineares do fluxo de carga continuado. In: CONGRESSO NACIONAL DE MATEMÁTICA APLICADA E COMPUTACIONAL- CNMAC, 31., 2008, Belém. **Anais...** Belém: [s.n.], 2008. p. 1-7.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Uso dos ângulos e das tensões nodais como parâmetro na solução de sistemas de equações não lineares dos sistemas de potência. In: ENCONTRO REGIONAL DE MATEMÁTICA APLICADA E COMPUTACIONAL- ERMAC, 12., 2008, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 2008. p. 1 – 15.

BONINI NETO, A.; ALVES, D. A. Proposição de uma técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado. In: ENCUESTRO REGIONAL IBEROAMERICANO DE CIGRÉ, 12., 2007, Foz Do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 2007. p. 1-8.