



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA  
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"  
Campus de Ilha Solteira

ELISABETE DE MELLO MAGALHÃES

**TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO PARA O FLUXO DE CARGA CONTINUADO  
DESENVOLVIDAS A PARTIR DA ANÁLISE DAS TRAJETÓRIAS DE SOLUÇÕES  
DO FLUXO DE CARGA**

Ilha Solteira  
2015

ELISABETE DE MELLO MAGALHÃES

**TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO PARA O FLUXO DE CARGA CONTINUADO  
DESENVOLVIDAS A PARTIR DA ANÁLISE DAS TRAJETÓRIAS DE SOLUÇÕES  
DO FLUXO DE CARGA**

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

Área de conhecimento: Automação.

Prof. Dr. Dilson Amancio Alves  
Orientador

Ilha Solteira

2015

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

Magalhães, Elisabete de Mello.

M188t Técnicas de parametrização para o fluxo de carga continuado desenvolvidas a partir da análise das trajetórias de soluções do fluxo de carga / Elisabete de Mello Magalhães. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2015  
123 f. : il.

Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2015

Orientador: Dílson Amancio Alves  
Inclui bibliografia

1. Fluxo de carga continuado. 2. Ponto de máximo carregamento.  
3. Curva P-V. 4. Técnicas de parametrização.



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

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

**TÍTULO:** TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO PARA O FLUXO DE CARGA CONTINUADO  
DESENVOLVIDAS A PARTIR DA ANÁLISE DAS TRAJETÓRIAS DE SOLUÇÕES DO  
FLUXO DE CARGA

**AUTORA:** ELISABETE DE MELLO MAGALHÃES  
**ORIENTADOR:** Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES

Aprovada 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. MARCOS AMORIELLES FURINI  
Coordenação da Área de Indústria / Instituto Federal de São Paulo - IFSP

Prof. Dr. ROGÉRIO ROCHA MATARUCCO  
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica - Dsee / Centro Universitário de Votuporanga

Data da realização: 20 de fevereiro de 2015.

## DEDICATÓRIA

À minha família, em especial aos meus pais José e Maria, às minhas irmãs Nilza e Cleide, à memória de meu amado irmão Valdir, aos meus cunhados Vanderlei e Sérgio, meus amados sobrinhos André, Bruno, Fernando e Flávia pelo apoio, carinho e incentivo incondicional em todos os momentos dessa conquista.

## AGRADECIMENTOS

Bem mais difícil que escrever essa tese é agradecer a todos que participaram direta ou indiretamente da construção desse trabalho sem esquecer ninguém. O primeiro agradecimento é a Deus meu refúgio e fonte de energia espiritual onde sempre encontro a força e equilíbrio necessários para seguir adiante e concluir meus objetivos. Agradeço aos meus amados pais Maria e José Magalhães meus maiores incentivadores sempre me apoiando e dando o suporte necessário para que eu seguisse em frente mesmo nos momentos mais difíceis dessa caminhada. E não poderia deixar de agradecer às minhas irmãs Nilza e Cleide, meu irmão Valdir (em memória), aos meus cunhados Vanderlei e Sérgio e aos meus sobrinhos André, Bruno, Fernando, Flávia pela compreensão, carinho e apoio incondicionais. Sinto-me privilegiada por fazer parte dessa família.

Agradecimentos especiais a duas pessoas que me deram a oportunidade de realizar esse trabalho e pelas quais tenho uma grande admiração e respeito, refiro-me ao professor doutor Dilson Amancio Alves (meu orientador) e ao professor doutor Alfredo Bonini Neto (coorientador e amigo pessoal). Obrigada pela oportunidade de trabalhar com pessoas extremamente competentes e de uma humanidade que dispensa comentários e que contribuíram para meu crescimento tanto profissional quanto pessoal.

Aos meus amigos pela paciência, apoio, ajuda e incentivos no decorrer deste trabalho, em especial às minhas queridas amigas: Alessandra Bonato Altran, Meire de Melo Marques Medeiros, Márcia, Eliana, Adriana Viera, Fabiana de Oliveira, Jaqueline, Patrícia Fernanda, Naryane Rodrigues Peraro, Rosane e aos amigos Lucas Teles, Marlon Borges, Marcos Araújo (primo), Jadiel Silva, Renato Madureira, Newton, Deoclésio, Elvis, Rafael...

Aos funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Estadual Paulista campus de Ilha Solteira pelo carinho, respeito e atenção dispensados a mim e que foram de fundamental importância para essa conquista.

Um especial agradecimento a CAPES pelo suporte técnico e financeiro fornecido durante todo o período de desenvolvimento desse trabalho.

## **Epígrafe**

“Lembre-se que as pessoas podem tirar tudo de você, menos o seu conhecimento.”

**Albert Einstein**

## RESUMO

Neste trabalho são propostas duas novas técnicas de parametrizações geométricas que se baseiam na análise da curva trajetórias de soluções (curva P-V) do fluxo de carga continuado e que permitem tanto o traçado completo das curvas P-V quanto a obtenção do ponto de máximo carregamento de qualquer sistema elétrico de potência. Estas técnicas surgiram diante das limitações de algumas técnicas de parametrização geométrica existentes para determinação do ponto de máximo carregamento e traçado dos perfis de tensão de sistemas cuja tensão de uma pequena área, ou magnitude de tensão de uma quantidade pouco significativa de barras, não permanece dentro da faixa normal de operação. Na primeira a adição de uma equação de segundo grau ao sistema de equações básicas do fluxo de carga continuado, a qual passa por três pontos no plano formado pelas variáveis perdas de potência ativa total e o fator de carregamento, mostrou-se eficiente quando aplicado aos sistemas do IEEE, 300, 638 e 787 barras do sistema Sul-Sudeste brasileiro. Mas, falha para sistemas com instabilidade de tensão com características predominantemente local, como o sistema de 904 barras do Sudoeste americano. Diante desta limitação é proposta uma nova técnica que consiste no acréscimo de uma equação de reta que passa por um ponto no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o fator de carregamento. É uma técnica robusta o que favorece sua aplicação com êxito em quaisquer sistemas do IEEE e os reais de grande porte, em particular o 904 barras, o que pode ser comprovado pela análise dos resultados obtidos. Também para ambas as técnicas, propõem-se a normalização da variável perda total de potência ativa, para uniformizar seus valores e a escala dos eixos propiciando a vantagem da definição de um processo eficiente e único de controle de tamanho de passo para o traçado completo da curva P-V para qualquer condição de operação.

Palavras chaves: Fluxo de carga continuado. Ponto de máximo carregamento. Curva P-V. Técnicas de parametrização.



## ABSTRACT

**T**his work proposes two new geometric parameterization techniques that based on analysis of solutions trajectory curve ( P-V curve) of the continuation power flow and allow both the complete tracing of P-V curves as obtaining the maximum loading point of any electric power system. These techniques were developed before the limitations on the geometric parameterization techniques exist for determining the maximum load point and layout of system voltage profiles whose voltage profile of a small area or voltage magnitude of a little bit amount of bus not remains within the normal operating range. At first the addition of a second degree equation of the basic equations of the continuation power flow which passes through three points in the plane formed by the total power loss variable active and load factor was shown to be effective when applied to IEEE systems 300, 638 and 787 bus of the Brazilian South-Southeast system but fails for systems with instability with predominantly local voltage characteristics such as the American Southwest 904 bus system. Given this limitation we propose a new technique consisting of the addition of a line equation passing through a point in the plane formed by the variables total real power losses and loading factor is a robust technique which favors their successful implementation in any IEEE systems and large real in particular the 904 bus which can be confirmed by analysis of the results. Also for both techniques propose to normalize the total real power losses variable to standardize its values and the axes scale providing the advantage of defining an efficient and unique process step size control for the complete tracing of P-V curve for any operating condition.

**Keywords:** Continuation power flow. Maximum loading point. P-V curve. Parameterization techniques.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 –	Curva P-V .....	28
Figura 2 –	Curva Q-V .....	29
Figura 3 –	Margem de Carregamento .....	31
Figura 4 –	Margem de carregamento segura de pré e pós-contingência.....	32
Figura 5 –	Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente e com preditor secante.....	40
Figura 6 –	Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente, secante e com o preditor não linear .....	42
Figura 7 –	(a) Preditor não linear utilizando a equação (11) e (12), (b) Preditor não linear utilizando as equações (13) e (14).....	43
Figura 8 –	Comparação do número total de iterações necessárias para traçar a curva P-V considerando cada preditor e o número global de iterações para cada sistema .....	44
Figura 9 –	Desempenho dos preditores não lineares e lineares para o sistema 638 - barras: (a) número de iterações necessárias para obter cada ponto solução pelas etapas de correção, (b) tempo de CPU normalizado necessário para obter cada ponto solução, (c) tempo de CPU global normalizado para cada preditor, (d) percentagem de tempo de CPU para cada preditor. ....	45
Figura 10 –	Controle automático do passo $\sigma$ .....	47
Figura 11 –	Técnica de Parametrização Local.....	50
Figura 12 –	Perda total de potência ativa como função de $\lambda$ para o sistema IEEE-57 .....	51
Figura 13–	Desempenho do Fluxo de Carga proposto por Bonini e Alves (2008): reta inicial que passa por um ponto escolhido O ( $\lambda^0, V_k^0$ ) e o de caso base P ( $\lambda^1, V_k^1$ ) no plano $\lambda V$ .....	55
Figura 14 –	Curva P-V típica de um sistema com instabilidade de tensão com características predominantemente local.....	56
Figura 15 –	Reta inicial que passa por um ponto escolhido O ( $\lambda^0, V_k^0$ ) e o ponto do caso base P ( $\lambda^1, V_k^1$ ) no plano $\lambda$ - $V_k$ .....	60
Figura 16 –	Desempenho do método proposto para o sistema IEEE- 118 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida	

	considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.....	63
Figura 17 –	Desempenho do método proposto para o IEEE-300 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando o conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.....	65
Figura 18 –	Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 638 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.....	67
Figura 19 –	Desempenho do método proposto para o SUL-SUDESTE 787 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.....	68
Figura 20 –	Sistema IEEE 118-barras: (a) curvas P-V para o caso base, (b) perda total de potência ativa ( $P_a$ ) em função do fator de carregamento ( $\lambda$ ) para o caso base, (c) curvas P-V para um caso de contingência (saída de linha de transmissão entre a barra 11 e 13), (d) curva $\lambda$ - $P_a$ para um caso de contingência (saída da linha de transmissão entre as barras 11 e 13).....	71
Figura 21 –	Sistema IEEE 118-barras: (a) o efeito de limites para as curvas P-V, (b) perda total de potência ativa ( $P_a$ ) em função do fator de carregamento ( $\lambda$ ), ou seja, a curva $\lambda$ - $P_a$ , (c) determinantes normalizados, (d) magnitudes de tensão na barra crítica (9) e nas barras PV (4, 8 e 15), (e) potências reativas geradas pelas barras PV, (f) magnitudes de tensão na barra controlada por tap, (g) variações dos taps de transformadores .....	73
Figura 22 –	Desempenho do sistema IEEE 118-barras para o caso base e para a contingência do ramo (linha de transmissão entre as barras 69 e 75) 116: (a) curvas P-V, (b) curva $\lambda$ - $P_a$ , (c) os ângulos de tensão .....	74
Figura 23 –	Curvas $\lambda$ - $P_a$ para os sistemas analisados: (a) sem normalização, (b) com normalização .....	79
Figura 24 –	Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 300-barras: (a) curva $\lambda$ - $P_a$ , (b) curva P-V da barra crítica 526, (c) número de iterações.....	81
Figura 25 –	Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 638-barras: (a) curva $\lambda$ - $P_a$ , (b) curva P-V da barra crítica 150, (c) número de iterações.....	83
Figura 26 –	Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 787-barras: (a) curva $\lambda$ - $P_a$ , (b) curva P-V da barra crítica 576, (c) número de iterações.....	84

Figura 27 –	Pa como função de $\lambda$ (curva $\lambda - Pa$ ), obtida utilizando $\alpha$ como parâmetro.....	87
Figura 28 –	Desempenho do FCCP para o IEEE-300: a) curva $\lambda$ -Pa, b) detalhes do processo de convergência, c) curva P-V da barra crítica, d) número de iterações para os preditores triviais e tangentes, e) padrão de convergência para o ponto "b", e f) padrão de convergência para o próximo ponto (linha tracejada "S") para o qual o processo iterativo não converge .....	94
Figura 29 –	Desempenho do FCCP para os sistemas sul-sudeste brasileiro: curvas $\lambda$ -Pa, b) magnitudes de tensão nas barras críticas (150 e 576) como função de $\lambda$ , c) número de iterações para os preditores tangente e trivial.....	97
Figura 30 –	Desempenho do FCCP para o sistema sudoeste americano 904-barras: (a) curvas P-V, (B) curva $\lambda$ -Pa, (c) magnitude de tensão na barra crítica (138) como função de $\lambda$ , (d) número de iterações. ....	98
Figura 31 –	Método iterativo de Newton-Raphson.....	119

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –	Comparação entre o número total de elementos adicionados pelos métodos .....	85
Tabela 2 –	Número de iterações necessárias para mudar as coordenadas do feixe de retas do PM através do critério do mismatch total .....	96
Tabela 3 –	Ponto de máximo carregamento ( $\lambda_{\max}$ ) e a tensão crítica dos sistemas analisados. ....	101
Tabela 4 –	Desempenho do FCCP para procedimentos P1 e P2.....	102
Tabela 5 –	Comparação entre o FCCP considerando o preditor trivial e o preditor tangente. ....	103

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

FC	Fluxo de carga
FCC	Fluxo de carga continuado
FC	Fluxo de carga
FCCB	Fluxo de carga continuado proposto por Bonini
FCDR	Fluxo de carga desacoplado rápido
FCDRCM	Fluxo de carga desacoplado rápido continuado modificado
FCCP	Fluxo de carga continuado proposto
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
J	Matriz Jacobiana
$J_m$	Matriz Jacobiana modificada
NI	Número total de iterações
Pa	Perda total de potência ativa
PMC	Ponto de máximo carregamento
p.u.	Por unidade
PM	Ponto médio
P1	Primeiro procedimento
P2	Segundo procedimento

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\mathbf{V}$	Vetor magnitudes das tensões nodais
$\boldsymbol{\theta}$	Vetor ângulo das tensões nodais
$\lambda$	Fator de carregamento
$\alpha$	Coefficiente angular da reta
$\mathbf{G}$	Vetor que contém as equações dos <i>mismatches</i> de potência ativa e reativa
$V_k$	Magnitude da tensão nodal (barra $k$ )
$\theta_k$	Ângulo da tensão nodal na barra $k$
$P_k$	Potência ativa líquida calculada na barra $k$
$Q_k$	Potência reativa líquida calculada na barra $k$
$\Delta\mathbf{P}$ e $\Delta\mathbf{Q}$	Resíduos ( <i>mismatches</i> ) de potência ativa e reativa
$P_g^{\text{esp}}$	Potência ativa gerada
$P_c^{\text{esp}}$	Potência ativa consumida
$Q_g^{\text{esp}}$	Potência reativa gerada
$Q_c^{\text{esp}}$	Potência reativa consumida
$G$	Parte real da matriz admitância
$B$	Parte imaginária da matriz admitância
$g$	Condutância série da linha de transmissão
$b$	Susceptância série da linha de transmissão
$\Omega_k$	Conjunto de todas as barras diretamente conectadas à barra $k$
$K$	Conjunto formado pela barra $k$ mais todas as barras $m$ conectadas a ela
$PQ$	Barra de carga
$PV$	Barra de geração
$V\theta$	Barra de referência (ou <i>slack</i> )
$\mathbf{P}$	Vetor das injeções de potência ativa nas barras $PQ$ e $PV$
$\mathbf{Q}$	Vetor das injeções de potência reativa nas barras $PQ$
$\mathbf{P}^{\text{esp}}$	Potência ativa especificada

$Q^{esp}$	Potência reativa especificada
P-V	Curva da tensão em função da potência ativa ou do fator de carregamento $\lambda$
$e_k$	Vetor linha
$\sigma$	Tamanho do passo
$t$	Vetor tangente
$G_\lambda$	Correspondente à derivada de G em relação a $\lambda$
$P_{g_s}$	Potência ativa gerada pela barra <i>slack</i>
$\Delta\alpha$	Varição do passo



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>18</b>
1.1	OBJETIVOS DO TRABALHO	21
1.1.1	<b>Objetivo geral</b>	<b>21</b>
1.1.2	<b>Objetivos específicos</b>	<b>21</b>
1.2	ESTRUTURA DO TRABALHO	22
<b>2</b>	<b>ESTABILIDADE ESTÁTICA DE TENSÃO EM SISTEMAS ELÉTRICOS: ANÁLISES DINÂMICAS E ESTÁTICAS</b>	<b>23</b>
2.1	INTRODUÇÃO	23
2.2	ESTABILIDADE DE TENSÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA	23
2.2.1	<b>Técnicas de análise da estabilidade de tensão</b>	<b>25</b>
2.2.2	<b>A análise estática</b>	<b>26</b>
2.2.2.1	<i>As curvas P-V</i>	27
2.2.2.2	<i>As curvas Q-V</i>	29
2.3	MARGEM DE CARREGAMENTO	30
<b>3</b>	<b>FLUXO DE CARGA CONTINUADO</b>	<b>34</b>
3.1	INTRODUÇÃO	34
3.2	FORMULAÇÃO	34
3.3	PASSO PREDITOR	36
3.3.1	<b>Preditor tangente</b>	<b>37</b>
3.3.2	<b>Preditor secante</b>	<b>39</b>
3.3.3	<b>Preditor polinomial modificado de ordem zero</b>	<b>40</b>
3.3.4	<b>Preditor não linear</b>	<b>40</b>
3.4	CONTROLE DO PASSO PREDITOR ( $\sigma$ )	46
3.5	PASSO CORRETOR	47

3.6	TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO	48
3.6.1	Técnica de parametrização geométrica proposta por Garbelini et al. (2007)	50
3.6.2	Técnica de parametrização geométrica proposta por Bonini e Alves (2008)	54
3.6.3	Técnicas de parametrização geométrica global proposta por Bonini e Alves (2009)	56
3.6.4	Fluxo de carga desacoplado rápido continuado modificado (FCDRCM)	58
3.6.4.1	<i>Procedimento geral para traçado da curva P-V</i>	59
3.6.4.2	<i>Resultados</i>	60
3.6.4.2.1	<i>Desempenho do método proposto (FCDRCM) para o sistema IEEE 118</i>	62
3.6.4.2.2	<i>Desempenho do FCDRCM para o IEEE 300</i>	64
3.6.4.2.3	<i>Desempenho do FCDRCM para o Sul-Sudeste 638 Barras e Sul-Sudeste 787 Barras</i>	66
4	<b>TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO GEOMÉTRICAS PROPOSTAS PARA O FLUXO DE CARGA CONTINUADO</b>	<b>69</b>
4.1	TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO E OS PROBLEMAS RELACIONADOS COM A ESCOLHA DO PARÂMETRO DA CONTINUAÇÃO	70
4.2	METODOLOGIA PROPOSTA	77
4.3	RESULTADOS	79
4.3.1	<b>Resultados para o sistema IEEE-300 barras</b>	<b>80</b>
4.3.2	<b>Resultados do FCCP para sistemas reais de grande porte</b>	<b>82</b>
4.4	O PASSO PREDITOR E O CONTROLE DO TAMANHO DO PASSO	88
4.5	O PASSO CORRETOR	90
4.6	PROCEDIMENTO GERAL PARA O TRAÇADO DA CURVA P-V DA BARRA K	91
4.7	RESULTADOS DOS TESTES	92
4.8	ANÁLISE DO MISMATCH TOTAL	95

4.9	DESEMPENHO DO FCCP USANDO JACOBIANA CONSTANTE	98
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>104</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>107</b>
	<b>ANEXO A – FLUXO DE CARGA CONVENCIONAL</b>	<b>115</b>
	A.1 FORMULAÇÕES	115
	APÊNDICE A – TRABALHOS PUBLICADOS E SUBMETIDOS PELO AUTOR	122

## 1 INTRODUÇÃO

O problema do fluxo de carga (FC) consiste em uma análise algébrica do sistema de energia em condições de operação em regime permanente. Nesta análise, o sistema elétrico de potência é representado por um conjunto de equações algébricas não lineares que são usadas para calcular os pontos de operação do sistema elétrico para várias condições de carregamento. Sua solução fornece as magnitudes e ângulos de tensão, os valores de tap de transformadores, os fluxos de potência ativa e reativa e as perdas de potência ativa e reativa em cada ramo da rede elétrica (linha de transmissão e transformador).

Na análise de estabilidade estática o fluxo de carga é usado para avaliar as margens de estabilidade de tensão e as áreas propensas ao colapso de tensão. É importante saber se o sistema tem um ponto de operação estável e seguro caso ocorra uma mudança repentina na carga do sistema ou interrupções de ramo. Quando as equações de FC não têm solução para uma dada condição de carregamento, conclui-se que a geração e a rede não são fisicamente capazes de suprir a demanda requerida. Nesta situação, são necessárias modificações no despacho de geração, na topologia da rede elétrica, ou em ambos.

Entre os três tipos de representação da carga (potência constante, corrente constante e impedância constante) para análise da estabilidade estática de tensão, a potência constante tipicamente resulta num ponto de máximo carregamento (PMC) mais pessimista e numa menor margem para o colapso tensão (CHIANG et al., 1999; REACTIVE POWER RESERVE WORK GROUP, 1999). Este modelo resultará em uma condição de operação mais segura para o sistema e deve ser usado se a segurança dos sistemas é avaliada através da manutenção de uma margem mínima de estabilidade de tensão (CHIANG et al., 1999; REACTIVE POWER RESERVE WORK GROUP, 1999). No entanto, para os sistemas em que são utilizados os modelos de cargas constantes PQ, o incremento da carga progressiva conduzirá a uma bifurcação tipo sela - nó, que corresponde ao ponto de máximo carregamento (SAUER; PAI, 1990; CANIZARES, 1995; CANIZARES et. al., 1992).

O fluxo de carga convencional apresenta problemas de convergência para obter o PMC de sistemas elétricos de potência, pois a matriz Jacobiana é singular neste ponto. Portanto, o uso do FC convencional para obter as curvas do fluxo de carga (curva P-V, que é a curva de perfis de tensão das barras como uma função de seu carregamento) está restrito a sua

parte superior. Além da determinação do PMC, estas curvas também são utilizadas para determinar a máxima transferência de energia entre as áreas do sistema, para ajustar as margens, e para comparar as estratégias de planejamento (IBA; SUZUKI; SEGAWA, 1991).

Por reformulação das equações de fluxo de carga, os métodos da continuação eliminam a singularidade da matriz Jacobiana e os problemas numéricos relacionados. Geralmente isso é feito através da adição de equações parametrizadas (CANIZARES et al., 1992; GARBELINI et al., 2007). Devido à robustez fornecida por estes métodos para resolver equações algébricas não lineares (SEYDEL, 1994), eles têm sido amplamente utilizados na análise de sistemas de energia elétrica para a obtenção de múltiplas soluções, análise de contingência, redução de perdas de energia, o traçado de curvas de carregamento (curvas P-V) e a determinação do PMC (CANIZARES et al., 1992; CHIANG et al., 1995; ALVES, 2000; FLUECK; DONDETI, 2000; GABERLINI et al., 2007; LI; CHIANG, 2008). Tais publicações, incluindo os mais recentes livros sobre o assunto (VAN CUTSEM; VOURNAS, 2007; AJJARAPU, 2010) mostram que há um interesse crescente por parte da indústria de energia, mesmo em pequenas melhorias de métodos de FCC, que ofereçam um melhor desempenho para o traçado completo das curvas P-V. As técnicas de parametrização mais comuns utilizados pelo FCC para eliminar a singularidade da matriz Jacobiana são as geométricas que vêm sendo ao longo dos anos progressivamente aprimoradas com a adição de equações de reta (BONINI; ALVES, 2008), equações de parábolas (MORI; SEKI, 2007; KOJIMA; MORI, 2008; LI; CHIANG, 2008; PAMA; RADMAN, 2009; MORI; SEKI, 2009; KARBALAEI; ABASI, 2011; MANSOUR, ALBERTO; RAMOS, 2011), automatização de parâmetros (CANIZARES et al., 1992; CHIANG et al., 1995; SEYDEL, 1994; ALVES et al., 2003) e as locais (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; SEYDEL, 1994).

O fluxo de carga continuado traça as curvas P-V completas alterando automaticamente o valor de um parâmetro. Na técnica de parametrização local, (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) a mudança de parâmetro sempre ocorre perto do PMC. Geralmente, o fator de carregamento ( $\lambda$ ) é o parâmetro escolhido inicialmente. Próximo do PMC, ele muda para a magnitude da tensão que apresenta a maior variação e depois de alguns pontos, ele volta novamente para  $\lambda$ . As magnitudes de tensão e os ângulos também podem ser escolhidos como parâmetros, mas, nestes casos, a nova matriz Jacobiana poderá ser singular no PMC, ou na parte inferior ou superior da curva P-V (CHIANG et al., 1995).

A adição da equação de perda total de potência ativa às equações do FC foi proposta em (ALVES, 2000). Neste caso, em vez de especificar o fator de carregamento e obter o estado convergido, especifica-se a quantidade desejada de perda total de potência ativa, e a solução fornece o ponto de operação, incluindo o fator de carregamento, para os casos em que ocorrem as perdas. Adotando um tamanho de passo fixo para o valor do novo parâmetro e através de sucessivas soluções do novo sistema de equações, podem ser determinados todos os outros pontos da curva P-V. A vantagem da utilização desta técnica foi a de que na maioria dos casos examinados, a parametrização local foi necessária apenas para pontos localizados logo após o PMC.

Mais tarde observou-se que para muitos sistemas de grande porte, as singularidades de ambas as matrizes Jacobianas são praticamente coincidentes, ou seja, os narizes também são coincidentes. Por isso, em muitos casos, ainda permanece a dificuldade no diagnóstico da verdadeira causa da divergência, podendo ser consequência de uma previsão inicial ruim, de limitações físicas do sistema de energia elétrica ou de problemas numéricos relacionados com os algoritmos de fluxo de carga.

Para superar essas limitações, em Garbelini (GARBELINI et al., 2007) uma equação de reta que passa por um ponto no plano determinado pelo fator de carregamento ( $\lambda$ ) e perda total de potência ativa ( $P_a$ ) foi adicionada ao problema de fluxo de carga. O coeficiente angular da reta é o único parâmetro usado, mas a fim de evitar a singularidade da matriz Jacobiana correspondente ao novo parâmetro e, assim, possibilitar a determinação do PMC, foi necessário definir um procedimento automático para mudar de um feixe de retas para outro. No entanto, mesmo utilizando passos menores o método falha na determinação do PMC de alguns sistemas reais de grande porte, como por exemplo, o sistema 904 barras do sudoeste Americano.

O método proposto em (GARBELINI et al., 2007), não consegue obter o PMC desse sistema, por se tratar de um sistema muito carregado e com problemas de instabilidade de tensão com característica predominantemente local. Para sistemas como este, a curva P-V da maioria das barras apresentam um nariz agudo, ou seja, o fator de carregamento e a magnitude da tensão apresentam uma reversão simultânea em sua tendência de variação; eles atingem o seu valor máximo no mesmo ponto. Em outras palavras, os narizes das curvas são coincidentes e ambas as matrizes Jacobianas são singulares no PMC. Esta limitação foi a base motivadora para o desenvolvimento desse trabalho em que são apresentadas duas novas

técnicas de parametrização geométricas a primeira utiliza uma equação polinomial do segundo grau definida no plano formado pelo fator de carregamento e a perda total de potência ativa e a segunda uma equação de reta definida no plano formado pelo fator de carregamento e a perda total de potência ativa da barra *slack* ambas as técnicas apresentam características robustas e eficientes tanto na obtenção do PMC quanto no traçado completo dos perfis de tensão (curva P-V) tanto dos sistemas teste do IEEE quanto de sistemas reais de grande porte, altamente carregados e com problemas de instabilidade de tensão com características predominantemente local.

## 1.1 OBJETIVOS DO TRABALHO

### 1.1.1 Objetivo geral

O propósito deste trabalho é aplicar novas técnicas de parametrização geométrica implementadas por parábolas e por equações de reta para o fluxo de carga continuado na determinação do ponto de máximo carregamento e no traçado completo das curvas P-V para qualquer sistema elétrico de potência independente de suas características e dimensão.

### 1.1.2 Objetivos específicos

Os principais objetivos do trabalho estão em:

- Apresentar um resumo dos principais preditores lineares e não lineares e das principais técnicas de parametrização geométrica que nortearam esse trabalho;
- Apresentar um estudo dos principais problemas enfrentados na escolha do parâmetro da continuação;
- Averiguar o desempenho das referidas técnicas usando equações de parábolas e de retas para o fluxo de carga continuado, tanto na obtenção do PMC dos sistemas do IEEE quanto de sistemas reais de grande porte;
- Verificar os ganhos decorrentes da aplicação da normalização da perda total de potência ativa.

- Avaliar a influência do comportamento do *mismatch* total na convergência do método proposto relacionado ao uso de retas.
- Apresentar os resultados dos testes realizados com as técnicas propostas e as respectivas conclusões.

## 1.2 ESTRUTURA DO TRABALHO

Quanto à organização do trabalho, no Capítulo 2 é apresentada uma abordagem a cerca da estabilidade de tensão em sistemas elétricos. Procura-se no decorrer deste capítulo criar os subsídios necessários não só para a compreensão do problema em si, mas das técnicas utilizadas em sua análise.

No Capítulo 3 é abordado o método Fluxo de Carga Continuado para a resolução do problema de Fluxo de Carga, também são apresentados os preditores lineares e o não linear. Faz-se também um resumo das principais técnicas de parametrização geométricas existentes na literatura e que nortearam esta tese.

No Capítulo 4 são apresentadas duas novas técnicas de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado ambas desenvolvidas a partir da observação das trajetórias de soluções do fluxo de carga. A primeira é baseada em parábolas e a segunda em retas. Apresentam-se ainda neste capítulo as simulações realizadas com os sistemas teste do IEEE 300, 638 e 787 (Sul-Sudeste Brasileiro) e 904 barras (Sudoeste Americano).

No Capítulo 5 são enfatizadas as principais conclusões deste trabalho e também algumas propostas para trabalhos futuros. E na sequência encontram-se as Referências e um Anexo para um melhor entendimento do trabalho desenvolvido. Finaliza-se o trabalho com a relação dos trabalhos publicados e submetidos.



## 2 ESTABILIDADE ESTÁTICA DE TENSÃO EM SISTEMAS ELÉTRICOS

### 2.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo é feita uma abordagem a cerca da importância do assunto estabilidade estática de tensão no que diz respeito à operação e planejamento de sistemas elétricos de potência com o objetivo de compreender os mecanismos que causam a instabilidade de tensão e apresentar as ferramentas utilizadas para prever e solucionar esse problema.

### 2.2 ESTABILIDADE DE TENSÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

Nos últimos anos o aumento da demanda tem motivado estudos que buscam por novas ferramentas capazes de oferecerem maior grau de segurança e confiabilidade aos sistemas elétricos de potência.

O assunto estabilidade estática de tensão vem gradativamente recebendo maior atenção no cenário elétrico mundial. No Brasil a questão da estabilidade de tensão dos sistemas elétricos de potência está diretamente ligada à operação e planejamento dos sistemas elétricos.

São cada vez mais frequentes situações em que os sistemas operam em situações altamente estressante devido principalmente a fatores como restrições de ordem ambiental e econômica, demora na concretização de obras relacionadas ao setor elétrico, construção de algumas grandes hidrelétricas em locais muito distantes dos principais centros consumidores o que exige linhas de transmissão mais longas e favorece uma maior probabilidade de ocorrência de problemas de instabilidade de tensão.

São encontradas na literatura várias abordagens para o estudo do problema de estabilidade de tensão (TAMURA; YWAMOTO; MORI, 1983; GALIANA, 1984; TIRANUCHIT; THOMAS, 1986; FLATABO; OBNEAL; CARLSEN, 1990; KESSEL; GLAVITSCH, 1986; AJJARAPU, 1991; AJJARAPU; CHRISTY, 1992; YOUNG-HUEI; CHIANG-TSAI; WEN-WEI, 1997; MOGHAVVEMI; JASMON, 1997; AFFONSO et al., 2004).

Um sistema é dito estável do ponto de vista da estabilidade estática de tensão 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).

O problema da instabilidade em um sistema elétrico pode manifestar-se de diferentes formas, dependendo da sua configuração e de como está operando. Um sistema sofre instabilidade de tensão quando ocorre um distúrbio ou contingência (evento em que um ou mais equipamentos saem de operação de forma inesperada), aumento de carga, alteração nas condições do sistema, provocando um declínio progressivo e incontrolável da magnitude das tensões em uma ou mais barras do sistema.

O principal fator que causa o fenômeno da instabilidade de tensão é a incapacidade do sistema de responder à necessidade de injeção de potência reativa. Num sistema elétrico de potência altamente carregado, quando a magnitude dos valores de tensão atinge valores inaceitáveis (perfil de tensão muito baixo), o sistema elétrico de potência apresenta um comportamento instável, caracterizado como o fenômeno do colapso de tensão o que torna o sistema incapaz de atender à demanda (GARBELINI et al., 2007).

Este fenômeno pode causar sérios problemas entre os quais os apagões que causam sérios prejuízos financeiros. Para evitar que tais problemas ocorram planejadores e operadores de sistemas estão constantemente procurando por ferramentas que possibilitem o conhecimento preciso de quão distante o atual ponto de operação se encontra de seu limite de estabilidade, buscam o entendimento e a compreensão de onde o sistema está operando com relação ao Ponto de Máximo Carregamento (PMC).

O conhecimento preciso do PMC como mencionado anteriormente é importante porque fornece informações para a determinação de medidas efetivas para o reforço do sistema, já que o PMC define a fronteira entre as regiões de operação estável e instável do sistema (GAO; MORISON; KUNDUR, 1996).

### 2.2.1 Técnicas de análise da estabilidade de tensão

Diante das dificuldades em se identificar os mecanismos que levam à instabilidade ou colapso de tensão devido ao grande número de componentes envolvidos no fenômeno e as constantes de tempo, tornou-se necessário aprofundar os estudos a respeito da estabilidade estática de tensão.

Esses estudos motivaram o desenvolvimento de técnicas capazes de detectar o fenômeno colapso de tensão em redes complexas, fornecendo exatamente as margens de estabilidade e os limites de transferência de potência, identificando os pontos críticos de tensão do sistema elétrico e áreas propensas à instabilidade de tensão e identificando os principais fatores para sua contribuição e sensibilidade que forneçam características do sistema elétrico de potência para a adoção de ações corretivas (KUNDUR et al., 2004).

Essas técnicas de análise da estabilidade de tensão são classificadas em duas categorias: análise dinâmica e análise estática.

- **Análise dinâmica:** tem por objetivo esclarecer os mecanismos envolvidos na instabilidade de tensão, através do detalhamento dos efeitos de todos os equipamentos de controle, possui por inconveniente a complexidade e o fato de exigir elevado tempo computacional.
- **Análise estática:** tem por funções obter o PMC do sistema e também avaliar a margem de estabilidade de tensão, bem como mecanismos de instabilidade, detectando e evitando episódios de colapso de tensão. Este tipo de análise reproduz as principais características do fenômeno, sem que seja necessário recorrer à complexidade numérica no domínio do tempo. Este trabalho se baseia na parte estática.

### 2.2.2 A análise estática

A análise estática consiste em obter o ponto de máximo carregamento do sistema e também avaliar a margem de estabilidade de tensão, diagnosticar mecanismos de instabilidade de tensão, detectar e evitar episódios de colapso de tensão. Este tipo de análise reproduz as principais características do fenômeno, sem que seja necessário recorrer à complexidade numérica no domínio do tempo.

É recomendada para o estudo da estabilidade de tensão de sistemas elétricos de potência em particular na análise em tempo real devido ao baixo custo computacional exigido, já que nessa situação é necessário analisar um vasto número de condições e/ou contingências na rede.

A análise estática da estabilidade de tensão pode ser realizada, inicialmente, 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 apresentar 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. Tais métodos são utilizados na avaliação da estabilidade estática de tensão dos sistemas elétricos de potência para diferentes condições operativas (TAYLOR, 1994).

O levantamento de ambas as curvas, P-V e Q-V, é a metodologia recomendada pelo (WSCC, 1998) para assegurar que a margem mínima requerida seja atendida. Já o Operador Nacional do Sistema Elétrico Brasileiro (OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO - ONS, 2001), considera o traçado da curva P-V como a metodologia mais apropriada para a determinação da margem de estabilidade, e o levantamento da curva Q-V como uma metodologia complementar para avaliar as margens de potência reativa e os locais para o reforço do sistema. Como resultados deste estudo definem-se as ações preventivas e corretivas necessárias para se garantir a estabilidade (MATARUCCO et al., 2006).

As soluções sobre a curva P-V geralmente são determinadas através de sucessivas soluções do fluxo de carga através do método de Newton-Raphson também conhecido por método de fluxo de carga convencional. Entretanto, tal método é considerado ineficiente para

a obtenção de pontos na região de máximo carregamento dos sistemas elétricos de potência em virtude da singularidade da matriz Jacobiana nessa região e também devido à ocorrência de problemas numéricos.

Diante da necessidade de se obter o PMC com maior precisão, e das dificuldades apresentadas pelo fluxo de carga convencional na obtenção deste ponto, foi proposto o uso do denominado Fluxo de Carga Continuado (AJJARAPU; CHRISTY, 1992). O Fluxo de Carga Continuado procura garantir através da parametrização, a não singularidade da matriz Jacobiana no PMC.

Encontrada a solução do fluxo de carga para o caso base pelo método convencional, usa-se um método da continuação para obtenção de soluções adicionais até que o PMC seja obtido. Esses métodos são geralmente compostos por quatro etapas: um procedimento de parametrização, previsão, tamanho do passo e correção.

Diversos autores propuseram diferentes implementações dos métodos de fluxo de carga baseados em técnicas da continuação para superar as dificuldades numéricas introduzidas pela singularidade da matriz Jacobiana e com isso, possibilitar a determinação do PMC (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; IBA; SUZUKI; SEGAWA, 1991; CAÑIZARES et al., 1992; CHIANG et al., 1995; ALVES et al., 2002).

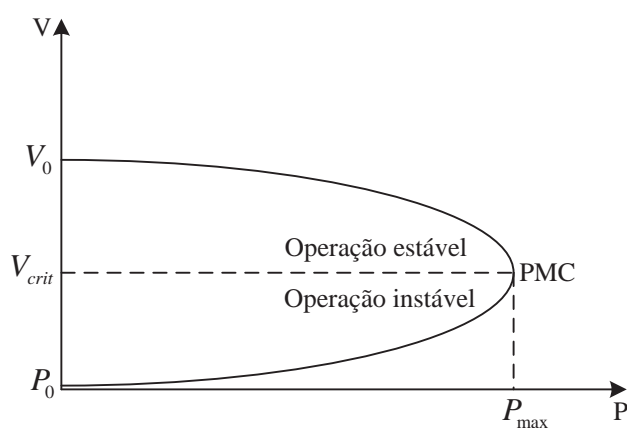
### **2.2.2.1 As curvas P-V**

As curvas P-V, também chamadas curvas de máxima transferência de potência são definidas como sendo a relação entre a magnitude da tensão e a potência ativa em um determinado barramento para uma condição determinada de fator de potência e tensão no mesmo barramento. Essas curvas são obtidas através de sucessivas soluções de fluxos de carga a partir de um ponto de operação inicial (caso base  $\lambda = 1$ ), levando em consideração gradativos incrementos de carga em uma determinada barra, área ou em todo o sistema.

O incremento de carga pode ou não ser realizado com o fator de potência constante, sendo que a cada acréscimo de carga são realizados novos cálculos de fluxo de potência, determinando os pontos de operação que formarão a curva P-V.

Traçada a curva P-V identifica-se o PMC, para um dado ponto de operação, a distância ao ponto de máximo carregamento (distância do “nariz” da curva P-V) indica a margem de estabilidade de tensão do sistema elétrico de potência. O conhecimento desta margem é importante para o operador do sistema elétrico de potência, pois permite avaliar se após a ocorrência de um pequeno distúrbio (aumento gradativo do carregamento do sistema elétrico de potência) existirá outro ponto de operação estável.

**Figura 1** - Curva P-V.



Fonte: Magalhães (2010).

Na Figura 1,  $V_{crit}$  é a tensão crítica e  $P_{max}$  é a potência ativa máxima.

Dentre a utilização das curvas P-V destaca-se:

- Na análise estratégica de planejamento e operação de sistemas elétricos de potência;
- Na obtenção de limites de transferência de potência;
- No ajuste das margens de carregamento.

São apontadas como desvantagens:

- O problema da não convergência do problema de fluxo de carga próximo ao PMC impossibilitando o traçado completo da curva P-V, quando se faz uso do FC convencional (ver Apêndice A);
- O fato das curvas P-V serem obtidas através de sucessivas soluções de fluxos de carga consumindo assim um elevado tempo computacional.

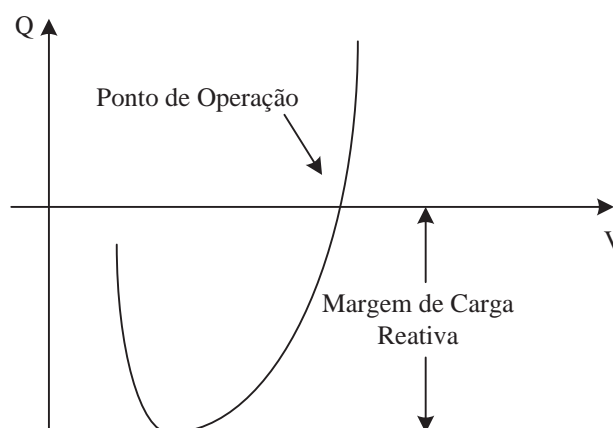
A curva P-V representa a variação da tensão numa barra em função do aumento de carga considerada no sistema.

#### 2.2.2.2 As curvas Q-V

As curvas Q-V são obtidas por meio de um procedimento semelhante ao utilizado na obtenção das curvas P-V, ou seja, através da solução sucessiva de fluxos de carga simulando a introdução de um condensador síncrono sem limites de reativo a cada barra escolhida para análise. Esta simulação é feita diminuindo-se gradativamente a tensão na barra à medida que se determina a injeção de potência reativa através das soluções de fluxos de carga.

Computacionalmente isto é realizado convertendo-se a barra PQ (barra de carga) em questão em barra PV (barra de geração) sem limites de reativos (TAYLOR, 1994).

**Figura 2** - Curva Q-V.



Fonte: Magalhães (2010).

Na representação gráfica da curva Q-V (Figura 2) no eixo das abscissas são representados os valores de tensão e no eixo das ordenadas os valores da potência reativa injetada. Esta curva fornece a variação da magnitude de tensão numa determinada barra com relação à potência reativa injetada nessa mesma barra.

Pode-se observar na Figura 2 que a margem de reativos disponível na barra, 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 ( $dQ/dV=0$ ).

A utilização da curva Q-V apresenta como vantagem o fato de possibilitar a determinação da margem reativa em barras críticas de forma simples e rápida. Entretanto, uma das suas limitações é o fato de aumentar a carga reativa em apenas uma barra do sistema, podendo assim, levar a falsos resultados (KUNDUR, 1994).

### 2.3 MARGEM DE CARREGAMENTO

Os operadores de sistemas monitoram usualmente grandezas como fluxos de potência ativo e reativo com o objetivo de se garantir que essas grandezas permaneçam dentro dos limites aceitáveis na atual configuração, ou em qualquer outra das configurações subsequentes a uma contingência (saída de uma linha de transmissão, variação súbita do carregamento do sistema, aumento da transferência de potência entre áreas).

A noção de capacidade de transmissão deverá estar sempre presente para o operador, já que uma quantificação mais direta e explícita da capacidade de transmissão é a margem estática de estabilidade de tensão, também denominada margem de carregamento.

A definição da margem dependerá da aplicação a que se destina. De uma forma geral determina-se a margem de carregamento 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.



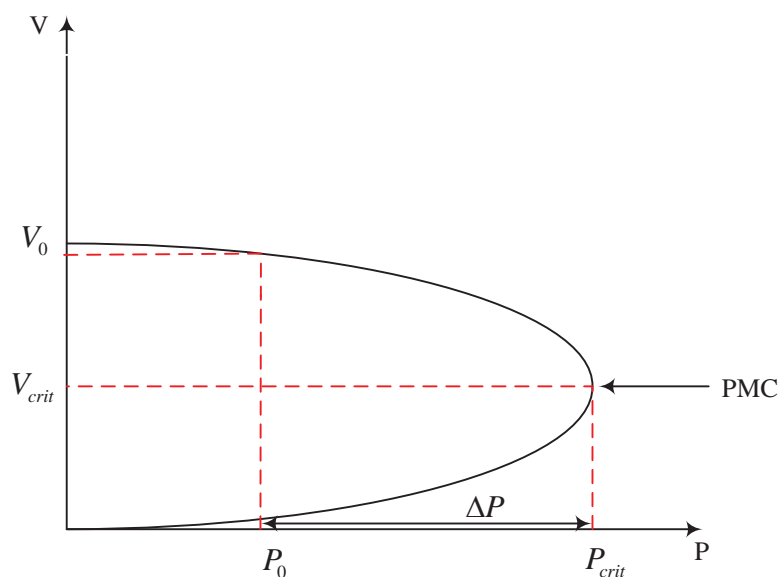
Para o colapso de tensão, a margem de estabilidade é definida como o maior aumento de carga que o sistema pode ter, sem provocar o colapso de tensão.

Para se calcular o grau de segurança com relação à estabilidade de tensão, é importante obter meios de calcular a distância de certo ponto de operação do sistema ao ponto crítico. Esta distância é dada por grandezas físicas, como a potência consumida (MW, MVar). A Figura 3 exemplifica como poderia ser obtida a margem de carregamento ( $\Delta P$ ):

$$\Delta P = P_{cr} - P_0$$

em que  $\Delta P$  representa o maior aumento possível de consumo de forma a manter a rede operando ainda na região estável.

**Figura 3** - Margem de Carregamento.

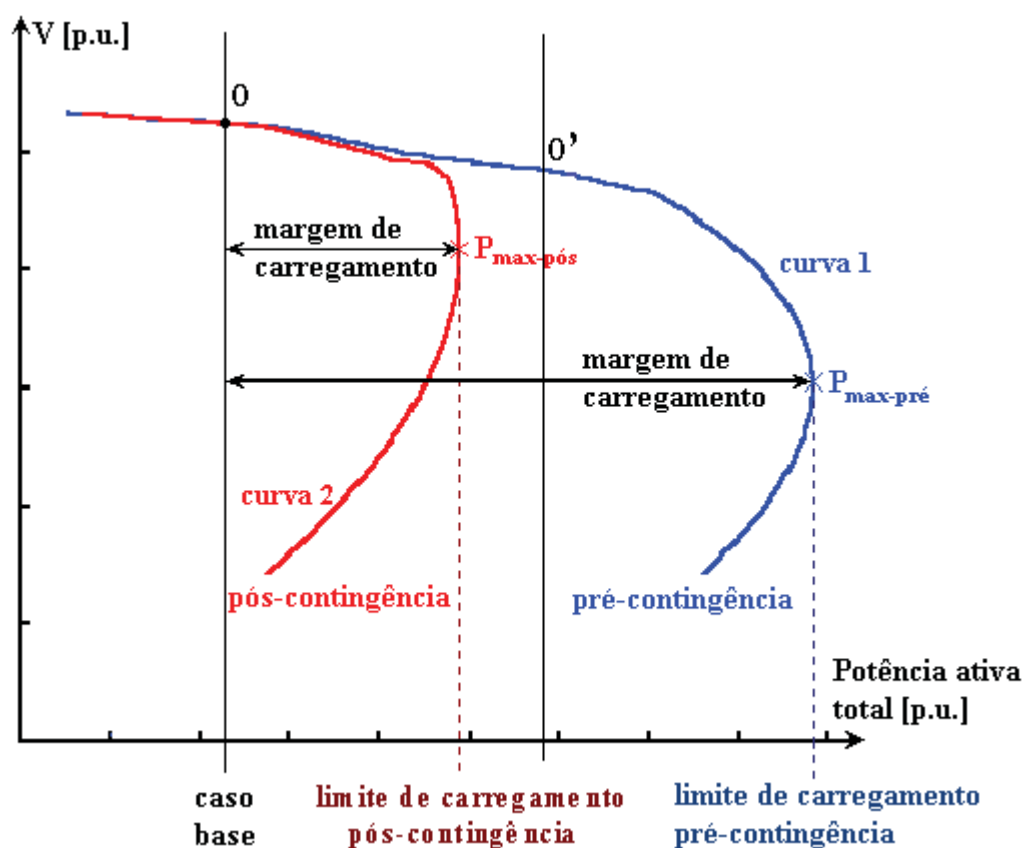


Fonte: Magalhães (2010).

Considerando-se as situações de pré-contingência (caso base, condições normais de operação) e pós-contingência, temos em termos de aumento de carga (ver Figura 4), a margem de carregamento (MC) definida como a diferença entre o ponto de operação de pré-

contingência (ponto P) e o ponto de máximo carregamento de pós-contingência ( $PMC_{pós}$ ), é utilizada como índice para a análise de estabilidade de tensão (INSTITUTO DE ENGENHEIROS ELETRICISTAS E ELETRÔNICOS - IEEE-PSSC, 1999). O *Western Systems Coordinating Council* (e que abrange 86 sistemas membros da região oeste da América do Norte – Canadá, México e Estados Unidos) requer que seus membros garantam pelo menos 5% de margem de potência ativa em qualquer situação de contingência simples (WINDOWS SYSTEM CONTROL CENTER - WSCC, 1998). Essa política também tem sido recomendada pelas empresas do setor elétrico nacional (FASHION & TEXTILE CHILDREN'S - FTCT, 1999). O manual de procedimentos de redes do Operador Nacional do Sistema Elétrico Brasileiro (OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO - ONS) sugere como critério para o planejamento da expansão, que a margem de estabilidade de tensão seja maior ou igual a 6%, para as situações de contingências simples, e não determina critérios para casos de contingências múltiplas (ONS, 2002).

**Figura 4** - Margem de carregamento segura de pré e pós-contingência.



Fonte: Alves (2000).

Considerando que o sistema esteja operando no ponto “O” (ponto de operação estável) da curva 1 e que o mesmo seja submetido, por exemplo, a um aumento de carga, ele passaria a operar no ponto “O’”. Nesse caso, o sistema entraria em colapso se ocorresse a contingência conforme mostra a curva 2, porém permaneceria operando com uma margem de segurança reduzida, mas na condição normal conforme apresentado pela curva 1 (MALANGE, 2008).

### 3 FLUXO DE CARGA CONTINUADO

#### 3.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo é feita uma abordagem acerca do método fluxo de carga continuado (FCC) juntamente com os preditores mais utilizados nas técnicas de parametrização seja geométrica, local ou global. Também se apresenta mais detalhadamente o preditor não linear acompanhado de alguns testes expressivos para sistemas de grande porte. Mostra-se que esse preditor é uma opção bastante atraente e que embora não seja tão utilizado quanto os demais pela sua complexidade, vem ganhando espaço nas metodologias relacionadas ao problema de fluxo de FCC (KARBALAEI; ABASI, 2011; MORI; SEKI, 2009; KOJIMA; MORI, 2008; LI; CHIANG, 2008; MORI; SEKI, 2007).

Faz-se também um resumo das principais técnicas geométricas de parametrização que nortearam o desenvolvimento das metodologias propostas no próximo capítulo. É feita uma descrição resumida de cada uma dessas técnicas desde sua construção até sua aplicação e desempenho.

#### 3.2 FORMULAÇÃO

Este método tem por princípio fundamental encontrar várias soluções do FC convencional (método de Newton-Raphson convencional) através da adição de um recurso de parametrização da carga. A parametrização é um procedimento padrão para a obtenção de curvas P-V (SEYDEL, 1994). Permite representar o aumento da demanda de carga nas equações do FC convencional tanto quanto corrigir os incrementos de carga para evitar problemas de convergência do método de Newton Raphson próximo ao “nariz”. O cálculo de muitos pontos de operação torna o método bastante preciso, mas com um elevado custo computacional.

Nos estudos de estabilidade estática de tensão, o sistema elétrico de potência é representado pelo seguinte conjunto de equações básicas do FCC:

$$\mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \boldsymbol{\lambda}) = 0 \quad (1)$$

Ou ainda

$$\begin{aligned}\Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{P}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\ \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{Q}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0}\end{aligned}\quad (2)$$

sendo  $\lambda$  o fator de carregamento,  $\mathbf{V}$  o vetor das magnitudes das tensões nodais e  $\boldsymbol{\theta}$  o vetor do ângulo das tensões nodais,  $\mathbf{P}^{\text{esp}}(\lambda) = \lambda(\mathbf{P}_g^{\text{esp}} - \mathbf{P}_c^{\text{esp}})$  o vetor da diferença entre as potências ativas gerada ( $\mathbf{P}_g^{\text{esp}}$ ) e consumida ( $\mathbf{P}_c^{\text{esp}}$ ) para as barras de carga (PQ) e de geração (PV), e  $\mathbf{Q}^{\text{esp}}(\lambda) = \mathbf{Q}_g - \lambda \mathbf{Q}_c^{\text{esp}}$  o vetor da diferença entre as potências reativas gerada ( $\mathbf{Q}_g^{\text{esp}}$ ) e consumida ( $\mathbf{Q}_c^{\text{esp}}$ ) para as barras de carga PQ.  $\Delta \mathbf{P}$  e  $\Delta \mathbf{Q}$  são denominados resíduos (*mismatches*) de potência ativa e reativa, respectivamente,  $\mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$  e  $\mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$  corresponde às equações não lineares de potência ativa e reativa para cálculo dos vetores  $\mathbf{V}$  e  $\boldsymbol{\theta}$ . Para uma barra  $k$  qualquer,  $P_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$  e  $Q_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$  são dados por:

$$\begin{aligned}P_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= G_{kk} V_k^2 + V_k \sum_{l \in \Omega_k} V_l (G_{kl} \cos \theta_{kl} + B_{kl} \sin \theta_{kl}), \quad k \in \text{PQ, PV} \\ Q_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= -B_{kk} V_k^2 + V_k \sum_{l \in \Omega_k} V_l (G_{kl} \sin \theta_{kl} - B_{kl} \cos \theta_{kl}), \quad k \in \text{PQ}\end{aligned}\quad (3)$$

sendo  $\Omega_k$  o conjunto de todas as barras diretamente conectadas à barra  $k$ , ( $Y_{kk} = G_{kk} + jB_{kk}$ ) o elemento  $k$  da diagonal da matriz admitância nodal ( $\mathbf{Y}$ ), e ( $Y_{kl} = G_{kl} + jB_{kl}$ ) a admitância série do ramo que conecta as barras  $k$  e  $l$ .

Após a definição de um padrão de variação da carga e de uma estratégia de despacho da geração, realiza-se o traçado da curva P-V por meio de sucessivas soluções de (2) utilizando um FC. Nesse procedimento,  $\mathbf{P}^{\text{esp}}$  e  $\mathbf{Q}^{\text{esp}}$ , são as variáveis independentes, enquanto que as magnitudes e ângulos das tensões nodais  $\mathbf{V}$  e  $\boldsymbol{\theta}$ , excetuando a magnitude e o ângulo da tensão nodal  $V$  e  $\theta$  da barra referência e as magnitudes das tensões nodais  $V$  das barras PV, são as variáveis dependentes.

Com a inclusão de  $\lambda$  como variável no sistema de equações básicas do FCC, o sistema resulta em  $n$  equações e  $n + 1$  incógnitas. Assim, qualquer uma das  $n+1$  incógnitas pode ser definida como parâmetro. No caso em que  $\lambda$  é tratado como variável independente no processo iterativo de Newton, isto é, quando ele for usado como parâmetro e seu valor for

prefixado, a linearização do sistema de equações (2) de acordo com o método de Newton fornece:

$$\begin{bmatrix} \Delta \mathbf{P} \\ \Delta \mathbf{Q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{H} & \mathbf{N} \\ \mathbf{M} & \mathbf{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta \mathbf{V} \end{bmatrix} = -\mathbf{J} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta \mathbf{V} \end{bmatrix} \quad (4)$$

onde as submatrizes que compõem a matriz Jacobiana  $\mathbf{J}$  são representadas por  $\mathbf{H} = \partial \mathbf{P} / \partial \boldsymbol{\theta}$ ,  $\mathbf{N} = \partial \mathbf{P} / \partial \mathbf{V}$ ,  $\mathbf{M} = \partial \mathbf{Q} / \partial \boldsymbol{\theta}$  e  $\mathbf{L} = \partial \mathbf{Q} / \partial \mathbf{V}$ .  $\Delta \mathbf{P}$  e  $\Delta \mathbf{Q}$  correspondem aos *mismatches* de potências ativa e reativa, respectivamente, enquanto  $\Delta \mathbf{V}$  e  $\Delta \boldsymbol{\theta}$  correspondem às correções das magnitudes e ângulos das tensões.

A parametrização fornece uma forma de identificar cada solução ao longo da trajetória a ser obtida. O ponto de máximo carregamento é obtido, por exemplo, através do incremento gradual de  $\lambda$ , adotado como parâmetro, 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).

Em geral, nesse ponto, realiza-se um controle de passo que consiste numa simples redução no incremento (no passo) de  $\lambda$  e a nova solução é obtida a partir da última solução convergida. O ponto de máximo carregamento 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  $\mathbf{J}$  de (2) no PMC e, portanto, não será possível determiná-lo precisamente. Como visto diversos autores propuseram diferentes implementações dos conhecidos métodos da continuação para superar as dificuldades numéricas introduzidas pela singularidade da matriz  $\mathbf{J}$  e possibilitar a determinação do PMC. Entre os muitos métodos descritos na literatura, o mais amplamente utilizado consiste de quatro elementos básicos: um procedimento de parametrização já descrito anteriormente, um passo preditor, um controle de passo e um passo corretor.

### 3.3 PASSO PREDITOR

Encontrada a solução da equação (1) do FCC para o caso base ( $\boldsymbol{\theta}_0, \mathbf{V}_0$  e  $\lambda_0 = 1$ ) executa-se um passo preditor para encontrar um ponto aproximado para a próxima solução ( $\boldsymbol{\theta}_n, \mathbf{V}_n, \lambda_n$ ).

Entre as várias técnicas de previsão existentes na literatura as mais utilizadas são a tangente (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU; LAU; BATULA, 1994) e a secante (CHIANG et al., 1995; CHIANG et al., 1999).

### 3.3.1 Preditor tangente

No preditor tangente, a estimativa da próxima solução pode ser encontrada dando um passo, de amplitude apropriadamente escolhida, na direção do vetor tangente à curva P-V, no ponto correspondente à solução atual.

Quando se utiliza os métodos de Newton, o cálculo do vetor tangente não implica num aumento significativo do custo computacional, já que se pode usar a última matriz Jacobiana fatorada.

O cálculo deste vetor tangente é obtido tomando-se as derivadas parciais da equação (1).

$$[\mathbf{G}_\theta \quad \mathbf{G}_V \quad \mathbf{G}_\lambda] \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} = [\mathbf{J} \quad \mathbf{G}_\lambda] \mathbf{t} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5)$$

em que  $\mathbf{G}_\theta$ ,  $\mathbf{G}_V$  e  $\mathbf{G}_\lambda$  são as derivadas parciais de  $\mathbf{G}$  em relação a  $\theta$ ,  $V$ , e  $\lambda$ , respectivamente.

$\mathbf{G}_\theta$  e  $\mathbf{G}_V$  compõem a matriz  $\mathbf{J}$  do FC. O vetor  $\mathbf{t}$ , que é denominado vetor tangente é o que se procura determinar.

Incrementa-se uma coluna ( $\mathbf{G}_\lambda$ ) à  $\mathbf{J}$  correspondente à nova variável  $\lambda$ . Com o incremento da nova coluna o número de incógnitas passa a ser maior do que o número de equações. Assim, para possibilitar-se a solução do problema especifica-se uma variável do vetor tangente com um valor diferente de zero. Esta variável é denominada “parâmetro da continuação”. A equação (5), feitas as modificações citadas logo acima como a especificação

do parâmetro da continuação e acréscimo da equação ( $e_k \mathbf{t} = t_k = \pm 1$ ) à equação (1) passa a apresenta-se da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & \mathbf{G}_\lambda \\ & e_k & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_\theta & \mathbf{G}_V & \mathbf{G}_\lambda \\ & e_k & \end{bmatrix} \mathbf{t} = \mathbf{J}_m \mathbf{t} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

em que  $e_k$  é um vetor linha apropriadamente dimensionado com todos os elementos iguais a zero exceto o  $k$ -ésimo, que é igual a 1. A escolha do índice  $k$  é feita de modo 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. O número 1 deverá ser posto na coluna da variável escolhida como parâmetro da continuação ( $\theta_k$ ,  $V_k$  ou  $\lambda$ ). 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 decrescendo.

Obtido o vetor tangente resolvendo-se (6), a estimativa para a próxima solução é dada por:

$$\begin{bmatrix} \theta^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\theta \\ dV \\ d\lambda \end{bmatrix} \quad (7)$$

em que o sobrescrito “e” indica estimativa, isto é, o vetor  $\mathbf{t}$  é usado para obter uma estimativa para  $\theta$ ,  $\mathbf{V}$  e  $\lambda$  a partir da solução atual  $j$ .

$\sigma$  é um escalar que define o tamanho do passo preditor, cujo valor deve ser especificado de forma que a solução prevista esteja dentro do raio de convergência do passo corretor (CHIANG et al., 1995).



### 3.3.2 Preditor secante

O preditor secante é um dos preditores mais utilizados pelo reduzido esforço computacional exigido e por não apresentar problemas de singularidade da matriz  $\mathbf{J}$ . Destaca-se o preditor secante de ordem um e o polinomial modificado de ordem zero (SEYDEL, 1994; CHIANG et al., 1995).

O método do preditor secante de ordem um é uma aproximação do vetor tangente e utiliza a solução atual e anterior para estimar a solução seguinte. Os dois primeiros pontos são obtidos com o uso do preditor tangente.

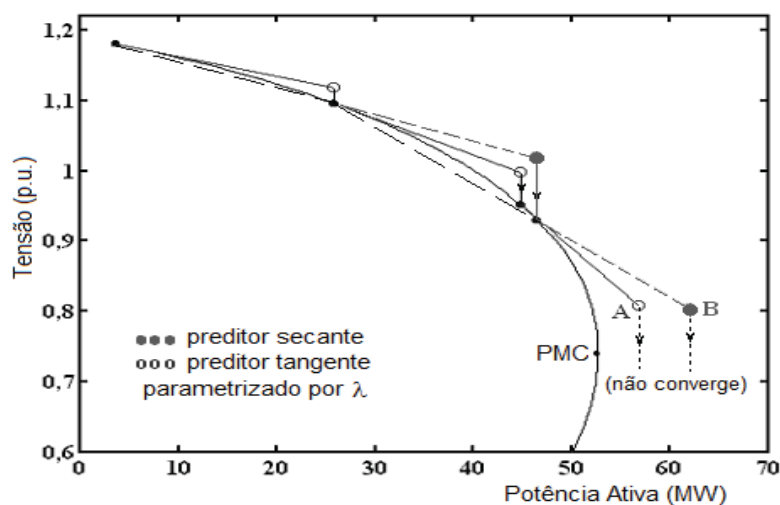
Os métodos polinomiais estão baseados em um polinômio de ordem variada que intercepta a solução atual  $(\boldsymbol{\theta}^j, \mathbf{V}^j, \lambda^j)$  e as soluções prévias  $(\boldsymbol{\theta}^{j-1}, \mathbf{V}^{j-1}, \lambda^{j-1})$ , para obter um ponto de aproximação para a próxima solução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

$$(\boldsymbol{\theta}^{j+1}, \mathbf{V}^{j+1}, \lambda^{j+1}) = (\boldsymbol{\theta}^j, \mathbf{V}^j, \lambda^j) + \sigma (\boldsymbol{\theta}^j - \boldsymbol{\theta}^{j-1}, \mathbf{V}^j - \mathbf{V}^{j-1}, \lambda^j - \lambda^{j-1}) \quad (8)$$

Na Figura 5 ilustra-se a etapa de previsão pelo vetor tangente (reta contínua) e pelo vetor secante (reta tracejada), respectivamente obtidas usando  $\lambda$  como parâmetro da continuação.

Observe que no ponto “A” o passo corretor não encontrará solução quando  $\lambda$  for o parâmetro utilizado e também não será possível vencer a singularidade da matriz Jacobiana modificada ( $\mathbf{J}_m$ ) no PMC. Assim, para que esse ponto seja obtido com maior precisão o tamanho do passo deverá ser reduzido à medida que os pontos se aproximarem dele.

**Figura 5** - Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente e com preditor secante.



Fonte: Alves (2000).

### 3.3.3 Preditor polinomial modificado de ordem zero

O preditor polinomial modificado de ordem zero (CHIANG et al., 1995) é a técnica de previsão adotada para o passo preditor, esta técnica é também conhecida por previsão trivial. Esta técnica usa a solução atual e um incremento fixo num determinado parâmetro ( $\lambda$ ,  $\theta_k$  ou  $V_k$ ), como uma estimativa para a próxima solução.

Especificado um incremento fixo no parâmetro ( $\lambda$ ,  $\theta_k$  ou  $V_k$ ) como uma estimativa para a próxima solução, é necessária fazer a correção, a partir da solução atual, para obter a solução final correta. Geralmente o incremento adotado pelo passo preditor exige poucas iterações para que a próxima solução seja obtida dentro da precisão desejada.

### 3.3.4 Preditor não linear

Neste subitem são apresentados os preditores não lineares juntamente com alguns resultados obtidos com sua utilização. Estes preditores foram implementados com a colaboração de Bonini (BONINI; MAGALHÃES; ALVES, 2014). Surgiram a partir da

observação da trajetória de soluções (curva P-V) que apresenta uma curvatura semelhante à de uma função quadrática, assim com base nessa semelhança propôs-se o uso dos preditores não lineares baseados na interpolação polinomial de Lagrange de segunda ordem. Conforme a fórmula da Interpolação apresentada a seguir.

Seja os pontos  $x_0, x_1, \dots, x_n$  e seus respectivos valores  $f(x_0), f(x_1), \dots, f(x_n)$ , onde  $f(x_k)$  é o valor da função no ponto  $x_k$ . Interpolação significa uma técnica que permite calcular o valor da função para um ponto entre dois pontos. A fórmula de interpolação polinomial de Lagrange é na verdade uma aproximação polinomial que passa por  $n+1$  pontos de ordem  $n$ . Especificamente, pode ser expressa pela seguinte equação:

$$P(x) = \sum_{k=0}^n L_k(x)f(x_k) \quad (9)$$

em que  $P(x)$  representa o polinômio interpolador de Lagrange,  $x_k$  são os pontos conhecidos ( $k = 0, 1, \dots, n$ )  $f(x_k)$  é o valor da função em  $x_k$  e  $L_k(x)$  é denominado o coeficiente interpolador de Lagrange, dado por:

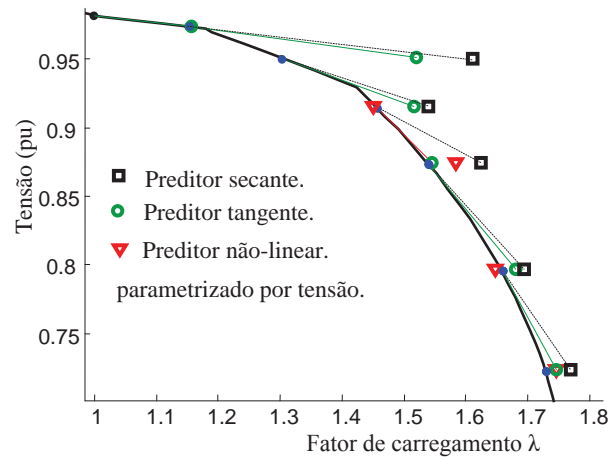
$$L_k(x) = \prod_{\substack{m=0 \\ m \neq k}}^n \frac{x - x_m}{x_k - x_m} \quad (10)$$

em que  $n$  é a ordem do polinômio de aproximação e  $m$  é o grau de contagem  $0 \leq m \leq n$ .

Durante o traçado da curva P-V, a interpolação de Lagrange é usada como uma técnica de extrapolação para estimar os próximos valores das variáveis ( $\theta$ ,  $V$ , ou  $\lambda$ ) que estão fora do intervalo de observação conhecido.

Os preditores não lineares associados à interpolação polinomial de Lagrange de ordem dois permitem reconstituir uma função passando por três pontos conhecidos na curva P-V. As melhorias alcançadas com os preditores propostos ocorrem ao longo de toda a curva P-V. Os preditores não lineares seguem mais de perto a curva de trajetória de soluções fornecendo um número global menor de iterações na etapa de correção quando comparado com os preditores lineares como o polinomial trivial ou polinomial de ordem zero, o secante ou polinomial de primeira ordem, e o tangente. A magnitude da tensão é usada como parâmetro da continuação na etapa de correção (ver Figura 6). Isto permite o cálculo do PMC com a precisão desejada, e também o traçado completo da curva P-V.

**Figura 6** - Comparação entre os métodos da continuação com preditor tangente, secante e com o preditor não linear.



Fonte: Bonini, Magalhães e Alves (2013).

Nessa metodologia são apresentadas duas condições para as parábolas de previsão não linear, uma quando a parábola é voltada para cima ou para baixo (equações 11 e 12) e outra quando a parábola é voltada para esquerda (equações 13 e 14).

Seja  $\mathbf{x}$  representando os vetores  $\mathbf{V}$  ou  $\boldsymbol{\theta}$ . Conhecendo três pontos da curva  $\lambda - \mathbf{x}$ , obtém-se uma curva passando por esses pontos. O ponto previsto será obtido sobre esta curva do tamanho de um passo estabelecido  $\Delta\lambda$  (LI; CHIANG, 2008):

$$\lambda_4 = \lambda_3 + \Delta\lambda \quad (11)$$

Na Figura 7, por exemplo, sejam três pontos conhecidos da curva  $\lambda$  versus  $\mathbf{x}$ ,  $(\lambda_1, \mathbf{x}_{p1})$ ,  $(\lambda_2, \mathbf{x}_{p2})$  e  $(\lambda_3, \mathbf{x}_{p3})$ , então  $\mathbf{x}_{p4}$  será:

$$\mathbf{x}_{p4} = \sum_{m=0}^2 L_{m-1}(\lambda) \mathbf{x}(\lambda_{m-1}) = \frac{(\lambda_3 - \lambda_4)(\lambda_2 - \lambda_4)}{(\lambda_3 - \lambda_1)(\lambda_2 - \lambda_1)} \mathbf{x}_{p1} + \frac{(\lambda_3 - \lambda_4)(\lambda_1 - \lambda_4)}{(\lambda_3 - \lambda_2)(\lambda_1 - \lambda_2)} \mathbf{x}_{p2} + \frac{(\lambda_1 - \lambda_4)(\lambda_2 - \lambda_4)}{(\lambda_1 - \lambda_3)(\lambda_2 - \lambda_3)} \mathbf{x}_{p3} \quad (12)$$

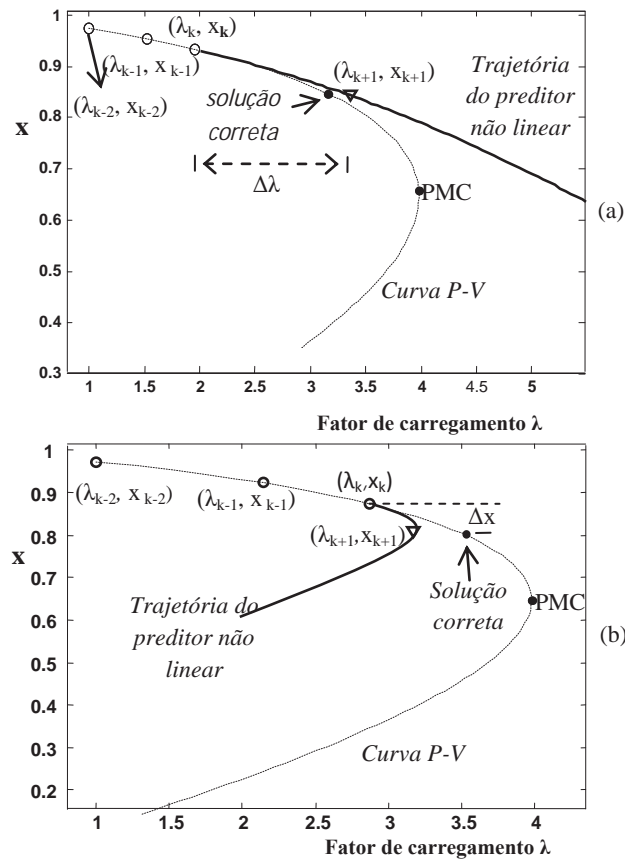
Invertendo as posições de  $\mathbf{x}$  e  $\lambda$ , obtém-se a parábola voltada para a esquerda, geometricamente este preditor pode ser visto na Figura 7 (b), as equações (11) e (12) passam a ser:

$$\mathbf{x}_{p4} = \mathbf{x}_{p3} + \Delta\mathbf{x} \quad (13)$$

$$\lambda_4 = \sum_{m=0}^2 L_{m-1}(\mathbf{x})\lambda(x_{m-1}) = \frac{(x_{p3} - x_{p4})(x_{p2} - x_{p4})}{(x_{p3} - x_{p1})(x_{p2} - x_{p1})} \lambda_1 + \frac{(x_{p3} - x_{p4})(x_{p1} - x_{p4})}{(x_{p3} - x_{p2})(x_{p1} - x_{p2})} \lambda_2 + \frac{(x_{p1} - x_{p4})(x_{p2} - x_{p4})}{(x_{p1} - x_{p3})(x_{p2} - x_{p3})} \lambda_3 \quad (14)$$

A Figura 7 apresenta o método para ambas as equações, utilizando a equação (12), a parábola da trajetória do preditor não linear é voltada para baixo, já para a equação (14) a parábola é voltada para esquerda.

**Figura 7** - (a) Preditor não linear utilizando a equação (11) e (12), (b) Preditor não linear utilizando a equação (13) e (14).



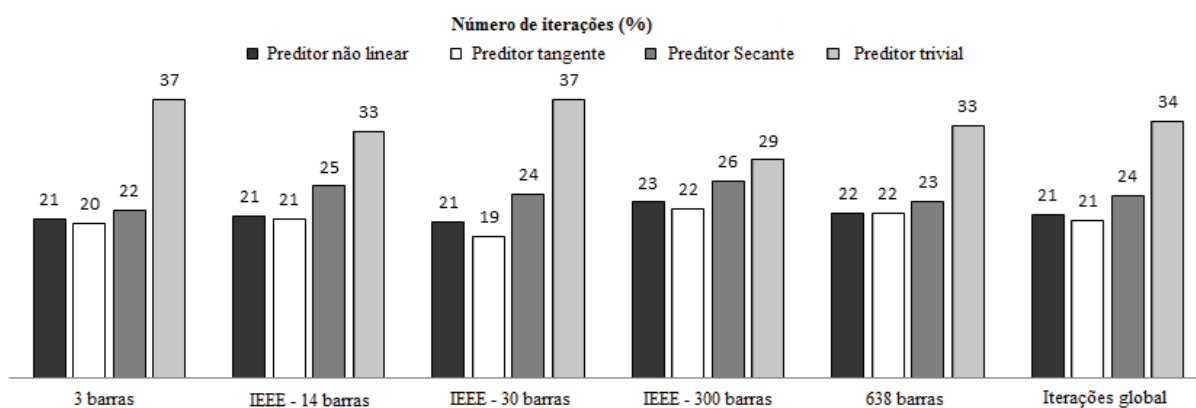
Fonte: Bonini, Magalhães e Alves (2014).

Esse preditor não linear foi aplicado a diversos sistemas teste do IEEE. Destaca-se aqui seu desempenho quando aplicado ao sistema real de grande porte muito estressado correspondente a uma parte do sistema brasileiro Sul-Sudeste, com 638 barras e 1.276 ramos,

sendo comparado ao desempenho dos preditores lineares tangente e secante para o mesmo sistema.

Feita uma comparação entre os preditores lineares (trivial, secante e tangente) e os preditores não-lineares de segunda ordem em termos de número de iterações, tempo de processamento e robustez confirma-se que muitas vezes os preditores não lineares estimam as novas soluções com uma menor margem de erro; ou seja, prevêm soluções mais próximas da curvatura da curva P-V. Uma melhoria na eficiência no traçado completo da curva P-V é obtida com a utilização dos preditores não lineares. Para sistemas reais de grande porte verificou-se que o preditor não linear apresenta um desempenho melhor do que os preditores lineares como apresentado na Figura (8) a seguir.

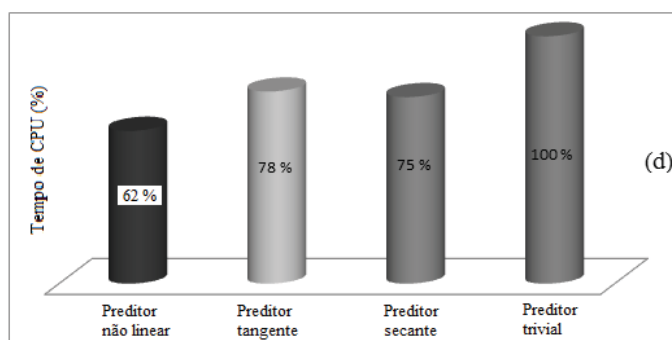
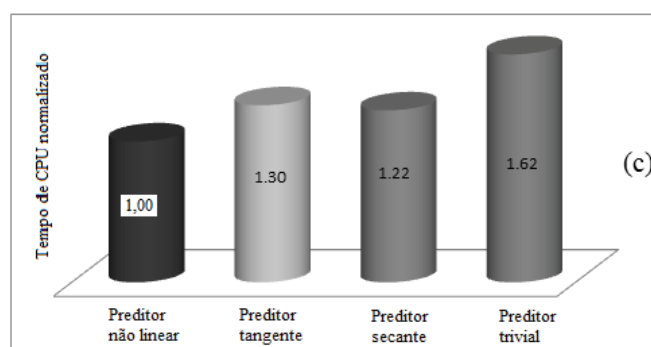
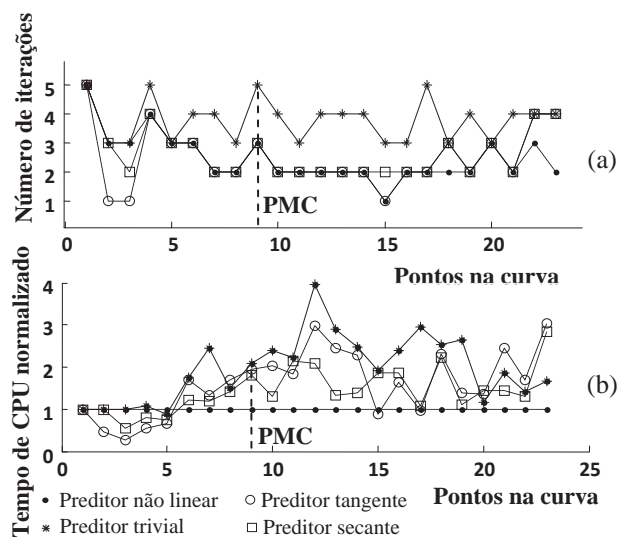
**Figura 8** - Comparação do número total de iterações necessárias para traçar a curva P-V considerando cada preditor e o número global de iterações para cada sistema.



Fonte: Bonini, Magalhães e Alves (2014).

Nas Figuras a seguir 9 (a) e (b) apresenta-se o respectivo número de iterações e os tempos de CPU exigidos para se obter cada ponto na curva P-V. Os tempos de CPU são apresentados na Figura 9 (b), foram normalizados pelos respectivos tempos de CPU necessários para os preditores lineares. Para cada preditor, as Figuras 9 (c) mostram o tempo total de CPU normalizado, e a Figura 9 (d) apresenta a respectiva percentagem de tempo de CPU. Os resultados revelam que é possível obter uma redução no tempo de CPU e consequentemente, uma melhoria da eficiência, com a utilização de técnicas de predição não lineares.

**Figura 9** - Desempenho dos preditores não lineares e lineares para o sistema 638 - barras: (a) número de iterações necessárias para obter cada ponto solução pelas etapas de correção, (b) tempo de CPU normalizado necessário para obter cada ponto solução, (c) tempo de CPU global normalizado para cada preditor, (d) percentagem de tempo de CPU para cada preditor.



Fonte: Bonini, Magalhães e Alves (2014).

### 3.4 CONTROLE DO PASSO PREDITOR ( $\sigma$ )

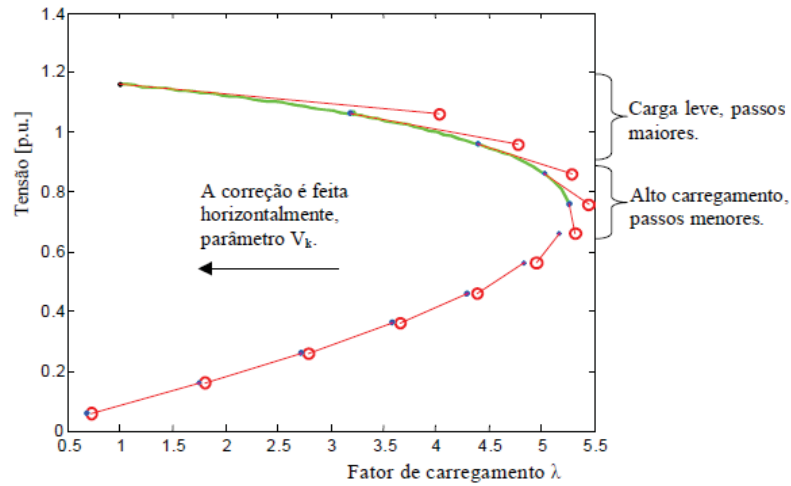
A eficiência do método da continuação para o traçado da curva P-V está intimamente relacionada com a estratégia adotada no controle do passo preditor. Em geral a escolha do passo depende do sistema em análise. Para uma situação de carga leve (sistema pouco carregado), uma variação de carga resultará em uma pequena mudança no ponto de operação e o tamanho do passo poderá ser maior. Já em sistemas altamente carregados uma pequena mudança na carga resultará em grandes variações do ponto de operação, exigindo nesse caso que o tamanho do passo seja menor. O ideal seria se o tamanho do passo se adequasse às condições reais de convergência.

Uma técnica de controle de passo considerada simples, baseada no número de iterações do passo corretor é utilizada para controlar o tamanho do passo preditor (SEYDEL, 1994). No caso se o número de iterações for reduzido, trata-se de carga leve ou normal e o passo pode ser maior. Caso o número de iterações aumente o sistema estará numa região de alto carregamento e o tamanho do passo deve ser reduzido.

Outra opção interessante é o uso da magnitude de tensão ( $V_k$ ) como parâmetro durante todo o traçado da curva P-V, isto acarretará em um controle automático do passo de  $\lambda$ . Tal ocorrência se deve ao fato de um passo fixo na tensão corresponder geralmente a passos largos na variação do  $\lambda$  para carga leve ou normal, onde a tensão varia pouco, e a passos reduzidos para altos carregamentos, conforme pode ser visto na Figura (10).



**Figura 10** - Controle automático do passo  $\sigma$ .



Fonte: Bonini e Alves (2006).

Outro método de controle do tamanho do passo é baseado na norma do vetor  $\mathbf{t}$  (ZAMBRONI DE SOUZA; CAÑIZARES; QUINTANA, 1997). Nesse método o tamanho do passo é dado por:

$$\sigma = \frac{\sigma^0}{\|\mathbf{t}\|_2} \quad (15)$$

Em que  $\|\mathbf{t}\|_2$  é a norma Euclidiana do vetor tangente e  $\sigma^0$  é um escalar predefinido.

Conforme o sistema torna-se carregado, a magnitude do vetor  $\mathbf{t}$  aumenta e  $\sigma$  diminui. O bom desempenho do processo depende de uma boa escolha de  $\sigma^0$ .

### 3.5 PASSO CORRETOR

Realizada a previsão da solução é preciso fazer a correção, porque a solução prevista não é a solução correta. O processo de correção é um procedimento iterativo que evita o acúmulo de erro na obtenção da curva trajetória de soluções. Quanto maior a proximidade

entre a solução prevista e a solução correta, menor o número de iterações gastas no traçado da curva P-V dentro do raio de convergência desejado.

Geralmente no passo corretor é utilizado o método de Newton-Raphson convencional e também os desacoplados rápidos.

Neste passo é adicionada à equação (1) a seguinte equação:

$$y - y^e = 0 \quad (16)$$

em que  $y$  e  $y^e$  correspondem respectivamente à variável escolhida como parâmetro da continuação e seu valor previsto. Logo, a fase de correção passa a ser composta por um sistema de equações.

O número de iterações nesta etapa geralmente é muito pequeno. No caso do uso de  $\lambda$  como parâmetro, a matriz  $\mathbf{J}_m$  apresentará singularidade no PMC, assim, para que o método não divirja, o passo deverá ser reduzido à medida que os pontos se aproximam do PMC através da adoção de um controle do tamanho do passo.

### 3.6 TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO

No decorrer desse item poderá ser visto que a partir da análise dessas técnicas de parametrizações geométricas é possível concluir que embora haja para algumas limitações de aplicação para determinados sistemas verifica-se que no contexto geral ambas obtêm êxito tanto na determinação do PMC quanto no traçado completo da curva P-V da maioria dos sistemas elétricos de potência tanto de pequeno, médio ou grande porte com um número reduzido de iterações, portanto, podem ser consideradas boas opções para a aplicação nos estudos de análise estática da estabilidade de tensão.

Essas técnicas utilizadas no passo corretor têm por objetivo contornar possíveis problemas de singularidade da matriz Jacobiana decorrentes do uso do fator de carregamento  $\lambda$  como parâmetro da continuação.

Esta singularidade pode ser eliminada com o uso em ambos os passos, preditor e corretor da técnica conhecida por parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU et al., 1994; SEYDEL, 1994) ver Figura (11), que consiste na troca de parâmetro próximo do PMC. Quando aplicada ao método baseado no preditor tangente, a variável escolhida é aquela que apresentar a maior variação, assim  $\lambda$  passa a ser tratada como variável dependente, enquanto a variável escolhida passa a ser o novo parâmetro  $p$ , do conjunto de  $n+1$  variáveis (AJJARAPU; CHRISTY, 1992; AJJARAPU et al., 1994).

O novo parâmetro  $p$  será dado por:

$$p \leftarrow \max \{|t_1|, |t_2|, \dots, |t_{n+1}|\} \quad (17)$$

Já no método que toma por base o preditor secante,  $p$  é escolhido como sendo o elemento que apresentar a máxima variação relativa (SEYDEL, 1994):

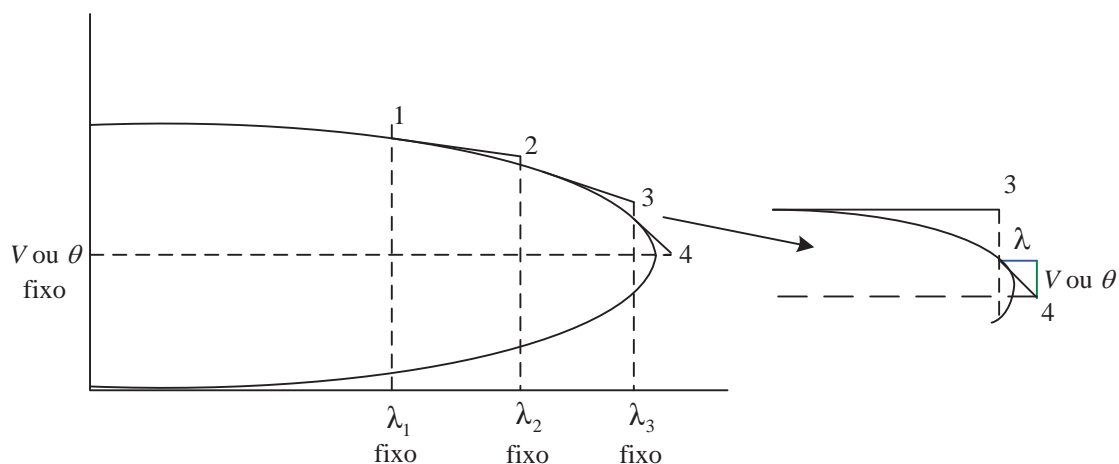
$$p \leftarrow \max \left\{ \left( \frac{|\theta^{j+1} - \theta^j|}{|\theta^{j+1}|} \right), \left( \frac{|V^{j+1} - V^j|}{|V^{j+1}|} \right), \left( \frac{|\lambda^{j+1} - \lambda^j|}{|\lambda^{j+1}|} \right) \right\} \quad (18)$$

em que  $j$  refere-se ao ponto da curva. A escolha de  $p$  baseada nas duas equações (17) e (18) torna o processo confiável, mas não garante ao processo maior rapidez (SEYDEL, 1994).

A equação (17) tem sido utilizada no método do vetor tangente, demonstrando que ao aproximar-se do PMC,  $p$  muda de  $\lambda$  para a magnitude de tensão que apresenta a maior variação, retornando novamente para  $\lambda$  depois de calculados 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 11** - Técnica de Parametrização Local.



Fonte: Bonini e Alves (2006).

### 3.6.1 Técnica de parametrização geométrica proposta por Garbelini et al (2007)

Proposta por Garbelini et al. (2007) esta técnica teve como ponto de partida o método proposto por Alves (2000) o qual baseava-se no comportamento geométrico das curvas trajetórias de soluções das equações do fluxo de carga. Em Garbelini et al. (2007) acrescentou-se ao conjunto de equações básicas do fluxo de carga a equação de uma reta que passa por um ponto no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o fator de carregamento. Sistema apresentado a seguir:

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{0} \\ \mathbf{W}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (\text{Pa}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) - \text{Pa}^0) = 0 \end{aligned} \quad (19)$$

Em que o parâmetro  $\alpha$  é o coeficiente angular da reta e passa a ser considerado o parâmetro da continuação (seu valor é prefixado). Assim, o número de incógnitas fica igual ao de equações, com isto, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a matriz tenha posto máximo (seja não-singular). Sendo que o valor perda total de potência ativa ( $\text{Pa}$ ) é calculado por meio da equação:

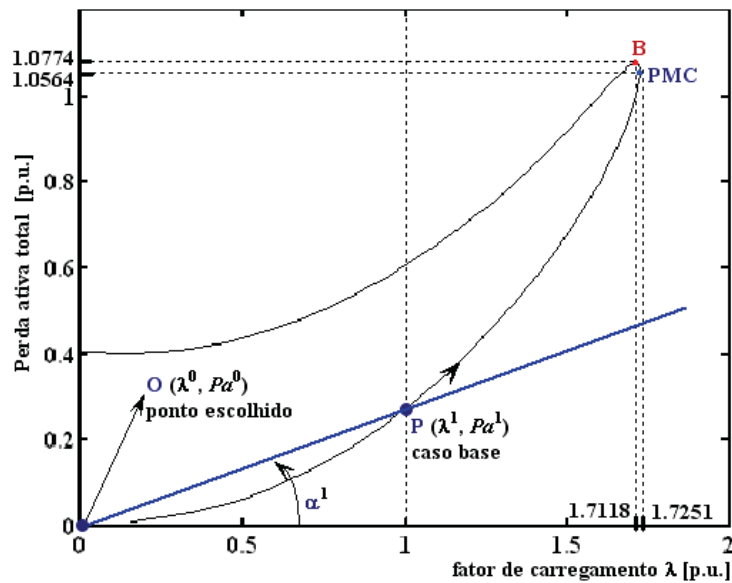
$$Pa = \sum_{k, m \in \Omega} g_{km} (V_k^2 + V_m^2 - 2V_k V_m \cos \theta_{km}) \quad (20)$$

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

Desta forma, após obter a solução do caso base ( $\theta^1$ ,  $V^1$ ,  $Pa^1$  e  $\lambda^1$ ) através de um FC, determina-se o valor de  $\alpha$  a partir do ponto inicial escolhido ( $\lambda^0$ ,  $Pa^0$ ) e dos seus respectivos valores obtidos no caso base ( $\lambda^1$ ,  $Pa^1$ ), (ver Figura 12).

$$\alpha^1 = (Pa^1 - Pa^0) / (\lambda^1 - \lambda^0) \quad (21)$$

**Figura 12** - Perda total de potência ativa como função de  $\lambda$  para o sistema IEEE-57.



Fonte: Garbelini et al. (2007).

Determinado  $\alpha^1$ , a técnica proposta pode ser aplicada para traçar a curva P-V e obter o PMC aplicando o passo preditor para encontrar uma estimativa para a próxima solução.

Utilizando o preditor trivial, através da técnica proposta calculam-se as demais soluções por meio de sucessivos incrementos ( $\Delta\alpha$ ) no valor de  $\alpha$ . Para  $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$  a solução de (19) fornecerá o novo ponto de operação ( $\theta^2$ ,  $V^2$ ,  $Pa^2$  e  $\lambda^2$ ) que corresponde à interseção da reta  $Pa$  com a reta cujo novo valor do coeficiente angular  $\alpha^1 + \Delta\alpha$  foi especificado. Para  $\alpha = \alpha^1$

a solução convergida deverá resultar em  $\lambda = 1$ . Quando o método não converge, reduz-se o tamanho do passo. Quando falhar novamente, as coordenadas do feixe de retas são ligadas a novas coordenadas localizadas no eixo das abscissas e que corresponde ao ponto médio entre o carregamento do caso base e o último ponto de carregamento antes da divergência. Este passo é essencial para superar a singularidade da matriz Jacobiana modificada no PMC. Durante este processo, não é necessário trocar o parâmetro, mas apenas alterar as coordenadas do feixe de retas.

O sistema (19) linearizado pelos dois primeiros termos da série de Taylor, considerando o valor prefixado no valor do parâmetro  $\alpha$ , calculado para o caso base resulta em

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda \\ \partial \mathbf{Pa} / \partial \mathbf{x} & -\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{G} \\ \Delta \mathbf{W} \end{bmatrix} \quad (22)$$

Em que  $\mathbf{x} = [\theta^T \mathbf{V}^T]^T$  e  $\mathbf{G}_\lambda$  correspondem à derivada de  $\mathbf{G}$  em relação a  $\lambda$ . O  $\Delta$  representa os fatores de correção (*mismatches*) das respectivas funções em (19). Deve-se observar que estes serão iguais a zero (ou praticamente nulos, isto é, inferior a tolerância adotada) para o caso base convergido. Assim, somente  $\Delta \mathbf{W}$  será diferente de zero devido à variação de  $\alpha$ .

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

O vetor tangente será calculado por meio das derivadas de (19):

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & -\mathbf{G}_\lambda & 0 \\ \partial \mathbf{Pa} / \partial \mathbf{x} & -\alpha & \lambda - \lambda^0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\mathbf{x} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \mathbf{t} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (23)$$

Em que  $\mathbf{x} = [\theta^T \mathbf{V}^T]^T$  e  $G_\lambda$  representam a derivada de  $\mathbf{G}$  em relação a  $\lambda$  e  $\mathbf{J}$  a matriz Jacobiana do FC convencional e  $\mathbf{t}$  o vetor tangente. Na segunda linha da matriz o valor  $-\alpha$  é a derivada de  $W$  em relação a  $\lambda$  e  $(\lambda - \lambda^0)$  a derivada de  $W$  em relação a  $\alpha$ . A escolha do sinal + ou - dependerá de como a variável  $\alpha$  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:

$$\begin{bmatrix} \theta^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \\ \alpha^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \\ \alpha_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\theta \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} \quad (24)$$

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

O uso desta técnica aliada a um bom controle de passo propiciou bons resultados quando aplicada aos sistemas teste do IEEE (14, 30, 57 e 118 barras) foi possível determinar o PMC desses sistemas e também soluções além deste à parte inferior da curva P-V com um baixo número global de iterações. A vantagem apresentada pela metodologia é a de que no caso dos FCC parametrizados por tensão sempre ocorrem mudanças de parâmetro (parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992) na região do PMC), enquanto que na metodologia proposta a mudança, quando se fizer necessária, é previamente estabelecida. Entretanto essa metodologia não obteve o mesmo êxito quando aplicada a sistemas reais de grande porte como os do sul-sudeste brasileiro (638 e 787 barras) e o 904 barras do sudoeste americano.

### 3.6.2 Técnica de parametrização geométrica proposta por Bonini e Alves (2008)

Esta técnica desenvolvida por Bonini e Alves (BONINI; ALVES, 2008) apresenta uma nova estratégia de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado a qual permite o traçado completo das curvas P-V, e a obtenção do PMC de sistemas de potência sem problemas de mau-condicionamento da matriz Jacobiana.

O FCC proposto por Bonini (FCCB) assim como em Garbelini et al. (2007), trabalha com equação de retas, mas diferentemente de Garbelini et al. (2007) à equação (1) é adicionada uma equação de reta que passa por um ponto escolhido  $O(\lambda^0, V_k^0)$  no plano formado pelas variáveis fator de carregamento ( $\lambda$ ) e magnitude ( $V_k$ ) da tensão nodal de uma barra  $k$  qualquer, ver Figura 13 (BONINI; ALVES, 2008).

$$\begin{aligned} G(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= 0 \\ W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - (V_k - V_k^0) = 0 \end{aligned} \quad (25)$$

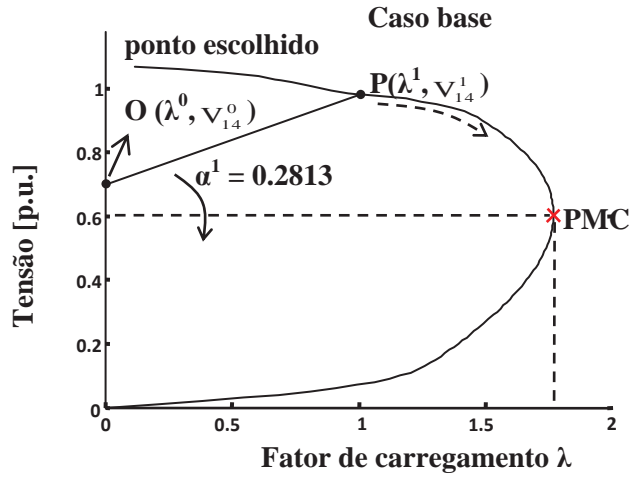
Em que o parâmetro  $\alpha$  é o coeficiente angular da reta. Com a adição de mais uma equação,  $\lambda$  pode ser tratado como uma variável dependente e  $\alpha$  é considerada uma variável independente, ou seja, escolhida como parâmetro da continuação (seu valor é prefixado). Assim, o número de incógnitas é igual ao de equações, isto é, a condição necessária para que se tenha solução é atendida, desde que a matriz Jacobiana tenha posto máximo (seja não singular).

Observa-se que a prefixação do valor de  $\alpha$  corresponde à técnica de previsão trivial ou polinomial modificada de ordem zero (SEYDEL, 1994). 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  $\alpha$  a partir do ponto inicial escolhido  $O(\lambda^0, V_k^0)$  e dos seus respectivos valores obtidos no caso base P  $(\lambda^1, V_k^1)$ .

$$\alpha^1 = (V_k^1 - V_k^0) / (\lambda^1 - \lambda^0) \quad (26)$$



**Figura 13** - Desempenho do FCC proposto por Bonini e Alves (2008): reta inicial que passa por um ponto escolhido  $O(\lambda^0, V_k^0)$  e o de caso base  $P(\lambda^1, V_k^1)$  no plano  $\lambda V$ .



Fonte: Bonini e Alves (2008).

Em seguida, o FCC proposto por Bonini e Alves (2008) é utilizado para calcular as demais soluções através de sucessivos incrementos de  $(\Delta\alpha)$  no valor de  $\alpha$ , conforme mostrado na Figura 4 (BONINI; ALVES, 2008) para  $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$ . A solução de (25) fornecerá o novo ponto de operação  $(\theta^2, \mathbf{V}^2$  e  $\lambda^2)$  correspondente à interseção da trajetória de soluções (curva P-V) com a reta cujo novo valor de coeficiente angular  $(\alpha^1 + \Delta\alpha)$  foi especificado. Para  $\alpha = \alpha^1$ , a solução convergida deverá resultar em  $\lambda = 1$ . A linearização do sistema (25) pelos dois primeiros termos da série de Taylor, considerando o valor prefixado no valor do parâmetro  $\alpha$  calculado para o caso base, resulta em:

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{J} & \mathbf{G}_\lambda \\ -\partial\mathbf{W}/\partial\mathbf{x} & -\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{x} \\ \Delta\lambda \end{bmatrix} = \mathbf{J}_m \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{x} \\ \Delta\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{G} \\ \Delta\mathbf{W} \end{bmatrix} \quad (27)$$

em que  $\mathbf{x} = [\boldsymbol{\theta}^T \mathbf{V}^T]^T$ ,  $\mathbf{J}$  é a matriz Jacobiana do fluxo de carga e  $\mathbf{G}_\lambda$  corresponde à derivada de  $\mathbf{G}$  em relação a  $\lambda$ ,  $\Delta\mathbf{G}$  e  $\Delta\mathbf{W}$  representam os fatores de correção (*mismatches*). É preciso observar que estes serão iguais à zero (ou praticamente nulos, ou seja, inferior à tolerância

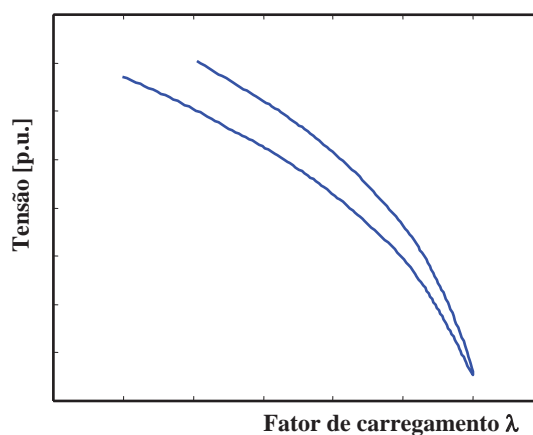
adotada para o caso base convergido). Logo, somente  $\Delta W$  será diferente de zero devido à variação de  $\alpha$ , através do incremento  $\Delta\alpha$ .

Para todos os testes realizados em Bonini e Alves (2008) para os sistemas (14, 118 e 300 barras) o uso deste método mostrou como vantagem o fato de não ser necessário realizar uma troca de parâmetro ao longo de todo o traçado da curva P-V, é feito apenas em alguns casos uma mudança de coordenadas do centro do feixe de retas, o que não implica em mudanças na estrutura da  $J_m$ , mas apenas do valor do elemento correspondente a derivada de  $W$  em relação à  $\lambda$ , ou seja, no valor de  $\alpha$ . Mas, essa técnica não mostrou a mesma eficiência quando aplicada a sistemas reais de grande porte.

### 3.6.3 Técnicas de parametrização geométrica global propostas por Bonini e Alves (2010)

Essas técnicas baseiam-se na ideia proposta em Garbelini et al. (2007) em que também são utilizadas equações de retas, mas que passam através de pontos nos planos determinados pelas variáveis fator de carregamento e a somatória das magnitudes dos ângulos, ou das tensões nodais de todas as barras do sistema com o objetivo de obter o traçado completo da curva P-V especialmente de sistemas com instabilidade de tensão com características predominantemente local (ver Figura 14).

**Figura 14** - Curva P-V típica de um sistema com instabilidade de tensão com características predominantemente local.



Fonte: Bonini e Alves (2010).

Nessa técnica é feita uma mudança de coordenadas do centro do feixe de retas para o ponto médio. O critério utilizado para se efetuar essa mudança das coordenadas do centro do feixe de retas é baseado na análise da evolução do *mismatch* total de potência. O uso desta análise propiciou uma redução do número de iterações, ou seja, as mudanças ocorreram antes de atingir-se o número máximo de iterações estipulado em torno de dez para a obtenção das curvas P-V.

Nessa metodologia foi utilizado o seguinte sistema de equações:

$$\begin{aligned} G(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= 0 \\ R(y, \lambda, \alpha, \beta) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - \beta([y] - [y^0]) = 0 \end{aligned} \quad (28)$$

em que  $\alpha$  e  $\beta$  são coeficientes angulares que definem a reta a ser utilizada, e  $[y]$  é a medida escalar do vetor  $\mathbf{y}=[y_1, \dots, y_n]^T$ , a qual pode ser escolhida dentre várias formas (Seydel 1994):

$$\begin{aligned} [y] &= y_k \text{ onde } k \text{ é qualquer um dos índices } 1 \leq k \leq n; \\ [y] &= \|\mathbf{y}\|_{\infty} = \text{máx.}\{|y_1|, |y_2|, \dots, |y_n|\} \\ [y] &= \|\mathbf{y}\|_2 = (y_1^2 + y_2^2 + \dots + y_n^2)^{1/2} \end{aligned} \quad (29)$$

As duas primeiras formas diz respeito à técnicas de parametrização local, enquanto que a última é uma técnica de parametrização global.

Considera-se  $[y] = \Sigma y_k$ , sendo  $\mathbf{y}$  o vetor das magnitudes ( $\mathbf{V}$ ) ou dos ângulos ( $\boldsymbol{\theta}$ ) das tensões nodais. O parâmetro  $\alpha$  é o coeficiente angular da reta que passa por um ponto escolhido “O” ( $\lambda^0, \Sigma y_k^0$ ) no plano formado pelas variáveis  $\lambda$  e  $\Sigma y_k$ . Nesse método escolheu-se  $\beta = 1$ .

O método mostrou-se eficiente para o traçado completo da curva P-V de qualquer sistema, incluindo os sistemas com instabilidade de tensão com características predominantemente local. Possui como vantagens a possibilidade do uso de um tamanho de passo fixo e a não necessidade de realizar troca de parâmetro durante o traçado da curva P-V, somente é feito algumas vezes uma mudança de coordenadas do centro do feixe de retas.

### 3.6.4 Fluxo de carga desacoplado rápido continuado modificado (FCDRCM)

Essa metodologia foi desenvolvida a partir da técnica de parametrização geométrica apresentada em (MAGALHÃES; BONINI; ALVES, 2010). Nesta técnica utiliza-se as equações seguintes nas quais se considera a junção de uma equação de reta que passa por um ponto escolhido  $(\lambda^0, V_k^0)$  no plano formado pelas variáveis fator de carregamento  $(\lambda)$  e magnitude da tensão nodal  $(V_k)$  de uma barra  $k$  qualquer:

$$\Delta R(V_k, \lambda, \alpha) = (V_k^1 - V_k^0) - \alpha (\lambda^1 - \lambda^0) = 0 \quad (30)$$

Obtém-se assim o seguinte sistema de equações:

$$\begin{aligned} \Delta P(\theta, V, \lambda) &= \lambda P^{\text{esp}} - P(\theta, V) = 0 \\ \Delta Q(\theta, V, \lambda) &= \lambda Q^{\text{esp}} - Q(\theta, V) = 0 \\ \Delta R(V_k, \lambda) &= (V_k^1 - V_k^0) - \alpha (\lambda - \lambda^0) = 0 \end{aligned} \quad (31)$$

Com a adição de mais uma equação  $(\Delta R)$ ,  $\lambda$  passa a ser tratado como uma variável dependente e  $\alpha$  é considerada 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 (seja não singular). Observa-se que a prefixação do valor de  $\alpha$  corresponde à técnica de previsão trivial ou polinomial modificada de ordem zero (SEYDEL, 1994); (CHIANG et al., 1995). Conforme apresentado em (MAGALHÃES; BONINI; ALVES, 2010), calcula-se o valor inicial de  $\alpha^1$  a partir das coordenadas de um ponto inicial escolhido  $O(\lambda^0, V_k^0)$  e dos seus respectivos valores obtidos para um caso base  $P(\lambda^1 = 1, V_k^1)$ ,  $\alpha^1 = (V_k^1 - V_k^0)/(\lambda^1 - \lambda^0)$ .

A partir do sistema de equações (31), a versão BX para o FCDRCM passa a ser:

$$\mathbf{B}' \Delta \theta = \Delta P \quad (32)$$

$$\mathbf{B}_m'' \begin{bmatrix} \Delta V \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta Q \\ \Delta R \end{bmatrix}$$

em que:

$$\mathbf{B}_m'' = \begin{bmatrix} \mathbf{B}'' & -Q_i^{\text{esp}} + \frac{G_{ii}}{B_{ii}} P_i^{\text{esp}} \\ \mathbf{e}_k & \alpha \end{bmatrix} \quad (33)$$

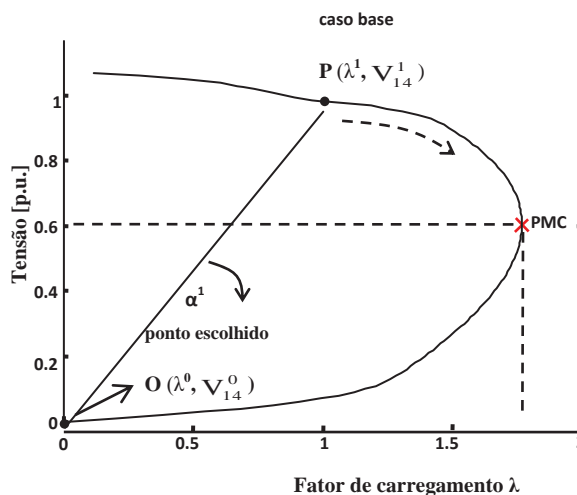
onde  $\mathbf{B}''$  é a matriz da versão BX do FCDR convencional (MONTICELLI, 1983; STOTT; ALSAC, 1974; ALVES et al., 2003).  $G_{ii}$  e  $B_{ii}$  são os elementos da diagonal das matrizes de condutância e susceptância nodal correspondente às barras PQ ( $i \in \{\text{barras PQ}\}$ ),  $\mathbf{e}_k$  é um vetor com todos os elementos nulos, exceto na coluna em que a variável será escolhida para determinar o plano em que se encontra o feixe de retas para o traçado da curva P-V e  $\alpha$  que é o coeficiente angular da reta e será o parâmetro da continuação.

### 3.6.4.1 Procedimento geral para traçado da curva P-V

Em função das análises realizadas definiu-se o seguinte procedimento geral para o traçado da curva  $\lambda - V_k$ .

1. Obtenha o ponto "P" para o caso base utilizando o FC convencional e calcule o correspondente valor do coeficiente angular da reta ( $\alpha^1$ ) que passa pelo ponto escolhido "O" ( $V_k^0 = 0,0$  p.u.,  $\lambda^0 = 0,0$ ), e pelo ponto "P" ( $\lambda^1 = 1$ ,  $V_k^1$ );
2. Obtenha os próximos pontos da curva  $\lambda - V_k$  aumentando gradualmente o valor de  $\alpha$ ,  $\alpha^{i+1} = \alpha^i + \Delta\alpha$ , com  $\Delta\alpha = 0,05$ ;
3. O PMC foi encontrado, então pare o processo, caso contrário retorne para o passo (1).

**Figura 15** - Reta inicial que passa por um ponto escolhido  $O(\lambda^0, V_k^0)$  e o ponto do caso base  $P(\lambda^1, V_k^1)$  no plano  $\lambda$ -  $V_k$ .



Fonte: Magalhães (2010).

As coordenadas iniciais do centro do feixe de retas, ponto "O", foram escolhidas de modo a possibilitar o traçado da curva P-V de qualquer sistema desejado. Inicialmente a escolha foi norteadada pela constatação de que o uso das variáveis de tensão cuja magnitude da tensão permanecia fixa no valor mínimo num trecho relativamente grande durante o traçado das curvas P-V, o valor a ser adotado inicialmente para a magnitude de tensão deveria ser inferior ao valor mínimo da faixa operativa normal de tensão adotada, no caso, inferior a 0,9 p.u. (MAGALHÃES; ALVES; BONINI, 2010).

Nessa metodologia foram utilizadas as coordenadas (0, 0) para o ponto "O". Outro ponto importante do FCDRCM é manter o parâmetro  $\alpha$  constante durante o traçado da curva P-V. A constatação de que o PMC foi alcançado é feita com base na troca de sinal da variável  $\lambda$ .

### 3.6.4.2 Resultados

A técnica apresentada utiliza o preditor de ordem zero, que usa a solução atual e um incremento fixo no parâmetro ( $V_k$  ou  $\lambda$ , e no caso do método proposto  $\alpha$ ) como uma

estimativa para a próxima solução. Para todos os testes realizados, a tolerância adotada para os *mismatches* foi de  $10^{-4}$  p.u. O primeiro ponto de cada curva é obtido com o método de FC convencional.

Os limites de potência reativa (Q) nas barras PV's são os mesmos utilizados no método convencional de FC. Em cada iteração a geração de reativos de cada uma dessas barras é comparada com seus respectivos limites. No caso de violação, ela é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras.

As cargas são modeladas como de potência constante e o parâmetro  $\lambda$  é usado para simular incrementos de carga ativa e reativa, considerando fator de potência constante. Cada aumento de carga é seguido por um aumento de geração equivalente usando  $\lambda$ . Em todos os casos, o passo (incremento) e o número máximo de meias-iterações considerado foram de 0,05 e 30, respectivamente.

A seguir são apresentados os principais resultados obtidos com a versão BX do FCDRCM. O traçado da curva P-V foi obtido considerando duas alternativas: na primeira foi considerado o conjunto de retas paralelas à reta que passa pela origem e pelas coordenadas do ponto correspondente ao caso base, ponto P nas figuras que se seguem; e na segunda foi considerado o conjunto de retas que passa pela origem (0; 0), ponto O nas figuras e que é o centro de feixe de retas, e os pontos da curva P-V obtidos incrementando gradualmente (i.e., com um passo fixo) o valor do coeficiente angular da reta ( $\alpha$ ).

Em ambas as alternativas a matriz  $B'$  é obtida e fatorada uma única vez. Por outro lado, a matriz  $B''$  é obtida e fatorada uma única vez na primeira alternativa, e a cada ponto na segunda alternativa. Observa-se que além disso, a matriz  $B''$  deverá ser refatorada sempre que ocorrer mudanças no tipo das barras PV para PQ, e novamente quando da sua redefinição para PQ.

Observa-se que mesmo nessas condições, o esforço computacional será bem menor que o da versão Newton devido não só à necessidade de se recalcularem a cada iteração todos os elementos da matriz Jacobiana, mas também devido à diferença da ordem de grandeza das matrizes envolvidas, no caso a Jacobiana e a  $B''$ .

### ***3.6.4.2.1 Desempenho do método proposto (FCDRCM) para o sistema IEEE 118***

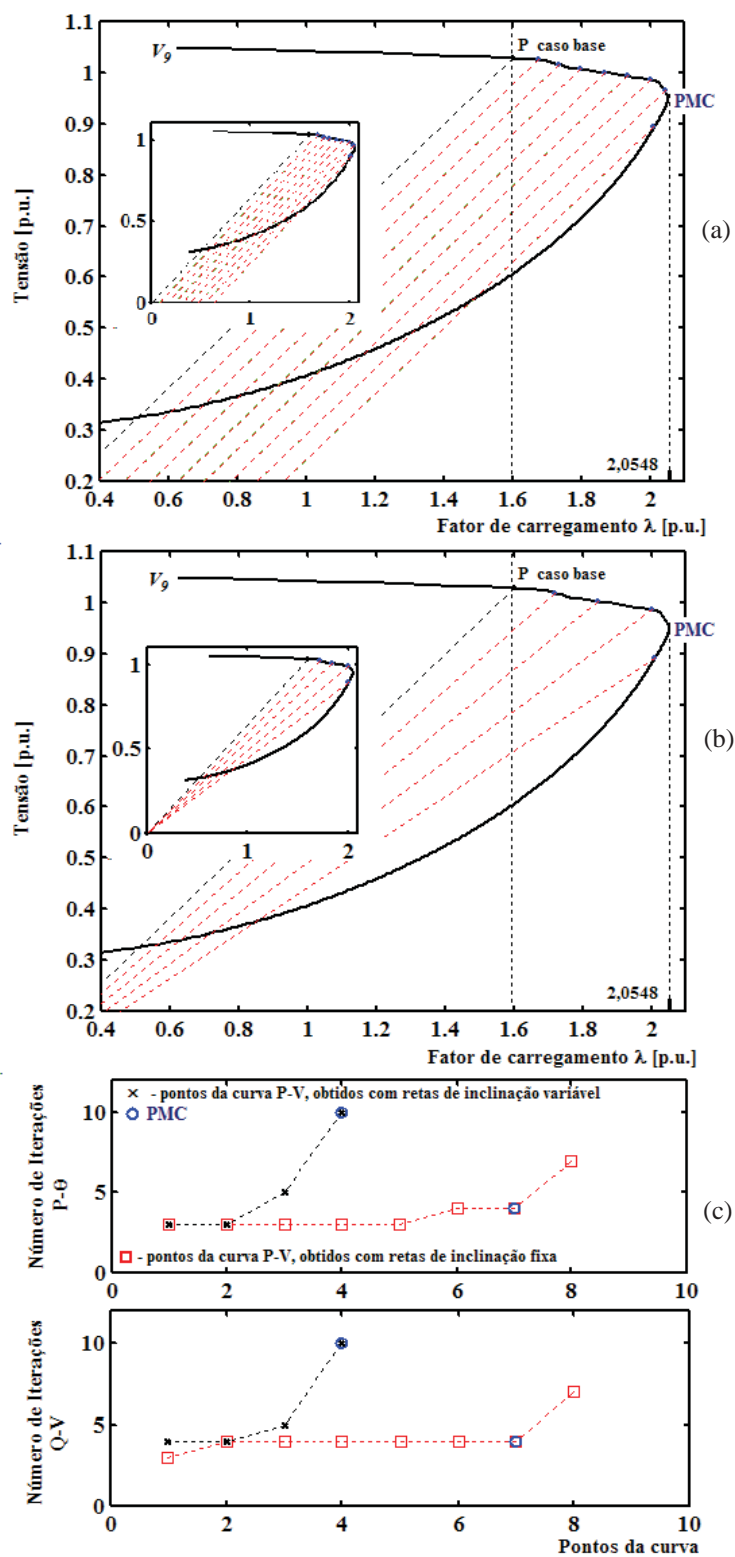
Na Figura 16 apresenta-se a aplicação do FCDRCM, considerando as duas alternativas, para o traçado da curva P-V do sistema IEEE-118 barras. Nas Figuras 16 (a) e (b) são mostradas as curvas P-V da barra crítica, magnitude de tensão da barra 9 ( $V_9$ ) como função de  $\lambda$ , para as duas alternativas. Nestas figuras podem ser vistos os pontos obtidos ao longo da curva, juntamente com as respectivas retas utilizadas e o ponto P considerado como caso base.

O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na Figura 16(c). Seguindo o procedimento, partindo-se do ponto P da Figura 16(a) ou (b) e considerando-se um passo de +0,05 para  $\alpha$ , o processo diverge para o segundo ponto após o PMC.

Observa-se que no caso da Figura 16(a) não existirá mais solução se o incremento for mantido porque não haverá mais interseção entre a reta e a curva P-V. Já no caso da figura 16(b) a divergência ocorre porque o processo ultrapassa o número máximo de meia-iterações especificado que é de 30. Em ambos os casos o passo de  $\alpha$  poderia ser reduzido e assim, mais pontos poderiam ser obtidos. Uma vez que o último ponto obtido já se encontra após o ponto de máximo carregamento (PMC), o cálculo de mais pontos torna-se desnecessário. A Figura 16(c) mostra que os números de iterações gastos no traçado permaneceram reduzidos.



**Figura 16** - Desempenho do método proposto para o sistema IEEE- 118 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.



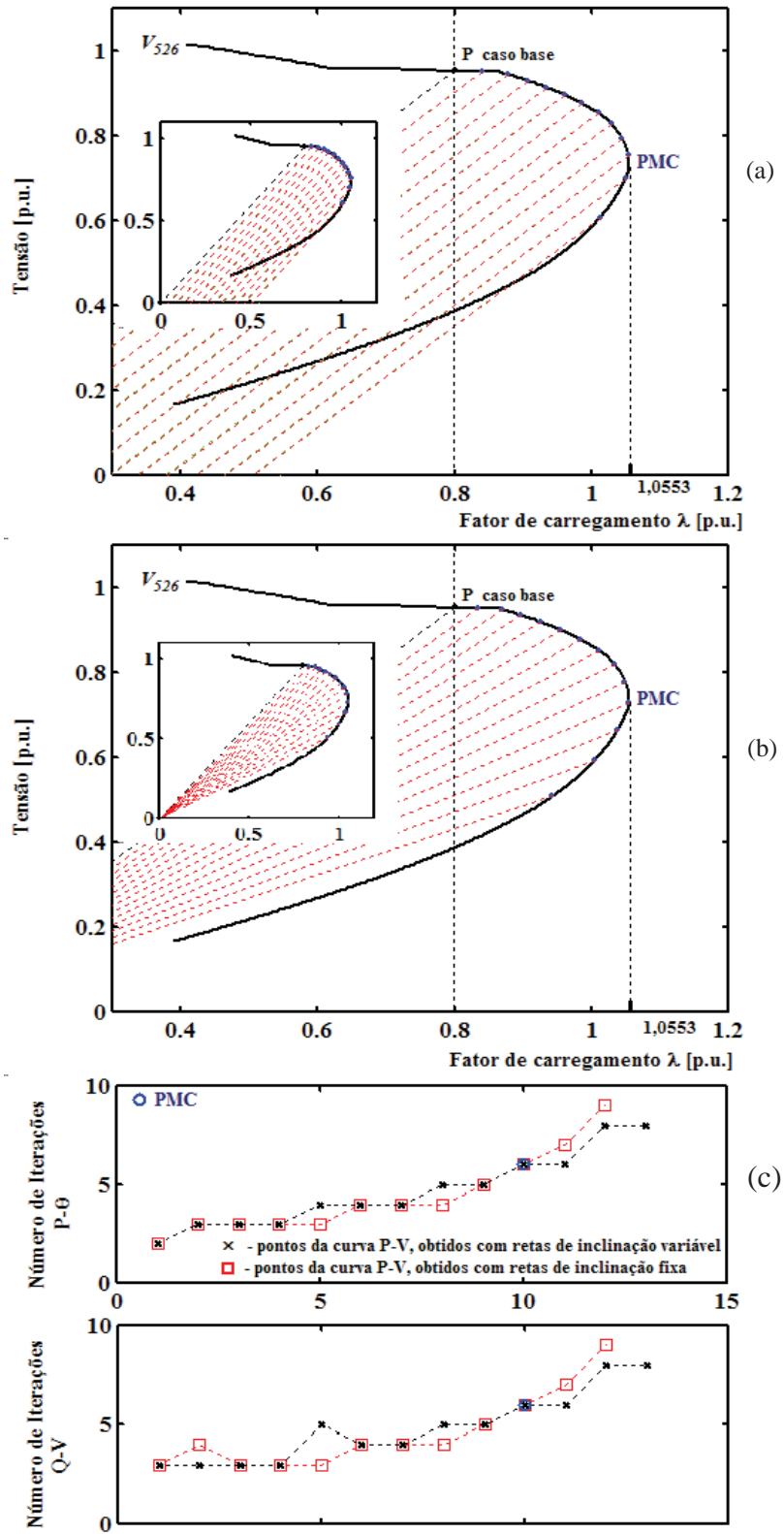
Fonte: Magalhães, Bonini e Alves (2011 b).

### ***3.6.4.2.2 Desempenho do FCDRCM para o IEEE 300***

Na Figura 17 apresenta-se o desempenho do FCDRCM para o traçado da curva P-V do sistema IEEE-300 barras. Nas Figuras 17(a) e (b) são mostradas as curvas P- V da barra crítica, magnitude de tensão da barra 526 ( $V_{526}$ ) como função de  $\lambda$ , para as duas alternativas. O número de iterações necessárias pelo passo corretor pode ser visto na Figura 17(c). Seguindo o procedimento, partindo-se do ponto P da Figura 17(a) ou (b) e considerando-se um passo de +0,05 para  $\alpha$ , o processo diverge para o terceiro e o quarto ponto após o PMC, respectivamente.

Observa-se que a divergência no caso da Figura 17(a) e (b) ocorre pelo fato de que no primeiro caso, não existirá mais solução se o incremento for mantido porque não haverá mais interseção entre a reta e a curva P-V. Já no segundo caso, porque o processo ultrapassou o número máximo de meias-iterações especificado. Os métodos mostraram-se um pouco mais eficientes para esse sistema do que para o anterior.

**Figura 17** - Desempenho do método proposto para o IEEE-300 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.



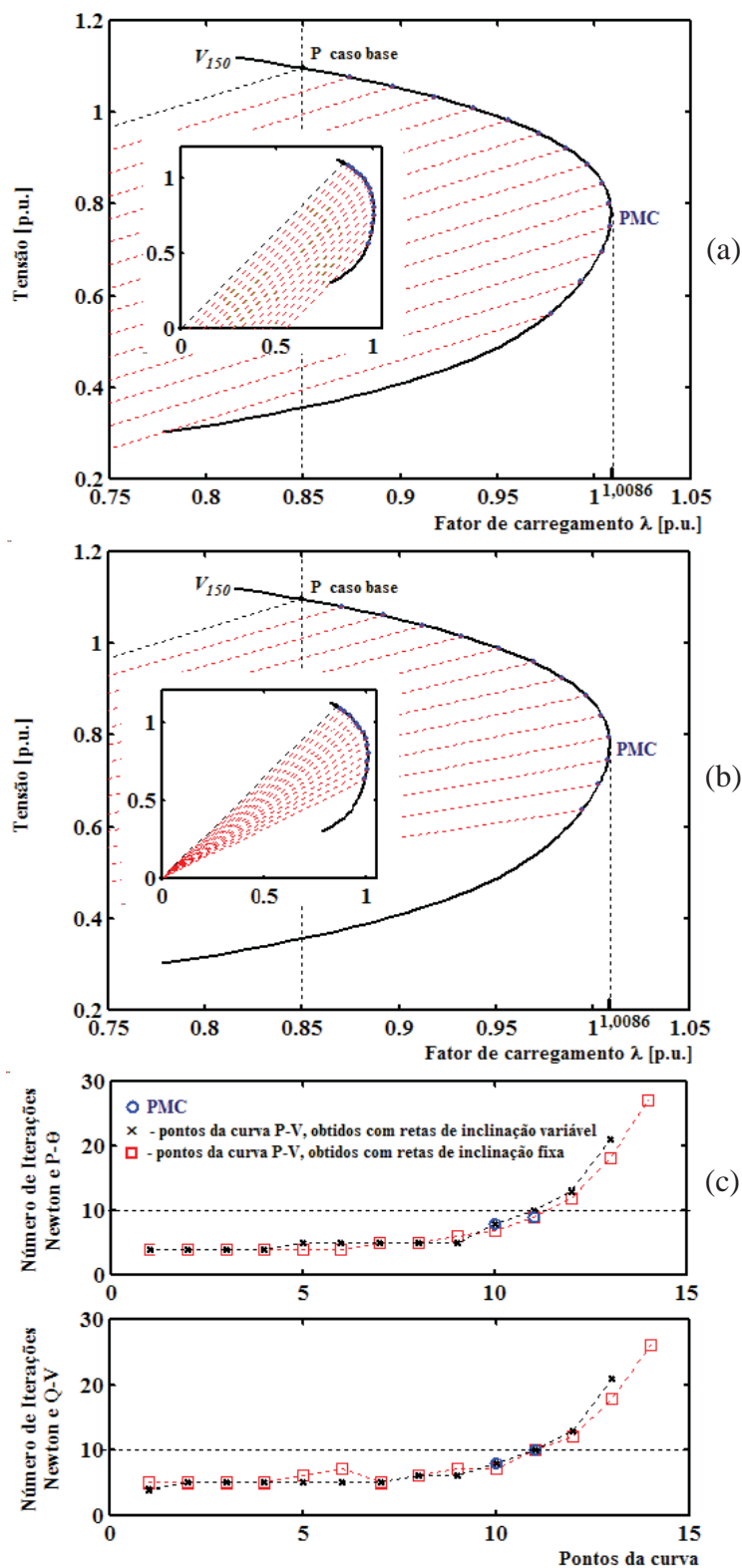
Fonte: Magalhães, Bonini e Alves (2011 b).

### ***3.6.4.2.3 Desempenho do FCDRCM para o Sul-Sudeste 638 Barras e Sul-Sudeste 787 Barras***

Observa-se que já no caso base o sistema Sul-Sudeste 638 barras encontra-se operando muito próximo de seu PMC. Nas Figuras 18(a) e (b), e 19(a) e (b), são mostradas as curvas P-V das respectivas barras críticas, magnitude de tensão da barra 150 ( $V_{150}$ ) e 576 ( $V_{576}$ ) como função de  $\lambda$ , para as duas alternativas. Os números de iterações necessárias pelo passo corretor podem ser vistos nas Figuras 18(c) e 19(c). Destas figuras verifica-se que os números de iterações gastos no traçado permaneceram reduzidos e que ambas as alternativas mostraram praticamente o mesmo desempenho.

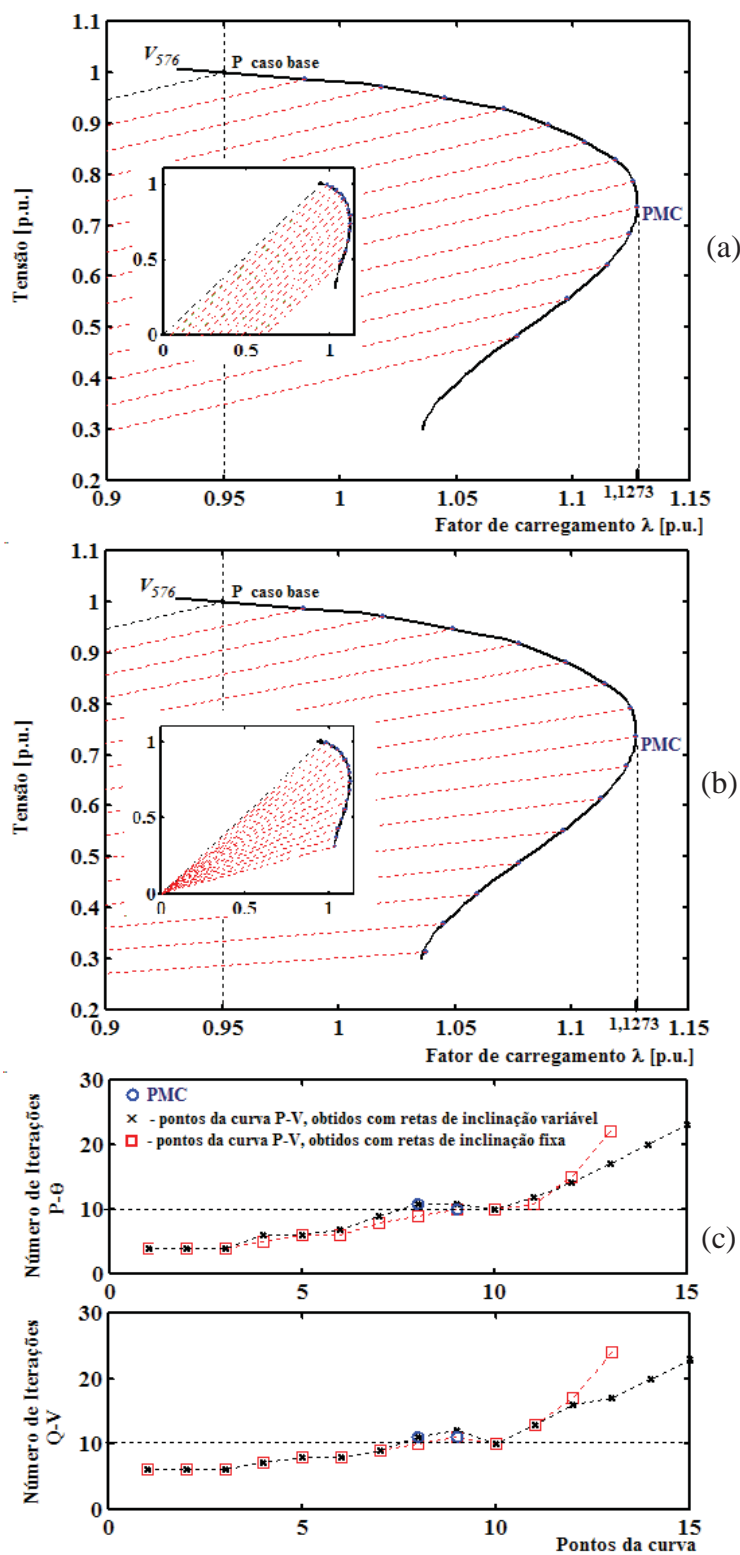
Com base nestes resultados se constata a viabilidade do uso das versões desacopladas para a obtenção do PMC, mesmo para os sistemas elétricos de potência de grande porte. Entretanto, deve-se ressaltar a necessidade ainda de um estudo mais detalhado dos critérios para determinar qual é a melhor estratégia para realizar a troca do centro do feixe de retas, bem como de, se necessário, se realizar a permuta entre as alternativas.

**Figura 18** - Desempenho do método proposto para o Sul-Sudeste 638 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.



Fonte: Magalhães, Bonini e Alves, (2011 b).

**Figura 19** - Desempenho do método proposto para o Sul-Sudeste 787 barras: (a) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas paralelas; (b) magnitude da tensão na barra crítica como função do carregamento, obtida considerando conjunto de retas que passa pelo centro de feixe de retas de coordenadas (0; 0); (c) número de iterações.



Fonte: Magalhães, Bonini e Alves, (2011 b).

#### 4 TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO GEOMÉTRICAS PROPOSTAS PARA O FLUXO DE CARGA CONTINUADO

Neste capítulo são apresentadas duas novas técnicas de parametrização geométricas desenvolvidas a partir da observação das trajetórias de soluções das equações do fluxo de carga apresentadas em (GARBELINI et al., 2007). A primeira diz respeito à adição de uma equação do segundo grau obtida com base no método de interpolação polinomial de Lagrange e na função de perda total de potência ativa (Pa) essa equação é acrescida ao conjunto de equações básicas do fluxo de carga continuado. A respectiva técnica encontra limitações para sistemas com problemas de instabilidade de tensão com característica predominantemente local como é o caso do sistema 904 barras do Sudoeste americano, mas a segunda técnica soluciona tal limitação. A segunda ferramenta de análise estática se inicia com a reescrita da equação de perda total de potência ativa em função da potência ativa gerada na barra *slack*, usando as coordenadas do feixe de retas de um ponto situado entre dois pontos próximos do PMC. Em caso de divergência, usa a evolução do *mismatch* total de potência, em vez de um passo fixo para alterar as coordenadas do feixe de retas, e considera a perda total de potência ativa normalizada pelo seu valor do caso base. Com estas implementações as técnicas propostas permitem o traçado completo das curvas P-V, a obtenção do PMC e a avaliação da margem de estabilidade de tensão dos sistemas elétricos de potência.

As técnicas de parametrização geométricas propostas mostram robustez e também simplicidade e facilidade de implementação e interpretações. São aplicadas para obter o PMC e o traçado completo das curvas P-V do sistema IEEE 300 - barras e de três sistemas carregados reais de grande porte, tais como: sistemas de 638 e 787 barras que correspondem a partes do sistema Sul-Sudeste brasileiro, e de um sistema 904 barras do Sudoeste americano. Os resultados mostram que os métodos atuais apresentam boas características de convergência e o PMC pode ser calculado com especificada precisão, sem os problemas numéricos relacionados com a singularidade.

A seguir apresentam-se os principais problemas enfrentados pelas técnicas de parametrização para o fluxo de carga continuado com relação à escolha do parâmetro da continuação o que favorece o desenvolvimento de técnicas mais refinadas e menos dependentes de parâmetros.

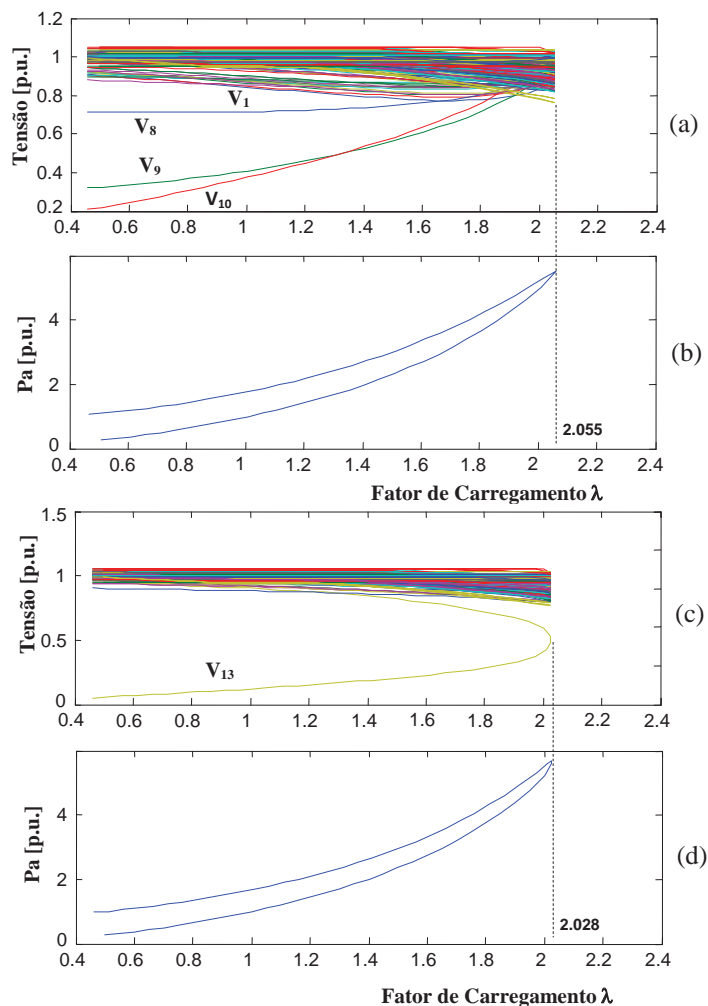
#### 4.1 TÉCNICAS DE PARAMETRIZAÇÃO E OS PROBLEMAS RELACIONADOS COM A ESCOLHA DO PARÂMETRO DA CONTINUAÇÃO

O uso da técnica de parametrização local (AJJARAPU; CHRISTY, 1992), descrita em 3.6 referente ao capítulo que aborda o fluxo de carga continuado, pode apresentar dificuldades como será apresentado nas Figuras 20 (a), 20 (b), 21 (a), 21 (c), 21 (d) e 21 (f), já que, o conjunto de barras cuja magnitude de tensão pode ser utilizada como parâmetro da continuação pode ser limitado, especialmente em sistemas com um grande número de barras de geração (PV), e os que têm problemas de instabilidade de tensão local. Nestes sistemas, a curva P-V da maioria das barras apresenta um nariz agudo. O fator de carregamento e a magnitude da tensão sofrem uma inversão simultânea em sua tendência de variação, ou seja, os narizes são coincidentes, assim, ambas as matrizes Jacobianas são singulares no PMC (BONINI; ALVES, 2008), como se pode verificar dos determinantes normalizados ( $|\mathbf{J}_\lambda|$ ,  $|\mathbf{J}_{V_9}|$ ) apresentados nas Figuras 21 (a) e 21 (c). Como afirmado em (ZHAO; ZHANG, 2006), mesmo a técnica de parametrização do comprimento de arco (CHIANG et al., 1995; LI; CHIANG, 2008) não consegue obter o PMC para curvas P-V com nariz agudo.

O objetivo das próximas figuras é mostrar em detalhes as dificuldades presentes durante a escolha do parâmetro da continuação. A explicação pode ser útil para uma melhor compreensão das dificuldades mais relevantes a serem superadas e também para desenvolver um procedimento eficiente e automático para traçar curvas P-V de sistemas elétricos de potência. Nestas figuras pode-se observar a curvatura da curva P-V de algumas variáveis que são candidatas a serem utilizadas como parâmetro da continuação. Na Figura 20 (a) é mostrado que próximo do PMC, pelo menos, quatro magnitudes de tensão ( $V_1$ ,  $V_8$ ,  $V_9$ ,  $V_{10}$ ) podem ser utilizadas como parâmetro da continuação na técnica de parametrização local. Enquanto que, na Figura 20 (c) que mostra uma condição de operação com características de instabilidade predominantemente local, somente a magnitude de tensão da barra 13 ( $V_{13}$ ) poderia ser usada como parâmetro.



**Figura 20** – sistema IEEE 118-barras: (a) curvas P-V para o caso base, (b) perda total de potência ativa (Pa) em função do fator de carregamento ( $\lambda$ ) para o caso base, (c) curvas P-V para um caso de contingência (saída de linha de transmissão entre a barra 11 e 13), (d) curva  $\lambda$ -Pa para um caso de contingência (saída da linha de transmissão entre as barras 11 e 13).

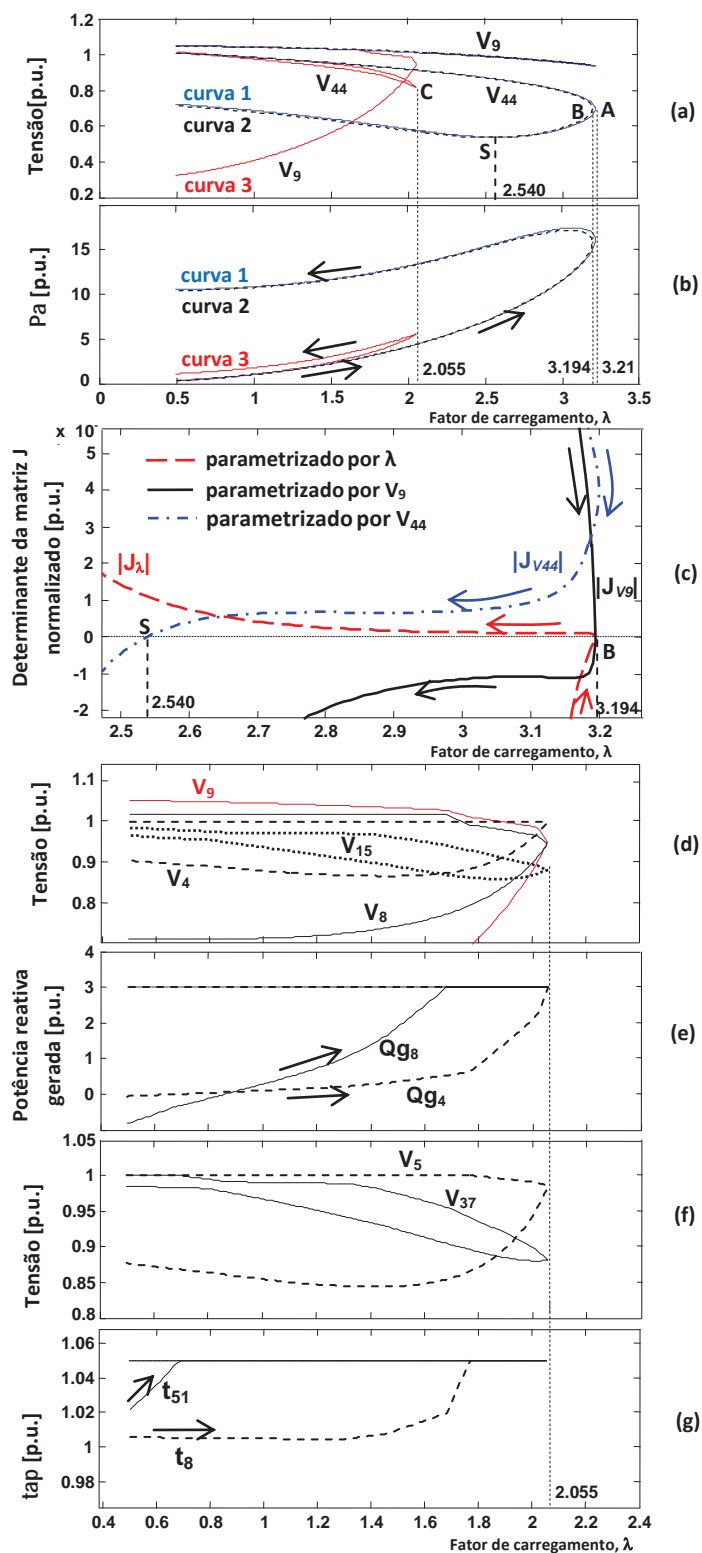


Fonte: Dados do próprio autor.

Na Figura 21 mostra-se o PMC ("A", "B" e "C") de três condições de operação: sem controle de limite de potência reativa e *tap*, com limites de *tap*, e com o controle de ambos os limites de potência reativa e de *tap*. Na Figura 22 mostram-se as curvas P-V pré e pós - contingência para a retirada de uma linha de transmissão. É importante notar que, em geral, estas curvas não são previamente conhecidas e as suas curvaturas podem ser muito diferentes umas das outras devido a alterações nas condições operacionais, tais como os limites de potência reativa ( $Q_g$ ) de geradores síncronos e condensadores, os limites de *tap* de transformadores, e retiradas de linhas de transmissão. Das figuras 21 (d) e (e) pode-se verificar que as magnitudes de tensão das barras 4 e 8 ( $V_4$  e  $V_8$ ) são mantidas constantes,

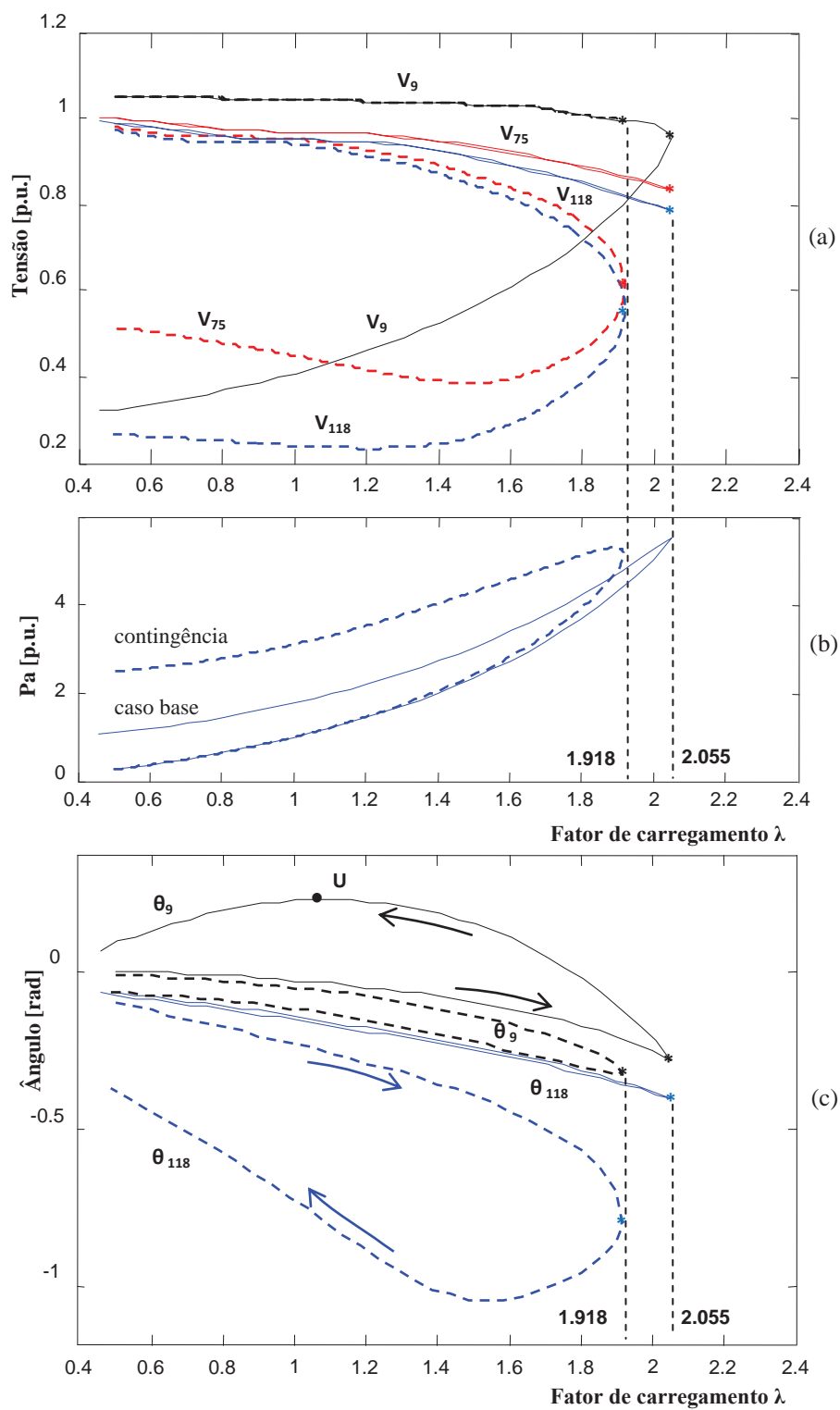
enquanto as respectivas potências reativas geradas ( $Q_{g4}$  e  $Q_{g8}$ ) estão dentro dos respectivos limites. Quando os seus limites superiores são atingidos, passam a ser tipo PQ. Então, como o sistema é progressivamente carregado, as magnitudes de tensão começam a cair e as potências reativas geradas serão mantidas constantes. Nota-se a partir das Figuras 21 (f) e (g) que, enquanto o *tap* de transformador ( $t_8$ ) permanece dentro dos seus limites superiores e inferiores (1,05 e 0,95, respectivamente), a magnitude da tensão ( $V_5$ ) é mantida constante. Quando ela atinge o seu limite máximo do *tap*, a magnitude da tensão começa a cair. O mesmo não acontece com o *tap* de transformador ( $t_{51}$ ) que é mantido constante em seu valor máximo em todo o processo e, portanto, praticamente não regula a magnitude da tensão na barra 37 ( $V_{37}$ ). Assim, tais variáveis ( $V_4$ ,  $V_5$ ,  $V_8$ ,  $V_{37}$ ,  $t_{51}$  e  $t_8$ ) não são apropriadas para traçar as curvas P-V completas já que em muitos casos, ou seus valores permanecem constantes ao longo de uma grande parte da curva, ou ambas as matrizes Jacobianas são singulares no PMC, ou como no caso das magnitudes de tensão das barras 9, 75 e 118, que são apropriadas como parâmetro da continuação em uma determinada condição de operação (Figura 22), mas não são para outras condições, como para a contingência da linha de transmissão apresentada na Figura 18, porque muitas vezes há uma coincidência de narizes. O mesmo pode ser dito sobre as variáveis  $V_9$  e  $V_{44}$  mostradas na Figura 21 (a). As variáveis de ângulo podem ter singularidades não só no ponto de máximo carregamento, mas também na parte superior da curva. Ver ponto L na curva  $\lambda - \theta_9$  mostrada na Figura 22 (c).

**Figura 21** - sistema IEEE 118-barras: (a) o efeito de limites para as curvas P-V, (b) perda total de potência ativa (Pa) em função do fator de carregamento ( $\lambda$ ), ou seja, a curva  $\lambda$ -Pa, (c) determinantes normalizados, (d) magnitudes de tensão na barra crítica (9) e nas barras PV (4, 8 e 15), (e) potências reativas geradas pelas barras PV, (f) magnitudes de tensão na barra controlada por tap, (g) variações dos taps de transformadores.



Fonte: Dados do próprio autor.

**Figura 22** - Desempenho do sistema IEEE 118-barras para o caso base e para a contingência do ramo (linha de transmissão entre as barras 69 e 75) 116: (a) curvas P-V, (b) curva  $\lambda$ -Pa, (c) os ângulos de tensão.



Fonte: Dados do próprio autor.

Considerando todos os problemas acima mencionados, pode tornar-se muito difícil escolher entre todos os possíveis parâmetros aqueles que permitam o traçado completo da curva P-V. Em geral, será necessária uma abordagem para definir as alterações dos parâmetros durante o processo de cálculo. Além disso, pode ser também necessário trocar o parâmetro algumas vezes durante o processo de traçado da curva P-V. Apesar de todo esse cuidado, muitas vezes a singularidade não é removida. Várias técnicas de parametrização globais têm sido propostas para superar essas dificuldades e proporcionar algoritmos com boas características de convergência e eficiência computacional (CHIANG et al., 1995; ALVES, 2000; ALVES et al., 2003, GABERLINI et al., 2007, ZHAO; ZHANG, 2006).

As técnicas que usam o comprimento de arco (CHIANG et al., 1995), potência reativa de uma barra PV (ALVES et al., 2003) e as perdas de potência ativa (ALVES, 2000) como parâmetro, são alguns exemplos de técnicas de parametrização globais. A utilização dessas técnicas é interessante quando a curvatura da trajetória de soluções em todos os sistemas analisados é semelhante, e porque esta característica irá simplificar os passos necessários para o sucesso do método. Por exemplo, uma vez que a equação da potência reativa de uma barra PV já está incluída num programa de fluxo de carga convencional, é vantajoso utilizá-la como parâmetro, porque será necessário apenas uma modificação simples, que é a substituição de uma coluna correspondente à nova variável  $\lambda$ . No entanto, nem todas as trajetórias resultantes serão semelhantes para todos os sistemas.

Para obter um novo ponto de operação só é necessário especificar o valor da potência reativa (Q) de qualquer barra PV cuja potência reativa gerada está dentro de seus limites. No entanto, a utilização deste parâmetro para a obtenção do PMC foi possível apenas para poucas barras de alguns sistemas. Geralmente, as barras PVs atingem os seus limites antes ou muito próximo do PMC, como mostrado na Figura 21 (e). Inicialmente, ambas as potências reativas estão dentro dos seus limites, e assim, qualquer uma delas pode ser usada como parâmetro. Entretanto quando o sistema se aproxima do seu PMC, ambos os geradores atingem os seus limites de potência reativa gerada. Assim, será necessário um procedimento automático para escolher aquela que está dentro dos seus limites. Para alguns sistemas isso nunca acontece, todas as barras atingem seus limites de potência reativa gerada antes ou no PMC.

Observe também que para estas barras PVs, as trajetórias resultantes não são semelhantes. Por conseguinte, a potência reativa gerada nas barras PVs pode não ser o parâmetro mais adequado para a obtenção do PMC. Como pode ser visto a partir das Figuras

20 (b), 20 (d), 21 (b) e 22 (b), as curvas de perda total de potência ativa ( $P_a$ ) apresentam curvatura similar para todas as condições de operação e, por conseguinte  $P_a$ , é uma forte candidata para ser usada como parâmetro alternativo. Por conseguinte, para evitar a troca de parâmetro ao longo do traçado da curva P-V, na técnica de parametrização proposta em Alves (2000), a equação que se segue é adicionado a equação (2) que se refere ao sistema de equações básicas do FCC.

$$W(\theta, V, \lambda, \mu) = \mu F^1 - F(\theta, V) = 0 \quad (34)$$

onde  $F(\theta, V)$  e  $F^1$  correspondem à equação de perda total de potência ativa ( $P_a$ ) e seu respectivo valor calculado no caso base.

Como uma nova equação é adicionada ao problema,  $\lambda$  pode ser tratada como uma variável dependente, ao passo que a nova variável ( $\mu$ ) é considerada como parâmetro. Consequentemente para se obter um novo ponto de operação, incluindo o  $\lambda$ , é necessário especificar uma quantidade de  $P_a$  através de um valor preestabelecido para  $\mu$ . Por exemplo, para  $\mu = 1$ , a solução convergida deve resultar em  $\lambda = 1$ . Os outros pontos sobre a curva P-V podem ser determinados por meio de sucessivas soluções do sistema formado pelas equações (2) e (34) que adota um tamanho de passo fixo para o valor do parâmetro  $\mu$ . Lembrando que o preditor polinomial modificado de ordem zero (ou preditor trivial) utiliza um tamanho de passo fixo para o parâmetro e a solução atual como uma estimativa para a próxima solução. No entanto, este método só conseguiu obter o PMC de sistemas pequenos, porque, muitas vezes, para sistemas reais maiores, as matrizes Jacobianas têm singularidades próximo do PMC. Portanto, não é possível a obtenção do PMC incrementando quaisquer destes parâmetros ( $\lambda$  ou  $\mu$ ). Uma vez que os problemas numéricos ainda prevalecem na região do PMC, em Gaberlini et al. (2007), foi proposto a adição de uma equação de reta, que passa por um ponto escolhido ( $\lambda^0, P_a^0$ ) no plano determinado pelo  $\lambda$  e  $P_a$  (item 3.6.1).

Apesar da adição dessa equação de reta ter permitido a determinação do PMC de vários sistemas teste, o método não foi capaz de determinar o PMC de alguns sistemas reais de grande porte, particularmente quando estes apresentam problemas locais de instabilidade de tensão.

## 4.2 METODOLOGIA PROPOSTA

Conhecido os problemas relacionados à escolha do parâmetro da continuação é proposta inicialmente uma técnica de parametrização geométrica para o método fluxo de carga continuado baseada na interpolação polinomial de Lagrange (subitem 3.3.4, preditor não linear), ou seja, o recurso de parametrização geométrica é associado à interpolação e empregado junto ao FCC no processo de obtenção do ponto de máximo carregamento e na correção da curva trajetória de soluções (curva P-V) em sistemas elétricos de potência.

Para a realização do traçado da curva P-V e a determinação do PMC e da margem de carregamento do sistema, uma equação polinomial do segundo grau baseada no método de interpolação de Lagrange é ajustada à função de perda total de potência ativa ( $P_a$ ). A equação de segundo grau que será adicionada ao sistema de equações básicas do FCC, passa por três pontos no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o fator de carregamento.

Essa equação é representada da seguinte forma:

$$\Delta W(\theta, V, \lambda, \alpha) = P_a(\theta, V) - (a(\lambda + \alpha)^2 + b(\lambda + \alpha) + c) = 0 \quad (35)$$

A primeira equação de parábola é dada pelo polinômio interpolador de Lagrange através da equação (9) (interpolação de Lagrange).

A escolha de um polinômio do segundo grau (em que  $P_n(x) = ax^2 + bx + c$  é a função quadrática,  $x$  representa o fator de carregamento ( $\lambda$ )) se deve à característica aproximadamente quadrática apresentada pelas trajetórias da função de perda total de potência ativa em função do fator de carregamento dos sistemas para os três sistemas analisados, Figura 23. Além disso, essas trajetórias apresentam curvatura semelhante para todas as condições de operação.

Assim, o sistema de equações básicas do FCC passa a ser representado da seguinte forma:

$$\begin{aligned}
\Delta P(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= P^{\text{esp}}(\lambda) - P(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta Q(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= Q^{\text{esp}}(\lambda) - Q(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= Pa(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) - ((a - \alpha)\lambda^2 + b\lambda + c) = \mathbf{0}
\end{aligned} \tag{36}$$

em que  $P_n(x) = ax^2 + bx + c$ , sendo  $x$  o fator de carregamento ( $\lambda$ ). Os coeficientes  $a$ ,  $b$  e  $c$  são calculados através do desenvolvimento do produto do coeficiente do polinômio interpolador de Lagrange, enquanto que  $\alpha$  é o parâmetro que determina as novas equações de parábolas.

Assim o novo sistema de equações considerando a normalização é dado por:

$$\begin{aligned}
\Delta P(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \lambda P^{\text{esp}} - P(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta Q(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \lambda Q^{\text{esp}} - Q(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta W(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \frac{Pa(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{Pa_{\text{caso base}}} - (a(\lambda + \alpha)^2 + b(\lambda + \alpha) + c) = 0
\end{aligned} \tag{37}$$

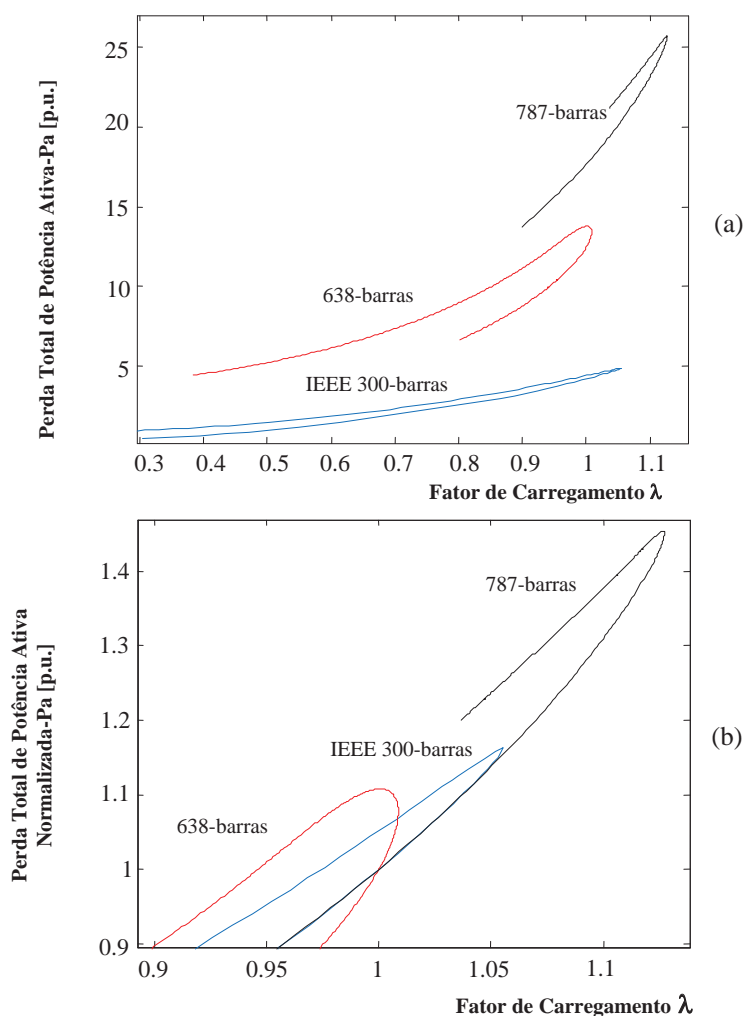
Em que os coeficientes da função quadrática  $a$ ,  $b$  e  $c$  são calculados por (10) e  $\alpha$  é a nova variável que determina as novas funções quadráticas.  $Pa_{\text{caso base}}$  corresponde ao valor da perda total de potência ativa calculada no caso base. Como uma nova equação é adicionada  $\lambda$  passa a ser tratada como variável dependente e  $\alpha$  é considerada como parâmetro. O fluxo de carga continuado proposto utiliza o preditor polinomial de ordem zero ou trivial (SEYDEL, 1994).

Note a partir da Figura 23 (a) que os dois eixos não têm a mesma escala, como recomendado em (MANSOUR, 1993). Apesar de estar em p.u., os valores numéricos de  $Pa$  são muito diferentes dos do fator de carregamento e também podem apresentar uma grande variação para diferentes sistemas elétricos de potência.

A fim de facilitar e simplificar a definição de um processo eficiente de controle de tamanho do passo, os valores da perda total de potência ativa são normalizados pelo valor do caso base. Como mostrado na Figura 23 (b), utilizando a normalização, os valores das duas variáveis,  $\lambda$  e  $Pa$ , permanecem dentro da mesma gama de valores numéricos.



**Figura 23** - Curvas  $\lambda - P_a$  para os sistemas analisados: (a) sem normalização, (b) com normalização.



Fonte: Dados do próprio autor.

### 4.3 RESULTADOS

Para todos os testes realizados, a tolerância adotada para os *mismatches* de potência é igual a  $10^{-5}$  p.u. O controle dos limites de potência reativa (Q) nas barras PV's é o mesmo utilizado no método convencional de FC. Em cada iteração a geração de reativos de cada uma dessas barras é comparada com seus respectivos limites. No caso de violação, ela é alterada para tipo PQ. Estas barras podem voltar a ser PV nas iterações futuras. Cada incremento de carga é seguido por um incremento de geração equivalente usando  $\lambda$ . O objetivo dos testes é

mostrar a eficiência e robustez do método proposto no traçado da curva P-V dos sistemas elétricos de potência.

#### 4.3.1 Resultados do FCCP para o sistema IEEE-300 Barras

Na Figura 24 apresenta-se o desempenho do método proposto para o sistema IEEE-300 barras, considerando a equação de uma função quadrática localizada no plano  $\lambda$ -Pa e  $\alpha$  como o parâmetro da continuação. Na Figura 24(a) apresenta-se a curva perda total de potência ativa (Pa) em função do fator de carregamento ( $\lambda$ ).

O processo para o traçado da curva inicia-se a partir do caso base ( $\lambda = 1$ ). Os três primeiros pontos são obtidos por um fluxo de carga continuado ou um fluxo de carga convencional. Os demais pontos sobre a curva  $\lambda$ -Pa foram determinados por meio de sucessivas soluções de (37) e adotando um valor fixo de 0,002 para o tamanho do passo do parâmetro ( $\Delta\alpha$ ). Este valor foi adotado para calcular alguns pontos ao longo da curva.

Note, a partir da Figura 24(b), as partes inferior e superior da curva  $\lambda - Pa$  tem praticamente a mesma inclinação, a menos de um sinal oposto. Em tais casos o fator de carregamento e a perda total de potência mostraram uma inversão simultânea na sua tendência de variação, isto é, os narizes são coincidentes.

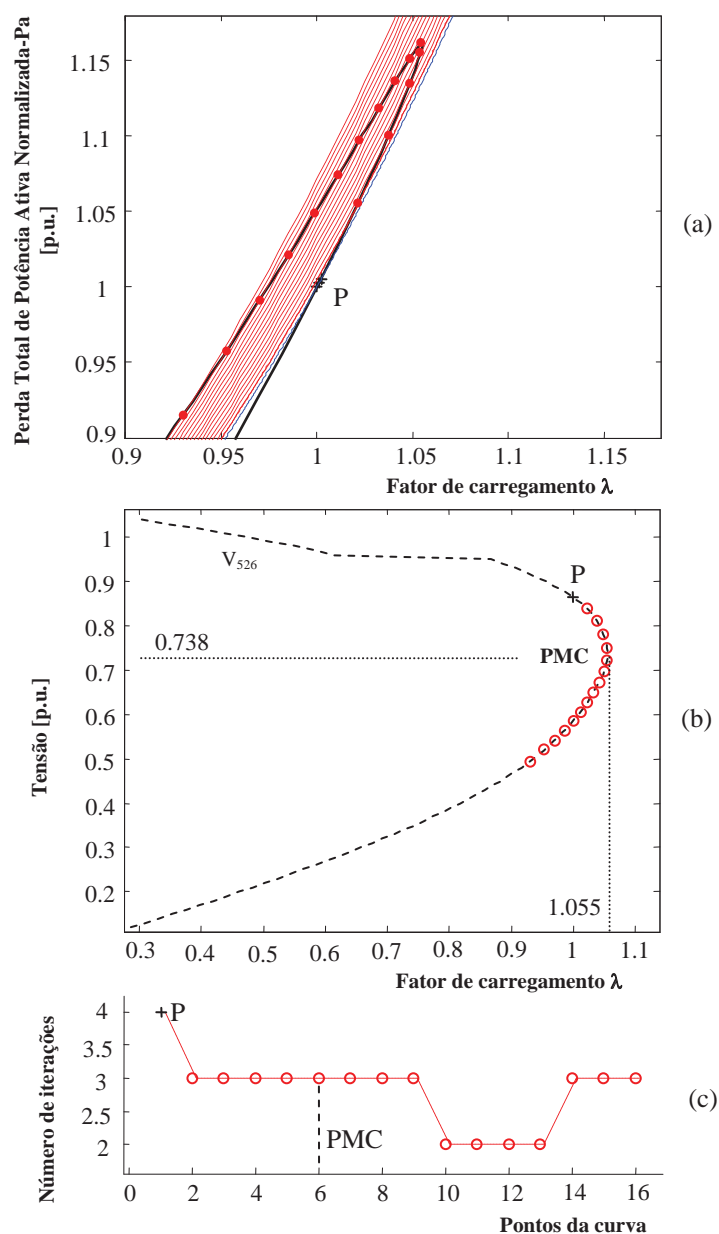
Isto significa que ambas as matrizes Jacobianas do FCC utilizando o fator de carregamento ou a perda total de potência ativa como parâmetro são singulares no PMC. Assim, estas variáveis não podem ser utilizadas como parâmetros para determinar o PMC porque o método apresenta dificuldades numéricas na vizinhança desse ponto. Além disso, como pode ser visto na Figura 24 a metodologia apresentada permite a determinação do PMC sem os problemas numéricos relacionados com a singularidade da matriz Jacobiana.

Na Figura 24(b) mostra-se a curva P-V da barra crítica obtida com os pontos armazenados durante o traçado da curva  $\lambda - Pa$  para os correspondentes valores da magnitude de tensão ( $V_{526}$ ) e  $\lambda$ . Os valores de  $\lambda$  e  $V_{526}$  no PMC foram respectivamente 1,055 p.u. e 0,738 p.u.

Na Figura 24(c) mostra-se o número de iterações utilizados para obter a curva. Pode-se concluir que o método proposto consegue encontrar cada um dos pontos sobre a curva, incluindo o PMC, com um reduzido número de iterações e sem a necessidade de redução do

passo ou troca de parâmetro. Observe também que ocorre um controle automático do tamanho do passo em torno do PMC, mesmo usando um tamanho de passo fixo ( $\Delta\alpha$ ). Isto dá a vantagem adicional de fornecer automaticamente um maior número de pontos na região do PMC.

**Figura 24** - Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 300-barras: (a) curve  $\lambda$ -Pa, (b) curva P-V da barra crítica 526, (c) número de iterações.



Fonte: Dados do próprio autor.

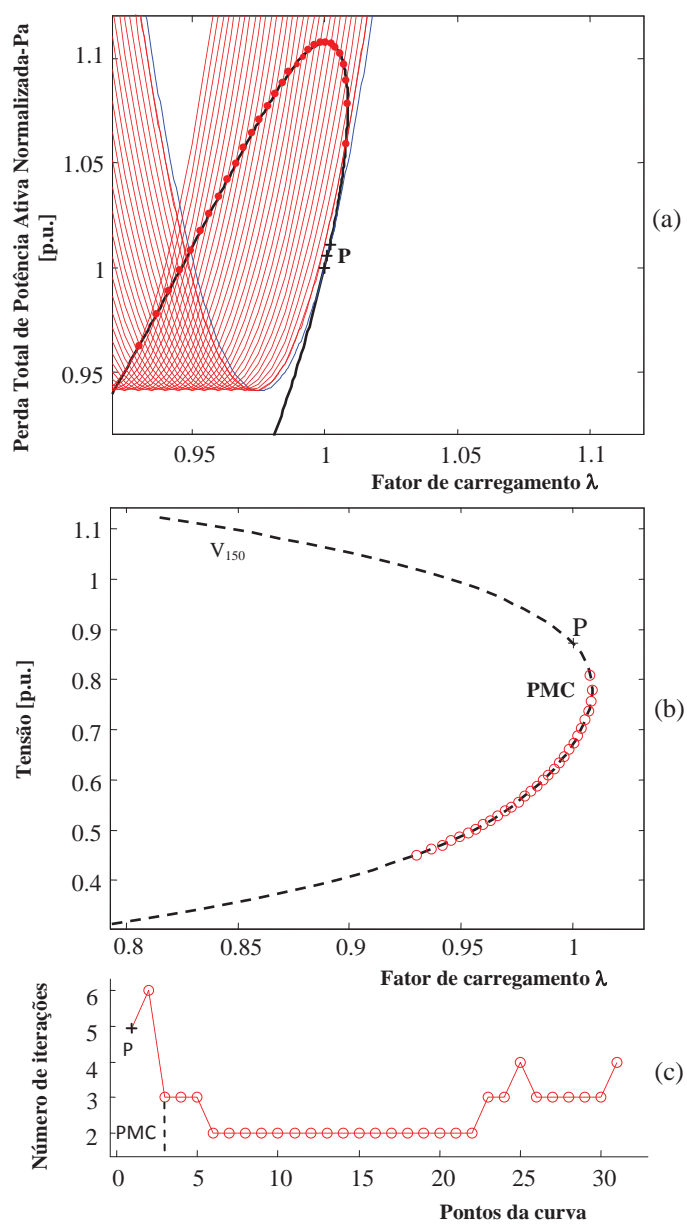
### 4.3.2 Resultados do FCCP para sistemas reais de grande porte

Nas Figuras 25 e 26 mostram-se os resultados do FCCP para os sistemas 638 e 787 barras do sistema Sul-Sudeste brasileiro. Estes sistemas são muito carregados, particularmente o 638 barras que é um sistema muito estressado em condições de funcionamento. Seu PMC é igual a 1,0087 p.u., ou seja, um ponto de operação muito próximo ao caso base.

Nas Figuras 25 (a) e 26 (a) mostram-se as curvas  $\lambda$ -Pa, enquanto que as Figuras 25 (b) e 26 (b) apresentam as respectivas curvas P-V obtidas com os pontos armazenados durante o traçado da curva  $\lambda$ -Pa para os correspondentes valores da magnitude da tensão ( $V_{150}$  e  $V_{576}$ ) e o fator de carregamento  $\lambda$ .

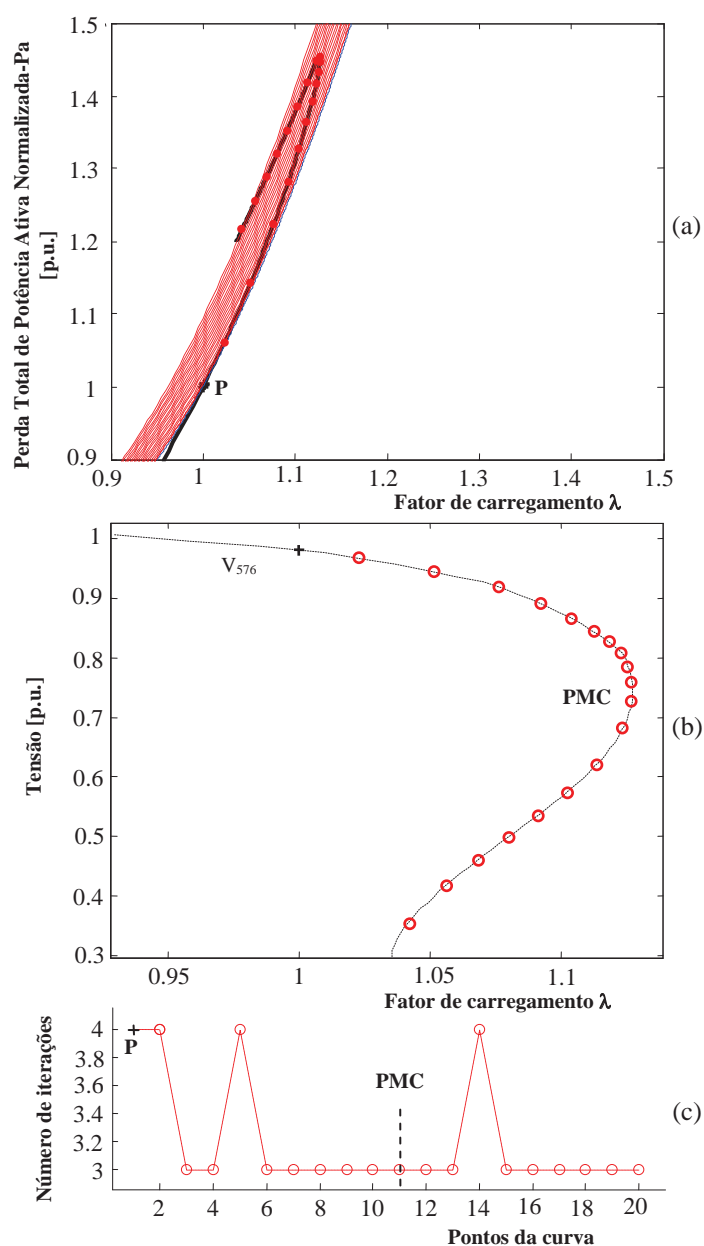
Figuras 25 (c) e 26 (c) apresentam o número de iterações utilizado para obter cada um dos pontos das curvas. Nota-se que o FCCP consegue encontrar todos os pontos da curva, tanto nas proximidades do PMC como também além deste, fornecendo as soluções corretas para as partes superiores e inferiores da curva com um número pequeno de iterações.

**Figura 25** - Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 638-barras: (a) curva  $\lambda$ -Pa, (b) curva P-V da barra crítica 150, (c) número de iterações.



Fonte: Dados do próprio autor.

**Figura 26** - Desempenho do FCCP para o sistema IEEE 787-barras: (a) curva  $\lambda$ -Pa , (b) curva P-V da barra crítica 576, (c) número de iterações.



Fonte: Dados do próprio autor.

O uso das parábolas em geral mostrou-se eficiente visto que permite o traçado completo da curva P-V com um número de iterações relativamente baixo para os sistemas do IEEE e os reais de grande porte. Entretanto, não possibilita o traçado da curva P-V para sistemas com problemas de instabilidade de tensão local, como é o caso do sistema 904 barras do Sudoeste americano. Diante dessa limitação propôs-se a adição de uma equação de reta

que passa por um ponto no plano formado pelas variáveis perda total de potência ativa e o fator de carregamento. Com esse intuito reescreve-se a perda total de potência ativa ( $P_a$ ) como uma função da potência ativa gerada pela barra *slack* ( $P_{g_s}$ ). Aqui o objetivo é evitar a degradação da esparsidade da matriz Jacobiana, uma vez que a equação (19), que considera a equação de perda total de potência ativa, introduz uma linha de elementos não-nulos na matriz Jacobiana aumentada. Por outro lado, a utilização da potência ativa da barra *slack* não afeta a esparsidade da matriz Jacobiana. A Tabela 1 mostra o tamanho da matriz Jacobiana aumentada e o número total de elementos adicionados pelo método proposto e o proposto em (GARBELINI et al., 2007).

**Tabela 1** - Comparação entre o número total de elementos adicionados pelos métodos.

Sistema	Tamanho da matriz	Número de elementos adicionados à matriz	
		Método proposto	Método proposto em (GARBELINI et al. 2007)
300	551 x 551	3	519
638	1190 x 1190	3	1036
787	1477 x 1477	3	1168
904	1701 x 1701	19	1055

Fonte: Dados do próprio autor.

Nota-se que o número de elementos adicionados pelo método proposto é sempre muito menor que o que é adicionado pelo proposto em Garbelini (GARBELINI et al., 2007). Também nota-se que estes elementos devem ser atualizados a cada iteração para o cálculo de cada ponto da curva P-V. A perda total de potência ativa ( $P_a$ ) pode ser calculada pela soma do lado direito da equação (38), ou pode ser reescrita como uma função da  $P_{g_s}$ . O ângulo de tensão da barra *slack* é usado como referência para todas as barras do sistema. A barra *slack* também é usada para fechar o balanço de potência ativa e reativa (isto é, a soma de geração e da demanda de todas as barras deve ser igual a soma das perdas de potência sobre todas as linhas de transmissão). Portanto pode-se escrever a potência ativa total gerada pela barra *slack*,  $s$ , como:

$$P_{g_s}(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{j=1}^{NC} k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp} - \lambda \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq s}}^{NG} k_{Pg_i} P_{g_i}^{esp} + \sum_{k, m \in \Omega} g_{km} (V_k^2 + V_m^2 - 2V_k V_m \cos \theta_{km})$$

$$\text{ou } P_{g_s}(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{j=1}^{NC} k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp} - \lambda \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq s}}^{NG} k_{Pg_i} P_{g_i}^{esp} + Pa(\theta, \mathbf{V}),$$
(38)

onde NC e NG são respectivamente os números de barras de carga e de geração. Resolvendo a última equação para a Pa produzida, tem-se:

$$Pa(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq s}}^{NG} k_{Pg_i} P_{g_i}^{esp} - \lambda \sum_{j=1}^{NC} k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp} + P_{g_s}(\theta, \mathbf{V}, \lambda)$$
(39)

que agora também é função de  $\lambda$ . Usando (2),  $P_{g_s}$  pode ser reescrita como:

$$P_{g_s}(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda k_{Pc_s} P_{c_s}^{esp} + P_{g_s}^{cal}(\theta, \mathbf{V}),$$
(40)

em que  $P_{c_s}^{esp}$  é a potência ativa consumida na barra *slack* e  $P_{g_s}^{cal}(\theta, \mathbf{V})$  é calculada por:

$$P_{g_s}^{cal}(\theta, \mathbf{V}) = V_s \sum_{m=1}^{NB} V_m (G_{sm} \cos(\theta_s - \theta_m) + B_{sm} \sin(\theta_s - \theta_m))$$
(41)

Assim (39) pode ser reescrita como:

$$Pa(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{NB} (k_{Pg_j} P_{g_j}^{esp} - k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp}) - \lambda k_{Pc_s} P_{c_s}^{esp} + P_{g_s}(\theta, \mathbf{V}, \lambda)$$
(42)

Substituindo a equação (40) na equação (42) obtemos:

$$Pa(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{NB} (k_{Pg_j} P_{g_j}^{esp} - k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp}) - \lambda k_{Pc_s} P_{c_s}^{esp} + \lambda k_{Pc_s} P_{c_s}^{esp} + P_{g_s}^{cal}(\theta, \mathbf{V})$$
(43)

Finalmente, a equação de perda total de potência ativa torna-se:

$$Pa(\theta, \mathbf{V}, \lambda) = \lambda \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{NB} (k_{Pg_j} P_{g_j}^{esp} - k_{Pc_j} P_{c_j}^{esp}) + P_{g_s}^{cal}(\theta, \mathbf{V})$$
(44)

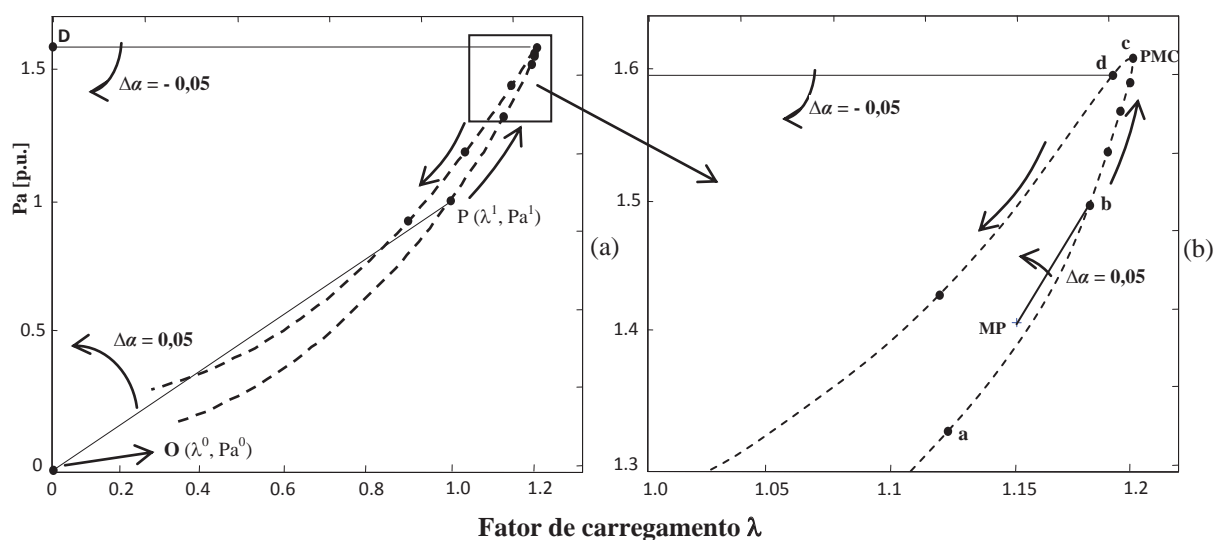
Mansour (1993) recomenda que, antes de aplicar os métodos da continuação, os dois eixos estejam na mesma escala. Esta recomendação é importante não só para evitar curvas



com escalas ruins o que poderia levar ao desenvolvimento de técnicas ineficientes em consequência de uma má interpretação das suas curvaturas, mas também para facilitar e simplificar a definição de um processo eficiente de controle do tamanho do passo. Apesar de estar em por-idade, os valores numéricos de Pa são muito diferentes dos valores do fator de carregamento. Além disso, os valores numéricos de Pa também podem apresentar uma grande variação para diferentes sistemas elétricos de potência. Por este motivo, propõe-se normalizar a perda total de potência ativa pelo valor do caso base.

Usando a normalização, os valores das variáveis  $\lambda$  e Pa permanecem dentro da mesma gama de valores numéricos e os eixos têm a mesma escala, conforme pode ser visto na Figura 27.

**Figura 27** - Pa como função de  $\lambda$  (curva  $\lambda - Pa$ ), obtida utilizando  $\alpha$  como parâmetro.



Fonte: do próprio autor.

Assim, pode-se usar o mesmo tamanho de passo para traçar as curvas P-V para todas as condições de operação de todos os sistemas elétricos de potência. Conseqüentemente, nós dividimos a equação (43) pelo seu valor no caso base, antes de substituir na segunda equação do sistema de equações (19) (item 3.6.1). O sistema de equações resultante é dado por:

$$\begin{aligned}
\Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{P}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{P}^{\text{cal}}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \lambda (\mathbf{P}\mathbf{g}^{\text{esp}} - \mathbf{P}\mathbf{c}^{\text{esp}}) - \mathbf{P}^{\text{cal}}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) &= \mathbf{Q}^{\text{esp}}(\lambda) - \mathbf{Q}^{\text{cal}}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \lambda \mathbf{Q}\mathbf{c}^{\text{esp}} - \mathbf{Q}^{\text{cal}}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \\
\Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha) &= \alpha(\lambda - \lambda^0) - \left[ \frac{\mathbf{Pa}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda) - \mathbf{Pa}^0}{\mathbf{Pa}^1} \right] = 0
\end{aligned} \tag{45}$$

em que o parâmetro  $\alpha$  é o coeficiente angular da reta e  $\mathbf{Pa}^1$  é o valor da perda total de potência ativa calculada no caso base. Com a adição desta nova equação,  $\lambda$  pode ser tratado como uma variável dependente e  $\alpha$  é considerado como uma variável independente, isto é, ele é escolhido como o parâmetro da continuação (seu valor é prefixado). A condição necessária para que a equação acima seja satisfeita, é que o número de variáveis desconhecidas e de equações seja igual, isto é, enquanto a matriz Jacobiana aumentada tenha posto completo e seja não singular.

#### 4.4 O PASSO PREDITOR E O CONTROLE DO TAMANHO DO PASSO

A partir da solução do caso base (ponto P ( $\boldsymbol{\theta}^1$ ,  $\mathbf{V}^1$ ,  $\mathbf{Pa}^1$ ,  $\lambda^1$ ) na Figura 27, obtida utilizando um FC convencional), o valor para  $\alpha$  é calculado por:

$$\alpha^1 = \frac{(\mathbf{Pa}^1 - \mathbf{Pa}^0) / \mathbf{Pa}^1}{(\lambda^1 - \lambda^0)} \tag{46}$$

em que o ponto O ( $\lambda^0$ ,  $\mathbf{Pa}^0$ ) é um ponto inicial escolhido. Em seguida, o FCCP é usado para calcular as demais soluções através de sucessivos incrementos ( $\Delta\alpha$ ) no valor de  $\alpha$ . Para  $\alpha = \alpha^1 + \Delta\alpha$ , a solução de (40) fornecerá o novo ponto de operação ( $\boldsymbol{\theta}^2$ ,  $\mathbf{V}^2$ ,  $\mathbf{Pa}^2$ ,  $\lambda^2$ ) correspondente à interseção da trajetória solução (curva  $\lambda$ - $\mathbf{Pa}$ ) com a reta cujo novo valor do coeficiente angular ( $\alpha^1 + \Delta\alpha$ ) foi especificado. Para  $\alpha = \alpha^1$ , a solução convergida deve resultar  $\lambda = 1$ . Depois do cálculo de um valor inicial para  $\alpha$ , realiza-se um passo preditor a fim de encontrar uma estimativa para a próxima solução na curva P-V. Os preditores tangente e o secante são os mais utilizados. O preditor tangente encontra a estimativa, dando um tamanho de passo adequado na direção do vetor tangente à curva P-V, no ponto correspondente à solução atual

como especificado em 3.3.1, item que se refere ao preditor tangente. No FCCP, o vetor tangente é calculado tomando a derivada de (45):

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \mathbf{V}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \lambda} & \frac{\partial \Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \alpha} \\ \frac{\partial \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \mathbf{V}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \lambda} & \frac{\partial \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda)}{\partial \alpha} \\ \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \mathbf{V}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \lambda} & \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \alpha} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\boldsymbol{\theta} \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (47)$$

que também pode ser escrito como:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}} \\ \frac{\partial \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}} \\ \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \mathbf{V}} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \mathbf{J} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{\text{esp}} & \mathbf{0} \\ \mathbf{Q}^{\text{esp}} & \mathbf{0} \\ \alpha - [\sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{\text{NB}} (\text{Pg}_j^{\text{esp}} - \text{Pc}_j^{\text{esp}})] / \text{Pa}^1 & (\lambda - \lambda_0) \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\boldsymbol{\theta} \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \pm 1 \end{bmatrix} \quad (48)$$

onde  $\mathbf{J}$  é a matriz Jacobiana do fluxo de carga convencional e  $\mathbf{t} = [d\boldsymbol{\theta}^T d\mathbf{V}^T d\lambda d\alpha]^T$  é o vetor tangente. Uma estimativa para  $\boldsymbol{\theta}^e$ ,  $\mathbf{V}^e$ ,  $\lambda^e$  e  $\alpha^e$  para a próxima solução é obtida por:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\theta}^e \\ \mathbf{V}^e \\ \lambda^e \\ \alpha^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\theta}_j \\ \mathbf{V}_j \\ \lambda_j \\ \alpha_j \end{bmatrix} + \sigma \begin{bmatrix} d\boldsymbol{\theta} \\ d\mathbf{V} \\ d\lambda \\ d\alpha \end{bmatrix} \quad (49)$$

onde  $\sigma$  é um escalar que define o tamanho do passo preditor e o índice "j" significa a solução atual.

Os dois métodos secantes mais usados foram introduzidos por (CHIANG et al., 1995; SEYDEL, 1994): o preditor polinomial de ordem um ou preditor trivial que usa uma solução atual e um passo fixo no parâmetro ( $\theta_k$ ,  $\mathbf{V}_k$ ,  $\lambda$  ou  $\alpha$  no caso do método proposto) como uma

previsão para a próxima solução. Nesta proposta, o desempenho do FCCP será comparado considerando o preditor tangente e os preditores triviais. Outra questão considerada como a mais crítica para o sucesso de um fluxo de carga continuado está relacionada com a escolha e controle do tamanho do passo. Tal como discutido em Mansour, (1993), a seleção de um tamanho único para o passo não garante que irá funcionar sempre, independentemente das características do sistema elétrico em estudo, bem como a sua condição de operação. Além disso, um único tamanho de passo pode não ser adequado, mesmo para a análise de uma condição de operação única. Em geral, em condições de carga leve podem ser utilizados passos maiores e em condição de carga pesada passos menores.

O controle do tamanho do passo deve ser flexível para se adaptar ao comportamento do sistema de potência, a fim de se obter uma boa convergência global. Neste sentido, no FCCP é proposta outra modificação importante, que é a mudança das coordenadas do feixe de retas para as coordenadas de um ponto médio (PM), localizado entre os últimos dois pontos obtidos. Esta mudança só é usada em caso de divergência. Este procedimento tem se mostrado suficiente para o sucesso do método. As mudanças sempre ocorrem próximo do PMC. Embora o método proposto utilize um único tamanho de passo para toda a curva  $\lambda$ -Pa, a mudança das coordenadas do ponto inicial para o PM introduz um controle automático do tamanho do passo ao redor do PMC. Isto ocorre por causa da proximidade das suas coordenadas com as do PMC.

#### 4.5 O PASSO CORRETOR

No passo corretor da metodologia proposta a correção da solução prevista é feita adicionando-se  $y - y^e = 0$  (equação 16) ao sistema de equações (45). Nessa proposta é utilizado o preditor de ordem zero, então o valor do parâmetro  $y^e$  da equação (16) pode simplesmente ser fixado. A expansão do sistema (45) em série de Taylor, incluindo apenas os termos de primeira ordem e considerando os valores do parâmetro  $\alpha$  calculados para o caso base, resulta em:

$$\begin{bmatrix}
 \frac{\partial \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}} & \mathbf{P}^{\text{esp}} \\
 \frac{\partial \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}} & \mathbf{Q}^{\text{esp}} \\
 \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \Delta \mathbf{R}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}, \lambda, \alpha)}{\partial \mathbf{V}} & \alpha - \left[ \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{\text{NB}} (\text{Pg}_j^{\text{esp}} - \text{Pc}_j^{\text{esp}}) \right] / \text{Pa}^1
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \Delta \boldsymbol{\theta} \\
 \Delta \mathbf{V} \\
 \Delta \lambda
 \end{bmatrix} =$$

(50)

$$\begin{bmatrix}
 \mathbf{J} & \mathbf{P}^{\text{esp}} \\
 \mathbf{Q}^{\text{esp}} & \alpha - \left[ \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq s}}^{\text{NB}} (\text{Pg}_j^{\text{esp}} - \text{Pc}_j^{\text{esp}}) \right] / \text{Pa}^1
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \Delta \boldsymbol{\theta} \\
 \Delta \mathbf{V} \\
 \Delta \lambda
 \end{bmatrix} = -\mathbf{J}_m
 \begin{bmatrix}
 \Delta \boldsymbol{\theta} \\
 \Delta \mathbf{V} \\
 \Delta \lambda
 \end{bmatrix} =
 \begin{bmatrix}
 \Delta \mathbf{P} \\
 \Delta \mathbf{Q} \\
 \Delta \mathbf{R}
 \end{bmatrix}$$

Onde  $\mathbf{J}$  e  $\mathbf{J}_m$  são respectivamente as matrizes Jacobianas do FC e do FCCP. Os símbolos  $\Delta \mathbf{P}$ ,  $\Delta \mathbf{Q}$  e  $\Delta \mathbf{R}$  representam os fatores de correção (*mismatches*) das respectivas funções do sistema (45). Para um caso base do FC resolvido, os *mismatches* devem ser iguais a zero (ou pelo menos próximo de zero, isto é, menor que a tolerância adotada). Neste caso, apenas  $\Delta \mathbf{R}$  será diferente de zero, devido à mudança de  $\alpha$ , isto é, devido ao incremento  $\Delta \alpha$ .

#### 4.6 PROCEDIMENTO GERAL PARA O TRAÇADO DA CURVA P-V DA BARRA K

O traçado de qualquer curva P-V desejada é realizado com os correspondentes valores da magnitude de tensão e do fator de carga, que são armazenados durante o procedimento utilizado para traçar a curva  $\lambda$ -Pa. São necessárias as seguintes etapas para traçar a curva  $\lambda$ -Pa.

**Passo 1.** Depois de encontrar o ponto de operação para o caso base “P” ( $\lambda^1, \text{Pa}^1$ ) usando um FC convencional, calcular usando (46) o valor do coeficiente angular  $\alpha_1$  da primeira reta que passa através do ponto inicial escolhido “O” ( $\lambda^0, \text{Pa}^0$ ) e o ponto “P” (ver Figura 27).

**Passo 2.** Os outros pontos da curva  $\lambda - \text{Pa}$  são obtidos usando o FCCP e aplicando um incremento gradual ( $\Delta \alpha$ ) ao parâmetro da continuação  $\alpha$  (coeficiente angular da reta)  $\alpha^{i+1} = \alpha^i + \Delta \alpha$

**Passo 3.** Quando o FCCP não conseguir encontrar uma solução, ele muda as coordenadas do feixe de retas para o ponto médio (PM)  $((\lambda^a + \lambda^b)/2, (Pa^a + Pa^b)/2)$  localizado entre os últimos dois pontos obtidos, pontos "a" e "b" (ver detalhes na Figura 27 (b)). Em seguida, calculam-se os demais pontos da curva usando a equação de reta que passa através do PM e do último ponto "b" obtido.

**Passo 4.** Quando o valor de  $Pa$  (ponto "d" na Figura 27 (b)) é inferior ao valor do ponto anterior (ponto "c"), as coordenadas do feixe de retas são alteradas para o ponto "d". Em seguida, termina o traçado da parte superior da curva de  $\lambda - Pa$  considerando  $\Delta\alpha = -\Delta\alpha$  e a reta que passa através do ponto inicial e do último ponto obtido na etapa anterior (Figura 27 (a)).

Com o objetivo de aumentar a eficiência do método, apenas alguns pontos da curva são calculados com o feixe de retas que passam pelo ponto PM, ao passo que todos os outros são calculados usando o feixe de retas que passa através do ponto d. O feixe de retas que passa pelo ponto PM é essencial para a robustez do método, uma vez que é necessário para superar a singularidade da matriz Jacobiana aumentada. Além disso, a sua utilização proporciona um controle automático de tamanho do passo em torno do PMC, conforme mostrado na Figura 27 (b).

Uma vantagem do FCCP é que todos os sistemas apresentam uma curvatura semelhante para a trajetória de solução, isto é, a curvatura  $\lambda - Pa$  e o próximo parâmetro são conhecidos a priori. Uma vez que o mesmo parâmetro é usado para toda a curva P-V, a mudança de um feixe de retas para outro requer apenas alterações no valor do parâmetro  $\alpha$ , mas não na estrutura da matriz (ver equação (48)), ou seja, as alterações não introduzem novos elementos não nulos na matriz.

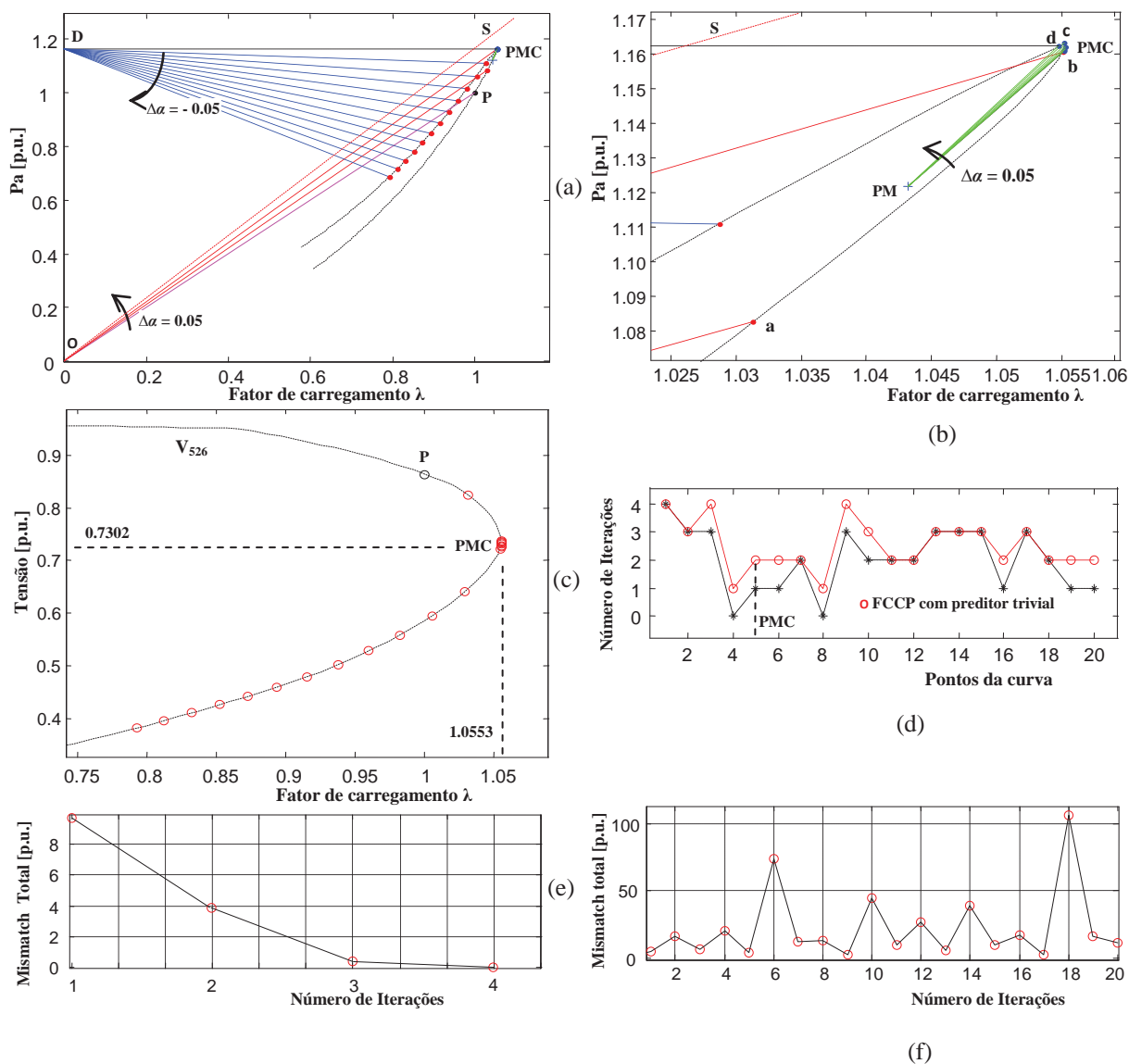
#### 4.7 RESULTADOS DOS TESTES

Para todos os testes que seguem a tolerância adotada para os mismatches foi  $10^{-4}$  p.u. As coordenadas iniciais do feixe de retas, o ponto "O", foram  $\lambda^0 = 0,0$  e  $Pa^0 = 0,0$  p.u, ou seja, a origem. Para o preditor trivial foi adotado um tamanho fixo de passo ( $\Delta\alpha$ ) de 0,05 para obter todos os pontos da curva  $\lambda - Pa$ . Um valor fixo de 0,05 também foi adotado para  $\sigma$  no preditor tangente. Assim, uma redução ou controle do tamanho do passo não é utilizado no

caso das singularidades associadas a todos os parâmetros coincidirem, mas apenas uma modificação das coordenadas do PM. O primeiro ponto de cada curva foi calculado por um FC convencional. Os limites de potência reativa (Q) nas barras PV's são os mesmos utilizados no FC convencional. Em cada iteração as gerações de potência reativa em todas as barras PV's são comparadas com seus respectivos limites. A barra PV é trocada para tipo PQ quando a sua potência reativa gerada atinge seu limite superior ou inferior. Ela também pode voltar a ser PV em iterações futuras. As cargas são modeladas como potência constante e o parâmetro  $\lambda$  é usado para simular incrementos de carga ativa e reativa, considerando-se o fator de carregamento constante. Cada aumento de carga é seguido por um aumento equivalente de geração usando  $\lambda$ . O objetivo dos testes é destacar a eficiência e robustez do método proposto para traçar a curva P-V de sistemas elétricos de potência reais, muito carregados e de grande porte.

A Figura 28 mostra os resultados do FCCP para o sistema IEEE-300, considerando os preditores triviais e tangentes. A Figura 28 (a) mostra a curva  $\lambda - P_a$  e as retas utilizadas durante o processo de traçado. A Figura 28 (b) mostra os detalhes do processo de traçado da região do PMC. Nota-se que o fator de carregamento ( $\lambda$ ) e a perda total de potência ativa ( $P_a$ ) mostram uma inversão simultânea em sua tendência de variação, ou seja, os narizes são coincidentes. Esta característica é comumente encontrada em curvas dos sistemas elétricos de potência reais de grande porte. Consequentemente, estas variáveis não podem ser utilizadas como parâmetros para obter o PMC porque o método FC apresentará dificuldades numéricas na sua vizinhança. Pode ser visto a partir desta figura, que, apesar da curva  $\lambda - P_a$  apresentar nariz agudo, a mudança para as coordenadas do ponto médio permite superar a singularidade da matriz Jacobiana no PMC.

**Figura 28** - Desempenho do FCCP para o IEEE-300: a) curva  $\lambda$ -Pa, b) detalhes do processo de convergência, c) curva P-V da barra crítica, d) número de iterações para os preditores triviais e tangentes, e) padrão de convergência para o ponto "b", e f) padrão de convergência para o próximo ponto (linha tracejada "S") para o qual o processo iterativo não converge.



Fonte: Dados do próprio autor.

No PMC, os respectivos valores de  $\lambda$  e Pa encontrados pelo segundo método proposto foram 1,0553 p.u. e 1,1624 p.u. Na Figura 28 (c) mostra-se a curva P-V da barra crítica ( $V_{526}$ ), cujos correspondentes valores das magnitudes de tensão foram armazenados na obtenção da curva  $\lambda$ -Pa. Os valores de  $\lambda$  e  $V_{526}$  no PMC foram 1,0553 e 0,7302, respectivamente. Na Figura 28 (d) apresenta-se uma comparação entre o número de iterações para convergência de cada ponto da curva  $\lambda$ -Pa para os preditores triviais e tangentes. Como pode ser visto a partir



da Figura 28 (d), o método proposto consegue encontrar cada um dos pontos da curva, inclusive o PMC, com um reduzido número de iterações. Observe também que, mesmo usando um tamanho de passo fixo ( $\Delta\alpha$ ), um controle automático de tamanho do passo ocorre em torno do PMC, como consequência da proximidade entre as coordenadas do ponto médio e a curvatura da trajetória solução (curva  $\lambda$ -Pa).

#### 4.8 ANÁLISE DO *MISMATCH* TOTAL

Entre os vários possíveis candidatos para critério de convergência de um processo iterativo, o mais simples é o que utiliza um número predefinido de iterações. Apesar da simplicidade da programação, não se sabe o quão perto é a solução. Além disso, a análise do comportamento do *mismatch* total é um bom indicador da possibilidade de mal-condicionamento da matriz Jacobiana. O *mismatch* total é definido como a soma dos valores absolutos dos *mismatches* de potência ativa e reativa. Por conseguinte, a análise do comportamento do *mismatch* total associado a um número pré-definido de iterações é o critério utilizado para alterar as coordenadas do feixe de retas para o PM. Esse critério impede o processo de gastar muito tempo em casos que não convergem ou divergem. Nas Figuras 28 (e) e 28 (f) apresentam-se a evolução dos *mismatches* para dois pontos (ver nas Figuras 28 (a) e (b)), o ponto "b" e o ponto seguinte (linha tracejada "S"), correspondentes ao último ponto antes de ocorrer à divergência. Na Figura 28 (e) mostra-se a evolução do *mismatch* para o último ponto "b" obtido utilizando o primeiro feixe de retas. Nota-se que a convergência ocorre em apenas quatro iterações com uma tolerância de  $10^{-4}$  p.u. No entanto, para a linha tracejada "S", o processo apresenta um comportamento oscilatório e diverge lentamente, como mostrado na Figura 28 (f). Isto ocorre porque, como pode ser visto a partir da Figura 28 (a), não há interseção da linha tracejada (S) e a curva  $\lambda$ -Pa, e, por conseguinte, o problema atual não tem solução. Pode ser visto que, após a terceira iteração, já é possível verificar este comportamento. Assim, propõe-se comparar as magnitudes dos últimos dois *mismatches* após a terceira iteração. Se o último valor é mais elevado do que o anterior, então o processo iterativo é interrompido e a curva  $\lambda$ -Pa é retomada a partir do ponto anterior. Neste caso, ele muda as coordenadas do feixe de retas para o ponto médio (PM), veja a Figura 28 (b). Caso contrário, se o último valor é menor do que o anterior, então o processo iterativo continua. Na Tabela 2 mostra-se o número de iterações necessárias para efetuar a mudança de coordenadas do feixe de retas para o PM. Pode ser visto que o número de iterações é sempre inferior a dez.

**Tabela 2** - Número de iterações necessárias para mudar as coordenadas do feixe de retas do PM através do critério do *mismatch* total.

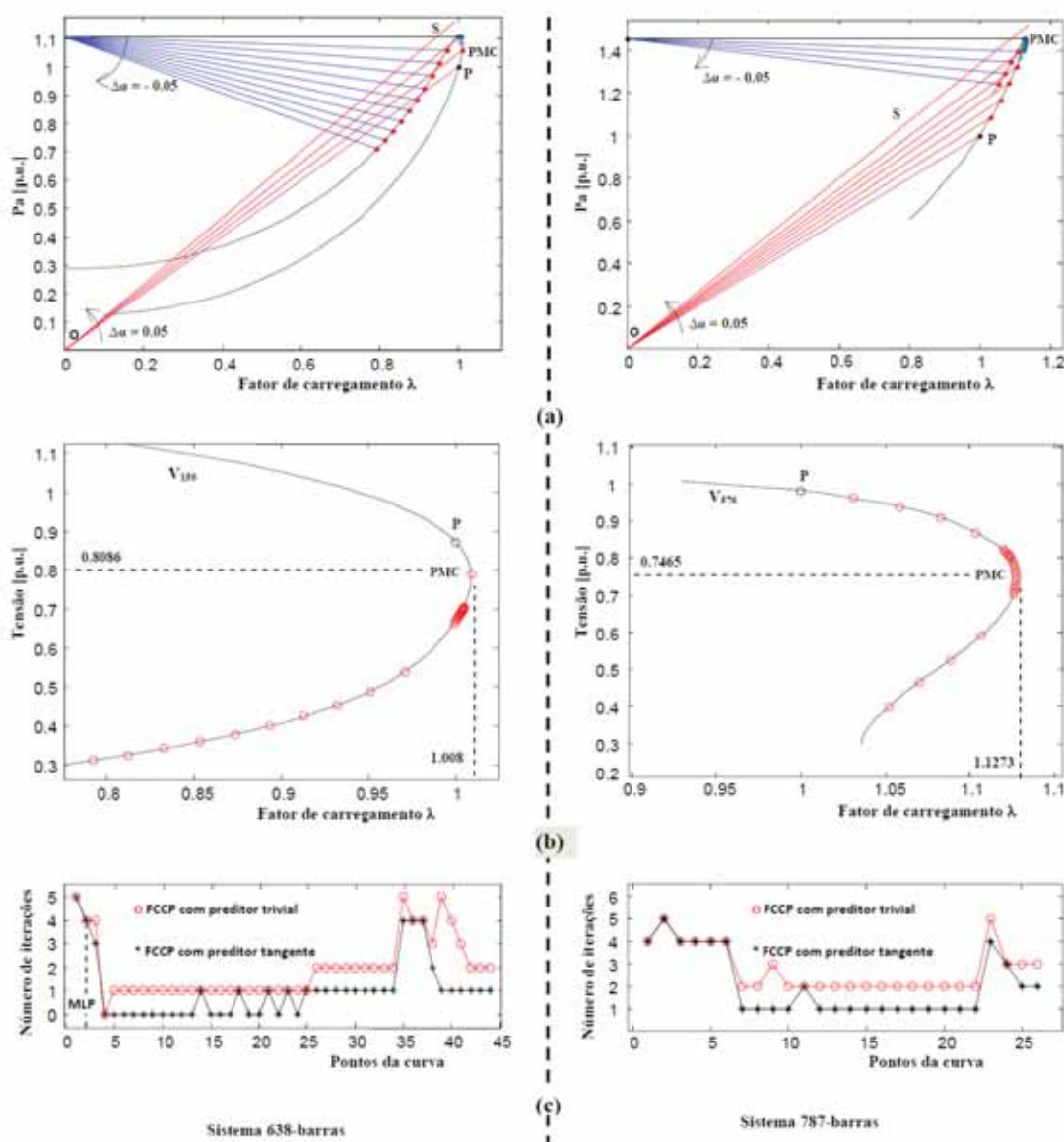
Preditores	Sistemas	P1	P2
<b>Trivial</b>	300	4	4
	638	5	4
	787	5	5
	904	7	6
	300 <sup>(1)</sup>	4	7
<b>Tangente</b>	300	5	4
	638	4	4
	787	5	5
	904	6	7

<sup>(1)</sup> sem limites de reativos.

Fonte: Dados do próprio autor.

Na Figura 29 mostra-se o desempenho do FCCP para os sistemas reais de grande porte: sistemas 638 e 787 barras correspondentes à parte do sistema Sul-Sudeste brasileiro. Figura 25 (a) mostra a curva  $\lambda$ -Pa para ambos os sistemas e na Figura 29 (b) apresentam-se as curvas P-V da barra crítica ( $V_{150}$  e  $V_{576}$ ) de cada sistema obtidas através do armazenamento dos correspondentes valores das magnitudes de tensão, durante o traçado da curva  $\lambda$ -Pa. Na Figura 29 (c) mostra-se uma comparação entre o número de iterações necessárias para cada ponto da curva  $\lambda$ -Pa, usando os preditores trivial e tangente. Em geral, o número de iterações para o preditor tangente é menor do que para o preditor trivial. O método proposto apresentou um bom desempenho geral, como pode ser confirmado a partir do baixo número de iterações necessárias para a maioria dos pontos.

**Figura 29** - Desempenho do FCCP para os sistemas sul-sudeste brasileiro: curvas  $\lambda$ -Pa, b) magnitudes de tensão nas barras críticas (150 e 576) como função de  $\lambda$ , c) número de iterações para os preditores tangente e trivial.

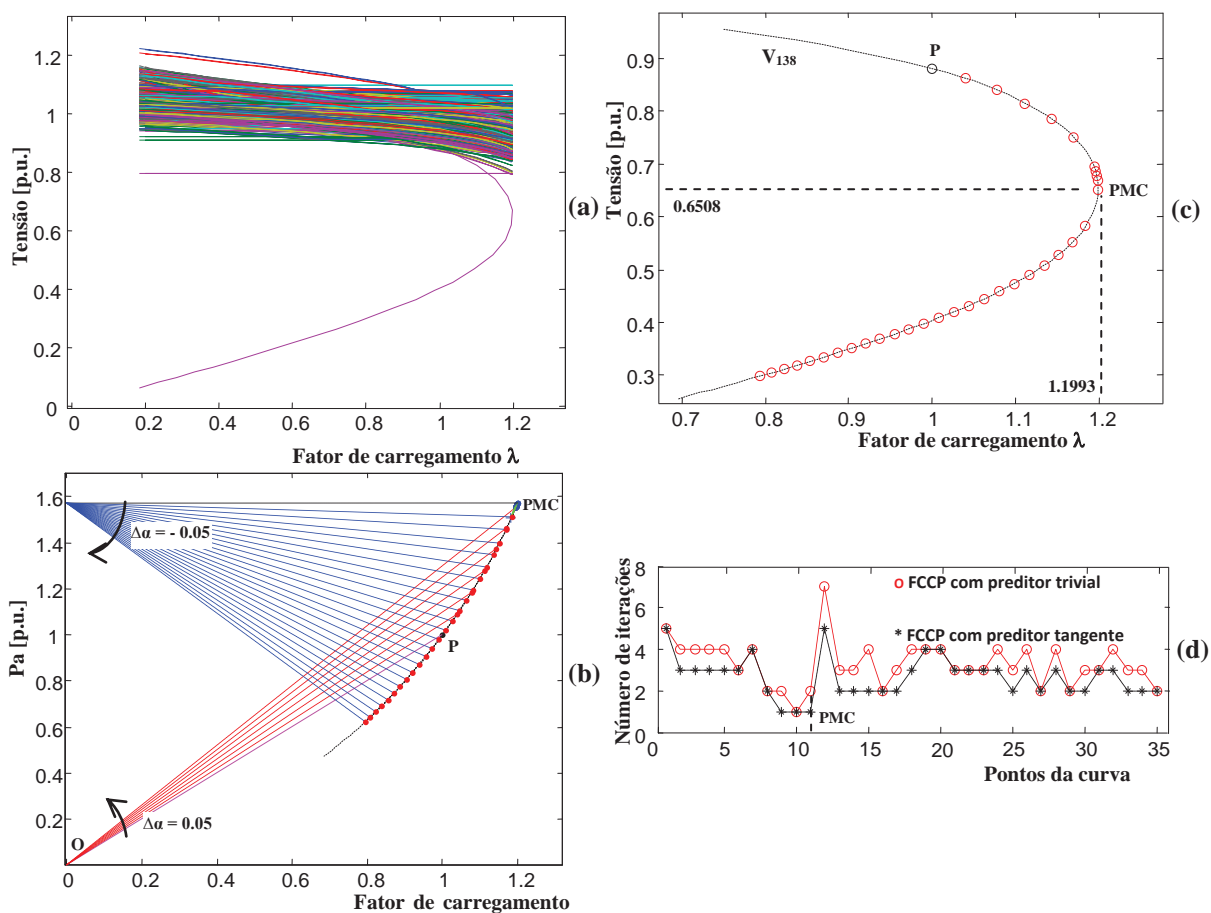


Fonte: Dados do próprio autor.

Na Figura 30 apresentam-se os resultados do FCCP para o sistema Sudoeste americano 904-barras. Trata-se de um sistema altamente carregado, com 904 barras e 1.283 ramos. Da Figura 30 (a) que ilustra as curvas P-V's de todas as barras do sistema, pode-se ver que este é um sistema com problemas de instabilidade de tensão que tem forte característica local. Nota-se que, com exceção da curva P-V da barra crítica ( $V_{138}$ ), todas as outras apresentam um nariz agudo, ou uma linha reta, isto é, suas magnitudes de tensão permanecem

fixas nos valores especificados. Na Figura 30 (b) mostra-se a curva  $\lambda - Pa$ , enquanto que na Figura 30 (c) apresenta-se a curva P-V da barra crítica. Na Figura 30 (d), é mostrado o número de iterações necessárias para obter a curva  $\lambda - Pa$  pelo preditor trivial e o preditor tangente.

**Figura 30** - Desempenho do FCCP para o sistema Sudoeste americano 904-barras: (a) curvas P-V, (B) curva  $\lambda$ -Pa, (c) magnitude de tensão na barra crítica (138) como função de  $\lambda$ , (d) número de iterações.



Fonte: Dados do próprio autor.

#### 4.9 DESEMPENHO DO FCCP USANDO JACOBIANA CONSTANTE

A robustez e eficiência são algumas das principais características exigidas para um FCC que é utilizado na análise da estabilidade estática de tensão. Nestes casos, o algoritmo de Newton-Raphson provou ser o mais adequado. A partir da análise apresentada na seção anterior, verifica-se que o método FCCP é robusto e eficaz para determinar o PMU e a curva

P-V completa. Por outro lado, essas análises, são muitas vezes necessárias para avaliar a margem de carregamento do sistema para um grande número de configurações e de condições de operação e, conseqüentemente, também é necessário ter maior eficiência computacional.

Normalmente, o FCC precisa de poucas iterações para obter cada ponto sobre a curva P-V porque o processo iterativo inicia-se com uma boa estimativa para a solução inicial. Para os preditores tangente e secante polinomial de primeira ordem o próximo ponto de operação é obtido a partir de uma estimativa e de um ponto anterior para o preditor polinomial modificado de ordem zero. Para cada ponto da curva são necessárias sucessivas atualizações e inversões da matriz Jacobiana. Além disso, a convergência dos métodos de fluxo de potência também é afetada pelo ajuste de soluções devido a, por exemplo, violações dos limites de reativos. Portanto, o tempo de CPU necessário para a obtenção de todos os pontos da curva pode ser muito elevado. Para aplicações de planejamento, essa demanda computacional pode ser aceitável, mas não para controle do sistema, já que os efeitos de várias interrupções na margem de carregamento do sistema devem estar disponíveis em tempo real (POWELL, 2005).

A fim de reduzir a carga computacional, vários procedimentos de atualização têm sido propostos (MANSOUR, 1993; SEMLYEN; LEÓN, 2001). Um processo, conhecido como o “método de Newton desonesto” é normalmente usado. Neste procedimento, a matriz Jacobiana não é atualizada a cada iteração, mas apenas ocasionalmente. Às vezes, é proposto fazer a sua atualização uma única vez, ou seja, na primeira iteração. A partir de vários estudos realizados concluiu-se que a matriz Jacobiana é importante para a convergência do processo, mas não influencia a solução final, porque em cada iteração o valor da função é calculado com precisão, apesar das aproximações das correções. Geralmente, um aumento relativamente pequeno do número de iterações é o único efeito observado. Portanto, é possível utilizar os valores aproximados da matriz Jacobiana sem perder a convergência global.

Tem-se utilizado atualizar a matriz Jacobiana somente quando o sistema passa por uma mudança significativa, por exemplo, quando uma barra (PV) de tensão controlada é convertida em uma barra de carga (PQ), como consequência de uma violação de um dos seus limites de reativos, ou quando o número de iterações excede um valor predefinido. Assim, no primeiro procedimento (P1) a atualização de toda a matriz Jacobiana é realizada em cada iteração e o segundo (P2), quando o sistema é submetido a uma mudança significativa. Quando os limites das potências reativas não são levados em conta, a atualização da matriz

Jacobiana é realizada em cada iteração nos processos P1 e P2, apenas, quando o número de iterações excede sete iterações.

Na Tabela 3 mostra-se para os dois procedimentos, o fator de carregamento no PMC ( $\lambda_{\max}$ , na terceira e quinta coluna) e a magnitude de tensão correspondente da barra crítica (na quarta e sexta coluna), calculado pelos preditores trivial e tangente. Nota-se que os valores obtidos em cada um dos procedimentos são praticamente os mesmos. Na Tabela 3 mostra-se também para o IEEE - 300, que os limites de potência reativa tem influência significativa sobre o valor de  $\lambda_{\max}$ .

Os resultados apresentados nas Tabelas 3 e 4 permitem avaliar o desempenho do FCCP para ambos os procedimentos, considerando os preditores trivial e tangente. Na Tabela 4 mostra-se para ambos os procedimentos, o número total de iterações (NI) para traçar a curva P-V completa, e para P2, o número total de iterações (NIA) para o qual existe uma atualização da matriz. Os tempos computacionais (tempo de CPU) necessários para os procedimentos de P1 e P2 são apresentados na quarta e sétima colunas, respectivamente. Os valores foram normalizados pelos respectivos tempos de CPU do processo P1. Embora o processo P2 exija um número total de iterações maior do que o processo P1, o mesmo requer menos tempo de processamento, como mostrado na sétima coluna. Como pode ser confirmado na oitava coluna, o procedimento P2 apresenta um desempenho melhor do que o P1 para ambos os indicadores. Portanto, é possível obter uma redução global do tempo de CPU, sem perder a robustez. A melhoria da eficiência é obtida por uma simples mudança no procedimento, que é atualizar a matriz Jacobiana somente quando o sistema passar por uma mudança significativa.

**Tabela 3** - Ponto de máximo carregamento ( $\lambda_{\max}$ ) e a tensão crítica dos sistemas analisados.

Preditor	Sistema	P1		P2	
		$\lambda_{\max}$	Tensão crítica [p.u.]	$\lambda_{\max}$	Tensão crítica [p.u.]
<b>Trivial</b>	300	1.0553	0,7302	1,0553	0,7305
	638	1.0080	0,8086	1,0080	0,8086
	787	1.1273	0,7465	1,1273	0,7465
	904	1.1993	0,6508	1,1993	0,6508
	300 <sup>(1)</sup>	1.4124	0,4643	1,4125	0,4663
<b>Tangente</b>	300	1.0553	0,7302	1,0553	0,7304
	638	1.0080	0,8086	1,0080	0,8086
	787	1.1273	0,7464	1,1273	0,7466
	904	1.1993	0,6507	1,1993	0,6507

<sup>(1)</sup> sem limites de reativos.

Fonte: Dados do próprio autor.

**Tabela 4** - Desempenho do FCCP para procedimentos P1 e P2.

Preditor	Sistema	P1		P2			Redução CPU [%]
		NI	Tempo de CPU [p.u.]	NI	NIA	Tempo de CPU [p.u.]	
Trivial	300	50	1,000	59	23	0,435	56,45
	638	86	1,000	147	18	0,509	49,13
	787	72	1,000	106	22	0,494	50,61
	904	115	1,000	126	46	0,413	58,73
	300 <sup>(1)</sup>	151	1,000	378	23	0,326	67,38
Tangente	300	40	1,000	47	18	0,421	57,87
	638	46	1,000	103	18	0,572	42,78
	787	53	1,000	93	16	0,485	51,46
	904	93	1,000	114	53	0,416	58,40

<sup>(1)</sup> sem limites de reativos. NI – Total de iteração NIA – Contagem atualizada.

Fonte: Dados do próprio autor.



Na Tabela 5 comparam-se os tempos totais de CPU necessários para os preditores tangente e trivial. Como pode ser visto na última coluna, o tempo total de CPU do preditor tangente é mais elevado do que do preditor trivial.

**Tabela 5** - Comparação entre o FCCP considerando o preditor trivial e o preditor tangente.

Procedimento	Sistemas	Tempo de CPU (p.u.)		Redução CPU [%]
		Preditor Tangente	Preditor Trivial	
P1	300	1,000	0,857	14,22
	638	1,000	0,862	13,84
	787	1,000	0,864	13,54
	904	1,000	0,866	13,35
P2	300	1,000	0,886	11,32
	638	1,000	0,766	23,39
	787	1,000	0,879	12,02
	904	1,000	0,859	14,03

Fonte: Dados do próprio autor.

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A metodologia proposta apresenta inicialmente as dificuldades mais relevantes que estão presentes durante a escolha do parâmetro da continuação para traçar a curva P-V na análise da estabilidade estática de tensão. Em seguida, apresentam-se duas novas técnicas de parametrização geométrica que se apóiam no método da continuação proposto por Garbelini et al. (2007), e que foram desenvolvidas a partir do comportamento geométrico das trajetórias das soluções das equações de fluxo de carga.

A primeira técnica, que consiste na adição de uma equação do segundo grau que passa através de três pontos no plano determinado pelo fator de carregamento e a perda total de potência ativa, elimina a singularidade da matriz Jacobiana do fluxo de carga e, portanto, todos os problemas decorrentes de mau-condicionamento e é capaz de traçar a curva P-V completa sem a necessidade de troca do parâmetro e também obtém com êxito o PMC de sistemas do IEEE tais como os sistemas 300, 638 e 787 barras.

A segunda técnica propõe a adição de uma equação de reta que passa através de um ponto no plano determinado pelas variáveis fator de carregamento ( $\lambda$ ) e perda total de potência ativa. O coeficiente angular da reta é usado como parâmetro para traçar toda a curva P-V. Portanto, não é necessária a troca de parâmetro, mas apenas alterar as coordenadas do feixe de retas. A mudança de um feixe de retas para outro requer apenas alterações no valor do parâmetro  $\alpha$ , mas não na estrutura da matriz Jacobiana. A degeneração da esparsidade da matriz Jacobiana é evitada ao reescrever a equação da perda total de potência ativa como uma função da potência ativa gerada pela barra de folga e não só permite a obtenção do ponto de máximo carregamento e, posteriormente, a avaliação da margem de estabilidade de tensão, mas também torna possível o traçado completo das curvas P-V de quaisquer sistemas de energia com um reduzido número de iterações, incluindo aqueles que têm problemas de instabilidade de tensão predominantemente local, um fator limitante para a primeira proposta.

Os fluxos de carga continuado propostos combinam robustez com a simplicidade e facilidade de interpretação. Eles também se mostram uma opção bastante atraente e de fácil implementação computacional, uma vez que requerem apenas algumas mudanças no programa de fluxo de carga atualmente em uso.

A curva  $\lambda$ -Pa foi escolhida para ambos os métodos porque tem um comportamento (curvatura) semelhante para todos os sistemas, o que facilita consideravelmente a definição de um processo global capaz de traçar as curvas P-V de quaisquer sistemas.

A segunda técnica de parametrização geométrica proporciona um menor número de elementos que o método proposto por Gaberlini et al. (2007). Outra proposta é a normalização dos valores de perda total de potência ativa pelo valor do caso base para as duas novas técnicas, o que torna possível a utilização do mesmo tamanho de passo para o traçado das curvas P-V para todas as condições operacionais de todos os sistemas elétricos de potência.

A proposta na segunda técnica de utilizar as coordenadas do ponto médio localizado próximo do PMC é essencial para a robustez do método, uma vez que é necessário para superar a singularidade da matriz Jacobiana aumentada e todos os consequentes problemas de mal-condicionamento. Além disso, oferece a vantagem de um controle automático do tamanho de passo ao redor do PMC, apesar de usar um único tamanho de passo para o traçado da curva P-V completa. A mudança de coordenadas baseia-se na análise do comportamento do *mismatch* total. Este critério leva a um baixo número total de iterações.

Para reduzir a carga computacional, também é investigada a atualização da matriz Jacobiana somente quando o sistema passa por uma mudança significativa (mudanças topológicas). Esta simples mudança de procedimento aumenta a eficiência da segunda técnica proposta e prova que é possível obter uma redução no tempo computacional, sem perder a robustez. Os resultados confirmam a eficiência dos métodos propostos, incluindo a sua viabilidade de aplicação em estudos relacionados com a avaliação da estabilidade estática de tensão.

Durante o desenvolvimento desse trabalho surgiram idéias para trabalhos futuros, dentre essas ideias destacam-se:

- o uso de parábolas para o traçado completo da curva P-V e a obtenção do PMC utilizando outras funções tais como as potência ativa e reativa da barra *slack*, bem como o seu aprimoramento para possibilitar o traçado das curvas P-V de sistemas com instabilidade de tensão de características predominantemente locais;

- a aplicação das técnicas propostas para a determinação de margem de carregamento nas análises de contingências de linhas de transmissão e transformadores;
- o estudo da viabilidade de uso das versões desacopladas de Newton das técnicas apresentadas.

## REFERÊNCIAS

AFFONSO, C. M.; DA SILVA, L. C. P.; LIMA F. G. M.; SOARES, S. MW and MVar management on supply and demand side for meeting voltage stability margin criteria. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 19, n. 3, p. 1538 – 1545, 2004. ISSN : 0885-8950.

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

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

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

AJJARAPU, V. **Computational techniques for voltage stability assessment and control**. Iowa State University: Spring, 2010. 264 p. (Power Electronics and Power Systems Series).

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

ALVES, D. A.; SILVA, L. C. P.; CASTRO C. A.; COSTA, V. F. Esquemas alternativos para o passo de parametrização do método da continuação baseados em parâmetros físicos. **Controle & Automação**, Campinas, v. 13, n. 3, p. 275-289, 2002.

ALVES, D. A.; SILVA, L. C. P.; CASTRO C. A.; COSTA, V. F. 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, December, 2003.

BALDICK R. **Applied optimization: formulation and algorithms for engineering systems**. New York: Cambridge University Press, 2006. 768 p.

BONINI, A. N. **Proposição de uma técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis tensão e fator de carregamento.** 2006. 110 f. Dissertação (Mestrado)- Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista- UNESP, Ilha Solteira, 2006.

BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis tensão nodal e fator de carregamento. **Controle & Automação**, Natal, v. 19, n. 3, July/Sept. 2008.

BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Técnicas de parametrização global para o fluxo de carga continuado. **Controle & Automação**, Campinas, v. 21, n. 4, p. 323 - 337, July/Aug. 2010. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1590/S0103-17592010000400001>>. Acesso em: 18 out. 2013.

BONINI, A. N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Development and assessment of nonlinear predictors for continuation method. **International Journal of Engineering and Applied Sciences**, Islamabad, v. 5, n. 1, p. 1-9, 2014. ISSN 2305-8269. Disponível em: <<http://www.researchgate.net/publication/266614999>>. Acesso em: 7 jan. 2015.

BONINI, A. N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Técnicas de predição linear e não-linear para o método da continuação. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO AMERICANO DA CIGRÉ 15., 2013, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: CIGRÉ, 2013. p. 1-8.

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 Trans. on Power Systems**, New York, v. 7, n. 2, p. 673-683, 1992.

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

CAÑIZARES, C. A. Conditions for saddle-node bifurcations in AC/DC power systems. **Electrical Power and Energy Systems**, Guildford, v. 17, p. 61-68, 1995.

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 Trans. on Power Systems**, New York, v. 10, n. 2, p. 623-634, 1995.

CHIANG, H. D.; LI, H. Y.; FUKUYAMA, Y.; NAKANISHI, Y. The generation of ZIP-V curves for tracing power system state stationary behavior due to load and generation variations. In: IEEE PES SUMMER MEETING, EDMONTON, 1999, Alberta. **Proceedings...** Alberta: IEEE, 1999. v. 2, p. 647-651.

FORÇA TAREFA COLAPSO DE TENSÃO - FTCT. Critérios e metodologias estabelecidos no âmbito da força-tarefa colapso de tensão do GTAD/SCEL/GCOI para estudos de estabilidades de tensão nos sistemas interligados Norte/Nordeste, Sul/Sudeste e Norte/Sul brasileiros, In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA – SNPTEE, 15., 1999, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: Cigré Brasil/Itaipu Binacional, 1999.

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.

FLUECK, A. J. and DONDETI J. R. A new continuation power flow tool for investigating the nonlinear effects of transmission branch parameter variations. **IEEE Transactions on Power Systems**, v. 15, n. 1, p. 223-227, 2000.

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

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

GARBELINI, E.; ALVES, D. A.; BONINI A. N.; RIGHETO E.; Silva, L. C. P. and CASTRO, C. A. An efficient geometric parameterization technique for the continuation power flow, **Electric Power Systems Research**, Amsterdam, v. 77, n. 1, pp. 71-82, January, 2007.

GOMES R. B. **Resolução do problema de fluxo de carga para redes de distribuição utilizando o método desacoplado rápido com rotação automática de eixos.** 2006. 79 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação - FEEC, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2006.

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

INSTITUTO DE ENGENHEIROS ELETRICISTAS E ELETRÔNICO-IEEE- POWER SYSTEM STABILITY COMMITTEE PSSC. **Final draft: voltage stability assessment, procedures and guides**. Ontario: University of Waterloo, 1999. Disponível em: <<http://www.power.uwaterloo.ca>>. Acesso em: 20 mar. 2014. Special Publication.

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

KARBALAEI, F.; ABASI, S. Prediction of voltage collapse in presence of voltage dependent loads by PV curve approximation. In: POWER AND ENGINEERING CONFERENCE, 11 2011, Wuhan. **Proceedings...** Wuhan: [s.n.], 2011. v. 79, p. 1-4. Disponível em: <<http://www.ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=5746778>>. Acesso em: 11 abr. 2013.

KOJIMA, T.; MORI, H. Development of nonlinear predictor with a set of predicted points for continuation power flow. **Electrical Engineering in Japan**, Hoboken, v. 163, n. 4 p. 30-41, June 2008. Disponível em: <<http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/eej.20297/abstract>>. Acesso em: 11 fev. 2013.

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

KUNDUR, P.; PASERBA, J.; AJJARAPU, V.; ANDERSON, G.; BOSE, A.; CAÑIZARES, C.; HATZIARGYRION, N.; HILL, D.; STANKOVIC, A.; TAYLOR, C.; VAN CUSTEM, T.; VITTAL, V. Definition and classification of power system stability. IEEE/CIGRE joint task on stability terms and definitions. **IEEE Trans. On Power Systems**, New York, v. 19, n. 3, August, 2004.

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

MAGALHÃES, E. M. **Aplicação do método de newton desacoplado para o fluxo de carga continuado**. 2010. 88 f. Dissertação (Mestrado)- Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista- UNESP, Ilha Solteira, 2010.



MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Método da continuação utilizando métodos Newton desacoplado para a obtenção da curva trajetória de soluções (curvas P-V). In: CONGRESSO TEMÁTICO DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES - **DINCON**, 9., 2010, Serra Negra. **Proceedings...** Serra Negra: [s.n.], 2010. p. 283-290. Disponível em: <<http://www.sbmec.org.br/dincon/trabalhos/PDF/stability/68589.pdf>>. Acesso em: 11 abr. 2012.

MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Fluxo de carga desacoplado rápido continuado para determinação do ponto de máximo carregamento de sistemas elétricos de potência. Parte I: Desenvolvimento teórico. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES, 10., 2011, Águas de Lindóia. **Anais...** Águas de Lindóia: [s.n.], 2011a. p. 227-230.

MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Fluxo de carga desacoplado rápido continuado para determinação do ponto de máximo carregamento de sistemas elétricos de potência. Parte II: Análise de resultados. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES, 10, 2011, Águas de Lindóia. **Anais...** Águas de Lindóia: [s.n.], 2011b. p. 231-234.

MALANGE, F. C. V. **Proposta de parametrização para o fluxo de carga continuado visando redução de perdas na transmissão e o aumento da margem estática de estabilidade de tensão.** 2008. 139 f. Tese (Doutorado)- Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2008.

MANSOUR, M. R.; GERALDI, E. L.; ALBERTO, L. F. C. ; RAMOS, R. A. . A New and fast method for preventive control selection in voltage stability analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, Piscataway, v. 28, p. 4448-4455, 2013.

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

MATARUCCO, R. R.; CANOSSA, J. H.; ALVES, D. A.; 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, Junho, 2006.

MONTICELLI, A. J. **Fluxo de carga em redes de energia elétrica.** São Paulo: Blücher, 1983. 162 p.

MOGHAVVEMI, M.; JASMON, G. B. New method for indicating voltage stability condition in power system. In: IEEE INTERNATIONAL POWER ENGINEERING CONFERENCE, 2., 1997, Singapore. **Proceedings...** Singapore: Nanyang Technological University, 1997. p. 223-227.

MORI, H.; SEKI, K. Non-linear-predictor-based continuation power flow for unbalanced distribution systems. In: TRANSMISSION & DISTRIBUTION CONFERENCE & EXPOSITION: ASIA AND PACIFIC, Seoul, 2009, Seoul. **Proceedings...** Seoul: [s.n], 2009. p. 1 – 4. DOI: 10.1109/TD-ASIA. 2009.5356915.

MORI, H.; SEKI, K. Continuation Newton-GMRES power flow with linear and nonlinear predictors, POWER ENGINEERING, 2007 LARGE ENGINEERING SYSTEMS CONFERENCE, 2007, Montreal. **Proceedings...**Montreal: [s.n], 2007. p. 171 - 175. DOI: 10.1109/LESCPE.2007.4437373.

OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO- ONS. **Diretrizes e critérios para estudos elétricos, procedimentos de rede:** submódulo 23.3. Rio de Janeiro: [s.n.], 2001. Disponível em: <[www.ons.org.br](http://www.ons.org.br)>. Acesso em: 20 nov. 2011.

OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO- ONS. **Procedimentos de rede submódulo 23.3:** diretrizes e critérios para estudos elétricos. Rio de Janeiro: [s.n.], 2002. Resolução 1051/07 – 25/03/2002. Disponível em: <[www.ons.org.br](http://www.ons.org.br)>. Acesso em: 15 jun. 2012.

PAMA, A.; RADMAN, G. A new approach for estimating voltage collapse point based on quadratic approximation of PV curves. **Electric Power System Research**, Amsterdam, v. 79, n. 4, p. 653-659, 2009

POWELL, L. **Power system load flow analysis**. New York: McGraw-Hill, 2005. 181 p.

REACTIVE POWER RESERVE WORK GROUP. Voltage stability criteria, undervoltage load shedding strategy, and reactive power reserve monitoring methodology. **Power Engineering Society Summer Meeting**, Edmonton, v. 1, 1999, p. 191-197.

SAUER, P. W.; PAI, M. A. Power system steady-state stability and load-flow jacobian **IEEE Transactions. on Power Systems**, Piscataway, v. 5, n. 4, November 1990, p. 1374-1381. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/>>. Acesso em: 4 fev. 2013.

SEMLYEN A., LÉON F. Quasi-newton power flow using partial jacobian updates. **IEEE Transactions on Power Systems**, Canadá, 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.

STOTT, B; ALSAÇ, O. Fast decoupled load flow. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 93, n. 3, p. 859-869, 1974.

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

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

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

VAN CUTSEM, T.; VOURNAS, C. **Voltage stability of electric power systems**. New York: Springer, 2007. 380 p. Power Electronics and Power Systems International Series in Engineering and Computer Science

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

REACTIVE POWER RESERVE WORK GROUP - RRWG. **Final report: voltage stability criteria, undervoltage load shedding strategy, and reactive power reserve monitoring methodology**. [S.l.: s.n.], 1998. 145 p. Disponível em: <[http:// www.wecc.biz](http://www.wecc.biz)>. Acesso em: 8 jun. 2012.

ZAMBRONI DE SOUZA, A. C.; CAÑIZARES, C. A.; QUINTANA, V. H. New techniques to speed up voltage collapse computations using tangent vectors. **IEEE Trans. on Power Systems**, Piscataway, v. 12, n. 3, p. 1380-1387, August, 1997.

ZHAO, J.; ZHANG, B. Reasons and countermeasures for computation failures of continuation power flow. **Proceedings of the Power Engineering Society General Meeting IEEE**, Piscataway, p. 1-6., June, 2006

## ANEXO A – FLUXO DE CARGA CONVENCIONAL

Neste apêndice aborda-se o fluxo de carga convencional o qual foi associado a um método da continuação dando origem ao denominado fluxo de carga continuado.

### A.1 FORMULAÇÕES

Tradicionalmente, a obtenção de sucessivas soluções do fluxo de carga tem sido feita através da variação manual do carregamento do sistema. Este procedimento é realizado até que o processo iterativo deixe de convergir. Para fins práticos, este ponto é considerado como sendo o PMC. Entretanto, sabe-se que os problemas de convergência encontrados pelo FC convencional para a obtenção do PMC são decorrentes das dificuldades numéricas associadas à singularidade da matriz Jacobiana. Assim sendo, o uso dos métodos convencionais de FC para a obtenção das curvas P-V fica restrito à sua parte superior (correspondendo à região de operação estável). Os métodos convencionais possibilitam o cálculo de pontos de operação muito próximos ao PMC. A proximidade a que se pode chegar do PMC dependerá do método convencional que se está utilizando: método de Newton, método desacoplado de Newton, método desacoplado rápido entre outros.

De forma geral, na formulação do problema fluxo de carga as equações para um sistema elétrico de potência podem ser escritas da seguinte forma:

$$\mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = \mathbf{0} \quad (51)$$

Em que:

$\boldsymbol{\theta}$  é o vetor dos ângulos das tensões das barras de carga *PQ* e de geração *PV*;

$\mathbf{V}$  é o vetor das magnitudes das tensões das barras de carga *PQ*;

$\mathbf{G}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V})$  são as equações básicas do fluxo de carga.

De acordo com Monticelli (1983), a cada barra da rede são associadas quatro variáveis, sendo que duas entram no problema como conhecidas (dados) e duas como incógnitas:

$V_k$  - magnitude da tensão nodal da barra  $k$ ;

$\theta_k$  - ângulo da tensão nodal na barra  $k$ ;

$P_k$  - potência ativa líquida calculada na barra  $k$ ;

$Q_k$  - potência reativa líquida calculada na barra  $k$ .

São conhecidas inicialmente duas variáveis em cada barra do sistema elétrico de potência, as outras duas são incógnitas e serão obtidas mediante solução das equações do fluxo de carga. Assim

- (I) – Barras  $PQ$ , também conhecidas por barras de carga:
  - São especificados  $P_k$  e  $Q_k$ ;
  - São calculados  $V_k$  e  $\theta_k$ ;
- (II) – Barras  $PV$  ou barras de geração:
  - São especificados  $P_k$  e  $V_k$ ;
  - São calculados  $Q_k$  e  $\theta_k$ ;
- (III) – Barra  $V\theta$  ou barra de referência (ou *slack*):
  - São dados  $V_k$  e  $\theta_k$ ;
  - São calculados  $P_k$  e  $Q_k$ .

No fluxo de carga se utiliza o método de Newton-Raphson, para a resolução do conjunto de equações do fluxo de carga para o denominado caso base, determinam-se os valores de  $V_k$  para todas as barras  $PQ$  e  $\theta_k$  para todas as barras, exceto a barra de referência.

A equação (51) pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned}\Delta \mathbf{P} &= \mathbf{P}^{\text{esp}} - \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = 0 \\ \Delta \mathbf{Q} &= \mathbf{Q}^{\text{esp}} - \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) = 0\end{aligned}\tag{52}$$

sendo  $\mathbf{P}$  o vetor das injeções de potência ativa nas barras  $PQ$  e  $PV$ , e  $\mathbf{Q}$ , o das injeções de potência reativa nas barras  $PQ$ ;  $\mathbf{P}^{\text{esp}} = \mathbf{P}_g^{\text{esp}} - \mathbf{P}_c^{\text{esp}}$  é a diferença entre as potências ativas geradas e consumidas para as barras  $PQ$  e  $PV$ , e  $\mathbf{Q}^{\text{esp}} = \mathbf{Q}_g^{\text{esp}} - \mathbf{Q}_c^{\text{esp}}$  é a diferença entre as potências reativas geradas e consumidas para as barras  $PQ$ .

$\Delta\mathbf{P}$  e  $\Delta\mathbf{Q}$  são denominados resíduos (*mismatches*) de potência ativa e reativa, respectivamente.  $\mathbf{V}$  é o vetor das magnitudes de tensão nodais,  $\theta$  é o vetor dos ângulos de fase nodais.

O sistema de equações (53) possui dimensão  $2n_{PQ} + n_{PV}$ . Sendo  $n_{PQ}$  e  $n_{PV}$  respectivamente o número de barras  $PQ$  e  $PV$  da rede e  $n$  representa o número de incógnitas.

As equações de potência ativa e reativa na barra  $k$ , obtidas pela primeira lei de Kirchhoff são:

$$\begin{aligned} P_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= V_k \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \cos \theta_{kl} + B_{kl} \text{sen} \theta_{kl}) \\ Q_k(\boldsymbol{\theta}, \mathbf{V}) &= V_k \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \text{sen} \theta_{kl} - B_{kl} \cos \theta_{kl}) \end{aligned} \quad (53)$$

em que:  $G_{kl}$  é parte real da matriz admitância,  $B_{kl}$  é a parte imaginária da matriz admitância, e  $K$  é o conjunto de todas as barras  $l$  adjacentes à barra  $k$ , incluindo a própria barra  $k$ .

No fluxo de carga convencional para resolver o sistema de equações (52) faz-se uso do algoritmo iterativo de Newton-Raphson cujos passos são descritos logo abaixo.

- i) Fazer  $v = 0$  e escolher os valores iniciais dos ângulos das tensões das barras  $PQ$  e  $PV$  ( $\theta = \theta^0$ ), e as magnitudes das tensões das barras  $PQ$  ( $\mathbf{V} = \mathbf{V}^0$ ). ( $v$ : contador de iterações).
- ii) Calcular  $P_k(\theta^v, \mathbf{V}^v)$  para as barras  $PQ$  e  $PV$ , e  $Q_k(\theta^v, \mathbf{V}^v)$  para as barras  $PQ$ , e determinar os resíduos  $\Delta P_k^v$  e  $\Delta Q_k^v$ .

(iii) Testar a convergência: se  $\text{Max} \{ |\Delta P_k^v| \} \leq \varepsilon_P$  e  $\text{Max} \{ |\Delta Q_k^v| \} \leq \varepsilon_Q$ , o processo iterativo convergiu para a solução  $(\theta^v, \mathbf{V}^v)$ ; caso contrário passar para (iv) ( $\varepsilon_P$  e  $\varepsilon_Q$ : correspondem respectivamente às tolerâncias especificadas de potência ativa e reativa).

(iv) Calcular a matriz Jacobiana ( $\mathbf{J}$ )

$$\mathbf{J}(\theta^v, \mathbf{V}^v) = \begin{bmatrix} \mathbf{H}(\theta^v, \mathbf{V}^v) & \mathbf{N}(\theta^v, \mathbf{V}^v) \\ \mathbf{M}(\theta^v, \mathbf{V}^v) & \mathbf{L}(\theta^v, \mathbf{V}^v) \end{bmatrix} \quad (54)$$

As componentes dessas submatrizes jacobianas correspondem às derivadas das potências ativa e reativa em relação ao ângulo de fase das tensões das barras  $PQ$  e  $PV$ , e em relação à magnitude das tensões nas barras  $PQ$  e são expressas por:

$$\mathbf{H} \begin{cases} H_{kl} = \frac{\partial P_k}{\partial \theta_l} = V_k V_l (G_{kl} \text{sen} \theta_{kl} - B_{kl} \text{cos} \theta_{kl}) \\ H_{kk} = \frac{\partial P_k}{\partial \theta_k} = -V_k^2 B_{kk} - V_k \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \text{sen} \theta_{kl} - B_{kl} \text{cos} \theta_{kl}) \end{cases} \quad (55)$$

$$\mathbf{N} \begin{cases} N_{kl} = \frac{\partial P_k}{\partial V_l} = V_k (G_{kl} \text{cos} \theta_{kl} + B_{kl} \text{sen} \theta_{kl}) \\ N_{kk} = \frac{\partial P_k}{\partial V_k} = V_k G_{kk} + \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \text{cos} \theta_{kl} + B_{kl} \text{sen} \theta_{kl}) \end{cases} \quad (56)$$



$$\mathbf{M} \begin{cases} M_{kl} = \frac{\partial Q_k}{\partial \theta_l} = -V_k V_l (G_{kl} \cos \theta_{kl} + B_{kl} \text{sen} \theta_{kl}) \\ M_{kk} = \frac{\partial Q_k}{\partial \theta_k} = -V_k^2 G_{kk} + V_k \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \cos \theta_{kl} + B_{kl} \text{sen} \theta_{kl}) \end{cases} \quad (57)$$

$$\mathbf{L} \begin{cases} L_{kl} = \frac{\partial Q_k}{\partial V_l} = V_k (G_{kl} \text{sen} \theta_{kl} - B_{kl} \cos \theta_{kl}) \\ L_{kk} = \frac{\partial Q_k}{\partial V_k} = -V_k B_{kk} + \sum_{l \in K} V_l (G_{kl} \text{sen} \theta_{kl} - B_{kl} \cos \theta_{kl}) \end{cases} \quad (58)$$

(v) Determinar a nova solução ( $\mathbf{V}^{v+1}, \theta^{v+1}$ ):

$$\boldsymbol{\theta}^{v+1} = \boldsymbol{\theta}^v + \Delta \boldsymbol{\theta}^v$$

$$\mathbf{V}^{v+1} = \mathbf{V}^v + \Delta \mathbf{V}^v$$

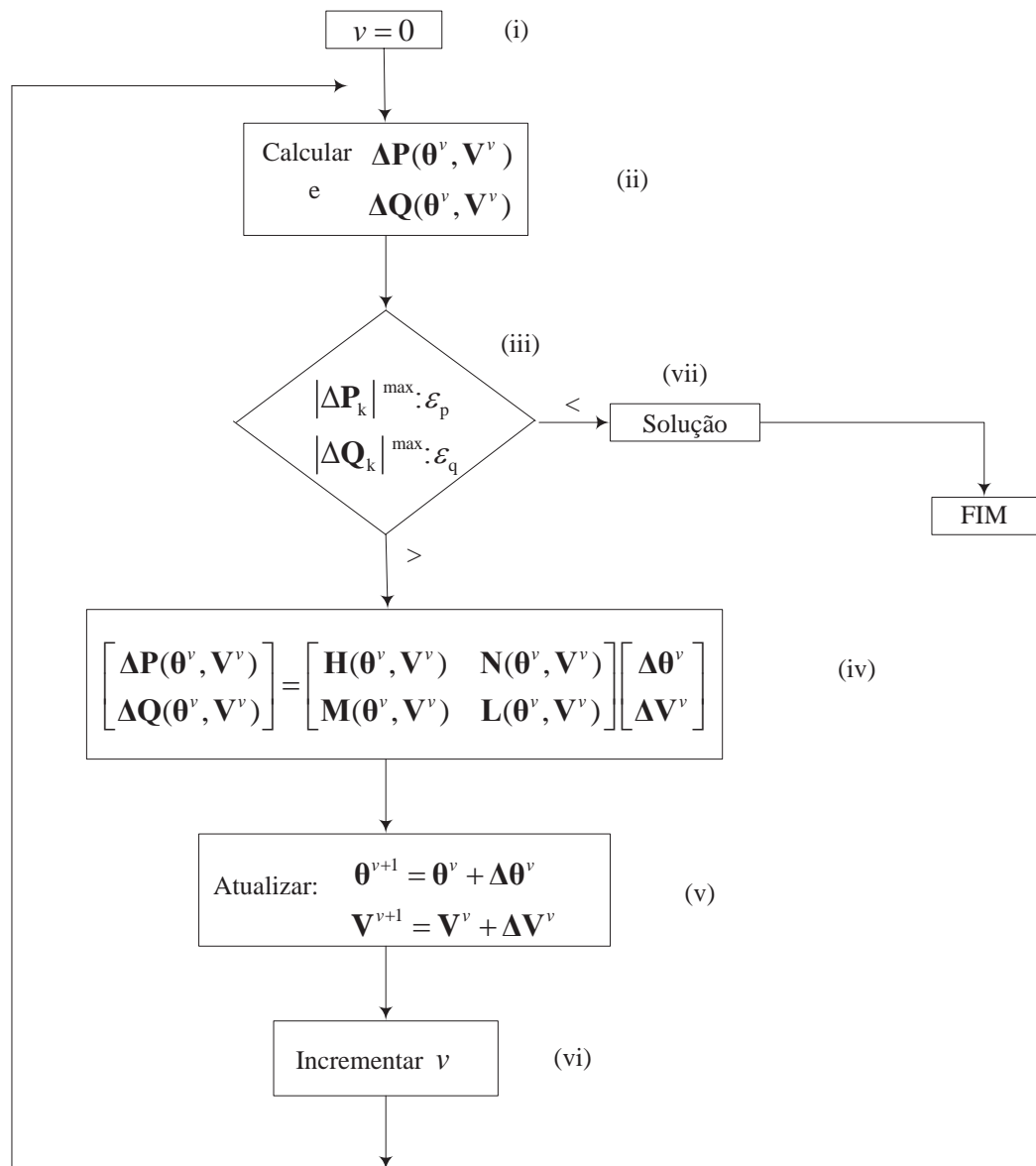
Sendo  $\Delta \boldsymbol{\theta}^v$  e  $\Delta \mathbf{V}^v$  obtidos resolvendo-se o sistema linear

$$\begin{bmatrix} \Delta \mathbf{P}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) \\ \Delta \mathbf{Q}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{H}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) & \mathbf{N}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) \\ \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) & \mathbf{L}(\boldsymbol{\theta}^v, \mathbf{V}^v) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta}^v \\ \Delta \mathbf{V}^v \end{bmatrix} \quad (59)$$

(vi) Fazer  $v = v+1$  e voltar para o passo (ii)

A seguir, na Figura 1, apresenta-se o fluxograma do método iterativo de Newton-Raphson.

Figura 31 - Método iterativo de Newton-Raphson.



Fonte: Gomes (2006).

A operação dos sistemas elétricos de potência possui determinadas restrições entre as quais os limites (máximo e mínimo) na geração de potência reativa das barras *PV*. A violação de um desses limites durante o processo iterativo implicará na transformação da barra *PV* em *PQ* o que significa que a magnitude da tensão da barra *PV* não pode mais ser mantida no valor especificado; eventualmente em uma iteração seguinte a barra poderá voltar a ser do tipo *PV*.

As curvas P-V podem ser obtidas por meio de sucessivas soluções de FC convencional, a partir de um caso base até o PMC, para incrementos graduais da carga numa direção predefinida. Isto normalmente é suficiente para a resolução do problema fluxo de carga convencional, desde que a matriz  $\mathbf{J}$  tenha posto completo, ou seja, não apresente problemas de singularidade, caso contrário associa-se ao FC convencional um método da continuação para reformular as equações do fluxo de carga e contornar a singularidade da matriz  $\mathbf{J}$  no PMC, permitindo o traçado completo da curva P-V.

**APÊNDICE A – TRABALHOS PUBLICADOS E SUBMETIDOS PELO AUTOR**

1. MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Estudos das condições de singularidade presentes nos métodos de Newton e Newton desacoplados. In: IGIP INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ENGINEERING EDUCATION, 40., Santos, 2011. *Anais...* Santos: [s.n.], 2011. p. 620-624.
2. BONINI, A. N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Comparação entre o preditor linear e o não linear para o fluxo de carga continuado. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND COMPUTER EDUCATION – ICECE, 7., 2011, Portugal.. *Anais...* Portugal: UMINHO University of Minho, 2011. p. 401-405.
3. BONINI, A. N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Preditor linear e não linear para o método da continuação. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES – DINCON, 10., 2011, Águas de Lindóia. *Anais...* Águas de Lindóia: [s.n.], 2011. p. 235–238.
4. MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Fluxo de carga desacoplado rápido continuado para determinação do ponto de máximo carregamento de sistemas elétricos de potência parte I: Desenvolvimento teórico. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES – DINCON, 10., 2011, Águas de Lindóia. *Anais...* Águas de Lindóia: [s.n.], 2011a. p. 227-230.
5. MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Fluxo de carga desacoplado rápido continuado para determinação do ponto de máximo carregamento de sistemas elétricos de potência parte II: análise de resultados. In: CONFERÊNCIA BRASILEIRA DE DINÂMICA, CONTROLE E APLICAÇÕES – Dincon, 10., 2011, Águas de Lindóia. *Anais...* Águas de Lindóia: [s.n.], 2011b. p. 231-234.
6. MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. A parameterization technique for the continuation power flow developed from the analysis of power flow curves. *Mathematical Problems in Engineering*, New York, , v. 2012, p. 1-24, 2012. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1155/2012/762371>>. Acesso em: 2 de jun. 2012.
7. BONINI, A. N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Técnicas de previsão linear e não-linear para o método da continuação. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ – ERIAC, 15., 2013, Foz do Iguaçu. *Anais...* Foz do Iguaçu: [s.n.], 2013. p. 1-8.

8. MAGALHÃES, E. M.; BONINI, A. N.; ALVES, D. A. Técnica de parametrização geométrica para o fluxo de carga continuado baseado nas variáveis fator de carregamento e perda total de potência ativa. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ – ERIAC, 15., 2013, Foz do Iguaçu. *Anais...* Foz do Iguaçu: [s.n.], 2013. p. 1-8.
9. BONINI A, N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Development and assessment of nonlinear predictors for continuation method. *International Journal of Engineering and Applied Sciences*, Islamabad, v. 5, p. 1-9, 2014.
10. BONINI A, N.; MAGALHÃES, E. M.; ALVES, D. A. Estudos de Singularidades no fluxo de carga continuado. In: CONGRESSO NACIONAL DE MATEMÁTICA APLICADA À INDÚSTRIA - CNMAI, 2014, Caldas Novas. *Anais...* Caldas Novas: [s.n.], p. 1-8, 2014.