

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA

HUGO ANDRÉS RUIZ FLÓREZ

DESENVOLVIMENTO DE UM ESTIMADOR DE ESTADO PARA SISTEMAS DE
DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA DESBALANCEADOS

Ilha Solteira
2013

HUGO ANDRÉS RUIZ FLÓREZ

DESENVOLVIMENTO DE UM ESTIMADOR DE ESTADO PARA SISTEMAS DE
DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA DESBALANCEADOS

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia
Elétrica do Câmpus de Ilha Solteira - UNESP
como parte dos requisitos para obtenção do
título de Doutor em Engenharia Elétrica.
Especialidade: Automação.

Prof. Dr. JOSÉ R. SANCHES MANTOVANI
Orientador
Prof. Dr. MARCOS JÚLIO RIDER FLORES
Coorientador

Ilha Solteira
2013

FICHA CATALOGRÁFICA

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

- R934d Ruiz Flórez, Hugo Andrés.
Desenvolvimento de um estimador de estado para sistemas de distribuição de energia elétrica desbalanceados / Hugo Andrés Ruiz Flórez. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2013 117 f. : il.
- Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2013
- Orientador: José Roberto Sanches Mantovani
Coorientador: Marcos Júlio Rider Flores
Inclui bibliografia
1. Estimação de estado em sistemas de energia elétrica.
 2. Sistemas de distribuição de energia elétrica.
 3. Mínimos quadrados ponderados.
 4. Método distflow.

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

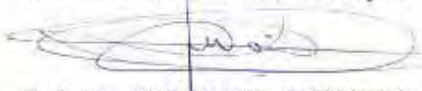
TÍTULO: Desenvolvimento de um estimador de estado para sistemas de distribuição de energia elétrica desbalanceados

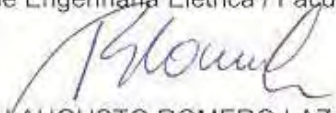
AUTOR: HUGO ANDRÉS RUIZ FLÓREZ

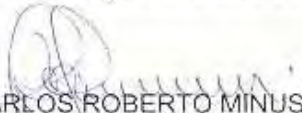
ORIENTADOR: Prof. Dr. JOSE ROBERTO SANCHES MANTOVANI

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. MARCOS JULIO RIDER FLORES

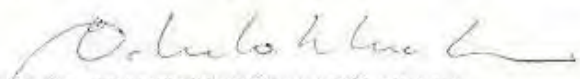
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de DOUTOR EM ENGENHARIA ELÉTRICA, Área: AUTOMAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


Prof. Dr. JOSE ROBERTO SANCHES MANTOVANI
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. RUBEN AUGUSTO ROMERO LAZARO
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


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


Prof. Dr. JOÃO BOSCO AUGUSTO LONDON JUNIOR
Departamento de Engenharia Elétrica / Escola de Engenharia de São Carlos-Usp


Prof. Dr. EDUARDO NOBUHIRO ASADA
Departamento de Engenharia Elétrica / Escola de Engenharia de São Carlos-Usp

Data da realização: 16 de agosto de 2013.

A Deus. Aos meus pais e a meus amores
Patrícia e Valentina.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por permitir a conclusão de mais uma etapa da minha vida profissional.

À minha esposa Patrícia, principalmente pela sua companhia, pelo incansável e incondicional apoio e colaboração nos momentos alegres e difíceis que juntos compartilhamos. À minha filha Valentina por ser o motorzinho que impulsiona nossas vidas e que esta conquista sirva de exemplo e motivação para sua vida.

"A mi viejo" e à minha mãe pelo incentivo e estímulo para finalizar meus estudos. Espero que as suas lágrimas pela distância sejam recompensadas com esta conquista.

Ao Prof. Dr José Roberto Sánches Mantovani e ao Prof. Dr Marcos Júlio Rider Flóres pelas suas orientações, pelo tempo, dedicação e acompanhamento deste trabalho.

Um agradecimento especial ao Prof. Dr Antonio Escobar, ao Prof. Dr Juan José Mora, ao Prof. Dr Carlos Júlio Zapata e à Profa. MSc Eliana Toro e aos demais integrantes do grupo de "Planeamiento en Sistema Eléctricos de Potencia" da "Universidad Tecnológica de Pereira", especialmente ao Prof. Dr Ramón Alfonso Gallego e ao Prof. Dr Rubén Romero Lázaro quem fizeram possível que iniciasse com este Doutorado em Engenharia Elétrica.

Ao meu grande amigo Alexander Molina e a todos os colegas do LaPSEE em especial a Augusto Rueda, Fredy Franco, César Penuela, Lina Garcés, Edgar Carreno, Juan Galvis, Luis Gallego, Jesús López, Mauricio Granada, Waldemar Mathias, e Júlio López. Um agradecimento especial a senhora Lucila por sua colaboração em vários aspectos.

Aos docentes e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica e da seção de pós-graduação da FEIS/UNESP.

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro através das bolsas de doutorado no país.

RESUMO

Neste trabalho é apresentado um Estimador de Estado para Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica desbalanceados que usa uma nova formulação do método de fluxo de carga de varredura *Distflow* junto com o método dos Mínimos Quadrados Ponderados para determinar o ponto de operação mais provável do sistema. Através desta formulação, é possível modelar facilmente as medidas de magnitude de corrente, assim como as medidas convencionais de magnitude de tensão, as injeções e os fluxos de potências ativa e reativa. Adicionalmente, é definido um novo conjunto de variáveis de estado que permite reduzir o número de incógnitas do problema e, portanto, reduzir o número de medidas necessárias para realizar a estimação de estado. Assim, o estimador de estado proposto busca demonstrar que, mediante o uso da nova formulação, é possível determinar satisfatoriamente o ponto de operação dos Sistema de Distribuição de Energia Elétrica com altos níveis de automação, usando um plano de medições com um número baixo de pseudomedidas. A metodologia proposta é testada e analisada através dos sistemas IEEE-37 e IEEE-123 disponíveis na literatura.

Palavras-chave: Estimação de estado. Sistemas de distribuição de energia. Método *Distflow*. Mínimos quadrados ponderados. Pseudomedidas.

ABSTRACT

This work presents a State Estimation method for Unbalanced Power Distribution Systems, using a novel Distflow equations and the Weighted Least Squares method, in order to obtain the most likely state of the network. Through this formulation, it is possible to consider the line current magnitude measurements, as well as, conventional measurements: bus voltage magnitudes, bus power injections and line power flows. In addition, a new set of state variables is defined, which allows to reduce the number of variables, therefore, to reduce the number of measurements needed for state estimation analysis. The proposed state estimator deal to demonstrate that using the novel formulation is possible to successfully determine the operating conditions of a Power Distribution System with high level of automation, using a set of measurements with a low number of pseudo-measurements. The proposed methodology is tested on the IEEE-37 bus system and the IEEE-123 bus system available in the literature.

Keywords: State estimation. Power distribution system. Weighted least squares. Distflow method. Pseudo-measurements.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Comparação entre o fluxo de carga e a estimação de estado	18
Figura 2 - Distribuição de probabilidade <i>Qui-quadrado</i>	36
Figura 3 - Distribuição de probabilidade <i>T-student</i>	38
Figura 4 - Variáveis do método de soma de correntes	40
Figura 5 - Variáveis do método de Céspedes	42
Figura 6 - Variáveis do método de Goswami-Basu	43
Figura 7 - Variáveis do método de <i>Distflow</i>	45
Figura 8 - Variáveis do método de Luo-Semlyem	49
Figura 9 - Decomposição de um SDEE	57
Figura 10 - Sistema equivalente entre as barras i e j	59
Figura 11 - Diferentes conjuntos de variáveis de estado	69
Figura 12 - Sistema radial com um medidor na barra k	73
Figura 13 - Variáveis de estado por fase	83
Figura 14 - Sistema equivalente entre as barras i e j	84
Figura 15 - Percentagem dos tipos de medidas usados	97
Figura 16 - Percentagem dos tipos de medidas usados	100
Figura 17 - Topologia do sistema IEEE-37	112
Figura 18 - Topologia do sistema IEEE-123	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Elementos da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$	81
Tabela 2 - Elementos da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$	89
Tabela 3 - Valores das perdas de potência ativa	93
Tabela 4 - Erros máximos das tensões por fase	93
Tabela 5 - Informação inicial em p.u. dos GDs	93
Tabela 6 - Mínimos valores das tensões por fase	94
Tabela 7 - Potência reativa injetada pelos GDs	94
Tabela 8 - Valores das perdas de potência ativa	94
Tabela 9 - Erros máximos das tensões por fase	95
Tabela 10 - Informação em p.u. dos GDs	95
Tabela 11 - Mínimos valores das tensões por fase	96
Tabela 12 - Potência reativa injetada pelos GDs	96
Tabela 13 - Número de variáveis de estado do sistema IEEE-37	97
Tabela 14 - Medidas coletadas para o sistema IEEE-37	97
Tabela 15 - Valores iniciais em p.u. das variáveis de estado	98
Tabela 16 - Erros máximos das variáveis de estado	98
Tabela 17 - Medida com presença de erro grosseiro	99
Tabela 18 - Erros máximos das variáveis de estado	99
Tabela 19 - Número de variáveis de estado do sistema IEEE-123	100
Tabela 20 - Medidas coletadas para o sistema IEEE-123	101
Tabela 21 - Valores iniciais em p.u. das variáveis de estado	101
Tabela 22 - Erros máximos das variáveis de estado	102
Tabela 23 - Medida com presença de erro grosseiro	102
Tabela 24 - Erros máximos das variáveis de estado	103
Tabela 25 - Potências demandadas do sistema IEEE-37	113
Tabela 26 - Potências demandadas do sistema IEEE-123	114

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

GD	Geração Distribuída
MQP	Mínimos Quadrados Ponderados
PMU	Phasor Measurement Unit
PV	Barra de Tensão Controlada
SCADA	Sistema de Controle Supervisório e de Adquirição de Dados
SDEE	Sistema de Distribuição de Energia Elétrica
STEE	Sistema de Transmissão de Energia Elétrica
SEP	Sistema Elétrico de Potência
UTR	Unidade Terminal Remota

LISTA DE SÍMBOLOS

\hat{x}	Variáveis de estado do sistema
J	Função dos mínimos quadrados
Z	Conjunto de medidas do sistema
e	Erro presente nas medidas do sistema
e^N	Erro normalizado das medidas
W	Matriz de ponderações das medidas do sistema
H	Matriz Jacobiana do sistema
G	Matriz Ganho do sistema
n	Número de barras do sistema
nm	Número de medidas do sistema
nve	Número de variáveis de estado do sistema
nbp	Número de barras de passagem
σ	Desvio padrão das medidas
Γ	Limiar estatístico usado nos testes de hipótese
$T_{k,\alpha}$	Teste de hipótese <i>T-student</i>
$\chi_{k,\alpha}^2$	Teste de hipótese <i>Qui-quadrado</i>
ΩF	Conjunto de fases do sistema
\tilde{R}_{fh}	Resistência modificada entre as fases f e h do trecho (i, j)
\tilde{X}_{fh}	Reatância modificada entre as fases f e h do trecho (i, j)
$P_{f_{ij}}^L$	Perdas de potência ativa da fase f no trecho (i, j)
$Q_{f_{ij}}^L$	Perdas de potência reativa da fase f no trecho (i, j)
P_{f_i}	Fluxo de potência ativa da fase f saindo da barra i em direção a barra j
Q_{f_i}	Fluxo de potência reativa da fase f saindo da barra i em direção a barra j
V_{f_i}	Módulo de tensão da fase f na barra i
I_{f_i}	Módulo de corrente da fase f saindo da barra i em direção a barra j
$P_{f_j}^D$	Potência ativa demandada da fase f na barra j
$Q_{f_j}^D$	Potência reativa demandada da fase f na barra j
$P_{f_j}^G$	Potência ativa gerada da fase f na barra j
$Q_{f_j}^G$	Potência reativa gerada da fase f na barra j
V_{SE}	Módulo da tensão na subestação

SUMÁRIO

1	Introdução	16
1.1	Considerações preliminares	16
1.2	Definição do problema	19
1.3	Motivações e objetivos	22
1.4	Revisão bibliográfica	22
1.5	Estrutura do trabalho	25
2	Estimação de estado em Sistemas Elétricos de Potência	27
2.1	Introdução	27
2.2	Método dos Mínimos Quadrados Ponderados	28
2.2.1	Modelo matemático	29
2.2.2	Funções $h(\hat{x})$ do estimador de estado convencional	30
2.2.3	Estrutura da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$	31
2.2.4	Estrutura da matriz W e da matriz ganho $G(\hat{x})$	33
2.2.5	Algoritmo dos MQP	33
2.3	Tratamento de erros no método dos MQP	34
2.3.1	Detecção de erros grosseiros	35
2.3.2	Identificação de erros grosseiros	37
3	Fluxo de carga para SDEE	39
3.1	Introdução	39
3.2	Versões balanceadas dos algoritmos de fluxo de carga radiais	40
3.2.1	Método de soma de correntes	40
3.2.2	Método de soma de potências	41
3.2.3	Método de soma de potências de Goswami-Basu	43
3.2.4	Método <i>Distflow</i>	44
3.2.5	Método de Luo-Semlyem	48
3.3	Versões desbalanceadas dos métodos de varredura	50
3.3.1	Método de soma de correntes	50
3.3.2	Versões estendidas de alguns métodos de varredura	52

4	Fluxo de carga proposto para SDEE desbalanceados	55
4.1	Introdução	55
4.2	Método de <i>Distflow</i> balanceado generalizado	56
4.3	Método <i>Distflow</i> proposto para SDEE desequilibrados	58
4.3.1	Equação que relaciona os módulos das tensões entre duas barras	59
4.3.2	Equações de balanço de potências	61
4.3.3	Formulação proposta do método <i>Distflow</i> para SDEE desbalanceados	63
4.3.4	Método de compensação para inserção de GD	65
4.3.5	Algoritmo do método <i>Distflow</i> proposto para SDEE desbalanceado	66
5	Estimador de estado para SDEE baseado no Método <i>Distflow</i>	67
5.1	Introdução	67
5.2	Estimador de estado proposto para SDEE balanceados	69
5.2.1	Definição das variáveis de estado do sistema	69
5.2.2	Conjunto de medidas	71
5.2.3	Estrutura da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$	72
5.2.4	Elementos da matriz Jacobiana	72
5.2.5	Equações para os elementos da matriz $H(\hat{x})$	81
5.2.6	Método dos MQP baseado no método <i>Distflow</i> balanceado	82
5.2.7	Algoritmo do estimador de estado balanceado proposto	82
5.3	Estimador de estado para SDEE desbalanceados	83
5.3.1	Definição das variáveis de estado	83
5.3.2	Conjunto de equações	84
5.3.3	Estrutura da matriz Jacobiana	86
5.3.4	Elementos da matriz Jacobiana	86
5.3.5	Equações para os elementos da matriz $H(\hat{x})$	89
5.3.6	Algoritmo do estimador de estado desbalanceado proposto	90
6	Testes e resultados	91
6.1	Introdução	91
6.2	Método <i>Distflow</i> para SDEE desbalanceados	92
6.2.1	Sistema IEEE-37	92
6.2.2	Sistema IEEE-123	94
6.3	Estimador de estado para SDEE desbalanceados	96
6.3.1	Sistema IEEE-37	96
6.3.2	Sistema IEEE-123	100
	Conclusões e trabalhos futuros	104

Referências	107
Apêndice	112

Capítulo 1

Introdução

1.1 Considerações preliminares

O desenvolvimento de técnicas e modelos para a análise e planejamento de sistemas de transmissão e de distribuição em regime permanente de um sistema elétrico tem sido uma das linhas de pesquisa mais importantes na área de sistemas elétricos de potência (SEP). Esta linha de pesquisa envolve o desenvolvimento de modelos matemáticos, e aplicação e desenvolvimento de técnicas matemáticas para resolver esses modelos.

A determinação do estado operativo, também conhecido como o ponto de operação do sistema elétrico, é um dos aspectos mais relevantes dentro dos estudos de operação das redes de energia. Isto é, a partir da modelagem matemática dos diferentes dispositivos que compõem o sistema elétrico, para uma dada topologia da rede e uma condição operativa específica, o ponto de operação do sistema corresponde à obtenção das variáveis de estado, geralmente, representadas como os módulos e os ângulos das tensões em todas as barras do sistema. Uma vez conhecidos esses valores, as demais grandezas tais como os fluxos de potências ativa e reativa nas linhas, as injeções nodais de potências ativa e reativa, assim como as perdas do sistema podem ser calculadas. Desta forma, deve-se salientar que esse tipo de informação torna-se o ponto de partida para a execução de muitos outros tipos de análises como o planejamento, as ações de controle e segurança, a operação econômica, a regulação de tensão, análises de carregamentos e análises de contingências, entre outras.

Nesse contexto, duas metodologias têm sido desenvolvidas visando calcular o ponto de operação do sistema elétrico de potência: o fluxo de carga e a estimação de estado. Estas metodologias, apesar de terem o mesmo objetivo e apresentar procedimentos similares, possuem características e aplicações que as diferenciam, pois o fluxo de carga basicamente é usado em aplicações *off-line* como é o caso dos estudos de expansão de redes de energia,

enquanto que a estimação de estado é usada, geralmente, em aplicações *on-line*, como é o caso da supervisão e o controle dos sistemas elétricos.

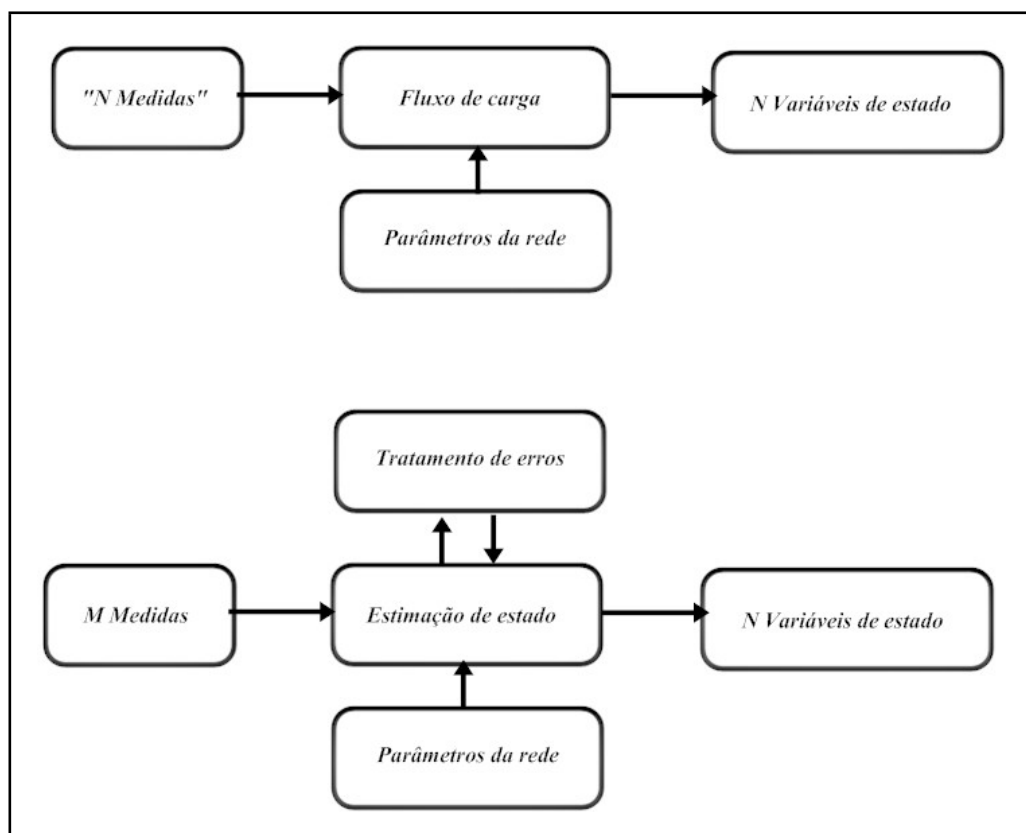
Cronologicamente, o fluxo de carga foi o primeiro a ser formulado. Os primeiros trabalhos datam do final da década de 1950, onde foi usada uma formulação através de um conjunto de equações não-lineares para representar o comportamento do sistema que é resolvido através do método iterativo de Gauss-Seidel (BERNARDES, 2007). Posteriormente, com a crescente expansão e a complexidade das redes elétricas, o método de Gauss-Seidel não se adaptou bem às novas características dos sistemas de grande porte da época, principalmente devido aos problemas de convergência e o número elevado de iterações do algoritmo. Desta forma, surgiu a necessidade de formular um novo método que conseguisse resolver os problemas do método Gauss-Seidel. Após vários estudos, na década de 60, foi proposto o método de Newton-Raphson como solução ao sistema de equações não lineares do fluxo de carga. Esse método tornou possível, pela primeira vez, a obtenção de resultados satisfatórios em relação à convergência e os tempos de processamento. Essas características foram determinantes para classificar o método como o mais adequado para resolver as equações do fluxo de carga em sistemas de potência.

Por outro lado, a estimação de estado surgiu como consequência de uma série de blecautes que aconteceram em sistemas elétricos dos Estados Unidos nos meados dos anos 60, que fizeram reconsiderar a filosofia sobre o controle e a segurança operativa dos sistemas elétricos que estava sendo praticada, pois naquela época o sistema de controle e supervisão era composto basicamente por um sistema que controlava a posição dos disjuntores nas subestações e outro que controlava a geração e o despacho econômico. Portanto, as únicas medidas disponíveis em tempo real nos centros de controle eram o estado dos disjuntores, a frequência do sistema e todas as grandezas medidas para o controle da geração (GOMEZ-EXPÓSITO; ZARCO, 1999). Logo, os sistemas de supervisão, visando controlar as redes com maior periodicidade e aproveitando o avanço nas áreas da computação e das telecomunicações, aumentaram a quantidade de medidas em tempo real, dando origem assim ao primeiro Sistema de Controle Supervisório e de Aquisição de Dados (SCADA, *Supervisory Control and Data Acquisition*). No entanto, comprovou-se que a informação proveniente dos Sistemas SCADA não poderia ser usada diretamente para determinar o ponto de operação do sistema, pois as medidas poderiam estar sujeitas a erros relacionados ao processo de aquisição de dados (ABUR; GOMEZ-EXPÓSITO, 2004). Baseado nesta filosofia, Schweppe (1970) formulou a solução para determinar o ponto de operação do sistema, baseado num procedimento estatístico conhecido como o método dos Mínimos Quadrados Ponderados (MQP), sendo que, na atualidade, este é um dos procedimentos

mais referenciados em estudos de estimação de estado em SEP.

Em termos gerais, o método da estimação de estado pode ser considerado como uma continuação da análise do fluxo de carga que considera medidas redundantes e um processo de filtragem de erros, como ilustrado na Figura 1. Ambos os algoritmos resolvem um sistema de equações não-lineares através do método iterativo de Newton-Raphson. As duas metodologias, fluxo de carga e estimação de estado, foram desenvolvidas para SEP trifásicos equilibrados, representados através de suas redes de sequência positiva.

Figura 1 – Comparação entre o fluxo de carga e a estimação de estado



Fonte: (MURARI, 1986)

Por sua vez, os sistemas de distribuição de energia elétrica (SDEE) possuem características físicas e operacionais diferentes das redes de transmissão de energia, pois além da topologia radial ou fracamente malhada, as redes de distribuição, normalmente, são completamente desbalanceadas e o número de barras é bem maior. Desta forma, para SDEE o algoritmo de fluxo de carga de Newton-Raphson, desenvolvido para SEP, deve ser estendido a uma formulação trifásica que inclua os acoplamentos entre fases e principalmente que considere técnicas de esparsidade devido a grande dimensão das matrizes envolvidas

neste algoritmo. Esta última condição, dadas às limitações computacionais da época, foi uma das principais motivações para o desenvolvimento, nos finais dos anos 80, de vários algoritmos de fluxo de carga próprios para sistemas com característica radial, denominados métodos de varredura. Esses métodos além de apresentarem um desempenho eficiente, geralmente, não possuem matrizes de grande porte e não precisam de inversão de matrizes para atualização das variáveis, o que representa uma vantagem computacional quando comparados com o algoritmo de Newton e suas versões desacopladas.

Na estimação de estado em SDEE o avanço nos métodos e técnicas de solução tem apresentado uma inércia muito grande, isto porque as redes de distribuição não apresentam os mesmos níveis de automação e controle existentes nos sistemas de transmissão, o que representa um sério limitante para executar procedimentos e ações de controle em tempo real. No entanto, com a recente modernização das redes de distribuição com a incorporação de novas tecnologias de automação e comunicação que estão acessíveis economicamente, com a medição fasorial, a inserção da geração distribuída (GD) e a filosofia das redes inteligentes, a estimação de estado em sistemas de distribuição torna-se a principal ferramenta para viabilizar a operação conjunta destas tecnologias. Portanto, faz-se imprescindível uma mudança na operação, controle e supervisão na distribuição, da mesma forma como aconteceu nos meados do século passado com os sistemas de transmissão.

1.2 Definição do problema

Os algoritmos de fluxo de carga encontrados na literatura para redes de distribuição são dedicados a este tipo de redes, mas no que se refere aos algoritmos de estimação de estado a maioria das propostas é uma adaptação da formulação do método de Newton-Raphson usado em sistemas de transmissão. Embora existam alguns autores que defendam e outros que criticam o uso desse método em aplicações em SDEE, especialmente por problemas de convergência, esse método para aplicações em estimação de estado em SDEE apresenta os seguintes problemas:

- Ao serem considerados os módulos e os ângulos das tensões por fase como variáveis de estado, o estimador de estado trifásico apresentaria um elevado número de incógnitas. Apesar da possibilidade de reduzir o tamanho do sistema usando uma rede equivalente, o número de variáveis de estado continuaria sendo alto para aplicações em SDEE. Portanto, faz-se necessário fornecer, ao estimador, um plano de medições composto por um número elevado de medidas.

- A elevada quantidade de medidas necessárias para determinar o ponto de operação do sistema pode ser contornada fornecendo ao estimador como dado de entrada algumas previsões de demanda nodal, conhecidas como pseudomedidas. No entanto, o sucesso do estimador de estado depende da exatidão dessas previsões. Além disso, no método dos MQP supõe-se que os erros das medidas são variáveis aleatórias independentes, com distribuição Gaussiana com valor médio igual a zero e desvio padrão σ . Essa hipótese nem sempre é uma condição válida para as previsões de demanda. Outro aspecto a ser considerado com relação às pseudomedidas e o método dos MQP, é o valor dos pesos designados a este tipo de medição, pois, vários estudos apontam que uma diferença significativa entre os pesos dados às medidas em tempo real e os pesos das pseudomedidas, que são dados com maior incerteza, traduz-se em problemas de mal-condicionamento numérico (GOMEZ-EXPÓSITO; ZARCO, 1999).
- O ângulo das tensões nodais em SDEE não é uma quantidade representativa nas análises de estimação de estado. Logo, não é adequado considerá-lo como uma das incógnitas do problema. Porém, dado que o conjunto de equações usado no modelo convencional dos MQP usado em STEE é representado em função das variáveis nodais (V, θ) , é imprescindível realizar algumas mudanças no modelo matemático para determinar o comportamento do sistema.
- O número de medidas de corrente constituem uma percentagem significativa dentro das medições disponíveis nos SDEE. Porém, esse tipo de grandeza é bem difícil de modelar dentro do método dos MQP, uma vez que, a não-linearidade das equações de corrente em função das variáveis de estado do sistema, fazem com que o estimador tenha problemas de convergência (ABUR; GOMEZ-EXPÓSITO, 2004). Adicionalmente, os elementos do Jacobiano pertencentes às medidas de corrente, possuem valores nulos ou indeterminados quando o estimador for inicializado com um perfil plano de tensões.

Considerando-se que a estimação de estado foi desenvolvida a partir das análises do fluxo de carga, uma solução que possibilite a criação de um algoritmo de estimação de estado que se ajuste às características próprias dos SDEE encontra-se nos algoritmos de fluxo de carga de varredura. Desta forma, em Baran e Kelley (1995), é proposto um estimador de estado trifásico que agrupa o algoritmo MQP com o fluxo de varredura de soma de correntes (SHIRMOHAMMADI et al., 1988). Neste algoritmo, as correntes nos ramos são definidas como as variáveis de estado do sistema e adota-se uma formulação em coordenadas retangulares. Dentre as particularidades deste método destacam-se a transformação das medidas dos fluxos e injeções de potência ativa e reativa em medidas

equivalentes de corrente, já que não existem equações que relacionem essas variáveis com as correntes nos ramos. Inicialmente, as medidas de tensão, exceto na subestação, não fazem parte do plano de medições devido que os autores consideram que estas não representam um impacto significativo dentro dos resultados do estimador quando o sistema for observável (ALLEMONG; RADU; SASSON, 1982). Com o decorrer do tempo, o estimador de estado baseado na formulação do método de soma de correntes, tornou-se um das principais abordagens usadas em vários estudos (WANG; SCHULZ, 2004; LI; YANG, 2004). Posteriormente, foram incorporados nesta formulação os medidores de tensão. (BARAN; JUNG; McDERMOTT, 2009). Adicionalmente, com a inserção dos PMUs nos planos de medidas, foram desenvolvidos estimadores de estado para localização de fontes armônicas e outras aplicações em SDEE (D'ANTONA; MUSCAS; SULIS, 2009; D'ANTONA et al., 2011; LIU et al., 2012; PAU; PEGORARO; SULIS, 2013).

Embora estes métodos tenham sido testado corretamente e que contemple grande parte dos requisitos necessários para a análise dos sistemas de distribuição desequilibrados e incorpore um critério que permite reduzir o tamanho da rede, ele mostra-se fortemente dependente de uma quantidade considerável de medidas, sendo imprescindível a utilização de pseudomedidas.

Em resumo, é evidente que as principais contribuições feitas em estimação de estado em SDEE ainda possuem algumas deficiências que impedem a consolidação dessas propostas em termos do controle em tempo real. Contudo, a base do problema dos estimadores de estado em SDEE, não deve ser baseado no algoritmo dos MQP. Logo, deve-se buscar uma metodologia que utilize um procedimento para determinar o ponto de operação do sistema, mais especificamente na definição das variáveis de estado, nas equações que as relacionam com as demais grandezas do sistema e na quantidade de medidas necessárias para encontrar seus valores. Outro fator que restringe, atualmente, o uso dos métodos de varredura como solução ao problema de estimação de estado em SDEE é apresentado em Ochoa e Padilha-Feltrin (2004), onde foi comprovado que entre os vários métodos de varredura referenciados, só o método de Shirmohammadi consegue modelar adequadamente as características desbalanceadas das redes de topologia radial. Isto acontece basicamente porque nos métodos de Céspedes (1990), Baran e Wu (1989) e Luo e Semlyen (1990), ao estenderem suas versões balanceadas para o caso trifásico, não são incluídos os efeitos das impedâncias mútuas no equacionamento, impossibilitando assim a obtenção de resultados mais precisos que representem o verdadeiro comportamento dos SDEE.

1.3 Motivações e objetivos

A estimação de estado é um tópico de pesquisa de grande interesse, tanto no âmbito acadêmico, como pelas empresas do setor elétrico, devido ao papel fundamental que desempenha dentro da operação e controle dos sistemas de energia. Apesar de ser um tema bem difundido e amplamente estudado durante muito tempo em aplicações envolvendo os STEE, ainda são formuladas novas propostas de técnicas e modelos com o objetivo de incluir dentro da modelagem aspectos relacionados com novas tecnologias de medição, como por exemplo, as unidades de medição fasorial (PMUs, *Phasor Measurement Units*). No caso dos SDEE com elevado nível de automação e sistemas de comunicação eficientes, devido ao desenvolvimento tecnológico e a redução de custos destas tecnologias, que podem levá-las a futuras mudanças na sua operação em tempo real e equipará-las com os sistemas de geração e transmissão atuais, a estimação de estado é um tema que deve ser ainda muito explorado e estudado.

Desta forma, nos SDEE a recente necessidade de supervisionar e controlar a operação das redes elétricas torna a estimação de estado um novo tópico de pesquisa a ser abordado nos próximos anos. Isto representa um verdadeiro desafio, visto que o desenvolvimento realizado até agora nas análises convencionais de estimação de estado precisam ser reformuladas para fins de aplicações eficientes e seguras em SDEE.

Neste contexto, são estabelecidos os seguintes objetivos:

- Desenvolver a versão desbalanceada do método *Distflow* para aplicações em SDEE.
- Adaptar o método de varredura *Distflow* para resolver junto com o método dos MQP para obter o ponto de operação dos SDEE desbalanceados.
- Contribuir com a formulação de um novo estimador de estado próprio para SDEE que resolva eficientemente a restrição relacionada com a quantidade de medidas e, por conseguinte, que não dependa das pseudomedidas para determinar o ponto de operação da rede.

1.4 Revisão bibliográfica

A maior parte dos trabalhos desenvolvidos em estimação de estado refere-se a aplicações em STEE. Uma revisão das propostas mais relevantes nesta área, entre os anos de 1968 e 1989, foi publicada em Do Coutto et al. (1990). Posteriormente, uma ampla variedade de novas abordagens na estimação de estado têm sido publicadas ao longo de vários

textos. (MONTICELLI, 1999; GOMEZ-EXPÓSITO; ZARCO, 1999; ABUR; GOMEZ-EXPÓSITO, 2004).

As contribuições de técnicas e modelos de estimação de estado nas aplicações em SDEE são bem poucas quando comparadas com as aplicações em STEE. Um dos primeiros trabalhos nesta área foi proposto em Roytelman e Shahidehpour (1993), onde são definidas as correntes dos ramos como variáveis de estado e é usada uma nova estratégia para encontrar a solução do problema com um número mínimo de medições remotas em tempo real. O método transforma as medidas de fluxos de potências ativa e reativa em medidas equivalentes de correntes. Muitas das medidas dos módulos das correntes são o resultado de análises de curvas de cargas. Adicionalmente são disponibilizadas algumas medidas angulares das correntes, provenientes de um fluxo de carga.

Em Baran e Kelley (1994), foi proposta uma abordagem trifásica de estimação de estado usando o método dos MQP com pseudomedidas para garantir a observabilidade da rede. Neste trabalho é proposto uma formulação nova para descrever o comportamento do sistema de distribuição, mas foram mantidas as variáveis de estado usadas nas análises convencionais de estimação de estado. Apesar de que nesta proposta, formulou-se uma matriz Jacobiana de termos constantes, os autores mostram que para as medidas de magnitude de corrente essa condição não é possível.

Posteriormente, foi proposto um estimador de estado que reúne as características das duas propostas descritas anteriormente, (BARAN; KELLEY, 1995). Assim, é formulado um estimador de estado trifásico baseado no algoritmo dos MQP, com as correntes dos ramos definidas como variáveis de estado e a inclusão de previsões de demanda para suprir a disponibilidade de medidas em tempo-real. Novamente, as medidas precisam ser transformadas em equivalentes de corrente. Neste modelo, visando a obtenção de uma função objetivo que dependa somente das variáveis de estado e com o intuito de obter uma matriz Jacobiana de termos constantes, assume-se que nas barras onde aparece um medidor de injeção ou de fluxo de potência a magnitude de tensão é igual a 1p.u. Essa aproximação não é válida, especialmente quando houver alimentadores sobrecarregados. Além disso, outro motivo de discussão centra-se no critério adotado para reduzir o tamanho do sistema ao eliminar os ramais que possuem cargas de valores pequenos de acordo com um valor limite preestabelecido.

Ao mesmo tempo, outra abordagem foi sugerida em Lu et al. (1995). Nesta referência é proposto o uso do método dos MQP com o equacionamento em coordenadas retangulares.

As tensões nodais são definidas como as variáveis de estado do sistema e todas as medidas são transformadas em medidas equivalentes de correntes. Esta formulação permite usar um Jacobiano de termos constantes e iguais aos elementos da matriz de admitância nodal sem a necessidade de usar aproximações. Porém, essa formulação necessita de um número elevado de medidas fazendo-se obrigatória a inclusão de pseudomedidas, cujos pesos dentro da formulação dos MQP são fixados, sem nenhuma fundamentação, em $1/50$, diferente dos pesos adotados para medidas em tempo-real (valores iguais a $1/3$).

Em Melipoulos e Zhang (1996), é usada uma nova formulação trifásica que é resolvida através do método dos MQP e que não depende dos valores das cargas do sistema. Para isto, são definidas como variáveis de estado as tensões nodais e as correntes das cargas do sistema. Não obstante, essa proposta é fundamentada na existência de um sistema de supervisão composto por um sistema de medição fasorial sincronizado. Embora o método evite usar previsões de demanda dentro do plano de medidas por sua difícil modelagem dentro do método dos MQP, é essencial contar com um elevado número de medidas em tempo-real.

Em Zhang e Cheng (1997) foi proposto um algoritmo para fluxo de carga monofásico que modifica o equacionamento do método de Newton-Raphson para fins de aplicações em sistemas de natureza radial. Os autores sugerem que essa metodologia possa ser estendida em aplicações de estimação de estado.

Em Ghosh et al. (1997) é proposto um estimador de estado baseado em um fluxo de carga probabilístico, onde as medidas em tempo-real são modeladas como restrições dentro do algoritmo de solução. O algoritmo de estimação de estado considera as características radiais dos sistemas de distribuição e incorpora conceitos próprios dos sistemas de distribuição, como diversidade de carga, fatores de demanda, curvas de demanda horária, entre outros. Este estimador pode ser separado em duas partes: a primeira parte é uma análise determinística que obtém os valores esperados das tensões e as cargas, enquanto que a segunda parte é probabilística e determina a variância dos valores estimados na seção determinística. Os resultados dos testes são validados através de análises de Monte Carlo.

Continuando com a estratégia de combinar medidas em tempo-real com dados históricos provenientes de previsões de demanda, em Celik e Liu (1999) é proposto um algoritmo para determinar o ponto de operação, que usa um modelo de ajuste de demanda baseado no fluxo de carga de Gauss-Seidel. Segundo os autores, esse modelo pode ser modificado

facilmente para diferentes tipos de dados históricos da rede sem comprometer a sua robustez e a sua simplicidade.

Posteriormente, em Medeiros et al. (2003), foi proposto um estimador de estado monofásico baseado no fluxo de soma de potências desenvolvido em Céspedes (1990). Este trabalho deu origem a uma proposta que usa medidas em tempo real junto com pseudomedidas construídas a partir de fatores de utilização e fatores de potência típicos para sistemas de distribuição (DE ALMEIDA, 2003). Apesar dos bons resultados obtidos, o método depende, em grande proporção, de um número elevado de pseudomedidas. Além do mais, como a modelagem monofásica adotada não representa as características desequilibradas dos sistemas de distribuição reais, os autores sugerem o desenvolvimento de um modelo trifásico como trabalho futuro.

Mais recentemente, outras abordagens tem sido publicadas nesta área onde são incorporados planos de medição avançados considerando os requerimentos das redes inteligentes. (MELIOPOULOS et al., 2011; FENG; YANG; PETERSON, 2012; BARAN, 2012).

1.5 Estrutura do trabalho

O presente trabalho foi organizado em sete capítulos e um Apêndice. O primeiro capítulo é introdutório e apresenta o problema estudado, a técnica e os objetivos desta tese, além da revisão bibliográfica. A ele somam-se os seguintes capítulos:

No capítulo 2 é apresentado o modelo matemático da estimação de estado e o algoritmo de solução do método dos MQP para efeito da estimação de estado em STEE.

No capítulo 3 é realizada uma descrição geral dos principais algoritmos de fluxo de carga usados em SDEE balanceados e, posteriormente, são analisadas algumas vantagens e limitações destes métodos relacionadas com as características desequilibradas dos SDEE.

No capítulo 4 é escolhido o método de fluxo de carga de varredura *Distflow*, que possui limitações nas análises trifásicas, para ser reformulado com o intuito de criar um novo procedimento para determinar o ponto de operação em SDEE desbalanceados. Adicionalmente, é apresentado um método de compensação que possibilita à inserção de Geradores Distribuídos (GD) neste tipo de análise.

No capítulo 5 apresenta-se em detalhe um novo estimador de estado para SDEE desbalanceados baseado na formulação proposta do método *Distflow* e no método dos MQP para determinar o ponto de operação do sistema a partir do fornecimento de um plano de medições.

No capítulo 6 são validados os algoritmos de fluxo de carga e de estimação de estado propostos através dos resultados das simulações realizadas nos sistemas teste IEEE-37 e IEEE-123.

Seguidamente mostram-se as conclusões dos resultados alcançados assim como algumas sugestões para futuros desenvolvimentos da metodologia de estimação de estados para redes com elevado índice de automação e sistemas de comunicação eficientes.

Capítulo 2

Estimação de estado em Sistemas Elétricos de Potência

2.1 Introdução

O ponto operativo de uma rede elétrica é dado pelos valores das variáveis de estado, definidas como o conjunto mínimo de variáveis independentes necessárias para determinar os valores das demais grandezas do sistema. Portanto, as equações que descrevem o comportamento do sistema dependem exclusivamente das tensões fasoriais, e desta forma nas análises convencionais definem-se como variáveis de estado as magnitudes e os ângulos das tensões nodais. Assim, para um sistema de n barras têm-se um total de $2n - 1$ incógnitas a serem obtidas, assumindo como referência o ângulo da barra de folga (slack).

Na estimação de estado, idealmente, deve existir um maior número de medidas do que variáveis de estado a serem estimadas. Isto se deve, principalmente, ao fato que quanto maior for o número de medidas fornecidas ao estimador, melhores serão os resultados estimados do estado atual da rede. Essa informação redundante é essencial para evitar possíveis problemas de observabilidade ante uma eventual perda de informação devido ao fato de que alguns medidores podem sair de operação ou apresentar um funcionamento temporal inadequado. Além disso, outra vantagem de dispor de medidas redundantes está relacionada com o tratamento de erros, visto que dessa maneira é possível fazer uma adequada detecção e identificação de erros presentes nas medidas. Este aspecto faz com que para resolver o problema da estimação de estado seja necessário usar um algoritmo que, além de calcular o ponto de operação do sistema, possua uma estratégia adicional de filtragem de erros.

Tradicionalmente, o processo de estimação de estado pode ser dividido em várias

etapas:

- **Configurador da rede:** Através do processamento em tempo real das medidas digitais transmitidas pelo sistema SCADA, o configurador da rede é responsável pela obtenção da topologia e a correspondente configuração de medidores.
- **Análise de observabilidade:** Verifica se com a informação coletada é suficiente para a determinação do ponto de operação do sistema.
- **Estimação de estado:** Cálculo das variáveis de estado através da modelagem matemática do sistema elétrico.
- **Processamento de erros grosseiros:** Responsável pela identificação, detecção e depuração das medidas com presença de erros grosseiros que podem afetar os resultados de estimador.

O problema de estimação de estado é resolvido, geralmente, através do método estatístico dos MQP. Este estimador de estado funciona bem quando os ruídos das medidas são gaussianos, mas falha na presença de um ou mais erros grosseiros (ABUR; GOMEZ-EXPÓSITO, 2004). Para superar esta dificuldade, foram desenvolvidos métodos para o tratamento de erros grosseiros. Desta forma, o problema da estimação de estado consiste em encontrar o ponto de operação mais provável do sistema a partir do processamento de medidas não exatas.

Os aspectos mais relevantes deste procedimento são tratados nas seguintes seções.

2.2 Método dos Mínimos Quadrados Ponderados

O método dos MQP foi formulado por Gauss e Legendre e tem sido amplamente usado principalmente em estatística e em aplicações de diferentes áreas do conhecimento. A ideia da metodologia consiste em encontrar a melhor estimativa de uma grandeza medida ante a impossibilidade de obter o seu valor verdadeiro dada a inevitável presença de erros de medidas. Basicamente, o método define que a melhor estimativa de uma grandeza X , ou de um conjunto de parâmetros ligados a ela, é o valor que torna mínima a soma dos quadrados dos erros. Levando esse conceito à teoria da estimação de estado em SEP, cujo objetivo principal é determinar o ponto mais provável de operação a partir de um plano de medidas imperfeitas, os valores das variáveis de estado são estimados de modo que a diferença entre os valores das grandezas medidas e seus valores estimados seja a mínima. Uma revisão dos principais aspectos que compõem essa metodologia é efetuada nas subseções seguintes.

2.2.1 Modelo matemático

Matematicamente, a estimação de estado pode ser formulada como:

$$\begin{aligned} \min \quad & J(\hat{x}) = r^t \cdot W \cdot r \\ \text{s.a.} \quad & \\ & r = Z - h(\hat{x}) \end{aligned} \tag{1}$$

sendo,

- Z : Vetor das grandezas medidas do sistema;
- \hat{x} : Vetor das variáveis de estado estimadas do sistema;
- r : Vetor dos resíduos das medidas do sistema;
- $h(\hat{x})$: Funções que relacionam Z com \hat{x} .
- W : Matriz que contém as ponderações das medidas;

A solução do modelo (1) corresponde aos valores estimados de \hat{x} . Para encontrar esses valores de forma algébrica aplicam-se as condições de otimalidade de primeira ordem à função $J(\hat{x})$:

$$g(\hat{x}) = \frac{\partial J(\hat{x})}{\partial \hat{x}} = -H^T(\hat{x})Wr = 0 \tag{2}$$

sendo,

$$H(\hat{x}) = \left[\frac{\partial h(\hat{x})}{\partial \hat{x}} \right] : \text{ A matriz Jacobiana das funções } h(\hat{x}).$$

Para resolver o sistema (2) usa-se a expansão em séries de Taylor de $g(\hat{x})$ em torno do ponto inicial \hat{x}^k , tal como se mostra a seguir:

$$g(\hat{x}) = g(\hat{x}^k) + G(\hat{x}^k)\Delta\hat{x}^k + \dots = 0$$

sendo,

$$G(\hat{x}^k) = \frac{\partial g(\hat{x})}{\partial \hat{x}} = H^T(\hat{x})WH(\hat{x}) \quad : \text{ Matriz ganho do sistema}$$

$$\Delta\hat{x}^k = \hat{x}^{k+1} - \hat{x}^k \quad : \text{ Atualização do vetor } \hat{x}$$

Desprezando os termos de ordem superior, obtém-se a equação iterativa do método Gauss-Newton dada por:

$$\hat{x}^{k+1} = \hat{x}^k + G(\hat{x}^k)^{-1} H^T(\hat{x}^k) W (Z - h(\hat{x}^k)) \quad (3)$$

2.2.2 Funções $h(\hat{x})$ do estimador de estado convencional

No modelo convencional do estimador de estado em SEP toda grandeza que faz parte do plano de medições Z tem uma equação h cujo valor depende dos valores do vetor \hat{x} e do ruído e presente na medida, isto é, $Z = h(\hat{x}) + e$. Em outras palavras, uma vez que os valores de \hat{x} foram calculados, através das funções $h(\hat{x})$, obtêm-se os valores numéricos das grandezas medidas. Isto faz com que o resíduo r , definido em (1) como a diferença entre os valores medidos e os valores calculados, possa ser calculado ao longo do processo iterativo.

Dentre as principais grandezas medidas no modelo convencional do estimador de estado em SEP têm-se os fluxos de potência ativa e reativa nas linhas, as injeções de potência ativa e reativa e os módulos das tensões nodais. Mostram-se a seguir as expressões matemáticas para cada tipo de grandeza medida:

- Injeções de potências ativa e reativa na i -ésima barra.

$$P_i = V_i \sum_{j \in \mathcal{N}_i} V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \quad (4)$$

$$Q_i = V_i \sum_{j \in \mathcal{N}_i} V_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij})$$

- Fluxos de potência ativa e reativa entre as barras $i - j$.

$$P_{ij} = V_i^2 (g_{si} + g_{ij}) - V_i V_j (g_{ij} \cos \theta_{ij} + b_{ij} \sin \theta_{ij}) \quad (5)$$

$$Q_{ij} = -V_i^2 (b_{si} + b_{ij}) - V_i V_j (g_{ij} \sin \theta_{ij} - b_{ij} \cos \theta_{ij})$$

- Módulo de tensão na i -ésima barra.

$$|V_i| = V_i \quad (6)$$

sendo,

V_i, θ_i :	Magnitude e ângulo da tensão da barra i ;
$\theta_{ij} = \theta_i - \theta_j$:	A abertura angular entre as barras $i - j$;
G_{ij}, B_{ij} :	Termos $i - j$ da matriz de admitância nodal;
g_{ij}, b_{ij} :	Valores primitivos da admitância da linha $i - j$;
g_{si}, b_{si} :	Valores primitivos da admitância shunt da barra i ;
\aleph_i :	Conjunto de barras ligadas à barra i .

2.2.3 Estrutura da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$

A matriz Jacobiana $H(\hat{x})$, cujos termos contêm as sensibilidades das funções $h(\hat{x})$ em relação aos valores de \hat{x} , possui uma estrutura retangular, pois se assume que a dimensão do vetor Z é maior do que a dimensão do vetor \hat{x} . Portanto, uma estrutura matricial para a matriz $H(\hat{x})$, onde as linhas da matriz correspondem ao número de medidas (nm) e as colunas correspondem ao número de variáveis de estado (nve), é mostrada a seguir:

$$H(\hat{x}) = \begin{matrix} P_i \\ Q_i \\ P_{ij} \\ Q_{ij} \\ |V_i| \end{matrix} \begin{bmatrix} V_i & \cdots & V_j & \theta_i & \cdots & \theta_j \\ \frac{\partial P_i}{\partial V_i} & \cdots & \frac{\partial P_i}{\partial V_j} & \frac{\partial P_i}{\partial \theta_i} & \cdots & \frac{\partial P_i}{\partial \theta_j} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial V_i} & \cdots & \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_i} & \cdots & \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} \\ \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_i} & \cdots & \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_j} & \frac{\partial P_{ij}}{\partial \theta_i} & \cdots & \frac{\partial P_{ij}}{\partial \theta_j} \\ \frac{\partial Q_{ij}}{\partial V_i} & \cdots & \frac{\partial Q_{ij}}{\partial V_j} & \frac{\partial Q_{ij}}{\partial \theta_i} & \cdots & \frac{\partial Q_{ij}}{\partial \theta_j} \\ \frac{\partial |V_i|}{\partial V_i} & \cdots & \frac{\partial |V_i|}{\partial V_j} & \frac{\partial |V_i|}{\partial \theta_i} & \cdots & \frac{\partial |V_i|}{\partial \theta_j} \end{bmatrix} \quad (7)$$

As expressões mostradas a seguir correspondem aos termos da matriz $H(\hat{x})$ obtidas ao derivar (4), (5) e (6) com relação a \hat{x} .

- Injeções de potência ativa.

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_i}{\partial V_i} &= \sum_{j \in \aleph_i} V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) + V_i G_{ii} \\ \frac{\partial P_i}{\partial V_j} &= V_i (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \\ \frac{\partial P_i}{\partial \theta_i} &= \sum_{j \in \aleph_i} V_i V_j (-G_{ij} \sin \theta_{ij} + B_{ij} \cos \theta_{ij}) - V_i^2 B_{ii} \\ \frac{\partial P_i}{\partial \theta_j} &= V_i V_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \end{aligned}$$

- Injeções de potência reativa.

$$\begin{aligned}\frac{\partial Q_i}{\partial V_i} &= \sum_{j \in \mathcal{N}_i} V_j (G_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - B_{ij} \text{cos} \theta_{ij}) - V_i B_{ii} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} &= V_i (G_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - B_{ij} \text{cos} \theta_{ij}) \\ \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_i} &= \sum_{j \in \mathcal{N}_i} V_i V_j (G_{ij} \text{cos} \theta_{ij} + B_{ij} \text{sen} \theta_{ij}) - V_i^2 G_{ii} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} &= V_i V_j (-G_{ij} \text{cos} \theta_{ij} - B_{ij} \text{sen} \theta_{ij})\end{aligned}$$

- Fluxos de potência ativa.

$$\begin{aligned}\frac{\partial P_{ij}}{\partial V_i} &= -V_j (g_{ij} \text{cos} \theta_{ij} + b_{ij} \text{sen} \theta_{ij}) + 2V_i (g_{ij} + g_{si}) \\ \frac{\partial P_{ij}}{\partial V_j} &= -V_i (g_{ij} \text{cos} \theta_{ij} + b_{ij} \text{sen} \theta_{ij}) \\ \frac{\partial P_{ij}}{\partial \theta_i} &= V_i V_j (g_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - b_{ij} \text{cos} \theta_{ij}) \\ \frac{\partial P_{ij}}{\partial \theta_j} &= -V_i V_j (g_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - b_{ij} \text{cos} \theta_{ij})\end{aligned}$$

- Fluxos de potência reativa.

$$\begin{aligned}\frac{\partial Q_{ij}}{\partial V_i} &= -V_j (g_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - b_{ij} \text{cos} \theta_{ij}) - 2V_i (b_{ij} + b_{si}) \\ \frac{\partial Q_{ij}}{\partial V_j} &= -V_i (g_{ij} \text{sen} \theta_{ij} - b_{ij} \text{cos} \theta_{ij}) \\ \frac{\partial Q_{ij}}{\partial \theta_i} &= -V_i V_j (g_{ij} \text{cos} \theta_{ij} + b_{ij} \text{sen} \theta_{ij}) \\ \frac{\partial Q_{ij}}{\partial \theta_j} &= V_i V_j (g_{ij} \text{cos} \theta_{ij} + b_{ij} \text{sen} \theta_{ij})\end{aligned}$$

- Módulos de tensão.

$$\begin{aligned}\frac{\partial |V_i|}{\partial V_i} &= 1 & \frac{\partial |V_i|}{\partial V_j} &= 0 \\ \frac{\partial |V_i|}{\partial \theta_i} &= 0 & \frac{\partial |V_i|}{\partial \theta_j} &= 0\end{aligned}$$

2.2.4 Estrutura da matriz W e da matriz ganho $G(\hat{x})$

A matriz W é uma matriz diagonal que contém as ponderações das medidas. Estes valores correspondem à inversa da matriz covariância das mesmas. Os valores da diagonal principal, cujos valores são diferentes de zero são os inversos das variâncias σ de cada medida, tal como segue:

$$W = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sigma_1} & & & \\ & \frac{1}{\sigma_2} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \frac{1}{\sigma_{nm}} \end{bmatrix} \quad (8)$$

Por outro lado, $G(\hat{x})$ é uma matriz simétrica, esparsa e deve ser não-singular para que o sistema de equações (3) tenha solução. Cabe salientar que, embora nessa formulação usou-se a definição de $G(\hat{x})$ correspondente ao método de Gauss-Newton, é possível achar outras definições na literatura. No entanto, a escolha dessa matriz não influencia na solução mas sim no número de iterações necessárias para o algoritmo de estimação de estado atingir a convergência.

A estrutura dessa matriz tem sido motivo de amplas discussões, porque existem situações nas quais $G(\hat{x})$ apresenta problemas de mal-condicionamento numérico que impedem calcular a sua matriz inversa, fazendo inviável a atualização de \hat{x} em (3). Portanto, atribui-se que os problemas de observabilidade da rede estão diretamente relacionados à singularidade dessa matriz. Porém, como a estrutura de $G(\hat{x})$ depende das matrizes $H(\hat{x})$ e W . Assim, para evitar problemas de mal-condicionamento devem ser considerados, no mínimo, os seguintes aspectos:

- Se a matriz $H(\hat{x})$ tem posto completo, a matriz $G(\hat{x})$ será inversível.
- A estrutura de $H(\hat{x})$ depende tanto da quantidade assim como da localização das medidas no sistema. Desta forma, faz-se necessário garantir que com o plano de medições seja possível calcular o ponto de operação do sistema.
- Deve-se evitar o uso de algumas ponderações muito elevadas na matriz W .

2.2.5 Algoritmo dos MQP

O algoritmo dos MQP envolve os seguintes passos para determinar os valores de \hat{x} :

- i.* Inicializar o contador de iterações, $k = 0$.

- ii. Inicializar os valores das variáveis de estado, \hat{x}^k . Geralmente, assume-se um perfil plano para as tensões.
- iii. Calcular o resíduo r e as matrizes $H(\hat{x}^k)$ e $G(\hat{x}^k)$.
- iv. Calcular $\Delta\hat{x}^k = G^{-1}H(\hat{x}^k)^tW(Z - h(\hat{x}^k))$.
- v. Se $\max|\Delta\hat{x}^k| \leq tol$, então pare. Do contrário, vá ao passo vi.
- vi. Atualizar $\hat{x}^{k+1} = \hat{x}^k + \Delta\hat{x}^k$. Fazer $k = k + 1$ e ir ao passo iii.

2.3 Tratamento de erros no método dos MQP

Assumindo que a topologia e os parâmetros da rede estão corretos, a qualidade dos resultados do estimador de estado depende exclusivamente da qualidade das medidas coletadas. Desta forma, após calcular o ponto de operação do sistema, inicia-se uma segunda fase de avaliação dos resultados obtidos através de um processo de identificação de erros presentes no plano de medições. Dentre os principais erros que existem na estimação de estado em SEP têm-se:

- *Erros normais*: São erros que estão na faixa de $\pm 3\sigma$, sendo σ o desvio padrão dos erros das medidas. Geralmente, são erros que podem ser satisfatoriamente filtrados dependendo do número de medidas redundantes.
- *Erros grosseiros*: São erros que possuem valores fora da faixa de $\pm 3\sigma$. Apesar de que os erros grosseiros superiores a $\pm 20\sigma$ são geralmente detectados numa etapa de pré-filtragem (WU, 1990), os efeitos negativos dos erros grosseiros fora do intervalo $[-3\sigma, 3\sigma]$ devem ser atenuados satisfatoriamente, visto que, a presença de medidas com esse tipo de erro condiciona a convergência do estimador, obtendo-se assim valores elevados de $J(\hat{x})$.

Os erros grosseiros podem ser classificados da seguinte forma:

- *Erro grosseiro simples*: Ocorre quando uma apenas uma medida possui erro grosseiro.
- *Erros grosseiros múltiplos*: Ocorrem quando mais de uma medida possui erro grosseiro. Por sua vez, este tipo de erros podem ser classificados da seguinte forma:
 - *Erros não-iterativos*: Ocorrem quando os resíduos das medidas com erros grosseiros apresentam fraca interação com os demais resíduos.

- *Erros iterativos*: Ocorrem quando os resíduos das medidas com erros grosseiros estão fortemente correlacionados com os resíduos de outras medidas. Este tipo de erro pode ser classificado como conformativo ou não-conformativo.
 - * *Conformativo*: São erros grosseiros iterativos, cujo efeito é mascarado nos resíduos das medidas portadoras de erros grosseiros, fazendo com que as mesmas atuem como medidas sem erros grosseiros. Desta forma, as medidas com erros grosseiros irão apresentar resíduos normalizados pequenos, e as medidas sem erro, podem ser identificadas como medidas de erros grosseiros.
 - * *Não-conformativo*: São erros grosseiros intetivos, cujo efeiro não é mascarado nos resíduos das medidas portadoras de erros grosseiros. Desta forma, as medidas com erros grosseiros irão apresentar resíduos normalizados elevados.

Em síntese, a segunda etapa do estimador de estado compreende três passos: detecção, identificação e eliminação de erros grosseiros. Para cumprir com esse propósito e em virtude da natureza estatística do método dos MQP, dentre as metodologias mais usadas destacam-se o teste do máximo resíduo normalizado e os testes de hipóteses (MILI; VAN CUTSEN; RIBBENS-PAVELLA, 1988) .

2.3.1 Detecção de erros grosseiros

A finalidade da detecção de erros consiste basicamente na seleção de um critério que estabeleça um valor máximo aceitável para $J(\hat{x})$. De acordo com esse raciocínio, foram formulados os seguintes testes.

Teste do maior resíduo normalizado $r^N(\hat{x})$

O valor do erro normalizado para uma medida i calcula-se através da seguinte equação (GOMEZ-EXPÓSITO et al., 2009):

$$r_i^N(\hat{x}) = \frac{|r_i(\hat{x})|}{\sqrt{\Omega_{ii}}} \quad (9)$$

sendo,

$$\Omega = (I - HG^{-1}H^TW)W^{-1} \quad : \text{ A matriz de covariância dos resíduos.}$$

Considerando que os erros das medidas são variáveis aleatórias gaussianas independentes, assume-se que (9) segue uma distribuição normal. Logo, o maior erro normalizado

pode ser comparado com um limiar estatístico Γ para determinar a presença de erros no plano de medidas. Nesse contexto, e tendo em conta a definição de erro normal, um valor limiar $\Gamma = 3$ é adequado para a detecção de erros grosseiros. Caso o maior valor de $r_i^N(\hat{x})$ seja maior que Γ , o ponto de operação estimado do sistema não pode ser aceito.

Teste de Hipótese *Qui-quadrado* $\chi_{k,\alpha}^2$

Partindo da hipótese que os erros das medidas são variáveis aleatórias gaussianas independentes sem presença de erros grosseiros, $J(\hat{x})$ apresenta uma distribuição *Qui-quadrado*, com k graus de liberdade, sendo $k = nm - nve$ (HANDSCHIN et al., 1975). Por conseguinte, para realizar o teste de detecção de erros têm-se duas hipóteses:

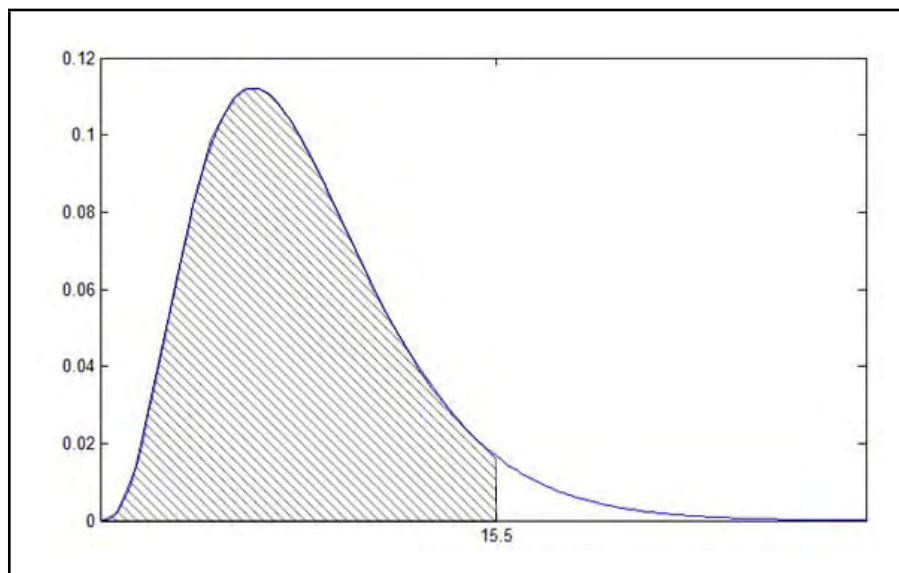
- H_0 : Se $J(\hat{x}) \leq \chi_{k,\alpha}^2$, então não existem medidas com erros grosseiros.
- H_1 : Se $J(\hat{x}) > \chi_{k,\alpha}^2$, então existem medidas com erros grosseiros.

sendo,

$\chi_{k,\alpha}^2$: O valor do percentil da distribuição χ^2 para k graus de liberdade.

α : A probabilidade de não ter erros grosseiros no plano de medições.
Geralmente assume-se um valor de $\alpha \geq 0,95$

Figura 2 – Distribuição de probabilidade *Qui-quadrado*



Fonte: Próprio autor

Na Figura 2 mostra-se a região de aceitação (área tracejada) e a região de rejeição do teste de hipóteses da função de distribuição de probabilidade χ^2 , correspondentes a um

valor limiar $\chi_{k,\alpha}^2 = 15,5$, obtido através da tabela da função χ^2 , para $k = 8$ e $\alpha = 0,95$. Segundo o critério anterior, caso $J(\hat{x}) < \chi_{k,\alpha}^2$, o teste de hipóteses χ^2 determina com uma probabilidade α^* , que o ponto de operação do sistema calculado deve ser aceito, pois, não existem erros grosseiros dentro do plano de medidas. Caso contrário, é necessário realizar um segundo teste para identificar as medidas que contém os erros grosseiros.

2.3.2 Identificação de erros grosseiros

Generalmente, os máximos valores em r têm as maiores probabilidades de conter erros grosseiros. Consequentemente, faz-se necessário estabelecer um critério que permita identificar e eliminar as medidas com essas características.

Teste do maior resíduo normalizado $r^N(\hat{x})$

Da mesma forma que no caso da detecção de erros, o teste de maior $r^N(\hat{x})$ pode ser usado para identificar a medida portadora de erro grosseiro. Após ter calculado o ponto de operação do sistema, o procedimento de identificação desse erro é detalhado a seguir:

- i.* Usando (9) calcular os valores dos erros normalizados $r^N(\hat{x})$.
- ii.* Encontrar o i -ésimo valor de $r^N(\hat{x})$ que possui o máximo valor.
- iii.* Se $r_i^N(\hat{x}) < \Gamma$, pare, pois não possui medidas portadoras de erros grosseiros. Caso contrário, ir ao passo *iv*.
- iv.* Suprimir a i -ésima medida do plano de medições e recalculer o ponto de operação.

Teste de Hipótese *T-student* $T_{k,\alpha}$

A teoria estatística determina que (9) segue uma distribuição de probabilidade *T-student* com k graus de liberdade e nível de confiança α . Isto significa que para ter uma maior certeza de eliminar as medidas que efetivamente possuam erros grosseiros, usa-se o seguinte teste de hipóteses $T_{k,\alpha}$:

- H_0 : Se $e_i^N(\hat{x}) \leq T_{k,\alpha}$, então Z_i não possui erro grosseiro.
- H_1 : Se $e_i^N(\hat{x}) > T_{k,\alpha}$, então Z_i possui erro grosseiro.

Na Figura 3 mostra-se o gráfico da função de distribuição de probabilidade *T-student* com as regiões de aceitação e rejeição determinados para um valor limiar $T_{k,\alpha} = 1,86$ obtido através da tabela da distribuição *T-student* para $k = 8$ e $\alpha = 0,95$. Estes valores

*Também chamado de nível de confiança.

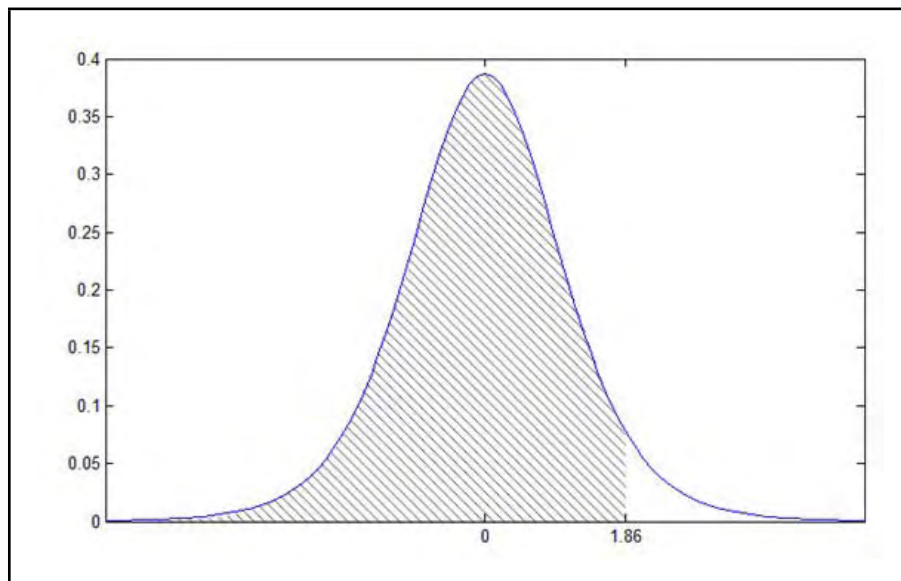
sendo,

$T_{k,\alpha}$: O valor do percentil da distribuição *T-student* para k graus de liberdade.

α : A probabilidade de Z_i não possuir erro grosseiro.

separam a região de aceitação (área tracejada) e a região de rejeição do teste de hipótese. Caso $r_i^N > T_{k,\alpha}$ for verdadeiro, a medida Z_i é retirada do plano de medições e o ponto de operação deve ser recalculado.

Figura 3 – Distribuição de probabilidade *T-student*



Fonte: Próprio autor.

Capítulo 3

Fluxo de carga para SDEE

3.1 Introdução

O método de Newton e suas versões desacopladas podem ser adaptados em análises de fluxo de carga em SDEE, mas, em função das características físicas e topológicas das redes de distribuição, foram desenvolvidos algoritmos exclusivos para estas redes, denominados métodos de varredura. Estes algoritmos adotam estratégias simples para resolver o problema de fluxo de carga, são fáceis de programar e apresentam um bom desempenho computacional, dado que em termos gerais, atingem a convergência em tempos computacionais baixos. Isto se deve, à ausência de matrizes de grande porte na sua formulação e, principalmente, ao fato de não ter de usar subrotinas para inversão desse tipo de matrizes.

Basicamente, os métodos de fluxo de carga radiais realizam uma varredura iterativa da subestação até os nós finais (varredura à jusante) e, vice-versa (varredura à montante), para calcular os valores das grandezas elétricas. Uma estratégia que facilita esse processo de varredura iterativo consiste em renumerar os ramos e os nós do sistema usando um ordenamento em camadas, dado que, usualmente, nas bases de dados dos sistemas elétricos as barras e os ramos são identificados através de uma codificação alfanumérica ou uma codificação numérica não sequencial. Assim, mediante um ordenamento em camadas é bem mais simples determinar os nós finais e os caminhos dos processos à jusante e à montante.

Os SDEE possuem características completamente desequilibradas, mas em alguns tipos de aplicações utilizam-se fluxos de carga de varredura monofásicos. A princípio, estes algoritmos poderiam ser estendidos para a realização de estudos de fluxos de carga trifásicos desequilibrados, mas, na verdade isto não é tão simples. Neste capítulo, são mostrados os principais métodos de varredura monofásicos encontrados na literatura, assim como suas

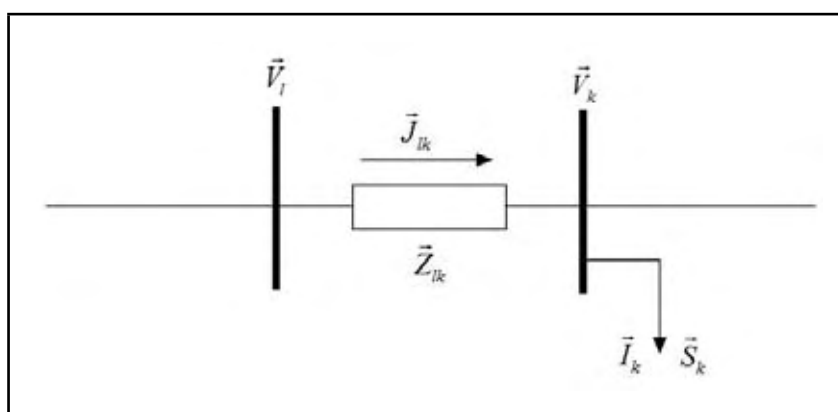
versões trifásicas.

3.2 Versões balanceadas dos algoritmos de fluxo de carga radiais

A seguir apresenta-se uma breve descrição das principais abordagens balanceadas dos algoritmos de fluxo de potência para SDEE.

3.2.1 Método de soma de correntes

Figura 4 – Variáveis do método de soma de correntes



Fonte: Próprio autor

Neste método, para cada trecho do sistema, são aplicadas diretamente as leis de Kirchhoff de tensão e corrente (SHIRMOHAMMADI et al., 1988). O método define como variáveis as tensões nodais e as correntes dos trechos. Ambas as grandezas são variáveis complexas dentro do modelo, de acordo com a Figura 4.

O processo inicia, uma vez assumido um nível de tensão para as barras do sistema, calculando todas as correntes dos nós finais até a subestação (varredura à montante). A seguir, com os valores das correntes dos ramos calculados no processo anterior, partindo da subestação são atualizados os valores das tensões nodais (varredura à jusante). O procedimento continua até ser atingida a convergência.

Os passos principais do algoritmo de soma de correntes podem ser resumidos da seguinte forma:

- i.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $i = 0$. Fazer $P_{perd}^{(i)} = 0$.
- ii.* Escolher um valor para as tensões nas barras $\vec{V}_k^{(i)}$. Geralmente, assumem-se valores iguais à tensão da subestação.
- iii.* Calcular as correntes nas cargas $\vec{I}_k^{(i)}$ através das expressões:

$$\vec{I}_k^{(i)} = \left(\frac{\vec{S}_k}{\vec{V}_k^{(i)}} \right)^*$$

Sendo $\vec{S}_k = P_k + jQ_k$ a demanda na barra k .

- iv.* Partindo das barra finais até a subestação, calcular as correntes dos ramos $\vec{J}_{lk}^{(i)}$:

$$\vec{J}_{lk}^{(i)} = \vec{I}_k^{(i)} + \sum_{m \in M} \vec{J}_{km}^{(i)}$$

Sendo M o conjunto de linhas conectadas ao nó k .

- v.* Começando desde a subestação, calcular as tensões nas barras do sistema da seguinte forma:

$$\vec{V}_k^{(i)} = \vec{V}_l^{(i)} - \vec{Z}_{lk} \vec{J}_{lk}^{(i)}$$

Sendo \vec{Z}_{lk} a impedância da linha $l - k$

- vi.* Calcular as perdas de potência nas linhas.

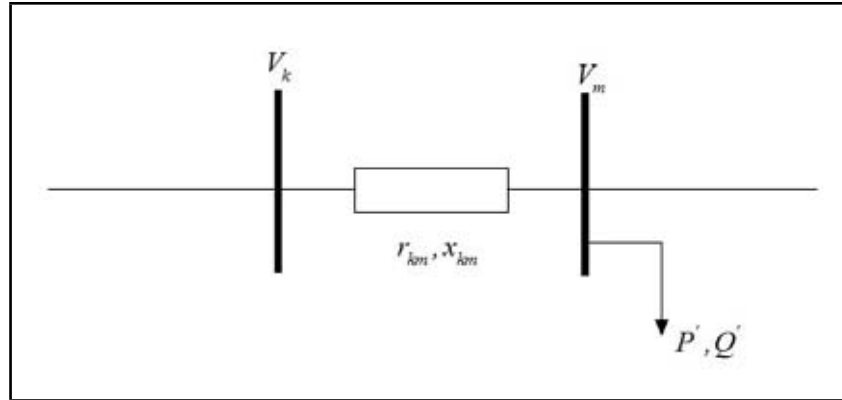
$$P_L^{(i+1)} = \sum_{(k,m) \in \Omega L} r_{km} (J_{km}^{(i)})^2$$

- vii.* Se $|P_L^{(i+1)} - P_L^{(i)}| < tol$, então, pare. Do contrário, fazer $i = i + 1$ e ir ao passo *iii*.

3.2.2 Método de soma de potências

Este método foi desenvolvido em Céspedes (1990) sendo considerado eficiente na resolução de problemas de fluxo de carga em sistemas radiais. O método caracteriza-se pela definição das magnitudes de tensão como as únicas variáveis do problema, conforme ilustrado na Figura 5. Isto é possível porque a abertura angular das tensões num alimentador é desprezível. Outro aspecto relevante do método é a relação existente entre as magnitudes de tensão de duas barras consecutivas mediante uma equação biquadrada

Figura 5 – Variáveis do método de Céspedes



Fonte: Próprio autor

que deve ser resolvida de dois em dois nós.

Na formulação, deste método aparece o conceito de carga equivalente em cada barra, definido como, o somatório da própria carga e das cargas de todas as barras localizadas em sentido oposto à subestação incluindo as perdas de potência. Desta forma, através de uma varredura à montante, o método de soma de potências inicia o processo iterativo. Posteriormente, são atualizadas as magnitudes das tensões mediante uma varredura à jusante. Por último, verifica-se a convergência do algoritmo. Em seguida são descritos os principais passos do método de soma de potências:

- i.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $i = 0$. Fazer $P_L^{(i)} = 0$.
- ii.* Assumir um perfil de tensão para as barras do sistema.
- iii.* Começando desde as barras finais até a subestação, calcular a carga equivalente para cada nó.
- iv.* Partindo da subestação, calcular o novo perfil de tensão $V_m^{(i)}$, através da seguinte expressão:

$$(V_m^{(i)})^4 + \left[2(r_{km}P'^{(i)} + x_{km}Q'^{(i)}) - (V_k^{(i)})^2 \right] (V_m^{(i)})^2 + ((P'^{(i)})^2 + (Q'^{(i)})^2)(r_{km}^2 + x_{km}^2) = 0$$

Sendo $P'^{(i)}, Q'^{(i)}$ a carga equivalente na barra m e r_{km}, x_{km} os parâmetros da linha $k - m$.

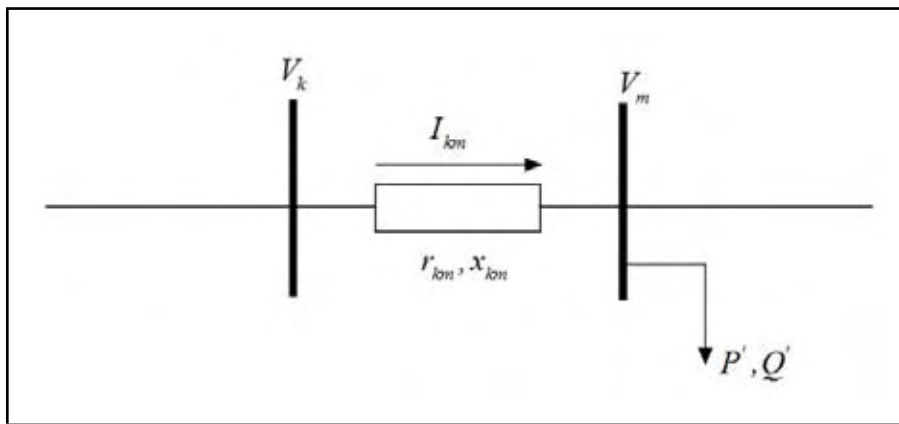
v. Calcular as perdas de potência nas linhas.

$$P_L^{(i+1)} = \sum_{(k,m) \in \Omega_L} r_{km} \frac{(P_k^{(i)})^2 + (Q_k^{(i)})^2}{(V_k^{(i)})^2}$$

vi. Se $|P_L^{(i+1)} - P_L^{(i)}| < tol$, então, pare. Do contrário, fazer $i = i + 1$ e ir ao passo *iii*.

3.2.3 Método de soma de potências de Goswami-Basu

Figura 6 – Variáveis do método de Goswami-Basu



Fonte: Próprio autor

O método proposto em Goswami e Basu (1992), enquadra-se dentro dos métodos de soma de potências e realiza um varrido iterativo de dois em dois nós e incorpora o conceito de carga equivalente por nó. Neste método, as perdas de potência são desconsideradas na primeira iteração. Portanto, não é necessário estimar um perfil de tensão inicial para todas as barras do sistema. Além disso as variáveis que intervêm no processo são as tensões e as correntes por trecho.

O método adota uma estratégia bem diferente das empregadas pelos demais algoritmos de fluxos de carga de varredura, pois para uma iteração geral do método, deve ser resolvido um processo iterativo entre duas barras vizinhas, evidenciando-se, assim, o esforço computacional elevado que o algoritmo requer. Em resumo, a estratégia usada pelo fluxo de carga de Goswami-Basu é equivalente ao método de soma de potências de Céspedes, mas possui notáveis diferenças no equacionamento e no procedimento usado para determinar o ponto de operação do sistema. A seguir mostra-se uma breve descrição do algoritmo.

- i.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $i = 0$. Fazer $P_{perd}^{(i)} = 0$.
- ii.* Começando a partir das barras finais até a subestação, calcular a carga equivalente para cada nó.
- iii.* Partindo da subestação, para cada par de barras k e m , calcular $V_m^{(i)} = V_{mr}^{(i)} + jV_{mi}^{(i)}$ da seguinte forma:

- (a) Inicializar o contador de iterações interno $j = 0$. Se $i = 0$, fazer $V_m^{(j)} = V_k^{(i)}$. Do contrário, $V_m^{(j)} = V_m^{(i)}$.
- (b) Calcular a corrente $I_{km}^{(j)} = I_{kmr}^{(j)} + jI_{kmi}^{(j)}$ segundo a seguinte expressão:

$$I_{kmr}^{(j)} = \frac{P_m^{(i)} V_{mr}^{(j)} + Q_m^{(i)} V_{mi}^{(j)}}{(V_m^{(i)})^2}$$

$$I_{kmi}^{(j)} = \frac{P_m^{(i)} V_{mi}^{(j)} - Q_m^{(i)} V_{mr}^{(j)}}{(V_m^{(i)})^2}$$

- (c) Calcular a tensão $V_m^{(j)}$ da seguinte forma:

$$V_{mr}^{(j)} = V_{kr}^{(j)} - r_{km} I_{kmr}^{(j)} + x_{km} I_{kmi}^{(j)}$$

$$V_{mi}^{(j)} = V_{ki}^{(j)} - r_{km} I_{kmi}^{(j)} - x_{km} I_{kmr}^{(j)}$$

- (d) Calcular o valor estimado da carga equivalente na barra m , $|Seq_m^{(j)}| = |V_m^{(j)}| |I_{km}^{(j)}|$.
- (e) Se $|S_m^{(i)} - Seq_m^{(j)}| \leq tol$, fazer $V_m^{(i)} = V_m^{(j)}$, $I_{km}^{(i)} = I_{km}^{(j)}$ e ir ao passo *iv*. Do contrário, fazer $j = j + 1$ e voltar ao passo (b).

- iv.* Calcular as perdas do sistema:

$$P_L^{(i+1)} = \sum_{(k,m) \in \Omega_L} r_{km} (I_{km}^{(i)})^2$$

- v.* Se $|P_L^{(i+1)} - P_L^{(i)}| < tol$, então, pare. Do contrário, fazer $i = i + 1$ e ir ao passo *ii*.

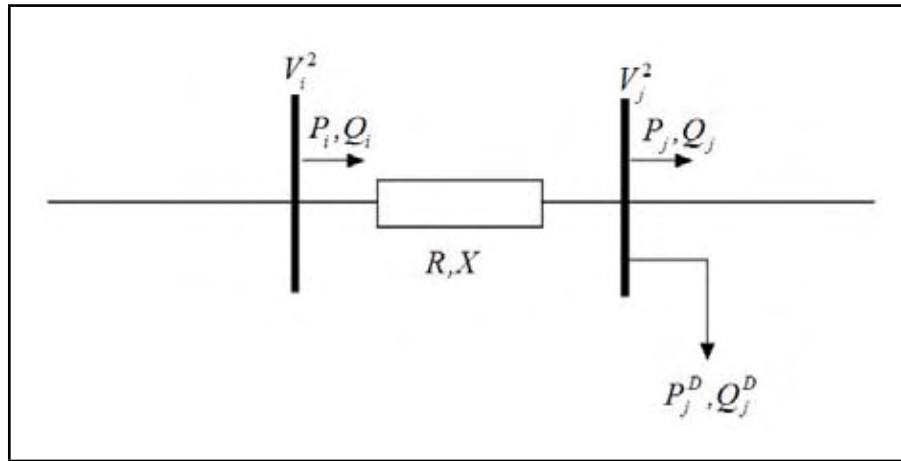
3.2.4 Método *Distflow*

Versão 1

O método desenvolvido em Baran e Wu (1989), denominado *Distflow*, diferente de outros algoritmos de fluxo de carga radiais, emprega um método de varredura à jusante

junto com o método de Newton-Raphson para calcular o estado de operação do sistema. Na sua versão inicial, o método *Distflow* foi desenvolvido para sistemas com um único alimentador. A ideia fundamental do algoritmo consiste em determinar, para uma barra i com valores de magnitude de tensão V_i e os fluxos de potências ativa e reativa P_i e Q_i conhecidos, a módulo da tensão V_j e os fluxos de potência ativa e reativa P_j e Q_j na barra à jusante, como ilustrado na Figura 7.

Figura 7 – Variáveis do método de *Distflow*



Fonte: Próprio autor

A formulação do método de *Distflow*, para duas barras consecutivas, é a seguinte:

$$\begin{aligned} P_j &= P_i - R \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right) - P_j^D \\ Q_j &= Q_i - X \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right) - Q_j^D \\ V_j^2 &= V_i^2 - 2(RP_i + XQ_i) + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right) \end{aligned} \quad (10)$$

sendo,

- P_i, Q_i : os fluxos de potência ativa e reativa saindo da barra i .
- P_j^D, Q_j^D : a demanda de potência ativa e reativa na barra j .
- R, X : parâmetros da linha de transmissão entre as barras i e j .

Para o caso de um único alimentador, se forem especificados os valores das variáveis nodais na subestação y_0 é possível calcular as demais variáveis y_i em cada nó i do sistema de acordo com o seguinte conjunto de equações:

$$\begin{aligned}
y_1 &= f_1(y_0) \\
y_2 &= f_2(y_1) = f_2(f_1(y_0)) = f_2(y_0) \\
&\vdots \\
y_n &= f_n(y_{n-1}) = f_n(f_{n-1}(y_{n-2})) = \dots = f_n(y_0)
\end{aligned} \tag{11}$$

Onde $f_{k+1}(y_k)$ representa o conjunto de equações não-lineares dado em (10) e y_n corresponde às variáveis na barra final do alimentador. Visto que neste tipo de barra os valores dos fluxos de potências ativa e reativa (P_n, Q_n) devem ser iguais a zero e assumindo conhecida a tensão na subestação, a solução do fluxo de carga de *Distflow* consiste em encontrar os valores das variáveis de decisão (P_0, Q_0) que satisfaçam:

$$(P_n, Q_n) = f(P_0, Q_0) = 0 \tag{12}$$

Assim, para resolver esse sistema de equações não-lineares é usado o método iterativo de Newton-Raphson, onde os valores das variáveis de decisão são atualizados através da seguinte expressão:

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \end{bmatrix}^{k+1} = \begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \end{bmatrix}^k - [J]^{-1} \begin{bmatrix} P_n(P_0, Q_0) \\ Q_n(P_0, Q_0) \end{bmatrix}^k \tag{13}$$

Sendo $[J]$ o Jacobiano do sistema que relaciona os fluxos de potência nas barras finais (P_n, Q_n) com as variáveis de decisão (P_0, Q_0) . A estrutura desta matriz é mostrada a seguir:

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_n}{\partial P_0} & \frac{\partial P_n}{\partial Q_0} \\ \frac{\partial Q_n}{\partial P_0} & \frac{\partial Q_n}{\partial Q_0} \end{bmatrix}$$

Porém, como se mostra em (11), o fato de não contar com uma equação que relacione diretamente essas variáveis, impede a criação da matriz $[J]$ e, conseqüentemente, a aplicação do processo iterativo mostrado em (13). Apesar desta limitação, existe uma forma recursiva para relacionar essas variáveis através da regra da cadeia, como é mostrado em (14):

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial y_n}{\partial y_0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial y_n}{\partial y_{n-1}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial y_{n-1}}{\partial y_{n-2}} \end{bmatrix} \cdots \begin{bmatrix} \frac{\partial y_j}{\partial y_i} \end{bmatrix} \cdots \begin{bmatrix} \frac{\partial y_1}{\partial y_0} \end{bmatrix} \quad (14)$$

Desta forma, considerando um alimentador de n barras, deve-se multiplicar uma série de $n - 1$ submatrizes de dimensão 2×2 com a seguinte estrutura:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial P_j}{\partial P_i} & \frac{\partial P_j}{\partial Q_i} \\ \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} & \frac{\partial Q_j}{\partial Q_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - 2\frac{RP_i}{V_i^2} & -2\frac{RQ_i}{V_i^2} \\ -2\frac{XP_i}{V_i^2} & 1 - 2\frac{XQ_i}{V_i^2} \end{bmatrix} \quad (15)$$

Dado um único alimentador, o algoritmo de fluxo de carga *Distflow* compreende os seguintes passos:

- i.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações, $k = 0$.
- ii.* Escolher os valores iniciais de $P_0^{(k)}$ e $Q_0^{(k)}$.
- iii.* Através de (10) encontrar os valores dos fluxos de potência na barra final, $P_n^{(k)}$ e $Q_n^{(k)}$.
- iv.* Se $\max|P_n^{(k)}, Q_n^{(k)}| \leq tol$, então foi atingida a convergência. Caso contrário, ir ao passo *v.*
- v.* Através de (13), encontrar os valores de $P_0^{(k+1)}$ e $Q_0^{(k+1)}$. Fazer $k = k + 1$ e voltar ao passo *iii.*

O algoritmo anterior pode ser generalizado para sistemas de distribuição com r ramos. No entanto, evidencia-se o esforço computacional elevado que o método demanda, principalmente, em sistemas de grande porte, pelo fato de ter de calcular um Jacobiano para cada trecho do sistema.

Versão 2

Outra versão do método *Distflow* foi proposta por (RAO; NARASIMHAM; RAMALINGARAJU, 2008), onde o método de Newton é substituído por uma varredura à montante. Desta maneira, através de um processo de varredura iterativo em ambos os sentidos é possível determinar o ponto de operação do sistema. Esta versão resulta mais simples e vantajosa quando aplicada a sistemas de grande porte, devido a que se evita a formulação matricial necessária para resolver o sistema de equações não-lineares mostrado em (13). Portanto, através de uma varredura à montante e à jusante obtém-se a solução do método *Distflow* usando a seguinte formulação:

Varredura à jusante

$$\begin{aligned}
P_j &= P_i - R \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right) - P_j^D \\
Q_j &= Q_i - X \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right) - Q_j^D \\
V_j^2 &= V_i^2 - 2(RP_i + XQ_i) + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_i^2 + Q_i^2}{V_i^2} \right)
\end{aligned} \tag{16}$$

Varredura à montante

$$\begin{aligned}
P_i &= P_j + R \left(\frac{P_j'^2 + Q_j'^2}{V_j^2} \right) + P_j^D \\
Q_i &= Q_j + X \left(\frac{P_j'^2 + Q_j'^2}{V_j^2} \right) + Q_j^D \\
V_i^2 &= V_j^2 + 2(RP_j' + XQ_j') + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_j'^2 + Q_j'^2}{V_j^2} \right)
\end{aligned} \tag{17}$$

sendo, $P_j' = P_j + P_j^D$ e $Q_j' = Q_j + Q_j^D$.

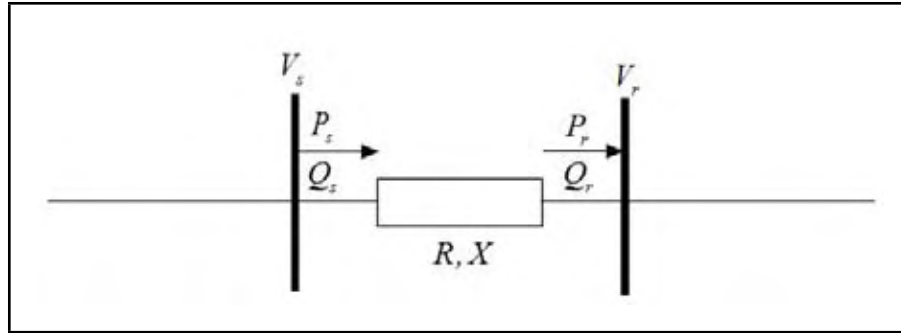
Portanto, o algoritmo de fluxo de carga, através desta formulação é descrito a seguir:

- i. Entrada de dados.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $k = 0$. Fazer $V_j^2 = V_{SE}^2 \forall j \in \Omega B$.
- ii. Varredura à montante.* Para as barras finais, fazer $P_j = 0$ e $Q_j = 0$ e calcular as variáveis nodais em direção à subestação usando (17).
- iii. Varredura à jusante.* Fazendo na subestação $V_i^2 = V_{SE}^2$, calcular as variáveis nodais em direção às barras finais usando (16).
- iv. Critério de convergência.* Verificar para as barras finais, se $\max|P_j| \leq tol$, então, pare. Do contrário, fazer $k = k + 1$ e voltar ao passo *ii*.

3.2.5 Método de Luo-Semlyem

O método proposto em Luo e Semlyen (1990) usa um procedimento iterativo de varredura à jusante e à montante que combina conceitos dos métodos de soma de correntes e de soma de potências. São definidas como variáveis do método os fluxos de potência e as tensões nodais complexas, tal como ilustrado na Figura 8.

Figura 8 – Variáveis do método de Luo-Semlyem



Fonte: Próprio autor

O algoritmo do método de varredura de Luo-Semlyem compreende os seguintes passos:

- i.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $k = 0$. Fazer $P_L^{(i)} = 0$.
- ii.* Assumir um perfil de tensão para as barras do sistema.
- iii.* Começando desde as barras finais até a subestação, sentido *backward* calcular, para cada nó a potência do nó emissor, segundo as expressões:

$$P_s = P_r + R \frac{P_r^2 + Q_r^2}{V_r^2}$$

$$Q_s = Q_r + X \frac{P_r^2 + Q_r^2}{V_r^2}$$

- iv.* No sentido *forward*, calcular a tensão fasorial nas barras de recepção:

$$V_r^{(i+1)} = \sqrt{(V_s - \Delta V')^2 + \Delta V''^2}$$

$$\delta_r = \delta_s - \tan^{-1} \left(\frac{\Delta V''}{V_s - \Delta V'} \right)$$

$$\Delta V' = \frac{R P_s + X Q_s}{V_s}$$

$$\Delta V'' = \frac{X P_s - R Q_s}{V_s}$$

- v.* Se $\max |V_r^{(i+1)} - V_r^{(i)}| \leq tol$, então, pare. Do contrário, fazer $k = k + 1$ e voltar ao passo *iii*.

3.3 Versões desbalanceadas dos métodos de varredura

Na literatura verifica-se que os métodos de varredura desenvolvidos para resolver o problema de fluxo de carga em SDEE desbalanceados são poucos, ao contrário do que acontece para o caso balanceado. Uma busca minuciosa na literatura especializada revela que dois são os algoritmos mais referenciados: o método de soma de correntes de Shirmohammadi e o método de *Distflow*. Em Ochoa e Padilha-Feltrin (2004), comprovaram-se as limitações que possuem vários algoritmos de fluxo de carga ao estenderem as versões monofásicas para efetuar análises trifásicas desbalanceadas. Dentre esses algoritmos estudados, encontra-se o método de *Distflow*. Isto se deve principalmente à característica do conjunto de equações, mostrado em (10), pois não são considerados os efeitos dos acoplamentos mútuos entre as linhas, condição que é bem simples de modelar na versão trifásica do método de soma de correntes, (SHIRMOHAMMADI; CHENG, 1995).

Outro aspecto que consolida o método de Shirmohammadi para a realização de análises mais ajustadas às condições de operação dos SDEE, foi apresentado em (Ciric et al., 2003), onde a formulação matricial trifásica 3x3 foi estendida para uma formulação matricial 5x5 incluindo o neutro e a terra do sistema no equacionamento do problema de fluxo de carga. Estes aspectos de modelagem somados com a fácil implementação computacional, explicam claramente a razão pela qual o método de soma de correntes é usado como ponto de início para a execução de outros tipos de análises.

A formulação trifásica desequilibrada do método de soma de correntes e as versões estendidas de vários métodos de varredura são mostradas nas seguintes sub-seções.

3.3.1 Método de soma de correntes

Os principais aspectos do algoritmo trifásico (formulação matricial 3x3) de soma de correntes são apresentados a seguir:

1. Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas). Inicializar o contador de iterações $i = 0$. Fazer as perdas por fase iguais a zero:

$$\begin{bmatrix} P_L^a \\ P_L^b \\ P_L^c \end{bmatrix}^{(i)} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

2. Escolher um valor para as tensões nas barras do sistema:

$$\begin{bmatrix} \vec{V}_{ka} \\ \vec{V}_{kb} \\ \vec{V}_{kc} \end{bmatrix}^{(i)}$$

3. Calcular as correntes nas cargas através das seguintes expressões:

$$\begin{bmatrix} \vec{I}_{ka} \\ \vec{I}_{kb} \\ \vec{I}_{kc} \end{bmatrix}^{(i)} = \begin{bmatrix} \left(\frac{\vec{S}_{ka}}{\vec{V}_{ka}^{(i)}} \right)^{(*)} \\ \left(\frac{\vec{S}_{kb}}{\vec{V}_{kb}^{(i)}} \right)^{(*)} \\ \left(\frac{\vec{S}_{kc}}{\vec{V}_{kc}^{(i)}} \right)^{(*)} \end{bmatrix}$$

Sendo $\vec{S}_{ka} = P_{ka} + jQ_{ka}$ a demanda da fase a na barra k .

4. Partindo das barra finais até a subestação, calcular as correntes dos ramos:

$$\begin{bmatrix} \vec{J}_{lk}^a \\ \vec{J}_{lk}^b \\ \vec{J}_{lk}^c \end{bmatrix}^{(i)} = \begin{bmatrix} \vec{I}_{ka} \\ \vec{I}_{kb} \\ \vec{I}_{kc} \end{bmatrix}^{(i)} + \sum_{m \in M} \begin{bmatrix} \vec{J}_{km}^a \\ \vec{J}_{km}^b \\ \vec{J}_{km}^c \end{bmatrix}^{(i)}$$

Sendo M o conjunto de linhas conectadas ao nó k .

5. Iniciando na subestação, calcular as tensões nas barras do sistema da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \vec{V}_{ka} \\ \vec{V}_{kb} \\ \vec{V}_{kc} \end{bmatrix}^{(i)} = \begin{bmatrix} \vec{V}_{la} \\ \vec{V}_{lb} \\ \vec{V}_{lc} \end{bmatrix}^{(i)} - \begin{bmatrix} \vec{Z}_{aa} & \vec{Z}_{ab} & \vec{Z}_{ac} \\ \vec{Z}_{ba} & \vec{Z}_{bb} & \vec{Z}_{bc} \\ \vec{Z}_{ca} & \vec{Z}_{cb} & \vec{Z}_{cc} \end{bmatrix}^{lk} \begin{bmatrix} \vec{J}_{lk}^a \\ \vec{J}_{lk}^b \\ \vec{J}_{lk}^c \end{bmatrix}^{(i)}$$

Sendo $[\vec{Z}]^{lk}$ a matriz de impedâncias próprias e mútuas do trecho $l - k$

6. Calcular as perdas de potência nas linhas por fase.

$$\begin{bmatrix} P_L^a \\ P_L^b \\ P_L^c \end{bmatrix}^{(i+1)} = \sum_{(k,m) \in \Omega L} \begin{bmatrix} Z_{aa} & Z_{ab} & Z_{ac} \\ Z_{ba} & Z_{bb} & Z_{bc} \\ Z_{ca} & Z_{cb} & Z_{cc} \end{bmatrix}^{km} \begin{bmatrix} (J_{km}^a)^2 \\ (J_{km}^b)^2 \\ (J_{km}^c)^2 \end{bmatrix}^{(i)}$$

7. Se

$$\left| \begin{bmatrix} P_L^a \\ P_L^b \\ P_L^c \end{bmatrix}^{(i+1)} - \begin{bmatrix} P_L^a \\ P_L^b \\ P_L^c \end{bmatrix}^{(i)} \right| \leq tol$$

então, pare. Do contrário fazer $i = i + 1$ e ir ao passo 3.

3.3.2 Versões estendidas de alguns métodos de varredura

Em (OCHOA; PADILHA-FELTRIN, 2004), estenderam-se as versões balanceadas dos métodos de Céspedes, *Distflow* e Luo-Semlyen para resolver o problema de fluxo de carga em SDEE desbalanceados (O método de Goswami-Basu não fez parte do estudo possivelmente porque é um método que apresenta um esforço computacional elevado o bastante para modelar sistemas elétricos de grande porte). Estas abordagens foram comparadas com a versão desbalanceada do método de soma de correntes de Shirmohammadi. Através dos resultados obtidos nesse trabalho, conclui-se que estas versões distam de representar adequadamente as características desbalanceadas dos SDEE .

As versões desequilibradas propostas são aproximações, principalmente por que desconsideram os efeitos dos acoplamentos mútuos entre as fases. Além disso, no caso do método de Luo-Semlyem a versão trifásica proposta é significativamente diferente da formulação monofásica descrita na subseção 3.25. No caso dos métodos de *Distflow* e Céspedes, a equação que tinha sido encontrada na modelagem monofásica é usada para as três fases. A seguir são apresentadas as formulações trifásicas desses métodos de varredura:

Método de soma de potências de Céspedes

$$\begin{aligned} V_{a\ i+1}^4 + 2(r_a P_{a\ i+1} + x_a Q_{a\ i+1})V_{a\ i+1}^2 + (P_{a\ i+1}^2 + Q_{a\ i+1}^2)(r_a^2 + x_a^2) &= 0 \\ V_{b\ i+1}^4 + 2(r_b P_{b\ i+1} + x_b Q_{b\ i+1})V_{b\ i+1}^2 + (P_{b\ i+1}^2 + Q_{b\ i+1}^2)(r_b^2 + x_b^2) &= 0 \\ V_{c\ i+1}^4 + 2(r_c P_{c\ i+1} + x_c Q_{c\ i+1})V_{c\ i+1}^2 + (P_{c\ i+1}^2 + Q_{c\ i+1}^2)(r_c^2 + x_c^2) &= 0 \end{aligned}$$

Método *Distflow*

$$\begin{aligned}
P_{aj} &= P_{ai} - R_a \left(\frac{P_{ai}^2 + Q_{ai}^2}{V_{ai}^2} \right) - P_a^D j \\
Q_{aj} &= Q_{ai} - X_a \left(\frac{P_{ai}^2 + Q_{ai}^2}{V_{ai}^2} \right) - Q_a^D j \\
V_{aj}^2 &= V_{aj}^2 - 2(R_a P_{ai} + X_a Q_{ai}) + (R_a^2 + X_a^2) \left(\frac{P_{ai}^2 + Q_{ai}^2}{V_{ai}^2} \right) \\
\\
P_{bj} &= P_{bi} - R_b \left(\frac{P_{bi}^2 + Q_{bi}^2}{V_{bi}^2} \right) - P_b^D j \\
Q_{bj} &= Q_{bi} - X_b \left(\frac{P_{bi}^2 + Q_{bi}^2}{V_{bi}^2} \right) - Q_b^D j \\
V_{bj}^2 &= V_{bj}^2 - 2(R_b P_{bi} + X_b Q_{bi}) + (R_b^2 + X_b^2) \left(\frac{P_{bi}^2 + Q_{bi}^2}{V_{bi}^2} \right) \\
\\
P_{cj} &= P_{ci} - R_c \left(\frac{P_{ci}^2 + Q_{ci}^2}{V_{ci}^2} \right) - P_c^D j \\
Q_{cj} &= Q_{ci} - X_c \left(\frac{P_{ci}^2 + Q_{ci}^2}{V_{ci}^2} \right) - Q_c^D j \\
V_{cj}^2 &= V_{cj}^2 - 2(R_c P_{ci} + X_c Q_{ci}) + (R_c^2 + X_c^2) \left(\frac{P_{ci}^2 + Q_{ci}^2}{V_{ci}^2} \right)
\end{aligned}$$

Método de Luo-Semlyen

À jusante:

$$\begin{aligned}
\vec{S}_{ai} &= \vec{S}_{ai+1} + \vec{Z}_a \frac{|\vec{S}_{ai}|}{|\vec{V}_{ai}|} \\
\vec{S}_{bi} &= \vec{S}_{bi+1} + \vec{Z}_b \frac{|\vec{S}_{bi}|}{|\vec{V}_{bi}|} \\
\vec{S}_{ci} &= \vec{S}_{ci+1} + \vec{Z}_c \frac{|\vec{S}_{ci}|}{|\vec{V}_{ci}|}
\end{aligned}$$

À montante:

$$\begin{aligned} \vec{V}_{ai+1} &= \vec{V}_{ai} - \vec{Z}_{aa} \left(\frac{\vec{S}_{ai}}{\vec{V}_{ai}} \right)^* - \vec{Z}_{ab} \left(\frac{\vec{S}_{bi}}{\vec{V}_{bi}} \right)^* - \vec{Z}_{ac} \left(\frac{\vec{S}_{ci}}{\vec{V}_{ci}} \right)^* \\ \vec{V}_{bi+1} &= \vec{V}_{bi} - \vec{Z}_{ab} \left(\frac{\vec{S}_{ai}}{\vec{V}_{ai}} \right)^* - \vec{Z}_{bb} \left(\frac{\vec{S}_{bi}}{\vec{V}_{bi}} \right)^* - \vec{Z}_{bc} \left(\frac{\vec{S}_{ci}}{\vec{V}_{ci}} \right)^* \\ \vec{V}_{ci+1} &= \vec{V}_{ci} - \vec{Z}_{ac} \left(\frac{\vec{S}_{ai}}{\vec{V}_{ai}} \right)^* - \vec{Z}_{cb} \left(\frac{\vec{S}_{bi}}{\vec{V}_{bi}} \right)^* - \vec{Z}_{cc} \left(\frac{\vec{S}_{ci}}{\vec{V}_{ci}} \right)^* \end{aligned}$$

Capítulo 4

Fluxo de carga proposto para SDEE desbalanceados

4.1 Introdução

O escopo deste capítulo consiste, primeiramente, em propor um algoritmo de fluxo de carga, diferente do método de soma de correntes de Shirmohammadi, que possa ser adaptado dentro do contexto da teoria dos MQP para os propósitos de estimação de estado em SDEE. Após atender esta necessidade, prossegue-se com a reformulação do método de varredura para análises de fluxo de carga aplicado a SDEE trifásicos desbalanceados. Deste modo, a seguir apresentam-se as principais razões que levam à necessidade de adaptar um método de fluxo de carga de varredura segundo as necessidades do estimador de estado para SDEE.

De acordo com a teoria convencional dos MQP, o valor de uma grandeza medida é aproximado, matematicamente, através de uma equação que depende das variáveis de estado do sistema. A princípio, o conjunto de equações $h(\hat{x})$ deve viabilizar a modelagem matemática de diferentes tipos de medidores: de corrente, de tensão, de fluxos e de injeções de potência. Esta condição é usada como um dos critérios de seleção para a escolha do método de fluxo de carga a ser reformulado. Além disso, devem ser consideradas as limitações presentes na modelagem clássica de estimação de estado em SDEE que foram descritas no Capítulo 1.

O método de Goswami-Basu é desconsiderado neste trabalho devido a que durante cada varredura é realizado um procedimento iterativo para cada trecho do sistema. Portanto, esta característica torna-se numa desvantagem nas análises que considerem sistemas desbalanceados de grande porte. No caso do método de Luo-Semlyen, o fato de incluir

na sua formulação os valores angulares das tensões como incógnitas, representa a mesma dificuldade presente nas análises convencionais de estimação de estado aplicadas a SDEE. Por sua vez, o fluxo de carga de soma de potências de Céspedes considera apenas uma equação de magnitude de tensão dentro do procedimento, sendo necessário transformar todas as medidas de corrente, fluxos e injeções de potência em medidas equivalentes de tensão. Este critério, embora tenha sido implementado no estimador de estado baseado no método de Shirmohammadi, não é a solução mais adequada, devido ao fato de que na obtenção dessas equações poderiam ser feitas simplificações ou aproximações que limitariam a qualidade dos resultados em termos de precisão.

Assim, só resta avaliar se a formulação do método *Distflow* se enquadra dentro da teoria do método dos MQP para desenvolver um novo estimador de estado próprio para SDEE. Anteriormente, destacou-se que no equacionamento do método de *Distflow* são consideradas três variáveis, (V_k, P_k, Q_k) , o que, a princípio, permite modelar diretamente três tipos de medidores. Esta característica é uma vantagem que outros métodos de varredura não possuem. No entanto, antes de desenvolver um estimador de estado baseado no método *Distflow*, primeiro é necessário adaptar e reformular o método para efeitos de estudos de fluxo de carga em SDEE desbalanceados.

Desta forma, neste capítulo, apresenta-se uma descrição das versões do método *Distflow* que podem ser usadas para resolver o problema de fluxo de carga em SDEE desbalanceados. Conseqüentemente, após justificar qual é a versão mais adequada para efeitos de análises em estimação de estado em SDEE, propõe-se uma nova formulação que considera as características desbalanceadas dos SDEE.

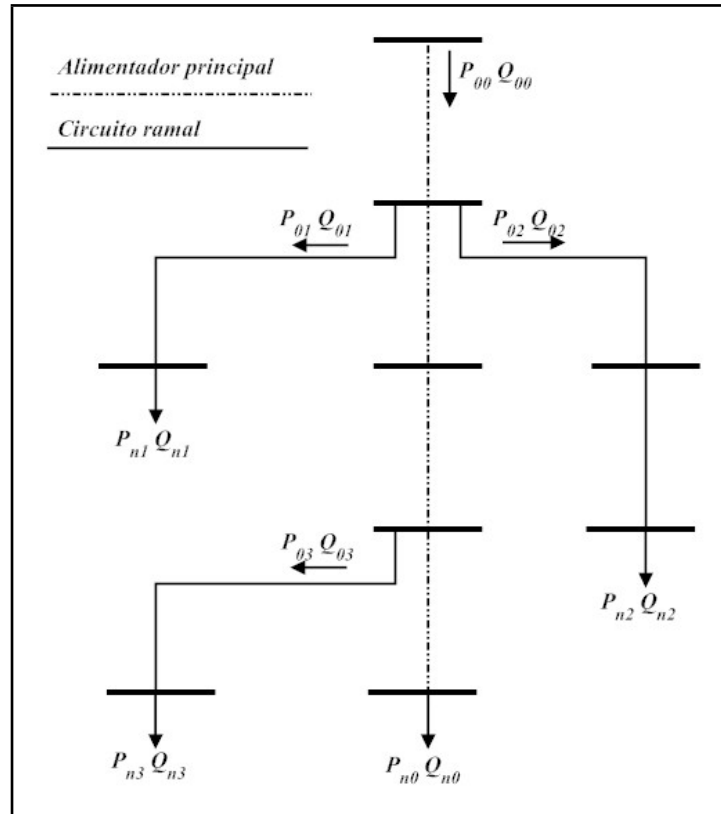
4.2 Método de *Distflow* balanceado generalizado

No capítulo anterior abordaram-se os principais aspectos das duas versões do método *Distflow*. Na primeira versão, supondo uma rede com um único alimentador, é apresentado um sistema de equações que relaciona dois tipos de variáveis, os fluxos de potência na subestação (P_0, Q_0) e os fluxos de potência na barra final (P_n, Q_n) . Continuando com este raciocínio, para a versão generalizada desta versão, faz-se necessário definir para cada ramal, as variáveis de decisão no início do alimentador (P_{0r}, Q_{0r}) e os fluxos nas barras finais (P_{nr}, Q_{nr}) .

Uma estratégia que possibilita a obtenção dessas variáveis consiste na decomposição do sistema de distribuição num alimentador principal e vários circuitos laterais. Deve-se res-

saltar que um SDEE pode ser subdividido de várias maneiras. Portanto, deve ser adotado algum tipo de estratégia que facilite a obtenção desses circuitos. Com base nisto, uma alternativa simples para determinar o alimentador principal do sistema, consiste, uma vez realizado o ordenamento nodal em camadas, escolher aquele caminho de maior extensão partindo da subestação até uma barra terminal, tal como é apresentado na Figura 9.

Figura 9 – Decomposição de um SDEE



Fonte: Próprio autor

Considerando a solução iterativa do método de *Distflow* dada em (13), para o caso de um SDEE com r ramais, a solução iterativa do método é dada por:

$$\begin{bmatrix} P_{00} \\ Q_{00} \\ \vdots \\ P_{0r} \\ Q_{0r} \end{bmatrix}^{k+1} = \begin{bmatrix} P_{00} \\ Q_{00} \\ \vdots \\ P_{0r} \\ Q_{0r} \end{bmatrix}^k - \begin{bmatrix} J \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} P_{n0}(P_{00}^k, Q_{00}^k, \dots, P_{0r}^k, Q_{0r}^k) \\ Q_{n0}(P_{00}^k, Q_{00}^k, \dots, P_{0r}^k, Q_{0r}^k) \\ \vdots \\ P_{nr}(P_{00}^k, Q_{00}^k, \dots, P_{0r}^k, Q_{0r}^k) \\ Q_{nr}(P_{00}^k, Q_{00}^k, \dots, P_{0r}^k, Q_{0r}^k) \end{bmatrix} \quad (18)$$

Neste caso a matriz Jacobiana do sistema tem a seguinte estrutura :

$$\begin{bmatrix} J \end{bmatrix} = \begin{matrix} P_{n0} \\ Q_{n0} \\ \\ P_{n1} \\ Q_{n1} \\ \\ \vdots \\ P_{nr} \\ Q_{nr} \end{matrix} \begin{bmatrix} P_{00} & Q_{00} & & P_{01} & Q_{01} & & & & P_{0r} & Q_{0r} \\ J_{n0-00} & & J_{n0-01} & & \cdots & & & & J_{n0-0r} \\ J_{n1-00} & & J_{n1-01} & & \cdots & & & & J_{n1-0r} \\ \vdots & & \vdots & & \cdots & & & & \vdots \\ J_{nr-00} & & J_{nr-01} & & \cdots & & & & J_{nr-0r} \end{bmatrix} \quad (19)$$

Onde cada submatriz em $[J]$ contém as sensibilidades que relacionam as variáveis (P_{ni}, Q_{ni}) das barras finais do ramal i em função das variáveis de decisão (P_{0j}, Q_{0j}) do ramal j .

Esta versão do método *Distflow* apresenta uma séria desvantagem quando comparada com outros métodos de fluxo de carga, pois, uma vez realizado o varrido iterativo, faz-se necessário resolver um sistema de equações não-linear, onde a dimensão da matriz Jacobiana aumenta de forma considerável de acordo com o tamanho da rede.

Segundo o anterior, a versão 2 do método *Distflow*, que usa uma varredura à jusante e à montante, é mais vantajosa para desenvolver um novo procedimento para resolver o fluxo de carga em SDEE desbalanceados. Em virtude disso, visa-se a criação de uma nova formulação que modele as características dos SDEE desbalanceados e que seja tão bem-sucedido quanto o método de soma de correntes de Shirmohammadi.

4.3 Método *Distflow* proposto para SDEE desequilibrados

No equacionamento proposto da versão trifásica do fluxo de carga de *Distflow* considera-se a matriz de impedâncias $[Z]$ de dimensão 3x3 obtida da redução de Kron do sistema a quatro fios, que contém as impedâncias próprias e os acoplamentos mútuos entre fases. Assim, como pode ser verificado em (10), o objetivo a ser atingido agora é encontrar as três equações do método: a equação das magnitudes de tensão e as duas equações pertencentes ao balanço de potências.

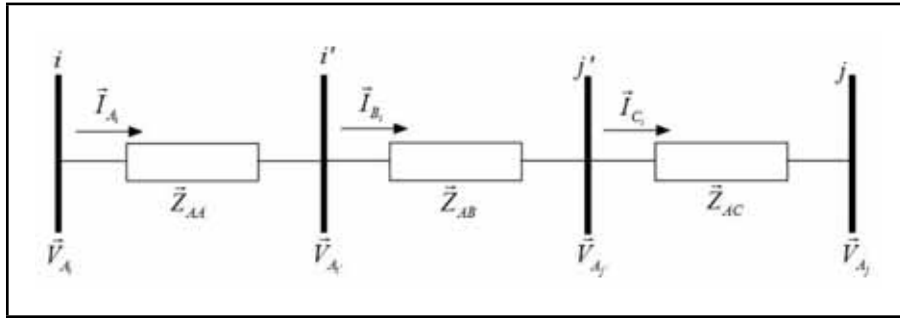
4.3.1 Equação que relaciona os módulos das tensões entre duas barras

Para obter as expressões desbalanceadas das tensões do método de *Distflow* deve-se considerar, para duas barras vizinhas i e j , a seguinte equação fasorial :

$$\begin{bmatrix} \vec{V}_A \\ \vec{V}_B \\ \vec{V}_C \end{bmatrix}^j = \begin{bmatrix} \vec{V}_A \\ \vec{V}_B \\ \vec{V}_C \end{bmatrix}^i - \begin{bmatrix} \vec{Z}_{AA} & \vec{Z}_{AB} & \vec{Z}_{AC} \\ \vec{Z}_{BA} & \vec{Z}_{BB} & \vec{Z}_{BC} \\ \vec{Z}_{CA} & \vec{Z}_{CB} & \vec{Z}_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{I}_A \\ \vec{I}_B \\ \vec{I}_C \end{bmatrix}^i \quad (20)$$

Portanto, tomando como referência a fase A e tendo em conta que para calcular a tensão \vec{V}_{A_j} é considerado o circuito mostrado na Figura 10, que por simplicidade considera duas barras intermediárias i' e j' , resulta:

Figura 10 – Sistema equivalente entre as barras i e j



Fonte: Próprio autor

$$\begin{aligned} \vec{V}_{A_{i'}} &= \vec{V}_{A_i} - \vec{Z}_{AA} \vec{I}_{A_i} = \vec{V}_{A_i} - \vec{Z}_{AA} \left(\frac{\vec{S}_{A_i}}{\vec{V}_{A_i}} \right)^* \\ \vec{V}_{A_{j'}} &= \vec{V}_{A_{i'}} - \vec{Z}_{AB} \vec{I}_{B_{i'}} = \vec{V}_{A_{i'}} - \vec{Z}_{AB} \left(\frac{\vec{S}_{B_{i'}}}{\vec{V}_{B_{i'}}} \right)^* \\ \vec{V}_{A_j} &= \vec{V}_{A_{j'}} - \vec{Z}_{AC} \vec{I}_{C_{j'}} = \vec{V}_{A_{j'}} - \vec{Z}_{AC} \left(\frac{\vec{S}_{C_{j'}}}{\vec{V}_{C_{j'}}} \right)^* \end{aligned}$$

Segundo a versão balanceada do método *Distflow*, a partir da expressão referente ao trecho (i, i') é possível obter a seguinte expressão:

$$V_{A_{i'}}^2 = V_{A_i}^2 - 2(R_{AA}P_{A_i} + X_{AA}Q_{A_i}) + Z_{AA}^2 \left(\frac{P_{A_i}^2 + Q_{A_i}^2}{V_{A_i}^2} \right) \quad (21)$$

No entanto, para os trechos (i', j') e (j', j) não é possível obter diretamente a equação de interesse, sendo necessário inserir algumas aproximações na formulação. Assim, considerando a expressão do trecho (i', j') , resulta:

$$\vec{V}_{A_{j'}} = \vec{V}_{A_{i'}} - \vec{Z}_{AB} \left(\frac{\vec{S}_{B_i}}{\vec{V}_{B_i}} \right)^* \left(\frac{\vec{V}_{A_{i'}}}{\vec{V}_{A_{i'}}} \right)^*$$

Agrupando os termos de interesse, resulta:

$$\vec{V}_{A_{j'}} = \vec{V}_{A_{i'}} - \left(\frac{V_{A_{i'}}}{V_{B_i}} \angle(\theta_{B_i} - \theta_{A_{i'}}) \right) \vec{Z}_{AB} \left(\frac{\vec{S}_{B_i}}{\vec{V}_{A_{i'}}} \right)^* \quad (22)$$

Logo, para obter uma expressão análoga à (21), faz-se necessário inserir as seguintes aproximações no termo que aparece entre parênteses em (22):

$$K_{AB} = \frac{V_{A_{i'}}}{V_{B_i}} \approx \frac{V_{A_i}}{V_{B_i}} \approx 1 \quad (23)$$

$$\tilde{\vec{Z}}_{AB} = \vec{Z}_{AB} \cdot (1 \angle(\theta_{B_i} - \theta_{A_{i'}})) \approx \vec{Z}_{AB} \cdot (1 \angle - 120^\circ) \quad (24)$$

As aproximações inseridas em (23) e (24) têm por fim, excluir da formulação as tensões das barras intermediárias e diferença de tensão entre as fases, respectivamente. Neste último caso, assume-se uma diferença igual ao caso balanceado para sequência positiva. Assim, substituindo esses termos em (22), resulta:

$$\vec{V}_{A_{j'}} = \vec{V}_{A_{i'}} - \tilde{\vec{Z}}_{AB} \left(\frac{\vec{S}_{B_i}}{\vec{V}_{A_{i'}}} \right)^* \quad (25)$$

Portanto, da mesma forma que para calcular (21), a expressão correspondente ao trecho (i', j') é dada por:

$$V_{A_{j'}}^2 = V_{A_{i'}}^2 - 2(\tilde{R}_{AB}P_{B_i} + \tilde{X}_{AB}Q_{B_i}) + \tilde{Z}_{AB}^2 \left(\frac{P_{B_i}^2 + Q_{B_i}^2}{V_{B_i}^2} \right) \quad (26)$$

Similarmente, obtém-se a expressão do trecho (j', j) :

$$V_{A_j}^2 = V_{A_{j'}}^2 - 2(\tilde{R}_{AC}P_{C_i} + \tilde{X}_{AC}Q_{C_i}) + \tilde{Z}_{AC}^2 \left(\frac{P_{C_i}^2 + Q_{C_i}^2}{V_{C_i}^2} \right) \quad (27)$$

Finalmente, juntando as expressões (21), (26) e (27) é possível obter a expressão geral

correspondente às perdas da versão desbalanceada do método Disflow, dada por:

$$V_{fj}^2 = V_{fi}^2 - \sum_{h \in \Omega F} \left\{ 2(\tilde{R}_{fh}P_{hi} + \tilde{X}_{fh}Q_{hi}) - \tilde{Z}_{fh}^2 \left(\frac{P_{hi}^2 + Q_{hi}^2}{V_{hi}^2} \right) \right\} \quad (28)$$

Em resumo, a expressão matricial correspondente aos módulos de tensão entre duas barras i e j é dada pela seguinte equação:

$$\begin{bmatrix} V_{A_i}^2 \\ V_{B_i}^2 \\ V_{C_i}^2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{A_i}^2 \\ V_{B_i}^2 \\ V_{C_i}^2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (\tilde{R}_{AA}^2 + \tilde{X}_{AA}^2) & (\tilde{R}_{AB}^2 + \tilde{X}_{AB}^2) & (\tilde{R}_{AC}^2 + \tilde{X}_{AC}^2) \\ (\tilde{R}_{BA}^2 + \tilde{X}_{BA}^2) & (\tilde{R}_{BB}^2 + \tilde{X}_{BB}^2) & (\tilde{R}_{BC}^2 + \tilde{X}_{BC}^2) \\ (\tilde{R}_{CA}^2 + \tilde{X}_{CA}^2) & (\tilde{R}_{CB}^2 + \tilde{X}_{CB}^2) & (\tilde{R}_{CC}^2 + \tilde{X}_{CC}^2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{(P_{A_i}^2 + Q_{A_i}^2)}{V_{A_i}^2} \\ \frac{(P_{B_i}^2 + Q_{B_i}^2)}{V_{B_i}^2} \\ \frac{(P_{C_i}^2 + Q_{C_i}^2)}{V_{C_i}^2} \end{bmatrix} \\ - 2 \left(\begin{bmatrix} \tilde{R}_{AA} & \tilde{R}_{AB} & \tilde{R}_{AC} \\ \tilde{R}_{AB} & \tilde{R}_{BB} & \tilde{R}_{BC} \\ \tilde{R}_{CA} & \tilde{R}_{CB} & \tilde{R}_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_{A_i} \\ P_{B_i} \\ P_{C_i} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{X}_{AA} & \tilde{X}_{AB} & \tilde{X}_{AC} \\ \tilde{X}_{AB} & \tilde{X}_{BB} & \tilde{X}_{BC} \\ \tilde{X}_{CA} & \tilde{X}_{CB} & \tilde{X}_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_{A_i} \\ Q_{B_i} \\ Q_{C_i} \end{bmatrix} \right)$$

4.3.2 Equações de balanço de potências

Para calcular o balanço de potências na barra j , em primeiro lugar, calculam-se as perdas de potência da linha entre os nós i e j . Portanto, a expressão geral para calcular as perdas de potência por fase no trecho $i - j$ é dada pela seguinte expressão:

$$\vec{S}_{f_i,j}^L = \Delta \vec{V}_{f_i,j} \cdot \vec{I}_{f_i,j}^* = \sum_{h \in \Omega F} \vec{Z}_{fh} \left(\frac{\vec{S}_{h_i}}{\vec{V}_{h_i}} \right)^* \left(\frac{\vec{S}_{f_i}}{\vec{V}_{f_i}} \right)$$

Simplificando a equação anterior, obtém-se:

$$\vec{S}_{f_i,j}^L = \vec{Z}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \vec{Z}_{fh} \left[\frac{(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) + j(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i} \angle(\theta_{f_i} - \theta_{h_i})} \right] \quad (30)$$

Os valores fasoriais presentes no denominador do termo da direita da expressão anterior impedem continuar com a simplificação da equação das perdas. Para contornar essa dificuldade, assume-se que a diferença angular entre as fases para o caso desbalanceado é igual ao caso balanceado (120°), devido a que esta aproximação, além de permitir a simplificação da expressão, não afeta consideravelmente os resultados finais. Portanto, assumindo as defasagens da sequência positiva, tem-se:

$$\vec{\tilde{Z}}_{fh} = \tilde{R}_{fh} + j\tilde{X}_{fh} = \frac{\vec{Z}_{fh}}{1\angle(\theta_{f_i} - \theta_{h_i})} = (\vec{Z}_{fh}) \cdot (1\angle(\theta_{h_i} - \theta_{f_i})) \quad \forall f, h \in \Omega F \quad (31)$$

Substituindo a expressão (31) em (30) e separando a parte real da parte imaginária, obtém-se as expressões correspondentes as perdas de potência ativa e reativa, tal como segue:

$$P_{f_{ij}}^L = \tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}} \quad (32)$$

$$Q_{f_{ij}}^L = \tilde{X}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{R}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}} \quad (33)$$

Finalmente, as equações do balanço de potência ativa e reativa para o sistema correspondem a:

$$P_{f_j} = P_{f_i} - P_{f_{ij}}^L - P_{f_j}^D \quad (34)$$

$$Q_{f_j} = Q_{f_i} - Q_{f_{ij}}^L - Q_{f_j}^D \quad (35)$$

Logo, expressando as equações anteriores na forma matricial, tem-se:

$$\begin{bmatrix} P_{A_j} \\ P_{B_j} \\ P_{C_j} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_{A_i} \\ P_{B_i} \\ P_{C_i} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_{AA} & 0 & 0 \\ 0 & R_{BB} & 0 \\ 0 & 0 & R_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{P_{A_i}^2 + Q_{A_i}^2}{V_{A_i}^2} \\ \frac{P_{B_i}^2 + Q_{B_i}^2}{V_{B_i}^2} \\ \frac{P_{C_i}^2 + Q_{C_i}^2}{V_{C_i}^2} \end{bmatrix} \\ + \begin{bmatrix} \tilde{R}_{AB} & \tilde{R}_{AC} & 0 \\ \tilde{R}_{BA} & 0 & \tilde{R}_{BC} \\ 0 & \tilde{R}_{CA} & \tilde{R}_{CB} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{P_{A_i}P_{B_i} + Q_{A_i}Q_{B_i}}{V_{A_i}V_{B_i}} \\ \frac{P_{A_i}P_{C_i} + Q_{A_i}Q_{C_i}}{V_{A_i}V_{C_i}} \\ \frac{P_{B_i}P_{C_i} + Q_{B_i}Q_{C_i}}{V_{B_i}V_{C_i}} \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned}
 & - \begin{bmatrix} \tilde{X}_{AB} & \tilde{X}_{AC} & 0 \\ -\tilde{X}_{BA} & 0 & \tilde{X}_{BC} \\ 0 & -\tilde{X}_{CA} & -\tilde{X}_{CB} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{Q_{A_i} P_{B_i} - P_{A_i} Q_{B_i}}{V_{A_i} V_{B_i}} \\ \frac{Q_{A_i} P_{C_i} - P_{A_i} Q_{C_i}}{V_{A_i} V_{C_i}} \\ \frac{Q_{B_i} P_{C_i} - P_{B_i} Q_{C_i}}{V_{B_i} V_{C_i}} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} P_{A_j}^D \\ P_{B_j}^D \\ P_{C_j}^D \end{bmatrix} \\
 & \begin{bmatrix} Q_{A_j} \\ Q_{B_j} \\ Q_{C_j} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{A_i} \\ Q_{B_i} \\ Q_{C_i} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} X_{AA} & 0 & 0 \\ 0 & X_{BB} & 0 \\ 0 & 0 & X_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{P_{A_i}^2 + Q_{A_i}^2}{V_{A_i}^2} \\ \frac{P_{B_i}^2 + Q_{B_i}^2}{V_{B_i}^2} \\ \frac{P_{C_i}^2 + Q_{C_i}^2}{V_{C_i}^2} \end{bmatrix} \\
 & + \begin{bmatrix} \tilde{X}_{AB} & \tilde{X}_{AC} & 0 \\ \tilde{X}_{BA} & 0 & \tilde{X}_{BC} \\ 0 & \tilde{X}_{CA} & \tilde{X}_{CB} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{P_{A_i} P_{B_i} + Q_{A_i} Q_{B_i}}{V_{A_i} V_{B_i}} \\ \frac{P_{A_i} P_{C_i} + Q_{A_i} Q_{C_i}}{V_{A_i} V_{C_i}} \\ \frac{P_{B_i} P_{C_i} + Q_{B_i} Q_{C_i}}{V_{B_i} V_{C_i}} \end{bmatrix} \\
 & - \begin{bmatrix} \tilde{R}_{AB} & \tilde{R}_{AC} & 0 \\ -\tilde{R}_{BA} & 0 & \tilde{R}_{BC} \\ 0 & -\tilde{R}_{CA} & -\tilde{R}_{CB} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{Q_{A_i} P_{B_i} - P_{A_i} Q_{B_i}}{V_{A_i} V_{B_i}} \\ \frac{Q_{A_i} P_{C_i} - P_{A_i} Q_{C_i}}{V_{A_i} V_{C_i}} \\ \frac{Q_{B_i} P_{C_i} - P_{B_i} Q_{C_i}}{V_{B_i} V_{C_i}} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Q_{A_j}^D \\ Q_{B_j}^D \\ Q_{C_j}^D \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

4.3.3 Formulação proposta do método *Distflow* para SDEE desbalanceados

De acordo com a formulação do método *Distflow* mostrada em (16) e (17), as equações do método desbalanceado *Distflow* são mostradas a seguir:

À jusante

- Balanço de potência ativa e potência reativa

$$P_{f_j} = P_{f_i} - P_{f_{ij}}^L - P_{f_j}^D$$

$$Q_{f_j} = Q_{f_i} - Q_{f_{ij}}^L - Q_{f_j}^D$$

Onde,

$$P_{f_{ij}}^L = \tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}}$$

$$Q_{f_{ij}}^L = \tilde{X}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{R}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}}$$

- Magnitude de tensão

$$V_{f_j}^2 = V_{f_i}^2 - \sum_{h \in \Omega F} \left\{ 2(\tilde{R}_{fh}P_{h_i} + \tilde{X}_{fh}Q_{h_i}) - \tilde{Z}_{fh}^2 \left(\frac{P_{h_i}^2 + Q_{h_i}^2}{V_{h_i}^2} \right) \right\}$$

À montante

- Balanço de potência ativa e potência reativa

$$P_{f_i} = P_{f_j} + P_{f_{ij}}'^L + P_{f_j}^D$$

$$Q_{f_i} = Q_{f_j} + Q_{f_{ij}}'^L + Q_{f_j}^D$$

Onde,

$$P_{f_{ij}}'^L = \tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{f_j}'^2 + Q_{f_j}'^2}{V_{f_j}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_j}'P_{h_j}' + Q_{f_j}'Q_{h_j}') - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_j}'P_{h_j}' - P_{f_j}'Q_{h_j}')}{V_{f_j}V_{h_j}}$$

$$Q_{f_{ij}}'^L = \tilde{X}_{ff} \left(\frac{P_{f_j}'^2 + Q_{f_j}'^2}{V_{f_j}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}(P_{f_j}'P_{h_j}' + Q_{f_j}'Q_{h_j}') - \tilde{R}_{fh}(Q_{f_j}'P_{h_j}' - P_{f_j}'Q_{h_j}')}{V_{f_j}V_{h_j}}$$

$$P_{f_j}' = P_{f_j} + P_{f_j}^D$$

$$Q_{f_j}' = Q_{f_j} + Q_{f_j}^D$$

- Magnitude de tensão

$$V_{f_i}^2 = V_{f_j}^2 + \sum_{h \in \Omega F} \left\{ 2(\tilde{R}_{fh}P_{h_j}' + \tilde{X}_{fh}Q_{h_j}') + \tilde{Z}_{fh}^2 \left(\frac{P_{h_j}'^2 + Q_{h_j}'^2}{V_{h_j}^2} \right) \right\}$$

4.3.4 Método de compensação para inserção de GD

Nos estudos de fluxo de carga, os GDs podem ser representados como um gerador que injeta potências ativa e reativa à rede de forma constante ou como um gerador que controla o valor da tensão na barra onde é alocado. Neste último caso, é necessário desenvolver um método para representar a barra do GD como uma barra de tensão controlada (PV), diferente do primeiro caso onde é modelada como uma barra de carga (PQ). Em consequência, em (SHIRMOHAMMADI; CHENG, 1995) foi desenvolvido um método chamado de compensação para barras PV, onde o objetivo consiste em determinar o valor da potência reativa que deve ser injetada pelo GD a fim de minimizar a diferença entre o valor da tensão especificada e o valor da tensão obtida através do fluxo de carga.

Considerando que o método *Distflow* proposto usa uma nova formulação para determinar o ponto de operação em SDEE desbalanceados, faz-se necessário desenvolver um método de compensação que permita modelar os GDs nos estudos de fluxo de carga. Assim, tomando como referência o procedimento descrito em (GALLEGO; CARRENO; PADILHA-FELTRIN, 2010), propõe-se o seguinte procedimento de compensação das barras PV, após efetuar uma iteração do método *Distflow* proposto:

- i.* Para cada barra PV, calcular para cada fase f :

$$[\Delta V_f] = |V_f^{esp}| - |V_f^{cal}|$$

- ii.* Se $\max |[\Delta V_f]| \leq tol$, então, pare. Do contrário, vá para o passo *iii*.

- iii.* Calcular a corrente injetada I'_f pelo GD:

$$[\Delta V_f] = [Z_v][I'_f]$$

Onde,

$$[Z_v] = \begin{bmatrix} Z_{aa}^{GD} & Z_{ab}^{GD} & Z_{ac}^{GD} \\ Z_{ba}^{GD} & Z_{bb}^{GD} & Z_{bc}^{GD} \\ Z_{ca}^{GD} & Z_{cb}^{GD} & Z_{cc}^{GD} \end{bmatrix}$$

$[Z_v]$ contém as impedâncias mútuas e próprias dos ramais entre o nó com GD o nó slack.

- iv.* Calcular a potência reativa a ser injetada pelo GD.

$$Q'_{GD} = \sum_{\forall f \in \Omega F} \sqrt{(V_f^{cal})^2 (I'_f)^2 - (P_f^{esp})^2}$$

- v. Verificar que $Q_{GD}^{min} \leq Q'_{GD} \leq Q_{GD}^{max}$ e ir ao passo vi. Caso contrário, fazer Q'_{GD} igual ao limite ultrapassado.
- vi. Fazer $Q'_f = Q'_{GD}/3$ e atualizar a injeções de potência reativa $Q_{f_{novo}}^D$ para cada fase f , tal como segue:

$$Q_{f_{novo}}^D = \begin{cases} Q_f^D + Q'_f; & \Delta V_f < 0 \\ Q_f^D - Q'_f; & \Delta V_f > 0 \end{cases}$$

Finalmente, as equações do balanço de potência do método *Distflow* considerando a inserção de GDs correspondem a:

À jusante

$$\begin{aligned} P_{f_j} &= P_{f_i} - P_{f_{ij}}^L - P_{f_j}^D + P_{f_j}^G \\ Q_{f_j} &= Q_{f_i} - Q_{f_{ij}}^L - Q_{f_j}^D + Q_{f_j}^G \end{aligned}$$

À montante

$$\begin{aligned} P_{f_i} &= P_{f_j} + P_{f_{ij}}^L + P_{f_j}^D - P_{f_j}^G \\ Q_{f_i} &= Q_{f_j} + Q_{f_{ij}}^L + Q_{f_j}^D - Q_{f_j}^G \end{aligned}$$

4.3.5 Algoritmo do método *Distflow* proposto para SDEE desbalanceado

- i. *Entrada de dados.* Leitura de dados da rede (demandas e parâmetros das linhas).
- ii. *Varredura à montante.* Para as barras finais, fazer $V_{f_j}^2 = V_{SE}^2$, $P_{f_j} = 0$, $Q_{f_j} = 0$ e calcular as variáveis nodais em direção à subestação.
- iii. *Varredura à jusante.* Fazendo na subestação $V_{f_i}^2 = V_{SE}^2$, calcular as variáveis nodais em direção às barras finais.
- iv. *Método de compensação.* Aplicar o método de compensação nas barras com presença de GD com controle de tensão.
- v. *Critério de convergência.* Verificar para as barras finais, se $\max\{|P_{f_j}|, |Q_{f_j}|\} \leq tol$, então pare. Do contrário, voltar ao passo ii.

Capítulo 5

Estimador de estado para SDEE baseado no Método *Distflow*

5.1 Introdução

O método de Newton e suas versões desacopladas são os principais métodos usados em conjunto com o método dos MQP como solução ao problema de estimação de estado em SEP. No entanto, cabe salientar que estes procedimentos foram desenvolvidos exclusivamente para redes trifásicas balanceadas, representadas através da rede equivalente de sequência positiva. Portanto, considerando que os SDEE possuem características diferenciadas dos SEP e, principalmente, dado que a operação dos SDEE tem atingido níveis de complexidade semelhantes aos SEP, nos últimos anos existe um interesse em desenvolver análises de fluxo de carga e estimação de estado que se adaptem às características próprias dos SDEE.

A teoria convencional de estimação de estado em SDEE baseada nos métodos de Newton ou baseada no método de soma de correntes de Shirmohammadi, embora tenham sido frequentemente usadas em vários estudos, apresenta uma grande dificuldade quando aplicada nas análises de estimação de estado em SDEE. Isto se deve, principalmente, à definição das variáveis de estado (tensões nodais e correntes nos trechos, respectivamente), o que se traduz em um número elevado de incógnitas a serem estimadas. Evidentemente, esta é uma condição desfavorável, considerando que a teoria do método dos MQP fundamenta-se na utilização de medidas redundantes para depurar os erros das medidas e determinar corretamente o ponto de operação do sistema.

Uma das principais preocupações em estudos de estimação de estado em SDEE, é a pouca quantidade de dados disponíveis em tempo real. Como consequência disto, os

estudos da previsão da demanda tornam-se um fator importante e indispensável para suprir a ausência de medidas quando estas demandas são fornecidas ao estimador de estado como pseudomedidas, evitando assim problemas de observabilidade. Porém, assim como é inviável alocar medidores em todas as barras do sistema, dispor de grandes quantidades de variáveis pseudomedidas diminui o grau de confiabilidade do estimador. Além disso, na estimação de estado o emprego de pseudomedidas junto com medidas em tempo real requer uma modelagem especial, (SINGH; PAL; JABR, 2010). Estas e outras limitações relacionadas com a estimação de estado em SDEE foram discutidos no primeiro Capítulo deste trabalho.

As considerações e análises efetuadas anteriormente, somadas às recentes mudanças de concepção e operação dos SDEE fundamentam a necessidade de formular um estimador de estado próprio para os SDEE que permita interagir com as inovações tecnológicas, melhorando a sua operação em tempo real. Dentre estas mudanças que transformam as redes de distribuição atuais em redes inteligentes destacam-se a modernização dos componentes da rede, a inclusão de medição eletrônica e de medição fasorial, a incorporação de geração distribuída, a possibilidade de contar com novas tecnologias de automação, telecomunicação e computação.

O objetivo deste trabalho é a criação de um estimador de estado próprio para SDEE com base nos fluxos de carga de varredura. No entanto, excetuando-se o método de soma de correntes de Shirmohammadi, novos estimadores de estado trifásicos baseados nos algoritmos de fluxo de carga de varredura não têm sido desenvolvidos, porque apesar da eficiência computacional destes algoritmos de fluxos de carga, as suas versões trifásicas não consideram na formulação os acoplamentos entre as fases, impedindo assim, uma modelagem de acordo com as condições reais de operação.

No capítulo anterior, dentre os métodos de varredura estudados foi escolhido o método *Distflow* como o procedimento que mais se ajusta às exigências da teoria do método dos MQP na estimação de estado em SDEE. Portanto, foi proposta uma versão desbalanceada do método que apresenta bons resultados quando comparada com o método de soma de correntes de Shirmohammadi, (RUIZ; RIDER; MANTOVANI, 2012a). O objetivo agora é a formulação de um estimador de estado baseado no método *Distflow*. Desta forma, neste Capítulo são apresentadas as propostas das versões balanceada e desbalanceada do estimador de estado proposto para SDEE, ambas baseadas no método *Distflow*.

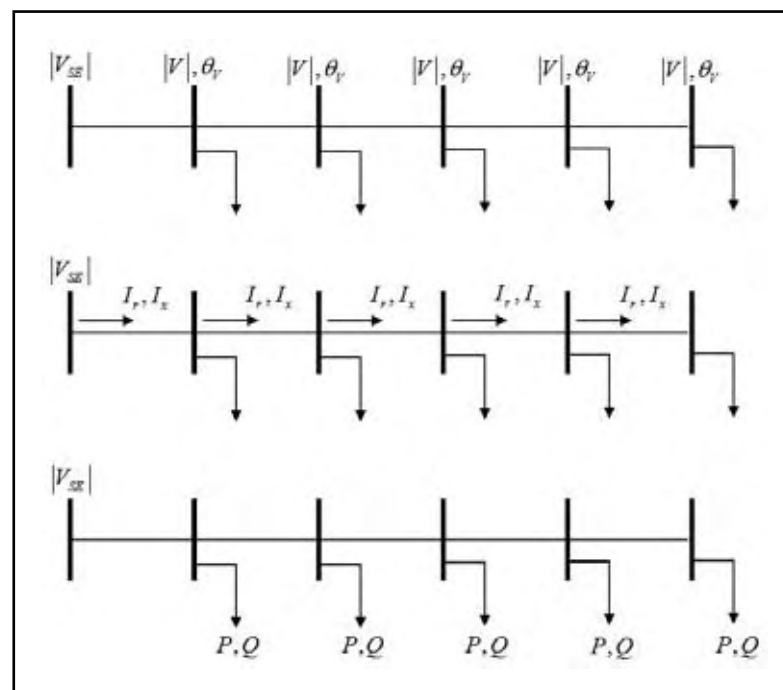
5.2 Estimador de estado proposto para SDEE balanceados

O estimador de estado proposto usa conjuntamente o procedimento do método *Distflow* com o método dos MQP para calcular o ponto de operação do sistema a partir do fornecimento de um plano de medidas. Para atingir este objetivo, considera-se um novo equacionamento para determinar o ponto de operação do sistema. Portanto, nas próximas subseções são apresentadas as principais mudanças inseridas na metodologia convencional na proposta de criação do novo estimador de estado em SDEE.

5.2.1 Definição das variáveis de estado do sistema

Em termos gerais, na teoria da estimação de estado existem vários conjuntos de grandezas que podem ser classificadas como variáveis de estado. A escolha deste conjunto mínimo de variáveis ($nve = 2n - 1$) necessárias para determinar o ponto de operação do sistema depende, fundamentalmente, do equacionamento usado para representar matematicamente o comportamento do sistema. No caso dos SDEE, as grandezas que poderiam ser classificadas como variáveis de estado são mostradas na Figura 11. Em todas estas propostas têm-se igual número de variáveis de estado.

Figura 11 – Diferentes conjuntos de variáveis de estado



Fonte: Próprio autor

De acordo com a formulação matemática mostrada na versão balanceada do método *Distflow*, as variáveis nodais na barra j dependem das seguintes variáveis :

À jusante

$$\begin{aligned} P_j &= f(P_i, Q_i, V_i^2, P_j^D) \\ Q_j &= f(P_i, Q_i, V_i^2, Q_j^D) \\ V_j^2 &= f(P_i, Q_i, V_i^2) \end{aligned} \quad (36)$$

À montante

$$\begin{aligned} P_i &= f(P_j, Q_j, V_j^2, P_j^D) \\ Q_i &= f(P_j, Q_j, V_j^2, Q_j^D) \\ V_i^2 &= f(P_j, Q_j, V_j^2) \end{aligned} \quad (37)$$

Na formulação anterior aparecem as demandas de potência ativa e reativa como variáveis do problema, dado que nas análises de estimação de estado, diferente do fluxo de carga, as demandas nodais não fazem parte da informação de entrada do problema.

Conforme a definição de variável de estado e de acordo com a Figura 11, define-se como o conjunto mínimo de incógnitas do problema: a magnitude de tensão na subestação e as injeções de potências ativa e reativa nos nós do sistema. Neste último caso, entende-se por injeção de potência:

- Potência ativa e reativa demandada do sistema.
- Potência ativa e reativa injetada por um GD.
- Ambos os casos (Potência líquida).

Portanto, o vetor das variáveis de estado \hat{x} é dado por:

$$\hat{x} = \begin{bmatrix} P_i^D \\ \vdots \\ P_n^D \\ Q_i^D \\ \vdots \\ Q_n^D \\ V_{SE}^2 \end{bmatrix}$$

O fato de considerar as injeções de potência como variáveis de estado representa uma grande vantagem, pois é possível reduzir o número de incógnitas do problema, sem a necessidade de usar um sistema equivalente de menor dimensão. Isto se deve, principalmente, ao fato de que nos SDEE existe um grande número de barras com injeções de potência nula, conhecidas como *barras de passagem*. Desta forma, o número de variáveis de estado para a versão balanceada do método *Distflow* é calculado através da seguinte expressão:

$$nve = 2n - 1 - 2nbp \quad (38)$$

Sendo, nbp o número de barras de passagem. Cabe salientar que caso não houver barras de passagem, $nbp = 0$, o número de variáveis de estado continua sendo o mínimo possível segundo a análise convencional.

5.2.2 Conjunto de medidas

O conjunto de medidas a serem modeladas dentro da estimação de estado depende exclusivamente do equacionamento matemático usado para calcular o ponto de operação do sistema. Portanto, como pode ser visto em (36) e em (37), o estimador de estado proposto tem a capacidade de usar como informação de entrada o seguinte conjunto de medidas:

- Módulos de tensão.
- Fluxos de potências ativa e reativa.
- Injeções de potências ativa e reativa.

Adicionalmente, dado que nos SDEE existe um grande número de medidores de corrente, adiciona-se ao conjunto de equações a uma nova expressão matemática que permite modelar este tipo de medidores dentro do plano de medidas. Assim, a nova variável nodal pertencente à barra j é dada por:

$$I_j^2 = \frac{P_j^2 + Q_j^2}{V_j^2} \quad (39)$$

Desta forma, o estimador de estado proposto consegue modelar diretamente os diferentes tipos de medidores presentes nos SDEE, permitindo assim, considerar planos de medidas fornecidos por medidores convencionais, PMUs e outros dispositivos de telemedição presentes na GD.

5.2.3 Estrutura da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$

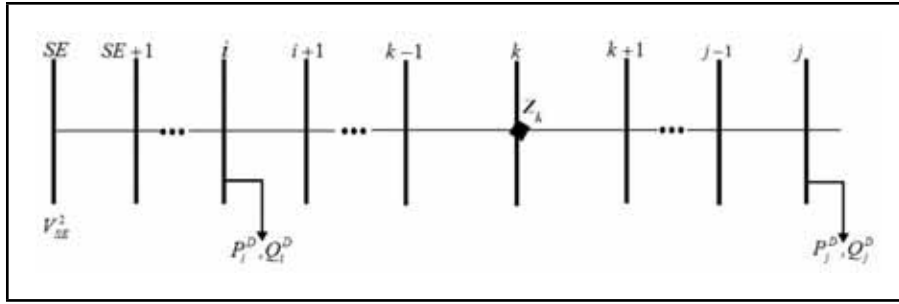
Para determinar a estrutura de $H(\hat{x})$, parte-se do conjunto de equações $h(\hat{x})$ composto pelas equações mostradas em (16), (17) e (39). Logo, considerando a definição das variáveis de estado \hat{x} e o conjunto de medidas Z , a estrutura da matriz Jacobiana é mostrada a seguir:

$$[H(\hat{x})] = \begin{matrix} & P_i^D & \cdots & P_j^D & Q_i^D & \cdots & Q_j^D & V_{SE}^2 \\ \begin{matrix} P_j \\ Q_j \\ P_j^D \\ Q_j^D \\ I_j^2 \\ V_j^2 \end{matrix} & \begin{bmatrix} \frac{\partial P_j}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial P_j}{\partial P_j^D} & \frac{\partial P_j}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial P_j}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial P_k}{\partial V_{SE}^2} \\ \frac{\partial Q_j}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial Q_j}{\partial P_j^D} & \frac{\partial Q_j}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial Q_j}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial Q_k}{\partial V_{SE}^2} \\ \frac{\partial P_j^D}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial P_j^D}{\partial P_j^D} & \frac{\partial P_j^D}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial P_j^D}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial P_j^D}{\partial V_{SE}^2} \\ \frac{\partial Q_j^D}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial Q_j^D}{\partial P_j^D} & \frac{\partial Q_j^D}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial Q_j^D}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial Q_j^D}{\partial V_{SE}^2} \\ \frac{\partial I_j^2}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial I_j^2}{\partial P_j^D} & \frac{\partial I_j^2}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial I_j^2}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial I_j^2}{\partial V_{SE}^2} \\ \frac{\partial V_j^2}{\partial P_i^D} & \cdots & \frac{\partial V_j^2}{\partial P_j^D} & \frac{\partial V_j^2}{\partial Q_i^D} & \cdots & \frac{\partial V_j^2}{\partial Q_j^D} & \frac{\partial V_j^2}{\partial V_{SE}^2} \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (40)$$

5.2.4 Elementos da matriz Jacobiana

Uma vez adotada a estrutura da matriz Jacobiana mostrada em (40) é necessário determinar os elementos que a compõem. Portanto, para determinar os elementos de $H(\hat{x})$, dado um conjunto de medidas Z , faz-se necessário derivar $h(\hat{x})$ com relação a \hat{x} . Em termos gerais, deve ser considerado que, segundo a formulação do método *Distflow*, é possível relacionar as medidas na barra k com as variáveis de estado \hat{x} localizadas à jusante ou à montante.

Porém, considerando que não há equações que relacionem diretamente Z em k com \hat{x}_i e \hat{x}_j , emprega-se a regra da cadeia para determinar os elementos de $H(\hat{x})$. Assim, de acordo com a Figura 12, e considerando um medidor de fluxo de potência ativa na barra k , para relacionar P_k com as variáveis de estado P_i^D e P_j^D , são usadas as seguintes expressões de acordo com (36) e (37):

Figura 12 – Sistema radial com um medidor na barra k


Fonte: Próprio autor

À montante

$$\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} = \left(\frac{\partial P_k}{\partial P_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial P_i} \right) \left(\frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} \right) \quad (41)$$

À jusante

$$\frac{\partial P_k}{\partial P_j^D} = \left(\frac{\partial P_k}{\partial P_{k+1}} \right) \left(\frac{\partial P_{k+1}}{\partial P_{k+2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{j-2}}{\partial P_{j-1}} \right) \left(\frac{\partial P_{j-1}}{\partial P_j^D} \right) \quad (42)$$

Os termos entre parêntese em (41) e em (42) relacionam as variáveis de duas barras consecutivas do trecho compreendido entre as barras $i - k$ e $k - j$, respectivamente.

Evidentemente, o fato de calcular x termos para encontrar um elemento do Jacobiano, é uma condição inviável em termos computacionais. Logo, para contornar essa dificuldade, os elementos de $H(\hat{x})$ são calculados de forma aproximada. A seguir mostra-se o procedimento empregado para calcular os elementos de $H(\hat{x})$ correspondentes aos diferentes tipos de medidas na barra k .

Medida de fluxo de potência ativa na linha $(k, k + 1)$

De acordo com a estrutura do Jacobiano em (40), as seguintes sensibilidades correspondem aos fluxos de potência ativa em k .

1.

$$\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} = \left(\frac{\partial P_k}{\partial P_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial P_i} \right) \left(\frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_k}{\partial P_{k-1}} = 1 - 2R \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} = \left(1 - 2R \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2}\right) \left(1 - 2R \frac{P_{k-2}}{V_{k-2}^2}\right) \cdots \left(1 - 2R \frac{P_i}{V_i^2}\right) (-1)$$

Dado que o termo $2R \frac{P}{V^2} \ll 1$, por simplicidade, assume-se que o termo $2R \frac{P}{V^2} \approx 0$. Portanto, a expressão anterior pode ser simplificada através da seguinte equação:

$$\boxed{\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} \approx -1} \quad (43)$$

2.

$$\frac{\partial P_k}{\partial Q_i^D} = \left(\frac{\partial P_k}{\partial Q_{k-1}}\right) \left(\frac{\partial Q_{k-1}}{\partial Q_{k-2}}\right) \cdots \left(\frac{\partial Q_{i+1}}{\partial Q_i}\right) \left(\frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D}\right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_k}{\partial Q_{k-1}} = -2R \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial Q_k}{\partial Q_{k-1}} = 1 - 2X \frac{Q_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial P_k}{\partial Q_i^D} = \left(-2R \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2}\right) \left(1 - 2R \frac{Q_{k-2}}{V_{k-2}^2}\right) \cdots \left(1 - 2R \frac{Q_i}{V_i^2}\right) (-1)$$

Dado que os termos $2R \frac{P}{V^2} \ll 1$ e $2X \frac{Q}{V^2} \ll 1$, por simplicidade, assume-se que para cada trecho os termos $2R \frac{P}{V^2} \approx 0$ e $2X \frac{Q}{V^2} \approx 0$. Portanto, a expressão anterior pode ser simplificada através da seguinte equação:

$$\boxed{\frac{\partial P_k}{\partial Q_i^D} \approx 0} \quad (44)$$

3.

$$\frac{\partial P_k}{\partial V_{SE}^2} = \left(\frac{\partial P_k}{\partial V_{k-1}^2} \right) \left(\frac{\partial V_{k-1}^2}{\partial V_{k-2}^2} \right) \cdots \left(\frac{\partial V_{SE+1}^2}{\partial V_{SE}^2} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_k}{\partial V_{k-1}^2} = -R \left(\frac{P_{k-1}^2 + Q_{k-1}^2}{V_{k-1}^4} \right) \quad \frac{\partial V_{k-1}^2}{\partial V_{k-2}^2} = 1 + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_{k-2}^2 + Q_{k-2}^2}{V_{k-2}^4} \right)$$

Portanto, assumindo que para cada trecho o termo $\left(\frac{P^2+Q^2}{V^4} \right) \approx 0$, tem-se

$$\boxed{\frac{\partial P_k}{\partial V_{SE}^2} \approx 0} \quad (45)$$

Medida de fluxo de potência reativa na linha $(k, k + 1)$

De acordo com a estrutura do Jacobiano em (40), as seguintes sensibilidades correspondem aos fluxos de potência reativa em k .

1.

$$\frac{\partial Q_k}{\partial P_i^D} = \left(\frac{\partial Q_k}{\partial P_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial P_i} \right) \left(\frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial Q_k}{\partial P_{k-1}} = -2X \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} = 1 - 2R \frac{P_{k-2}}{V_{k-2}^2} \quad \frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial Q_k}{\partial P_i^D} = \left(-2X \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \right) \left(1 - 2R \frac{P_{k-2}}{V_{k-2}^2} \right) \cdots \left(1 - 2R \frac{P_i}{V_i^2} \right) (-1)$$

Considerando que os termos $2X \frac{P}{V^2} \ll 1$ e $2R \frac{P}{V^2} \ll 1$, por simplicidade, assume-se que para cada trecho os termos $2X \frac{P}{V^2} \approx 0$ e, $2R \frac{P}{V^2} \approx 0$. Portanto, a expressão anterior pode ser simplificada através da seguinte equação:

$$\boxed{\frac{\partial Q_k}{\partial P_i^D} \approx 0} \quad (46)$$

2.

$$\frac{\partial Q_k}{\partial Q_i^D} = \left(\frac{\partial Q_k}{\partial Q_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial Q_{k-1}}{\partial Q_{k-2}} \right) \dots \left(\frac{\partial Q_{i+1}}{\partial Q_i} \right) \left(\frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D} \right) \quad (46)$$

sendo que,

$$\frac{\partial Q_k}{\partial Q_{k-1}} = 1 - 2X \frac{Q_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial Q_k}{\partial Q_i^D} = \left(1 - 2X \frac{Q_{k-1}}{V_{k-1}^2} \right) \left(1 - 2X \frac{Q_{k-2}}{V_{k-2}^2} \right) \dots \left(1 - 2X \frac{Q_i}{V_i^2} \right) (-1)$$

Dado que o termo $2X \frac{P}{V^2} \ll 1$, por simplicidade, assume-se que o termo $2X \frac{P}{V^2} \approx 0$. Portanto, a expressão anterior pode ser simplificada através da seguinte equação:

$$\boxed{\frac{\partial Q_k}{\partial Q_i^D} \approx -1} \quad (47)$$

3.

$$\frac{\partial Q_k}{\partial V_{SE}^2} = \left(\frac{\partial Q_k}{\partial V_{k-1}^2} \right) \left(\frac{\partial V_{k-1}^2}{\partial V_{k-2}^2} \right) \dots \left(\frac{\partial V_{SE+1}^2}{\partial V_{SE}^2} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial Q_k}{\partial V_{k-1}^2} = -X \left(\frac{P_{k-1}^2 + Q_{k-1}^2}{V_{k-1}^4} \right) \quad \frac{\partial V_{k-1}^2}{\partial V_{k-2}^2} = 1 + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_{k-2}^2 + Q_{k-2}^2}{V_{k-2}^4} \right)$$

Portanto, assumindo que para cada trecho o termo $\left(\frac{P^2+Q^2}{V^4} \right) \approx 0$, tem-se

$$\boxed{\frac{\partial Q_k}{\partial V_{SE}^2} \approx 0} \quad (48)$$

Medida de injeção de potência ativa na barra k

Considerando que as injeções de potência ativa fazem parte das variáveis de estado do sistema \hat{x} , os elementos do Jacobiano correspondentes a este tipo de medições são dados por:

1.

$$\boxed{\frac{\partial P_k^D}{\partial P_i^D} = \begin{cases} 1, \forall k = i \\ 0, \text{outro caso} \end{cases}} \quad (49)$$

2.

$$\boxed{\frac{\partial P_k^D}{\partial Q_i^D} = 0} \quad (50)$$

3.

$$\boxed{\frac{\partial P_k^D}{\partial V_{SE}^2} = 0} \quad (51)$$

Medida de injeção de potência reativa na barra k

As injeções de potência reativa fazem parte das variáveis de estado do sistema \hat{x} , os elementos do Jacobiano correspondente a este tipo de medições são dados por:

1.

$$\boxed{\frac{\partial Q_k^D}{\partial P_i^D} = 0} \quad (52)$$

2.

$$\boxed{\frac{\partial Q_k^D}{\partial Q_i^D} = \begin{cases} 1, \forall k = i \\ 0, \text{outro caso} \end{cases}} \quad (53)$$

3.

$$\boxed{\frac{\partial Q_k^D}{\partial V_{SE}^2} = 0} \quad (54)$$

Medida de corrente na linha $(k, k + 1)$

De acordo com a estrutura do Jacobiano em (40), as seguintes sensibilidades correspondem às injeções de corrente em k .

1.

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial P_i^D} = \left(\frac{\partial I_k^2}{\partial P_k} \right) \left(\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial P_k} = \frac{2P_k}{V_k^2} \quad \frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} \approx -1$$

Portanto, a expressão correspondente a esta sensibilidade equivale a:

$$\boxed{\frac{\partial I_k^2}{\partial P_i^D} \approx -\frac{2P_k}{V_k^2}} \quad (55)$$

2.

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial Q_i^D} = \left(\frac{\partial I_k^2}{\partial Q_k} \right) \left(\frac{\partial Q_k}{\partial Q_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial Q_k} = \frac{2Q_k}{V_k^2} \quad \frac{\partial Q_k}{\partial Q_i^D} \approx -1$$

Portanto, a expressão correspondente a esta sensibilidade equivale a:

$$\boxed{\frac{\partial I_k^2}{\partial Q_i^D} \approx -\frac{2Q_k}{V_k^2}} \quad (56)$$

3.

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial V_{SE}^2} = \left(\frac{\partial I_k^2}{\partial V_k^2} \right) \left(\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{k-1}^2} \right) \cdots \left(\frac{\partial V_{SE+1}^2}{\partial V_{SE}^2} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial I_k^2}{\partial V_k^2} = \frac{P_k^2 + Q_k^2}{V_k^4} \quad \frac{\partial V_k^2}{\partial V_{k-1}^2} \approx 1$$

Assumindo que para cada trecho o termo $\left(\frac{P^2+Q^2}{V^4} \right) \approx 0$, tem-se

$$\boxed{\frac{\partial I_k^2}{\partial V_{SE}^2} \approx 0} \quad (57)$$

Medida de magnitude de tensão na barra k

De acordo com a estrutura do Jacobiano em (40), as seguintes sensibilidades correspondem às magnitudes de tensão em k .

1.

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial P_i^D} = \left(\frac{\partial V_k^2}{\partial P_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial P_i} \right) \left(\frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial P_{k-1}} = -2R + 2(R^2 + X^2) \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial P_{k-1}}{\partial P_{k-2}} = 1 - 2R \frac{P_{k-2}}{V_{k-2}^2} \quad \frac{\partial P_i}{\partial P_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial P_i^D} = \left(-2R + 2(R^2 + X^2) \frac{P_{k-1}}{V_{k-1}^2} \right) \left(1 - 2R \frac{P_{k-2}}{V_{k-2}^2} \right) \cdots \left(1 - 2R \frac{P_i}{V_i^2} \right) (-1)$$

De acordo com as aproximações inseridas na formulação, o termo correspondente a esta sensibilidade equivale a:

$$\boxed{\frac{\partial V_k^2}{\partial P_i^D} \approx 2R} \quad (58)$$

2.

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_i^D} = \left(\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_{k-1}} \right) \left(\frac{\partial Q_{k-1}}{\partial Q_{k-2}} \right) \cdots \left(\frac{\partial Q_{i+1}}{\partial Q_i} \right) \left(\frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_{k-1}} = -2X + 2(R^2 + X^2) \frac{Q_{k-1}}{V_{k-1}^2} \quad \frac{\partial Q_{k-1}}{\partial Q_{k-2}} = 1 - 2X \frac{Q_{k-2}}{V_{k-2}^2} \quad \frac{\partial Q_i}{\partial Q_i^D} = -1$$

Portanto,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_i^D} = \left(-2X + 2(R^2 + X^2) \frac{Q_{k-1}}{V_{k-1}^2} \right) \left(1 - 2X \frac{Q_{k-2}}{V_{k-2}^2} \right) \cdots \left(1 - 2X \frac{Q_i}{V_i^2} \right) (-1)$$

De acordo com as aproximações inseridas na formulação, o termo correspondente a esta sensibilidade equivale a:

$$\boxed{\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_i^D} \approx 2X} \quad (59)$$

3.

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{SE}^2} = \left(\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{k-1}^2} \right) \left(\frac{\partial V_{k-1}^2}{\partial V_{k-2}^2} \right) \cdots \left(\frac{\partial V_{SE+1}^2}{\partial V_{SE}^2} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{k-1}^2} = 1 + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_{k-1}^2 + Q_{k-1}^2}{V_{k-1}^4} \right)$$

Portanto,

$$\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{SE}^2} = \left(1 + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_{k-1}^2 + Q_{k-1}^2}{V_{k-1}^4} \right) \right) \left(1 + (R^2 + X^2) \left(\frac{P_{k-2}^2 + Q_{k-2}^2}{V_{k-2}^4} \right) \right) \dots$$

De acordo com as aproximações inseridas na formulação, o termo correspondente a esta sensibilidade equivale a:

$$\boxed{\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{SE}^2} \approx 1} \quad (60)$$

5.2.5 Equações para os elementos da matriz $H(\hat{x})$

Na Tabela 1 estão apresentadas as expressões correspondentes aos elementos de $H(\hat{x})$.

Tabela 1 – Elementos da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$

$\frac{\partial P_k}{\partial P_i^D} = -1$	$\frac{\partial P_k}{\partial Q_i^D} = 0$	$\frac{\partial P_k}{\partial V_{SE}^2} = 0$
$\frac{\partial Q_k}{\partial P_i^D} = 0$	$\frac{\partial Q_k}{\partial Q_j^D} = -1$	$\frac{\partial Q_k}{\partial V_{SE}^2} = 0$
$\frac{\partial P_k^D}{\partial P_i^D} = \begin{cases} 1, \forall k = i \\ 0, \text{outro caso} \end{cases}$	$\frac{\partial P_k^D}{\partial Q_i^D} = 0$	$\frac{\partial P_k^D}{\partial V_{SE}^2} = 0$
$\frac{\partial Q_k^D}{\partial P_i^D} = 0$	$\frac{\partial Q_k^D}{\partial Q_i^D} = \begin{cases} 1, \forall k = i \\ 0, \text{outro caso} \end{cases}$	$\frac{\partial Q_k^D}{\partial V_{SE}^2} = 0$
$\frac{\partial I_k^2}{\partial P_i^D} = -\frac{2P_k}{V_k^2}$	$\frac{\partial I_k^2}{\partial Q_i^D} = -\frac{2Q_k}{V_k^2}$	$\frac{\partial I_k^2}{\partial V_{SE}^2} = 0$
$\frac{\partial V_k^2}{\partial P_i^D} = 2R^*$	$\frac{\partial V_k^2}{\partial Q_i^D} = 2X^*$	$\frac{\partial V_k^2}{\partial V_{SE}^2} = 1$

Fonte: Próprio autor

* Parâmetros pertencentes à linha entre os nós $k - 1$ e k

Cabe salientar que alguns elementos do Jacobiano relacionam as medidas com as injeções de potência ativa e reativa numa barra i localizada à montante da barra k . No entanto, o mesmo procedimento pode ser empregado para determinar as sensibilidades

relacionadas com as injeções de potência ativa e reativa para uma barra j localizada à jusante de k . Logo, pode ser demonstrado que estas sensibilidades são iguais às sensibilidades mostradas na Tabela 1 com sinal negativo.

5.2.6 Método dos MQP baseado no método *Distflow* balanceado

O estimador de estado proposto define as injeções de potências (ativa e reativa) e a tensão da subestação como incógnitas do problema, faz-se necessário utilizar um critério para determinar seus valores iniciais, permitindo desta maneira aplicar o método *Distflow* proposto. Neste contexto, um critério que facilita a obtenção destes valores é dado pela informação coletada pelos medidores de magnitude de tensão e dos fluxos de potência localizados na subestação. Portanto, desprezando as perdas de potência nas linhas, estes valores são distribuídos proporcionalmente entre as barras com injeções de potência.

Uma vez inicializadas as variáveis de estado \hat{x} , para determinar o ponto de operação do sistema aplica-se a solução iterativa do método dos MQP descrito no Capítulo 2, depois de realizar as varreduras à montante e à jusante do método *Distflow*. Este procedimento é descrito detalhadamente a seguir.

5.2.7 Algoritmo do estimador de estado balanceado proposto

- i. Entrada de dados.* Leitura de dados da rede (parâmetros das linhas e plano de medições). Inicializar o contador de iterações ($k = 0$)
- ii. Valores iniciais de \hat{x} .* Inicializar as variáveis de estado de acordo com os valores das medidas presentes na subestação.
- iii. Varredura à montante.* Para as barras finais, fazer $V_j^2 = V_{SE}^2$, $P_j = 0$, $Q_j = 0$ e calcular as variáveis nodais em direção à subestação.
- iv. Varredura à jusante.* Fazendo na subestação $V_i^2 = V_{SE}^2$, calcular as variáveis nodais em direção às barras finais.
- v. Cálculo dos resíduos das medidas.* Para cada medição, calcular $r = Z_{med} - h(\hat{x})$.
- vi. Critério de convergência.* Se $J(\hat{x}^{(k)}) \leq \Gamma$, então pare. Do contrário, ir ao passo *vii*.
- vii. Atualização de \hat{x} .* Usando a expressão $\hat{x}^{(k+1)} = \hat{x}^{(k)} + G^{-1}H(\hat{x})^t W e(\hat{x})$, encontrar os novos valores das variáveis de estado. Fazer $k = k + 1$ e voltar ao passo *iii*.

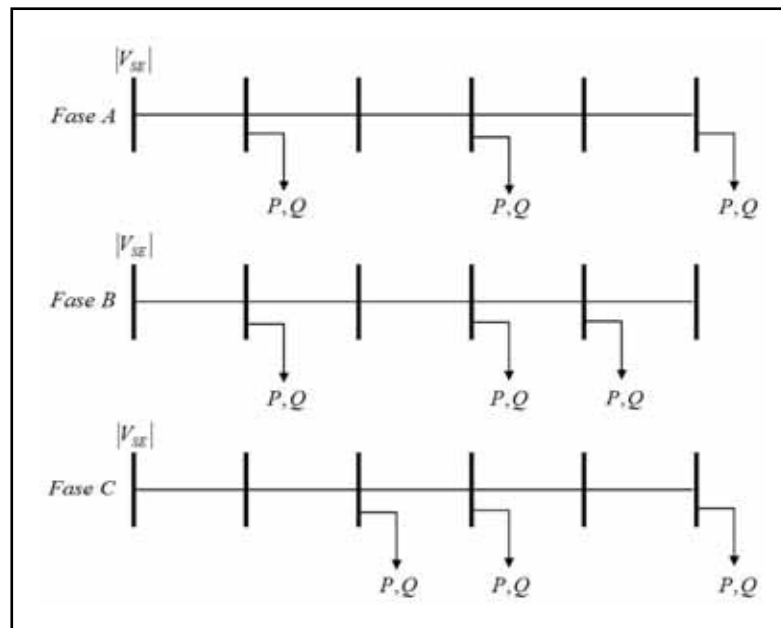
5.3 Estimador de estado para SDEE desbalanceados

Da mesma forma que no fluxo de carga apresentado nos capítulos anteriores, o estimador de estado baseado no método *Distflow* desenvolvido para SDEE balanceados torna-se o ponto de referência para a criação do estimador de estado baseado na formulação proposta do método *Distflow* para SDEE desbalanceados. Nas próximas seções aparecem os principais aspectos a serem tidos em consideração visando o desenvolvimento do estimador de estado proposto.

5.3.1 Definição das variáveis de estado

De forma análoga com a versão balanceada, as variáveis de estado \hat{x} continuam sendo as injeções de potência ativa P_k^D e reativa Q_k^D , assim como a magnitude de tensão na subestação V_{SE}^2 , tal conforme ilustrado na Figura 13.

Figura 13 – Variáveis de estado por fase



Fonte: Próprio autor

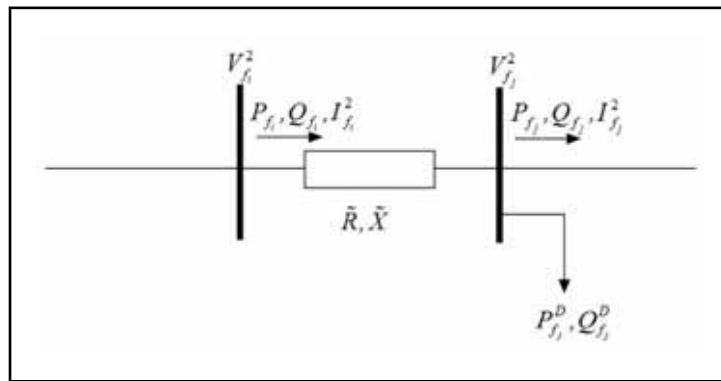
Uma diferença entre as duas versões está no fato que no caso desbalanceado, é possível encontrar barras com injeções de potência em uma, em duas ou nas três fases do sistema, fazendo com que as variáveis de estado sejam diferentes para cada fase. Isto é, as incógnitas da fase A não são necessariamente iguais às incógnitas das duas outras fases, e assim por diante. Desta forma, o número de variáveis de estado, nve , para o caso trifásico é dado pela seguinte expressão:

$$nve = 3 * (2n - 1) - 2nbp \quad (61)$$

5.3.2 Conjunto de equações

Uma característica importante da formulação desbalanceada do método *Distflow* consiste na semelhança com a formulação da versão balanceada, excetuando os termos que correspondem aos elementos de acoplamentos mútuos entre fases.

Figura 14 – Sistema equivalente entre as barras i e j



Fonte: Próprio autor

De acordo com a Figura 14, o conjunto de equações $h(\hat{x})$ é composto pela seguinte formulação:

À jusante

- Balanço de potência ativa e potência reativa

$$\begin{aligned} P_{f_j} &= P_{f_i} - P_{f_{ij}}^L - P_{f_j}^D + P_{f_j}^G \\ Q_{f_j} &= Q_{f_i} - Q_{f_{ij}}^L - Q_{f_j}^D + Q_{f_j}^G \end{aligned}$$

Onde,

$$\begin{aligned} P_{f_{ij}}^L &= \tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}} \\ Q_{f_{ij}}^L &= \tilde{X}_{ff} \left(\frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_i}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}(P_{f_i}P_{h_i} + Q_{f_i}Q_{h_i}) - \tilde{R}_{fh}(Q_{f_i}P_{h_i} - P_{f_i}Q_{h_i})}{V_{f_i}V_{h_i}} \end{aligned}$$

- Magnitude de tensão

$$V_{f_j}^2 = V_{f_i}^2 - \sum_{h \in \Omega F} \left\{ 2(\tilde{R}_{fh} P_{h_i} + \tilde{X}_{fh} Q_{h_i}) - \tilde{Z}_{fh}^2 \left(\frac{P_{h_i}^2 + Q_{h_i}^2}{V_{h_i}^2} \right) \right\}$$

- Magnitude de corrente

$$I_{f_i}^2 = \frac{P_{f_i}^2 + Q_{f_i}^2}{V_{f_j}^2}$$

À montante

- Balanço de potência ativa e potência reativa

$$\begin{aligned} P_{f_i} &= P_{f_j} + P_{f_{ij}}^{L} + P_{f_j}^D - P_{f_j}^G \\ Q_{f_i} &= Q_{f_j} + Q_{f_{ij}}^{L} + Q_{f_j}^D - Q_{f_j}^G \end{aligned}$$

Onde,

$$\begin{aligned} P_{f_{ij}}^{L} &= \tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{f_j}^{\prime 2} + Q_{f_j}^{\prime 2}}{V_{f_j}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_j}^{\prime} P_{h_j}^{\prime} + Q_{f_j}^{\prime} Q_{h_j}^{\prime}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_j}^{\prime} P_{h_j}^{\prime} - P_{f_j}^{\prime} Q_{h_j}^{\prime})}{V_{f_j} V_{h_j}} \\ Q_{f_{ij}}^{L} &= \tilde{X}_{ff} \left(\frac{P_{f_j}^{\prime 2} + Q_{f_j}^{\prime 2}}{V_{f_j}^2} \right) + \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}(P_{f_j}^{\prime} P_{h_j}^{\prime} + Q_{f_j}^{\prime} Q_{h_j}^{\prime}) - \tilde{R}_{fh}(Q_{f_j}^{\prime} P_{h_j}^{\prime} - P_{f_j}^{\prime} Q_{h_j}^{\prime})}{V_{f_j} V_{h_j}} \\ P_{f_j}^{\prime} &= P_{f_j} + P_{f_j}^D \\ Q_{f_j}^{\prime} &= Q_{f_j} + Q_{f_j}^D \end{aligned}$$

- Magnitude de tensão

$$V_{f_i}^2 = V_{f_j}^2 + \sum_{h \in \Omega F} \left\{ 2(\tilde{R}_{fh} P_{h_j}^{\prime} + \tilde{X}_{fh} Q_{h_j}^{\prime}) + \tilde{Z}_{fh}^2 \left(\frac{P_{h_j}^{\prime 2} + Q_{h_j}^{\prime 2}}{V_{h_j}^2} \right) \right\}$$

- Magnitude de corrente

$$I_{f_j}^2 = \frac{P_{f_j}^{\prime 2} + Q_{f_j}^{\prime 2}}{V_{f_j}^2}$$

5.3.3 Estrutura da matriz Jacobiana

De acordo com a formulação mostrada anteriormente, a matriz $H(\hat{x})$ para o caso desbalanceado apresenta a seguinte estrutura:

$$[H] = \begin{matrix} & \hat{x}^A & \hat{x}^B & \hat{x}^C \\ \begin{matrix} Z_{med}^A \\ Z_{med}^B \\ Z_{med}^C \end{matrix} & \begin{bmatrix} [H_{AA}] & [H_{AB}] & [H_{AC}] \\ [H_{BA}] & [H_{BB}] & [H_{BC}] \\ [H_{CA}] & [H_{CB}] & [H_{CC}] \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (62)$$

As submatrizes da diagonal principal em (62), têm a mesma estrutura da matriz mostrada em (40) correspondente ao caso balanceado. Logo, para calcular os elementos das outras submatrizes pode ser usado o mesmo procedimento empregado no caso balanceado.

Esta estrutura requer um espaço de memória considerável, especialmente para sistemas de grande porte como é o caso dos SDEE. Isto representa uma séria desvantagem que poderia afetar a eficiência computacional do método. Assim, uma alternativa de solução consiste em desacoplar as fases para atualizar as incógnitas do problema, ou em outras palavras, aplicar o método dos MQP para cada fase de maneira independente. Este procedimento, representa a obtenção dos mesmos resultados da versão completa com uma notável redução do esforço computacional. No entanto, deve ser demonstrado que os elementos das sub-matrizes fora da diagonal principal podem ser desconsiderados do modelo.

5.3.4 Elementos da matriz Jacobiana

A seguir são apresentadas as equações gerais correspondentes às sensibilidades da medida de fluxo de potência na linha $(k, k + 1)$, de acordo com a estrutura da matriz (62).

Medida de fluxo de potência ativa na linha $(k, k + 1)$

1.

$$\frac{\partial P_{fk}}{\partial P_{h_i}^D} = \left(\frac{\partial P_{fk}}{\partial P_{h_{k-1}}} \right) \left(\frac{\partial P_{h_{k-1}}}{\partial P_{h_{k-2}}} \right) \cdots \left(\frac{\partial P_{h_{i+1}}}{\partial P_{h_i}} \right) \left(\frac{\partial P_{h_i}}{\partial P_{h_i}^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial P_{h_{k-1}}} = \begin{cases} 1 - \frac{2\tilde{R}_{ff}P_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}^2} - \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}P_{h_{k-1}} + \tilde{X}_{fh}Q_{h_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}}; & f = h \\ - \left(\frac{\tilde{R}_{fh}P_{f_{k-1}} - \tilde{X}_{fh}Q_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}} \right); & f \neq h \end{cases}$$

$$\frac{\partial P_{f_i}}{\partial P_{h_i}} = \begin{cases} -1; & f = h \\ 0; & f \neq h \end{cases}$$

Portanto, desconsiderando os termos de menor valor para cada trecho, tem-se:

$$\boxed{\frac{\partial P_{f_k}}{\partial P_{h_i}} \approx \begin{cases} -1; & f = h \\ 0; & f \neq h \end{cases}} \quad (63)$$

2.

$$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial Q_{h_i}^D} = \left(\frac{\partial P_{f_k}}{\partial Q_{h_{k-1}}} \right) \left(\frac{\partial Q_{h_{k-1}}}{\partial Q_{h_{k-2}}} \right) \cdots \left(\frac{\partial Q_{h_{i+1}}}{\partial Q_{h_i}} \right) \left(\frac{\partial Q_{h_i}}{\partial Q_{h_i}^D} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial Q_{h_{k-1}}} = \begin{cases} -\frac{2\tilde{R}_{ff}Q_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}^2} - \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}Q_{h_{k-1}} - \tilde{X}_{fh}P_{h_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}}; & f = h \\ - \left(\frac{\tilde{R}_{fh}Q_{f_{k-1}} + \tilde{X}_{fh}P_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}} \right); & f \neq h \end{cases}$$

$$\frac{\partial Q_{f_k}}{\partial Q_{h_{k-1}}} = \begin{cases} 1 - \frac{2\tilde{X}_{ff}Q_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}^2} - \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{X}_{fh}Q_{h_{k-1}} - \tilde{R}_{fh}P_{h_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}}; & f = h \\ - \left(\frac{\tilde{X}_{fh}Q_{f_{k-1}} + \tilde{R}_{fh}P_{f_{k-1}}}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}} \right); & f \neq h \end{cases}$$

$$\frac{\partial Q_{f_i}}{\partial Q_{h_i}^D} = \begin{cases} -1; & f = h \\ 0; & f \neq h \end{cases}$$

Portanto, desconsiderando os termos de menor valor para cada trecho, tem-se:

$$\boxed{\frac{\partial P_{f_k}}{\partial Q_{h_i}^D} \approx 0; \forall f \text{ e } \forall h \in \Omega F} \quad (64)$$

3.

$$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial V_{h_{SE}}^2} = \left(\frac{\partial P_{f_k}}{\partial V_{h_{k-1}}^2} \right) \left(\frac{\partial V_{h_{k-1}}^2}{\partial V_{h_{k-2}}^2} \right) \cdots \left(\frac{\partial V_{h_{SE+1}}^2}{\partial V_{h_{SE}}^2} \right)$$

sendo que,

$$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial V_{h_{k-1}}^2} = \begin{cases} -\tilde{R}_{ff} \left(\frac{P_{h_{k-1}}^2 + Q_{h_{k-1}}^2}{V_{h_{k-1}}^4} \right) - \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_{k-1}}P_{h_{k-1}} + Q_{f_{k-1}}Q_{h_{k-1}}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_{k-1}}P_{h_{k-1}} - P_{f_{k-1}}Q_{h_{k-1}})}{V_{f_{k-1}}^3 V_{h_{k-1}}}; & f = h \\ \sum_{\substack{h \in \Omega F \\ h \neq f}} \frac{\tilde{R}_{fh}(P_{f_{k-1}}P_{h_{k-1}} + Q_{f_{k-1}}Q_{h_{k-1}}) - \tilde{X}_{fh}(Q_{f_{k-1}}P_{h_{k-1}} - P_{f_{k-1}}Q_{h_{k-1}})}{V_{f_{k-1}}V_{h_{k-1}}^3}; & f \neq h \end{cases}$$

$$\frac{\partial V_{f_{k-1}}^2}{\partial V_{h_{k-2}}^2} = \begin{cases} 1 + (\tilde{R}_{fh}^2 + \tilde{X}_{fh}^2) \left(\frac{P_{f_{k-2}}^2 + Q_{f_{k-2}}^2}{V_{f_{k-2}}^4} \right); & f = h \\ (\tilde{R}_{fh}^2 + \tilde{X}_{fh}^2) \left(\frac{P_{h_{k-2}}^2 + Q_{h_{k-2}}^2}{V_{h_{k-2}}^4} \right); & f \neq h \end{cases}$$

Portanto, desconsiderando os termos de menor valor para cada trecho, tem-se:

$$\boxed{\frac{\partial P_{f_k}}{\partial V_{h,SE}^2} \approx 0; \forall f \text{ e } \forall h \in \Omega F} \quad (65)$$

5.3.5 Equações para os elementos da matriz $H(\hat{x})$

De acordo com o procedimento usado anteriormente, as expressões gerais para calcular os elementos da matriz $H(\hat{x})$ do estimador de estado desbalanceado são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Elementos da matriz Jacobiana $H(\hat{x})$

$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial P_{h_i}^D} = \begin{cases} -1; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial Q_{h_i}^D} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$	$\frac{\partial P_{f_k}}{\partial V_{h,SE}^2} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$
$\frac{\partial Q_{f_k}}{\partial P_{h_i}^D} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$	$\frac{\partial Q_{f_k}}{\partial Q_{h_i}^D} = \begin{cases} -1; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial Q_{f_k}}{\partial V_{SE}^2} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$
$\frac{\partial P_{f_k}^D}{\partial P_{h_i}^D} = \begin{cases} 1; f = h \text{ e } k = i \\ 0, \text{ outro caso} \end{cases}$	$\frac{\partial P_{f_k}^D}{\partial Q_{h_i}^D} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$	$\frac{\partial P_{f_k}^D}{\partial V_{SE}^2} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$
$\frac{\partial Q_{f_k}^D}{\partial P_{h_i}^D} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$	$\frac{\partial Q_{f_k}^D}{\partial Q_{h_i}^D} = \begin{cases} 1; f = h \text{ e } k = i \\ 0, \text{ outro caso} \end{cases}$	$\frac{\partial Q_{f_k}^D}{\partial V_{SE}^2} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$
$\frac{\partial I_{f_k}^2}{\partial P_{h_i}^D} = \begin{cases} -\frac{2P_k}{V_k^2}; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial I_{f_k}^2}{\partial Q_{h_i}^D} = \begin{cases} -\frac{2Q_k}{V_k^2}; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial I_{f_k}^2}{\partial V_{SE}^2} = 0; \forall f \forall h \in \Omega F$
$\frac{\partial V_{f_k}^2}{\partial P_{h_i}^D} = \begin{cases} 2\tilde{R}^*; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial V_{f_k}^2}{\partial Q_{h_i}^D} = \begin{cases} 2\tilde{X}^*; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$	$\frac{\partial V_{f_k}^2}{\partial V_{h,SE}^2} = \begin{cases} 1; f = h \\ 0; f \neq h \end{cases}$

Fonte: Próprio autor

* Parâmetros pertencentes à linha entre os nós $k - 1$ e k

Segundo estas sensibilidades, pode-se verificar que as submatrizes fora da diagonal principal em (62) podem ser desconsideradas. Conseqüentemente, o algoritmo do método dos MQP proposto para sistemas balanceados pode ser aplicado de forma independente para cada fase usando conjuntamente a formulação do método *Distflow* para SDEE des-

balanceados.

5.3.6 Algoritmo do estimador de estado desbalanceado proposto

A solução do estimador de estado desbalanceado proposto compreende os seguintes passos:

- i. Entrada de dados.* Leitura de dados da rede (parâmetros das linhas e plano de medições). Inicializar o contador de iterações ($k = 0$)
- ii. Valores iniciais de \hat{x}_f .* Inicializar as variáveis de estado de cada fase de acordo com os valores das medidas presentes na subestação.
- iii. Varredura à montante.* Para as barras finais, fazer $V_{f_j}^2 = V_{f_{SE}}^2$, $P_{f_j} = 0$, $Q_{f_j} = 0$ e calcular as variáveis nodais em direção à subestação.
- iv. Varredura à jusante.* Fazendo na subestação $V_{f_i}^2 = V_{f_{SE}}^2$, calcular as variáveis nodais em direção às barras finais.
- v. Cálculo do resíduo das medidas.* Para cada medição, calcular $r_f = Z_{f_{med}} - h(\hat{x}_f)$.
- vi. Critério de convergência.* Se $J(\hat{x}_f^{(k)}) \leq \Gamma$, então, pare. Do contrário, ir ao passo *vii*.
- vii. Atualização de \hat{x} .* Usando a expressão $\hat{x}_f^{(k+1)} = \hat{x}_f^{(k)} + G^{-1}H(\hat{x}_f)^t We(\hat{x}_f)$, encontrar os novos valores das variáveis de estado. Fazer $k = k + 1$ e voltar ao passo *iii*.

Capítulo 6

Testes e resultados

6.1 Introdução

Neste capítulo apresentam-se os testes e os resultados usados para validar as metodologias que estão sendo propostas para SDEE desbalanceados, o fluxo de carga e o estimador de estado. Os resultados do fluxo de carga proposto são usados para criar um plano de medidas que, posteriormente, é usado como informação de entrada para o estimador de estado. Assim, o processo de validação baseia-se na comparação do ponto de operação obtido para os sistemas teste, através do fluxo de carga e do estimador de estado.

Para validar a formulação desenvolvida e o método de fluxo de carga proposto para SDEE desbalanceados, calcula-se o ponto de operação da rede para um cenário de carga máxima através do método de soma de correntes de Shirmohammadi e da versão desbalanceada do método *Distflow*. Assim, são comparados os valores finais das perdas de potência ativa e os erros máximos dos módulos de tensão presentes no sistema.

Em seguida, após inserir GDs em vários nós da rede, é recalculado o ponto de operação do sistema. Com esses valores (tensões, correntes, fluxos de potência, entre outros) é construído um plano de medições que torna o sistema observável para estudos de estimação de estado.

Posteriormente, mostra-se que através do estimador de estado proposto, é possível reduzir o número de incógnitas do problema e, portanto, determinar o ponto de operação do sistema através de um conjunto reduzido de medidas, sem a necessidade de obter um sistema equivalente de menor porte e sem introduzir um número considerável de pseudomedidas. As simulações consistem na realização de dois testes usando SDEE desbalanceados com presença de GDs.

No primeiro teste, é determinado o ponto de operação do sistema sem presença de erros nas medidas. Por sua vez, no segundo teste, são inseridos erros gaussianos normais no plano de medidas e é analisado o desempenho do estimador de estado proposto e dos métodos convencionais de tratamento de erros, sob a presença de erros grosseiros simples.

As metodologias propostas são testadas através dos sistemas IEEE-37 e IEEE-123, (KERSTING, 2001). Por simplicidade, para ambos os sistemas os reguladores de tensão e os bancos de condensadores são desconsiderados nas simulações, além disso, os circuitos são representados através de seu modelo série, assim como os transformadores são modelados como linhas de distribuição e para as cargas do sistema adota-se um modelo de potência constante.

6.2 Método Distflow para SDEE desbalanceados

6.2.1 Sistema IEEE-37

Caso 1. Sem inserção de GD Para avaliar o desempenho do método proposto, considera-se um cenário onde o sistema apresenta problemas de regulação de tensão. Para isto, os valores dos parâmetros das linhas e os valores das demandas das potências ativa e reativa são modificadas, de acordo com os valores apresentados em (KERSTING, 2001). Estes valores são apresentados no Anexo do documento.

Após executar o fluxo de carga proposto para uma tensão de $12.66kV$ na subestação, são necessárias 2 iterações para atingir a convergência, onde o tempo médio de execução do algoritmo é de aproximadamente 0,1120s. Adotando os resultados fornecidos pelo fluxo de carga de Shirmohammadi como padrões, nas Tabelas 3 e 4, faz-se uma comparação dos valores das perdas de potência ativa, assim como os valores mínimos das tensões por fase calculados através de ambos os métodos, assumindo como valores base $V_{base} = 12,66kV$ e $P_{base} = 1MW$.

Tabela 3 – Valores das perdas de potência ativa

<i>Método DistFlow</i>	<i>Método Shirmohammadi</i>	Erro
0,171190	0,171146	0,000044

Fonte: Próprio autor

Tabela 4 – Erros máximos das tensões por fase

<i>Método DistFlow</i>	<i>Método Shirmohammadi</i>	Erro
$V_A^{(738)} = 0,900696$	$V_A^{(738)} = 0,900200$	0,000496
$V_B^{(736)} = 0,928350$	$V_B^{(736)} = 0,928555$	0,000205
$V_C^{(740)} = 0,910678$	$V_C^{(740)} = 0,909973$	0,000705

Fonte: Próprio autor

2. Com inserção de GD Um novo cenário é considerado ao inserir dois GDs com controle de tensão nas barras 722 e 740. A informação relacionada com os GDs é mostrada na Tabela 5

Tabela 5 – Informação inicial em p.u. dos GDs

<i>Nó</i>	P_A^{GD}	P_B^{GD}	P_C^{GD}	V_A^{esp}	V_B^{esp}	V_C^{esp}
722	0,0470	0,0920	0,0500	0,9655	0,9655	0,9655
740	0,1870	0,1530	0,2250	0,9647	0,9647	0,9647

Fonte: Próprio autor

Aplicando o algoritmo proposto para determinar o ponto de operação do sistema, obtiveram-se os seguintes resultados após 3 iterações e um tempo de simulação aproximado de 0,1890s. Neste caso, os valores calculados das perdas de potência ativa foram de 0,082230. Os mínimos valores das tensões para cada fase e os valores das potências reativas dos GDs são mostrados nas Tabelas 6 e 7, respectivamente.

Tabela 6 – Mínimos valores das tensões por fase

$V_A^{(725)}$	0,948857
$V_B^{(736)}$	0,944109
$V_C^{(725)}$	0,946809

Fonte: Próprio autor

Tabela 7 – Potência reativa injetada pelos GDs

$Nó$	Q_A^{GD}	Q_B^{GD}	Q_C^{GD}
722	0,0144	0,0323	0,0479
740	0,1546	0,0160	0,1596

Fonte: Próprio autor

6.2.2 Sistema IEEE-123

Caso 1. Sem inserção de GD De forma similar ao caso anterior, os dados do sistema IEEE-123 são modificados para criar um cenário onde o sistema é sobrecarregado e, portanto, várias barras apresentam valores de magnitude de tensão abaixo dos valores regulamentados. Nos testes realizados, a tensão na subestação é especificada em 12,66 kV e o ponto de operação é obtido através do método *Distflow* proposto. A convergência é atingida após 2 iterações com um tempo de simulação aproximado de 0,1290s. Sob estas condições e tomando como referência os valores obtidos pelo método de Shirmohammadi, são comparados os valores das perdas de potência ativa e os erros máximos das tensões, assumindo $V_{base} = 12,66kV$ e $P_{base} = 1MW$. Estes valores são mostrados nas Tabelas 8 e 9.

Tabela 8 – Valores das perdas de potência ativa

<i>Método DistFlow</i>	<i>Método Shirmohammadi</i>	Erro
0,179589	0,179921	0,000332

Fonte: Próprio autor

Tabela 9 – Erros máximos das tensões por fase

<i>Método DistFlow</i>	<i>Método Shirmohammadi</i>	Erro
$V_A^{(114)} = 0,919215$	$V_A^{(114)} = 0,918787$	0,000428
$V_B^{(96)} = 0,900777$	$V_B^{(96)} = 0,900578$	0,000205
$V_C^{(104)} = 0,903418$	$V_C^{(104)} = 0,903142$	0,000278

Fonte: Próprio autor

2. Com inserção de GD Um novo cenário é considerado ao inserir três GDs com controle de tensão nas barras 66, 96 e 114. As informações relacionadas com os GDs são mostradas na Tabela 10.

Tabela 10 – Informação em p.u. dos GDs

<i>Nó</i>	P_A^{GD}	P_B^{GD}	P_C^{GD}	V_A^{esp}	V_B^{esp}	V_C^{esp}
66	0,0370	0,0450	0,0900	0,9655	0,9655	0,9655
96	0,0950	0,2070	0,0010	0,9479	0,9479	0,9479
114	0,1900	0,1800	0,2130	0,9479	0,9479	0,9479

Fonte: Próprio autor

Neste caso, o algoritmo proposto atingiu a convergência após 4 iterações e um tempo de simulação médio de 0,2165s. Os valores calculados das perdas de potência ativa foram de 0,095448 e os módulos das tensões estão dentro da regulação de tensão regulamentada. Assim, os mínimos valores das tensões para cada fase e os valores das potências reativas dos GDs são mostrados nas Tabelas 11 e 12:

Tabela 11 – Mínimos valores das tensões por fase

$V_A^{(71)}$	0,941445
$V_B^{(90)}$	0,944990
$V_C^{(104)}$	0,931265

Fonte: Próprio autor

Tabela 12 – Potência reativa injetada pelos GDs

$Nó$	Q_A^{GD}	Q_B^{GD}	Q_C^{GD}
66	-0,0165	0,0391	0,0060
96	0,0349	0,1262	0,0338
114	0,0321	-0,0066	0,1246

Fonte: Próprio autor

6.3 Estimador de estado para SDEE desbalanceados

6.3.1 Sistema IEEE-37

Caso 1. Sem presença de erros no plano de medidas Para criar um plano de medições que torne o sistema observável, faz-se necessário determinar o número de incógnitas do problema, isto é, determinar o número de variáveis de estado a serem resolvidas usando o procedimento dos MQP. Para isto e com base na informação de entrada usada para resolver o fluxo de carga com inserção de GD, faz-se necessário determinar o número de barras de passagem nbp para cada fase. Assim, segundo a base de dados usada para o sistema IEEE-37 existem 24, 26 e 23 barras de passagem para cada fase, respectivamente. Portanto, aplicando a Eq(61) para $n = 37$ e $nbp = 73$, tem-se como resultado:

$$nve = 3 * (2n - 1) - 2nbp = 73$$

Assim, o número de variáveis de estado por fase e totais para este cenário é mostrado na Tabela 13:

Tabela 13 – Número de variáveis de estado do sistema IEEE-37

nve_A	nve_B	nve_C	nve
25	21	27	73

Fonte: Próprio autor

De acordo com os dados da Tabela 13, para estimar o ponto de operação do sistema faz-se necessário dispor de pelo menos 73 medidas, alocadas de tal forma que o sistema seja observável. Para isto é escolhido um plano de medição composto por 91 medidas de diferentes tipos, tal como é ilustrado na Figura 15. Desta forma, o nível de redundância das medidas corresponde a 1,2466.

Figura 15 – Percentagem dos tipos de medidas usados



Fonte: Próprio autor

Na Tabela 14 aparece a quantidade de medidas e os valores de W de cada medida. Estes valores foram escolhidos, de tal forma que, as ponderações dadas as medidas em tempo real, fossem iguais entre si e maiores do que as ponderações das pseudomedidas.

Tabela 14 – Medidas coletadas para o sistema IEEE-37

<i>Tipo</i>	<i>Fase A</i>	<i>Fase B</i>	<i>Fase C</i>	<i>W</i>
Corrente (I_{f_k})	9	9	12	$\frac{1}{0,02^2}$
Fluxos (P_{f_k}, Q_{k_f})	14	12	14	$\frac{1}{0,02^2}$
Injeção(Pseudomedidas) ($P_{f_k}^D, Q_{k_f}^D$)	6	4	2	$\frac{1}{0,15^2}$
Tensão (V_{f_k})	4	2	3	$\frac{1}{0,02^2}$

Fonte: Próprio autor

Os valores iniciais das variáveis de estado por fase, \hat{x}_f , escolhidos com base nas medidas presentes na subestação (nó 799), são apresentados na Tabela 15.

Tabela 15 – Valores iniciais em p.u. das variáveis de estado

	Fase A			Fase B			Fase C		
Z	V_{A799}	P_{A799}	Q_{A799}	V_{B799}	P_{B799}	Q_{B799}	V_{C799}	P_{C799}	Q_{C799}
	1,00000	0,77232	0,33311	1,00000	0,70433	0,37250	1,00000	0,98859	0,42100
\hat{x}	V_{A799}^2	$P_{A_k}^D$	$Q_{A_k}^D$	V_{B799}^2	$P_{B_k}^D$	$Q_{B_k}^D$	V_{C799}^2	$P_{C_k}^D$	$Q_{C_k}^D$
	1,00000	0,06436	0,02776	1,00000	0,07043	0,03725	1,00000	0,07605	0,03238

Fonte: Próprio autor

Definidos estes valores, calcula-se o ponto de operação do sistema. O método proposto atinge a convergência após 3 iterações e um tempo de execução médio de 0,1035s. O valor da função dos mínimos quadrados, $J(\hat{x}) = 4,58 \times 10^{-5}$, indica que não há presença de erros grosseiros no conjunto de medidas e, portanto, o ponto de operação do sistema foi estimado com sucesso. Para validar os resultados obtidos no processo, na Tabela 16 são apresentados os erros máximos das variáveis de estado para cada fase, isto é, faz-se uma comparação numérica entre os valores reais e os valores estimados das variáveis de estado.

Tabela 16 – Erros máximos das variáveis de estado

Fase	\hat{x}	Valor		Erro
		real	estimado	
A	P_{A725}^D	0,14000	0,14047	0,00047
	Q_{A725}^D	0,07000	0,07038	0,00038
	Q_{A738}^D	0,06200	0,06230	0,00030
	Q_{A729}^D	0,02100	0,02083	0,00017
B	P_{B736}^D	0,14000	0,13902	0,00098
	P_{B722}^D	0,04800	0,04715	0,00085
	Q_{B722}^D	0,03770	0,03821	0,00051
	Q_{B714}^G	0,04000	0,04019	0,00019
C	P_{C740}^D	-0,14000	-0,13922	0,00078
	P_{C712}^D	0,08500	0,08475	0,00025
	P_{C725}^D	0,14000	0,14023	0,00023
	P_{C722}^D	-0,02900	-0,02890	0,00010

Fonte: Próprio autor

Caso 2. Com presença de erros no plano de medidas Com o intuito de validar a capacidade do estimador de estado proposto para determinar o ponto de operação do sistema sob presença de ruído e erros grosseiros, no plano de medidas usado no caso anterior, foram inseridos aleatoriamente ruídos gaussianos $(-3\sigma, 3\sigma)$ nas medidas e um erro grosseiro $(\geq \pm 3\sigma)$ no fluxo de potência ativa da fase B na linha 703-730, tal como aparece na Tabela 17.

Tabela 17 – Medida com presença de erro grosseiro

Valor verdadeiro		Valor modificado	
$P_{703-730}$	0,1275	$P_{703-730}$	0,4275

Fonte: Próprio autor

Após executar o algoritmo proposto com esses dados de entrada, foram necessárias 6 iterações, incluindo os testes de hipóteses, para atingir a convergência. A medida com presença de erro grosseiro satisfatoriamente identificada e retirada do plano de medidas. No entanto, na etapa de tratamento de erros grosseiros, foram identificadas inadequadamente duas medidas sem presença de erro grosseiro. O valor final da função dos MQP, $J(\hat{x}) = 0,13$, indica que não há presença de erros grosseiros e, portanto, o ponto de operação do sistema foi corretamente determinado.

Os máximos erros estimados das variáveis de estado do sistema são mostrados a seguir:

Tabela 18 – Erros máximos das variáveis de estado

Fase	\hat{x}	Valor		Erro
		real	estimado	
A	P_{A714}^D	0,08500	0,07122	0,01378
	Q_{A744}^D	0,02100	0,03250	0,01150
	Q_{A733}^D	0,04000	0,05118	0,01118
B	P_{B736}^D	0,15300	0,1699	0,0169
	P_{B731}^D	0,08500	0,0973	0,0123
	P_{B722}^D	0,14000	0,13161	0,00839
C	P_{C713}^D	0,08500	0,09931	0,01431
	Q_{C725}^D	0,07000	0,06519	0,00481
	P_{C740}^G	0,08500	0,08348	0,00152

Fonte: Próprio autor

6.3.2 Sistema IEEE-123

Caso 1. Sem presença de erros no plano de medidas De acordo com a informação referente a este sistema no Anexo, existem 84, 98 e 93 barras de passagem para cada fase, respectivamente. Portanto, o número de incógnitas do problema, de acordo com (61), para $n = 123$ e $nbp = 275$, tem-se que $nve = 185$. Na Tabela 19, é apresentado o número de incógnitas por fase:

Tabela 19 – Número de variáveis de estado do sistema IEEE-123

nve_A	nve_B	nve_C	nve
77	49	59	185

Fonte: Próprio autor

Portanto, é necessário dispor de pelo menos 185 medidas estrategicamente localizadas para evitar problemas de observabilidade, sendo criado um plano de medições composto por 235 medidas distribuídas de acordo com a Tabela 20 e a Figura 16. Desta forma, o plano de medidas apresenta um nível de redundância de 1,2707. Da mesma forma que no teste do sistema IEEE-37, os valores das ponderações das medidas foram escolhidos de tal forma que o impacto das pseudomedias nos resultados seja menor do que o impacto das medidas em tempo real.

Figura 16 – Percentagem dos tipos de medidas usados



Fonte: Próprio autor

Tabela 20 – Medidas coletadas para o sistema IEEE-123

<i>Tipo</i>	<i>Fase A</i>	<i>Fase B</i>	<i>Fase C</i>	<i>W</i>
Corrente (I_{f_k})	42	32	28	$\frac{1}{0,02^2}$
Fluxos (P_{f_k}, Q_{k_f})	38	22	34	$\frac{1}{0,02^2}$
Injeção(Pseudomedidas) ($P_{f_k}^D, Q_{k_f}^D$)	10	8	8	$\frac{1}{0,15^2}$
Tensão (V_{f_k})	4	5	8	$\frac{1}{0,02^2}$

Fonte: Próprio autor

Uma vez definido o plano de medidas faz-se necessário inicializar as variáveis de estado de acordo com o critério adotado. De acordo com as medidas coletadas na subestação (nó 150), os valores das variáveis de estado são apresentados na Tabela 21.

Tabela 21 – Valores iniciais em p.u. das variáveis de estado

	Fase A			Fase B			Fase C		
Z	$V_{A_{150}}$	$P_{A_{150}}$	$Q_{A_{150}}$	$V_{B_{150}}$	$P_{B_{150}}$	$Q_{B_{150}}$	$V_{C_{150}}$	$P_{C_{150}}$	$Q_{C_{150}}$
	1,00000	1,13835	0,79704	1,00000	1,01240	0,91396	1,00000	0,96768	0,62254
\hat{x}	$V_{A_{150}}^2$	$P_{A_k}^D$	$Q_{A_k}^D$	$V_{B_{150}}^2$	$P_{B_k}^D$	$Q_{B_k}^D$	$V_{C_{150}}^2$	$P_{C_k}^D$	$Q_{C_k}^D$
	1,00000	0,02996	0,02097	1,00000	0,04218	0,03808	1,00000	0,03340	0,02147

Fonte: Próprio autor

Assim, após executar o estimador de estado proposto, a convergência foi atingida em 4 iterações e o valor da função dos MQP, $J(\hat{x}) = 8,96 \times 10^{-5}$, o que confirma que não há presença de erros grosseiros nas medidas e, portanto, os valores de \hat{x} foram corretamente estimados, como pode ser visto na Tabela 22.

Tabela 22 – Erros máximos das variáveis de estado

Fase	\hat{x}	Valor		Erro
		real	estimado	
A	P_{A48}^D	0,07000	0,06911	0,00089
	P_{A114}^D	-0,17000	-0,16952	0,00048
	Q_{A114}^D	-0,02206	-0,02180	0,00026
	Q_{A76}^D	0,08000	0,08022	0,00022
B	P_{B95}^D	0,12000	0,12088	0,00088
	P_{B114}^D	-0,18000	-0,18067	0,00067
	P_{B2}^D	0,12000	0,11966	0,00034
	Q_{B114}^D	0,00649	0,00661	0,00012
C	P_{C66}^D	-0,01500	-0,01457	0,00057
	P_{C48}^D	0,07000	0,06964	0,00036
	P_{C114}^D	-0,21300	-0,21280	0,00020
	Q_{C48}^D	0,05000	0,05024	0,00024

Fonte: Próprio autor

Caso 2. Com presença de erros no plano de medidas Com o intuito de validar a capacidade do estimador de estado proposto para determinar o ponto de operação do sistema sob presença de ruído e erros grosseiros, no plano de medidas usado no teste anterior, foram inseridos aleatoriamente ruídos gaussianos (-3σ , 3σ) nas medidas e um erro grosseiro simples ($\geq \pm 3\sigma$) na tensão da barra 152 na fase C, tal como aparece na Tabela 23.

Tabela 23 – Medida com presença de erro grosseiro

Valor verdadeiro		Valor modificado	
V_{152}	0,97201	V_{152}	0,95201

Fonte: Próprio autor

Após executar o algoritmo proposto com esses dados de entrada, foram necessárias 2 iterações, incluindo os teste de hipóteses, para atingir a convergência. A medida com presença de erro grosseiro satisfatoriamente identificada e retirada do plano de medidas. Neste caso, diferente do teste realizado com o sistema IEEE-37, não foram identificadas inadequadamente duas medidas sem presença de erro grosseiro. O valor final da função dos MQP, $J(\hat{x}) = 0,0987$, indica que não há presença de erros grosseiros e, portanto, o

ponto de operação do sistema foi corretamente determinado.

Os máximos erros estimados das variáveis de estado do sistema são mostrados a seguir:

Tabela 24 – Erros máximos das variáveis de estado

<i>Fase</i>	\hat{x}	<i>Valor</i>		$ Erro $
		<i>real</i>	<i>estimado</i>	
<i>A</i>	P_{A53}^D	0,04000	0,05512	0,01512
	Q_{A53}^D	0,02000	0,02825	0,00825
	Q_{A76}^D	0,08000	0,07288	0,00712
<i>B</i>	Q_{B95}^D	0,11000	0,09968	0,01032
	P_{B22}^D	0,14000	0,14715	0,00715
	P_{B86}^D	0,02000	0,02533	0,00533
<i>C</i>	P_{C104}^D	0,14000	0,14931	0,00931
	Q_{C5}^D	0,01000	0,01502	0,00502
	P_{C5}^G	0,02000	0,02348	0,00348

Fonte: Próprio autor

Conclusões e trabalhos futuros

Neste trabalho desenvolveu-se um novo estimador de estado próprio para SDEE desbalanceados baseado na formulação do método *Distflow* e no método dos MQP para estimar o ponto de operação do sistema a partir, do processamento de dados fornecidos por um plano de medições composto por uma quantidade reduzida de medidas em tempo real e um número baixo de pseudomedidas.

Dado que os estudos de estimação de estado se baseiam nas análises de fluxo de carga, uma análise detalhada das versões balanceadas dos principais métodos de varredura auxiliou na escolha do método *Distflow* como o método mais adequado para a criação do novo estimador de estado dedicado a SDEE. Isto foi possível em função das adaptações feitas na versão balanceada do método *Distflow* que o tornam mais eficiente computacionalmente e da generalização deste procedimento para aplicações em SDEE desbalanceadas, depois de ter desenvolvido um novo equacionamento que incorpora os acoplamentos mútuos entre as fases do sistema.

Foram validados os objetivos propostos: a criação de um método de varredura para aplicações em SDEE desbalanceados; a adaptação da formulação do método *Distflow* para SDEE desbalanceados junto com o método dos MQP para o desenvolvimento do estimador de estado para SDEE e a criação de um novo estimador de estado que usa uma quantidade reduzida de medidas em tempo real e que não depende das pseudomedidas para determinar o ponto de operação do sistema.

A versão desbalanceada do fluxo de carga *Distflow* apresenta bons resultados quando comparado com o método de varredura de Shirmohammadi. Cabe salientar que, as simplificações adotadas na formulação matemática podem influenciar na velocidade de convergência do algoritmo mas não é afetada a sua precisão. Esta análise pode ser verificada comparando os valores das perdas de potência ativa e os mínimos valores das tensões para os sistemas IEEE-37 e IEEE-123, respectivamente.

Os resultados do estimador de estado proposto mostram que através da metodologia usada é possível determinar satisfatoriamente o estado operativo de um sistema a partir do fornecimento de um plano de medições. Este estimador de estado pode ser validado mediante os valores da função de mínimos quadrados $J(\hat{x})$ obtidos nas simulações, assim como, através dos valores estimados das variáveis de estado de cada sistema teste.

A definição do módulo da tensão na subestação e das injeções de potências ativa e reativa como variáveis de estado permite reduzir o número de incógnitas do problema sem a necessidade de usar um sistema equivalente de menor porte. Nos testes realizados, o número de incógnitas do problema diminuíram de 219 para 73 para o sistema IEEE-37 e de 735 para 185 para o sistema IEEE-123, o que representa uma redução significativa do número de incógnitas em relação à análise convencional de estimação de estado.

O estimador de estado proposto mostrou que é possível determinar o estado operativo dos GDs. Apesar que isto implica um leve incremento das incógnitas do problema, cabe salientar que nos SDEE com altos níveis de automação existem dispositivos de medição e controle na GD que junto com os medidores convencionais, as UTR (Unidade Terminal Remota - *Remote Terminal Units (RTUs)*) e os *PMUs* compõem os planos de medições para estimar o estado atual da rede.

Apesar que não foi considerado o tratamento de erros grosseiros múltiplos, foi mostrado que os procedimentos convencionais de tratamento de erros podem ser facilmente adaptáveis na metodologia proposta. No entanto, este tópico de pesquisa requer de um estudo mais avançado e especializado, devido ao alto nível de complexidade que representa na teoria convencional dos MQP, pois, na atualidade continua sendo um dos temas de pesquisa pelos especialistas.

De forma geral, os resultados obtidos durante este trabalho permitem concluir que a metodologia desenvolvida é uma importante contribuição na área da estimação de estado em SDEE, pois, foram resolvidas de forma eficiente alguns aspectos e/ou fatores limitantes presentes em outras abordagens, tais como, o alto número de incógnitas do problema, a alta dependência das pseudomedidas e a inclusão das medidas de corrente na formulação dos MQP. Por outro lado, considerando que poucos trabalhos têm sido desenvolvidos nesta área, a metodologia proposta surge como uma ferramenta adicional a ser considerada nas futuras pesquisas que abrangem a modernização e o controle dos SDEE, como é o caso das redes inteligentes.

O desenvolvimento deste trabalho permitiu identificar a necessidade de realizar futuras pesquisas que devem contribuir com o melhoramento da metodologia proposta visando realizar novas aplicações na área da estimação de estado em SDEE, destacando-se:

- Considerando que nos testes realizados foram analisados erros grosseiros simples e erros gaussianos normais, faz-se necessário desenvolver um procedimento para o tratamento de erros grosseiros múltiplos nas medidas. De igual forma, outros estimadores de estado, tais como o estimador de estado de mínimo valor absoluto ou da mínima mediana, podem ser implementados usando a formulação do método *Distflow* proposta.
- Realizar uma comparação do desempenho da metodologia proposta com os estimadores de estado, convencional e de soma de correntes, usados em SDEE.
- Desenvolver um modelo de alocação ótima de medidores de acordo com o tipo de medidores e as necessidades econômicas das concessionárias. A localização dos medidores no sistema deve garantir em todo momento a observabilidade da rede.
- Considerando que os PMUs e as UTRs fornecem os valores angulares das tensões nodais, este dado pode ser adicionado ao conjunto de medidas. Para isto, faz-se necessário inserir uma nova equação ao conjunto de equações $h(\hat{x})$.
- Dado que os medidores inteligentes estão sendo instalados em vários pontos de consumo, faz-se necessário considerar os alimentadores secundários nas análises de estimação de estado em SDEE.
- De acordo com a metodologia desenvolvida, faz-se necessário modelar diferentes componentes presentes nos SDEE, tais como os transformadores, reguladores de tensão, entre outros.

Referências

ABUR, A.; GOMEZ-EXPÓSITO, A. **Power system state estimation: theory and implementation**. New York: Marcel Dekker, 2004. não pag.

ALLEMONG, J. J.; RADU, L.; SASSON, A. M. A fast and reliable state estimation algorithm for AEP's new control center. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-101, n. 4, p. 933-944, 1982.

BARAN, M.; KELLEY, A. State estimation for real-time monitoring of distribution systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 9, n. 3, p. 1601-1609, 1994.

BARAN, M.; KELLEY, A. A branch-current-based state estimation method for distribution systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 10, n. 1, p. 483-491, 1995.

BARAN, M.; JUNG, J.; McDERMOTT, T.E. Including voltage measurements in branch current state estimation for distribution systems. In: IEEE POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2009, Alberta. **Proceedings...** Alberta: [s.n.], 2009. p. 1-5.

BARAN, M. Branch current based state estimation for distribution system monitoring. In: IEEE POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2012, San Diego. **Proceedings...** San Diego: [s.n.], 2012. p. 1-4.

BARAN, M.; WU, F. F. Network reconfiguration in distribution systems for loss reduction and load balancing. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 4, n. 2, p. 1401-1407, 1989.

BERNARDES, C. R. J. **Um método de fluxo de carga não-iterativo como ferramenta para estudos de colapso de tensão**. 2007. 134 f. Tese (Doutorado em Ciências em Engenharia) - Faculdade de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2007.

- CELIK, M. K.; LIU, W. H. E. A practical distribution state calculation algorithm. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY: WINTER MEETING, 1999, New York. **Proceedings...** New York: [s.n.], 1999. p. 442-447.
- CESPEDES, R. New method for the analysis of distribution networks. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 5, n. 1, p. 391-396, 1990.
- CIRIC, R. M.; PADILHA-FELTRIN, A.; OCHOA, L. F. Power flow in four-wire distribution networks: general approach. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 18, n. 4, p. 1283-1290, 2003.
- D'ANTONA et al. Harmonic source estimation in distribution systems. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurements**, New York, v. 60, n. 10, p. 3351-3359, 2011.
- D'ANTONA, G.; MUSCAS, C.; SULIS, S. State estimation for the localization of harmonic sources in electric distributions systems. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurements**, New York, v. 58, n. 5, p. 1462-1470, 2009.
- DE ALMEIDA, M. A. **Um algoritmo para estimação de estado em alimentadores de distribuição de energia elétrica com base no método de soma de potências**. 2003. 153 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Rio Grande do Norte, Natal, 2003.
- DO COUTTO, M.; LEITE, A.; FALCÃO, D. Bibliography on power system state estimation (1968-1989). **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 5, n. 3, p. 950-961, 1990.
- FENG, X.; YANG, F.; PETERSON, W. A practical multi-phase distribution state estimation solution incorporating smart meter and sensor data. In: IEEE POWER AND ENERGY SOCIETY GENERAL MEETING, 2012, San Diego. **Proceedings...** San Diego: [s.n.], 2012. p. 1-6.
- GALLEGO, L.; CARRENO, E.; PADILHA-FELTRIN, A. Distributed generation modeling for unbalanced three-phase power flow calculations in smart grids. In: IEEE/PES TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN-AMERICA (T & D-LA), 2010, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: [s.n.], 2010. p. 323-328.
- GHOSH, A. K.; LUBKEMAN, D. L.; DOWNEY, M. J.; JONES, R. J. Distribution circuit state estimation using a probabilistic approach. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 12, n. 1, p. 45-51, 1997.

- GOMEZ-EXPÓSITO, A.; ZARCO, P. J. **Estimación de estado y de parámetros en redes eléctricas**. Sevilla: Secretariado de publicaciones de la Universidad de Sevilla, 1999. 200 p.
- GOMEZ-EXPÓSITO, A.; CONEJO, A. J.; CANIZAREZ, C. In:_____. **Electric Energy Systems: analysis and operation**. New York: CRC Press, 2009. p. 127-164.
- GOSWAMI, S. K.; BASU, S. K. A new algorithm for the reconfiguration of distribution feeders for loss minimization. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 7, n. 3, p. 1484-1491, 1992.
- HANDSCHIN, E.; SCHWEPPE, F. C.; KOHLAS, J.; FIECHTER, A. Bad data analysis for power system state estimation. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. 94, n. 2, p. 329-337, 1975.
- KERSTING, W. H. Radial distribution test feeders. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY: WINTER MEETING, 2001, Columbus. **Proceedings...** Columbus: [s.n.], 2001. p. 908-912.
- LI, H; YANG, M. A branch-current-based state estimation for distribution systems non-measurements loads. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2004, Piscataway. **Proceedings...** Piscataway: [s.n.], 2004. p. 440-444.
- LIU et al. Trade-offs in pmu deployment for state estimation in active distribution grid. **IEEE Transactions on Smart Grids**, New York, v. 3, n. 2, p. 915-924, 2012.
- LU, C. N.; TENG, J. H.; LIU, W. H. E. Distribution system state estimation. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 10, n. 1, p. 229-240, 1995.
- LUO, G. X.; SEMLYEN, A. Efficient load flow for large weakly meshed networks. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 5, n. 4, p. 1309-1316, 1990.
- MEDEIROS, J. M. F.; ALMEIDA, M. A. D.; MOTTA PIRES, P. S.; MOTA, F. C.; SILVEIRA, D. B. F. Estimación de estado em sistemas de distribuição de energia elétrica para avaliação de perdas técnicas com base no método de soma de potências. In: CONGRESSO DE INOVAÇÃO TECNOLÓGICA, 2., 2003, Salvador. **Anais...** Salvador: [s.n.], 2003. p. 744-749.
- MELIPOULOS, A. P. S.; ZHANG, F. Multiphase power flow and state estimation for power distribution systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. 11, n. 2, p. 939-946, 1996.

MELIPOULOS, A. et al. Smart grid technologies for autonomous operation control. **IEEE Transactions on Smart Grids**, New York, v. 2, n. 1, p. 1-10, 2011.

MILI, L.; VAN CUTSEN, T.; RIBBENS-PAVELLA, M. Hypothesis testing identification: a new method for bad data analysis in power system state estimation. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-103, n. 11, p. 3239-3252, 1984.

MONTICELLI, A. **State estimation in electric power systems: a generalized approach**. Massachusetts: Kluwer, 1999. 394 p.

MURARI, C. A. F. **Estimação de estado e análise de observabilidade em redes de energia elétrica utilizando transformação ortogonal**. 1986. 147 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual de Campinas - Unicamp, Campinas, 1986.

OCHOA, L. F.; PADILHA-FELTRIN, A. Distribution line models analysis for loss calculation within three-phase three-wire power flow algorithms. In: **IEEE/PES TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN AMERICA, 2004**, São Paulo. **Proceeding...** São Paulo: [s.n.], 2004. p. 173-178.

PAU, M.; PEGORARO, P.; SULIS, S. Efficient branch-current-based distribution system state estimation including synchronized measurements. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurements**, New York, v. 62, n. 9, p. 2419-2429, 2013.

RAO, R. S.; NARASIMHAM, S. V. L.; RAMALINGARAJU, M. Optimization of distribution network configuration for loss reduction using artificial bee colony algorithm. **International Journal of Electrical and Electronics Engineering**, Glasgow, v. 2, n. 10, p. 644-650, 2008.

ROYTELMAN, I.; SHAHIDEHPOUR, S. M. State estimation for electric power distribution systems in quasi-real time conditions. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 8, n. 4, p. 2009-2012, 1993.

RUIZ, H. A.; RIDER, M. J.; MANTOVANI, J. R. Fluxo de carga trifásico de Baran-Wu para propósitos de estimação de estado em sistemas de distribuição de energia radiais desequilibrados. In: **CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 19.**, 2012a, Campina Grande. **Anais...** Campina Grande: [s.n.], 2012. 1 CD-ROM.

RUIZ, H. A.; RIDER, M. J.; MANTOVANI, J. R. Estimação de estado nos sistemas de distribuição de energia elétrica baseada num método de fluxo de carga de varredura. In:

SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS, 4., 2012b, Goiânia. **Anais...** Goiânia: [s.n.], 2012. 1 CD-ROM.

SCHWEPPE, F. C. Power system static-state estimation, Part I, II and III. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-89, n. 1, p. 120-135, 1970.

SHIRMOHAMMADI, D. A.; HONG, H. W.; SEMLYEN, A.; LUO, G. X. Compensation-based power flow method for weakly meshed distribution and transmission networks. **IEEE Transactins on Power Systems**, New York, v. 3, n. 2, p. 753-762, 1988.

SHIRMOHAMMADI, D. A.; CHENG, C. S. A three-phase power flow method for real-time distribution system analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 10, n. 2, p. 671-679, 1995.

SINGH, R.; PAL, B. C.; JABR, R. A. Distribution system state estimation through gaussian mixture model of the loads and pseudo-measurements. **IET Generation, Transmission and Distribution**, New York, v. 4, n. 1, p. 50-59, 2010.

WANG, H; SCHULZ, N. A revised branch current-based distribution system state estimation algorithm and meter placement impact. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 19, n. 1, p. 207-213, 2004.

WU, F. F. Power system state estimation: a survey. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, Atlanta, v. 12, n. 2, p. 80-87, 1990.

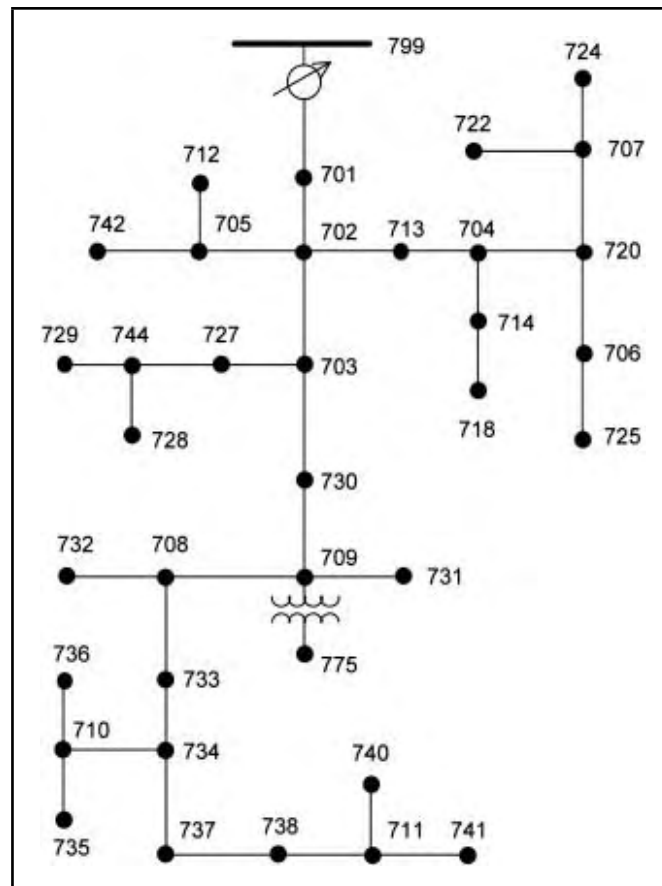
ZHANG, F.; CHENG, C. S. A modified newton method for radial distribution system power flow analysis. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 12, n. 1, p. 389-397, 1997.

Apêndice

Dados dos sistemas teste

Sistema IEEE-37

Figura 17 – Topologia do sistema IEEE-37



Fonte: Próprio autor

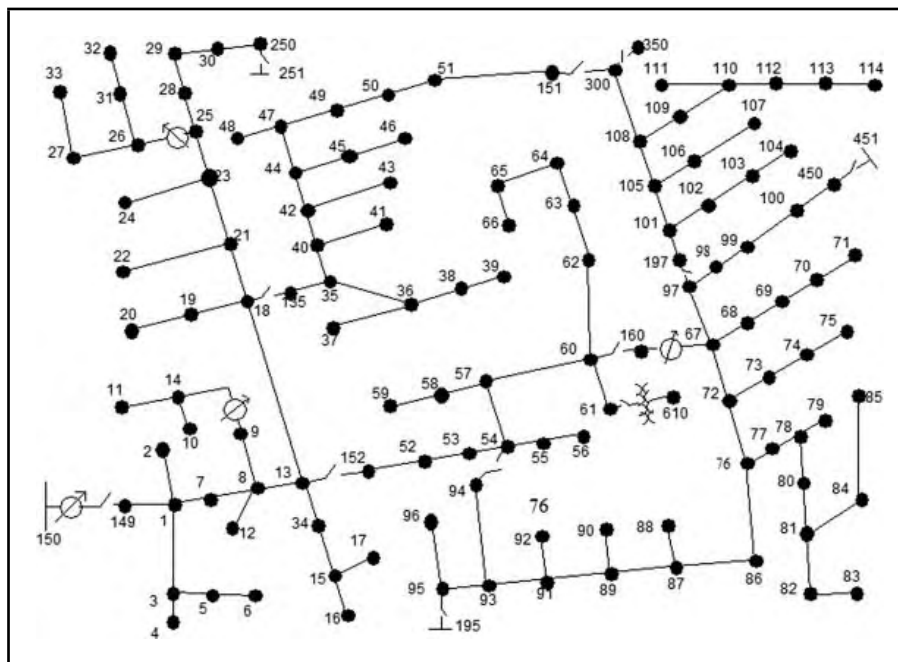
Tabela 25 – Potências demandadas do sistema IEEE-37

Nó	P_A^D	Q_A^D	P_B^D	Q_B^D	P_C^D	Q_C^D
	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]
701	140	70	140	70	350	175
712	0	0	0	0	85	40
713	0	0	0	0	85	40
714	85	40	85	40	0	0
718	85	40	0	0	0	0
720	0	0	0	0	85	40
722	0	0	140	70	21	10
724	42	21	42	21	0	0
725	140	70	42	21	140	70
727	0	0	0	0	42	21
728	42	21	85	40	42	21
729	42	21	0	0	0	0
730	0	0	0	0	85	40
731	0	0	85	40	0	0
732	0	0	0	0	42	21
733	85	40	0	0	0	0
734	0	0	0	0	42	21
735	0	0	0	0	85	40
736	0	0	140	20	0	0
737	140	70	0	0	0	0
738	126	62	0	0	0	0
740	0	0	85	40	85	40
741	0	0	0	0	42	21
742	8	4	85	40	0	0
744	42	21	0	0	0	0

Fonte: Kersting (2001)

Sistema IEEE-123

Figura 18 – Topologia do sistema IEEE-123



Fonte: Próprio autor

Tabela 26 – Potências demandadas do sistema

Nó	P_A^D	Q_A^D	P_B^D	Q_B^D	P_C^D	Q_C^D
	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]
1	40	20	0	0	0	0
2	0	0	120	110	0	0
4	0	0	0	0	40	20
5	0	0	0	0	20	10
6	0	0	0	0	40	20
7	20	10	0	0	0	0
9	40	20	0	0	0	0
10	20	10	0	0	0	0
11	40	20	0	0	0	0
12	0	0	20	10	0	0
16	0	0	0	0	40	20

Tabela 26 – Potências demandadas do sistema (continuação)

Nó	P_A^D	Q_A^D	P_B^D	Q_B^D	P_C^D	Q_C^D
	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]
17	0	0	0	0	20	10
19	40	20	0	0	0	0
20	40	20	0	0	0	0
22	0	0	140	120	0	0
24	0	0	0	0	40	20
28	40	20	0	0	0	0
29	40	20	0	0	0	0
30	0	0	0	0	40	20
31	0	0	0	0	20	10
32	0	0	0	0	20	10
33	40	20	0	0	0	0
34	0	0	0	0	40	20
35	40	20	0	0	0	0
38	0	0	20	10	0	0
39	0	0	20	10	0	0
41	0	0	0	0	20	10
42	20	10	0	0	0	0
43	0	0	140	120	0	0
45	20	10	0	0	0	0
46	20	10	0	0	0	0
47	35	25	35	25	35	25
48	70	50	70	50	70	50
49	35	25	70	50	35	25
50	0	0	0	0	40	20
51	20	10	0	0	0	0
52	40	20	0	0	0	0
53	40	20	0	0	0	0
55	20	10	0	0	0	0
56	0	0	20	10	0	0
58	0	0	20	10	0	0
59	0	0	20	10	0	0

Tabela 26 – Potências demandadas do sistema (continuação)

Nó	P_A^D	Q_A^D	P_B^D	Q_B^D	P_C^D	Q_C^D
	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]
60	20	10	0	0	0	0
62	0	0	0	0	40	20
63	40	20	0	0	0	0
64	0	0	175	135	0	0
65	35	25	35	25	70	50
66	0	0	0	0	75	35
68	20	10	0	0	0	0
69	40	20	0	0	0	0
70	20	10	0	0	0	0
71	40	20	0	0	0	0
73	0	0	0	0	40	20
74	0	0	0	0	40	20
75	0	0	0	0	40	20
76	105	80	70	50	70	50
77	0	0	40	20	0	0
79	40	20	0	0	0	0
80	0	0	40	20	0	0
82	40	20	0	0	0	0
83	0	0	0	0	20	10
84	0	0	0	0	20	10
85	0	0	0	0	40	20
86	0	0	20	10	0	0
87	0	0	40	20	0	0
88	40	20	0	0	0	0
90	0	0	40	20	0	0
92	0	0	0	0	40	20
94	40	20	0	0	0	0
95	0	0	120	110	0	0
96	0	0	20	10	0	0
98	40	20	0	0	0	0
99	0	0	40	20	0	0

Tabela 26 – Potências demandadas do sistema (continuação)

Nó	P_A^D	Q_A^D	P_B^D	Q_B^D	P_C^D	Q_C^D
	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]	[kW]	[kVAr]
100	0	0	0	0	40	20
102	0	0	0	0	20	10
103	0	0	0	0	40	20
104	0	0	0	0	140	120
106	0	0	40	20	0	0
107	0	0	40	20	0	0
111	20	10	0	0	0	0
112	20	10	0	0	0	0
113	40	20	0	0	0	0
114	20	10	0	0	0	0

Fonte: Kersting (2001)