



**Universidade Estadual de Campinas**  
**Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação**  
**Departamento de Sistemas e Controle de Energia**  
**Laboratório de Condicionamento de Energia Elétrica**



# **INFLUÊNCIA DO REFERENCIAL DE TENSÃO NA AVALIAÇÃO DA QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA**

**Autor:** Helmo Kelis Morales Paredes

**Orientador:** Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann

**Co-Orientador:** Prof. Dr. Fernando Pinhabel Marafão

*Dissertação submetida à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da  
Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos  
para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA**.*

## **Banca Examinadora**

Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann – FEEC/UNICAMP  
Prof. Dr. Wilson Komatsu – Escola Politécnica/USP  
Prof. Dr. Yaro Burian Junior – FEEC/UNICAMP  
Prof. Dr. Luis Carlos Pereira da Silva – FEEC/UNICAMP

Campinas – SP – Brasil, julho de 2006.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

M469i Morales Paredes, Helmo Kelis  
Influência do referencial de tensão na avaliação da  
qualidade da energia elétrica / Helmo Kelis Morales  
Paredes. --Campinas, SP: [s.n.], 2006.

Orientadores: Sigmar Maurer Deckmann, Fernando  
Pinhabel Marafão

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de  
Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de  
Computação.

1. Engenharia - Instrumentos. 2. Sistema de energia  
elétrica. 3. Indicadores. 4. Energia elétrica – Medição. 5.  
Fator de potência. 6. Harmônicos (ondas elétricas). I.  
Deckmann, Sigmar Maurer. II. Marafão, Fernando Pinhabel.  
III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de  
Engenharia Elétrica e de Computação. IV. Título.

Título em Inglês: Influence of the voltage reference on the evaluation of power quality

Palavras-chave em Inglês: Instrumentation, Power quality, Power theory, Voltage  
reference, Power quality – índices

Área de concentração: Energia Elétrica

Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica

Banca examinadora: Wilson Komatsu, Yaro Burian Junior e Luis Carlos Pereira da Silva

Data da defesa: 31/07/2006

*Aos meus Pais, FELIX e EMMA e a DEUS por tudo.*

# Resumo

Este trabalho visa a contribuir para os estudos de instrumentação de sistemas de potência e monitoramento de Qualidade da Energia Elétrica (QEE), discutindo a importância da referência da tensão, de forma a permitir relacionar os efeitos dos distúrbios com o verdadeiro impacto que causam sobre as cargas. Esta correlação ainda é um ponto pouco estudado no âmbito da QEE.

Considerando o cenário do ponto de vista de teoria de potência e qualidade da energia elétrica, inicialmente serão apresentadas as técnicas de medição das tensões, fazendo uma análise crítica, mostrando suas convergências, particularidades e deficiências. Por outro lado, será mostrado que a escolha da referência de tensão, leva a diferentes equacionamentos para a potência aparente e o fator de potência em sistemas com formas de onda não-senoidais e/ou assimétricas. Essas divergências têm suscitado discussões em nível internacional sobre a forma mais adequada de medição.

Estudos sobre alguns indicadores de QEE ilustram como a escolha da referência de tensão influencia na avaliação da distorção harmônica total, do fator de desequilíbrio e de uma VTCD, especialmente em sistemas trifásicos com condutor de retorno (4 fios).

Finalmente, através do Teorema de Blakesley, será apresentada uma metodologia, que permite associar as medidas de tensão relativas ao condutor neutro, com as medidas com referência no ponto “zero virtual”, de modo que possam ser utilizadas pelos fabricantes dos equipamentos, pelas concessionárias de energia elétrica e pelos consumidores em geral.

# Abstract

This dissertation presents a contribution to the study of power quality monitoring and power system's instrumentation, discussing the importance of the voltage reference and aiming to relate the voltage disturbance with the true impacts they cause on electrical loads. The establishment of a clear relationship between them is still not a commonly studied subject on power quality.

Considering the point of view of power theory and power quality, initially this work presents the usual measurement techniques of voltages, making a critical analysis, showing its validity, particularities and deficiencies. On the other hand, it will be shown that the choice of the voltages referential leads to different equations for the apparent power and the power factor in systems with non-sinusoidal and/or unbalanced waveforms. These questions have promoted long debates in international level about the most suitable form of measurement and calculation.

Studies about some power quality indices, will illustrate as the choice of the voltage reference influences the evaluation of the total harmonic distortion, unbalance factors and voltage sags and swells, especially in three-phase systems with return conductor (4 wires-system).

Finally, based on Blakesley's Theorem, a methodology is presented that allows to associate the related neutral conductor measures of voltage to the measurements to the "zero virtual" point reference, in such way that can be used by the manufacturers of the equipments, the electric energy utilities and end consumers in general.

# Agradecimentos

Agradeço a Deus por ter me dado a oportunidade de estar no mundo. Aos meus pais, Felix e Emma, a meus irmãos e irmãs. Lino, Hayde, Norma, David, Ramiro, que sempre me apoiaram em tudo que fiz e em todas as decisões importantes de minha vida. E também aos meus sobrinhos, Edson, Leslie, Emanuel, Gustavo, Ronald e a Maria del Carmen, agradeço todo o amor, carinho, compreensão e respeito.

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Ao professor Sigmar pela paciência e dedicação, pela orientação e todo auxílio constante que me foi prestado para o desenvolvimento deste trabalho, e que hoje prezo grande respeito e admiração.

Ao Professor Fernando pelos conselhos e recomendações e pelas contribuições trazidas ao longo do desenvolvimento do trabalho e pela amizade e consideração durante este tempo.

Ao Professor Yaro Burian pela indicação de uma importante referência (Blakesley) para fundamentar os objetivos do presente trabalho.

Aos meus amigos aqui na Unicamp, Marcio M. Kubo, Ernesto K. Luna e Alexandre C. Moreira, pelo incentivo na realização desse Mestrado, pelos momentos agradáveis nas festas e também pelo apoio no desenvolvimento deste trabalho.

A Flor, Amiga e companheira constante, com quem dividi, angústias e anseios no trilhar deste caminho chamado vida, e por quem prezo grande carinho.

Aos meus grandes amigos, Edson, Lourdes, Elvis, e Del Rosário (Charito), Haroldo e Lena, e a Richard, compartilhando momentos agradáveis e momentos difíceis nesta fase de minha vida.

À "Campinas", por ter sido a cidade que me acolheu nesta fase da vida. Aos amigos da UNICAMP, que me "aturam" todos os dias, pessoal da Engenharia Elétrica, a todos os amigos e colegas do Departamento de Sistemas e Controle de Energia (DSCE) em especial do Laboratório de Condicionamento de Energia Elétrica (LCEE), pela boa receptividade e convivência agradável, pelos momentos de descontração e pelo apoio nos momentos difíceis.

Às muitas das pessoas que passaram e passam pelo que eu passei e passo: ficar longe da família em busca de um ideal comum. Tenho muito a agradecer a todos vocês que são citados nesta página e a todos os outros que trabalharam anonimamente (parentes, amigos, etc), são pessoas que me auxiliaram até onde cheguei. MUITO OBRIGADO !!!

Finalmente agradeço à CPFL, EXPERTISE e à CAPES, pelo apoio financeiro.

# Índice

<b>Resumo.....</b>	<b>iii</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>v</b>
<b>Agradecimentos.....</b>	<b>vii</b>
<b>Lista de Siglas.....</b>	<b>xiii</b>
<b>Lista de Símbolos.....</b>	<b>xv</b>
<b>Lista de Figuras.....</b>	<b>xix</b>
<b>Lista de Tabelas.....</b>	<b>xxiii</b>
<b>1 Introdução Geral.....</b>	<b>1</b>
1.1 Motivações e Objetivos do Trabalho.....	2
1.2 Organização do Trabalho.....	3
<b>2 Formas de Conexão da Referência de Tensão em Sistemas Trifásicos.....</b>	<b>5</b>
2.1 Indicadores de Qualidade de Energia Elétrica.....	6
2.2 Medição Com Referências Distintas.....	7
2.3 Formas de Conexão dos Transdutores de Tensão e Corrente.....	12
2.4 Método de Blondel (1983).....	13
2.5 Medição em Sistemas Trifásicos com 4 condutores.....	14
2.5.1 Referência no ponto virtual, 4 elementos (4 TP's e 4 TC's).....	15
2.5.2 Referência no neutro da rede, 3 elementos (3 TP's e 3 TC's).....	17
2.5.3 Referência flutuante, sem conexão ao neutro (3 TP's e 3 TC's).....	18
2.5.4 Referência no neutro da rede, 2½ elementos (2 TP's e 3 TC's).....	19
2.6 Medição em Sistemas Trifásicos com 3 condutores.....	21
2.6.1 Referência no ponto virtual, 3 elementos (3 TP's e 3 TC's).....	21
2.6.2 Referência em uma fase, 2 elementos (2 TP's e 2 TC's).....	23
2.7 Discussões e Conclusões.....	24

<b>3 Potência Trifásica Usando Diferentes Referências para Medição das Tensões.....</b>	<b>27</b>
3.1 Breve revisão histórica .....	28
3.2 IEEE Standard 1459 (2000) .....	29
3.3 Método-FBD (1962/1992).....	36
3.4 Proposta de Willems.....	38
3.5 Discussões e Conclusões .....	43
<b>4 Impacto da Referência de Tensão Sobre Indicadores de Qualidade .....</b>	<b>45</b>
4.1 Sistema Trifásico sem Condutor de Retorno.....	46
4.1.1 Caso 1: Simulação de uma VTCD.....	46
4.1.2 Caso 2: Simulação de Distorções Harmônicas .....	48
4.1.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões .....	49
4.2 Sistema Trifásico com Condutor de Retorno .....	50
4.2.1 Caso 1: Simulação de VTCD's.....	50
4.2.2 Caso 2: Simulação de Distorções Harmônicas.....	56
4.2.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões. ....	57
4.3 O Problema da Flutuação do Ponto Comum dos Medidores. ....	58
4.3.1 Caso 1: Simulação de VTCD's.....	58
4.3.2 Caso 2: Simulação de Distorções Harmônicas.....	62
4.3.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões. ....	63
4.4 Discussões e Conclusões.....	63
<b>5 Compatibilização das Formas de Medição das Tensões Trifásicas. ....</b>	<b>65</b>
5.1 Teorema de Blakesley.....	66
5.2 Análise de Tensões Trifásicas Desequilibradas. ....	66
5.2.1 Medida com referência de tensão no neutro.....	67
5.2.2 Medidas com referência de tensão no ponto virtual.....	69
5.3 Validação do Método de Compatibilização Proposto.....	74
5.3.1 Caso 1: Detecção de VTCD's. ....	74
5.3.2 Caso 2: Detecção de Harmônicas.....	78
5.3.3 Caso 3: Detecção de Desequilíbrio de Tensões.....	79
5.3.4 Análise dos Resultados Obtidos.....	79



5.4 Discussões e Conclusões.....	79
<b>6 Conclusões Gerais.....</b>	<b>81</b>
6.1 Principais Contribuições deste Trabalho.....	82
6.2 Trabalhos Futuros.....	83
<b>Referências Bibliográficas .....</b>	<b>85</b>
<b>Apêndices .....</b>	<b>89</b>
A - Demonstração do Teorema de Blondel .....	89
B - Expressões para a Corrente e Tensão Coletiva e Equivalente.....	93
C - Trabalhos Publicados .....	103

# Lista de Siglas

ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
AIEE	“American Institute of Electrical Engineers”
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CEM	Compatibilidade Eletromagnética
CENELEC	“European Committee for Electrotechnical Standardization”
CIGRÉ	“International Council on Large Electric Systems”
FBD	Fryze-Buchholoz-Depenbrock
IEEE	“Institute of Electrical and Electronics Engineers”
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
QEE	Qualidade da Energia Elétrica
RMS	Valor Eficaz (Root Mean Square)
STD	Standard
SEE	Sistema de Energia Elétrico
TP’s	Transformador(es) de Tensão
TC’s	Transformador(es) de Corrente
VTCD’s	Variação(ões) de Tensão de Curta Duração

# Lista de Símbolos

$\cos\phi_l$	Fator de deslocamento
$FP$	Fator de potência
$FP_e$	Fator de potência equivalente
$FP_1^+$	Fator de potência fundamental de seqüência positiva
$FP_\Sigma$	Fator de potência coletivo
$i(t)$	Corrente instantânea
$i_A$	Corrente instantânea na fase A
$i_B$	Corrente instantânea na fase B
$I$	Corrente eficaz
$I_e$	Corrente eficaz equivalente
$I_{e1}$	Corrente eficaz equivalente fundamental
$I_{eH}$	Corrente eficaz equivalente harmônica
$I_1^+$	Corrente eficaz fundamental de seqüência positiva
$i_\Sigma$	Corrente instantânea coletiva
$I_\Sigma$	Corrente eficaz coletiva
$\ \dot{i}\ _*$	Valor eficaz coletivo do vetor corrente
$I_{e*}$	Corrente eficaz equivalente coletiva
$I_{en}$	Corrente eficaz equivalente para resistência do neutro igual das fases
$I_{e*p}$	Corrente eficaz equivalente para resistência do neutro diferente das fases
$I_+$	Corrente eficaz de seqüência positiva
$I_-$	Corrente eficaz de seqüência negativa
$I_0$	Corrente eficaz de seqüência zero
$K^-$	Fator de desequilíbrio de seqüência negativa
$K^+$	Fator de desequilíbrio de seqüência positiva
$m$	Numero de condutores

---

## Lista de Símbolos

---

$n$	Relação de transformação
$p$	Potência instantânea
$P$	Potência média
$p_A$	Potência instantânea na fase A
$p_B$	Potência instantânea na fase B
$P_T$	Potência ativa total
$P_I^+$	Potência ativa fundamental de seqüência positiva
$p_\Sigma$	Potência instantânea coletiva
$P_\Sigma$	Potência média coletiva
$Q_I^+$	Potência reativa fundamental de seqüência positiva
$R_{Eq}$	Resistência equivalente
$R_T$	Resistência total
$r$	Resistência dos condutores de fase
$r_n$	Resistência do condutor de retorno
$S$	Potência aparente
$S_{eT}$	Potência aparente efetiva total
$S_e$	Potência aparente efetiva
$S_{eI}$	Potência aparente efetiva fundamental
$S_{eN}$	Potência aparente efetiva não fundamental
$S_{UI}$	Potência aparente fundamental de desequilíbrio
$S_I^+$	Potência aparente fundamental de seqüência positiva
$S_\Sigma$	Potência aparente coletiva
$S^*$	Potência aparente em função da referência no ponto virtual
$S_n$	Potência aparente em função da referência no neutro
$S_{*\rho}$	Potência aparente com relação ao ponto virtual para diferentes características
$S_{n\xi}$	Potência aparente com relação ao neutro para diferentes características
$T$	Período de uma onda de tensão e corrente
$V$	Tensão eficaz
$v(t)$	Tensão instantânea
$V_e$	Tensão eficaz equivalente
$V_{eI}$	Tensão eficaz equivalente fundamental

---

## Lista de Símbolos

---

$V_{eH}$	Tensão eficaz equivalente harmônica
$V_1^+$	Tensão eficaz fundamental de seqüência positiva
$v_{\Sigma}$	Tensão instantânea coletiva
$V_{\Sigma}$	Tensão eficaz coletivo
$\ \mathbf{v}\ _*$	Tensão eficaz coletiva do vetor tensão
$V_*$	Potencial de tensão no ponto virtual
$V_{e*}$	Tensão eficaz equivalente em relação ao ponto virtual
$V_{en}$	Tensão eficaz equivalente em relação ao neutro
$V_{*\rho}$	Tensão eficaz equivalente de referência com relação ao ponto virtual
$V_{e*\rho}$	Tensão eficaz equivalente em relação ao ponto virtual para resistência do neutro diferente das fases
$V_{en\xi}$	Tensão eficaz equivalente em relação ao neutro, que depende das potências da carga
$V_+$	Tensão eficaz de seqüência positiva
$V_-$	Tensão eficaz de seqüência negativa
$V_0$	Tensão eficaz de seqüência zero
$v_{ao}, v_{bo} e v_{co}$	Tensão instantânea da fase A, B e C em relação ao ponto o
$v_0$	Tensão instantânea de seqüência zero (componente homopolar)
$v_{XN}$	Tensão do ponto flutuante (X) em relação ao neutro
$v_{a*}, v_{b*} e v_{c*}$	Tensão da fase A, B e C em relação ao ponto virtual
$v_{n*}$	Tensão do neutro em relação ao ponto virtual
$v_{AB}$	Tensão instantânea entre a fase A e B
$v_{CB}$	Tensão instantânea entre a fase C e B
$v_{AC}$	Tensão instantânea entre a fase A e C
$v_a, v_b e v_c$	Tensões instantâneas das fases A, B e C na fonte
$v_a^+, v_a^- e v_a^0$	Tensão instantânea de seqüência positiva, negativa e zero da fase A
$v_b^+, v_b^- e v_b^0$	Tensão instantânea de seqüência positiva, negativa e zero da fase B
$v_c^+, v_c^- e v_c^0$	Tensão instantânea de seqüência positiva, negativa e zero da fase C
$v_{AN}, v_{BN} e v_{CN}$	Tensão instantânea da fase A, B e C no primário do TP em relação ao neutro
$v_{an}, v_{bn} e v_{cn}$	Tensões instantâneas das fases A, B e C em relação ao neutro
$v_{a*}^{+-}, v_{b*}^{+-} e v_{c*}^{+-}$	Tensões instantâneas de seqüência positiva-negativa em relação ao ponto virtual das fases A, B e C

---

## Lista de Símbolos

---

$v_a^{*0}, v_b^{*0} e v_c^{*0}$	Tensões instantâneas de seqüência zero em relação ao ponto virtual das fases A, B e C
$Y$	Conexão estrela sem retorno
$Y_n$	Conexão estrela com retorno
$Z_a, Z_b e Z_c$	Impedância das fases A, B e C
$Z_n$	Impedância do neutro
$\Delta$	Conexão triangulo ou Delta
$\Delta P$	Perdas do sistema
$\Delta P_t$	Perdas totais do sistema
$\rho$	Relação entre a resistência do condutor de retorno e os condutores de fase

# Lista de Figuras

## Capítulo 2

Figura 2.1 – Sistema polifásico com $m$ condutores .....	7
Figura 2.2 – Corte para medição de tensão com diferente referência de tensão. ....	8
Figura 2.3 – Sistema polifásico com $m$ condutores: diferente conexão e referência de tensão. ...	10
Figura 2.4 – Ilustração do método de Blondel. ....	13
Figura 2.5 – Esquemas de medição de potência para sistemas com múltiplos condutores.....	13
Figura 2.6 – Sistema trifásico com 4 condutores com referência no ponto virtual.....	15
Figura 2.7 – Sistema trifásico com 4 condutores com referência de tensão no neutro. ....	17
Figura 2.8 – Sistema trifásico com 4 condutores sem conexão da referência ao neutro.....	18
Figura 2.9 – Sistema trifásico com 4 condutores, 2 TP's com referência no neutro e 3 TC's em Y aterrado. ....	20
Figura 2.10 – Sistema trifásico com 4 condutores, 2 TP's com referência no neutro e 3 TC's em Delta .....	21
Figura 2.11 – Sistema trifásico com 3 condutores, com referência no ponto virtual.....	22
Figura 2.12 – Sistema trifásico com 3 condutores com referência em um dos condutores.....	23

## Capítulo 3

Figura 3.1 – Sistema trifásico com condutor de retorno. ....	30
Figura 3.2 – Sistema trifásico com $m = 4$ condutores. ....	36
Figura 3.3 – Sistema trifásico com 4 condutores. ....	40

## Capítulo 4

Figura 4.1 – Circuito trifásico com 3 condutores e tensões medidas em relação ao ponto virtual. ....	46
Figura 4.2 – Evolução do valor RMS durante um afundamento de tensão entre as fases B e C, de 220V para 100V (durante 4 ciclos). ....	47

---

## Lista de Figuras

---

Figura 4.3 – Análise espectral de acordo com cada topologia de medição.....	48
Figura 4.4 – Circuito trifásico com 4 condutores e tensões medidas em relação ao ponto virtual. .....	50
Figura 4.5 – Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	51
Figura 4.6 – Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	52
Figura 4.7 – Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico equilibrado (as três fases, de 127V para 50V durante 4 ciclos). ....	53
Figura 4.8 – Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos. ....	54
Figura 4.9 – Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão nas fases A e B, de 127V para 150V durante 4 ciclos. ....	55
Figura 4.10 – Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).....	56
Figura 4.11 – Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	58
Figura 4.12 – Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	59
Figura 4.13 – Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos. ....	60
Figura 4.14 – Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão bifásica (fase A e B de 127 a 150V, durante 4 ciclos).....	61
Figura 4.15 – Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).....	62

## Capítulo 5

Figura 5.1 – Teorema de Transformação de Fontes.....	66
Figura 5.2 – Sistema trifásico com 4 condutores. ....	67
Figura 5.3 – Medição em relação ao neutro. ....	67
Figura 5.4 – Circuito equivalente para medição em relação ao neutro. ....	68
Figura 5.5 – Medição em relação ao ponto virtual (*). ....	69
Figura 5.6 – Circuito equivalente para medição em relação ao ponto virtual.....	69
Figura 5.7 – Circuitos de seqüência decompostos (teorema da superposição). ....	70
Figura 5.8 – Circuito de seqüência zero transformado (Teorema de Blakesley). ....	71
Figura 5.9 – Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	74



---

## Lista de Figuras

---

Figura 5.10 – Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).....	75
Figura 5.11 – Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos. ....	76
Figura 5.12 – Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão bifásica (fase A e B de 127 a 150V, durante 4 ciclos).....	77
Figura 5.13 – Análise espectral de acordo com cada topologia de medição, logo da recuperação da componente atenuada.....	78

## Apêndices

Figura A.1 – Conexão usando $m$ medidores .....	89
Figura A.2 – Conexão usando $m - 1$ medidores .....	91
Figura B.1 – Sistema trifásico balanceado conexão delta e equivalente estrela .....	96
Figura B.2 – Circuito polifásico com $m$ condutores .....	98
Figura B.3 – Sistema trifásico com 4 condutores.....	99

# Lista de Tabelas

## Capítulo 2

Tabela 2.1 – Sistema polifásico em condições normais .....	11
Tabela 2.2 – Sistema polifásico com falta de uma fase.....	11
Tabela 2.3 – Sistema polifásico com falta de um canal de medição .....	11
Tabela 2.4 – Medidores requeridos para os sistemas elétricos.....	14
Tabela 2.5 – Sistema trifásico com 4 condutores .....	24
Tabela 2.6 – Sistema trifásico com 3 condutores.....	24

## Capítulo 4

Tabela 4.1 – Tensões e ângulos programados na fonte .....	49
Tabela 4.2 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição.....	49
Tabela 4.3 – Tensões e ângulos programados na fonte .....	57
Tabela 4.4 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição.....	57
Tabela 4.5 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição.....	63

## Capítulo 5

Tabela 5.1 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição, logo da recuperação da componente atenuada .....	79
---	----

# Capítulo 1

## Introdução Geral

Quando se busca aprofundar as discussões e conceitos relacionados à qualidade de energia elétrica (QEE), depara-se com questões básicas relacionadas com a medição de grandezas como tensões e correntes elétricas. Tais questões não surgem apenas devido à evolução das técnicas digitais de medição, mas principalmente devido à necessidade de entender melhor como se comporta o sistema trifásico sob condições desbalanceadas ou desequilibradas e sob alimentação com formas de onda não-senoidais [1,2,3].

Essas questões são fundamentais, tanto na definição de indicadores de perturbações, como na formulação de conceitos relacionados com parcelas da potência elétrica suprida sob condições mais gerais, visando, por exemplo, otimizar as técnicas de compensação e filtragem ativas, que se mostram bastante promissoras e atraentes nos dias de hoje.

Uma vez que sistemas lineares, excitados por fontes senoidais, podem ser formalmente analisados através da teoria de circuitos, mesmo sob condições desbalanceadas, a questão da QEE e da identificação de parcelas de potência sob condições não-senoidais parece ser uma mera questão de comparar os valores medidos ou calculados, com os valores correspondentes que resultariam sob condições senoidais, ou seja, removendo-se os componentes indesejados.

No entanto, a dificuldade em estabelecer com clareza a relação causa-efeito, aliada ao fato

de que conversores e compensadores eletrônicos (não-lineares) passaram a fazer parte tanto da solução de problemas de QEE (compensação e filtragem) como da criação de outros problemas (geração de harmônicos e desequilíbrio), fez com que se buscassem formas mais abrangentes de análise aplicáveis à operação de sistemas de energia elétrica.

## 1.1 Motivação e Objetivos do Trabalho

A literatura tem mostrado algumas divergências sobre definições gerais de potência elétrica em sistemas polifásicos, sujeitos a condições desequilibradas e formas de onda não senoidais [4–18], que aparentemente tem se originado das diferentes escolhas da referência das tensões:

Sendo:

$v$  → tensão instantânea aplicada e;

$i$  → corrente instantânea,

define-se:

$p = vi$  → Potência instantânea;

$P = \bar{p} = \frac{1}{T} \int_T vidt$  → Potência média;

$S = VI$  → Potência aparente;

$V = \sqrt{\frac{1}{T} \int_T v^2 dt}$  → Tensão eficaz;

$I = \sqrt{\frac{1}{T} \int_T i^2 dt}$  → Corrente eficaz;

$T$  → Período da onda de tensão e corrente;

$FP = \frac{P}{S}$  → Fator de potência.

Para melhor situar o problema em questão, voltemos à pergunta básica: quem é mesmo a tensão “ $v$ ” ?

Da teoria de circuitos, trata-se da força eletromotriz (fem) imposta ao circuito sob análise. Da lei das malhas de Kirchoff, a fem imposta pelas fontes é igual às quedas de tensão sobre os elementos ao longo dos laços do circuito que contêm as fontes.

Em um sistema polifásico existem várias fontes e vários laços interligados. A questão da referência de tensão comum para medir as tensões, portanto, não é nova, porém o que se busca é uma formulação, baseada na teoria de circuitos, capaz de expressar univocamente as parcelas de potência e quantificar os indicadores de QEE, considerando formas de onda quaisquer.

No caso polifásico usual (trifásico a 3 ou 4 fios), excitado por tensões senoidais equilibradas, alimentando cargas lineares balanceadas, a referência comum das tensões coincide com o eixo de simetria do lugar geométrico das tensões, como demonstra o teorema da média de Gauss [19]. Esse ponto é fisicamente acessível mesmo na conexão delta, através da conexão de 3 impedâncias iguais em estrela, alimentadas pelas tensões balanceadas da rede. No caso trifásico a 4 fios, o neutro sintetiza essa referência comum e acessível ao longo da rede, enquanto o sistema permanece balanceado.

Quando ocorrer algum tipo de desequilíbrio e/ou distorção (imposta pelas fontes, pelas cargas ou pela rede) a média das tensões se desloca, afetando o significado das tensões medidas, e, portanto, das parcelas de potência resultantes.

Desta forma o presente trabalho pretende esclarecer como a escolha da referência de tensão nos sistemas trifásicos, sob certas circunstâncias, pode comprometer significativamente o valor das grandezas medidas, e mostrar o que deve ser feito para que se obtenha as medições corretas dos indicadores de QEE. Assim, observar o verdadeiro impacto nos terminais da carga, e identificar, por exemplo, o que é efetivamente atribuível ao consumidor e o que não é. O problema é que na prática, tais diferenças, originadas pela escolha da referência das tensões medidas e a relação entre elas não vem sendo abordada e é possível encontrar diversos fabricantes de instrumentos e mesmo órgãos responsáveis pelas questões normativas do setor elétrico, que nem ao menos mencionam seus impactos, em condições normais, desequilibradas e/ou não-senoidais.

## 1.2 Organização do Trabalho

O presente trabalho pretende demonstrar como a escolha do referencial para medição das tensões pode afetar os valores dos indicadores de QEE, extraídos dessas medidas, e propor algumas soluções. Para isso este trabalho foi organizado da seguinte forma:

Capítulo 1 – Introdução Geral;

Capítulo 2 – Formas de Conexão da Referência de Tensão em Sistemas Trifásicos;

Capítulo 3 – Potência Trifásica Usando Diferentes Referências para Medição das Tensões;

Capítulo 4 – Influência da Referência de Tensão sobre Indicadores de Qualidade;

Capítulo 5 – Compatibilização das Formas de Medição das Tensões Trifásicas;

Capítulo 6 – Conclusões Gerais.

O Capítulo 2 visa a mostrar as formas mais comuns de conexão de transdutores e medidores em sistemas trifásicos de 3 ou 4 fios. Esses métodos foram originalmente propostos para serem utilizados sob condições senoidais e operação balanceada. Condições não-senoidais e/ou desbalanceadas eram consideradas formas anormais de operação e praticamente só eram observadas durante situações transitórias (manobras, curto-circuito, operações indevidas, descargas atmosféricas, etc.). Por esse caráter passageiro das perturbações, os erros associados com as formas de medição eram desprezados. Esquemas de proteção eram acionados para desligar as partes mais afetadas e garantir o funcionamento do restante do sistema em condições adequadas.

O Capítulo 3 mostra que mesmo para as condições anteriores houve um debate intenso em torno da forma de definir e medir potência elétrica em sistemas polifásicos. Um breve histórico dos principais eventos relacionados com esse debate é apresentado, com o objetivo de mostrar que muitas das idéias que ainda hoje prevalecem foram apresentadas e discutidas reiteradamente ao longo do último século. Boa parte das discussões da época se concentrava nas definições e interpretações de potência ativa, reativa, aparente e fator de potência em sistemas desbalanceados, já que a presença de componentes harmônicos era considerada desprezível. Discussões mais recentes passaram a analisar em detalhes a presença dos componentes harmônicos na conceituação de parcelas de potência, aumentando a complexidade do problema.

O Capítulo 4 visa a mostrar que a escolha do referencial para as medições de tensões afeta os indicadores de QEE em geral. Essa questão é atual, pois afeta diretamente o estabelecimento de limites e formas de apuração de indicadores, em discussão no Brasil através da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL). Com base em exemplos de simulação e de medição em laboratório, os principais problemas são apresentados e discutidos. Para cada situação são mostrados os possíveis erros ou limitações associados e são apresentadas possíveis soluções.

O Capítulo 5 apresenta o teorema de Blakesley, assim como uma decomposição das tensões em componentes de seqüência (positiva, negativa e zero) para uma análise rigorosa de cada forma de medição das tensões para sistemas trifásicos a 4 condutores, e será demonstrado como o Teorema de Blakesley pode ser utilizado para associar as medições feitas através destas duas opções para o referencial de tensão.

No Capítulo 6 são reunidas as conclusões gerais deste trabalho que podem auxiliar empresas concessionárias e fabricantes de instrumentos de medição a orientarem os seus técnicos para seguirem os procedimentos mais adequados, sem comprometer as análises e tomadas de decisão posteriores, com base nas medições realizadas.

# Capítulo 2

## Formas de Conexão da Referência de Tensão em Sistemas Trifásicos

Neste capítulo serão discutidas as formas usuais de conexão de sensores de tensão e corrente (incluindo transdutores como TP's e TC's) para medição em sistemas trifásicos de 3 e 4 fios. O objetivo desta revisão é verificar para quais condições os esquemas de conexão usualmente adotados são válidos e quais as suas possíveis limitações para serem utilizadas em condições operativas mais gerais, p. ex. sob formas de onda não-senoidais e assimétricas, encontradas com frequência cada vez maior nos sistemas elétricos.

As discussões principais deste capítulo, visam a chamar a atenção para os seguintes pontos, importantes para qualimetria (análise da QEE):

- 1 - Com poucas exceções, os esquemas tradicionais de conexão de transdutores como TP's e TC's não servem para a apuração dos indicadores de QEE preconizados atualmente;
- 2 - É preciso investir em sistemas de medição que atendam às necessidades especiais dos indicadores de qualimetria;

- 3 - É preciso estabelecer uma legislação específica, que possa servir de guia ao pessoal técnico, criando procedimentos adequados para as novas funções de monitoração.

Sem esses cuidados, corre-se o risco de obter valores falsos para os indicadores de QEE, mesmo com instrumentos certificados de acordo com as Normas vigentes. O problema é tão sério que pode afetar até mesmo o cálculo da potência elétrica sob formas de onda não-senoidais.

Neste Capítulo serão tratados os casos mais comuns de conexão trifásica: em estrela sem retorno (Y), em estrela com retorno ( $Y_n$ ) e a conexão triângulo ou delta ( $\Delta$ ), que são os que mais tem gerado dúvidas quando utilizados para apuração de indicadores de QEE. Antes, porém, algumas considerações sobre indicadores de qualimetria.

## 2.1 Indicadores de Qualidade de Energia Elétrica

Tomando como exemplo documentos da ANEEL (Resolução 505) e do ONS (Submódulo 2.2), que definem indicadores relacionados com QEE [20, 21], nota-se que todos eles tomam como base medidas por fase ou valores equivalentes por fase. Não é feita referência direta, por exemplo, a quais seriam os limites aplicáveis, caso os valores por fase não estejam disponíveis.

Em alguns casos essa questão é irrelevante, como por exemplo, o fator de desequilíbrio  $K$ , que mede a relação entre os componentes de seqüência negativa e positiva. Por se tratar de uma relação entre grandezas semelhantes, tanto faz se ela se refere a grandezas por fase ou de linha. Já outros indicadores, como por exemplo, o nível de cintilação (Pst), é definido em valores por fase. Não há uma relação explícita entre limites de Pst para tensões de fase e de linha.

Questões como essas, também não encontram resposta em nenhuma norma internacional e, portanto, sugerem que as medições sejam realizadas em termos dos valores de fase. Quando a rede dispõe de condutor de retorno ( $Y_n$ ), o esquema de conexão dos instrumentos de medição e dos respectivos transdutores, não causa grandes dúvidas. No entanto, nos casos sem condutor de retorno (Y ou  $\Delta$ ), as dúvidas aparecem com justificada freqüência [22].

Como será visto, a questão da relação entre valores por fase e de linha do ponto de vista de qualimetria, se complica ainda mais quando se considera formas de onda não senoidais, uma vez que componentes harmônicos de mesma ordem nas três fases resultam em seqüências diferentes. Por exemplo, harmônicos múltiplos de 3 apresentam tipicamente seqüência zero, enquanto que harmônicas de ordem  $3k-1$ ,  $k=1,2,3\dots$  apresentam seqüência negativa, e os de ordem  $3k-2$ , são de seqüência positiva [23]. Isto significa que o problema da distorção de forma de onda se mistura com o problema de desequilíbrio. Além disso, a existência ou não do condutor de retorno vai definir se haverá ou não circulação de correntes harmônicas de seqüência zero. Na presença de correntes de seqüência, as tensões de seqüência se distribuem ao longo dos circuitos, de acordo com as leis de Kirchhoff. Dessa maneira, a forma de conexão da rede e dos transdutores pode afetar as leituras das grandezas relacionadas com indicadores de QEE.

Em condições ideais de operação em corrente alternada (sistemas trifásicos lineares,



balanceados com alimentação senoidal equilibrada) essas questões não aparecem durante operação normal. Nessas condições, o condutor de retorno não é percorrido por corrente, e sua presença só é necessária para que cargas mono ou bifásicas (desequilibradas) possam ser alimentadas pela rede trifásica. A rigor, isso tira o sistema das condições ideais de operação. Mas pelo menos esse sistema linear, desbalanceado não contém componentes harmônicos. E, sob essas condições (senoidais, balanceadas ou desbalanceadas) é que os esquemas de medição e de proteção tradicionais foram concebidos e utilizados. Como a corrente através do condutor de retorno nessas condições pode ser identificada com a corrente de seqüência zero na freqüência da rede, os esquemas de proteção podiam usar essa informação para detectar uma situação anormal e atuar rapidamente.

Nos dias atuais, no entanto, é muito comum encontrar situações em que a corrente de retorno assume valores da ordem da corrente das fases, sem que haja um defeito a ser eliminado. Essa corrente pode ser de 3<sup>a</sup> harmônica em redes de baixa tensão com predominância de cargas com reatores (lâmpadas fluorescentes). Cargas com conversores CA-CC são outro exemplo, cada vez mais comum, em redes de baixa tensão. Neste caso, as harmônicas 3<sup>a</sup>, 5<sup>a</sup> e 7<sup>a</sup> aparecem em níveis significativos [24]. Esses dois exemplos mostram que a presença cada vez maior de cargas não-lineares faz com que os esquemas de medição tradicionais fiquem comprometidos, tanto pela limitação de resposta, principalmente dos TP's, às freqüências harmônicas [50], como pelo fato da forma de conexão influir na detecção e quantificação da grandeza que está sendo medida [22, 25].

Na seção seguinte será apresentado como medir as tensões com diferentes referencias de tensões, identificando se o sistema é redundante ou não.

## 2.2 Medição Com Referências Distintas

Uma questão de suma importância em instrumentação é a confiabilidade das medidas. Uma forma usual de se aumentar essa confiabilidade é adotar esquemas redundantes de medição. As leis de Kirchhoff definem que as tensões em cada malha bem como as correntes em cada nó de um circuito devem somar zero [26,27]. Isto significa um (1) grau de redundância, uma vez que qualquer das grandezas pode ser calculada em função das demais.

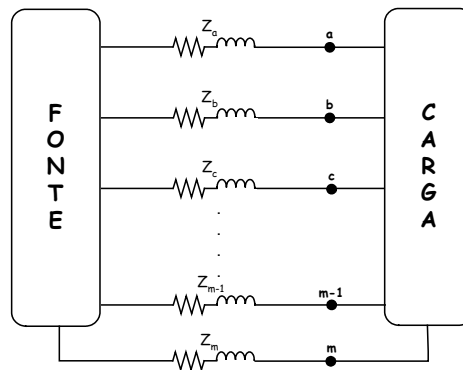
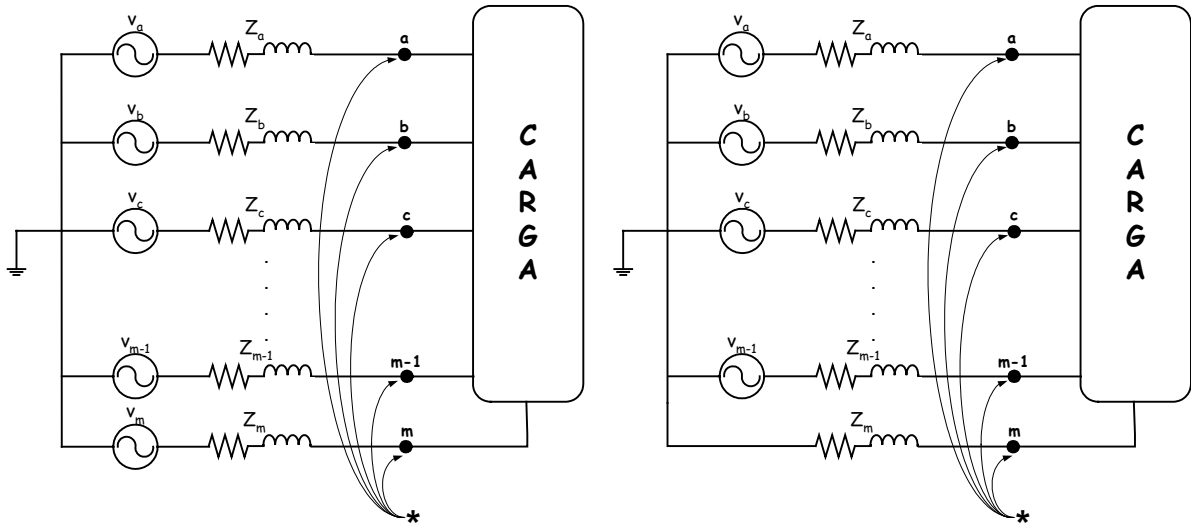


Figura 2.1: Sistema polifásico com m condutores.

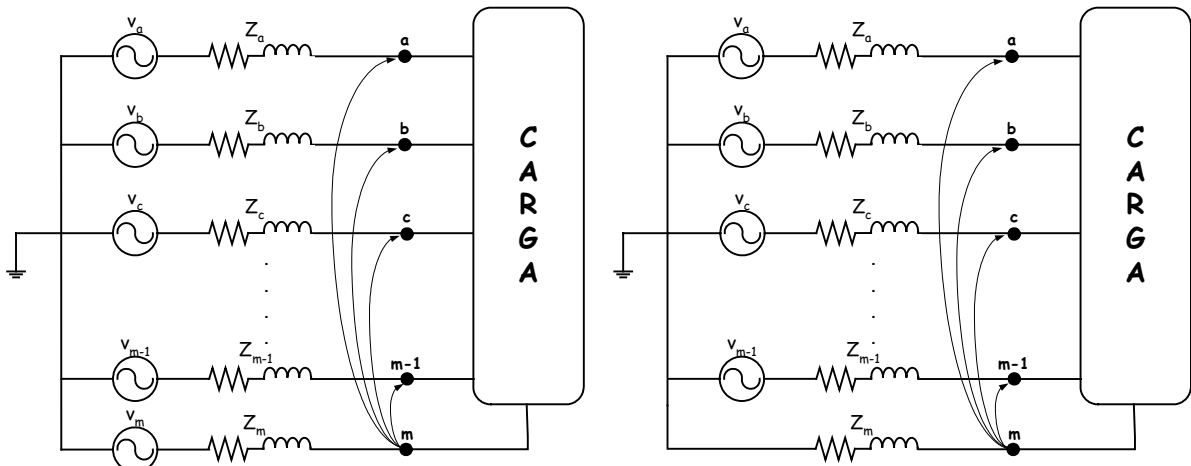
Para sistemas polifásicos de  $m$  condutores (Figura 2.1) aparece a questão adicional da forma de conexão dos  $m$  circuitos ou fases independentes. Os métodos usuais utilizam conexão em estrela (com ponto comum) e em malha (sem ponto comum). Nestes casos as leis de Kirchhoff também se aplicam de uma forma mais geral, considerando-se planos de corte através das  $m$  fases ou condutores.

A seguir será mostrado que, independentemente, da forma de conexão, as tensões podem ser medidas de duas maneiras distintas: com a referência comum externa ao circuito, ou com a referência em um dos condutores do circuito como mostra a Figura 2.2. Para cada caso as medidas devem ser interpretadas corretamente para se extrair informações adicionais tais como potências, desequilíbrio, conteúdo harmônico, variação de tensão, etc.



a) Sistema sem condutor de retorno com referência comum externa.

b) Sistema com condutor de retorno com referência comum externa.



c) Sistema sem condutor de retorno com referência em uma das fases.

d) Sistema com condutor de retorno com referência no condutor de retorno.

Figura 2.2: Medição de tensão em sistemas com e sem condutor de retorno e com diferente referência.

Com a conexão do ponto comum externo (Figura 2.2a e Figura 2.2b), das leis de Kirchhoff sabe-se que a soma das tensões de todos os condutores ao ponto comum (\*) deve ser zero, ou seja:

$$\sum_{i=a}^m v_{i^*} = 0. \quad (2.1)$$

Este método ultrapassa a questão do tipo de conexão (malha ou estrela, com ou sem condutor de retorno). Um ponto importante a ser destacado é que as tensões medidas em relação ao ponto comum externo não necessariamente expressam as tensões sobre cada ramo da carga. Portanto, o uso das tensões em relação ao ponto comum externo requer um tratamento especial para se extrair as grandezas de interesse por fase ou de linha.

Por outro lado, considerando o circuito da Figura 2.2c, para um sistema polifásico de  $m$  fases independentes, sem retorno, resulta:

$$\sum_{i=a}^{m-1} v_{im} = 0, \quad (2.2)$$

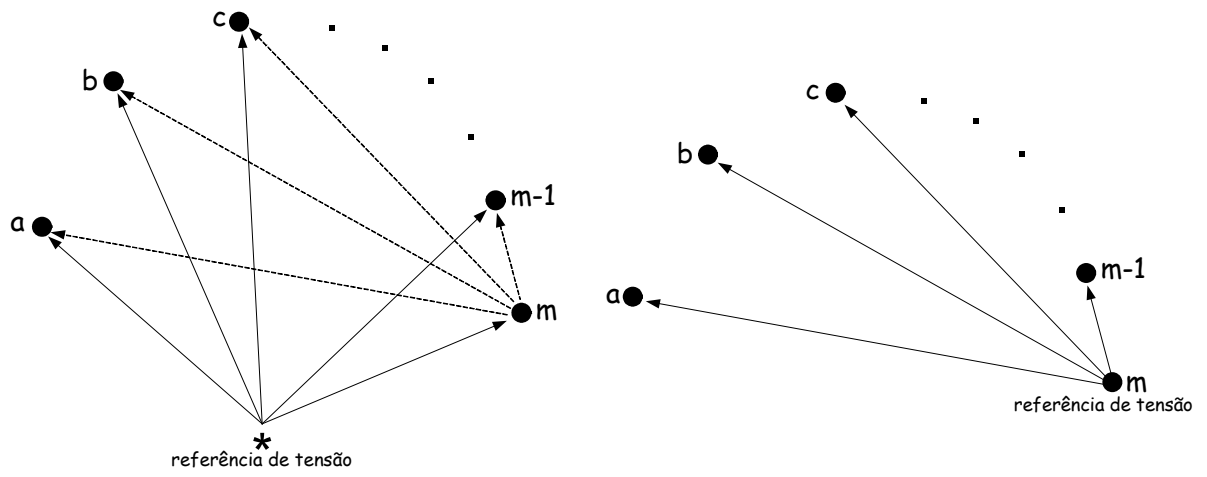
onde  $v_{im}$  é a tensão da fase “ $i$ ” em relação à fase “ $m$ ”, ou seja, é uma tensão de linha, onde a fase “ $m$ ” é a referência para a medição das tensões.

Para um sistema polifásico com  $m$  condutores, sendo o condutor  $m$  o retorno (neutro do sistema) Figura 2.2d, tem-se  $m-1$  fases independentes e, portanto, resulta:

$$\sum_{i=a}^{m-1} v_{im} = (m-1)v_0, \quad (2.3)$$

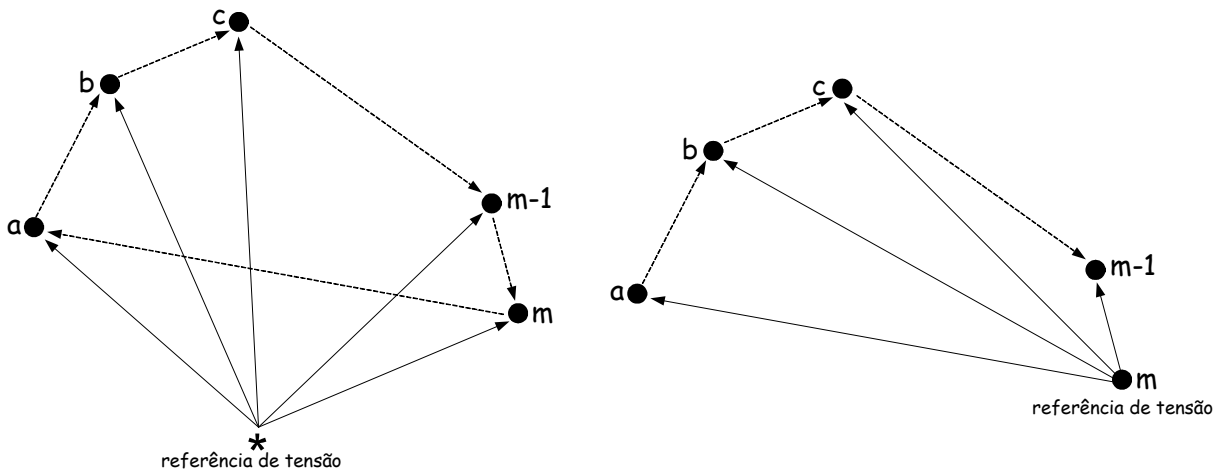
onde  $v_0$  é a tensão de seqüência zero de Fortescue [28,29] e  $v_{im}$  representa uma tensão entre as fases “ $i$ ” e “ $m$ ”. Neste caso,  $v_{im}$  representa a tensão da fase “ $i$ ” em relação ao condutor de retorno (neutro) “ $m$ ”.

Na figura 2.3, são ilustrados os tipos de conexão e as referências de tensão utilizadas para a análise das medidas das tensões.



a) CASO I: Conexão estrela, referência externa.

b) CASO II: Conexão estrela, referência no retorno.



c) CASO III: Conexão malha, referência externa.

d) CASO IV: conexão malha, referência no retorno.

**Figura 2.3 Sistema polifásico com  $m$  condutores: diferentes conexões e referências das tensões.**

Da Figura (2.3) e, com base nas equações (2.1), (2.2) e (2.3), foram obtidas as Tabelas 2.1, 2.2 e 2.3, que resumem as topologias do sistema polifásico sob diferentes condições de operação.

O CASO I (figura 2.3a) esquematiza uma conexão do tipo estrela, sendo o condutor  $m$  o retorno do sistema e a referência das tensões medidas, o ponto comum externo. Este modo de conexão utiliza  $m$  canais para medição, resultando tensões de fase virtuais ( $v_{a^*}, v_{b^*}, v_{c^*}, \dots, v_{m^*}$ ), que obedecem à equação (2.1). No entanto, as tensões desejadas são as

tensões de fase reais ( $v_{am}, v_{bm}, v_{cm}, \dots, v_{(m-1)m}$ ), que obedecem à equação (2.3).

O CASO II (figura 2.3b) é similar ao CASO I, porém com a referência das tensões medidas no condutor de retorno ( $m$ ), resultando um canal de medição a menos ( $m-1$ ).

O CASO III (figura 2.3c) esquematiza uma conexão em malha para um sistema com  $m$  condutores, sem retorno. Neste caso, a referência para as tensões é o ponto comum externo, resultando tensões de fase virtuais ( $v_{a*}, v_{b*}, v_{c*}, \dots, v_{m*}$ ), que obedecem à equação (2.1). No entanto, as tensões desejadas são as tensões de linha reais ( $v_{ab}, v_{bc}, \dots, v_{am}, v_{bm}, \dots, v_{(m-1)m}$ ), que obedecem à equação (2.2).

O CASO IV (figura 2.3d) é similar ao CASO III, porém com a referência das tensões medidas no condutor de retorno ( $m$ ), resultando um canal de medição a menos ( $m-1$ ).

**Tabela 2.1: Sistema polifásico em condições normais**

CASOS	Conexão	Ref. Tensão	Grand. Medida	Grand. Desejada	Nº Condutores	Nº Canais	Nº Variáveis Independentes	Validade das Medidas
I	Estrela	*	Fase*	Fase	m	m	m-1	Correta/Redundante
II	Estrela	“m”	Fase	Fase	m	m-1	m-1	Correta/Redundante
III	Malha	*	Fase*	Linha	m	m	m-1	Correta/Redundante
IV	Malha	“m”	“Linha”	Linha	m	m-1	m-1	Correta/Redundante

**Tabela 2.2: Sistema polifásico com “falta de uma fase”**

CASOS	Nº Cond. Ativos	Nº Canais de Medição	Nº de Variáveis Independentes	Validade das Medidas
I	m-1	m	m-1	Correta/Redundante
II	m-1	m-1	m-1	Correta/Sem Redundância.
III	m-1	m	m-1	Correta/Redundante
IV	m-1	m-1	m-1	Correta/Sem Redundância.

**Tabela 2.3: Sistema polifásico com “falta de um canal de medição”**

CASOS	Nº Cond. Ativos	Nº Canais de Medição	Nº de Variáveis Independentes	Validade das Medidas
I	m	m-1	m-1	Correta /Sem Redundância.
II	m	m-2	m-1	Indeterminado
III	m	m-1	m-1	Correta /Sem Redundância.
IV	m	m-2	m-1	Indeterminado

Das Tabelas (2.1), (2.2) e (2.3) podem se tirar as seguintes conclusões:

- Com a referência no ponto comum externo, as medidas têm que ser manipuladas (adequadas) para se obter as tensões de fase ou de linha;
- Com a referência em um dos condutores, as medidas podem coincidir com as tensões de fase (se a referência for o condutor de retorno). As tensões de linha resultam da diferença entre pares de tensões de fase medidas;

- Com a referência no ponto comum externo tem-se 1 canal de medição para cada um dos  $m$  condutores. Isto significa que existe redundância de medição, uma vez que apenas  $m-1$  variáveis de tensão são independentes;
- No caso com retorno e referência em um dos condutores, tem-se  $m-1$  canais de medição. Neste caso perde-se a redundância de medição, já temos  $m$  variáveis independentes;
- Portanto, a utilizar o ponto externo como referência tem como vantagem o fato de que é possível obter leituras válidas mesmo no caso de perda de um canal de medição, desde que se identifique o canal perdido e se façam as devidas adequações nas equações para determinar a grandeza “perdida” em função das demais tensões medidas;
- A utilização do método de  $m-1$  canais, além de eliminar a redundância da medição pode invalidar todas as medidas se for interrompido o condutor utilizado como referência.

Nos itens seguintes serão discutidas as principais formas de conexão de transdutores e medidores *ideais* em redes trifásicas, assim como restrições para uso sob condições senoidais e não senoidais. As características específicas dos transdutores ou medidores ideais não serão discutidas. Apenas o impacto da forma de conexão sobre a grandeza que está sendo avaliada.

## 2.3 Formas de Conexão dos Transdutores de Tensão e Corrente

Quando é necessário realizar medição de tensões, correntes, potências, etc., em sistemas CA de alta e média tensão, costuma-se utilizar transformadores de potencial (TP's) e de corrente (TC's) para adequar os sinais da rede às características dos instrumentos de medição e compatibilizar a escala de amplitudes dos medidores às grandezas reais no ponto de medição [30,31]. Os TP's e TC's dessa forma desempenham o papel dos transdutores de sinais do SEE para o universo dos instrumentos de medição e, além de proverem o necessário isolamento galvânico entre a rede e o medidor, também evitam expor o operador do instrumento às perigosas tensões da rede.

Em baixa tensão ( $V < 600V$ ) e baixas correntes ( $I < 50A$ ), os transdutores de sinais costumam ser incorporados aos instrumentos de medida, que podem ser conectados diretamente ao ponto de medição. A forma de conexão dos medidores à rede, nesses casos, é similar à conexão dos transdutores externos usados para média e alta tensão. Para redes trifásicas, tais esquemas são descritos a seguir.

Antes de discutir as formas de conexão de transdutores de tensão e corrente, vamos resgatar algumas definições do trabalho de Blondel.

## 2.4 Método de Blondel (1893)

Originalmente proposto para medição de potência em sistemas polifásicos, o método de Blondel é descrito no trabalho clássico publicado no *International Electric Congress* em Chicago, 1893 [32]. O esquema de medição, segundo Blondel para o caso de  $m$  condutores, é mostrado na Figura 2.4. O trabalho baseou-se nas conhecidas leis de Kirchoff para um sistema com  $m$  condutores.

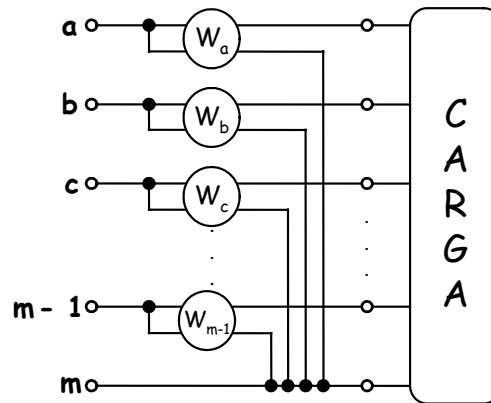
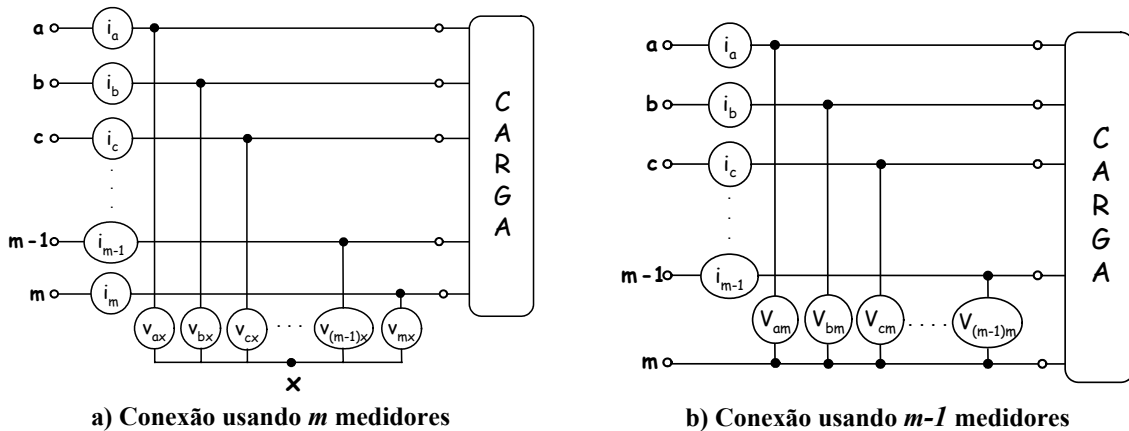


Figura 2.4: Ilustração do método de Blondel.

O método ou, segundo alguns autores, o teorema de Blondel descreve como medir a potência entregue a uma carga alimentada através de múltiplos condutores. Partindo do valor da potência medida em cada um dos  $m$  medidores, Figura 2.5a, Blondel mostra que a potência total é dada pela soma algébrica das indicações dos  $m$  medidores, conectados de forma que cada um dos  $m$  fios contém um medidor de corrente (bobina de corrente), e um medidor de tensão (bobina de potencial) conectado entre esse condutor e algum ponto em comum com todas as outras bobinas de potencial. Se essa junção comum de todas as ligações do potencial for conectada em um dos  $m$  fios, por exemplo, no condutor  $m$ , Figura 2.5b, a potência total é obtida diretamente das indicações de apenas  $m-1$  medidores.



a) Conexão usando  $m$  medidores

b) Conexão usando  $m-1$  medidores

Figura 2.5: Esquemas de medição de potência para sistemas com múltiplos condutores.

Ou seja, é necessária a medição das correntes nos condutores e das tensões entre todos os condutores. A potência total é igual à soma dos produtos de cada par tensão-corrente.

Percebe-se, portanto, que Blondel também se defrontou com o problema da referência das tensões em um sistema polifásico. O método de conexão dos canais de medição de tensão por ele proposto formou a base para a medição de potência ativa. A questão que se coloca hoje é se esse método de conexão é aplicável também para outras finalidades, como por exemplo, para qualimetria?

Com base neste método, sabe-se que em um sistema elétrico polifásico com  $m$  condutores entre fonte e carga, são requeridos apenas  $m-1$  elementos (medidores) para medir a potência total transferida da fonte para a carga. Na Tabela 2.4 é resumida a regra de  $m-1$  medidores para os casos monofásicos e trifásicos:

**Tabela 2.4 – Medidores requeridos para os sistemas elétricos.**

Tipo de circuito	Número de Condutores	Numero de medidores Monofásicos requeridos
Monofásico	2	1
Trifásico, 3 condutores	3	2
Trifásico, 4 condutores	4	3

Para mostrar a sua generalidade, é apresentada no Apêndice A, a prova matemática do método de Blondel dos  $m-1$  medidores, o qual, por se basear nas leis de Kirchoff, é válido mesmo para sinais não senoidais de tensão e corrente e sob condições balanceadas e não-balanceadas.

Este teorema foi estendido para várias outras aplicações de sistemas de potência, tais como: proteção, controle, análise, monitoramento, e vem sendo utilizado até os dias de hoje, como pode ser observado, por exemplo, através da proposta da IEEE STD 1459-2000 [12]. Entretanto, outras propostas também têm sido discutidas, como a utilização de um ponto de referência comum externo ao circuito de potência [4, 8, 10, 32, 33, 34], como será visto nas próximas seções e no capítulo seguinte.

## 2.5 Medição em Sistema Trifásico com 4 condutores

Para este tipo de sistema alguns fabricantes e usuários propõe a medição da tensão das fases (a,b,c) e do neutro (n) em relação a um ponto estrela comum (\*). O problema é que geralmente pressupõem que a tensão do neutro ( $v_{n*}$ ) representa as tensões de seqüência zero, ou seja, que  $v_{n*} = 3v_0$ , o que não é verdade. Este e outros problemas relacionados com a escolha da referência serão comentados nas seções seguintes.



### 2.5.1 Referência no ponto virtual, 4 elementos (4 TP's e 4 TC's)

Com base no método de medição das tensões de Blondel [32], existe uma forma de conexão dos transdutores ou medidores a um ponto comum. Todos os condutores, inclusive o do neutro devem ser conectados nesse ponto comum flutuante, como mostra a Figura 2.6. Esse ponto comum foi designado por Depenbrock como ponto de referência virtual ou estrela virtual (\*)[4, 8].

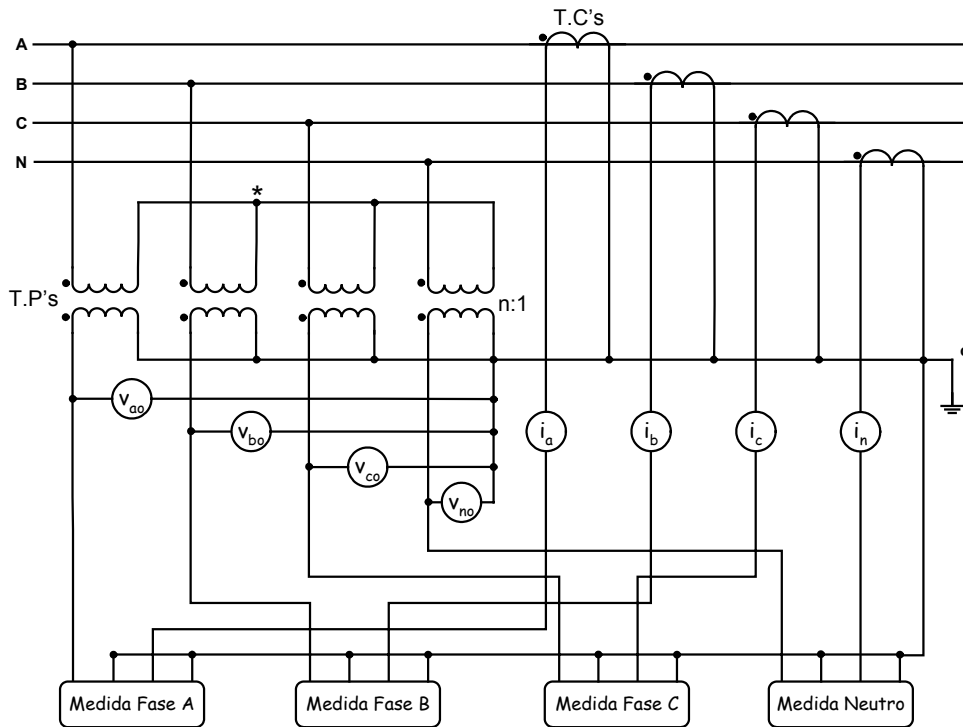


Figura 2.6: Sistema trifásico com 4 condutores com referência no ponto virtual.

Da equação 2.1 para um sistema trifásico com 4 condutores (Figura 2.6) temos:

$$v_{A^*} + v_{B^*} + v_{C^*} + v_{N^*} = 0. \quad (2.4)$$

Por outro lado, para evidenciar que  $v_{N^*} \neq 3v_0$ , com  $m = 4$ , da equação 2.3 resulta:

$$v_{AN} + v_{BN} + v_{CN} = 3v_0. \quad (2.5)$$

Desenvolvendo as diferenças de tensões da equação (2.4), resulta:

$$v_A + v_B + v_C = 4v_* - v_N, \quad (2.6)$$

e, da equação (2.5), resulta:

$$v_A + v_B + v_C = 3v_0 + 3v_N, \quad (2.7)$$

igualando (2.6) e (2.7) tem-se:

$$4v_* - v_N = 3v_0 + 3v_N, \quad (2.8)$$

como  $v_{*N} = -v_{N*}$ , de (2.5), resulta:

$$v_{N*} = -\frac{3}{4}v_0. \quad (2.9)$$

Notar que a tensão do neutro ao ponto comum virtual (\*) de Depenbrock corresponde a  $\frac{3}{4}$  da tensão de seqüência zero, com sinal trocado. Pode-se mostrar que, no caso geral com  $m$  condutores, essa relação vale:

$$v_{N*} = -\frac{m-1}{m}v_0. \quad (2.10)$$

Esse resultado, apresentado por Depenbrock há mais de 40 anos, foi pouco assimilado, como se depreende da literatura, mas é de fundamental importância quando se pretende incluir o condutor de retorno na análise das grandezas medidas.

Na prática, o método requer que se estabeleça como referência para medida das tensões o ponto virtual (\*), e para obter esse ponto virtual, basta conectar resistências (ou impedâncias) iguais a cada condutor onde se deseja medir a tensão e unir as outras extremidades dessas resistências em um ponto comum flutuante. As quedas de tensão sobre esses resistores correspondem às tensões que caracterizam corretamente as forças eletromotrizes em jogo, sob condições balanceadas ou mesmo desbalanceadas. Depenbrock utilizou essas tensões para calcular as potências instantâneas transferidas para a carga. O método se aplica a qualquer número de condutores e portanto ultrapassa a questão do tipo de conexão ( $Y_n$ ,  $Y$  ou  $\Delta$ ). Um ponto importante a ser destacado é que as tensões medidas em relação ao ponto virtual podem até ser interpretadas como tensões virtuais de fase, porém não necessariamente expressam as tensões sobre cada ramo de uma carga ligada em  $Y_n$ ,  $Y$  ou  $\Delta$ , especialmente quando esta for desequilibrada. Portanto, o uso das tensões em relação ao ponto virtual requer um tratamento especial para se extrair as grandezas de interesse por fase. Essa questão será retomada mais adiante.

### 2.5.2 Referência no neutro da rede, 3 elementos (3 TP's e 3 TC's)

O esquema mostrado na Figura 2.7 é projetado para operar com um transformador de corrente em cada uma das três fases e um transformador de tensão conectado entre cada fase e o condutor de retorno (neutro) da rede [30, 31]. Esse esquema é aplicável para sistemas trifásicos a quatro condutores. Essa configuração é adequada, tanto para condições de tensões e correntes equilibradas, como desequilibradas. A capacidade de quantificar componentes harmônicos depende essencialmente da faixa de passagem dos TP's e TC's.

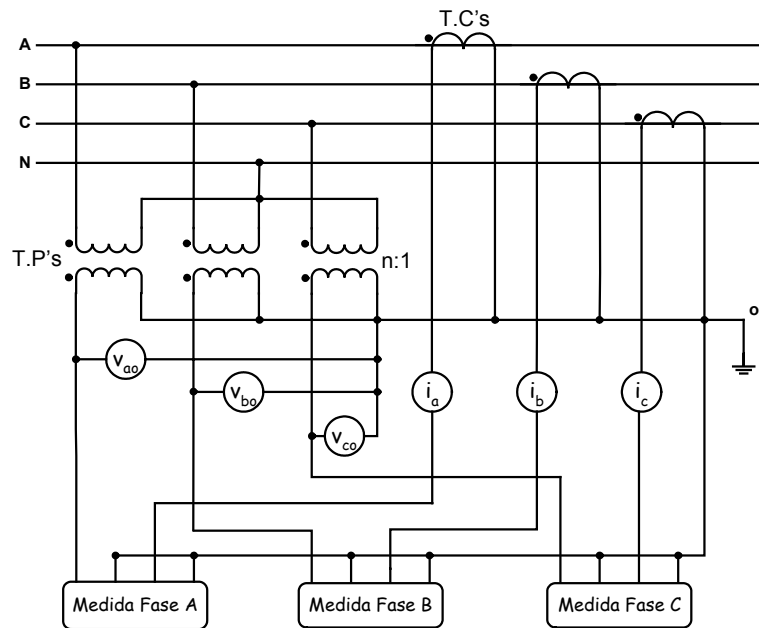


Figura 2.7: Sistema trifásico com 4 condutores e referência de tensão no neutro.

No esquema da Figura 2.7, os pontos comuns dos *secundários* dos TP's e TC's são aterrados conjuntamente. Isso é feito para maior segurança do operador, garantindo que os potenciais nos diversos secundários estejam referenciados também ao potencial da terra, da mesma forma que o operador.

Para as considerações seguintes considera-se uma relação de transformação  $n:1$  para os TP's, sob frequência nominal, resultando as seguintes relações entre tensões primárias e secundárias de fase:

$$\begin{aligned} v_{AN} &= nv_{ao} \\ v_{BN} &= nv_{bo} \\ v_{CN} &= nv_{co} \end{aligned} \quad (2.11)$$

A somatória dessas tensões a cada instante será:

$$v_{AN} + v_{BN} + v_{CN} = n(v_{ao} + v_{bo} + v_{co}) \equiv 3v_0, \quad (2.12)$$

onde  $v_0$  representa o componente zero de Fortescue no domínio do tempo (equação (2.3)). Isto significa que a soma (2.12) fornece uma medida confiável do componente zero nas tensões de fase. Sob condições normais de operação a magnitude deste componente é desprezível (<1%).

Considerações similares podem ser feitas com relação às correntes. No caso das correntes, no entanto, é comum se encontrar correntes de desequilíbrio até da ordem de 10%, mesmo sob tensões equilibradas, devido à presença de cargas mono e bifásicas em sistemas trifásicos. Esse é um problema que as concessionárias procuram minimizar através da redistribuição das cargas entre as fases (refasagem de cargas), para otimizar o uso dos condutores da rede.

Pode-se concluir, portanto, que o esquema de conexão de 3 TP's e 3 TC's, com ponto comum referenciado no neutro, permite calcular corretamente os componentes de seqüência zero (homopolares) de Fortescue para as tensões e correntes.

### 2.5.3 Referência Flutuante, sem conexão ao neutro (3 TP's e 3 TC's)

A Figura 2.8 mostra o esquema de conexão 3 TP's e 3 TC's sugerido por alguns fabricantes de equipamentos. A principal diferença em relação ao caso anterior é que o ponto comum dos TP's, designado por (X), não está conectado ao neutro da rede.

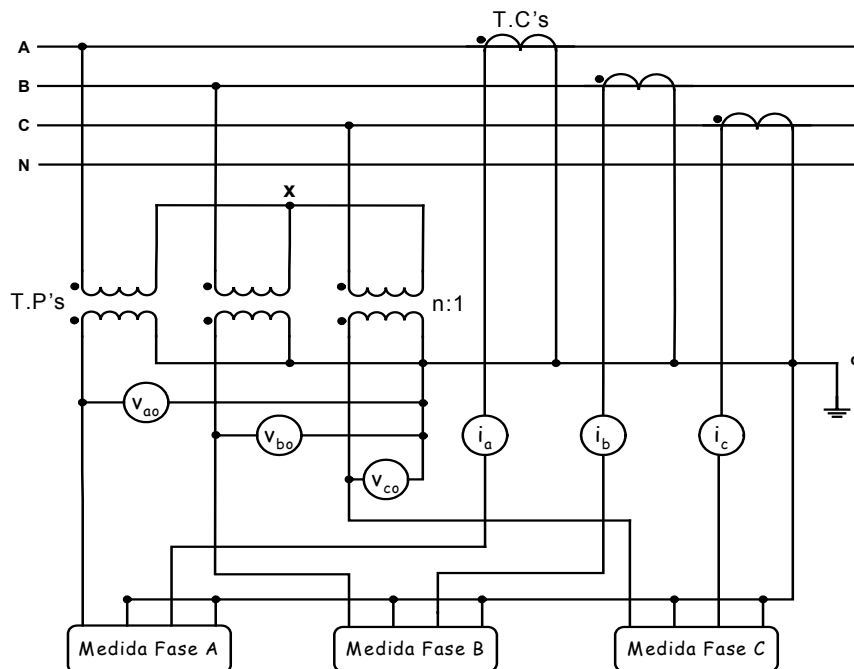


Figura 2.8: Sistema trifásico com 4 condutores sem conexão da referência ao neutro.

De forma similar ao caso anterior tem-se:

$$\begin{aligned}v_{AN} &= v_{AX} + v_{XN} = nv_{ao} + v_{XN} \\v_{BN} &= v_{BX} + v_{XN} = nv_{bo} + v_{XN} \\v_{CN} &= v_{CX} + v_{XN} = nv_{co} + v_{XN}\end{aligned}\tag{2.13}$$

Somando as tensões do lado da rede:

$$v_{AN} + v_{BN} + v_{CN} = n(v_{ao} + v_{bo} + v_{co}) + 3v_{XN} = 3v_0.\tag{2.14}$$

Conclui-se que:

$$v_0 = v_{XN} + \frac{n(v_{ao} + v_{bo} + v_{co})}{3}.\tag{2.15}$$

A equação (2.15) sugere que o componente zero da tensão da rede se divide entre a tensão do neutro ao ponto comum flutuante e uma parcela que aparece no secundário dos TP's. É comum encontrar na literatura a hipótese de que essa segunda parcela seja nula, o que justificaria a seguinte igualdade:

$$v_0 = v_{XN}.\tag{2.16}$$

Ou seja, que a tensão entre o neutro e o ponto flutuante dos TP's seria a própria tensão de seqüência zero. Com base nessa hipótese os TP's com ponto comum flutuante filtrariam os componentes de seqüência zero. Portanto, *essa forma de conexão com ponto comum flutuante só poderia ser aplicada corretamente nos casos em que de fato não ocorresse a seqüência zero nas tensões da rede*. Isso exclui os casos de redes com condutor de retorno que é um caminho natural para seqüência zero. No entanto, esse esquema pode ser usado em redes trifásicas a 3 condutores, as quais não apresentam componente de seqüência zero.

#### 2.5.4 Referência no neutro da rede, 2½ elementos (2 TP's e 3 TC's)

Este esquema de conexão é projetado para funcionar com um TC em cada uma das três fases e tendo dois TP's conectados entre duas das fases e o condutor de retorno (neutro), como mostrado nos esquemas das Figura 2.9 e Figura 2.10. Esse esquema é um substituto para a medição com três elementos usados para a medição trifásica de quatro condutores ou circuitos com neutro aterrado, onde se deseja economizar o custo do TP extra, que pode ser considerável em circuitos de alta tensão. Entretanto não é equivalente em exatidão ao método de três elementos, particularmente quando a tensão é desequilibrada, já que a tensão de uma das fases não está sendo medida. Como será demonstrado, seu uso em circuitos de potência gera muitas

reclamações, não sendo recomendado por causa de sua possível inexatidão sob condições desequilibradas.

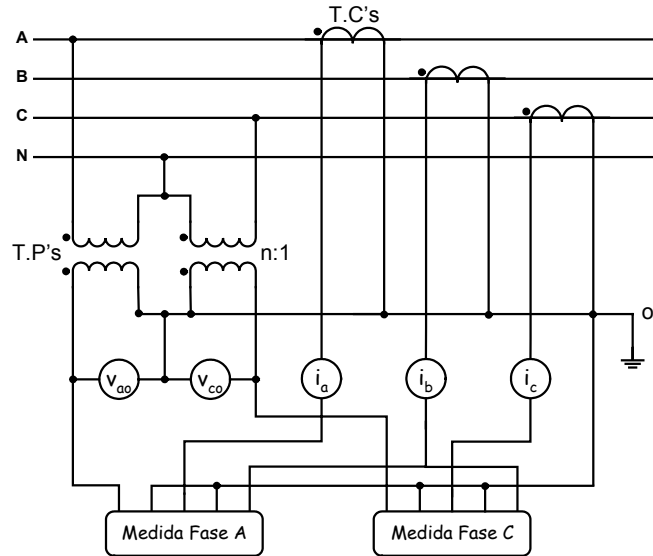


Figura 2.9: Sistema trifásico com 4 condutores, 2 TP's com referência no neutro e 3 TC's em Y aterrado.

Uma vez que o potencial da fase B não é medido, a energia da fase B é levada em conta combinando-se a corrente invertida da fase B com a tensão da fase A em um elemento e com a da fase C no outro elemento medidor. Sob condições de tensões equilibradas, isto é equivalente a combinar a corrente da fase B com a tensão da fase B:

$$\begin{aligned} v_{AN} &= nv_{ao}, \\ v_{CN} &= nv_{co}, \end{aligned} \quad (2.17)$$

$$\begin{aligned} p_A &= v_{AN} \cdot (i_A - i_B), \\ p_B &= v_{CN} \cdot (i_C - i_B). \end{aligned} \quad (2.18)$$

Somando-se as medidas dos dois elementos resulta:

$$p_A + p_C = v_{AN} i_A + v_{CN} i_C - (v_{AN} + v_{CN}) i_B. \quad (2.19)$$

Sob condições balanceadas, sabemos que:

$$v_{BN} = -(v_{AN} + v_{CN}), \quad (2.20)$$

e, portanto os dois elementos  $p_A$  e  $p_C$  medem a potência trifásica total sob condições de tensões balanceadas. O desequilíbrio só das correntes não introduz erros, uma vez que as 3

correntes são efetivamente medidas.

Como variante do caso anterior, o esquema mostrado na Figura 2.10, é projetado para usar três TC's, com secundários conectados em delta, enquanto dois TP's são conectados entre duas fases e o condutor de retorno. Nesse esquema as correntes de seqüência zero são filtradas pela conexão delta e, portanto, a potência correspondente será nula, mesmo que haja componentes de seqüência zero nas tensões de fase medidas. Novamente, este esquema é aplicável para medição trifásica a quatro condutores se não houver seqüência zero. Não há vantagem aparente desse esquema sobre o anterior, além da corrente nos 2 elementos do medidor ser  $\sqrt{3}$  vezes maior que a corrente em cada TP.

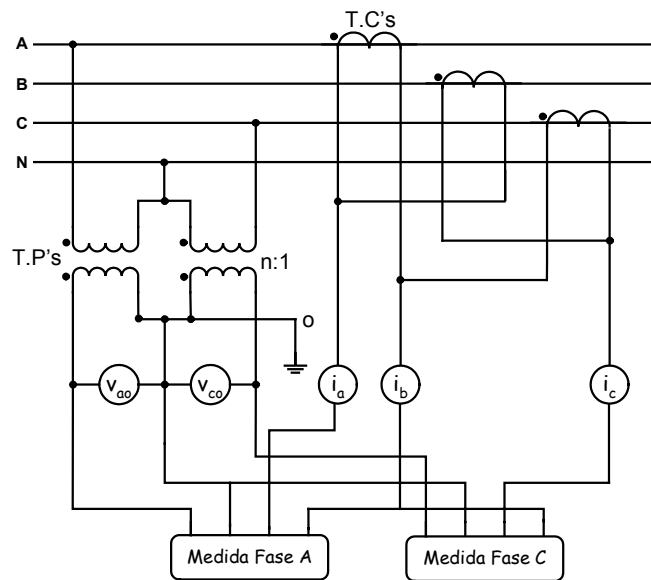


Figura 2.10: Sistema trifásico com 4 condutores, 2 TP's com referência no neutro e 3 TC's em Delta.

Portanto, no caso de sistemas a 4 condutores, a tensão do neutro em relação ao ponto virtual não corresponde à totalidade da tensão de seqüência zero como pode se observar na equação (2.10) ( $v_{N^*} \neq 3v_0$ ), do mesmo modo as tensões medidas entre as fases e o ponto virtual  $v_{a^*}$ ,  $v_{b^*}$  e  $v_{c^*}$  também não correspondem à medida das tensões sobre as terminais de uma determinada carga em Y, como será demonstrado posteriormente.

## 2.6 Medição em Sistema Trifásico com 3 condutores

### 2.6.1 Referência no ponto virtual, 3 elementos (3 TP's e 3 TC's)

Na conexão trifásica a três fios (sistema sem condutor de retorno), além de não haver circulação de correntes de seqüência zero, a tensão de seqüência zero também é eliminada das

grandezas medidas entre fases. Esta é uma consequência direta das leis de tensões e correntes de Kirchhoff. O caso de referência flutuante (2.5.3) é um caso particular de ponto virtual para 3 condutores, e assim o esquema da Figura 2.4 pode ser representado como na Figura 2.11.

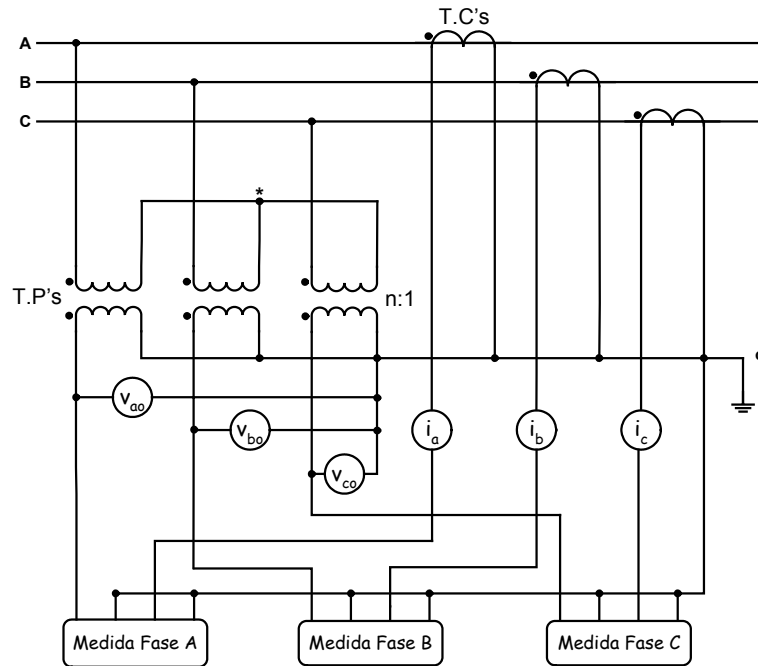


Figura 2.11: Sistema trifásico com 3 condutores, com referência no ponto virtual.

As relações entre tensões primários e secundários de fase são:

$$\begin{aligned} v_{A^*} &= n v_{ao} \\ v_{B^*} &= n v_{bo} \\ v_{C^*} &= n v_{co} \end{aligned} \quad (2.21)$$

A somatória das tensões em cada instante será:

$$v_{A^*} + v_{B^*} + v_{C^*} = n(v_{ao} + v_{bo} + v_{co}) = 0 \quad (2.22)$$

Desta forma fica evidente que em sistemas sem condutor de retorno (3 fios), as componentes homopolares são filtradas pelo próprio sistema.

Esta topologia de medição de tensão Figura 2.11 pode ser uma boa estratégia em aplicações de média e alta tensão, pois nestes níveis de tensão, em geral, são empregados, com custos reduzidos, divisores capacitivos, os quais em geral, utilizam o aterramento físico do sistema elétrico como referencial de medida. O problema é que tal aterramento é o caminho



natural de circulação para correntes transitórias, correntes de fuga, descargas atmosféricas, etc., resultando em sistemas com baixo nível de proteção para os equipamentos de medição. Assim, considerando o caso anterior (média e alta tensão), a utilização da referência em um ponto virtual pode ser uma boa estratégia, já que garantiria que os equipamentos não estejam sujeitos a tais distúrbios relacionados à malha de aterramento do sistema. No entanto, essa conexão com ponto de referência flutuante, pode criar problemas de segurança ao operador do instrumento, uma vez que durante transitórios, a tensão do ponto comum pode flutuar e atingir valores elevados em relação ao potencial terra real (operador).

### 2.6.2 Referência em uma fase, 2 elementos (2 TP's e 2 TC's)

Este esquema é projetado para funcionar a partir de duas medições de correntes e o potencial entre duas fases, como ilustram a Figura 2.12. Esta é a conexão universal mais utilizada em sistemas trifásicos a três condutores. No caso de quatro condutores, só vale se não houver corrente de retorno. A conexão é idêntica à usada no método de 2 medidores para a medição de potência de acordo com o princípio de  $m-1$  medidores de Blondel [32].

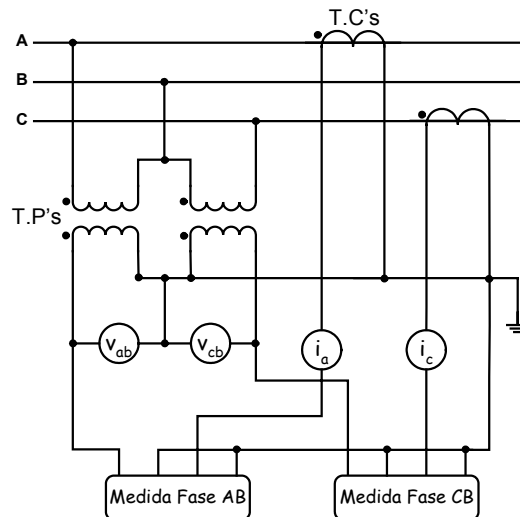


Figura 2.12: Sistema trifásico com 3 condutores com referência em um dos condutores.

$$V_{AB} = nV_{ab} \quad (2.23)$$

$$V_{CB} = nV_{cb}$$

$$V_{AC} = V_{AB} - V_{BC} = n(V_{ab} - V_{bc}) = nV_{ac} \quad (2.24)$$

Neste caso, com 2 TP's fornecendo diretamente duas tensões de linha, a terceira tensão de linha é obtida indiretamente pela diferença instantânea (ou fasorial) das anteriores. Uma vez que não existe tensão de seqüência zero e corrente de seqüência zero no sistema a 3 fios, esta forma de conexão não resulta em nenhum erro de medição.

Nas Tabelas 2.5 e 2.6 são resumidas todas as metodologias utilizadas para medição de tensão para diferentes condições dos sistemas trifásicos com 3 e 4 condutores.

Tabela 2.5: Sistema trifásico com “4 condutores”

Método \ Condição	4 Elementos (Ref. Ponto Virtual)	3 elementos (Ref. Neutro)	3 elementos (Ref. Flutuante)	2½ elementos (Ref. Neutro)
Equilibrado	Correto/ Com Redundância	Correto / Sem Redundância	Correto / Sem Redundância	Correto / Sem Redundância
Desequilibrado	Requer correção/ Com Redundância	Correto / Sem Redundância	Inválida	Inválida
Distorção harmônica	Requer Correção/ Com Redundância	Correto / Sem Redundância	Inválida	Inválida

Tabela 2.6: Sistema trifásico com “3 condutores”

Método \ Condição	3 Elementos (Ref. Ponto Virtual)	2 elementos (Ref. Um dos Condutores)
Equilibrado	Correto/Com Redundância	Correto / Sem Redundância
Desequilibrado	Correto/Com Redundância	Correto / Sem Redundância
Distorção harmônica	Correto/Com Redundância	Correto / Sem Redundância

## 2.7 Discussões e Conclusões

- O método de Blondel, que utiliza a forma de conexão referenciada ao neutro (no caso de 4 fios) e em um dos condutores (no caso de 3 fios), segue sendo a melhor opção em relação à redução de custos, em virtude de utilizar um transdutor a menos que o número de condutores para medição das tensões;
- Do ponto de vista da confiabilidade para as medidas das tensões o método de  $m-1$  medidores (método de Blondel) não é redundante. A medição das tensões com  $m$  medidores (ponto virtual) contém um grau de redundância, por outro lado este tipo de medição pode não levar em conta as condições das tensões às quais o consumidor está realmente submetido, por serem tensões virtuais de fase.
- Nos casos de sistemas com condutor de retorno (neutro), para evitar o problema de “filtragem” dos componentes homopolares ou de seqüência zero na conexão com 3 TP’s, é necessária a conexão do ponto comum dos TP’s com o neutro ou retorno da rede. No caso de sistemas sem retorno, não ocorrem componentes homopolares de corrente e, portanto, as tensões de linha também não apresentam componente zero. Dessa forma, pode-se utilizar a conexão dos primários dos TP’s em delta ou em Y flutuante. O esquema de medição das tensões dos  $m$  condutores da rede ao ponto virtual (\*) requer um estudo mais aprofundado, a ser desenvolvido no próximo capítulo;
- Do ponto de vista de proteção e operação em regime permanente, pode até ser aceitável a utilização, sob condições transitoriamente desequilibradas, de um esquema de medição

válido apenas sob condições balanceadas ou “ideais”. Qualquer afastamento destas condições “ideais” pode ser interpretado como falha ou anomalia e, portanto, desencadear ações de desligamento pelo próprio esquema de proteção até que o defeito seja removido e condições balanceadas de operação sejam restabelecidas;

- Do ponto de vista de qualimetria, no entanto, é importante que o instrumento de medição continue quantificando corretamente os fenômenos, mesmo sob condições não ideais e durante transitórios, para que sejam apurados corretamente os indicadores representativos dos eventos, os quais serão utilizados para identificar a origem, o tipo e a causa dos distúrbios. Mais que isso, deve ser possível verificar através desses indicadores a extensão e a responsabilidade pelos problemas causados. Para isso é necessário, em primeiro lugar, escolher os esquemas de conexão de transdutores válidos nas condições mais gerais possíveis, ou seja, sob condições balanceadas e desbalanceadas, sob regime senoidal e não senoidal;
- Deve-se escolher, sempre que possível, um esquema de conexão dos transdutores de tensão que seja compatível com a forma de conexão das cargas dos consumidores. Desse modo permite-se que o instrumento de qualimetria monitore os mesmos fenômenos de tensão que possam afetar tais consumidores. As normas, que prevêem limites para cada indicador de qualimetria deveriam apontar a forma de medição dos mesmos, para que não houvesse dúvidas na hora de aplicar sanções nos casos de violação desses limites;
- Deve-se evitar o modo de conexão com dois TP's em sistemas trifásicos para fins de qualimetria pois, como se monitora apenas duas tensões de linha ou de fase, as informações resultantes aplicam-se efetivamente só aos dois ramos correspondentes da conexão  $\Delta$  ou Y. As informações referentes ao terceiro ramo na verdade são obtidas indiretamente (sem redundância). Além disso, se a carga estiver conectada em Y (sem retorno), não tem como saber o que está efetivamente ocorrendo sobre cada um dos ramos da carga no caso de desequilíbrio, uma vez que não se tem acesso à terceira fase da carga.

# Capítulo 3

## Potência Trifásica Usando Diferentes Referências para Medição das Tensões

Como foi visto no capítulo anterior, a questão da referência das tensões aparece na escolha do esquema de conexão dos transdutores de medidas elétricas. Neste capítulo será feita uma breve revisão histórica sobre a evolução das teorias de potência com especial atenção à questão da referência das tensões utilizadas no cálculo dessas potências.

A conceituação matemática das parcelas de potência (ativa, reativa, aparente, etc.), sob condições desequilibradas, é um tema que vem sendo debatido há mais de um século. A motivação inicial era a busca por uma teoria consistente com a medição da potência transmitida através de sistemas polifásicos. Dessas discussões surgiu o consenso de que os conceitos desenvolvidos para o caso *senoidal monofásico* podiam ser aplicados também para o caso *senoidal, trifásico, balanceado*.

O caso senoidal desbalanceado, por sua vez, gerou divergências sobre o cálculo da potência aparente trifásica, e por consequência, na definição de fator de potência. Essas discussões foram retomadas nas últimas décadas para incluir casos mais gerais, com formas de onda não-senoidais, em função do uso cada vez maior de cargas não-lineares, gerando interferências no funcionamento de vários dispositivos sensíveis e que não foram previstos para

operar na presença de harmônicas de tensão ou de corrente. Entre os dispositivos sensíveis a harmônicas podem-se incluir equipamentos de proteção, de medição e controle.

### 3.1 Breve revisão histórica

As primeiras definições de potência aplicadas a circuitos monofásicos de corrente alternada senoidal (CA), foram propostas por Steinmetz (1897), que definiu os três tipos de potências que usualmente conhecemos como: aparente (S), ativa (P) e reativa (Q). Ele também propôs o uso do número mágico chamado “fator de potência (FP)” como sendo a razão entre a potência ativa e aparente [35].

Porém, desde 1920 os sistemas elétricos polifásicos já apresentavam problemas relacionados com essas definições. A referência [36] contém mais de 70 páginas de discussões sobre o que eram e o que deveriam ser o fator de potência e as potências aparente e reativa em sistemas trifásicos.

Em 1927, Budeanu [37] propõe uma decomposição da potência aparente em três parcelas ortogonais: ativa (P), reativa (Q) e distorcida (D). Esta teoria, que chegou a ser adotada pelo IEEE, foi duramente criticada em 1987 por Czarnecki [38], que demonstrou que o método de Budeanu tratava a potência reativa de forma equivocada no domínio da frequência e por isso deveria ser abandonado.

Em 1932 Fryze [39], apresentou uma teoria baseada em uma decomposição ortogonal, no domínio do tempo. Esta abordagem, é importante destacar, se aplica a qualquer forma de onda periódica, com período T para tensões e correntes monofásicas.

Em 1933 ocorreu outra grande discussão [40], sendo que os trabalhos mais interessantes foram de Lyon [41] e Goodhue [42], onde as definições de potência e fator de potência são interpretados em função da potência máxima transferível para um dado nível de tensão e de perdas na transmissão.

Outros destaques são as discussões de C. A. Corney e Michel G. Malti. O primeiro, questionando a nomenclatura utilizada e o tratamento do ponto de referência, causando confusões no cálculo das quantidades de potência. O segundo discute o tipo de conexão dos medidores para o cálculo de potência ativa e reativa proposto por Blondel. Em nenhuma das discussões (1920 e 1933) chegou-se a um consenso mais amplo sobre as definições de potência e seus significados.

Em 1935 Harvey L. Curtis e Francis B. Silsbee publicaram, a pedido do *Institute's Committee on Instruments and Measurements* do A.I.E.E., o artigo [43], onde foram dados conceitos e definições fundamentais às quantidades relacionadas com a potência em circuitos monofásicos senoidais e não-senoidais, assim como circuitos polifásicos equilibrados e desequilibrados em condições senoidais e não-senoidais de CA.

A partir de 1941 [44], as definições de potência foram normalizadas, porém as discussões

de teoria de potência e fator de potência ainda continuaram sendo discutidas. Nas últimas três décadas surgiram várias abordagens, relacionadas ao controle de máquinas, compensação de potência não ativa e teorias de potências instantâneas, sendo publicada uma quantidade expressiva de artigos sobre o tema.

Autores como Depenbrock (1962/1992), Kimbark (1971), Shepherd e Zakikhani (1972), Akagi, Kanazawa e Nabae (1983), Czarnecki (1988), Tenti e Rossetto (1990), Willems (1992), Peng e Lai (1996), Emanuel (2000), apresentaram propostas de metodologias e definições para o cálculo e decomposições em parcelas de potência. Na referência [45], pode-se encontrar, no capítulo 2, um histórico bastante detalhado sobre cada metodologia proposta pelos autores citados acima.

Embora sabendo que uma teoria de potência deve ser genérica para atender a cada nova aplicação, fica claro que as divergências em torno das várias metodologias estão bastante relacionadas com o objetivo de cada autor, assim como das disponibilidades tecnológicas para sua implementação (controle, compensação, tarifação, etc).

Até hoje, por exemplo, nenhuma das teorias de potências incorpora preocupações com conceitos de qualidade de energia transmitida. Discussões recentes levantam questões relativas à escolha do referencial de tensão (ponto virtual, neutro, terra, etc). Nessa discussão destacam-se autores como Depenbrock [4, 8, 16], Emanuel [13] e Willems [15, 18, 46, 47], abordando temas que serão estudados a seguir.

### **3.2 IEEE Standard 1459 (2000)**

O Professor Alexander Emanuel, coordenador do “Working Group” formado pelo IEEE desde início da década de 90, é co-autor da recomendação IEEE Std 1459-2000 [12], e de inúmeros trabalhos envolvendo novas definições relacionadas às quantidades de potência sob condições não-senoidais [5, 9, 10, 11, 17], os quais têm base na proposta de Blondel [32], sugerindo que as tensões deveriam ser medidas em relação a um dos condutores do sistema.

Após seis anos de discussões, foi publicado um trabalho em 1996, que trata das definições de potência em condições de assimetrias e formas de onda não-senoidais [7].

De [7], merecem destaque as seguintes discussões:

- M. Depenbrock, mostrou a importância do condutor de retorno (neutro) no cálculo da potência aparente;
- A. Berrisford, criticou a alternativa proposta de um ponto artificial por ser pouco prática para as cargas medidas com TP's e TC's;
- D. Bullock, lembra que os fabricantes projetam e produzem os medidores para os tipos de configuração (3 fios em  $\Delta$  e 4 fios em Y, para sistemas assimétricos), porém não mencionam a substituição da grande base instalada de medidores, que não atendem ao princípio de Blondel [32].

Assim, a escolha do referencial de tensão, como da metodologia de medição, passou a ser um dos temas mais importantes a serem rediscutidos, e trabalhos recentes apontam algumas inconsistências decorrentes da definição do referencial de tensão do sistema (ponto virtual, neutro, terra, etc), bem como as possíveis soluções. A linha atual de desenvolvimento proposta pelo IEEE difere da abordagem tradicional, especialmente no caso trifásico, não-senoidal e com assimetrias.

### A) Sistemas trifásicos equivalentes

Os sistemas elétricos trifásicos normalmente são projetados para gerar, transmitir e distribuir a energia elétrica, sob formas de onda quase senoidais e em condições aproximadamente equilibradas e simétricas, conectadas em delta ( $\Delta$ ) ou em estrela ( $Y$ ), como ilustrado na Figura 3.1b.

Quando duas cargas, uma ligada em  $Y$  e outra em  $\Delta$ , são equivalentes em termos de potência consumida, isto pressupõe que ambas causam as mesmas perdas de transmissão. Em condições balanceadas e sob tensões simétricas resulta a conhecida relação entre os valores das impedâncias das duas formas de conexão ( $Z_{\Delta} = 3Z_Y$ ). Essa hipótese também é feita para analisar sistemas desbalanceados, sob condições não senoidais.

No caso de correntes desequilibradas deve-se analisar se o sistema possui ou não condutor de retorno. Caso haja condutor de retorno, Figura 3.1a, poderá haver corrente nesse condutor, dada pela soma das correntes nas 3 fases.

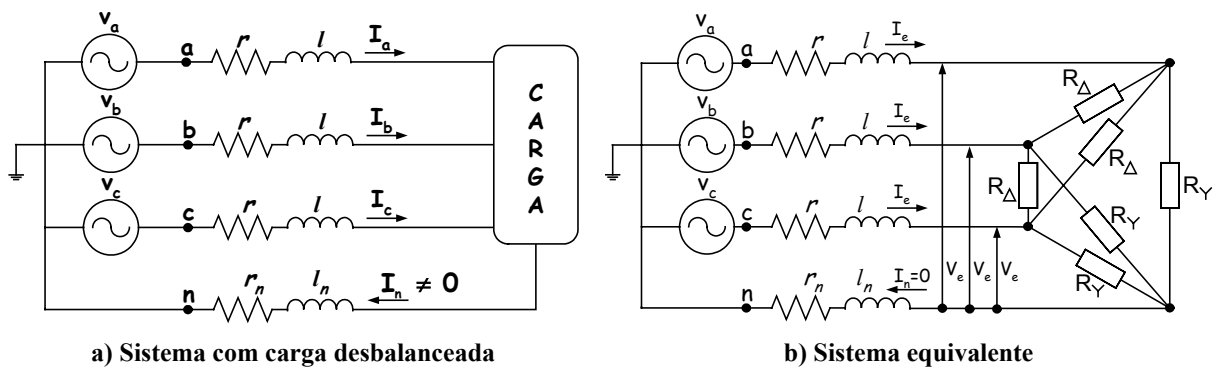


Figura 3.1: Sistema trifásico com condutor de retorno.

É claro que se a resistência e a corrente eficaz na rede forem conhecidas, é possível calcular as perdas em cada fase através da seguinte relação:

$$\Delta P = I^2 r, \tag{3.1}$$

Assim, a perda total para o sistema da Figura 3.1a será definida como a soma das perdas nas três fases mais a perda no condutor de retorno (neutro):

$$\Delta P_t = r(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2) + r_n I_n^2. \quad (3.2)$$

Para uma dada potência na carga e condições otimizadas de operação, as correntes nas linhas serão mínimas se a carga for resistiva e balanceada, resultando  $FP = 1$  (Figura 3.1b). Nessas condições, as intensidades das correntes eficazes serão dadas por  $I_a = I_b = I_c = I_e$  e  $I_n = 0$ . Para as mesmas perdas de transmissão, tem-se a seguinte relação:

$$\Delta P_t = 3rI_e^2, \quad (3.3)$$

onde a corrente eficaz equivalente ( $I_e$ ) é definida em função das perdas do sistema real, aplicadas a um sistema equivalente balanceado. Logo, igualando as equações (3.2) e (3.3) tem-se:

$$I_e = \sqrt{\frac{1}{3}(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + \rho I_n^2)}, \quad (3.4)$$

onde  $\rho = \frac{r_n}{r}$  é a relação entre a resistência do condutor de retorno ( $r_n$ ) e a resistência dos condutores das fases ( $r$ ), as quais em geral, não são iguais.

Uma análise semelhante é feita para a tensão eficaz equivalente ( $V_e$ ), obtida considerando que a carga no circuito real (Figura 3.1a) consiste de grupos de cargas conectadas em  $Y$  e em  $\Delta$ . Cada grupo é caracterizado por uma resistência equivalente  $R_Y$  e  $R_\Delta$  respectivamente (Figura 3.1b), e a potência absorvida no sistema real, é dada em função das tensões eficazes de fase e de linha:

$$P_T = \frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2}{R_Y} + \frac{V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2}{R_\Delta}, \quad (3.5)$$

e, no modelo equivalente fictício, é dada em função da tensão eficaz equivalente:

$$P_e = \frac{3V_e^2}{R_Y} + \frac{9V_e^2}{R_\Delta}. \quad (3.6)$$

Dado que  $P = \frac{V^2}{R}$ , para o circuito da Figura 3.1b (equivalente) resulta:



$$P_Y = \frac{3V_e^2}{R_Y}, \text{ e } P_\Delta = \frac{9V_e^2}{R_\Delta},$$

e assim tem-se a relação das potências absorvidas entre os grupos de cargas ligadas em  $\Delta$  e Y:

$$\xi = \frac{P_\Delta}{P_Y} = \frac{\frac{9V_e^2}{R_\Delta}}{\frac{3V_e^2}{R_Y}} = \frac{3R_Y}{R_\Delta}. \quad (3.7)$$

Substituindo a equação (3.5) nas equações (3.6) e (3.7) e igualando estas duas equações obtém-se:

$$\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2}{R_Y} + \frac{V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2}{3R_Y} = \frac{3V_e^2}{R_Y} + \frac{9V_e^2}{3R_Y}, \quad (3.8)$$

$$V_e = \sqrt{\frac{3(V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2) + (V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2)\xi}{9(1 + \xi)}},$$

considerando  $\xi = 1$  que, segundo a equação (3.7), implica potências iguais dos grupos de cargas em Y e em  $\Delta$  ou que  $P_\Delta = P_Y$  e  $R_\Delta = 3R_Y$ , resulta da equação (3.8):

$$V_e = \sqrt{\frac{3(V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2) + (V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2)}{18}}. \quad (3.9)$$

Para sistemas trifásicos com três condutores sem neutro ( $I_n = 0$ ) a equação (3.4) é simplificada para:

$$I_e = \sqrt{\frac{1}{3}(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2)}. \quad (3.10)$$

Para a tensão equivalente efetiva com três condutores considera-se  $P_Y = 0$ ,  $\xi \rightarrow \infty$ ,  $R_Y \rightarrow \infty$ ,  $R_e = R_\Delta / 3$ , e assim a equação (3.9) é simplificada para:

$$V_e = \sqrt{\frac{I}{9}(V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2)}. \quad (3.11)$$

Os valores  $V_e$  e  $I_e$  calculados dessa maneira representam valores *por fase* do sistema equivalente balanceado. A potência aparente efetiva total é definida como:

$$S_e = 3V_e I_e. \quad (3.12)$$

Esta definição de potência aparente é diferente das usadas nas definições clássicas, por incluir a corrente e resistência do condutor de retorno (neutro), além de considerar o sistema trifásico como um sistema polifásico de fato, e não um somatório de sistemas monofásicos.

Quanto à definição de potência ativa ( $P$ ) existe um consenso, de que seja calculado como o valor médio, sobre um ou mais períodos do sinal, do produto das tensões de fase-neutro pelas respectivas correntes:

$$P = \frac{I}{kT} \int_t^{t+kT} (i_a v_a + i_b v_b + i_c v_c) dt, \quad (3.13)$$

onde  $T$  é o período das tensões e correntes, “ $t$ ” é o instante inicial de integração e  $k$  é um número inteiro de períodos para o cálculo da média (em geral  $k=1$ ).

Desta forma, o fator de potência efetivo é definido como a razão entre a potência ativa equação (3.13) e a potência aparente efetiva, equação (3.12):

$$FP_e = \frac{P}{S_e}. \quad (3.14)$$

## B) Sistemas trifásicos equivalentes sob condições distorcidas

As análises na presença de harmônicos ficam bem mais complexas, devido às interações entre frequências. No caso polifásico, essa situação se complica ainda mais, pois aparecem também interações entre as fases.

Desta forma, a corrente e tensão efetiva foram separadas em duas componentes, as componentes fundamentais e harmônicas, ou seja:

$$I_e = I_{e1}^2 + I_{eH}^2, \quad (3.15)$$

e

$$V_e = V_{eI}^2 + V_{eH}^2, \quad (3.16)$$

onde o índice “ $I$ ” representa a componente fundamental 60/50Hz e “ $H$ ” o conjunto das componentes harmônicas do sistema.

As componentes fundamentais equivalentes por fase da corrente e tensão por fase podem ser obtidas por:

$$I_{eI} = \sqrt{\frac{I}{3}(I_{aI}^2 + I_{bI}^2 + I_{cI}^2 + \rho I_{nI}^2)}, \quad (3.17)$$

e

$$V_{eI} = \sqrt{\frac{I}{18}[3(V_{aI}^2 + V_{bI}^2 + V_{cI}^2) + V_{abI}^2 + V_{bcI}^2 + V_{caI}^2]}, \quad (3.18)$$

Assim, conhecendo  $V_e$  e  $V_{eI}$ , (equações 3.9, 3.18), pode-se calcular a parcela correspondentes às harmônicas da tensão:

$$V_{eH} = \sqrt{V_e^2 - V_{eI}^2}. \quad (3.19)$$

Da mesma forma para a parcela de correntes tem-se:

$$I_{eH} = \sqrt{I_e^2 - I_{eI}^2}. \quad (3.20)$$

Portanto, a potência aparente efetiva pode ser expressa por:

$$S_e^2 = S_{eI}^2 + S_{eN}^2, \quad (3.21)$$

onde o primeiro termo corresponde à potência aparente efetiva fundamental:

$$S_{eI} = 3V_{eI}I_{eI}, \quad (3.22)$$

e o segundo termo é a potência efetiva não-fundamental:

$$S_{eN} = \sqrt{S_e^2 - S_{e1}^2}. \quad (3.23)$$

Notar que essa parcela de potência, causada pela presença de componentes harmônicos e inter-harmônicos distintos nas tensões e correntes, tem caráter oscilatório.

### C) Sistemas trifásicos equivalentes em condições desequilibradas

Para cargas desbalanceadas, define-se a potência aparente fundamental de desequilíbrio, pela diferença:

$$S_{U1} = \sqrt{S_{e1}^2 - (S_1^+)^2}, \quad (3.24)$$

onde  $S_1^+$  é a potência aparente fundamental de seqüência positiva, dada por:

$$S_1^+ = \sqrt{(P_1^+)^2 + (Q_1^+)^2} = 3V_1^+ I_1^+. \quad (3.25)$$

Sendo:

$$P_1^+ = 3V_1^+ I_1^+ \cos \phi_1^+, \quad (3.26)$$

e

$$Q_1^+ = 3V_1^+ I_1^+ \sin \phi_1^+. \quad (3.27)$$

Estas definições de potência ativa de seqüência positiva e potência reativa de seqüência positiva, são similares às usadas em sistemas trifásicos senoidais equilibrados.

Assim, define-se também o fator de potência fundamental de seqüência positiva, como a relação entre a potência ativa e a potência aparente, ambas de seqüência positiva.

$$FP_1^+ = \frac{P_1^+}{S_1^+}. \quad (3.28)$$

Esta relação pode ser associada com o fator de deslocamento ( $\cos \phi_1$ ) dos sistemas elétricos senoidais e equilibrados.

### 3.3 Método-FBD (1962/1992)

Depenbrock, baseando-se nos trabalhos de Fryze [39] e Buchholz [48], apresentou a teoria que ele batizou como o método FBD “Fryze-Buchholz-Depenbrock”, cuja abordagem é *no domínio do tempo* [4].

O autor utiliza variáveis chamadas coletivas instantâneas de tensão e corrente como:

$$i_{\Sigma} = \sqrt{\sum_{v=1}^m i_v^2} = \sqrt{i(t).i(t)} \quad v_{\Sigma^*} = \sqrt{\sum_{v=1}^m v_{v^*}^2} = \sqrt{v_*(t).v_*(t)}, \quad (3.29)$$

onde “m” indica o número de condutores que ligam a fonte à carga.

O método FBD considera como ativos todos os condutores do sistema polifásico, inclusive o condutor neutro (usualmente considerado retorno). Para o cálculo das tensões, toma como referência o “ponto virtual”, Figura 3.2b, e não o condutor de neutro (retorno) como é realizado usualmente, inclusive na proposta da STD 1459.

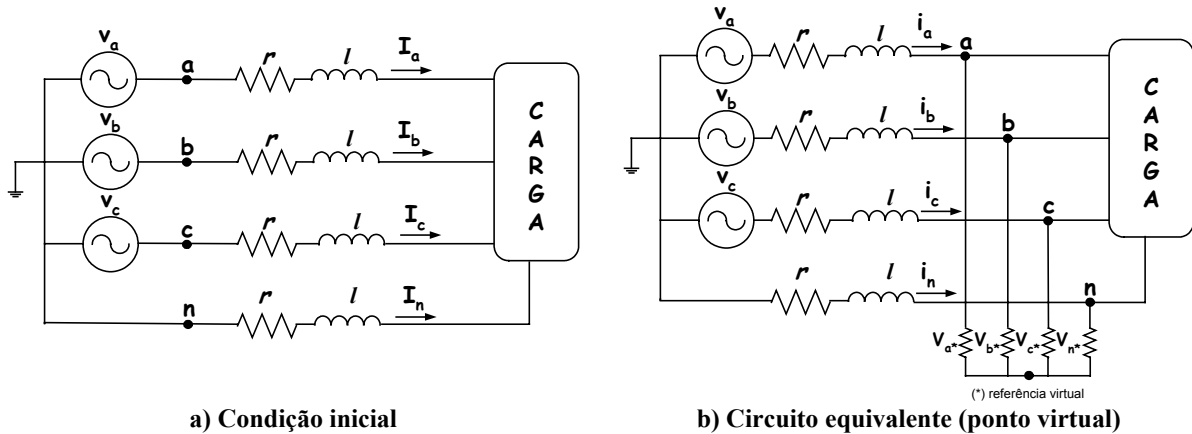


Figura 3.2: Sistema trifásico com m=4 condutores.

Da forma como foi definido o ponto virtual (centro de “gravidade” das tensões) valem as seguintes relações:

$$\sum_{v=1}^m i_v = 0 \quad \sum_{v=1}^m v_{v^*} = 0 \quad (3.30)$$

A potência instantânea coletiva é dada pelo produto escalar:

$$p_{\Sigma} = v_*(t).i(t). \quad (3.31)$$

Assim, para condições periódicas, os valores “eficazes coletivos” quadráticos da corrente e tensão são, respectivamente os valores quadráticos médios por período, dados por:

$$I_{\Sigma}^2 = \frac{1}{T} \int_0^T i_{\Sigma}^2(t) dt = \overline{i(t) \cdot i(t)}. \quad (3.32)$$

$$V_{\Sigma^*}^2 = \frac{1}{T} \int_0^T v_{\Sigma^*}^2(t) dt = \overline{v_*(t) \cdot v_*(t)}. \quad (3.33)$$

E a potência média ou ativa é dada por:

$$P_{\Sigma} = \frac{1}{T} \int_0^T p_{\Sigma}(t) dt = \overline{v_*(t) \cdot i(t)}. \quad (3.34)$$

A equação 3.34 é igual à da potência ativa convencional, porém com as tensões medidas em relação ao ponto virtual. A potência aparente coletiva total é dada pela seguinte expressão:

$$S_{\Sigma} = V_{\Sigma^*} I_{\Sigma}. \quad (3.35)$$

Esta potência foi introduzida por Buchholz, e considera todas as tensões e correntes do sistema elétrico. A partir, das equações 3.34 e 3.35 pode-se obter o fator de potência como sendo:

$$FP_{\Sigma} = \frac{P_{\Sigma}}{S_{\Sigma}}. \quad (3.36)$$

O autor, além de definir as variáveis coletivas instantâneas, também sugere a decomposição da corrente em parcelas proporcionais e ortogonais à tensão, definindo assim:

- *Corrente Ativa Instantânea* ( $i_{va}$ ): responsável pela transferência de energia para a carga. Esta corrente é igual à corrente ativa definida por Fryze;
- *Correntes de Potência* ( $i_{vp}$ ): responsáveis pela potência instantânea;
- *Correntes de Potência Zero* ( $i_{vz}$ ): não contribuem para a transferência de energia, e estas correntes podem ser compensadas sem a necessidade de armazenadores de energia [51];

Debenbrock, também destaca que a tensão e corrente podem ainda ser descompostas em tantas sub-parcelas quanto for de interesse. Segundo o autor, o número de parcelas de potência não deve ser fixado a priori, mas sim definido em função de cada aplicação.

### 3.4 Proposta de Willems

Os trabalhos recentes descritos por este autor discutem as definições de potência aparente e sua relação com o fator de potência, assim como a influência do referencial de tensão com os mesmos [15, 18, 46, 47]. Para isso é necessário um conjunto de definições de quantidades de potências que são pertinentes para as novas situações, e que tem que ser válidas para as situações clássicas, para se ter uma base comum.

Um dos pontos essenciais de discussão é a escolha do referencial de tensão para o cálculo do valor efetivo da tensão e, por conseguinte, da potência aparente. Desta maneira a escolha do referencial de tensão não é uma questão de conveniência.

No entanto, sob condições apropriadas, a escolha do referencial de tensão pode ser o ponto virtual e em outra situação, a referência pode ser um dos terminais, em particular o terminal de retorno (neutro). Cada uma destas referências de tensão corresponde a uma definição justificável de potência aparente. Assim o conceito de potência aparente e as quantidades relacionadas a esta, originam duas possíveis definições:

- 1) A potência aparente é igual à máxima potência ativa que pode ser transmitida por uma *forma de onda de tensão dada*, e um *valor de corrente eficaz dado*;
- 2) A potência aparente é igual à máxima potência ativa que pode ser transmitida por um *valor de tensão eficaz dado*, e um *valor de corrente eficaz dado*.

A primeira definição foi desenvolvida por Fryze [39], Buchholz [48], e Depenbrock [4, 8], e se caracteriza apenas pelas perdas na linha através do valor da corrente eficaz. O segundo corresponde à definição feita na recente norma IEEE Standard 1459-2000 [12], em que além das perdas de transmissão impostas pela corrente eficaz, pretende preservar também as perdas dielétricas nos isolamentos, através do valor eficaz da tensão.

#### A) Análise da Potência Aparente com Referência no Ponto Virtual

Deste ponto de vista o condutor de retorno (neutro) é tratado como um condutor ativo e, portanto, terá as mesmas características dos condutores de fase, com resistência igual a dos condutores das fases. Esta seria uma razão fundamental para se utilizar o ponto virtual como referência de tensão.

As perdas totais nos condutores de resistência “R” são dadas em função dos valores eficazes das correntes:

$$\Delta P = R(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + I_n^2) = R\|i\|_*^2, \quad (3.37)$$

$\|i\|_*$  é o valor coletivo eficaz do vetor corrente.

$$\|i\|_* = \sqrt{I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + I_n^2}. \quad (3.38)$$

Este valor coletivo eficaz pode ser expresso em função da corrente equivalente (vide Apêndice B, equação B.16):  $I_{e^*} = \frac{I}{\sqrt{3}} \|i\|_*$ .

Apesar das equações obtidas no Apêndice B levarem em conta a presença de harmônicas, as equações apresentadas por Willems tratam apenas do componente fundamental, representadas na forma fasorial convencional.

Desta forma, considerando tensões senoidais, o valor da tensão coletiva eficaz em relação ao ponto virtual é definida como:

$$\|v\|_* = \sqrt{V_{a^*}^2 + V_{b^*}^2 + V_{c^*}^2 + V_{n^*}^2}, \quad (3.39)$$

onde  $v_*$  é o potencial de tensão no ponto virtual. Pode-se mostrar que esse potencial corresponde ao valor médio dos potenciais dos  $m = 4$  condutores:

$$v_* = \frac{v_a + v_b + v_c + v_n}{4}. \quad (3.40)$$

No Apêndice B, equação B.32, essa relação foi usada de forma vetorial.

A expressão 3.39 pode ser relacionada com a tensão equivalente comparando as equações através de:  $V_{e^*} = \|v\|_* / \sqrt{3}$  (vide Apêndice B, equação B.41).

$V_{e^*}$  é uma tensão equivalente utilizando o ponto virtual como a referência para as tensões, que também pode ser expressa utilizando tensões eficazes entre as fases, e entre fases e neutro (vide Apêndice B, equação B. 38):

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{I}{12} (V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2 + V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2)} \quad (3.41)$$

Assim a potência aparente com a referência das tensões no ponto virtual pode ser definida como o produto dos valores coletivos eficazes de tensão e corrente:



$$S_* = \|\mathbf{v}\|_* \|\mathbf{i}\|_* = 3V_{e^*} I_{e^*}. \quad (3.42)$$

A potência aparente pode ainda ser expressa em função das componentes de seqüência positiva, negativa e zero (+, -, 0) da tensão e corrente eficazes (vide Apêndice B, equações B.15 e B.39)

$$V_{e^*} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{1}{4}V_0^2}. \quad (3.43)$$

$$I_{e^*} = \sqrt{I^{+2} + I^{-2} + 4I_0^2}. \quad (3.44)$$

Substituindo as equações 3.43 e 3.44 na equação 3.42, obtém-se a potência aparente em função dos componentes de seqüência, para o caso desequilibrado.

### B) Análise da Potência Aparente com Referência no Condutor de Retorno (Neutro)

A utilização do condutor de retorno (neutro) como a referência da tensão é defendida pelo o grupo de trabalho do IEEE, que corresponde a assumir que a tensão impõe as potências a uma carga  $P_Y$ , devido às tensões de fase e neutro, assim como as potências a uma carga  $P_\Delta$  devido às tensões entre fases, Figura 3.3b.

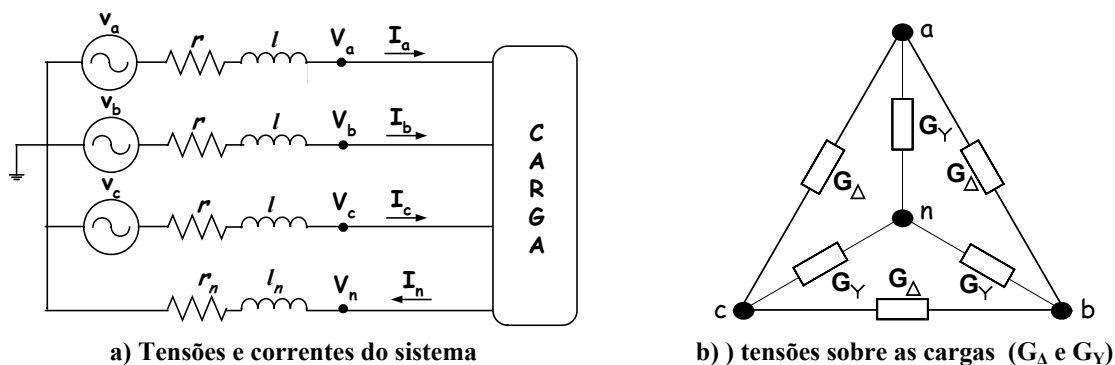


Figura 3.3: Sistema trifásico com 4 condutores

Como resultado, tem-se a tensão equivalente igual à obtida por Emanuel, equação 3.9, e a corrente equivalente, considerando resistências iguais ( $\rho=1$ ) tanto para as fases como para o neutro, resulta da equação 3.4:

$$I_{e^n} = \frac{I}{\sqrt{3}} \sqrt{I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + I_n^2} = I_{e^*}. \quad (3.45)$$

A potência aparente, com referência das tensões no condutor de retorno(neutro), de acordo com estas definições é dada por:

$$S_n = 3V_e I_{e^n}. \quad (3.46)$$

A tensão e a corrente eficaz equivalente, em relação às componentes fundamentais de seqüência +, -, 0 são expressas pelas seguintes relações (vide Apêndice B, equações B.15 e B.23).:

$$V_{e^n} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{1}{2}V_0^2}. \quad (3.47)$$

$$I_{e^n} = \sqrt{I^{+2} + I^{-2} + 4I_0^2}. \quad (3.48)$$

Donde  $V_{e^n}$  é a tensão eficaz equivalente utilizando o condutor de retorno (neutro) como a referência para a tensões.

### C) Potência Aparente para Diferentes Características de Perdas

Até agora foram consideradas resistências iguais, tanto para os condutores de fase como para o neutro. Na análise que segue, será considerado que a resistência do neutro é diferente das resistências das fases, Figura 3.3a. Esta diferença resulta em diferente caracterização das perdas na linha e, conseqüentemente nas expressões da potência aparente, conforme as duas análises (virtual e neutro), assumindo que:

$$R_n = \rho R, \quad (3.49)$$

Dadas as perdas, a corrente eficaz equivalente é calculada a partir de:

$$\Delta P = R(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + \rho I_n^2) = R\|i\|_{*\rho}^2 = R(\sqrt{3}I_{e^*\rho})^2, \quad (3.50)$$

Como se pode observar, a contribuição da corrente do condutor de retorno (neutro) é multiplicada pelo fator  $\rho$ , resultando uma ponderação diferente da contribuição dos condutores das fases.

Desta forma, a tensão eficaz equivalente com relação ao ponto virtual é dada por:

$$V_{*\rho} = \frac{V_a + V_b + V_c + \frac{I}{\rho} V_n}{3 + \frac{I}{\rho}}, \quad (3.51)$$

e a tensão eficaz equivalente em função das tensões de fase e linha, para diferentes resistências (condutor de retorno diferente dos condutores de fases), fica:

$$V_{e*\rho} = \frac{I}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2 + \frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2}{\rho}}{3 + \frac{I}{\rho}}}. \quad (3.52)$$

Resultando a potência aparente com o ponto virtual como a referência das tensões, para diferentes condições de perdas como sendo:

$$S_{*\rho} = 3V_{e*\rho} I_{e*\rho}. \quad (3.53)$$

Também pode-se expressar tal tensão e corrente eficaz em função dos valores eficazes dos componentes de seqüência:

$$V_{e*\rho} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{I}{1 + 3\rho} V_0^2}. \quad (3.54)$$

e

$$I_{e*\rho} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + (1 + 3\rho) V_0^2}. \quad (3.55)$$

Da mesma forma, a tensão com o condutor de retorno como a referência para as tensões, que depende das potências da carga ( $P_Y$  e  $P_\Delta$ ), equação 3.47, pode ser expressa em função dos componentes de seqüência:

$$V_{en\xi} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{I}{I + \xi} V_0^2}. \quad (3.56)$$

onde,  $\xi$  corresponde ao quociente das potências na carga devido às tensões fase-fase e as potências devido às tensões fase-neutro Figura 3.3b, sendo  $P_\Delta = \xi P_Y$  e  $G_\Delta = \frac{\xi}{3} G_Y$ .

Como a corrente eficaz equivalente é igual para ambas as condições (ponto virtual e neutro), equações 3.44 e 3.48, a corrente eficaz equivalente para condições de diferentes características de perdas é dada pela equação 3.55 e, portanto, a potência aparente com a referência de tensão em relação ao condutor de retorno (neutro) resulta em:

$$S_{n\xi} = 3V_{en\xi} I_{e^* \rho}. \quad (3.57)$$

Como se pode observar, a potência aparente segundo as duas condições depende de  $\rho$  e  $\xi$ , e diferença entre as duas definições aparece quando a tensão de seqüência zero ( $V_0$ ) está presente no sistema polifásico, uma vez que há diferença entre as definições das tensões equações (3.43, 3.47, 3.54 e 3.56) por conta da escolha da referência.

### 3.5 Discussões e Conclusões

- O método de Blondel, que utiliza m-1 medidores para a medição da potência ativa total transferida para a carga em um sistema com m condutores, considera as perdas nos condutores a jusante do ponto de medição, da mesma maneira que os métodos de Emanuel ou Depenbrock;
- A proposta do Working Group do IEEE, para o cálculo da corrente efetiva ( $I_e$ ), considera todas as correntes tanto das linhas e do neutro. Da mesma maneira, a tensão efetiva ( $V_e$ ) é função de todas as tensões de fase-neutro e linha-linha. Uma vez tendo calculado a corrente e a tensão efetiva em função das medidas na rede, propõe-se, decompor a potência aparente ( $S_e$ ) em duas componentes: componente fundamental, a esperada pelos usuários, e a restante que é devido às anormalidades da rede. Assim estas parcelas refletem o regime de funcionamento da rede;
- O fator de potência efetivo ( $FP_e$ ), indica o incremento das perdas de transmissão e distribuição devido às particularidades da carga. Deve-se ter cuidado ao utilizar o  $FP_e$ ,

pois não distingue os diferentes efeitos dos distúrbios das cargas, inviabilizando seu uso para compensar os reativos ou estimar a capacidade dos equipamentos;

- A escolha errada do valor de  $\rho$  compromete o cálculo de  $I_e$  e conseqüentemente o cálculo da potência aparente e finalmente do fator de potência;
- A teoria apresentada por Depenbrock, emprega magnitudes instantâneas de um sistema polifásico com um número genérico de fases, não distingue condutores de fase e de neutro, para o cálculo da potência aparente coletiva ( $S_\Sigma$ ), e para determinar um circuito equivalente que representa a totalidade do sistema polifásico;
- Depenbrock apresenta uma metodologia, que não só formula uma definição de potências e propõe uma divisão das mesmas, como também estabelece as bases para a determinação de um circuito equivalente e, por tanto, permite a compensação de potência não-ativa;
- Willems por sua vez, propõe uma teoria de potência para cada definição, primeiro em função ao ponto virtual e a segunda em função ao condutor neutro. Ambas definições dependem das perdas da linha e da relação entre a resistência do condutor neutro a resistência do condutor de fase. Assim, para ambas as definições de potência aparente, a corrente será função de todas as particularidades da rede;
- A definição de potência aparente, tomando como ponto de referência o condutor neutro, depende da relação entre as condutâncias das cargas ligadas em Y ou  $\Delta$  no entanto, tomando o ponto virtual como referência, depende da relação das resistências dos condutores apenas;
- A diferença entre estas duas definições de potência aparente, de acordo com Willems, está na forma de incluir a tensão de seqüência zero, o que significa que estas propostas só são equivalentes para sistemas sem tensões de seqüência zero;
- Um dos pontos mais críticos das discussões, é a identificação do sentido do fluxo de potência harmônica, que mesmo nas propostas estudadas não foi solucionada;
- Do ponto de vista de Qualidade da Energia, qual é a interpretação da tensão coletiva e a tensão equivalente? Elas representam uma tensão equivalente de linha ou de fase?;
- Na presença de componentes de seqüência zero, a escolha da referência de tensão, leva a uma diferente formulação para a tensão coletiva como para a tensão equivalente, apresentando diferente equacionamento e assim do ponto de vista da qualidade de energia, existem dúvidas sobre qual destas propostas é a mais adequada para a quantificação dos indicadores de qualidade tais como: distorção harmônica, desequilíbrio, VTCD, flicker, etc., seja em sistemas trifásicos com 3 ou 4 condutores. No próximo capítulo são apresentados alguns exemplos de simulação, mostrando essas diferenças.

# Capítulo 4

## Influência da Referência de Tensão sobre Indicadores de Qualidade

No capítulo anterior foram apresentados alguns métodos para medição de potência instantânea em sistemas de energia elétrica polifásicos, sujeitos a desequilíbrios e distorções harmônicas. Foi mostrado que a escolha da referência para a medição das tensões leva a diferentes abordagens e equacionamentos, cujos resultados podem diferir, especialmente quando existe corrente no condutor de retorno (neutro).

Neste capítulo, serão apresentadas simulações de tensões em sistemas trifásico a 3 e 4 condutores e, posteriormente, o problema da flutuação do ponto comum dos medidores em sistemas a 4 condutores. Nestes exemplos o principal objetivo é focalizar a influência da escolha da referência para medição das tensões sobre os indicadores de Qualidade de Energia Elétrica.

Para sistemas trifásicos, a 3 e 4 condutores, o objetivo é comparar as medições das tensões resultantes das duas formas de medição (referência em um dos condutores ou no ponto virtual) com as medições nos terminais da carga. Além disso, mostram-se os erros resultantes da flutuação do ponto comum dos medidores, na presença de distúrbios, tais como:

- Caso 1 – Variação de Tensão de Curta Duração (VTCD);
- Caso 2 – Distorções Harmônicas;
- Caso 3 – Desequilíbrio das Tensões.

No primeiro caso, serão gerados na fonte de tensão: sub-tensões monofásicas, bifásicas, trifásicas equilibradas e desequilibradas e sobre-tensões, para quantificar o verdadeiro impacto da referência das tensões na análise de VTCD's.

No segundo caso, serão gerados na fonte de tensão: harmônicos ímpares até a décima quinta ordem, com amplitudes de 50% da fundamental para salientar o efeito de sua presença.

No terceiro caso, serão impostos através da fonte de tensão: desequilíbrio de tensões nas diferentes fases, dando como resultado os fatores de desequilíbrio de seqüência negativa e zero, respectivamente, para cada sistema (3 ou 4 condutores).

Manuais de equipamentos muitas vezes sugerem diferentes formas de conexão para a medição das tensões, sem explicar o significado das medidas resultantes.

Nos próximos itens, mostra-se que a escolha da referência das tensões do ponto de vista de QEE, segue uma lógica distinta que no cálculo de potências, discutidas no capítulo anterior.

## 4.1 Sistemas Trifásicos sem Condutor de Retorno

A Figura 4.1 mostra o esquema com 3 condutores e a forma de medição em relação ao ponto virtual, usado para a simulação dos diferentes casos (1, 2 e 3) através do software Matlab Simulink®. Para fins de comparação, serão utilizadas, as medidas das tensões entre os pares de condutores (tensões de linha) nos terminais de uma carga. Os resultados, apresentados a seguir, permitem extrair algumas conclusões a respeito de cada uma das topologias de medição apresentadas.

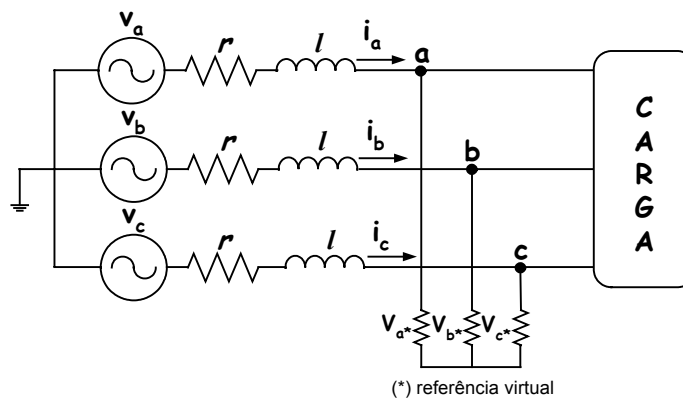


Figura 4.1: Circuito trifásico com 3 condutores e tensões medidas em relação ao ponto virtual.

### 4.1.1 Caso 1: Simulação de uma VTCD

Para as simulações de variação de tensão de curta duração (VTCD), foram ajustadas na fonte trifásica, tensões de linha inicialmente equilibradas de 220V eficazes, 60Hz e um redução

da tensão entre as fases B e C para 100V foi imposta, durante 4 ciclos. Os valores RMS por ciclo, com janela deslizante (1 ciclo de 60Hz), foram medidos conforme as duas metodologias apresentadas anteriormente (referência em um dos condutores e referência no ponto zero virtual). Para a referência das tensões no ponto zero virtual é necessário fazer uma adaptação no algoritmo, já que estas tensões são tensões virtuais de fase, e as tensões de linha podem ser expressas como:

$$V_{ab} = V_{a^*} - V_{b^*}$$

$$V_{bc} = V_{b^*} - V_{c^*}$$

$$V_{ca} = V_{c^*} - V_{a^*}$$

Os valores resultantes foram então dispostos na forma dos gráficos para a melhor visualização.

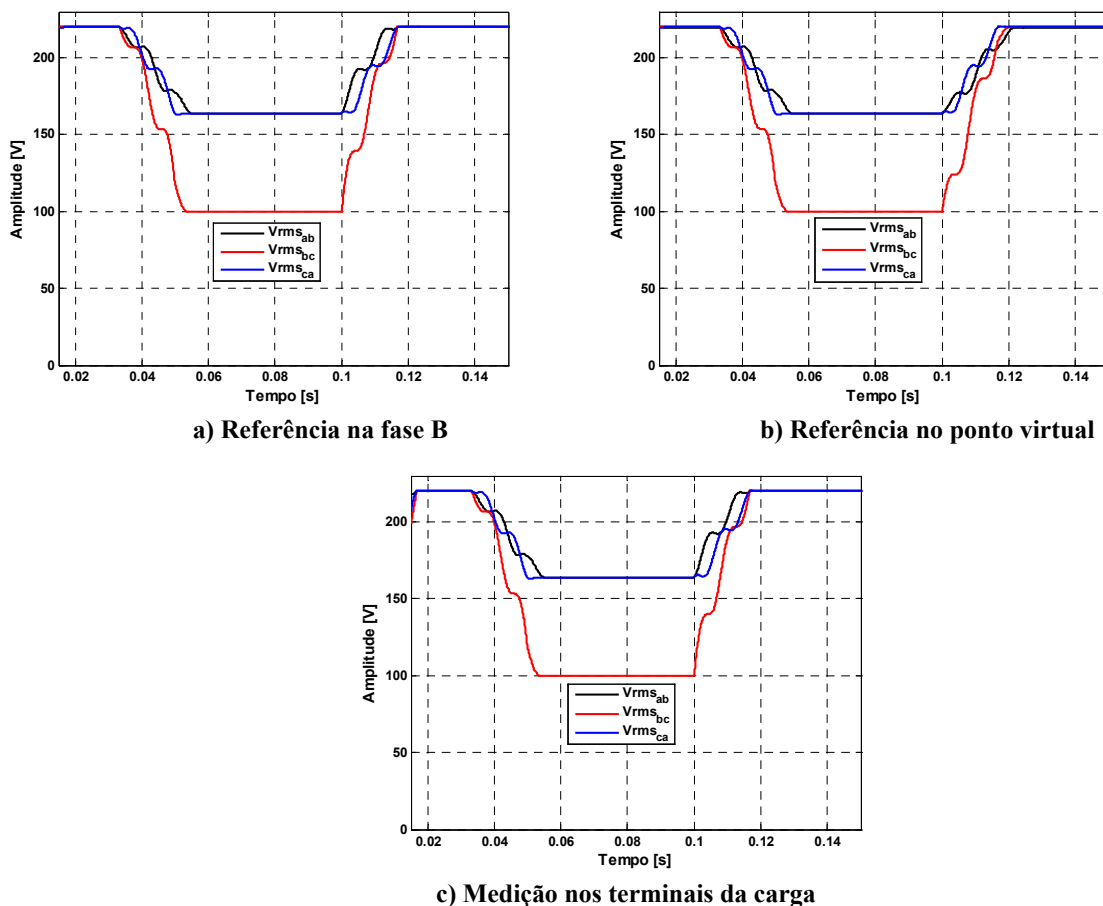


Figura 4.2: Evolução do valor RMS durante um afundamento de tensão entre as fases B e C, de 220V para 100V (durante 4 ciclos).



O resultado da medição mostra que o evento foi capturado corretamente pelos dois métodos, tanto em termos de magnitude como da duração do afundamento. As Figuras 4.2a e 4.2b mostram que, neste caso (conexão delta), os dois métodos de medição das tensões representam adequadamente o impacto sofrido efetivamente pela carga, devido à redução da tensão B-C (Figura 4.2c).

#### 4.1.2 Caso2: Simulação de Distorções Harmônicas

Para avaliar a capacidade de medição de harmônicas, primeiramente foram programadas na fonte tensões trifásicas equilibradas fundamentais de 220V, 60Hz, às quais foram adicionadas tensões harmônicas ímpares até a 15ª ordem, com amplitude de 50% da fundamental, para tornar mais evidente a sua presença .

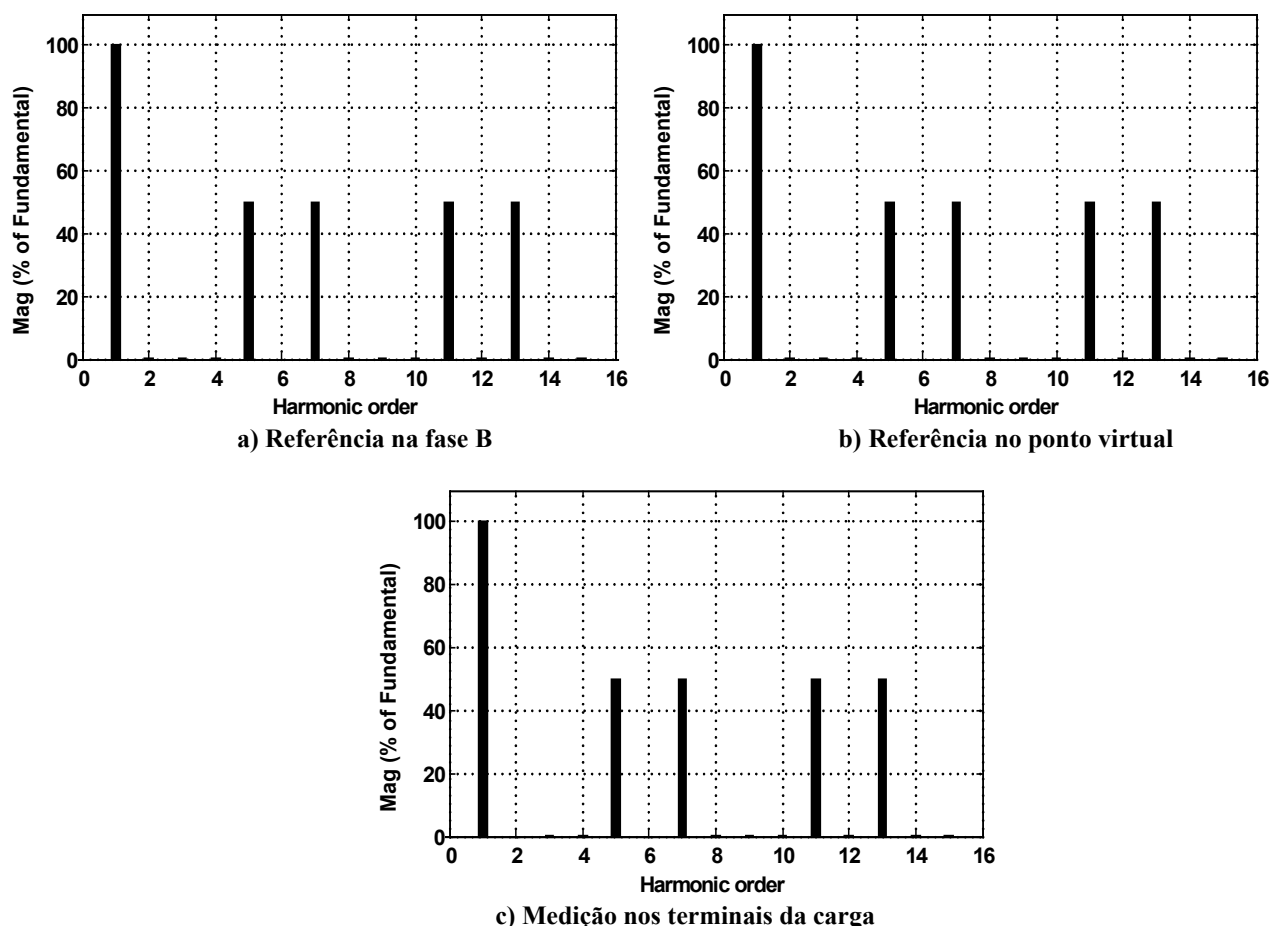


Figura 4.3: Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (3 condutores).

As Figuras 4.3a e 4.3b mostram que as duas topologias de medição discutidas são equivalentes sob a ótica da medição dos componentes harmônicos, destacando-se que neste caso os componentes homopolares (de seqüência zero), são automaticamente filtrados pela topologia

do circuito 3 fios (sem retorno). A Figura 4.3c representa o impacto causado sobre a carga, que coincide com o que foi observado pelas medições segundo os dois métodos.

### 4.1.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões

Uma rede equivalente a 3 fios, não apresenta problemas de componentes homopolares (seqüência zero) e, portanto, o fator de desequilíbrio devido à seqüência zero ( $K^0 = \dot{V}^0 / \dot{V}^+$ ), será sempre nulo, uma vez que não existe o condutor de retorno.

Isto significa que, do ponto de vista do desequilíbrio, basta monitorar o nível de seqüência negativa da tensão ( $V^-$ ) e, por essa razão se analisa apenas o indicador ( $K^- = \dot{V}^- / \dot{V}^+$ ) ou seja, a razão entre as magnitudes do componente negativo e positivo das tensões da rede.

Nos testes realizados, para a avaliação do desempenho das duas metodologias, quanto ao indicador desequilíbrio de tensão, foram programados na fonte, sinais para as três fases, cujos valores de amplitude e ângulo inicial estão indicados na Tabela 4.1:

TABELA 4.1: Tensões e ângulos programados na fonte

	Teste 1		Teste 2		Teste 3		Teste 4	
Tensões na fonte	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo
$v_a$	179,61 V	0°	179,61 V	0°	197,57 V	0°	197,57 V	0°
$v_b$	159,81 V	-104,4°	159,81 V	-104,4°	171,34 V	-125,21°	171,34 V	-114,79°
$v_c$	208,59 V	132,1°	208,59 V	144°	171,34 V	125,21°	171,34 V	114,79°

Os valores teóricos e simulados dos fatores de desequilíbrio para cada teste realizado são indicados na Tabela 4.2:

TABELA 4.2: Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição

Teste	Valor teórico		Referência na fase B		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
1	15,92	0,00	15,92	0,00	15,92	0,00	15,92	0,00
2	19,49	0,00	19,49	0,00	19,49	0,00	19,49	0,00
3	10,00	0,00	10,00	0,00	10,00	0,00	10,00	0,00
4	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

De acordo com a Tabela 4.2, o fator de desequilíbrio de seqüência negativa ( $K^-$ ) resulta idêntico para as duas metodologias de medição, coincidindo também com o valor teórico e a medição nas terminais da carga. Como era esperado, o fator de desequilíbrio de seqüência zero ( $K^0$ ), resulta nulo em função da não existência do condutor de retorno (neutro).

Portanto, no caso trifásico sem condutor de retorno, a escolha da referência para a medição das tensões instantâneas, mesmo sob condições não-senoidais ou desequilibradas, pode ser o ponto zero virtual ou qualquer um dos 3 condutores. No caso de se usar um dos condutores como referência, pode-se economizar um canal de medição, uma vez que vale a relação

instantânea:

$$v_{ab} + v_{bc} + v_{ca} = 0.$$

Isto significa que uma das tensões pode ser obtida pela diferença das outras duas. Por exemplo, supondo a fase *b* como referência, as medidas nos dois canais poderiam ser combinadas da seguinte forma para fornecer a terceira tensão:

$$v_{ac} = v_{ab} - v_{cb}$$

Notar que essa operação não pode ser realizada conhecendo-se apenas os valores das tensões eficazes (rms).

## 4.2 Sistemas Trifásicos com Condutor de Retorno

No caso trifásico com 4 condutores, utilizou-se para fins de comparação dos efeitos sobre o consumidor final, medidas de tensões de fase nos terminais de uma carga conectada em Y com retorno. A Figura 4.4 mostra o esquema referente aos três casos simulados. Os resultados apresentados a seguir permitem extrair algumas conclusões a respeito de cada uma das topologias de medição (em relação ao ponto virtual ou ao neutro) de sistema trifásico com retorno.

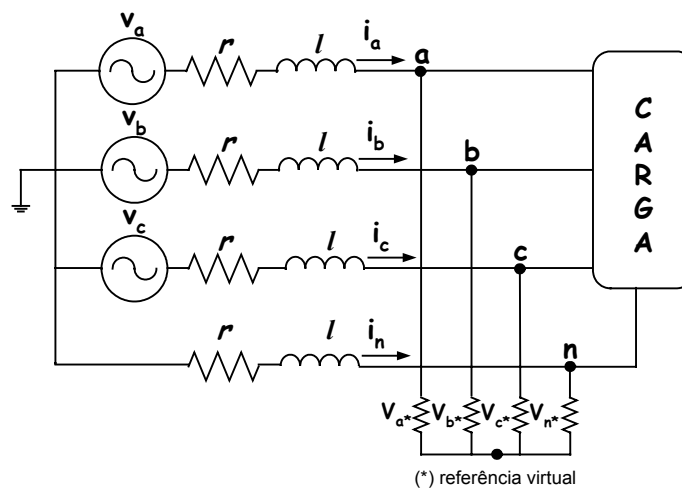


Figura 4.4: Circuito trifásico com 4 condutores e tensões medidas em relação ao ponto virtual.

### 4.2.1 Caso 1: Simulação de VTCD's

Neste caso a fonte foi programada para produzir tensões senoidais equilibradas, com 127V por fase, 60Hz. Para esta condição foram gerados eventos simulando um afundamento (redução) monofásico, um bifásico, e dois trifásicos. Em cada caso se comparou a resposta das

metodologias utilizando as duas formas de referência de tensão (referência no ponto zero virtual ou referência no condutor de retorno) com a medição nas terminais da carga em estrela.

**Sub-tensão Monofásica:**

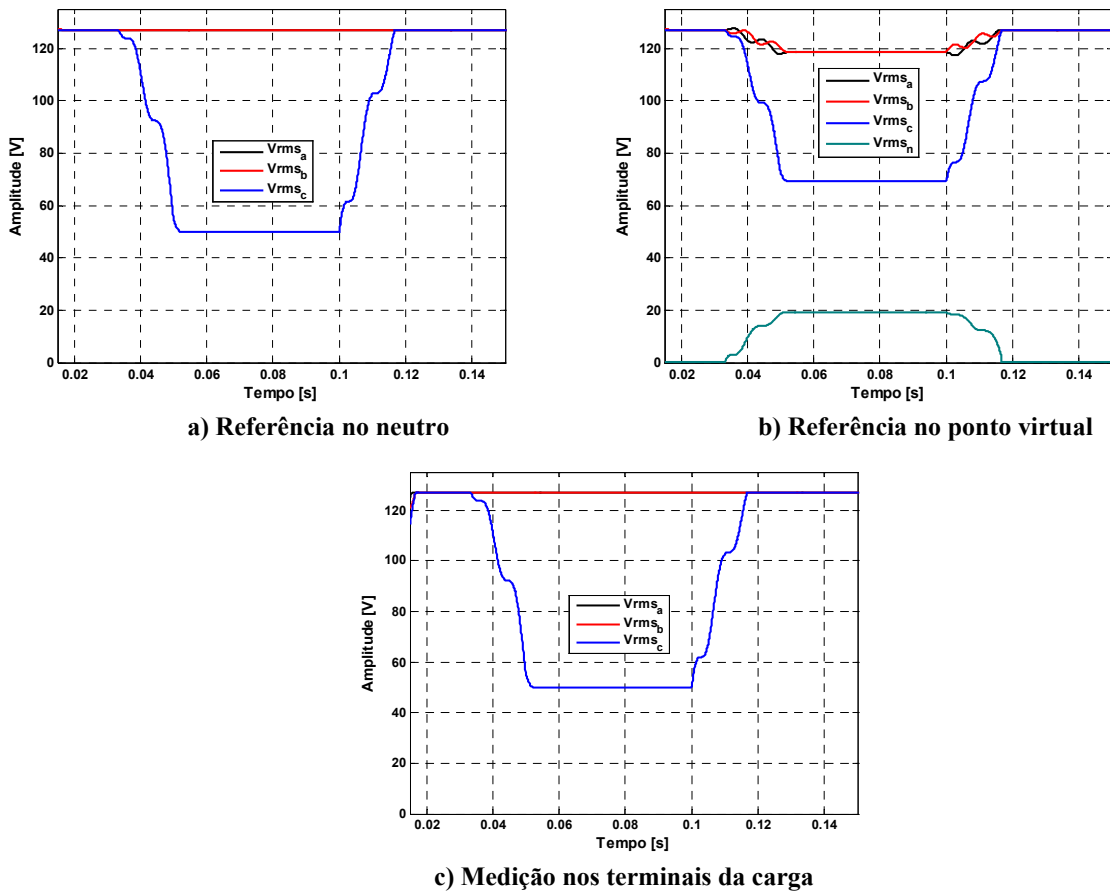
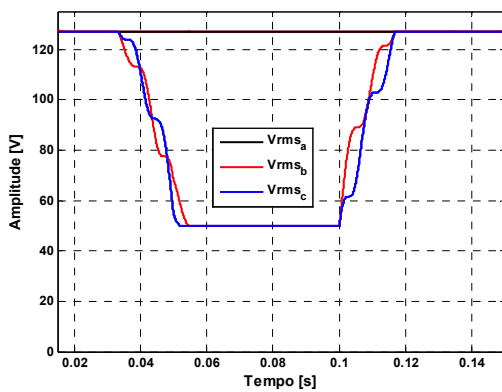
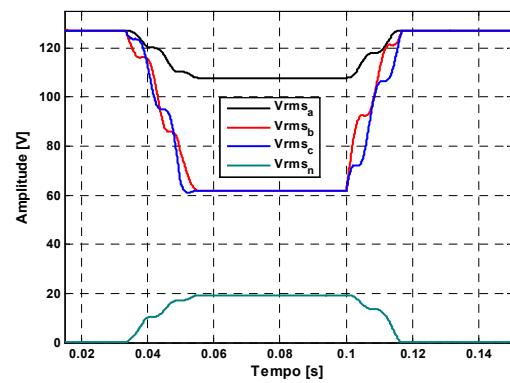


Figura 4.5: Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

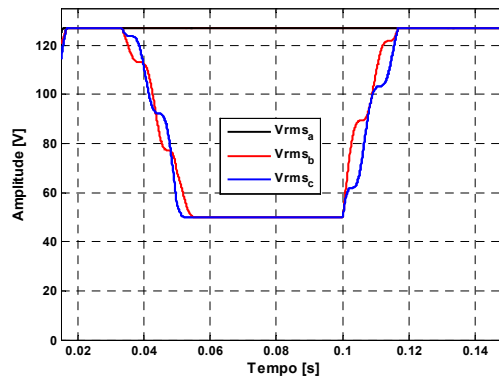
**Sub-tensão Bifásica:**



a) Referência no neutro



b) Referência no ponto virtual



c) Medição nos terminais da carga

Figura 4.6: Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

**Sub-tensão Trifásica Equilibrada:**

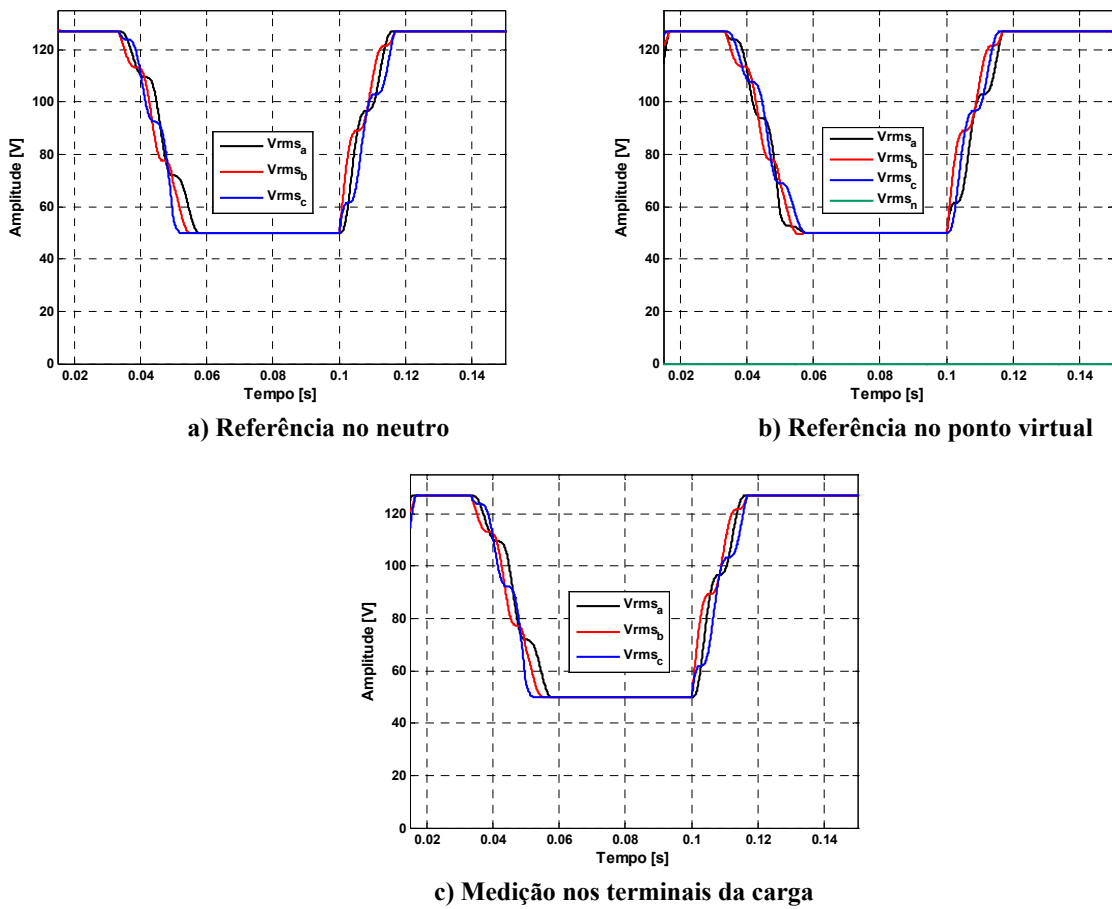
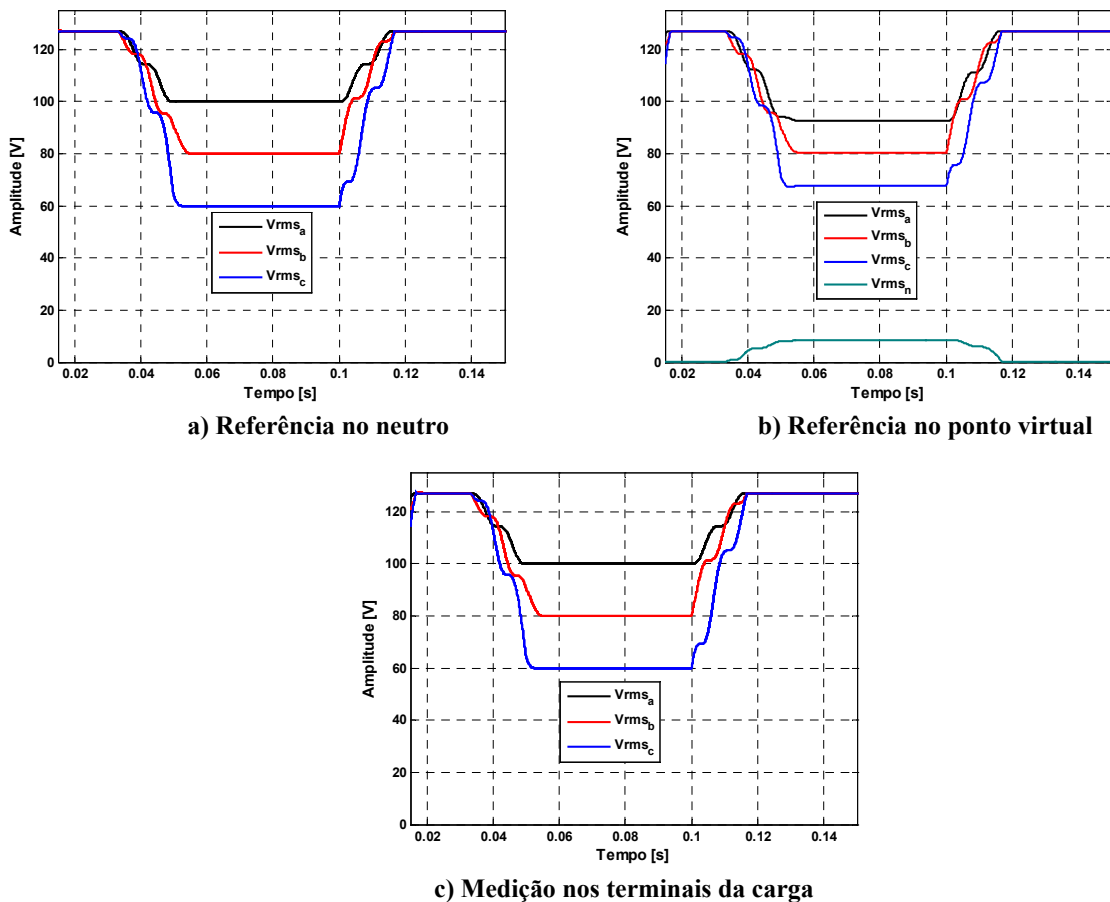


Figura 4.7: Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico equilibrado (as três fases, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

**Sub-tensão Trifásica Desequilibrada:**



**Figura 4.8:** Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos.

Nas Figuras 4.5a, 4.6a, 4.7a, e 4.8a pode-se observar que, com a referência no neutro, os eventos foram corretamente detectados e quantificados (amplitude e duração) em todas as fases, representando, portanto, exatamente o impacto sobre a carga (Figuras 4.5c, 4.6c, 4.7c e 4.8c).

No entanto, segundo as Figuras 4.5b, 4.6b e 4.8b com a utilização do ponto virtual como referência das tensões, ocorreu a detecção do evento, porém não da forma como foi gerado, nem recebido pelas cargas. Portanto, este método influencia na avaliação do impacto de uma VTCD.

Notar que no caso de evento balanceado, Figura (4.7b), esse método também avaliou corretamente o afundamento das tensões. Esse é o único caso de evento balanceado sem corrente de retorno para esse sistema a 4 fios.

### Sobre tensão Trifásica Desequilibrada:

Com as tensões da fonte ajustadas em 127V por fase, 60Hz, foi programada uma elevação de tensão nas fases A e B de 127V para 150V, durante 4 ciclos.

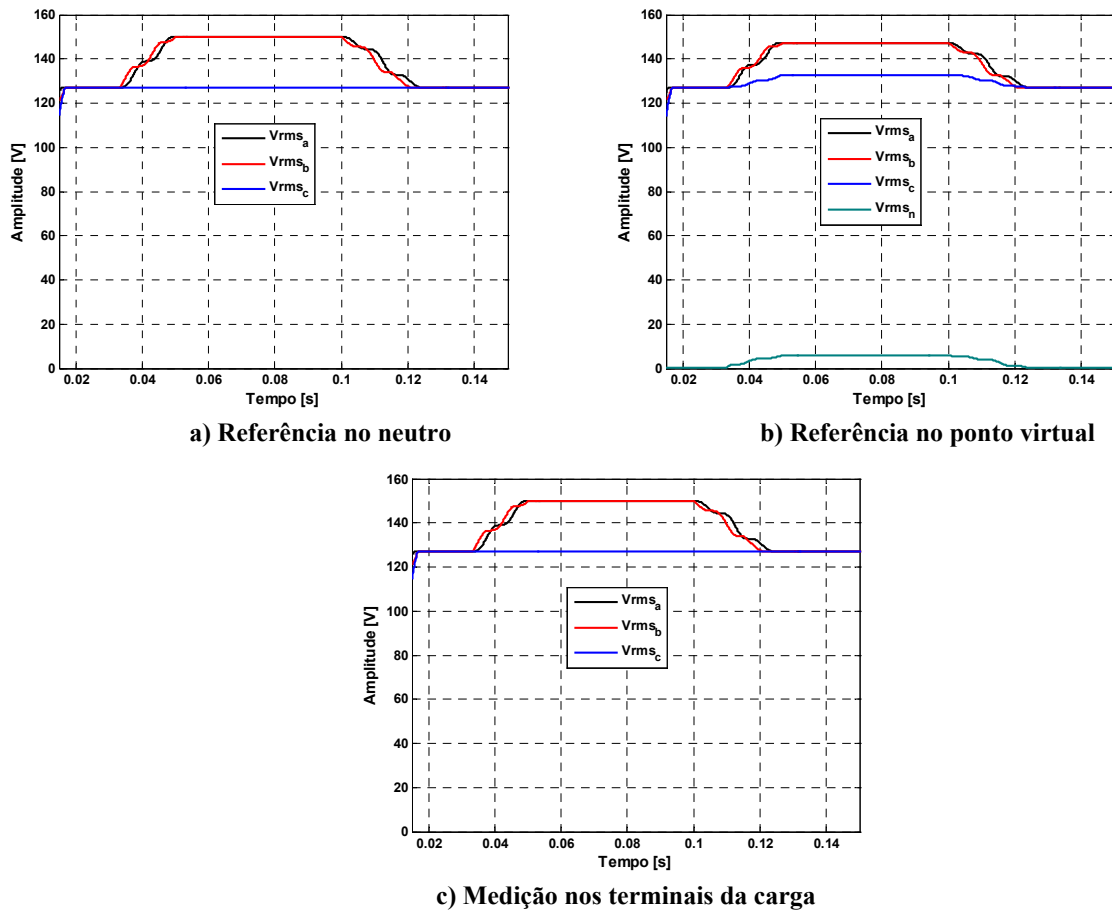


Figura 4.9: Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão nas fases A e B, de 127V para 150V durante 4 ciclos.

Os gráficos da Figura 4.9, mostram o comportamento da variação do valor eficaz das tensões durante uma elevação de tensão. Sendo um evento desequilibrado, a medição utilizando o ponto virtual não reproduz a sobre-tensão da forma como foi gerada.



### 4.2.2 Caso2: Simulação de Distorções Harmônicas

Para este teste foram gerados as mesmas frequências harmônicas do caso de 3 fios (harmônicas ímpares até a 15ª com 50% da amplitude da fundamental), sendo as tensões fundamentais de 127V por fase, na frequência de 60Hz.

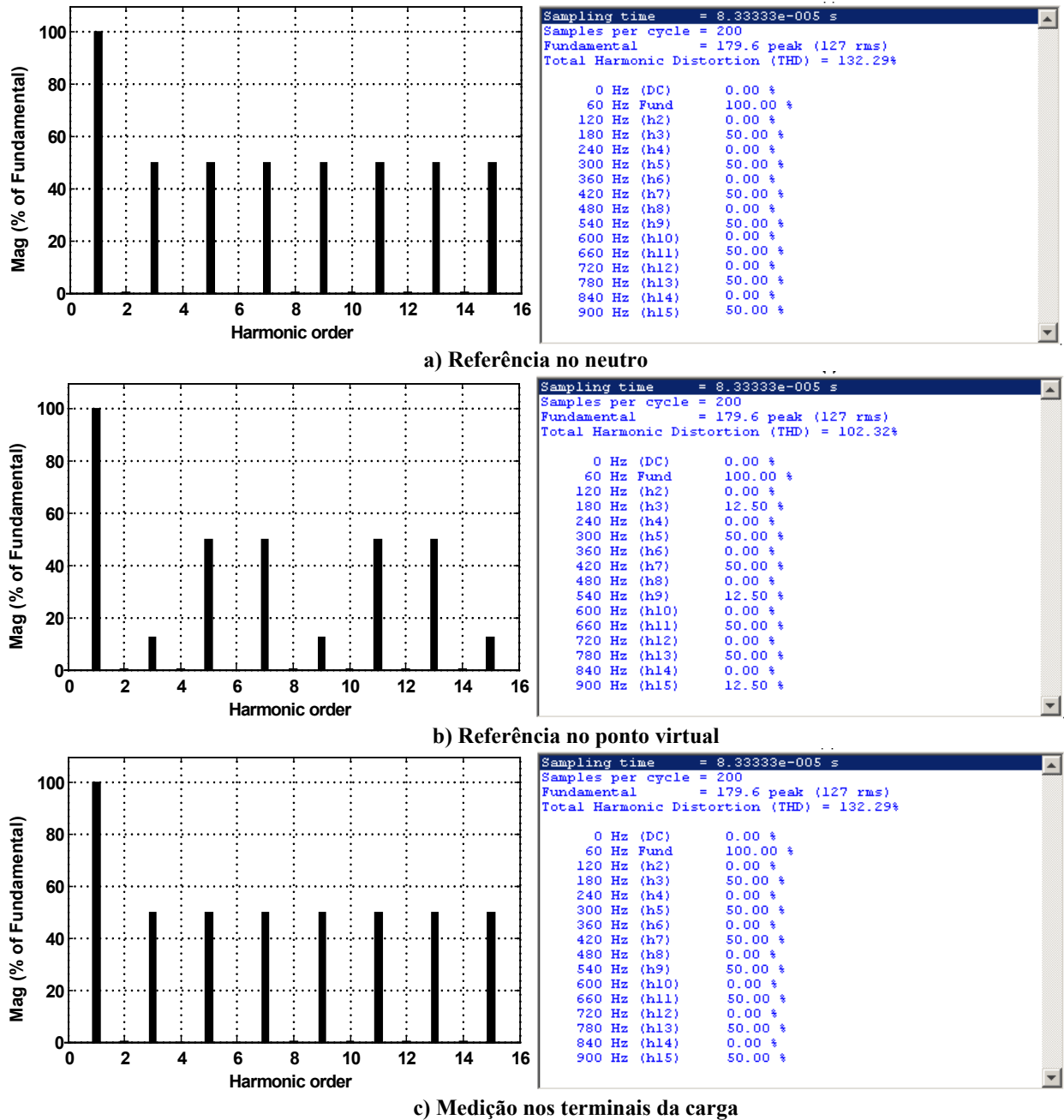


Figura 4.10: Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).

A Figura 4.10a mostra que a medição utilizando a referência das tensões no condutor de retorno detecta corretamente a presença dos harmônicos ímpares, com amplitudes de 50%, portanto nesta configuração está sendo quantificado o verdadeiro impacto na carga (Figura 4.10c).

Notar que, utilizando o ponto virtual como referência das tensões (Figura 4.10b), os harmônicos múltiplos de 3 não foram detectados corretamente. Tais componentes homopolares ou de seqüência zero são atenuados pelo fator de  $\frac{1}{4}$  com relação ao espectro esperado da tensão sobre a carga linear (Figura 4.10c).

### 4.2.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões

Em sistemas a 4 fios a situação se apresenta de forma muito diferente que nos sistemas a 3 fios, pois neste caso o desequilíbrio está associado com a forma de conexão dos consumidores finais, que podem ter cargas monofásicas, bifásicas ou trifásicas, conectadas na mesma rede.

Neste caso, o desequilíbrio das correntes e tensões de fase pode apresentar significativos componentes de seqüência zero e, portanto, além do fator de seqüência negativa ( $K^-$ ), há necessidade de monitorar também o fator ( $K^0$ ). Esta é uma razão para se tratar a questão de desequilíbrio de maneira diferenciada para os sistemas com ou sem condutor de retorno.

Os testes realizados para a avaliação dos indicadores de seqüência negativa e zero, são indicados na Tabela 4.3.

TABELA 4.3: Tensões e ângulos programados na fonte

Tensões na fonte	Teste 1		Teste 2		Teste 3		Teste 4	
	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo
$v_a$	179.61 V	0°	179.61 V	0°	197.57 V	0°	197.57 V	0°
$v_b$	159.81 V	-104.4°	159.81 V	-104.4°	171.34 V	-125.21°	171.34 V	-114.79°
$v_c$	208.59 V	132.1°	208.59 V	144°	171.34 V	125.21°	171.34 V	114.79°

Os valores teóricos esperados e os obtidos experimentalmente são indicados na Tabela 4.4.

TABELA 4.4: Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição

Teste	Valor teórico		Referência no neutro		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
<b>1</b>	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00
<b>2</b>	19.49	<b>8.02</b>	19.49	<b>8.02</b>	19.49	<b>2.01</b>	19.49	<b>8.02</b>
<b>3</b>	10.00	0.00	10.00	0.00	10.00	0.00	10.00	0.00
<b>4</b>	0.00	<b>10.00</b>	0.00	<b>10.00</b>	0.00	<b>2.50</b>	0.00	<b>10.00</b>

Segundo a Tabela 4.4, como era esperado, tanto com a referência de tensão no condutor de retorno como no ponto virtual, acusarão desequilíbrios iguais para o componente negativa

( $K^-$ ). No entanto, o indicador de seqüência zero ( $K^0$ ), para a medição com o ponto de referência das tensões no ponto virtual, provocou uma variação, que resulta diferente da esperada, sendo atenuada de um fator de  $\frac{1}{4}$ .

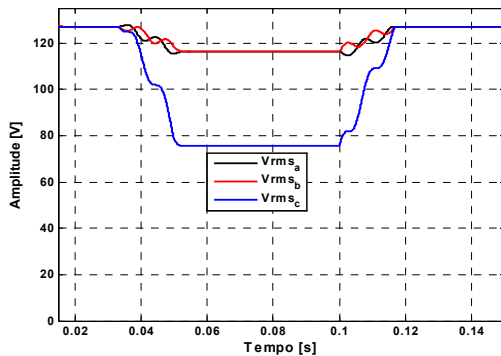
Um outro problema associado à medição de tensão é a flutuação do ponto comum do medidor. Estes problemas serão ilustrados com os exemplos do seguinte item.

### 4.3 O problema da Flutuação do Ponto Comum dos Medidores

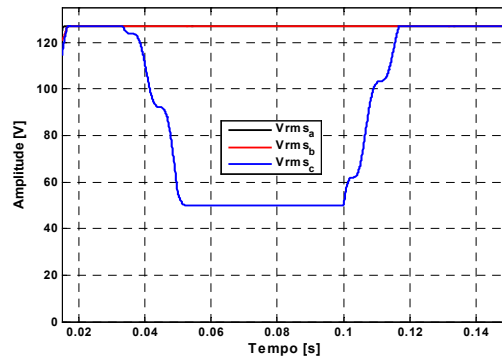
A conexão dos canais de entrada do medidor em Y flutuante, apresenta problemas de quantificação para a medição e monitoramento da qualidade de energia para sistemas com 4 condutores. Para a verificação deste problema foram realizados os seguintes testes, com e sem conexão do ponto comum dos medidores ao neutro da rede. Para a verificação deste problema foram realizados os mesmos testes do item 4.2.

#### 4.3.1 Caso 1: Simulação de VTCD's

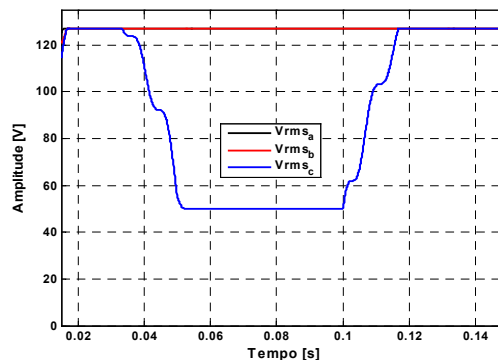
##### Sub-tensão Monofásica:



a) Ponto de referência comum flutuando.



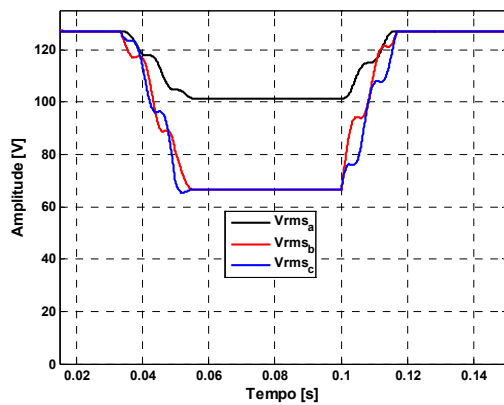
b) Ponto de referência comum no neutro.



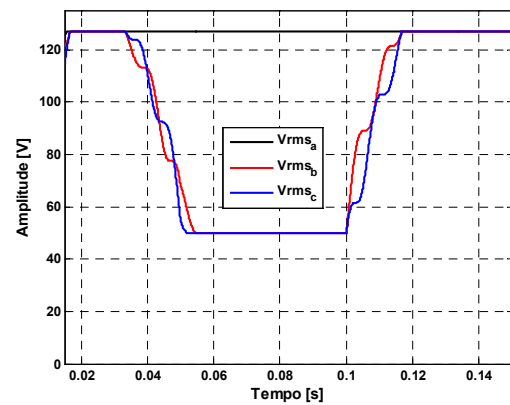
c) Medição nos terminais da carga

Figura 4.11: Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

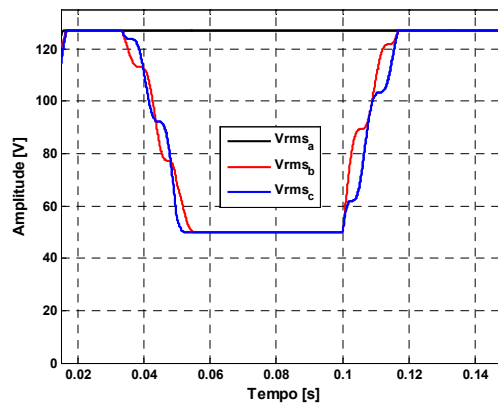
**Sub-tensão Bifásica:**



a) Ponto de referência comum flutuando.



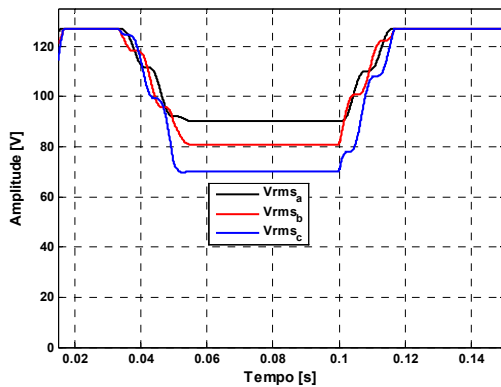
b) Ponto de referência comum no neutro.



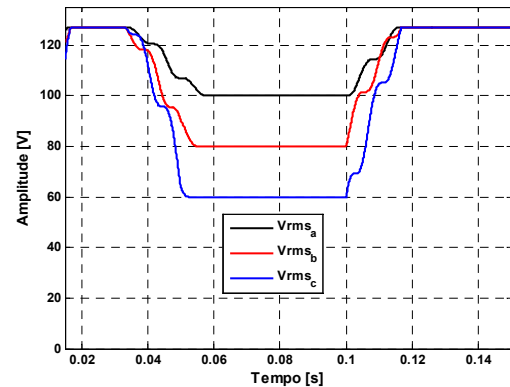
c) Medição nos terminais da carga

Figura 4.12: Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

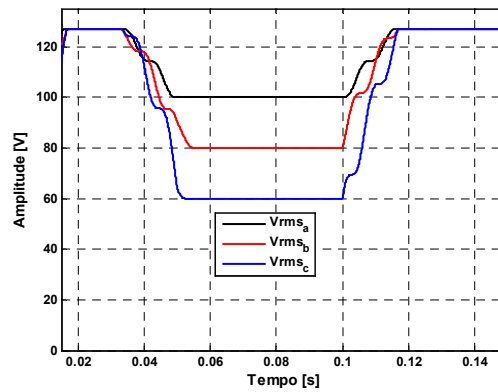
**Sub-tensão Trifásica Desequilibrada:**



a) Ponto de referência comum flutuando.



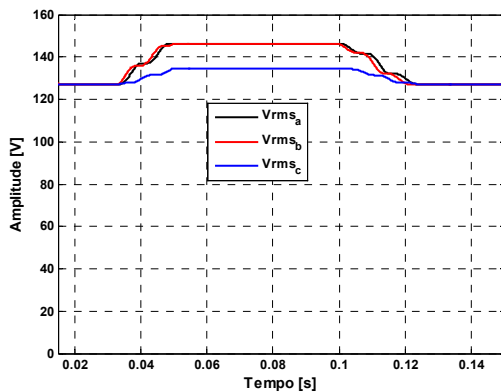
b) Ponto de referência comum no neutro.



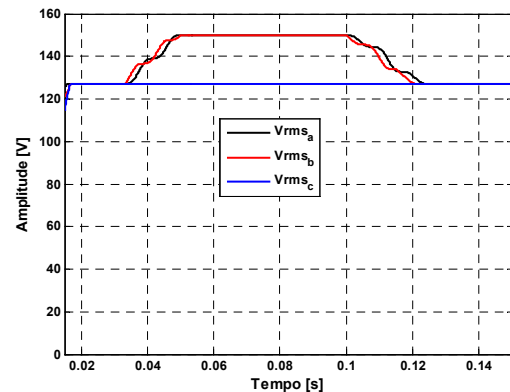
c) Medição nos terminais da carga

**Figura 4.13: Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos.**

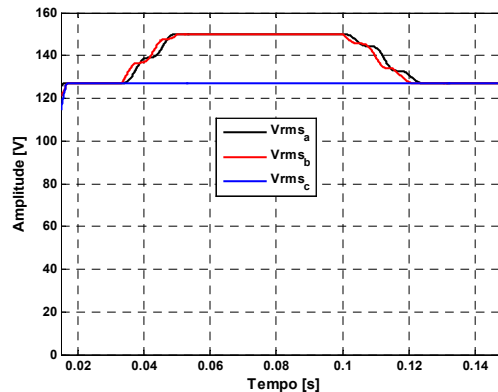
**Sobre-tensão Trifásica Desequilibrada:**



a) Ponto de referência comum flutuando.



b) Ponto de referência comum no neutro.



c) Medição nos terminais da carga

**Figura 4.14: Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão bifásica (fase A e B de 127 a 150V, durante 4 ciclos).**

Neste caso, com a conexão do neutro do medidor, o evento foi detectado e quantificado (amplitude e duração) corretamente em todas as fases (Figuras 4.11b, 4.12b, 4.13b e 4.14b). No entanto, com o ponto comum flutuante, ocorre a detecção do evento, porém não da forma como foi gerado (Figura 4.11a, 4.12a, 4.13a e 4.14a). Isto é devido ao fato de que, quando o ponto comum flutua, o componente de seqüência zero não é percebido e, por isso, o instrumento só percebe as variações das seqüências positiva e negativa.

### 4.3.2 Caso2: Simulação de Distorções Harmônicas

Foram geradas as mesmas frequências harmônicas do caso de 4 fios.

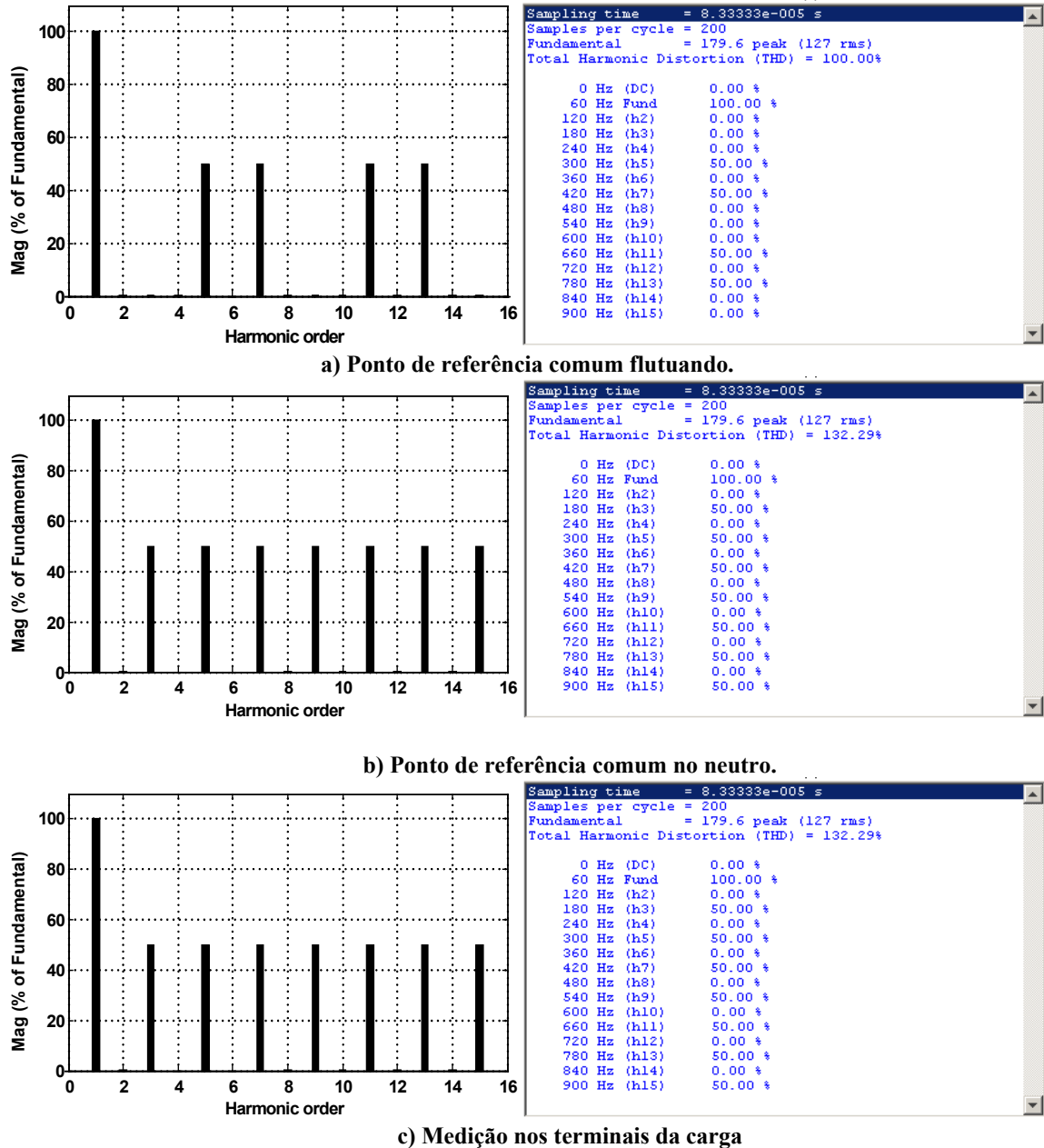


Figura 4.15: Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).

Conforme a Figura 4.15a, não foram detectados os harmônicos homopolares (seqüência zero), sendo que a única diferença é que a conexão do neutro do medidor deixou de existir.

(flutuação do ponto comum do medidor), os componentes de seqüência zero são filtrados totalmente (vide Figura 4.15a), e o instrumento não acusará a sua presença.

### 4.3.3 Caso 3: Simulação de Desequilíbrio das Tensões

Foram utilizados os mesmos valores indicados na Tabela 4.3, para observar a impacto da flutuação do ponto comum do medidor ao desequilíbrio imposto pelas tensões.

TABELA 4.5: Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição

Teste	Valor teórico		Ponto de referência comum flutuando		Ponto de referência comum no neutro		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
1	15,92	0,00	15,92	0,00	15,92	0,00	15,92	0,00
2	19,49	8,02	19,49	0,00	19,49	8,02	19,49	8,02
3	10,00	0,00	10,00	0,00	10,00	0,00	10,00	0,00
4	0,00	10,00	0,00	0,00	0,00	10,00	0,00	10,00

Como era esperado, a Tabela 4.5 mostra, com e sem neutro conectado, o instrumento acusará desequilíbrio correto para o componente negativo ( $K^-$ ). Este resultado confirma a previsão da teoria de que o fator de seqüência negativa é o mesmo se for avaliado pelas tensões de fase ou de linha. No entanto, o fator ( $K^0$ ), baseado na soma das tensões de fase resulta diferente, uma vez que com o neutro flutuante o instrumento não percebe o nível de seqüência zero, podendo gerar conclusões errôneas a partir dos valores medidos.

## 4.4 Discussões e Conclusões

Nas condições atuais, na presença de distorções e/ou desequilíbrios, para sistemas sem condutor de retorno (3 fios), as duas metodologias fornecem resultados idênticos, devido à ausência dos componentes homopolares (seqüência zero), que são filtrados pela própria topologia do sistema. No entanto, para sistemas com condutor de retorno (4 fios), é necessário levar em consideração alguns aspectos, como por exemplo, a atenuação dos componentes homopolares (seqüência zero) quando a referência das tensões for o ponto zero virtual.

Do ponto de vista de QEE os sistemas trifásicos com 3 condutores, não apresentam componentes homopolares, por tanto não apresentam o problema de atenuação ou filtragem de componentes harmônicos. No caso 4 fios, se o neutro (n) for utilizado como referência para as medidas das tensões, independente de haver ou não corrente neste condutor (seqüência zero), estarão sendo quantificadas as tensões de fase efetivamente impostas aos consumidores ( $v_{an}$ ,  $v_{bn}$  e  $v_{cn}$ ). No caso de se utilizar o ponto virtual (\*) como referência para medir as tensões, é necessário interpretar as medidas: os componentes de seqüência zero aparecem parcialmente nas tensões de “fase” ( $v_{a*}$ ,  $v_{b*}$  e  $v_{c*}$ ) e na tensão de “neutro” ( $v_{n*}$ ).

Quando ocorre a flutuação do ponto comum dos medidores (Y flutuante), ocorre a “filtragem” dos componentes de seqüência zero da fundamental e dos harmônicos múltiplos de



3, que não são capturados.

Desta forma, para a medição da tensão nas instalações atuais, com a presença de distorções e desequilíbrios, a escolha do ponto de referência deve ser feita de forma criteriosa e suas implicações devem ser consideradas em aplicações como tarifação, medição, monitoramento da qualidade de energia, etc. Caso não se leve em consideração as questões apontadas, conclusões equivocadas podem ser extraídas sobre a análise e monitoramento da qualidade de energia, eficácia dos dispositivos de proteção e/ou compensação, etc.

No próximo capítulo será apresentada uma metodologia para compatibilizar os resultados das medições considerando diferentes referências para as tensões.

# Capítulo 5

## Compatibilização das Formas de Medição das Tensões Trifásicas

Dos resultados simulados no capítulo anterior, conclui-se que no caso de circuitos com condutor de retorno e na presença de componentes homopolares (fundamentais ou harmônicos), existe uma diferença significativa entre os dois métodos estudados para medição das tensões trifásicas. Portanto, é necessário fazer uma análise criteriosa da relação entre as duas metodologias e das diferenças encontradas.

Será mostrado que essa diferença pode ser explicada através do Teorema de Blakesley [27,49] (Teorema de Transformação de Fontes). Esse teorema permite chegar a uma relação explícita entre a tensão de seqüência zero e a tensão medida entre o condutor neutro e o ponto zero virtual. Com base nessa relação é então proposta uma metodologia para compatibilizar as duas formas de medição das tensões trifásicas, válida sob condições gerais de desequilíbrio e de distorção harmônica.

## 5.1 Teorema de Blakesley

Inicialmente será apresentada a aplicação do teorema de Blakesley no caso em que uma fonte de tensão é deslocada ao longo de um circuito contendo ramificações, como mostrado na Figura 5.1. De acordo com a lei das malhas de Kirchhoff, somando e subtraindo a mesma tensão em cada malha, não se alteram as equações finais do circuito. Portanto, o circuito da Figura 5.1c é equivalente ao da Figura 5.1a. Esta transformação é conhecida como “*transformação de Blakesley*”, e será usada para explicar a diferença entre os dois métodos de medição das tensões trifásicas, utilizando diferentes referências.

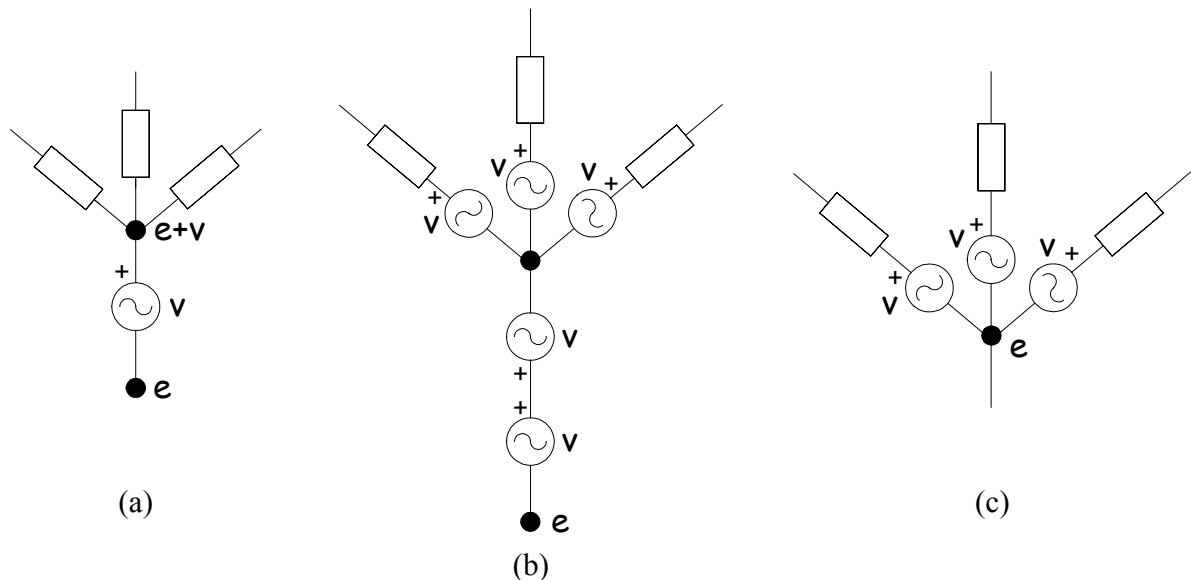


Figura 5.1: Teorema de Transformação de Fontes.

## 5.2 Análise de Tensões Trifásicas Desequilibradas

Considere-se um conjunto de fontes de tensões trifásicas e periódicas  $v_a, v_b$  e  $v_c$ , conectadas conforme Figura 5.2. Em termos de componentes simétricas essas tensões podem ser expressas como sendo:

$$v_a = v_a^+ + v_a^- + v_0, \quad (5.1)$$

$$v_b = v_b^+ + v_b^- + v_0, \quad (5.2)$$

$$v_c = v_c^+ + v_c^- + v_0. \quad (5.3)$$

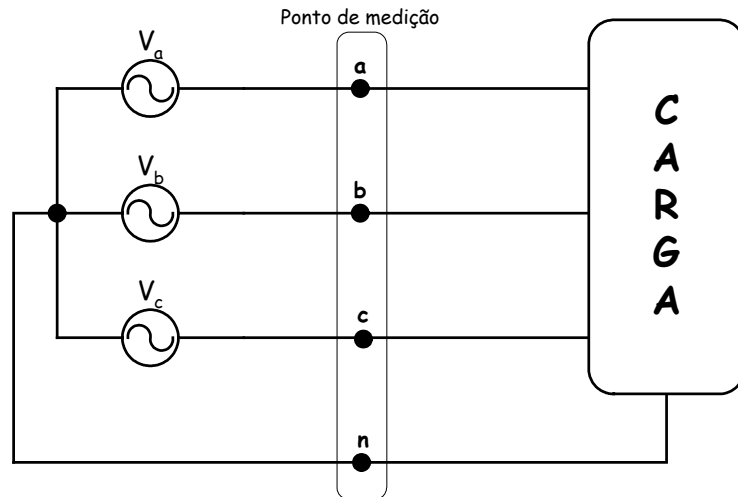


Figura 5.2: Sistema trifásico com 4 condutores.

### 5.2.1 Medida das tensões com referência no neutro

A Figura 5.3 mostra o circuito no qual o neutro é utilizado como referência para medição das tensões, sendo R a resistência equivalente de cada canal do medidor de tensão.

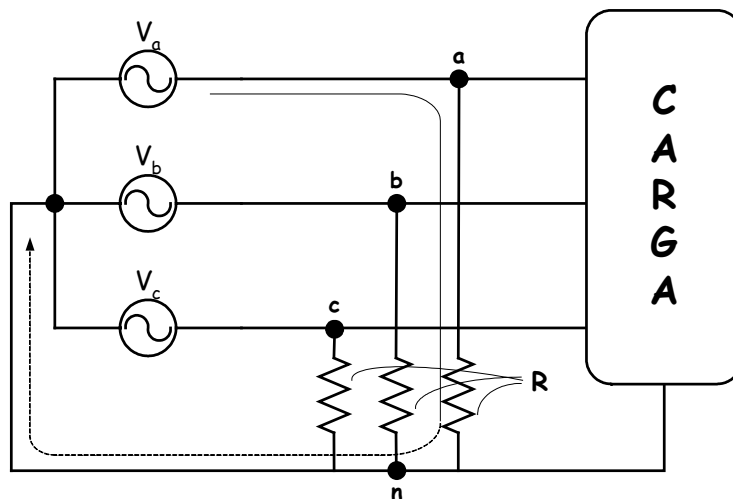


Figura 5.3: Medição em relação ao neutro.

Considerando que o valor de R é muito maior que o valor das impedâncias das cargas, pode-se considerar apenas os laços formados pelas fontes de tensão e os instrumentos de medição, bem como a substituição das tensões das fontes por seus respectivos componentes de seqüência.

Assim, o circuito da Figura 5.3 pode ser representado como na Figura 5.4.

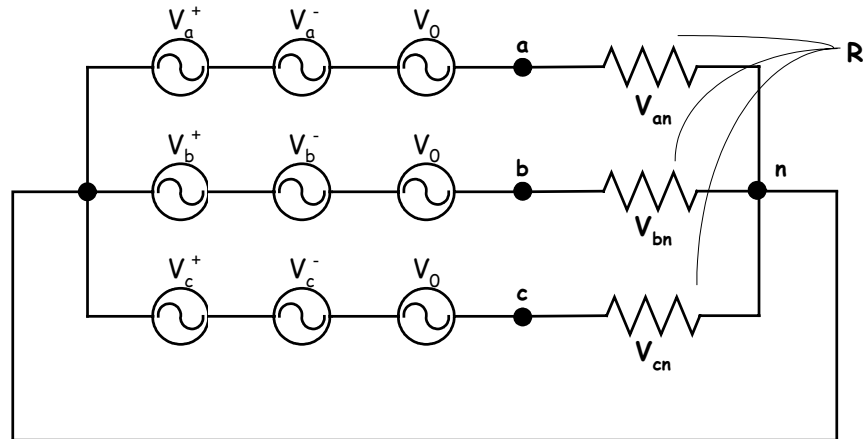


Figura 5.4: Circuito equivalente para medição das tensões em relação ao neutro.

Sendo  $v_{an}$ ,  $v_{bn}$  e  $v_{cn}$  as quedas de tensão sobre cada uma das resistências do instrumento, resultam as seguintes relações:

$$v_{an} = v_a^+ + v_a^- + v_0, \quad (5.4)$$

$$v_{bn} = v_b^+ + v_b^- + v_0, \quad (5.5)$$

$$v_{cn} = v_c^+ + v_c^- + v_0. \quad (5.6)$$

Desta forma observa-se que as tensões medidas em relação ao neutro correspondem às tensões impostas pela fonte de tensão, contendo todos os componentes de seqüência (positiva, negativa e zero), como foi mostrado nos teste de VTDC's, Harmônicas e de Desequilíbrio no capítulo anterior.

### 5.2.2 Medidas com referência de tensão no ponto virtual

A Figura 5.5 mostra o mesmo circuito no qual um ponto zero virtual é utilizado como referência para medição das tensões.

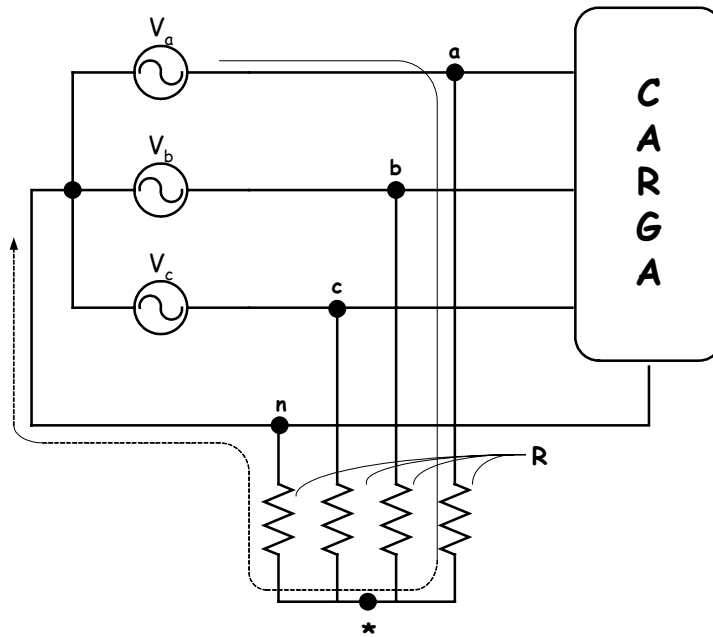


Figura 5.5: Medição em relação ao ponto virtual (\*).

Da mesma forma que no circuito da Figura 5.4, pode-se representar o circuito de medição da Figura 5.5 através dos componentes de seqüência e das resistências dos canais do medidor (Figura 5.6).

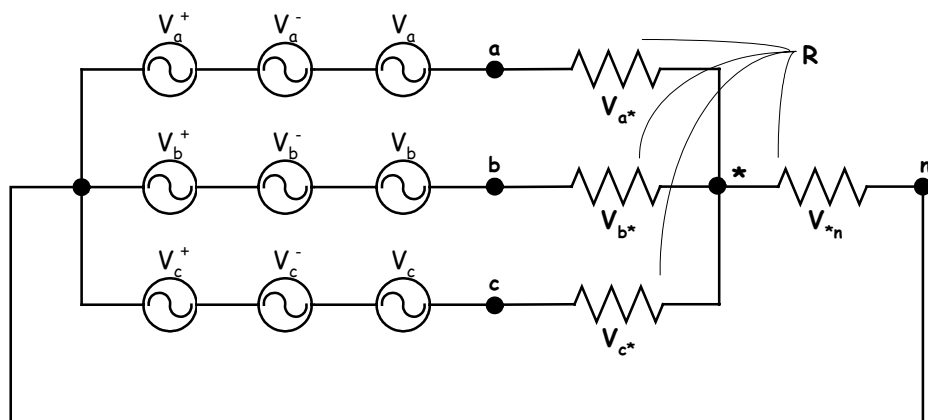
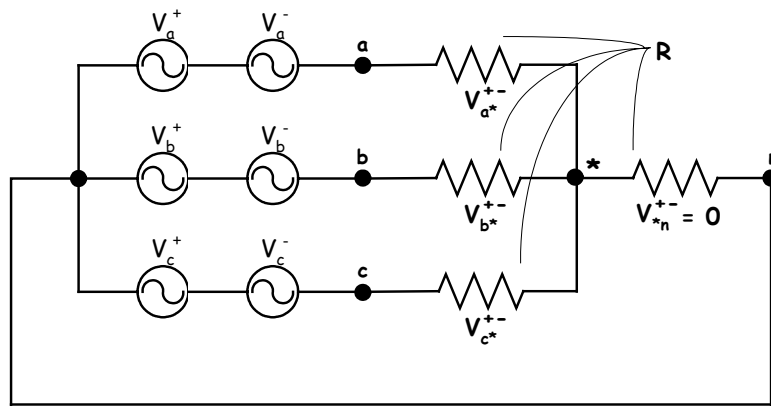


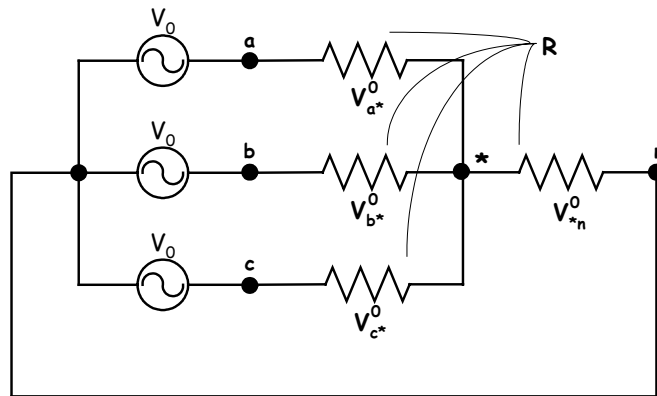
Figura 5.6: Circuito equivalente para medição em relação ao ponto virtual.

Como é sabido, os componentes de seqüência negativa e zero são indicações de condições anormais (desequilíbrios e/ou harmônicas) de um circuito elétrico. Além disto, sabe-se também que os componentes de seqüência negativa “enxergam” praticamente o mesmo circuito que os componentes de seqüência positiva, não necessitando do condutor de retorno (neutro), ao contrário do componente de corrente de seqüência zero, que só ocorre na presença do condutor de retorno.

Desta forma, considerando o teorema da superposição, pode-se decompor o circuito da Figura 5.6 em um circuito contendo os componentes de seqüência positiva e negativa (Figura 5.7a) e outro circuito, contendo apenas os componentes de seqüência zero (Figura 5.7b).



a) Circuito de seqüência positiva e negativa.



b) Circuito de seqüência zero.

Figura 5.7 Circuitos de seqüência decompostos (teorema da superposição).

Do circuito da Figura 5.7a pode-se definir:

$$v_{a^{*-}}^{+-} = v_a^+ + v_a^-, \quad (5.7)$$

$$v_{b^{*-}}^{+-} = v_b^+ + v_b^-, \quad (5.8)$$

$$v_{c^{*-}}^{+-} = v_c^+ + v_c^-. \quad (5.9)$$

Portanto, segundo o teorema de superposição, as tensões medidas em relação ao ponto virtual podem ser escritas como.

$$v_{a^*} = v_{a^*}^{+-} + v_{a^*}^0, \quad (5.10)$$

$$v_{b^*} = v_{b^*}^{+-} + v_{b^*}^0, \quad (5.11)$$

$$v_{c^*} = v_{c^*}^{+-} + v_{c^*}^0. \quad (5.12)$$

Substituindo as equações (5.7), (5.8) e (5.9) nas equações (5.10), (5.11) e (5.12) obtém-se:

$$v_{a^*} = v_a^+ + v_a^- + v_{a^*}^0, \quad (5.13)$$

$$v_{b^*} = v_b^+ + v_b^- + v_{b^*}^0, \quad (5.14)$$

$$v_{c^*} = v_c^+ + v_c^- + v_{c^*}^0. \quad (5.15)$$

Por outro lado, a Figura 5.7b pode ser ainda representada pelo circuito mostrado na Figura 5.8, com base na transformação de Blakesley [49].

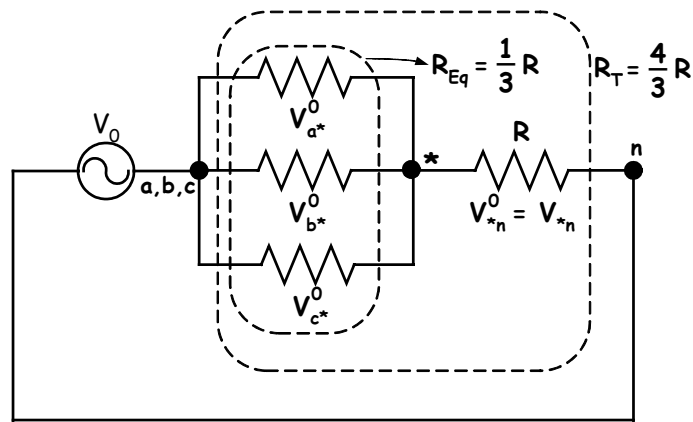


Figura 5.8: Circuito de seqüência zero transformado (Teorema de Blakesley).

Assim para o circuito da Figura 5.8 resulta:

$$v_{a^*}^0 = v_{b^*}^0 = v_{c^*}^0 = \frac{R_{Eq}}{R_T} \cdot v_0 = \frac{1}{4} \cdot v_0, \quad (5.16)$$

$$v_{n^*} = \frac{R}{R_T} \cdot v_0 = -v_{*n} = -\frac{3}{4} \cdot v_0. \quad (5.17)$$



Essa relação é a mesma obtida no capítulo 2. As equações (5.16) e (5.17) são as tensões de fase e de neutro em relação ao ponto virtual, representando apenas a componente de seqüência zero.

Deste modo, as tensões totais medidas em relação ao ponto virtual, considerando os componentes de seqüência positiva, negativa e zero, podem ser obtidas substituindo-se (5.16) em (5.13), (5.14) e (5.15):

$$v_{a^*} = v_a^+ + v_a^- + \frac{1}{4} \cdot v_0, \quad (5.18)$$

$$v_{b^*} = v_b^+ + v_b^- + \frac{1}{4} \cdot v_0, \quad (5.19)$$

$$v_{c^*} = v_c^+ + v_c^- + \frac{1}{4} \cdot v_0. \quad (5.20)$$

Observar que o componente de seqüência zero medido entre os condutores das fases e o ponto virtual é atenuado por um fator  $\frac{1}{4}$  de seu valor real, o que significa que para aplicações onde sua quantificação seja necessária, deve-se realizar a correção do valor identificado. Tal adequação pode ser feita somando-se ( $\frac{3}{4} \cdot v_0$ ) em ambos os lados da igualdade nas equações (5.18), (5.19) e (5.20):

$$v_{a^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_a^+ + v_a^- + v_0, \quad (5.21)$$

$$v_{b^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_b^+ + v_b^- + v_0, \quad (5.22)$$

$$v_{c^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_c^+ + v_c^- + v_0. \quad (5.23)$$

De (5.17) tem-se que:

$$\frac{3}{4} v_0 = -v_{n^*}. \quad (5.24)$$

Substituindo (5.24) em (5.21), (5.22) e (5.23), confirma-se as relações seguintes:

$$v_{a^*} - v_{n^*} = v_a^+ + v_a^- + v_0 \equiv v_{an}, \quad (5.25)$$

$$v_{b^*} - v_{n^*} = v_b^+ + v_b^- + v_0 \equiv v_{bn}, \quad (5.26)$$

$$v_{c^*} - v_{n^*} = v_c^+ + v_c^- + v_0 \equiv v_{cn}. \quad (5.27)$$

Ou seja, as diferenças entre as tensão de cada condutor de fase e do condutor de retorno, medidas em relação ao ponto virtual, resultam na composição original das tensões, com seqüências positiva, negativa e zero.

As equações (5.25), (5.26) e (5.27), permitem associar as respectivas tensões medidas em relação ao neutro, com aquelas medidas em relação ao ponto de referência virtual, e desta forma, conhecendo a relação entre as duas metodologias, os algoritmos dos instrumentos de medição e/ou monitoração da QEE podem ser adequados em função da forma de conexão adotada pelo operador.

Atualmente tais diferenças não vêm sendo observadas e é possível encontrar fabricantes de instrumentos, sugerindo uma ou outra forma de conexão, sem ao menos mencionar seus impactos na forma de avaliação das componentes homopolares ou mesmo, na monitoração de variações de tensão.

Os resultados da próxima seção ilustram a equivalência dos resultados baseados nas duas formas de conexão, quando os devidos ajustes são realizados.

### 5.3 Validação do Método de Compatibilização Proposto

Para a validação das medições foram considerados os mesmos testes do capítulo anterior, para os diferentes indicadores de qualidade de energia.

#### 5.3.1 Caso 1: Detecção de VTCD's

**Sub-tensão Monofásica:**

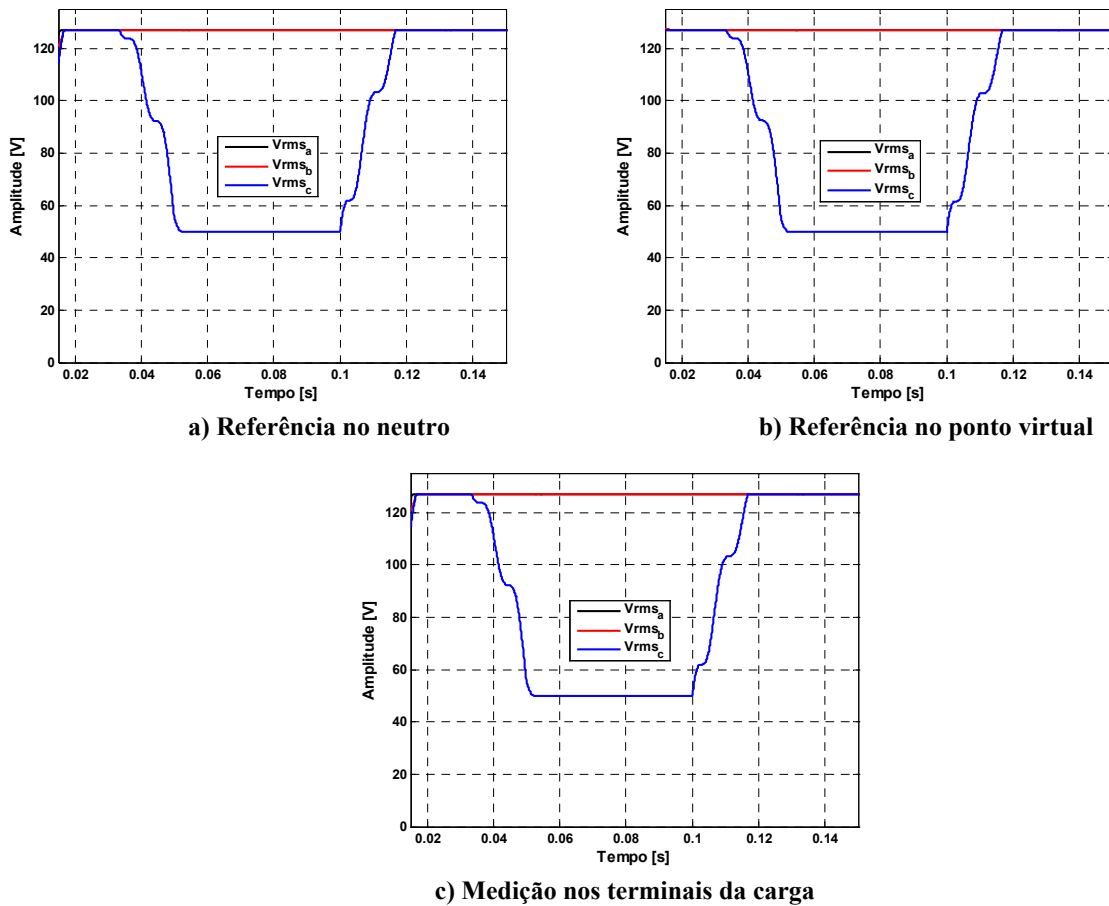
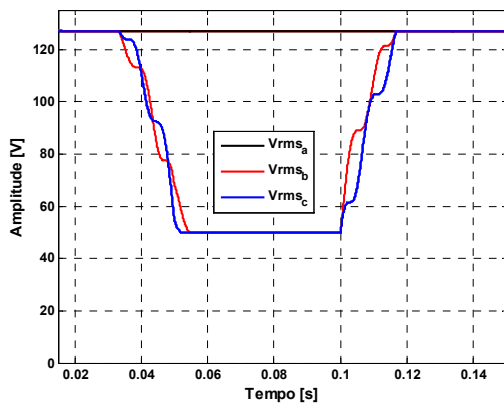
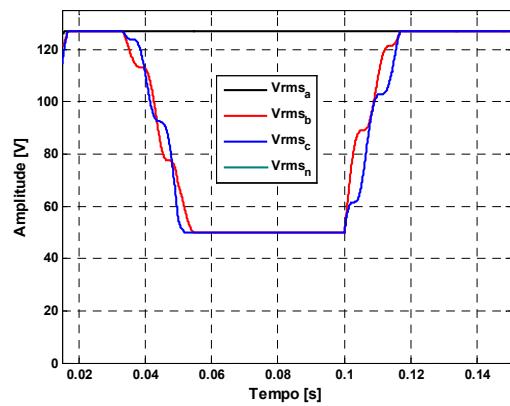


Figura 5.9: Evolução do valor RMS durante um afundamento monofásico (fases C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

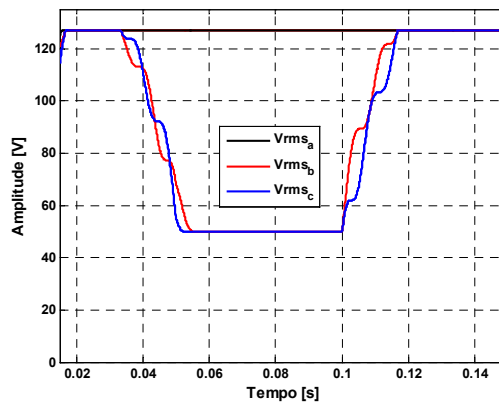
**Sub-tensão Bifásica:**



**a) Referência no neutro**



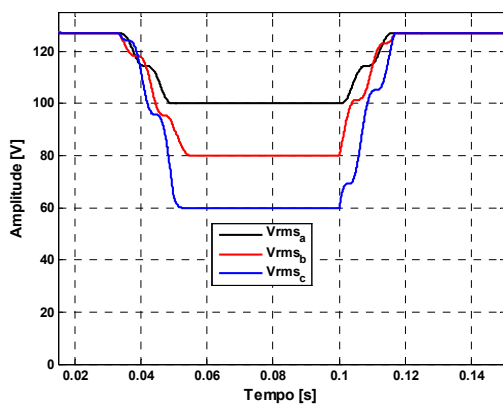
**b) Referência no ponto virtual**



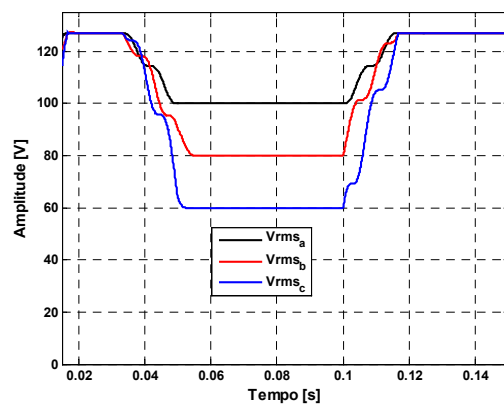
**c) Medição nos terminais da carga**

**Figura 5.10:** Evolução do valor RMS durante um afundamento bifásico (fases B e C, de 127V para 50V durante 4 ciclos).

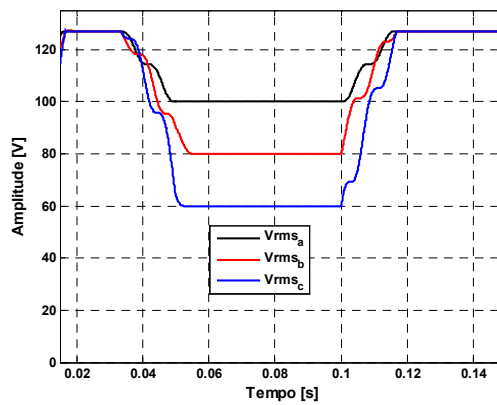
**Sub-tensão Trifásica Desequilibrada:**



**a) Referência no neutro**



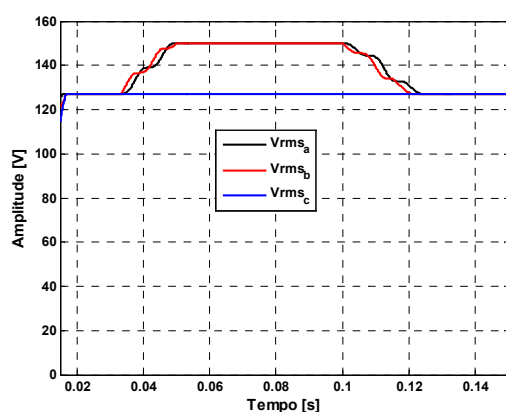
**b) Referência no ponto virtual**



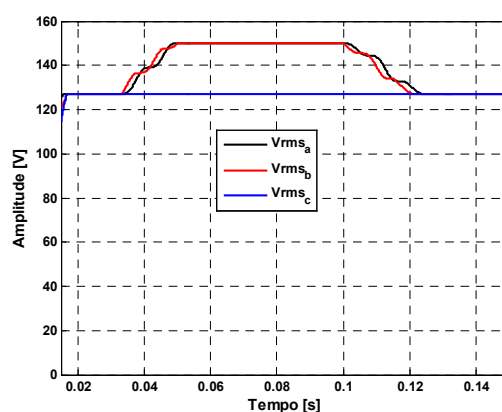
**c) Medição nos terminais da carga**

**Figura 5.11: Evolução do valor RMS durante um afundamento trifásico desequilibrado (fase A de 127 a 100V, fase B de 127 a 80V e fase C de 127 a 60V), durante 4 ciclos.**

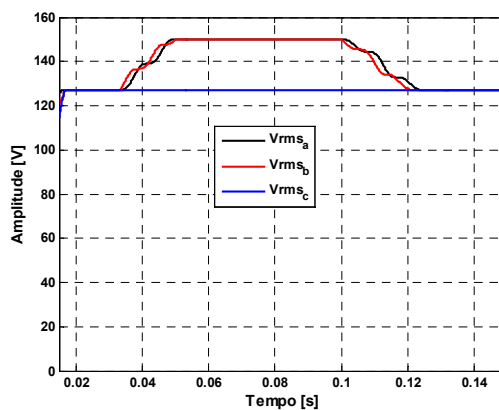
**Sobre-elevação Bifásica:**



**a) Referência no neutro**



**b) Referência no ponto virtual**



**c) Medição nos terminais da carga**

**Figura 5.12: Evolução do valor RMS durante uma elevação de tensão bifásica (fase A e B de 127 a 150V, durante 4 ciclos).**

### 5.3.2 Caso 2: Detecção de Harmônicas

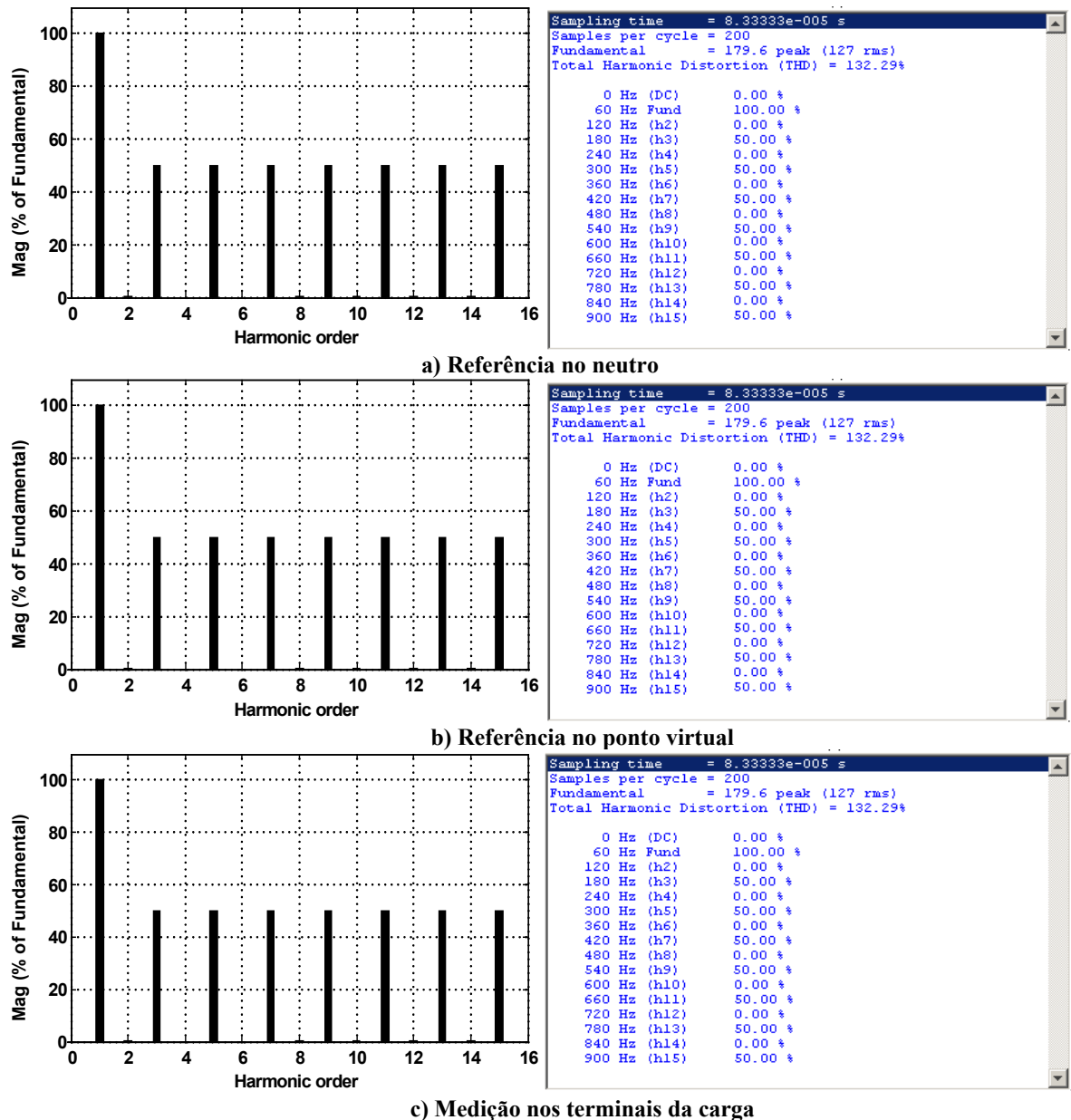


Figura 5.13: Análise espectral de acordo com cada topologia de medição, após a recuperação da componente atenuada.

### 5.3.3 Caso 3: Detecção de Desequilíbrio de Tensões

TABELA 5.1 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição, logo da recuperação da componente atenuada.

Teste	Valor teórico		Referência no neutro		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
1	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00
2	19.49	<b>8.02</b>	19.49	<b>8.02</b>	19.49	<b>8.02</b>	19.49	<b>8.02</b>
3	10.00	0.00	10.00	0.00	10.00	0.00	10.00	0.00
4	0.00	<b>10.00</b>	0.00	<b>10.00</b>	0.00	<b>10.00</b>	0.00	<b>10.00</b>

### 5.3.4 Análise dos Resultados Obtidos.

As Figuras 5.9, 5.10, 5.11 e 5.12, mostram que as duas metodologias, com as correções propostas, são capazes de avaliar corretamente os afundamentos de tensão (VTCD's) programados. A mesma conclusão pode ser extraída da análise harmônica mostrada na Figura 5.13. A Tabela 5.1 mostra que os indicadores de desequilíbrio de seqüência zero e negativa também resultam conforme esperado. Observar que as componentes de seqüência zero (homopolares) foram recuperadas corretamente.

## 5.4 Discussões e Conclusões

Foi mostrado que é possível encontrar uma relação entre as duas metodologias de medição das tensões trifásicas estudadas, mediante o teorema de Blakesley, que permitiu obter a relação entre  $v_{n^*}$  e  $v_0$ . Portanto, com vistas à monitoração de indicadores de qualidade de energia, pode-se utilizar qualquer dos métodos estudados, desde que devidamente compatibilizados.

Por fim, vale destacar que a metodologia proposta para compatibilizar os dois métodos de medição das tensões, através do Teorema de Blakesley, também poderia ser usada no sentido de encontrar uma convergência entre as diferentes propostas de teorias de potência proposta pelo IEEE e o método FBD, no que diz respeito à forma de medição das tensões.

Apesar de recuperar a atenuação dos componentes homopolares, medidos em relação ao ponto zero virtual, a escolha da referência de tensão no neutro, mantém a vantagem de usar um sensor a menos.



# Capítulo 6

## Conclusões Gerais

Em se tratando de assuntos atuais, como o crescente interesse pela qualidade da energia elétrica e o desenvolvimento de uma teoria de potência unificada, em que ainda existem opiniões divergentes, acredita-se que este trabalho possa contribuir de alguma forma para que as discussões avancem no sentido de encontrar pontos de convergência. Apresentando soluções concretas no que tange à implementação de algoritmos, é possível partir de um único instrumento para avaliar a energia suprida ou consumida assim como o monitoramento da QEE em um determinado ponto de qualquer sistema ou instalação.

No capítulo 2, buscou-se evidenciar como algumas estratégias de medição para as tensões (dependendo da referência utilizada) ainda tem sido um tema controverso para aplicações gerais. As atuais normativas, adotadas pelos fabricantes e usuários não vêm abordando o assunto com o devido cuidado. Sendo assim, este trabalho buscou evidenciar as condições nas quais as diferentes escolhas da referência de tensão são aplicáveis, demonstrando as deficiências e equívocos resultantes caso não sejam usadas adequadamente para a caracterização do impacto nos terminais de uma carga.

Do ponto de vista da teoria de potência, dentre as proposta mais relevantes, foram abordadas principalmente as definições de Depenbrock, Emanuel e Willems. O Capítulo 3,

apresentou uma análise de forma puramente matemática das teorias de potência, buscando compará-las entre si apontando diferenças, semelhanças e pontos de convergência. Disto pode-se destacar que a escolha da referência de tensão leva a diferentes equacionamentos para a tensão coletiva e equivalente na presença de componente de seqüência zero.

O Capítulo 4 apresentou resultados do ponto de vista de QEE, obtidos através de simulações para alguns indicadores de QEE, os quais possibilitaram avaliar as diferenças e semelhanças entre as metodologias estudadas. Mostrou-se que a diferença está associada ao componente de seqüência zero, e desta forma cada uma possui informações distintas no que se refere ao monitoramento da QEE. Um dos principais objetivos deste trabalho foi demonstrar como obter as informações corretas dos indicadores de QEE, os quais podem ser calculados conhecendo-se a relação entre as diferentes tensões das referências adotadas.

O Capítulo 5 mostrou como o teorema de Blakesley pode ser utilizado para chegar a uma equivalência entre as duas estratégias de medição: referência no neutro e no ponto virtual. Esta relação pode ser facilmente utilizada pelos fabricantes dos equipamentos, levando a uma adequação dos algoritmos dos instrumentos em função da forma de conexão adotada para medir as tensões da rede. Finalmente os resultados ilustram a equivalência dos resultados baseados nas duas formas de conexão.

## 6.1 Principais Contribuições deste Trabalho

Pelo que foi apresentado neste trabalho as principais contribuições do estudo da referência de tensão, podem ser assim resumidas:

- O método com  $m-1$  medidores (Blondel), que utiliza um dos condutores como a referência, não é redundante na medição das tensões e, portanto, em caso de falha de um canal de medição, toda a análise baseada nas medidas pode estar comprometida;
- Foi feita uma revisão crítica das formas de conexão de TP's e TC's do ponto de vista de qualimetria, onde a redundância das medidas é aconselhável;
- Constatou-se que, fora o problema da falta de redundância, o teorema de Blondel é válido sob condições bastante gerais, com ou sem assimetrias e distorções das tensões e correntes;
- Verificou-se que a formulação das duas estratégias de medição de tensões, utilizando diferentes referências, leva a um equacionamento distinto para o cálculo de potências em sistemas com condutor de retorno;
- Concluiu-se que a diferença entre as duas estratégias de medição deve-se basicamente à presença de componente de seqüência zero;

- A escolha da referência de tensão para sistemas polifásico sem condutor de retorno é irrelevante para fins de medição da potência absorvida e de quantificação dos indicadores de QEE, uma vez que o componente zero neste caso é inexistente;
- Para sistemas polifásicos com condutor de retorno, a escolha da referência de tensão é determinante para a análise dos indicadores, que devem representar o verdadeiro impacto nos terminais da carga;
- O método de medição com  $m$  medidores que utiliza o ponto virtual como a referência para a medição das tensões apresenta um grau de redundância, uma vez que se conheça o fator de atenuação dos componentes homopolares.
- O teorema de Blakesley permite determinar o fator de atenuação dos componentes homopolares e, portanto, estabelecer uma estratégia para compatibilizar os métodos de medição das tensões com diferentes referências.

## 6.2 Trabalhos Futuros

Dentre as possibilidades de continuação dos estudos referentes a essa pesquisa pode-se destacar as seguintes:

- Aprofundar os estudos da aplicação do ponto virtual como referência das tensões para fins de obtenção de indicadores de qualidade de energia elétrica;
- Incluir o teorema de Blakesley nas análises de teorias de potência para compatibilizar as propostas encontradas na literatura com respeito à diferentes escolhas da referência das tensões;
- Propor uma normativa que compatibilize as metodologias de medição quanto à escolha do referencial de tensões para instrumentos de tarifação, proteção e qualimetria.

## Referências Bibliográficas

- [1] Bollen, M. H. J.; “Understanding Power Quality Problems – Voltage Sags and Interruptions”, IEEE Press Series On Power Engineering, New York, 2000.
- [2] Dugan, C. R.; McGranaghan, M. F.; Santoso, S.; Beaty, H. W.; “Electrical Power Systems Quality”, Ed. McGraw Hill, 2003.
- [3] A. Ghosh, G. Ledwich. “Power Quality Enhancement Using Custom Power Devices. Power Electronics And Power Systems”. Kluwer Academic Publishers, 2002.
- [4] M. Depenbrock, “The FBD-Method, a generally applicable tool for analyzing power relations”, IEEE Transaction on Power Systems, Vol. 8, No. 2, pp. 381-387, May 1993.
- [5] A.E. Emanuel. “On The Definition of Power Factor and Apparent Power in Unbalanced Polyphase Circuits”. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 8, No 3, pp. 841-852 July 1993.
- [6] IEEE Working Group on Nonsinusoidal Situations. A survey of north american electric utility concerns regarding nonsinusoidal waveforms. IEEE Transaction on Power Delivery, Vol 11, No 1, pp. 73-78, January 1996.
- [7] IEEE Working Group on Nonsinusoidal Situations. Practical definition for power in systems with nonsinusoidal waveforms and unbalanced loads: discussion. IEEE Transaction on Power Delivery, Vol 11, No 1, pp. 79-101, January 1996.
- [8] M. Depenbrock, “Quantities of a multi-terminal circuit determined on the basis of Kirchoff's laws”, Fourth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions, pp. 29-36, Milan-Italy, 1997.
- [9] A.E. Emanuel. “Apparent Power: A practical Approach to its Resolution”. Anais do II Seminário Brasileiro sobre Qualidade da Energia Elétrica, pp.1-6. Mês 1997.
- [10] A.E. Emanuel. “The Buchholz-Goodhue Apparent Power Definition: The Practical Approach For Nonsinusoidal and Unbalanced Systems”. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 13, No 2, pp. 344-350, April 1998.
- [11] A.E. Emanuel, “Apparent Power Definitions for Three-Phase Systems”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol, 14 No 3, pp. 767-772, July 1999.
- [12] IEEE Standard 1459-2000, IEEE Trial-Use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities under Sinusoidal, Non-sinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions, ISBN 0-7381-1963-6, 2000.

---

## Referências Bibliográficas

---

- [13] A.E. Emanuel, “Reflections on the effective voltage concept”, Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions, pp. 1-8, Milan-Italy, 2003.
- [14] J.L. Willems and J.A. Ghijselen, “Apparent power and power factor concepts in unbalanced and nonsinusoidal situations”, Paper accepted for presentation at IEEE Bologna tech conference, June 23-26, Bologna-Italy, 2003.
- [15] J.L. Willems and J.A. Ghijselen, “The choice of the voltage reference and the generalization of the apparent power”, Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions, pp. 9-18, Milan-Italy, 2003.
- [16] M. Depenbrock, V. Staudt, and H. Wrede, “A theoretical investigation of original and modified instantaneous power theory applied to four-wire systems”, IEEE Transaction on Industry Applications, 39(4), pp. 1160-1167, July/August 2003.
- [17] A. E. Emanuel. “Summary of IEEE Standard 1459: Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions”. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol, 40 No 3, pp. 869-876, May/June 2004.
- [18] J.L. Willems, “Reflections on Apparent Power and Power Factor in Non-sinusoidal and Poly-phase Situations”, IEEE Transaction on Power Delivery, April 2004.
- [19] A.D. Wunsch, "Complex Variables with Applications". 2a. Ed., Addison-Wesley, 1994.
- [20] Resolução nº 456, “Estabelece, de Forma Atualizada e Consolidada, as Condições Gerais de Fornecimento de Energia Elétrica”, ANEEL - Agência Nacional de Energia Elétrica, novembro de 2000.
- [21] Operador Nacional do Sistema Elétrico - ONS, “Padrões de Desempenho da Rede Básica e Requisitos Mínimos Para sua Instalação”, Módulo 2, 2003.
- [22] H.K. Morales P., S.M. Deckmann and F.P. Marafão, “Voltage Reference Selection: Who’s Concerned About?”, Brazilian Power Electronics Conference – COBEP, Recife 2005.
- [23] S. M. Deckmann; “Avaliação da Qualidade de Energia Elétrica”, Apostila do curso de pós-graduação da FEEC – UNICAMP, 1998-2005.
- [24] Power Quality in European Electrical Supply Networks – 1<sup>st</sup> Edition, Union of the Electricity Industry – Eurelectric, Feb, 2004.
- [25] H.K. Morales P., F.P. Marafão, S.M. Deckmann, A.C. Moreira, “Impacto do Referencial de Tensão na Medida da Qualidade de Energia Elétrica”, IEEE Conferência Internacional de Aplicações Industriais – INDUSCON, Recife 2006.

---

## Referências Bibliográficas

---

- [26] C.A. Castro Jr. e M.R. Tanaka. “Circuitos de Corrente Alternada”. Editora da Unicamp, 1995.
- [27] Yaro Burian Jr. “Circuitos Elétricos” Editora da Unicamp, 1993.
- [28] Fortescue C.L. “Method of Symmetrical Coordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks”. Transaction, Vol. 37, pp. 1027-1140, June 1918.
- [29] Wagner C.F., Evans R.D. “Symmetrical Components”. McGraw-Hill, 1 ed. Ed. New York: McGraw-Hill Book Company, Inc., 1933.
- [30] Facilities Instruction, Standards and Techniques “Watt-Hour Meter maintenance and Testing” Volume 3-10, Facilities Engineering Branch Denver, Colorado, United States Department of the Interior Bureau of Reclamation, 2000.
- [31] ANSI/IEEE STD 120-1989, IEEE Master Test Guide for Electrical Measurements in Power Circuits, October 1989.
- [32] A. Blondel, “Measurement of Energy of Polyphase currents” Proc. International Elec. Congress Chicago III, 1893, pp. 112-117.
- [33] V. Staudt, “Short Lecture Power Theory: Power Currents, Active Currents, Nonnative Currents”, Ruhr – University of Bochum Germany, version 1.1, January 2002.
- [34] V. Staudt, H. Wrede, “Compensation strategies for four – conductor systems”, Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions, pp. 1-8, Milan-Italy, 2003.
- [35] C.P. Steinmetz, “Theory and Calculation of Alternating Current Phenomena” McGraw-Hill, New York, The W.J. Johnston Co. 1897.
- [36] Report of the Special Joint Committee, “Power Factor in Polyphase Circuit” AIEE Transactions, July 1920, pp 1449-1520.
- [37] C.I. Budeanu, “Reactive and fictive Powers” Romanian National Institute IRE, Bucharest, 1927.
- [38] Czarniecki L.S. "What is Wrong With the Budeanu Concept of Reactive and Distortion Powers and Why it Should be Abandoned". IEEE Trans. Instr. Measur. Vol. IM-36, pp.834-837, Sept.1987.
- [39] Fryse S. "Wirk-, Blind-, Scheinleistung in Elektrische Stromkreisen in nicht sinusförmigen Verlauf von Strom und Spannung". ETZ, Bd. 53, 1932.
- [40] A.E. Knowlton, “Reactive Power in Need of Clarification” AIEE Transactions, Sept. 1933, Companion papers and discussions extent to pp. 744-805 .

---

## Referências Bibliográficas

---

- [41] W.V. Lyon “Reactive Power and Power Factor” AIEE Transactions, Vol 52, Sept. 1933, pp.763-770.
- [42] W.M. Goodhue, Discussão de [8], pp. 787.
- [43] H.L. Curtis, F.B. Silsbee, “Definitions of Power and Related Quantities”, AIEE, April 1935, pp. 394-404.
- [44] AIEE American Standard Definitions of Electrical Terms, ASA, C42-1941, pp.35-46.
- [45] F.P. Marafão, “Análise e Controle da Energia Elétrica através de Técnicas de Processamento Digital de Sinais”, Tese de Doutorado, FEEC/UNICAMP, Campinas 2004.
- [46] J.L. Willems, J.A. Ghijselen, A.E. Emanuel. “The Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459-2000”, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol 20, No 2, pp. 876-884, April 2005.
- [47] J.L. Willems, J.A. Ghijselen, A.E. Emanuel. “Addendum to the Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459-2000”, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol 20, No 2, pp. 885-886, April 2005.
- [48] F. Buchholz, “Die Drehstrom-Scheinleistung bei Ungleichmassiger Belastung Der Drei Zweige”, Licht und Kraft, No. 2, Jan. 20, 1922, pp. 9-11.
- [49] T.H. Blakesley, “A New Electrical Theorem”, Proceeding of the Physical Society of London, vol.13, pp. 65-67, 1894.
- [50] M.I. Samesima, J.C. de Oliveira, E.M. Dias “Frequency Response Analysis and Modeling of Measurement Transformer Under Distorted Current and Voltage Supply”, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 6, No 4, pp. 1762-1768, October 1991.
- [51] M. Depenbrock. “Investigation of the Voltage and Power Conditions at Converter Without Energy Storage”. Phd thesis, Thecnical University of Hannover, Hannover, Germany, 1962. (in German).
- [52] A.C. Moreira, F.P. Marafão, S.M. Deckmann, H.K. Morales P. “Análise Comparativa das Técnicas de Medição de Potência Baseadas na Recomendação IEEE Std 1459-2000 e no Método FBD”, IEEE Conferência Internacional de Aplicações Industriais – INDUSCON, Recife 2006.

# Apêndice A

## Demonstração do Teorema de Blondel

A Figura A.1 mostra os  $m$  medidores ligados a uma carga com bobinas de medição de tensão ligadas entre fases e um ponto comum  $x$ .

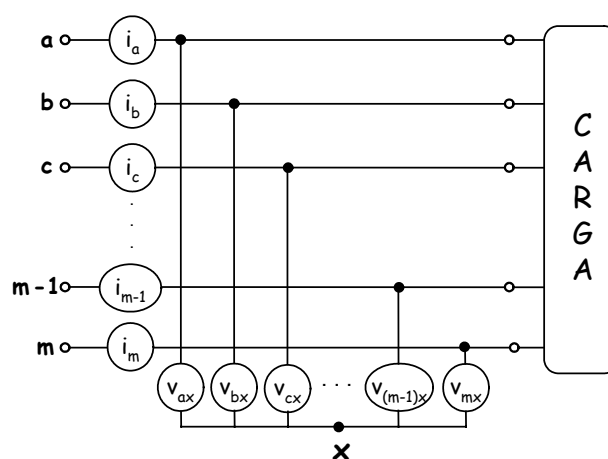


Figura A.1: Conexão usando  $m$  medidores.

O ponto  $x$  é um ponto arbitrário no espaço. A demonstração seguinte pode ser feita em termos da potência instantânea, não apenas na forma da potência média por período como será



apresentado.

A potência média no intervalo  $[t_0, t_0+T]$  indicada pelo medidor 1 é:

$$P_a = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v_{ax}(t) i_a(t) dt, \quad (\text{A.1})$$

onde  $T$  é o período de todas as fontes de tensões alternadas. Do mesmo modo, a leitura dos outros medidores ( $P_b, \dots$ ) é dada por expressões similares, assim para o medidor  $m$  temos:

$$P_m = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v_{mx}(t) i_m(t) dt. \quad (\text{A.2})$$

A potência total medida por todos os  $m$  medidores é:

$$P_{TOTAL} = P_a + P_b + P_c + \dots + P_{m-1} + P_m. \quad (\text{A.3})$$

Desenvolvendo essa soma em termos das integrais A.1 ou A.2 tem-se:

$$\begin{aligned} P_{TOTAL(m)} &= \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} (v_{ax}(t) i_a(t) + v_{bx}(t) i_b(t) + \dots + v_{(m-1)x}(t) i_{(m-1)}(t) + v_{mx}(t) i_m(t)) dt \\ &= \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} (v_{ax} i_a + v_{bx} i_b + \dots + v_{(m-1)x} i_{(m-1)} + v_{mx} i_m) dt \quad \text{sem a notação } (t). \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

Desenvolvendo a equação A.4 em termos das diferenças de potencial, resulta:

$$\begin{aligned} P_{TOTAL(m)} &= \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} ((v_a - v_x) i_a + (v_b - v_x) i_b + \dots + (v_{(m-1)} - v_x) i_{(m-1)} + (v_m - v_x) i_m) dt \\ P_{TOTAL(m)} &= \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} (v_a i_a + v_b i_b + \dots + v_{(m-1)} i_{(m-1)} + v_m i_m - v_x (i_a + i_b + \dots + i_{(m-1)} + i_m)) dt \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

A lei de Kirchhoff de correntes garante que a soma das  $m$  correntes instantâneas em um circuito deve ser zero (0) assim:

$$i_a + i_b + \dots + i_{m-1} + i_m = 0. \quad (\text{A.6})$$

Substituindo a equação A.6 em A.5 temos:

$$P_{TOTAL(m)} = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} (v_a i_a + v_b i_b + \dots + v_{(m-1)} i_{(m-1)} + v_m i_m) dt . \quad (A.7)$$

Notar que desaparece a dependência da tensão de referência ( $V_x$ ). Isto sugere que, para o cálculo da potência total, a escolha da referência de tensão é livre. Blondel considerou então um dos  $m$  condutores como referência de tensão, resultando o método dos  $m-1$  medidores.

Cada uma das  $m$  tensões na expressão A.7 pode ser escrita nos termos de tensões de fase e da diferença de potencial entre o ponto x e a linha  $m$  (neuro) como ilustrado na Figura A.2, ou seja, escolhendo o condutor  $m$  como referência de tensão, podemos escrever:

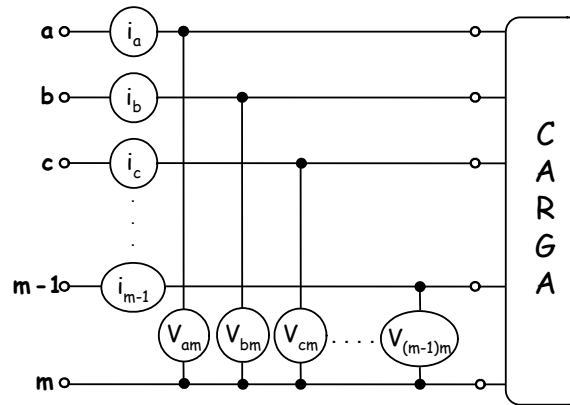


Figura A.2: Conexão usando  $m-1$  medidores.

$$\begin{aligned} v_a &= v_{am} + v_m \\ v_b &= v_{bm} + v_m \\ &\cdot \\ &\cdot \\ v_m &= v_{mm} + v_m \end{aligned} \quad (A.8)$$

Substituindo as equações A.8 na equação A.7 temos:

$$P_{TOTAL(m-1)} = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} ((v_{am} + v_m) i_a + (v_{bm} + v_m) i_b + \dots + (v_{(m-1)m} + v_m) i_{(m-1)} + (v_{mm} + v_m) i_m) dt . \quad (A.9)$$

Desenvolvendo a Equação A.9 resulta:

$$\begin{aligned}
 P_{TOTAL(m-1)} &= \frac{I}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} \left( v_{am} i_a + v_m i_a + v_{bm} i_b + v_m i_b + \dots + v_{(m-1)m} i_{(m-1)} + v_m i_{(m-1)} + v_{mm} i_m + v_m i_m \right) dt \\
 &= \frac{I}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} \left( v_{am} i_a + v_{bm} i_b + \dots + v_{(m-1)m} i_{(m-1)} + v_{mm} i_m + v_m (i_a + i_b + \dots + i_{(m-1)} + i_m) \right) dt
 \end{aligned} \tag{A.10}$$

Substituindo a equação A.6 na equação A.10 e desenvolvendo a equação A.10 temos:

$$\begin{aligned}
 P_{TOTAL(m-1)} &= \frac{I}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} \left( (v_a - v_m) i_a + (v_b - v_m) i_b + \dots + (v_{(m-1)} - v_m) i_{(m-1)} + (v_m - v_m) i_m \right) dt \\
 &= \frac{I}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} \left( v_a i_a + v_b i_b + \dots + v_{(m-1)} i_{(m-1)} - v_m (i_a + i_b + \dots + i_{(m-1)}) \right) dt
 \end{aligned} \tag{A.11}$$

Da equação A.6 temos:

$$-i_m = i_a + i_b + \dots + i_{m-1} . \tag{A.12}$$

Substituindo A.12 em A.11 temos:

$$P_{TOTAL(m-1)} = \frac{I}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} \left( v_a i_a + v_b i_b + \dots + v_{(m-1)} i_{(m-1)} + v_m i_m \right) dt . \tag{A.13}$$

Assim a potência média total medida pelos **m-1** medidores para um sistema de **m** fios é:

$$P_{TOTAL(m-1)} = P_a + P_b + P_c + \dots + P_{m-1} + P_m . \tag{A.14}$$

Conclui-se, portanto que:

$$P_{TOTAL} = P_{TOTAL(m)} = P_{TOTAL(m-1)} = P_a + P_b + P_c + \dots + P_{m-1} + P_m . \tag{A.15}$$

Conseqüentemente pode-se comprovar que medindo com **m** medidores em relação à referência “x” (ponto arbitrário) ou com **m-1** medidores com referência no **m**-ésimo condutor, a potência total medida será a mesma.

# Apêndice B

## Expressões para a Corrente e Tensão Coletiva e Equivalente.

Utilizando os componentes simétricos para correntes instantâneas, no caso trifásico temos:

$$\begin{aligned} i_a &= \sum_h i_h^+ + \sum_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \quad h=1, 2, 3, \dots, \\ i_b &= \sum_h a_h^2 i_h^+ + \sum_h a_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \quad a_h = e^{jh 120^\circ}, \\ i_c &= \sum_h a_h i_h^+ + \sum_h a_h^2 i_h^- + \sum_h i_h^0 \quad a_h^2 = e^{-jh 120^\circ}. \end{aligned} \quad (\text{B.1})$$

Onde  $i_h^+$ ,  $i_h^-$  e  $i_h^0$  correspondem às correntes fundamental e harmônicas de mesmas seqüências.

Multiplicando tais valores por seus valores conjugados (.)\*:

$$\begin{aligned}
 i_a^2 &= i_a i_a^* = \left( \sum_h i_h^+ + \sum_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \right) \left( \sum_h i_h^+ + \sum_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \right)^*, \\
 i_b^2 &= i_b i_b^* = \left( \sum_h a_h^2 i_h^+ + \sum_h a_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \right) \left( \sum_h a_h^2 i_h^+ + \sum_h a_h i_h^- + \sum_h i_h^0 \right)^*, \\
 i_c^2 &= i_c i_c^* = \left( \sum_h a_h i_h^+ + \sum_h a_h^2 i_h^- + \sum_h i_h^0 \right) \left( \sum_h a_h i_h^+ + \sum_h a_h^2 i_h^- + \sum_h i_h^0 \right)^*.
 \end{aligned} \tag{B.2}$$

Lembrando de algumas propriedades de variáveis complexas, pode-se simplificar os seguintes produtos médios por período T:

$$\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h i_h^+ \cdot \left( \sum_h i_h^+ \right)^* dt = \sum_h I_h^{+2}, \tag{B.3}$$

uma vez que a média por período dos produtos dos termos de frequências distintas resulta zero. Da mesma forma obtém-se:

$$\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h a_h^2 i_h^+ \cdot \left( \sum_h a_h^2 i_h^+ \right)^* dt = \sum_h I_h^{+2}, \tag{B.4}$$

e

$$\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h a_h i_h^+ \cdot \left( \sum_h a_h i_h^+ \right)^* dt = \sum_h I_h^{+2}. \tag{B.5}$$

Relações similares valem para as seqüências negativa e zero.

Além disso, os produtos médios de termos de seqüências distintas também podem ser simplificados:

$$\begin{aligned}
 &\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h i_h^+ \cdot \left( \sum_h i_h^- \right)^* dt, \\
 &\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h a_h^2 i_h^+ \cdot \left( \sum_h a_h i_h^- \right)^* dt, \\
 &\frac{1}{T} \int_0^T \sum_h a_h i_h^+ \cdot \left( \sum_h a_h^2 i_h^- \right)^* dt,
 \end{aligned} \tag{B.6}$$

uma vez que a soma dos termos (B.6) também resulta zero na média, devido à propriedade dos operadores  $(I + a_h + a_h^2 = 0)$ , para qualquer valor de “h”.

Portanto, levando em consideração as propriedades anteriores, os valores eficazes correspondentes a (B.2), somados resulta em:

$$I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 = 3\left(\sum_h I_h^{+2} + \sum_h I_h^{-2} + \sum_h I_h^{02}\right). \quad (\text{B.7})$$

Da mesma forma pode-se obter uma equação similar para os componentes das tensões:

$$V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 = 3\left(\sum_h V_h^{+2} + \sum_h V_h^{-2} + \sum_h V_h^{02}\right). \quad (\text{B.8})$$

Notar que as relações (B.7) e (B.8) foram obtidas a partir de funções temporais periódicas (T), podendo conter harmônicas.

No caso de não haver harmônicas, as equações (B.7) e (B.8) resultam:

$$I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 = 3(I^{+2} + I^{-2} + I^{02}) \quad (\text{B.9})$$

e

$$V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 = 3(V^{+2} + V^{-2} + V^{02}). \quad (\text{B.10})$$

Da equação (3.4) (Cap. 3), considerando as resistências iguais para todos os condutores tem-se:

$$\begin{aligned} r(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + I_n^2) &= 3rI_e^2, \\ I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + I_n^2 &= 3I_e^2. \end{aligned} \quad (\text{B.11})$$

Substituindo a equação (B.9) na equação (B.11) temos:

$$3(I^{+2} + I^{-2} + I^{02}) + I_n^2 = 3I_e^2, \quad (\text{B.12})$$

por outro lado, sabe-se que  $I_n = 3I_0$ , portanto a equação (B.12) é:

$$3(I^{+2} + I^{-2} + I^{02}) + 9I_0^2 = 3I_e^2, \quad (\text{B.13})$$

assim, a corrente equivalente resulta:

$$I_e = \sqrt{I^{+2} + I^{-2} + 4I_0^2}. \quad (\text{B.14})$$

Como  $I_{e^*} = I_{e^n} = I_e$ , portanto, as correntes em função dos componentes de seqüência resulta:

$$I_{e^*} = I_{e^n} = \sqrt{I^{+2} + I^{-2} + 4I^{02}}, \quad (\text{B.15})$$

como apresentado por Willems (Cap. 3).

Por outro lado, substituindo a equação (3.38) (Cap. 3) na equação (B.11) resulta:

$$I_{e^*} = \frac{I}{\sqrt{3}} \|i\|_*. \quad (\text{B.16})$$

Expressando as tensões de linha em seus componentes simétricos temos:

$$\begin{aligned} V_{ab} &= V_{ab}^+ + V_{ab}^- \\ V_{bc} &= V_{bc}^+ + V_{bc}^- \\ V_{ca} &= V_{ca}^+ + V_{ca}^- \end{aligned} \quad (\text{B.17})$$

O princípio de superposição permite substituir o sistema de tensões da conexão delta por uma conexão estrela Figura B.1, como:

$$\begin{aligned} V_a^+ &= (V_{ab}^+ / \sqrt{3}) \angle -30^\circ & \text{e} & \quad V_a^- = (V_{ab}^- / \sqrt{3}) \angle 30^\circ, \\ V_b^+ &= (V_{ab}^+ / \sqrt{3}) \angle -150^\circ & \text{e} & \quad V_b^- = (V_{ab}^- / \sqrt{3}) \angle 150^\circ, \\ V_c^+ &= (V_{ab}^+ / \sqrt{3}) \angle 90^\circ & \text{e} & \quad V_c^- = (V_{ab}^- / \sqrt{3}) \angle -90^\circ. \end{aligned} \quad (\text{B.18})$$

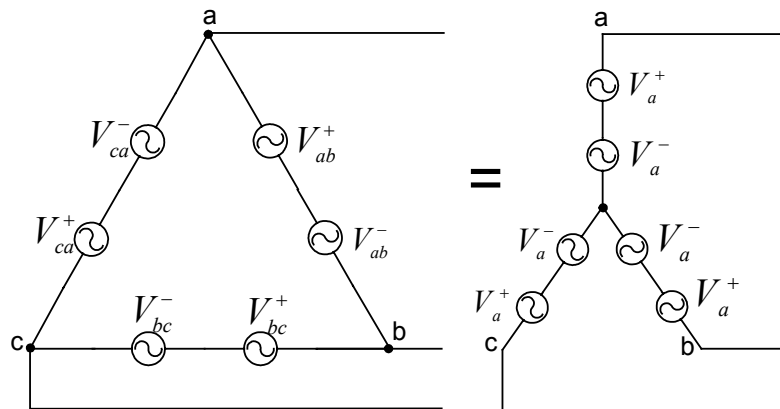


Figura B.1: Sistema trifásico balanceado. Conexão delta e equivalente estrela.

O sistema não apresenta componente de seqüência zero e tem a seguinte propriedade:

$$V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2 = 3(V_{ab}^{+2} + V_{ab}^{-2}) = 9(V^{+2} + V^{-2}). \quad (\text{B.19})$$

Igualando a potência consumida pelo sistema real com o modelo equivalente fictício, equações (3.5) e (3.6) (Cap. 3) e sabendo que  $R_A = 3R_Y$  temos:

$$\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2}{R_Y} + \frac{V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2}{3R_Y} = \frac{3V_e^2}{R_Y} + \frac{9V_e^2}{3R_Y}, \quad (\text{B.20})$$

substituindo as equações (B.10) e (B.19) na equação (B.20) temos:

$$3(V^{+2} + V^{-2} + V^{02}) + 3(V^{+2} + V^{-2}) = 3V_e^2 + 3V_e^2, \quad (\text{B.21})$$

desenvolvendo a equação (B.21) resulta:

$$V_e = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{1}{2}V^{02}}. \quad (\text{B.22})$$

Como  $V_{e^n} = V_e$ , portanto a tensão equivalente com a referência de tensão no condutor de retorno (neutro) em função dos componentes simétricos é:

$$V_{e^n} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{1}{2}V^{02}} \quad (\text{B.23})$$

A etapa seguinte é encontrar uma tensão coletiva  $V_\Sigma = V_{e^*}$  em função das tensões de fase e linha mostrados na Figura B.2. Isto é possível assumindo que as perdas de potência ativa total em vazio,  $\Delta P_V$ , nos núcleos magnéticos dos transformadores e nos dielétricos tem a expressão:

$$\Delta P_V \approx \sum_{i=a}^m \frac{V_{io}^2}{R_i} = \frac{1}{R_e} \sum_{i=a}^m V_{i^*}^2 \quad (\text{B.24})$$

onde  $R_i$  é a resistência equivalente que representa as perdas sem carga para cada condutor fornecido.  $V_{io}$  é a tensão entre o terminal  $i$  para terra e  $V_{i^*}$  é a tensão entre o terminal  $i$  e o ponto virtual (\*), e não deve ser confundido com o ponto neutro real (**m**), sendo **m** o número de condutores.  $R_e$  é uma resistência equivalente que ajuda definir uma tensão coletiva  $V_{e^*}$  para as mesmas perdas :



$$\Delta P_V = \frac{(m-1)}{R_e} V_{e^*}^2 \quad (\text{B.25})$$

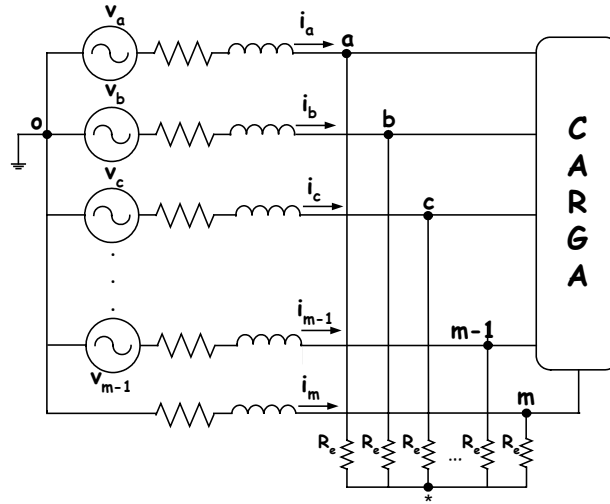


Figura B.2: Circuito polifásico com  $m-1$  condutores.

Igualando as equações (B.24) e (B.25) resulta:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{\sum_{i=a}^m V_{i^*}^2}{m-1}} \quad (\text{B.26})$$

Portanto, para um sistema trifásico com 4 condutores, Figura B.3a, temos:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{V_{a^*}^2 + V_{b^*}^2 + V_{c^*}^2 + V_{n^*}^2}{3}} \quad (\text{B.27})$$

Por outro lado sabe-se que:

$$\begin{aligned} V_{an} &= V_a - V_n, \\ V_{bn} &= V_b - V_n, \\ V_{cn} &= V_c - V_n, \end{aligned} \quad (\text{B.28})$$

e

$$V_{ab} = V_a - V_b, \quad (\text{B.29})$$

$$V_{bc} = V_b - V_c,$$

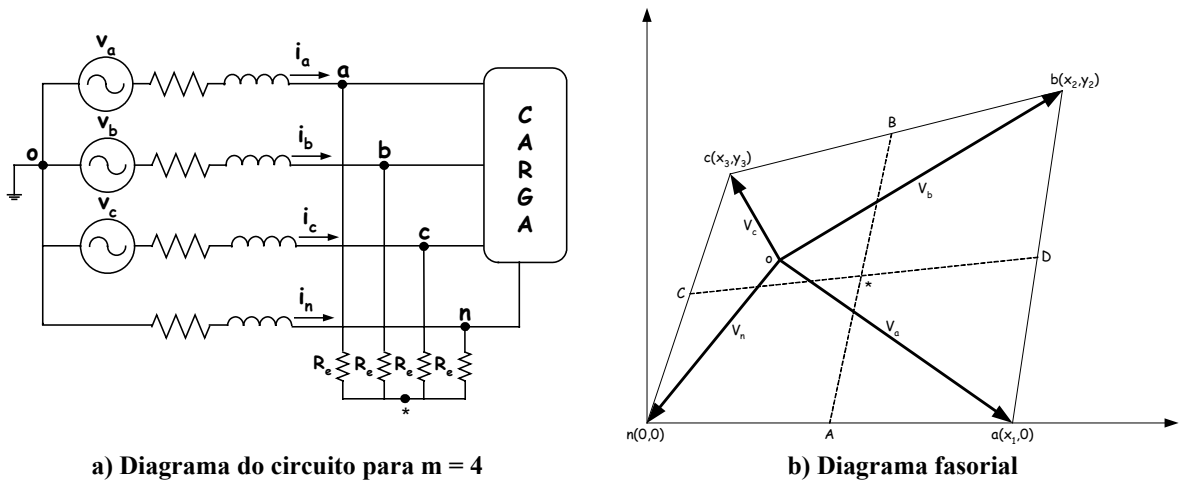
$$V_{ca} = V_c - V_a,$$

Elevando ao quadrado a equação (B.28) e somando resulta:

$$2(V_a V_n + V_b V_n + V_c V_n) = V_a^2 + V_b^2 + V_c^2 + 3V_n^2 - (V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2) \quad (\text{B.30})$$

Da mesma forma que para a equação (B.28) podemos obter a seguinte igualdade para a equação (B.29):

$$2(V_a V_b + V_b V_c + V_c V_a) = 2(V_a^2 + V_b^2 + V_c^2) - (V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2) \quad (\text{B.31})$$



a) Diagrama do circuito para  $m = 4$

b) Diagrama fasorial

Figura B.0: Sistema trifásico com 4 condutores.

Da Figura B.3, a tensão do ponto virtual (\*) é dada pela média vetorial:

$$V_* = \frac{V_a + V_b + V_c + V_n}{4}. \quad (\text{B.32})$$

Por outro lado, de acordo com as equações 5.28, 5.29 e 5.30 (Cap. 5) sabe-se que:

$$V_{a^*} = V_{an} + V_{n^*}, \quad (\text{B.33})$$

$$V_{b^*} = V_{bn} + V_{n^*},$$

$$V_{c^*} = V_{cn} + V_{n^*}.$$

Substituindo a Equação (B.33) na equação (B.27) temos:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{(V_{an} + V_{n^*})^2 + (V_{bn} + V_{n^*})^2 + (V_{cn} + V_{n^*})^2 + V_{n^*}^2}{3}}. \quad (\text{B.34})$$

Desenvolvendo a equação (B.34), temos:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 + 2[(V_n - V_*)](V_a - V_n + V_b - V_n + V_c - V_n + 2V_n - 2V_*)}{3}}. \quad (\text{B.35})$$

Substituindo (B.32) em (B.35) temos:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 - \frac{I}{4}(V_a + V_b + V_c - 3V_n)^2}{3}}. \quad (\text{B.36})$$

Desenvolvendo a equação (B.36) temos:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 - \frac{I}{4}[V_a^2 + V_b^2 + V_c^2 + 2(V_a V_b + V_a V_c + V_c V_b) - 3(2(V_a V_n + V_b V_n + V_c V_n)) + 9V_n^2]}{3}}. \quad (\text{B.37})$$

Substituindo as equações (B.30) e (B.31) na equação (B.37), e desenvolvendo resulta:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2 + V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2}{12}}. \quad (\text{B.38})$$

Por tanto, substituindo as (B.10) e (B.19) em (B.38) resulta:

$$V_{e^*} = \sqrt{\frac{3(V^{+2} + V^{-2} + V^{02}) + 9(V^{+2} + V^{-2})}{12}}, \quad (\text{B.39})$$

Desenvolvendo a equação (B.39), a tensão equivalente com a referência no ponto virtual resulta:

$$V_{e^*} = \sqrt{V^{+2} + V^{-2} + \frac{I}{4}V^{02}} . \quad (\text{B.40})$$

Por outro lado, substituindo a equação 3.39 (Cap. 3) na equação (B.39) resulta:

$$V_{e^*} = \frac{I}{\sqrt{3}} \|v\|_* . \quad (\text{B.41})$$

# Apêndice C

## Trabalhos Publicados.

- [22] H.K. Morales P., S.M. Deckmann and F.P. Marafão, “Voltage Reference Selection: Who’s Concerned About?”, Brazilian Power Electronics Conference – COBEP, Recife 2005.
- [25] H.K. Morales P., F.P. Marafão, S.M. Deckmann, A.C. Moreira, “Impacto do Referencial de Tensão na Medida da Qualidade de Energia Elétrica”, IEEE Conferência Internacional de Aplicações Industriais – INDUSCON, Recife 2006.
- [52] A.C. Moreira, F.P. Marafão, S.M. Deckmann, H.K. Morales P. “Análise Comparativa das Técnicas de Medição de Potência Baseadas na Recomendação IEEE Std 1459-2000 e no Método FBD”, IEEE Conferência Internacional de Aplicações Industriais – INDUSCON, Recife 2006.

# VOLTAGE REFERENCE SELECTION: WHO'S CONCERNED ABOUT?

H.K. Morales P.    S.M. Deckmann    F.P. Marafão

State University of Campinas – UNICAMP  
 School of Electrical and Computer Engineering – FEEC  
 P.O. Box 6101 – 13083-852 – Campinas – SP – Brazil  
[hmorales@dsce.fee.unicamp.br](mailto:hmorales@dsce.fee.unicamp.br), [sigmar@dsce.fee.unicamp.br](mailto:sigmar@dsce.fee.unicamp.br), [fmarafao@dsce.fee.unicamp.br](mailto:fmarafao@dsce.fee.unicamp.br)

**Abstract** – This paper discusses the importance of the correct selection voltage reference point for measurements under present day operation conditions. The growing use of electronic converters and controllable loads in modern power systems led to the increasing presence of current and voltage harmonics. Some of them present zero sequence characteristics and circulate in the neutral conductor of the otherwise balanced 3-phase system. The determination of a virtual reference point, as proposed in the literature, is analyzed both from power transfer and power quality points of view. It is concluded that they are conflictant and a tradeoff decision has to be made in order to provide the maximum power to the loads, while attending power quality recommendations.

**Keywords** – Voltage reference, Non-linear loads, Neutral current, Power quality, Power measurement.

## I. INTRODUCTION

The worldwide search for a generalized power theory, applicable for power systems under non-sinusoidal and unbalanced conditions, has largely been motivated by the introduction of power electronic converters, reactive compensators and active filters in the last twenty years. A vast literature on new power theories has been published and despite the enormous efforts already spent, there is still no complete agreement on several important power definitions. Most important experts are involved with the problem, and almost all aspects of this basic and apparently simple matter have being focused recently by Depenbrock [1,2,3], Emanuel [4], Willems [5,6], among others.

In the last ten years, concerns about electromagnetic compatibility (EMC) and, more specifically, power quality (PQ), added new issues to the problem. Nowadays the main questions to be answered may be summarized as: which are the power components that should be supplied by the power system, which should be compensated close to the disturbing sources and which are the tolerable limits of the uncompensated components?

We recognize that these problems involve a clear comprehension and knowledge about electrical power definitions, decomposition and measurement, electromagnetic interference identification, compensation and filtering technologies, protective requirements, responsibility identification, economical aspects and normalization needs [7,8]. The extensive scope of the subject may thus explain the difficulty of finding a throughout satisfactory response to the above questions.

The main focus of this paper is the very basic problem of choosing the voltage reference in order to emphasize that under non-sinusoidal and unbalanced conditions, the selection of the voltage reference point dramatically affects

the content of the resulting power components as well as the power quality measurements.

It will be shown that in order to cope with these problems a crucial decision has to be made about the choice of voltage reference, in order to obtain the correct information, e.g. for revenue purposes or power quality improvements. The first one obviously attends the utility's (classical) point of view, while the second, essentially the costumers' (modern) point of view. This conflict can no more be relegated in the general case of non-sinusoidal and unbalanced conditions, because long-term cumulative effects point to the second option (the costumers' point of view) as being the most effective and economic option to accomplish the final objectives (i.e., supplying high quality electric power, at competitive prices).

## II. THE IMPORTANCE OF THE VOLTAGE REFERENTIAL

### A. The past environment: invariant linear systems

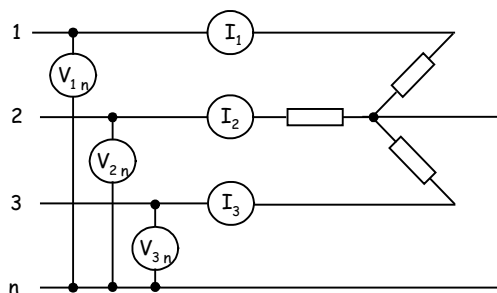
Since the beginning of electric energy usage, the basic circuit rules expressed by Kirchoff's current law ( $\sum i_{node} = 0$ ) and voltage law ( $\sum v_{loop} = 0$ ) have successfully been applied for calculation of electric quantities in DC and AC power systems. Their generality is valid even for non-linear and time variant components. Nevertheless the classic power systems analysis has been built on the more restrict linear and time invariant circuit theory. The time is coming to extend power systems theory and include also non-linear and time variant component analyses. Lets initially review some classical basic concepts.

From a single component terminals ( $a$ - $b$ ) point of view, the relevant electric information is associated with the "across/through" variables: the voltage across the component ( $v_{ab}$ ) and the current through the component ( $i_{ab}$ ) and, of course, the functional relation between them  $f(v_{ab}, i_{ab})$ . While *current through* presumes continuity ( $i_{ain} = i_{ab} = i_{bout}$ ), *voltage across* presumes a difference between two voltages referenced to a common reference point  $x$  ( $v_{ab} = v_{ax} - v_{bx}$ ), which cancels and can therefore be any point, even external to the circuit.

Steinmetz and Blondel, faced this problem a hundred years ago and showed that the power transmitted through a  $m+1$  conductor AC power system could be measured with  $m$  phase measuring device, by selecting the  $(m+1)^{th}$  conductor (current return path) as the voltage reference (neutral). Fortescue showed that the direct sum of the  $m$  line currents or the  $m$  phase-to-neutral voltages sum up to zero in balanced systems, if excited by sinusoidal and symmetrical voltages. Under unsymmetrical conditions those summations represent the total zero sequence or homopolar currents and voltages.

Today's most common practices have been disseminated from this classical knowledge, concerning the electrical measurements in three-phase systems using phase-to-phase or phase-to-neutral quantities. The connection of the measuring devices has been determined by the network topology (star or delta), the presence or not of the return conductor and the final purpose of the measured data.

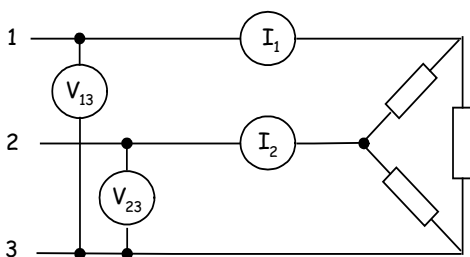
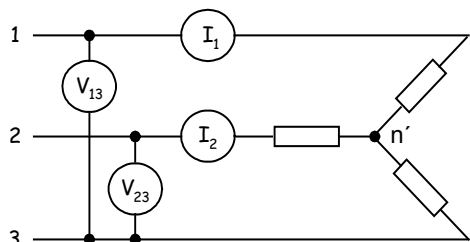
According to Fig. 1a, the reference on the return ( $m+1$ ) conductor enables the detection of zero sequence voltage ( $v_0$ ) and current ( $i_0$ ) by summing up the  $m$  voltages and currents. In the lack of the return conductor, Fig. 1b, the zero sequence path is interrupted, thus enabling to select any of the  $m$  conductors as the reference. Besides avoiding zero sequence current circulation, this case also filters out the zero sequence voltage, since the phase-to-phase voltages always sum up to zero.



$$i_1 + i_2 + i_3 = i_n = 3i_0$$

$$v_{1n} + v_{2n} + v_{3n} = 3v_0$$

a) Reference on the return conductor



$$i_1 + i_2 = -i_3$$

$$v_{13} + v_{32} = -v_{21}$$

b) Reference on phase 3.

Figure 1 – Usual reference selection for 4 and 3 wire systems.

It should be stressed that in the star connection without return conductor, the voltages to the load common point ( $n'$ ) depend on the load components. Thus under-voltages or over-voltages can take place at the load installation due to the lack of the return conductor. From the customers point of view this characterizes a power quality problem.

Even so, three-phase systems without return conductor have been the natural choice for power transmission, mainly for economic advantages, since zero sequence currents (or powers) have not been an important issue most of the time. They had only to be considered in transient ground faults protection and atmospheric discharge circuits dimensioning.

The return conductor is usually present at low voltage distribution feeders, in order to supply unbalanced (single and double-phase) loads. In those cases, zero sequence components may arise under normal and sustained operating conditions. As indicated in Fig. 1a, in this case the return conductor is used as the reference for phase-to-neutral voltage measurements. Phase-to-phase voltages can be derived from the phase-to-neutral magnitude and angle measurements.

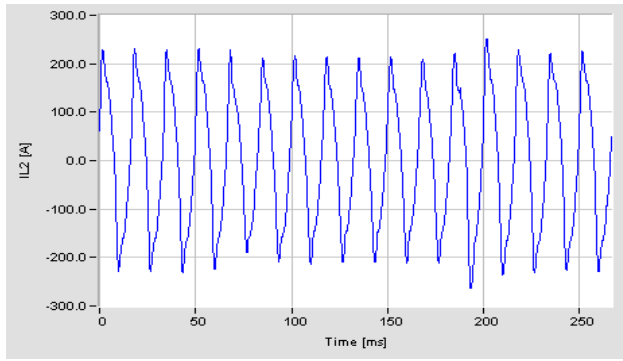
The return current obviously causes voltage drop along the path, thus affecting the phase-to-neutral voltage measurements, according to the instrument location (nearly the consumer's installation or at the beginning of the distribution system). In order to minimize the return current at the distribution transformer and consequently reduce the impact on the reference location along the return conductor, utilities try, as much as possible, to balance the single-phase loads, by redistributing them conveniently among the three phases.

#### B. The present environment: variant nonlinear systems

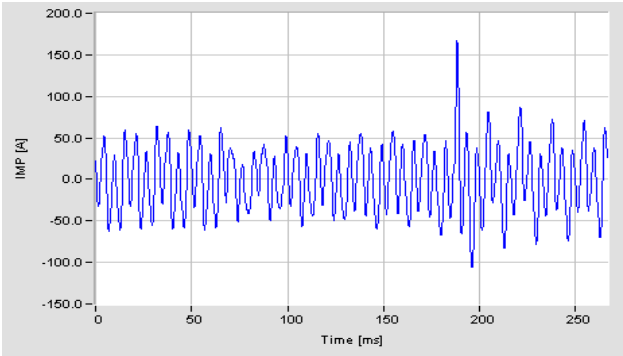
What changed? The first important changes in this scenario aroused with the increasing presence of nonlinear electronic power converters and controllers feeding industrial motor drives, informatics load clusters and electronic household loads. The second important change relies on the increasing presence of digital instrumentation for power system data processing. Both technologies are complementary and provide fast and precise information for rapid control actions at almost any voltage and current levels. The fast power electronic devices unfortunately constitute the most frequent non-linear and time-variant devices acting on the power system, braking down the classical assumption of linearity and time invariance of power systems. Problems resulting in such operating conditions may be well illustrated by observing the shape of typical phase and neutral currents measured at a three-phase distribution transformer secondary, feeding commercial and residential loads, as shown in Fig. 2.

It is noticeable that the prevailing neutral current is of 3<sup>rd</sup> harmonic and varies from 5A to 40A during the day, which is about 25% of the maximum phase current. This current is resultant from combined effect of several commercial and domestic non-linear loads (informatics equipment, TV sets, fluorescent and compact lamps, etc.), which hardly can be eliminated or compensated by shunt passive filters [9], and which is responsible for several disturbing effects such as motor torque oscillations, increased power losses insulation stresses, measurement errors, protection malfunctions, etc.

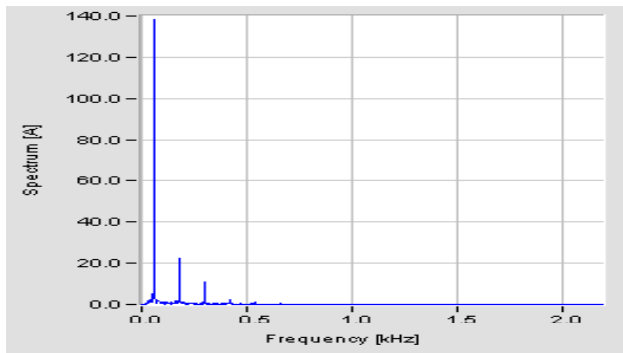
Thus the discussions about a general power theory for multi-phase systems, under non-sinusoidal and unbalanced conditions should begin by answering the questions about the voltage reference point selection, since the neutral conductor is no more an unloaded path.



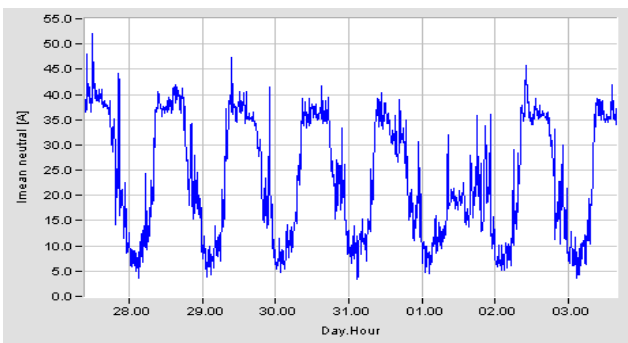
a) Measured secondary phase current.



b) Measured secondary neutral current.



c) Spectrum of the current.



d) Seven days rms neutral current evolution.

Figure 2 - A 75KVA, 13.8/0.22kV three-phase transformer currents for typical urban loads.

### III. VOLTAGE REFERENCE SELECTION IN POWER SYSTEMS

In this section additional analyses are made in order to enlighten the related problems. Firstly the case with a return conductor will be analyzed and then the case without it.

#### A. Power system with return conductor

Lets consider a balanced  $m+1$  conductor AC power system, with the  $(m+1)^{th}$  conductor functioning as the return path and also as the voltages common (neutral) reference. As we know from Fortescue, if a balanced linear load is fed by a symmetrical set of sinusoidal voltages, the  $m$  balanced line currents sum up to zero return current (Kirchoff's current law for  $m$  balanced phases). It is easy to conclude that in this case the  $m$  phases loop voltages also sum to zero, since no voltage drop is caused on the return conductor (Kirchoff's voltage law for  $m$  phase-to-neutral loops). Figure 3 illustrates this situation.

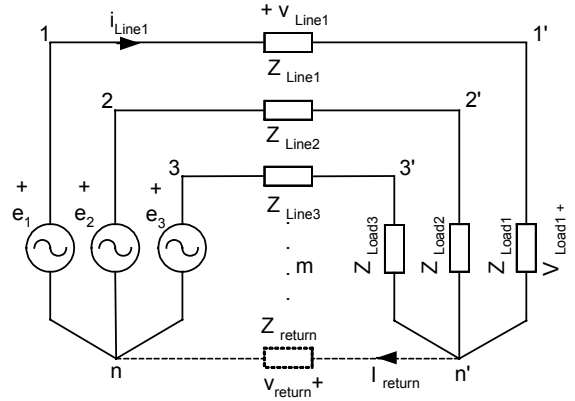


Figure 3 - A balanced  $m+1$  conductor system.

The voltage law for the  $k^{th}$  loop renders:

$$e_k = v_{linek} + v_{loadk} + v_{return}, \quad k=1,2\dots m \quad (1)$$

or, in terms of the line currents:

$$e_k = z_{linek} i_{linek} + z_{loadk} i_{loadk} + v_{return}, \quad k=1,2\dots m \quad (2)$$

Since the system is balanced, all line and load impedances are equal, and the star connection imposes  $i_{linek} = i_{loadk}$ , thus we can rewrite (2) as:

$$e_k = (z_{line} + z_{load}) \cdot i_k + v_{return}, \quad k=1,2\dots m \quad (3)$$

Summing all  $m$  source voltages renders:

$$\sum_{k=1}^m e_k = (z_{line} + z_{load}) \sum_{k=1}^m i_k + m \cdot v_{return} \quad (4)$$

$$\text{and, since } v_{return} = z_{return} \cdot \sum_{k=1}^m i_k, \quad (5)$$

we get also

$$\begin{aligned} \sum_{k=1}^m e_k &= (z_{line} + z_{load}) \sum_{k=1}^m i_k + m \cdot z_{return} \sum_{k=1}^m i_k \\ &= [z_{line} + z_{load} + m \cdot z_{return}] \sum_{k=1}^m i_k \end{aligned} \quad (6)$$

According to Fortescue, the summation of all phase voltages or currents renders the homopolar (zero) components, thus:



$$\sum_{k=1}^m e_k = m \cdot e_0, \quad (7)$$

$$\sum_{k=1}^m i_k = m \cdot i_0. \quad (8)$$

Substituting (7) and (8) into (6) we get the zero sequence voltage loop equation (9):

$$\begin{aligned} e_0 &= (z_{line} + z_{load})i_0 + m \cdot z_{return} \cdot i_0 \\ &= [z_{line} + z_{load} + m \cdot z_{return}] i_0 \end{aligned} \quad (9)$$

Three important conclusions can be drawn from (9):

- if the  $m$  source voltages sum up to zero ( $e_0=0$ ), then the  $m$  currents in the balanced network also sum zero ( $i_0=0$ );
- if  $e_0 \neq 0$ , then  $z_{return}$  should be as small as possible because of the ( $m$ ) multiplying factor;
- if  $i_0 \neq 0$ , the homopolar (zero sequence) voltage drop may be negligible on  $z_{line}$  but may be not on  $z_{load}$  and  $z_{return}$ .

Note that these conclusions are valid even in the presence of negative sequence, which, as the positive sequence, doesn't impose current on the return path. In the presence of zero sequence components, the neutral impedance plays an important role on the return path voltage drop and choosing a thinner return conductor may be a wrong technical decision. It should also be stressed that the return voltage drop, certainly influences the power calculation based on local voltage measurements.

#### B. System without the return conductor

According to Kirchoff's current law, if the return conductor is not present, the current sum over the  $m$  conductors must be zero. Thus eq. (4) reduces to:

$$\sum_{k=1}^m e_k = m \cdot v_{return}. \quad (10)$$

It should be stressed that  $v_{return}$  represents no more a voltage drop imposed by a return current (there is no return path). It represents the voltage difference between the common star points of the source and the load. Considering (7) we conclude also that:

$$e_0 = v_{return}. \quad (11)$$

So, for a balanced network, if the source zero sequence voltage ( $e_0$ ) is nil, then  $v_{return}$  is also zero, *even without the return connection*. This explains why the fluctuating star point of a balanced load is at the same voltage potential of the source common star point. That is also the reason why in the past the return conductor could be omitted, without loosing the overall voltage reference along the power system.

The foregoing considerations were made to reinforce that nowadays, in the presence of zero sequence harmonic components, the situation is completely different.

#### C. Effect of zero sequence harmonics

As we know, all triple order equal harmonics are of zero sequence (homopolar) nature, and force current circulation through the return conductor, thus imposing zero sequence voltage drop along the network according to (12):

$$e_{h0} = [z_{hline} + z_{hload} + m \cdot z_{hreturn}] i_{h0} \quad h=3,6,9... \quad (12)$$

Equation (12) is similar to equation (9), but refers to all triple order harmonics present in the non-linear system. All conclusions drawn from (9) also apply to equation (12). Additionally, it shows that even moderate harmonic currents can give rise to large zero sequence harmonic voltages, since inductive impedances increase with the harmonic order.

In this case  $v_{return}$  constitutes only part of the total zero sequence voltage. If there is no return conductor, these harmonics impose the total zero sequence voltage ( $v_0$ ) on the load star point ( $n'$ ).

If there is no return conductor, the total zero sequence voltage  $e_{h0}$  will appear between the source star point ( $n$ ) and load star point ( $n'$ ).

The basic differences between the conditions that lead to equation (9) and (12) are as follows:

- the presence of  $e_0$  or  $i_0$  clearly represents a abnormal operating condition. This can be caused by unsymmetrical source voltages, unequal network impedances or unbalanced connected loads. The solutions to those problems obviously rely on fault elimination and the balancing of the lines and the loads;
- the presence of  $e_{h0}$  or  $i_{h0}$  points to the presence of nonlinear components in the system. This may be caused by nonlinear loads or by nonlinear control devices. Electronic power converters are the most common examples of nonlinear components encountered in residential, commercial and industrial loads. Nevertheless modern power system present FACTS devices and alternative power generation which also account for harmonic degradation in the system. The solution to the harmonic effects in this case requires active filtering capacity. This depends on a still expensive technology.

#### D. The Virtual Reference Point

It is well known that the 3-phase delta connection does not present zero sequence components in the line voltages nor line currents. This is a direct consequence of Kirchoff's voltage and current laws for the 3-phase delta connection, respectively:

$$v_{12} + v_{23} + v_{32} = (v_{10} - v_{20} + v_{20} - v_{30} + v_{30} - v_{20}) \equiv 0 \quad (13)$$

$$i_1 + i_2 + i_3 \equiv 0 \quad (14)$$

The voltage index  $0$  in (13) represents the common voltage reference point. The absolute potential of this point is irrelevant, since only the voltage differences are imposed to the 3-phase system. The fact that the line voltages sum up to zero, guarantees that no common mode voltage (zero sequence components) is present in these voltages. For the

same reason there cannot circulate any zero sequence current, since there is no return conductor.

We conclude that the delta connection automatically filters out the zero sequence components. Under unbalanced conditions only negative components may arise. Even in this case equations (13) and (14) apply.

A very challenging problem is to find the common voltage reference point ( $O$ ), which represents the equivalent star connection, under balanced and unbalanced conditions.

Depenbrock focused that problem from the power transfer point of view, assuming  $m+1$  equal conductor impedances [2]. He concluded that the so called *virtual reference point* corresponds to the “common connection point of equal (non zero) resistances connected between all  $m+1$  conductors of the source-load system”. Under this condition he proved that the resulting phase-to-reference voltages always summed up to zero (do not contain any zero sequence components). He also proved that the power transfer based on the product of the collective voltage  $V_{\Sigma}$  and collective current  $I_{\Sigma}$  corresponds to the total power exchange between the source and loads under balanced or unbalanced, sinusoidal or distorted conditions.

Emanuel chaired an IEEE WG, which elaborated the Standard 1459 [7] adopting another approach to the problem. They calculate equivalent phase voltages ( $V_e$ ) and currents ( $I_e$ ) representing the equivalent balanced system under the assumption of equal transmission losses. In this case, the equivalent voltages are calculated using phase-to-neutral and phase-to-phase measured voltages and line currents. According to this method a different impedance of the return conductor (neutral) may be assumed, which may be an advantage over the former Depenbrock’s method. However, no physical meaning of the common reference of the equivalent voltages is offered. Simulation tests confirm that both methods render very precise values for the total active power transfer from source to load, with almost the same apparent power, even at unbalanced and distorted conditions.

Willems also has contributed significantly to this topic showing how to generalize Depenbrock’s virtual star point concept for the general case of different impedances of the  $m+1$  conductors, while preserving Emanuel’s assumption of constant transmission losses [5]. As a result, equivalent voltages and currents were obtained, but his most important conclusion is that the voltage reference selection is dependent of the definition of the equivalent current. This is not obvious because Kirchoffs current law implies redundancy (return current is the sum of all line currents). Since the scalar product of the current vector renders the equivalent square mean value of all conductor currents, they are not redundant. So the definition of equivalent current affects the voltage reference selection in order to provide the correct power transfer values.

*E. Impact of the reference selection on measurements*

From the foregoing we found that if the return path current exists, then the system has to supply zero sequence power ( $p_0=v_0.i_0$ ). This may be caused 1) by unbalanced (linear) loads at the fundamental frequency or 2) by zero sequence harmonics (non-linear loads) or 3) a combination of both. The first case is usually managed by balancing the

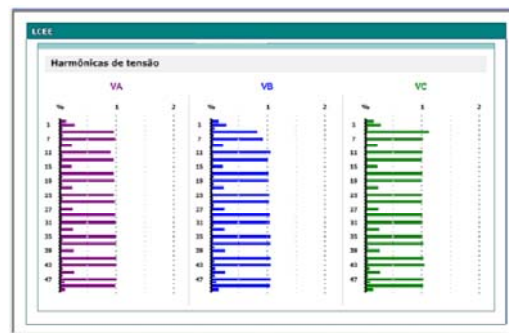
loads among the phases, but the second case demands for much more expensive harmonic compensators or filters.

Since dynamic compensation or active filtering of undesired voltage or current components is one of the outstanding capabilities of power electronic devices, it is natural that people seeks for mathematical and physical support to a general power theory, capable of combining the power electronics flexibility with the precision of digital signal processing in order to solve present and future problems in power systems.

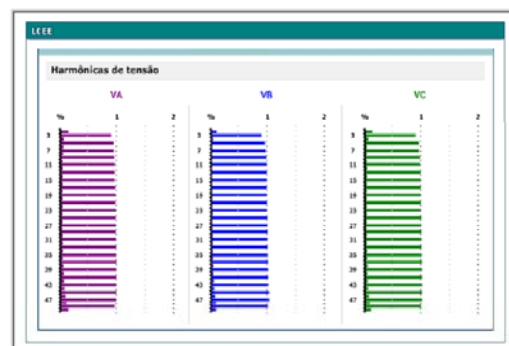
The above discussion about voltage reference provided new insights to treat unbalanced and distorted voltages and currents in multiphase systems in order to determine the necessary compensation needs for maximum power transfer.

Nevertheless this may not be sufficient to guarantee adequate power quality conditions neither for the consumer nor for the supplier. For example, Depenbrock’s approach assumes that active currents are proportional to voltages, (Fryse’s invariant resistance concept), thus clearly allowing the presence of harmonics in power systems. Moreover, since the virtual reference point filters out the zero sequence components, the phase-to-virtual reference point voltages automatically filter triple harmonics of the measurements. Using the neutral (return) conductor as the reference, the zero component voltage upon to the loads is correctly measured.

Figure 4 shows an example of problem associated with the wrong choice of voltage reference. The very simple experiment consists of measuring the harmonic content of the phase voltages in a 3-phase, 4-wire supply system. An arbitrary voltage source has been programmed to provide a balanced fundamental combined with a number of harmonics up to order 50, all equally adjusted to 1% amplitude.



a) Measurement result with floating reference point.

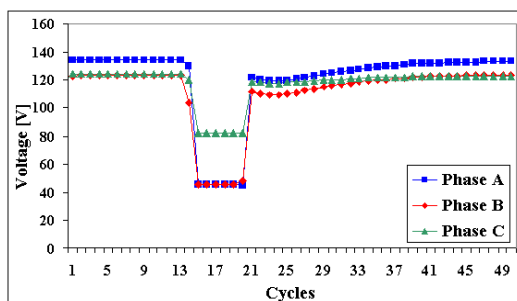


b) Measurement result with reference point on the neutral.  
Figure 4 - Harmonic content observed using different voltage references.

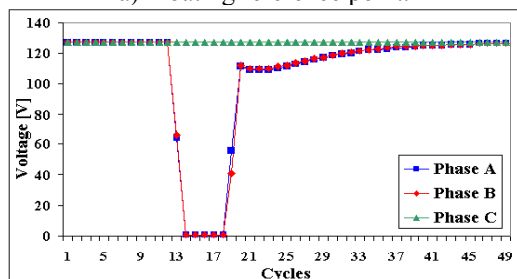
Since the measuring instrument had three differential input channels the first measurement used the floating star point connection to measure the three phase voltages and the second measurement used the voltage referenced to the neutral conductor. The results are shown in Figure 4 a) and b) respectively.

In the first case all zero sequence harmonics (multiples of 3) appeared as almost zero. In the second case, all harmonics, which had been programmed in the voltage source, have been quantified correctly.

The floating common reference corresponds to Depenbrock's method without measuring the M+1 (neutral) voltage to the virtual reference point, which contains the zero sequence information. In the second case, zero sequence voltage drops were imposed on the phase-to-neutral voltages due to the return path connection. In this case only the voltage drop on the feeder (line and return conductors) haven't been measured, but this is only part of the total zero sequence voltage, according to (9) and (12).



a) Floating reference point.



b) Reference on the neutral.

Figure 5 – Unbalanced Sag Measurement using different voltage references.

Another example is shown in Fig. 5, corresponding to the measurement of a unbalanced voltage sag. In the first case (a), the 3-phase input voltage channels were connected together, forming a floating reference point. In (b) the common point was connected to the neutral. Consequently in the first case the measurement does not include zero sequence components. A much more realistic measurement is obtained in the second case, at least from the costumers point of view.

#### IV. CONCLUSIONS

It was discussed how the voltage reference point selection can affect the calculation of the power transferred from source to load or power quality measurements in multi-phase systems. Depending on the equivalent current definition and the conductor resistances, different voltage

reference points have to be selected in order to obtain the effective power transfer. The equivalent phase-to-reference voltages obtained this way, although rendering the correct power transfer, do not represent real voltage measures for power quality monitoring purposes. They can even lead to misinterpretation if measures were obtained by implementing the virtual reference point, mainly due to the zero sum property of those voltages (zero sequence filter).

Thus, in order to capture the real operating condition at the loads, the best choice is to put the voltage reference on the local common point (neutral conductor). The essence of the present paper's message is: *in the present environment, of distorted and unbalanced operating conditions, the power measuring and power quality monitoring devices should be connected according to the costumers connection form, to be able to perceive the electromagnetic phenomena, which the per phase loads are exposed to.*

Otherwise wrong conclusions may be drawn about the loads effective power consumption, harmonic emission or absorption, compensation devices effectiveness, etc. This is in contrast to the traditional procedure, which focused mainly the utilities point of view when deciding about the connection form of measuring equipment and protective devices settings (eg. by measuring line-to-line voltages instead of phase-to-neutral) based on the presumption that the system is balanced under normal conditions.

#### REFERENCES

- [1] M. Depenbrock, "The FBD-Method, a generally applicable tool for analyzing power relations", *IEEE Transaction on Power Systems*, Vol. 8, No. 2, pp. 381-387, May 1993.
- [2] M. Depenbrock, "Quantities of a multi-terminal circuit determined on the basis of Kirchhof's laws", *Fourth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 29-36, Milan-Italy, 1997.
- [3] M. Depenbrock, V. Staudt, and H. Wrede, "A theoretical investigation of original and modified instantaneous power theory applied to four-wire systems", *IEEE Transaction on Industry Applications*, 39(4), pp. 1160-1167, July/August 2003.
- [4] A.E. Emanuel, "Reflections on the effective voltage concept", *Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 1-8, Milan-Italy, 2003.
- [5] J.L. Willems and J.A. Ghijselen, "The choice of the voltage reference and the generalization of the apparent power", *Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 9-18, 2003. Milan-Italy.
- [6] J.L. Willems, "Reflections on Apparent Power and Power Factor in Non-sinusoidal and Poly-phase Situations", *IEEE Transaction on Power Delivery*, April 2004.
- [7] IEEE Standard 1459-2000, IEEE Trial-Use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities under Sinusoidal, Non-sinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions, ISBN 0-7381-1963-6, 2000.
- [8] F. P. Marafão, "Electrical Energy Analysis and Control using Digital Signal Processing Techniques". Doctoral Thesis, December 2004.
- [9] J. A. Pomilio and S. M. Deckmann, "Characterization and compensation for harmonics and reactive power of residential and commercial loads", Proc. of COBEP 2005, Recife, Brazil, June 2005.

# IMPACTO DO REFERENCIAL DE TENSÃO NA MEDIDA DA QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA

H. K. Morales P.<sup>\*</sup>, F. P. Marafão<sup>+</sup>, S. M. Deckmann<sup>\*</sup>, A. C. Moreira<sup>\*</sup>.

<sup>\*</sup> Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação, Departamento de Sistemas e Controle de Energia Elétrica, Av. Albert Einstein – 400 – Cidade Universitária CEP: 13083-970, Campinas, SP - Brasil.

E-mails: (hmoales, sigmar, amoreira)@dsce.fee.unicamp.br

<sup>+</sup> Universidade Estadual Paulista, Engenharia de Controle e Automação, CEP: 18087-180, Sorocaba, SP - Brasil.

E-mail: fmarafao@sorocaba.unesp.br

**Abstract – This paper discusses the importance of the voltage reference for power quality monitoring and power system’s instrumentation. Considering the operating conditions of simple power circuits, it will be demonstrated that a wrong choice of the voltages referential may result in erroneous quantification of some power quality indices, especially in three-phase four wire circuits. The use of a virtual reference point and the neutral conductor as reference have been considered and the simulation results confirm the influence of the voltage reference selection in the evaluation of total harmonic distortion, unbalance factors and voltage sags. Finally a way of linking both methods will be discussed by means of Blakesley’s Theorem.**

**Index Terms—Neutral point, non-linear loads, power measurement, power quality, virtual star point, voltage reference.**

## I. INTRODUÇÃO

Ao contrário do que acontece sob condições clássicas de circuitos elétricos lineares, nas quais os sinais de tensão e corrente alternadas são ondas senoidais, equilibradas e simétricas, no caso de sistemas polifásicos com distorções, desequilíbrios, assimetrias e/ou desbalanços de carga, ainda existem muitas divergências entre os especialistas, no que se refere à escolha do ponto de referência para a medida das tensões do sistema.

Tal questão retornou ao debate científico na última década, no contexto de novas definições de potência em sistemas com formas de onda não-senoidais e/ou desequilibradas [1-8]. Neste sentido, diversas publicações têm tratado de novas “teorias de potências”, mais adequadas às condições atuais das instalações elétricas. Destacam-se as contribuições de autores como *Depenbrock* [1,2], *Emanuel e Willems* [3-7].

As discussões têm demonstrado que a escolha do ponto de referência pode influenciar na definição das componentes de potência e fator de potência [3-7,9], conseqüentemente, influenciando aplicações como faturamento, compensação e projeto de sistemas elétricos. Entretanto, considerando duas das propostas de maior relevância [1,10], no que diz respeito, por exemplo, à definição e quantificação do fator de potência, pode-se demonstrar que as diferenças quantitativas são praticamente irrelevantes em condições normais de operação, como discutido e demonstrado em [11].

Contudo, a questão em torno do referencial de tensão é muito mais ampla do que a definição ou o cálculo da

potência e do fator de potência e pode ter influência direta em diversas aplicações relacionadas com a instrumentação, análise, proteção, compensação, etc.

Portanto, o foco deste trabalho trata do problema básico da escolha da referência de tensão nos sistemas trifásicos com três e quatro condutores, a fim de enfatizar que sob certas circunstâncias, tal escolha pode comprometer significativamente o valor das grandezas medidas, bem como a monitoração de indicadores de qualidade da energia elétrica, o que não vem sendo abordado com o devido cuidado pelos estudiosos do assunto, por fabricantes de instrumentos ou pelos organismos responsáveis pelas questões normativas do setor elétrico.

## II. ESCOLHA DA REFERÊNCIA DE TENSÃO EM SISTEMAS TRIFÁSICOS

Não é possível discutir a escolha do referencial de tensão de um circuito, sem antes resgatar as definições do clássico trabalho de Blondel [12], no qual foi demonstrado que em um sistema polifásico com  $m$  condutores entre a fonte e a carga são requeridos apenas  $m-1$  medidores para medir a potência total transferida da fonte para a carga. Isto significa que um dos condutores pode ser assumido como a referência para as medidas de tensões, seja ele um condutor de fase ou de retorno (Fig. 1).

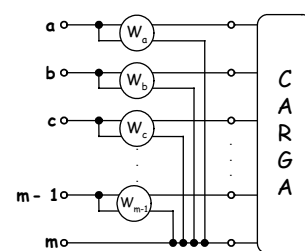


Fig.1. Ilustração do método de Blondel.

Tal hipótese foi expandida para várias outras aplicações de sistemas de potência, tais como proteção, controle, análise, monitoramento e vem sendo utilizada até os dias de hoje, como pode ser observado, por exemplo, através da proposta da IEEE STD 1459-2000 [10]. Entretanto, outras propostas também têm sido discutidas, como por exemplo, a utilização de um ponto de referência virtual [1,2], externo ao circuito de potência. A seguir será apresentada uma breve discussão sobre os dois casos e mais adiante será demonstrado como o Teorema de Blakesley [13] (Teorema de Transformação de Fontes) pode ser utilizado para associar

as medições feitas através destas duas opções para o referencial de tensão.

*A. Referência de tensão em um ponto comum virtual*

Conforme proposto por Depenbrock em meados do século passado, o denominado *ponto de referência virtual* ou *ponto estrela virtual* corresponde a um ponto de conexão comum, de transdutores de resistências idênticas, conectados entre o instrumento e cada um dos condutores do sistema onde se deseja medir as tensões. Assim como no trabalho de Blondel, originalmente, o autor direcionou o problema da escolha do referencial de tensão, do ponto de vista da transferência de potência [1,2].

A Fig. 2 ilustra a proposta de medição em relação ao ponto virtual (\*) para sistemas trifásicos com 3 ou 4 condutores.

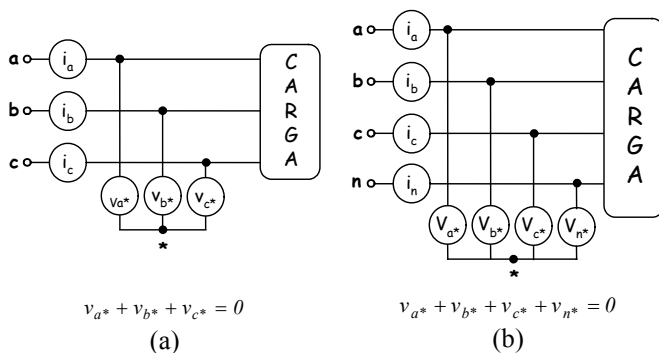


Fig.2. Tensões medidas em relação a um “ponto virtual” (\*).

Depenbrock demonstrou que as tensões medidas entre condutor-referência sempre somam zero, atendendo à Lei de Tensões de Kirchhoff. Porém não é óbvio perceber que, na presença de mais de três condutores ( $m > 3$ ), isto significa que as m componentes homopolares podem não ser nulas, mas necessariamente se cancelam, como será mostrado neste trabalho.

*B. Referência de tensão em um dos condutores do sistema (neutro ou fase)*

Baseado na proposta de Blondel, as recentes discussões e recomendações feitas pela IEEE STD 1459 [10] sugerem que as tensões deveriam ser medidas em relação a um dos condutores do sistema, resultando em tensões fase-fase (tensão de linha) ou fase-neutro (tensão de fase), dependendo da topologia do sistema abordado.

Neste caso, o número de sensores de tensão é menor do que no caso da medição em relação ao ponto virtual.

A Fig. 3 ilustra a proposta de medição em relação a um dos condutores do sistema, seja ele de 3 ou 4 condutores

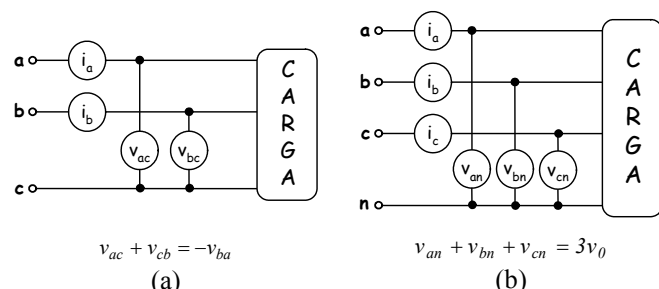


Fig.3. Tensões medidas em relação a um dos condutores.

III. SISTEMAS ELÉTRICOS TRIFÁSICOS

*A. Sistemas trifásicos com três condutores*

A não existência do condutor de retorno permite tanto a seleção de um ponto de referência virtual (Fig. 2a), quanto a de um dos três condutores (Fig. 3a) para medição das tensões.

Na conexão trifásica a três fios (sistema sem condutor de retorno), além de não haver circulação de correntes de seqüência zero, a tensão de seqüência zero também é eliminada das grandezas medidas entre fases. Esta é uma consequência direta das leis de tensões e correntes de Kirchhoff.

Em se tratando de sistemas a três fios, e considerando diferentes aplicações, ambos os métodos de medição podem apresentar vantagens e desvantagens. Por exemplo:

- Considerando aplicações de baixa tensão, pode-se concluir que a medição de grandezas de linha (Fig. 3a) resulta em redução dos custos associados aos transdutores de tensão;
- Entretanto, se considerarmos aplicações de média e alta tensão, a medição baseada no esquema da Fig. 3a pode não ser a mais adequada. Nestes níveis de tensão, em geral, duas metodologias costumam ser empregadas: a primeira, prevê a utilização de transformadores de tensão (TPs), os quais por trabalharem com tensões de linha elevadas, possuem custo mais considerável. A segunda estratégia, com custos reduzidos, é o emprego de divisores capacitivos, os quais em geral, utilizam o aterramento físico do sistema elétrico como referencial de medida. O problema é que tal aterramento é o caminho natural de circulação para correntes transitórias, correntes de fuga, descargas atmosféricas, etc., resultando em sistemas com baixo nível de proteção para os equipamentos de medição;
- Assim, considerando o caso anterior (média e alta tensão), a utilização da referência em um ponto virtual pode ser uma boa estratégia, já que garantiria que os equipamentos não estejam sujeitos a tais distúrbios relacionados à malha de aterramento do sistema. No entanto, essa conexão com ponto de referência flutuante, pode criar problemas de segurança ao operador do instrumento, uma vez que durante transitórios, a tensão do ponto comum pode flutuar e atingir valores elevados em relação ao terra real (operador).

*B. Sistemas trifásicos com quatro condutores*

A presença do condutor de retorno permite a existência de componentes de seqüência zero (homopolares:  $i_0, v_0$ ), seja da fundamental ou de harmônicas e, neste caso, é extremamente importante que tais componentes sejam consideradas nas análises de qualidade de energia ou mesmo no cálculo das potências envolvidas. De acordo com a Fig. 3b, a referência no condutor do retorno permite a detecção da tensão de seqüência zero ( $v_0$ ) somando-se as tensões das fases.

Conforme a Fig. 2b, a detecção de eventuais componentes homopolares, seria medida diretamente através do quarto

transdutor para o ponto virtual ( $v_{n^*}$ ), o qual representa um ponto qualquer flutuante, cujo potencial absoluto é irrelevante, uma vez que somente as diferenças de tensão são impostas ao sistema trifásico. Da mesma forma que para os sistemas com 3 condutores, algumas discussões e comentários devem ser destacados em função das medidas de tensão para os sistemas a 4 condutores:

- Em se tratando dos custos associados aos transdutores, fica evidente que a topologia sugerida na Fig. 3b seria a mais indicada, pela redução de um sensor de tensão;
- Por outro lado, diversos fabricantes de instrumentos sugerem a utilização de 4 transdutores de tensão para a medida da tensão no neutro (retorno). Entretanto, nem sempre fica evidente como esta medida é realizada e considerando que neste caso, a topologia empregada seja aquela proposta na Fig. 2b, é imprescindível a discussão sobre o impacto desta estratégia na avaliação de componentes homopolares (seqüência zero), bem como no cálculo do valor RMS durante variações momentâneas de tensão (VTCDs). Como será demonstrado, a tensão medida em relação ao ponto virtual têm suas componentes homopolares, (fundamental ou harmônicas), atenuadas de um fator  $1/m$ , o que tem impacto direto na avaliação da qualidade de energia de um sistema.

IV. IMPACTO DO REFERENCIAL DE TENSÃO PARA ANÁLISE DA QUALIDADE DE ENERGIA

Os resultados apresentados a seguir permitem extrair algumas conclusões a respeito de cada uma das topologias de medição. Para fins de comparação, serão utilizadas as medidas das tensões de linha nos terminais de uma carga em Delta (sistema a 3 fios) e as tensões de fase nos terminais de uma carga em Y (sistema a 4 fios). No caso da análise

espectral, foram inseridas nas fontes, harmônicas ímpares até a 15ª ordem, com amplitude de 50% da fundamental, para tornar evidente o efeito da atenuação acima mencionado.

A. Medições trifásicas com três condutores

A Fig. 4 mostra que ambas as topologias discutidas são capazes de avaliar corretamente os afundamentos vistos pela carga em Delta. A Tabela I apresenta os valores de amplitude e fase programados na fonte trifásica, enquanto a Tabela II indica que os três tipos de medição apontam para fatores de seqüência negativa ( $K^- = |V^-/V^+|$ ) equivalentes aos esperados, enquanto o fator de seqüência zero ( $K^0 = |V^0/V^+|$ ) resulta nulo em função da não existência de condutor de retorno. A Fig. 5 mostra a equivalência dos espectros harmônicos para ambas as formas de medição, destacando que neste caso as componentes homopolares (múltiplas de 3) são filtradas automaticamente pela topologia do circuito (3 fios).

B. Medições trifásicas com quatro condutores

Neste caso, a Fig. 6 mostra que a utilização do ponto de referência virtual influencia na avaliação do valor RMS durante uma VTCD. Por outro lado, o uso da referência no neutro representa exatamente o impacto na carga. A Tabela 3 mostra que o indicador de seqüência zero também será influenciado pela medida em relação ao ponto virtual, sendo atenuado de um fator de  $1/4$  ( $1/m$ ). A mesma conclusão pode ser extraída da análise harmônica mostrada na Fig. 7. Observar, que as harmônicas homopolares, medidas para o ponto virtual, são atenuadas em  $1/4$  com relação ao espectro da carga.

Portanto, a utilização do ponto virtual para análise de qualidade de energia, requer alguns cuidados ou algoritmos adicionais, os quais fizessem, por exemplo, a correção do fator de atenuação citado  $1/4$ .

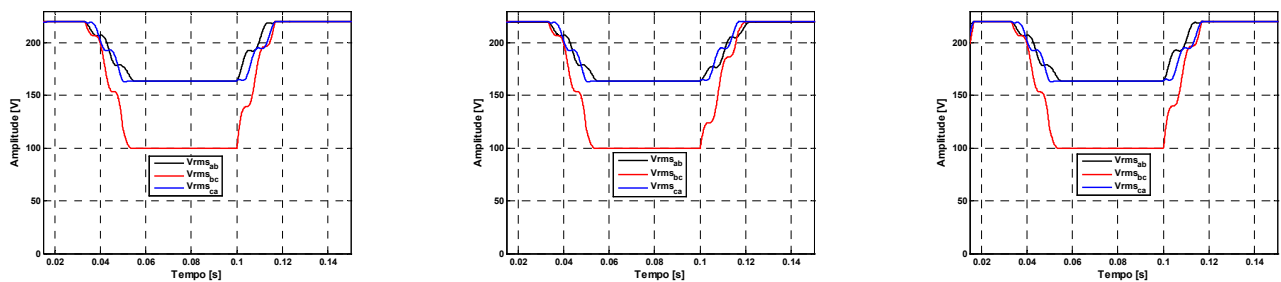


Fig.4. Evolução do valor RMS durante um afundamento de tensão entre as fases B e C, de 220V para 100V (4 ciclos).

TABELA I – Tensões e ângulos programados na fonte.

Tensões na fonte	Teste 1		Teste 2	
	Amplitude	Ângulo	Amplitude	Ângulo
$v_a$	179.61 V	0°	179.61 V	0°
$v_b$	159.81 V	-104.4°	159.81 V	-104.4°
$v_c$	208.59 V	132.1°	208.59 V	144°

TABELA II – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição (3 condutores).

Teste	Valor teórico		Referência na fase B		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
1	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00
2	19.49	0.00	19.49	0.00	19.49	0.00	19.49	0.00



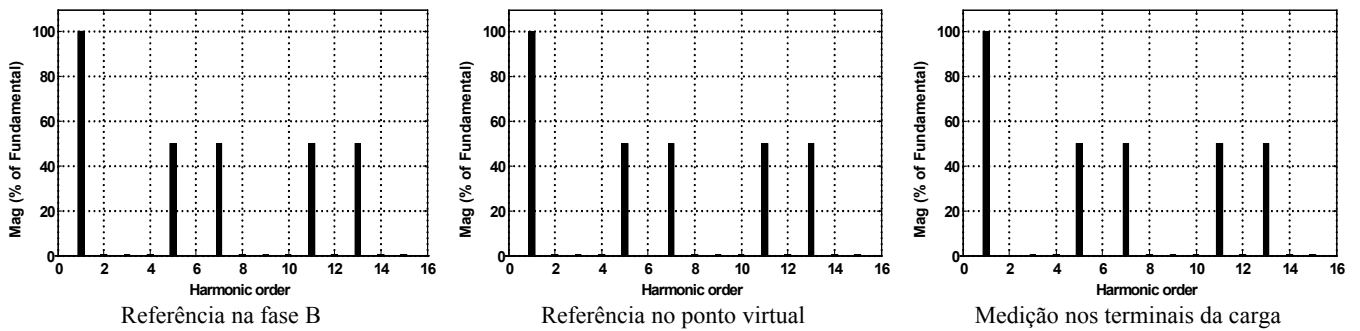


Fig. 5. Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (3 condutores).

**TABELA 3 – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).**

Teste	Valor teórico		Referência no neutro		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)	$K^-$ (%)	$K^0$ (%)
1	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00
2	19.49	8.02	19.49	8.02	19.49	2.01	19.49	8.02

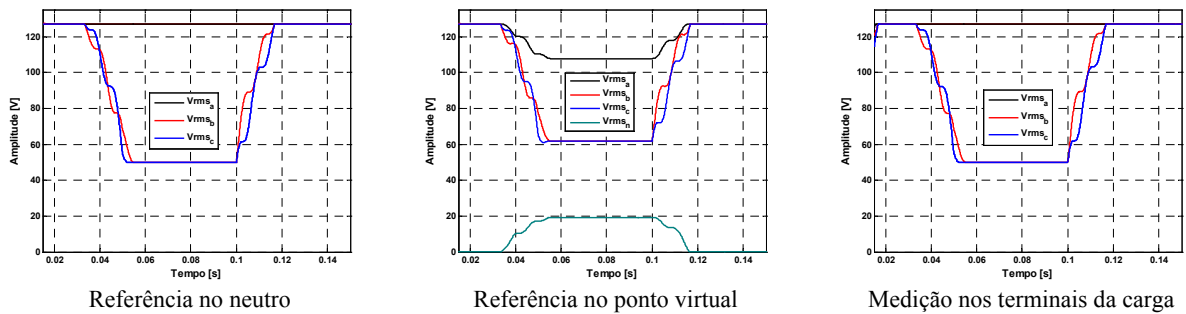
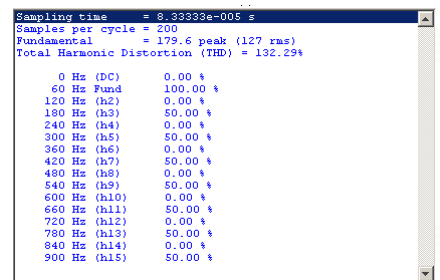
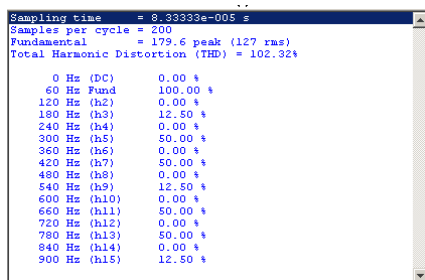
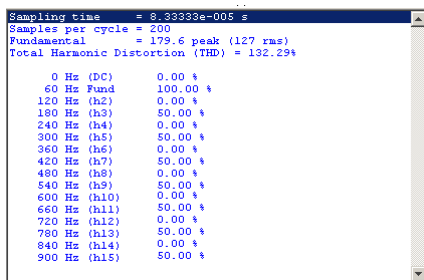
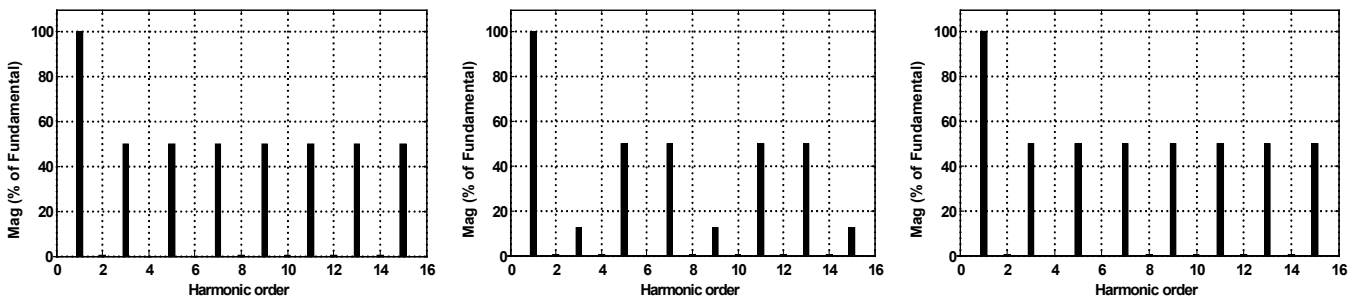


Fig. 6. Evolução do valor RMS durante um afundamento de tensão nas fases B e C, de 127V para 50V (4 ciclos).



Referência no neutro                      Referência no ponto virtual                      Medição nos terminais da carga

Fig. 7. Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).

V. RECUPERAÇÃO DA COMPONENTE DE SEQUÊNCIA ZERO ATENUADA.

Dos resultados anteriores, conclui-se que no caso de circuitos com condutor de retorno e na presença de componentes de seqüência zero (fundamentais ou

harmônicas), existe uma diferença clara entre os dois métodos estudados. Portanto é necessário fazer uma análise criteriosa da relação entre as duas metodologias e das diferenças encontradas.

Tal análise pode ser realizada através da consideração de que o grupo de tensões trifásicas  $v_a, v_b$  e  $v_c$  conforme Fig. 8

pode ser expresso em termos de suas componentes simétricas, ou seja:

$$v_a = v_a^+ + v_a^- + v_0 \quad (1)$$

$$v_b = v_b^+ + v_b^- + v_0 \quad (2)$$

$$v_c = v_c^+ + v_c^- + v_0 \quad (3)$$

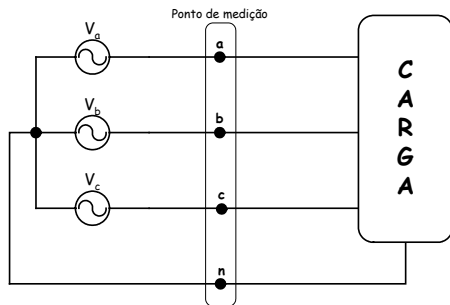


Fig. 8. Sistema trifásico a quatro condutores.

*A. Medidas com referência de tensão no neutro*

A Fig. 9 mostra um circuito no qual o neutro é utilizado como referência de tensão, sendo  $R$  a resistência equivalente do medidor de tensão.

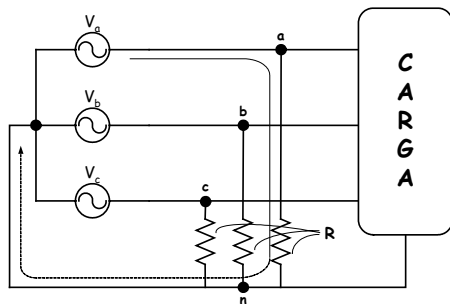


Fig. 9. Medição em relação ao neutro.

Considerando apenas o caminho de tensão formado pelo instrumento de medição, bem como a substituição das tensões de fase por suas respectivas componentes de seqüência, o circuito da Fig. 9 pode ser representado como na Fig. 10.

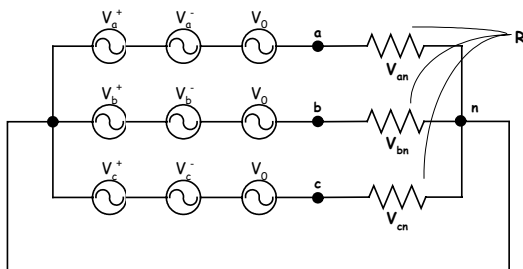


Fig. 10. Circuito equivalente para medição em relação ao neutro.

As tensões  $v_{an}$ ,  $v_{bn}$  e  $v_{cn}$  são as tensões sobre cada uma das resistências do instrumento, portanto, a associação dos circuitos das Fig. 9 e 10 resulta:

$$v_{an} = v_a^+ + v_a^- + v_0 \quad (4)$$

$$v_{bn} = v_b^+ + v_b^- + v_0 \quad (5)$$

$$v_{cn} = v_c^+ + v_c^- + v_0 \quad (6)$$

Desta forma observa-se que as tensões medidas em relação ao neutro correspondem às tensões impostas pela fonte de tensão, contendo todas as componentes de seqüência (positiva, negativa e zero).

*B. Medidas com referência de tensão no ponto virtual*

A Fig. 11 mostra um circuito no qual um ponto virtual é utilizado como referência de tensão.

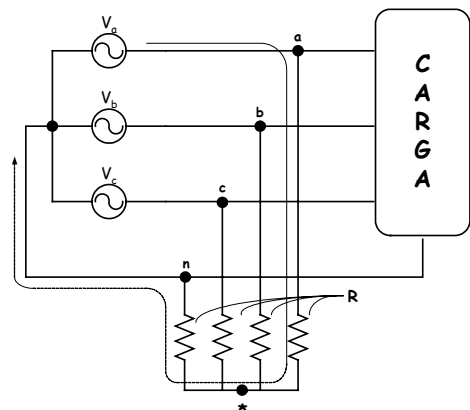


Fig. 11. Medição em relação ao ponto virtual.

Da mesma forma que no circuito da Fig. 10, podemos representar o circuito da Fig. 11 através de suas componentes de seqüência (Fig. 12).

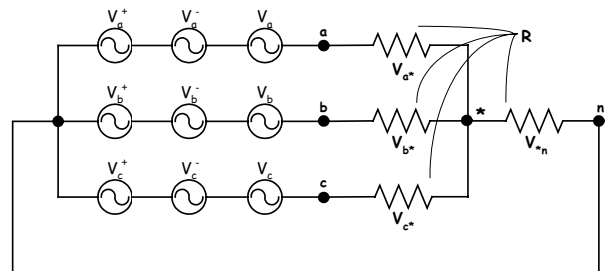
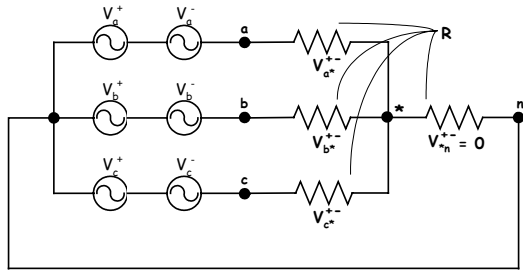


Fig. 12. Circuito equivalente para medição em relação ao ponto virtual.

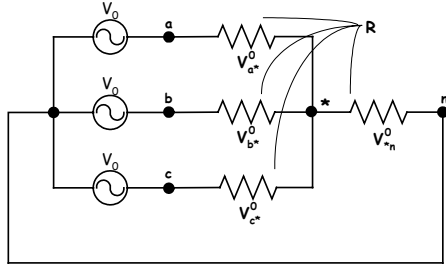
Como é sabido, as componentes negativa e zero são indicações de condições anormais (desequilíbrios e/ou harmônicas) de um circuito elétrico. Além disso, sabe-se que a componente de seqüência negativa utiliza praticamente o mesmo circuito utilizado pela componente de seqüência positiva, sem a necessidade do condutor de retorno (neutro) e que a componente de corrente de seqüência zero só ocorre na presença do condutor de retorno.

Desta forma, considerando o teorema da superposição, pode-se decompor o circuito da Fig. 12 em um circuito contendo as componentes positiva e negativa (Fig. 13a) e um outro circuito contendo apenas as componentes de seqüência zero (Fig. 13b).





a) Circuito de seqüência positiva e negativa.



b) Circuito de seqüência zero.

Fig. 13 Circuitos de seqüência decompostos (teorema da superposição).

Do circuito da Fig. 13a temos:

$$v_{a^{*-}}^{+-} = v_a^+ + v_a^- \quad (7)$$

$$v_{b^{*-}}^{+-} = v_b^+ + v_b^- \quad (8)$$

$$v_{c^{*-}}^{+-} = v_c^+ + v_c^- \quad (9)$$

Portanto, pelo teorema de superposição temos que as tensões medidas em relação ao ponto virtual são conforme mostradas em (10), (11) e (12).

$$v_{a^*} = v_{a^*}^{+-} + v_{a^*}^0 \quad (10)$$

$$v_{b^*} = v_{b^*}^{+-} + v_{b^*}^0 \quad (11)$$

$$v_{c^*} = v_{c^*}^{+-} + v_{c^*}^0 \quad (12)$$

Por outro lado, a Fig. 13b pode ser ainda representada pelo circuito mostrado na Fig. 14, com base na transformada de Blakesley [13].

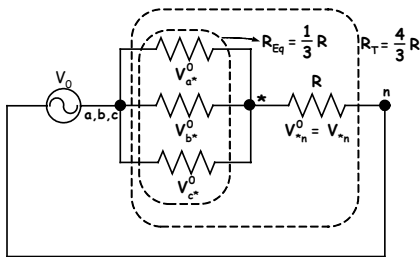


Fig. 14. Circuito de seqüência zero transformado (Teorema de Blakesley)

Assim para o circuito da Fig. 14 temos:

$$v_{a^*}^0 = v_{b^*}^0 = v_{c^*}^0 = \frac{R_{Eq}}{R_T} \cdot v_0 = \frac{1}{4} \cdot v_0 \quad (13)$$

$$v_{n^*} = \frac{R}{R_T} \cdot v_0 = -v_{n^*}^0 = -\frac{3}{4} \cdot v_0 \quad (14)$$

As equações (13) e (14) são as tensões de fase e neutro em relação ao ponto virtual, representando apenas a componente de seqüência zero.

Deste modo, as tensões totais medidas em relação ao ponto virtual, considerando as componentes de seqüência positiva, negativa e zero, podem ser obtidas substituindo-se (13) em (10), (11) e (12):

$$v_{a^*} = v_a^+ + v_a^- + \frac{1}{4} \cdot v_0 \quad (15)$$

$$v_{b^*} = v_b^+ + v_b^- + \frac{1}{4} \cdot v_0 \quad (16)$$

$$v_{c^*} = v_c^+ + v_c^- + \frac{1}{4} \cdot v_0 \quad (17)$$

Observar que a componente de seqüência zero é atenuada por um fator  $\frac{1}{4}$  de seu valor real, o que significa que para aplicações onde sua quantificação seja necessária, deve-se realizar a correção do valor identificado. Tal adequação pode ser feita somando-se ( $\frac{3}{4} v_0$ ) em ambos os lados da igualdade nas equações (15), (16) e (17):

$$v_{a^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_a^+ + v_a^- + v_0 \quad (18)$$

$$v_{b^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_b^+ + v_b^- + v_0 \quad (19)$$

$$v_{c^*} + \frac{3}{4} v_0 = v_c^+ + v_c^- + v_0 \quad (20)$$

De (14) tem-se que:

$$\frac{3}{4} v_0 = -v_{n^*} \quad (21)$$

Substituindo (21) em (18), (19) e (20), tem-se:

$$v_{a^*} - v_{n^*} = v_a^+ + v_a^- + v_0 \quad (22)$$

$$v_{b^*} - v_{n^*} = v_b^+ + v_b^- + v_0 \quad (23)$$

$$v_{c^*} - v_{n^*} = v_c^+ + v_c^- + v_0 \quad (24)$$

Com isto, conclui-se que a diferença entre a tensão de cada condutor de fase e do condutor de retorno, medidas em relação ao ponto virtual, resultam na composição original das tensões, com seqüências positiva, negativa e zero.

Portanto, comparando as equações (4), (5) e (6) e as equações (22), (23) e (24), pode-se associar as respectivas tensões medidas em relação ao neutro, com aquelas medidas em relação ao ponto de referência virtual, como indicado a seguir:

$$v_{an} = v_{a^*} - v_{n^*} \quad (25)$$

$$v_{bn} = v_{b^*} - v_{n^*} \quad (26)$$

$$v_{cn} = v_{c^*} - v_{n^*} \quad (27)$$

Desta forma, desde que se conheça a relação entre as duas metodologias, os algoritmos dos instrumentos de medida e/ou monitoração da qualidade da energia podem ser adequados em função da forma de conexão adotada pelo operador, o que poderia inclusive ser feito através de uma escolha na interface homem-máquina dos equipamentos.

O problema é que na prática, tais diferenças e a relação entre elas não vem sendo abordada e é possível encontrar diversos fabricantes de instrumentos, sugerindo uma ou outra forma de conexão, sem ao menos mencionar seus impactos na forma de avaliação das componentes homopolares ou mesmo, na monitoração de variações de tensão.

Os resultados da próxima seção ilustram a equivalência dos resultados baseados nas duas formas de conexão, quando os devidos ajustes são realizados.

VI. RESULTADOS

Neste caso, considerando os mesmos testes da Seção IV-b, a Fig. 15 mostra que as duas metodologias são capazes de avaliar corretamente os afundamentos de tensão (VTCD's) programados. A mesma conclusão pode ser extraída da análise harmônica mostrada na Fig. 16 e a Tabela 4 mostra que os indicadores de desequilíbrio de seqüência zero e negativa também resultam como esperado. Observar que as componentes de seqüência zero (homopolares) foram recuperadas corretamente.

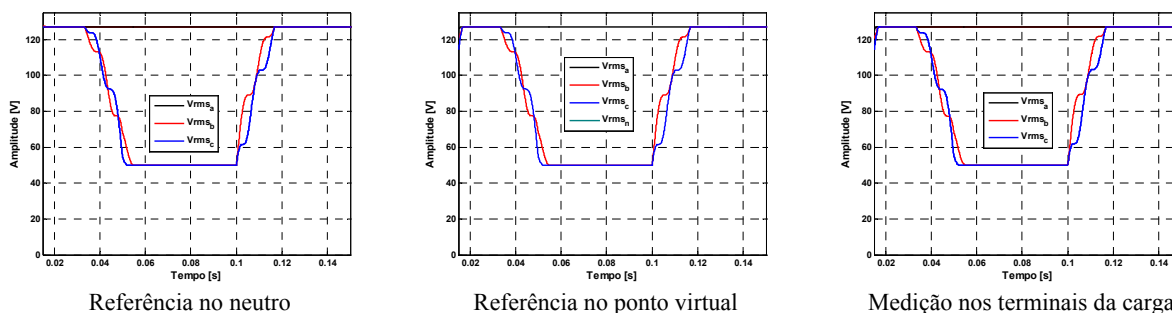


Fig. 15. Evolução do valor RMS durante um afundamento de tensão nas fases B e C, de 127V para 50V (4 ciclos).

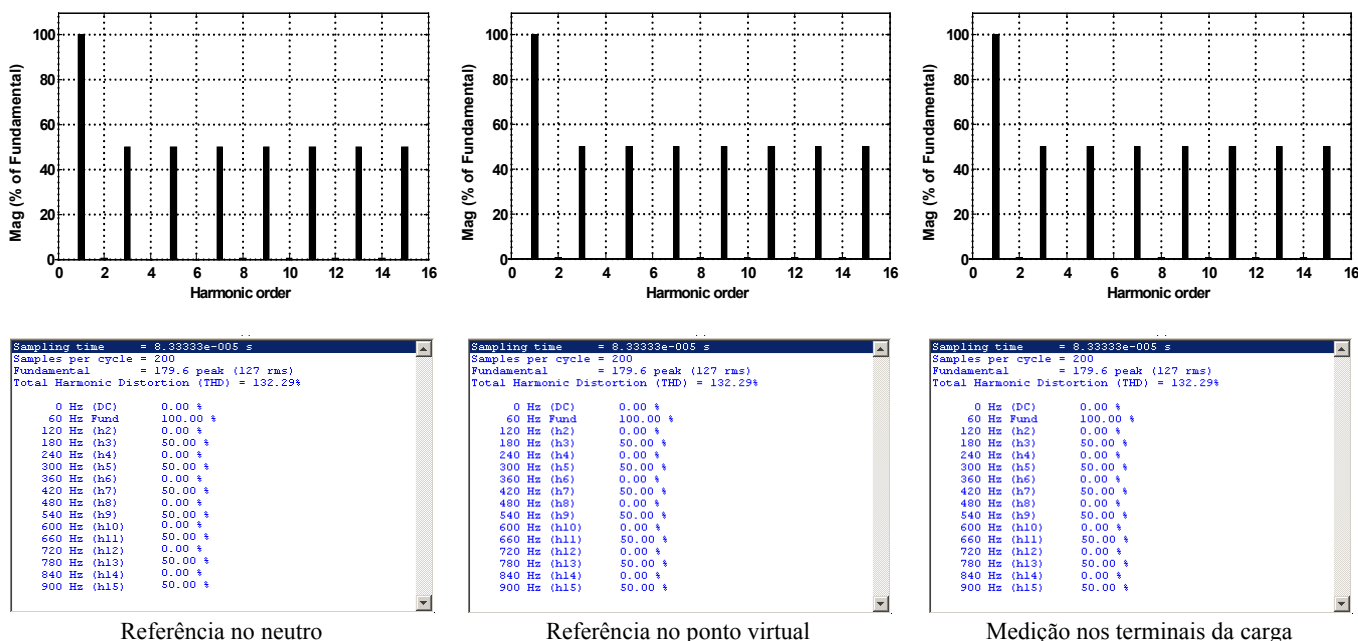


Fig. 16. Análise espectral de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).

TABELA IV – Fator de desequilíbrio calculado de acordo com cada topologia de medição (4 condutores).

Teste	Valor teórico		Referência no neutro		Referência no ponto virtual		Medição nas terminais da carga	
	K <sup>-</sup> (%)	K <sup>0</sup> (%)	K <sup>-</sup> (%)	K <sup>0</sup> (%)	K <sup>-</sup> (%)	K <sup>0</sup> (%)	K <sup>-</sup> (%)	K <sup>0</sup> (%)
1	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00	15.92	0.00
2	19.49	8.02	19.49	8.02	19.49	8.02	19.49	8.02

## VII. CONCLUSÕES

Fica claro que para sistemas sem condutor de retorno, as duas metodologias fornecem resultados idênticos, devido à ausência das componentes homopolares (seqüência zero), que são filtradas pela própria topologia do sistema. No entanto, para sistemas com condutor de retorno, é necessário levar em consideração alguns aspectos, como por exemplo, a atenuação das componentes homopolares (seqüência zero).

Desta forma, para a medição da tensão nas instalações atuais, com a presença de distorções e desequilíbrios, a escolha do ponto de referência deve ser feita de forma criteriosa e suas implicações devem ser consideradas em aplicações como tarifação, medição, monitoramento da qualidade de energia, etc.

Caso não se leve em consideração as questões apontadas, conclusões equivocadas podem ser extraídas sobre a análise e monitoramento da qualidade de energia, eficácia dos dispositivos de proteção e/ou compensação, etc.

Apesar da demonstração de como recuperar a atenuação das componentes homopolares, atenuadas pelo ponto virtual, a forma de conexão referenciada ao neutro segue sendo a melhor opção, especialmente para aplicações em baixa tensão, em virtude de utilizar um sensor a menos para medição. Entretanto, considerando aplicações em sistemas de alta tensão (3 condutores), a utilização de um ponto virtual externo pode ser interessante, do ponto de vista da proteção dos equipamentos.

Também é importante observar que a grande maioria das normas e recomendações relacionadas com a instrumentação de sistemas de potência não tem tratado o assunto com a devida importância, o que também ocorre com a documentação de fabricantes de equipamentos de medição, análise e controle comercializados atualmente.

Por fim, vale destacar que a metodologia proposta para associar os dois métodos de medição das tensões, através do Teorema de Blakesley, também poderia ser usada no sentido de encontrar uma convergência entre as diferentes propostas de teorias de potência discutidas atualmente.

## AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer a CAPES pelo apoio financeiro e ao pesquisador Marcio Massakiti Kubo pelas sugestões sobre Teorema de Blakesley.

## REFERÊNCIAS

- [1] M. Depenbrock, "The FBD-Method, a Generally Applicable Tool for Analyzing Power Relations", *IEEE Transaction on Power Systems*, vol. 8, no. 2, pp. 381-387, May 1993.
- [2] M. Depenbrock, "Quantities of a Multi-terminal Circuit Determined on the Basis of Kirchhoff's Laws", *Fourth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 29-36, Milan-Italy, 1997.
- [3] A.E. Emanuel, "Reflections on the Effective Voltage Concept", *Sixth International Workshop on Power*

*Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 1-8, Milan-Italy, 2003.

- [4] J.L. Willems and J.A. Ghijselen, "The Choice of the Voltage Reference and the Generalization of the Apparent Power", *Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-sinusoidal Conditions*, pp. 9-18, Milan-Italy, 2003.
- [5] J.L. Willems, "Reflections on Apparent Power and Power Factor in Non-sinusoidal and Poly-phase Situations", *IEEE Transaction on Power Delivery*, April 2004.
- [6] J.L. Willems, J.A. Ghijselen and A.E. Emanuel, "The Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459-2000", *IEEE Transaction on Power Delivery* vol. 20, no. 2, pp. 876-884, April 2005.
- [7] J.L. Willems, J.A. Ghijselen and A.E. Emanuel, "Addendum to the Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459-2000", *IEEE Transaction on Power Delivery* vol. 20, no. 2, pp. 885-886, April 2005.
- [8] F. P. Marafão, "Análise e Controle da Energia Elétrica Através de Técnicas de Processamento Digital de Sinais", Tese de Doutorado, Departamento de Sistemas e Controle de Energia, FEEC/Unicamp, Campinas, 2004.
- [9] H.K. Morales P., S.M. Deckmann and F.P. Marafão, "Voltage Reference Selection: Who's Concerned About?", CD-ROM of the *Brazilian Power Electronics Conference (COBEP)*, 2005.
- [10] IEEE Standard 1459-2000, IEEE Trial-Use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities under Sinusoidal, Non-sinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions, ISBN 0-7381-1963-6, 2000.
- [11] A.C. Moreira, F. P. Marafão, S. M. Deckmann, H. K. Morales P., "Análise Comparativa das Técnicas de Medição de Potência Baseadas na Recomendação IEEE 1459-2000 e no Método FBD", *IEEE VII Conferência Internacional de Aplicações Industriais (INDUSCON)*, Recife, 2006.
- [12] A. Blondel, "Measurement of Energy of Polyphase currents" *Proceeding International Electrical Congress Chicago III*, pp. 112-117, 1893.
- [13] T.H. Blakesley, "A New Electrical Theorem", *Proceeding of the Physical Society of London*, vol.13, pp. 65-67, 1894.

# ANÁLISE COMPARATIVA DAS TÉCNICAS DE MEDIÇÃO DE POTÊNCIA BASEADAS NA RECOMENDAÇÃO IEEE STD 1459-2000 E NO MÉTODO FBD

A. C. Moreira\*, F. P. Marafão<sup>+</sup>, S. M. Deckmann\*, H. K. Morales P.\*

\* Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação, Departamento de Sistemas e Controle de Energia Elétrica, Av. Albert Einstein – 400 – Cidade Universitária CEP: 13083-970, Campinas, SP - Brasil.

Emails: (amoreira, sigmar, hmorales)@dsce.fee.unicamp.br

<sup>+</sup> Universidade Estadual Paulista, Engenharia de Controle e Automação, CEP: 18087-180, Sorocaba, SP - Brasil.

Email: fmarafao@sorocaba.unesp.br

**Abstract** – This paper compares the definitions of power and power factor under unbalanced and distorted conditions, based on STD 1459-2000 and FBD Method. These definitions may influence the measurement techniques, instrumentation development, revenue metering or power compensation. Both methods have been summarized, discussed and numerically compared by means of simulation results. Although both methods are based on different equivalencing concepts, the results obtained under normal conditions are very similar. The main differences appear in the presence of homopolar or zero sequence components. The paper tries to explain the causes of these differences in terms of the resulting apparent power and power factor.

**Keywords** - FBD Method, Power Theories, Power Definitions, Power Factor, STD 1459-2000.

## I. INTRODUÇÃO

Desde o início da utilização da energia elétrica em sistemas polifásicos, o cálculo da potência e do fator de potência tem sido estudado e um consenso entre os diversos autores ainda não foi rigorosamente estabelecido.

Considerando a presença cada vez maior de cargas desbalanceadas e não-lineares na rede elétrica, tem-se verificado que é necessária uma reavaliação das definições de potência e fator de potência para as condições atuais.

No caso dos sistemas polifásicos desbalanceados, uma nova definição de potência aparente é praticamente inevitável, assim como o desenvolvimento de uma teoria de potência, geral o bastante para se adequar à realidade atual dos sistemas elétricos, com formas de onda cada vez mais distorcidas, desequilibradas e/ou assimétricas.

Neste sentido, diversos pesquisadores vêm direcionando seus esforços para propor novas definições e teorias, possíveis de serem aplicadas em tais condições [1-15]. Na prática, tal reavaliação teria impacto em diversas aplicações, tais como, tarifação de energia, compensação de distúrbios e reativos, instrumentação, etc.

Dentre as discussões existentes sobre formas de medição de potência e fator de potência sob condições não ideais (distorções de forma de onda, assimetrias e desequilíbrios), duas propostas se destacam. A primeira é uma proposta feita por Depenbrock [1-2], conhecida por método FBD (Fryze-Buchholz-Depenbrock), onde se destaca a medição das tensões de cada fase, mais a tensão do condutor neutro em relação a um ponto de referência virtual.

A segunda é uma recomendação do IEEE, para substituir os conceitos tradicionais, trazendo considerações importantes para as condições não-senoidais e desbalanceadas. Tal proposta é denominada como STD 1459-2000 [5].

Este artigo procura analisar a diferença entre as duas propostas através de casos simulados utilizando-se o software PSIM/SIMCAD, apontando possíveis vantagens e desvantagens de cada método, para a medição da potência e fator de potência. Como as principais diferenças se referem ao caso de sistemas polifásicos com condutor de retorno [6,8,9,11,12,14], os estudos foram direcionados para sistemas trifásicos a quatro fios, desbalanceados e com formas de ondas não-senoidais.

## II. STD 1459-2000

A formulação proposta pela STD 1459 trabalha com o caso de circuitos trifásicos desbalanceados e formas de ondas de tensão e corrente não-senoidais.

Esta proposta ganhou a confiança de um expressivo número de pesquisadores e baseia-se em uma definição de potência aparente conhecida como: *Potência Efetiva* ou *Potência Equivalente* [5,7].

### A. Definição de Valores Equivalentes e Potência Aparente Efetiva

Uma das principais contribuições da STD 1459 é a recomendação do uso de tensão e corrente “equivalente” para circuitos polifásicos. Tais valores são baseados em um modelo de sistema elétrico equivalente, balanceado, o qual deveria ter exatamente as mesmas perdas e/ou consumo de potência que o sistema real desbalanceado.

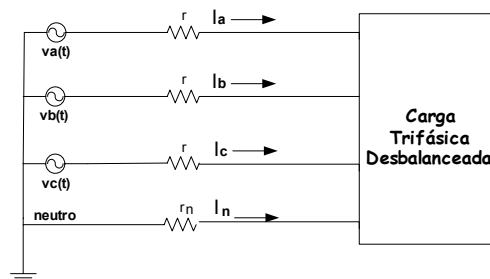


Fig. 1. Sistema real desbalanceado.

Este sistema equivalente seria composto por uma carga resistiva trifásica, representada por três resistências iguais a  $(R_Y)$ , conectadas em Y e três resistências  $(R_\Delta)$ , conectadas em  $\Delta$ . Estas resistências representariam perdas a vazio, perdas magnéticas no núcleo de transformadores e

dielétricos e o consumo da carga real (vide Fig. 1 e Fig.2). Neste modelo é assumido que o consumo de potência devido a equipamentos conectados entre fase e neutro ( $R_Y$ ) é igual ao consumo dos equipamentos conectados entre fase e fase ( $R_\Delta$ ) [3,6,8,12]. Isto significa que independentemente da forma de conexão da carga real, a potência absorvida será a mesma ( $P_Y = P_\Delta$ ).

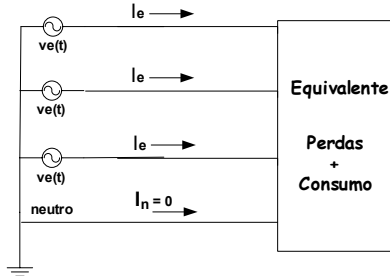


Fig. 2. Sistema equivalente.

As variáveis equivalentes de tensão e corrente foram inicialmente definidas por Buchholz e usadas em uma formulação similar por Goodhue [4] e em um caminho alternativo por Depenbrock [1-2]. Considerando sistemas trifásicos a quatro fios, a STD 1459 define o valor da corrente equivalente ou efetiva como:

$$I_e = \sqrt{\frac{1}{3}(I_a^2 + I_b^2 + I_c^2 + \rho \cdot I_n^2)} \quad (1)$$

onde  $\left(\rho = \frac{r_n}{r}\right)$ . Os símbolos  $r$  e  $r_n$  representam as

resistências dos condutores de fase e neutro do sistema real. Estudos práticos tem demonstrado que para instalações de baixa e média tensões  $\rho$  pode variar entre 0,2 e 0,4 [7]. A STD 1459 assume que o condutor neutro possui a mesma resistência que o condutor de fase ( $\rho = 1$ ). Para sistemas com corrente de neutro elevada este termo tem uma grande influência no cálculo de ( $I_e$ ).

Observar que a corrente efetiva ( $I_e$ ) depende de todas as correntes, de linha e do condutor de retorno.

A tensão equivalente ou efetiva ( $V_e$ ) é obtida a partir do sistema equivalente da Fig. 2, assumindo que a carga atual (real) consiste de um grupo de cargas conectadas em ( $Y$ ) e o restante conectados em ( $\Delta$ ). Cada grupo de carga é caracterizado por uma resistência equivalente ( $R_Y$ ) e ( $R_\Delta$ ), respectivamente. Este critério de equivalência é baseado em efeitos elétricos e térmicos [6]. Igualando a potência consumida pelo sistema real com o modelo equivalente fictício temos:

$$\frac{V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2}{R_Y} + \frac{V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2}{R_\Delta} = \frac{3V_e^2}{R_Y} + \frac{9V_e^2}{R_\Delta} \quad (2)$$

Definindo uma relação entre potência absorvida por uma carga em ( $\Delta$ ) ( $P_\Delta$ ) e a potência absorvida por uma carga em ( $Y$ ) ( $P_Y$ ) encontra-se a seguinte relação de potência [3,6]:

$$\xi = \frac{P_\Delta}{P_Y} = \frac{9V_e^2 / R_\Delta}{3V_e^2 / R_Y} = \frac{3R_Y}{R_\Delta} \quad (3)$$

Diferentes hipóteses no que diz respeito à distribuição da potência entre as resistências em  $Y$  e em  $\Delta$  do circuito equivalente, influenciariam o valor de ( $V_e$ ), sendo este o principal alvo das mais recentes discussões entre alguns dos especialistas no assunto [11,12].

Substituindo-se (3) em (2) resulta a seguinte expressão:

$$V_e = \sqrt{\frac{1}{9(1+\xi)} [3(V_{an}^2 + V_{bn}^2 + V_{cn}^2) + \xi(V_{ab}^2 + V_{bc}^2 + V_{ca}^2)]} \quad (4)$$

A tensão efetiva ( $V_e$ ) representa uma tensão de fase equivalente, em função de todas as tensões de fase do sistema real, medidas em relação ao condutor neutro e todas as tensões de linha do mesmo sistema. A sua representação em termos de componentes simétricos para uma dada frequência será:

$$V_e = \sqrt{(V^+)^2 + (V^-)^2 + \frac{(V^0)^2}{(\xi+1)}} \quad (5)$$

A STD 1459 assume  $\xi = 1$  ( $P_Y = P_\Delta$  ou  $3R_Y = R_\Delta$ ), o que resulta em:

$$V_e = \sqrt{(V^+)^2 + (V^-)^2 + \frac{(V^0)^2}{2}} \quad (6)$$

De forma distinta das definições convencionais de potência aparente, define-se a *Potência Aparente Efetiva* para circuitos trifásicos balanceados ou desbalanceados como:

$$S_e = 3 \cdot V_e \cdot I_e \quad (7)$$

Na presença do condutor de retorno, ( $S_e$ ) leva em consideração tanto às perdas neste condutor, bem como o efeito provocado pelo desbalanço das cargas. Esta potência aparente efetiva é a máxima potência ativa que pode ser transmitida através do circuito trifásico dado, para uma carga trifásica balanceada, suprida com tensão efetiva ( $V_e$ ) mantendo-se constantes as perdas na linha.

#### B. Definição da Potência Ativa e do Fator de Potência

A Potência Ativa ( $P$ ) é um dos poucos consensos entre os diferentes autores e propostas. É definida como o valor médio por período da potência instantânea.

$$P = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t p(t) dt \quad (8)$$

Conseqüentemente, o *Fator de Potência Efetivo* é definido como:

$$FP_e = \frac{P}{S_e} \quad (9)$$

A equação (9) representa a relação entre a potência atual para a máxima potência que poderia ser transmitida mantendo-se a perda de potência na linha e a tensão de carga constante.

Do ponto de vista de medição e tarifação de energia, o ( $FP_e$ ) pode ser bem mais rigoroso do que quando baseado nas definições convencionais por fase ou ainda considerando a média aritmética ou geométrica dos fatores de potência por fase.

### C. Discussão Sobre a STD 1459-2000

Um fato que chama a atenção em (1), é a escolha do valor da resistência do condutor neutro  $r_n$ . Como apresentado na STD 1459, esta assume que o condutor neutro possui a mesma resistência que o condutor de fase ( $\rho = 1$ ), o que nem sempre é verdade. Da equação (1) verifica-se que uma escolha errada do valor da resistência de neutro comprometerá o cálculo de ( $S_e$ ) influenciando o cálculo da *Potência Aparente Equivalente* e conseqüentemente o *Fator de Potência Equivalente* ( $FP_e$ ). Do ponto de vista da instrumentação, o correto seria que os equipamentos que avaliam a potência e fator de potência, possuíssem uma entrada para a informação da razão ( $\rho$ ), entretanto, deve-se destacar que tal informação nem sempre está disponível com facilidade.

Os termos ( $S_e$ ) e ( $FP_e$ ) ajudam a avaliar a energia efetivamente transferida para a carga sob condições de desequilíbrio e/ou formas de ondas não-senoidais, uma vez que a corrente de neutro pode causar perdas significativas. Estas perdas estão refletidas no cálculo da *Potência Aparente Equivalente* ( $S_e$ ), visto que uma definição de potência aparente coletiva ou equivalente é praticamente inevitável para sistemas trifásicos desbalanceados assimétricos. Deve-se lembrar também que mesmo em uma situação de carga equilibrada poderá existir corrente no condutor de retorno caso as tensões de alimentação sejam não-senoidais com componentes homopolares (seqüência zero), podendo neste caso a corrente de retorno ser maior que a própria corrente de uma das fases, o que justifica o cálculo de ( $S_e$ ) como proposto em (7).

### III. MÉTODO FBD

O método FBD (Fryze-Buchholz-Depenbrock), foi proposto pelo professor Manfred Depenbrock. Tal proposta destaca-se por utilizar a medição de tensão de todos os condutores em relação a um ponto de referência virtual e também por utilizar valores coletivos para o cálculo da corrente, tensão e potência aparente [1,2].

#### A. Valores Equivalentes ou Coletivos

Resgatando o trabalho de Buchholz e baseando-se em princípios das Leis de Kirchhoff, Depenbrock apresenta as variáveis chamadas “*coletivas instantâneas*” de corrente e tensão como sendo, respectivamente:

$$i_{\Sigma} = \sqrt{\sum_{k=1}^m i_k^2} = \sqrt{(i \cdot i)} \quad (10)$$

$$v_{\Sigma^*} = \sqrt{\sum_{k=1}^m v_{k^*}^2} = \sqrt{(v_* \cdot v_*)} \quad (11)$$

onde:

( $\cdot$ ) - produto escalar de vetores;

m - número de condutores (fios);

\* - significa que as tensões do circuito devem ser medidas entre cada condutor e um “*ponto de referência virtual*” e não em relação a outro condutor do circuito (retorno-neutro ou terra).

Assim, os vetores instantâneos da corrente ( $i$ ) e tensão ( $v_*$ ) em um determinado ponto (corte) do circuito são dados por:

$$i = [i_a \ i_b \ \dots \ i_m] \quad (12)$$

$$v_* = [v_{a^*} \ v_{b^*} \ \dots \ v_{m^*}] \quad (13)$$

e possuem as seguintes propriedades:

$$\sum_{k=1}^m i_k = 0 \quad (14)$$

$$\sum_{k=1}^m v_{k^*} = 0 \quad (15)$$

Deve-se destacar que estas tensões medidas em relação ao *ponto de referência virtual* (13), podem não representar a tensão que está sendo aplicada nos terminais de uma determinada carga, assunto este, discutido em outro artigo dos mesmos autores [14]. A Fig. 3 representa a forma de medição em relação ao ponto virtual para uma carga trifásica com condutor neutro.

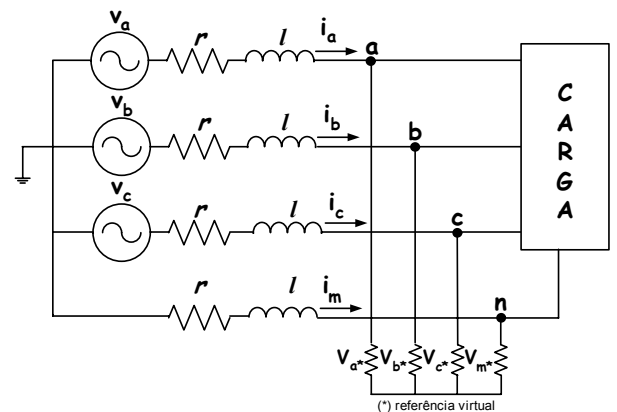


Fig. 3. Medição de tensão em relação ao ponto de referência virtual.

Com isto, a *potência instantânea* ou *potência coletiva instantânea* seria dada por:

$$p_{\Sigma} = (v_* \cdot i) . \quad (16)$$

Para um sistema trifásico a quatro fios desbalanceado, a equação (16) representará inclusive o termo  $(v_{m*} \cdot i_m)$ , ou seja, o condutor neutro ( $m$ ) estará sendo tratado como um condutor ativo.

Uma vez definidos os *valores coletivos instantâneos*, os valores “eficazes (rms) coletivos” quadráticos podem ser calculados como:

$$I_{\Sigma}^2 = \overline{i_{\Sigma}^2} = \frac{1}{T} \int_0^T i_{\Sigma}^2(t) dt = \overline{(i \cdot i)} . \quad (17)$$

$$V_{\Sigma*}^2 = \overline{v_{\Sigma*}^2} = \frac{1}{T} \int_0^T v_{\Sigma*}^2(t) dt = \overline{(v_* \cdot v_*)} . \quad (18)$$

onde o símbolo  $\overline{(x)}$  significa que o valor médio de “x” está sendo calculado.

Para um sistema trifásico a quatro fios, a equação (18) pode ser reescrita em termos de componentes simétricos:

$$V_{\Sigma*} = \sqrt{(V^+)^2 + (V^-)^2 + \frac{(V^0)^2}{4}} . \quad (19)$$

Nota-se que a equação (19) é idêntica à equação (5) quando  $\xi = 3$  ( $P_{\Delta} = 3P_Y$  ou  $R_Y = R_{\Delta}$ ). Estas duas equações mostram que uma das diferenças entre os dois métodos está na componente homopolar da tensão [9,14], pois o equivalente depende do modo de conexão.

Como definido por Buchholz, as definições anteriores podem ser usadas na definição de uma “*Potência Aparente Coletiva*”, a qual segundo vários autores, é a mais rigorosa apresentada até então, pois considera todos os fenômenos envolvidos com as correntes e tensões do sistema elétrico, sejam elas perdas, transferência de energia, oscilações, etc.

$$S_{\Sigma} = V_{\Sigma*} \cdot I_{\Sigma} . \quad (20)$$

Considerando as assimetrias presentes nos sistemas trifásicos atuais e as elevadas correntes que circulam pelos condutores de retorno (quando presentes), esta definição considera inclusive as perdas em tais condutores, o que não acontece em outras definições de potência aparente.

A “*Potência Ativa (Coletiva)*” também pode ser definida através das expressões anteriores como:

$$P_{\Sigma} = \frac{1}{T} \int_0^T p_{\Sigma}(t) dt = \overline{(v_* \cdot i)} . \quad (21)$$

Esta potência tem o mesmo significado e resulta idêntica à potência ativa convencional ( $P$ ). Assim, o *Fator de Potência* poderia ser definido por:

$$FP = \frac{P_{\Sigma}}{S_{\Sigma}} . \quad (22)$$

### B. Discussão Sobre o Método FBD

A contribuição mais importante de Depenbrock tem sido o trabalho de divulgação da potência aparente de Buchholz, bem como sobre a necessidade de definir um *ponto de referência virtual* para a medida das tensões elétricas. Tal referência virtual pode ser bastante interessante em algumas aplicações, tais como, medição em sistemas trifásicos a três fios, onde não há a presença do condutor neutro e haja a necessidade da quantificação de tensões de fase. E também no que diz respeito à segurança dos instrumentos de medição em aplicações de média e alta tensão, uma vez que não sugere a utilização do aterramento físico como referência. No entanto, as tensões medidas em relação a este ponto não representarão a tensão real imposta aos terminais de uma determinada carga, especialmente na presença de componentes homopolares [14]. Além disto, tal método como originalmente proposto, necessita de um sensor de tensão a mais do que no caso da medição baseada na proposta da STD 1459.

Como verificado através das equações (19) e (5) nota-se que quando  $\xi = 3$  resulta  $V_e = V_{\Sigma*}$ . Ou seja, para  $\xi = 3$  a tensão equivalente calculada segundo o método proposto pelo IEEE 1459 coincide com a tensão calculada segundo o método FBD. Como mostrado em [15], as tensões em relação ao ponto virtual podem ser obtidas a partir das tensões medidas em relação ao neutro.

## IV. CASOS SIMULADOS

A ferramenta de simulação dos sistemas elétricos utilizados neste artigo foi o software PSIM/SIMCAD, fazendo-se a análise e comparação dos resultados obtidos para determinados níveis de potência. Os algoritmos dos dois métodos foram implementados em DLLs (*Dynamic Link Libraries*) que são chamadas a partir do software PSIM/SIMCAD. A Tabela I representa um caso de fonte senoidal simétrica e equilibrada alimentando um sistema de cargas lineares, balanceadas, com comportamento indutivo, como indicado na Fig. 4.

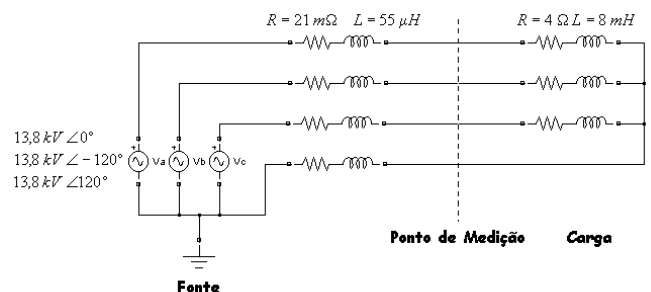


Fig. 4. Sistema de potência simulado para Tabela I.

Uma vez que a tensão não possui componentes de seqüência zero e a carga é balanceada, neste caso os dois métodos resultam idênticos, como mostrado na Tabela I.

TABELA I

CARGA LINEAR BALANCEADA		
	STD 1459	Método FBD
P (MW)	90,006	90,006
S (MVA)	112,724	112,724
FP	0,7985	0,7985

As simulações seguintes (Tabelas de IV-VI) foram feitas considerando um sistema de cargas não-lineares e desbalanceadas (vide Fig. 5). A fonte de alimentação é simétrica, porém, distorcida com 5% de terceiro harmônico e a resistência do condutor neutro sendo igual às resistências das fases.

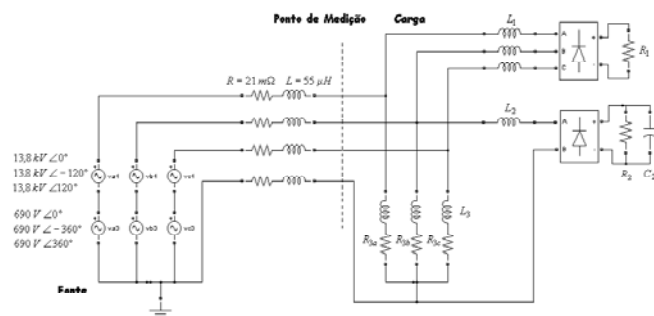


Fig. 5. Sistema de potência simulado para as Tabelas IV-VI.

Tabela II

Parâmetros do Sistema de Potência Simulado da Fig. 5

Tabela	$R_1(\Omega)$	$R_2(\Omega)$	$R_{3a}(\Omega)$	$R_{3b}(\Omega)$	$R_{3c}(\Omega)$
IV	15000	300000	10000	30000	30000
V	2100	3000	600	1800	1800
VI	21	30	6	18	18

Tabela III

Parâmetros do Sistema de Potência Simulado da Fig. 5

Tabela	$L_1(H)$	$L_2(H)$	$C_2(mF)$
IV	0,1	0,1	0,1
V	0,15	2,666	50
VI	0,015	0,0133	100

Para estes casos verifica-se que a diferença entre os dois métodos, seja na *Potência Aparente*, como no *Fator de Potência*, aumenta com o acréscimo da potência. Entretanto, deve-se destacar que no pior caso (Tabela VI), a diferença no fator de potência não chega a 1%, erro este que por vezes poderia ser superado pela imprecisão de transdutores e e circuitos de condicionamento dos sinais medidos.

TABELA IV CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA $R_N=R$		
	STD 1459	Método FBD
P (MW)	0,1040	0,1040
S (MVA)	0,1098	0,1097
FP	0,9472	0,9475

TABELA V

CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA $R_N=R$		
	STD 1459	Método FBD
P (MW)	1,019	1,019
S (MVA)	1,1472	1,1468
FP	0,8881	0,8884

TABELA VI  
CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA  $R_N=R$

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	81,284	81,284
S (MVA)	99,209	99,178
FP	0,8193	0,8195

A Tabela VII por sua vez, traz um resultado interessante e ainda pouco discutido na literatura, o qual mostra que, de acordo com tais novas definições, mesmo uma carga resistiva linear desbalanceada (vide Fig. 6) resulta em fator de potência equivalente menor do que 1. Isto significa que a corrente que circula pelo condutor de retorno, em função do desequilíbrio da carga, é responsável por um acréscimo na potência aparente equivalente. Tal acréscimo em  $S_e$  corresponde a uma parcela de potência não ativa, que explica a redução similar do fator de potência pelos dois métodos.

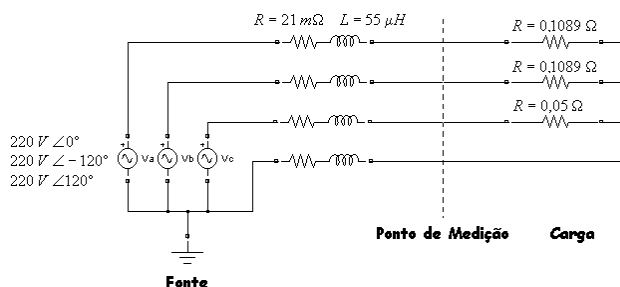


Fig. 6. Sistema de potência simulado para Tabela VII (220V).

TABELA VII

CARGA LINEAR RESISTIVA DESBALANCEADA  $R_N=R$

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	1,035	1,035
S (MVA)	1,122	1,118
FP	0,9224	0,9258

No entanto, os dois métodos apresentam diferenças mais significativas nos casos onde a resistência do condutor neutro é diferente das de fase. Esse caso é típico em instalações com elevada corrente neste condutor, onde na maioria das vezes adota-se um condutor com maior seção, o que provoca uma queda no valor da resistência. As simulações seguintes (Tabelas de VIII a X) foram realizadas para diversos níveis de potência considerando o circuito da Fig. 5, porém, com resistência do condutor neutro três vezes menor do que das fases, ou seja,  $R_n = 0,007 \Omega$ .

TABELA VIII CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA $R_N=R/3$		
	STD 1459	Método FBD
P (MW)	0,1039	0,1039
S (MVA)	0,1083	0,1097
FP	0,9597	0,9481

TABELA IX  
CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA  $R_N=R/3$



	STD 1459	Método FBD
P (MW)	1,0188	1,0188
S (MVA)	1,1413	1,1469
FP	0,8927	0,8884

**TABELA X**  
**CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA  $R_N=R/3$**

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	81,264	81,264
S (MVA)	96,601	99,245
FP	0,8412	0,8188

A Tabela XI mostra esse efeito (redução de  $R_n$ ) no caso de carga linear desbalanceada (circuito da Fig. 6). Em todos esses casos, o FP resultante do método STD 1459 foi maior que o do método FBD.

**TABELA XI**  
**CARGA LINEAR RESISTIVA DESBALANCEADA  $R_N=R/3$**

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	1,037	1,037
S (MVA)	1,115	1,134
FP	0,9305	0,9148

O fato do método STD 1459 buscar a representação em termos de equivalência de potências de perdas e de consumo, resultou na definição de fatores como  $(\rho)$  e  $(\xi)$ . Com isso, tornou-se possível explicitar sua influência no cálculo da corrente e tensão equivalentes. Ao reduzir a resistência do neutro ( $\rho=1/3$ ), diminui-se as perdas no condutor de retorno em caso de desequilíbrio. Em função dessa diminuição de perdas, a corrente equivalente também sofreu uma redução (equação 1), implicando em menor valor da *Potência Aparente* calculada, e portanto, em maior fator de potência. Isso explica o aumento da diferença entre os dois métodos.

As Tabelas XII e XIII ilustram os casos correspondentes às Tabelas IX e X, porém, sem levar em conta a redução do valor de  $\rho$  no algoritmo da STD 1459. Notar que nestes casos os dois métodos forneceram valores muito próximos.

Este resultado sugere que o método FBD de fato pressupõe resistências similares em todos os condutores (fases e neutro).

**TABELA XII**  
**CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA  $R_N=R/3$**

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	1,0188	1,0188
S (MVA)	1,1472	1,1469
FP	0,8881	0,8884

**TABELA XIII**  
**CARGA NÃO-LINEAR DESBALANCEADA  $R_N=R/3$**

	STD 1459	Método FBD
P (MW)	81,264	81,264
S (MVA)	99,277	99,245
FP	0,8186	0,8188

Uma vez que na prática o condutor neutro pode ser dimensionado para correntes elevadas, em caso de cargas desequilibradas, parece razoável poder representar esse efeito

através da escolha do valor de  $\rho$ . Por outro lado, causa estranheza que o cálculo da corrente equivalente dependa tanto dos valores das correntes medidas, como de uma propriedade física entre condutores do circuito.

## V. CONCLUSÕES

Considerando duas das principais propostas de revisão dos conceitos clássicos para o cálculo da potência e do fator de potência nas instalações atuais, este trabalho apresenta uma análise comparativa das definições da STD 1459 e do método FBD. As principais conclusões são:

- Os dois métodos assumem a mesma definição de potência ativa como sendo a média por período do produto entre tensões e correntes das fases;
- Para quantificar os efeitos causados por distorções e desequilíbrios nos sistemas elétricos atuais, o cálculo da potência aparente em sistemas polifásicos deve ser realizado considerando-se variáveis equivalentes ou coletivas, ao invés de médias dos valores por fase;
- O método STD 1459 busca uma representação em termos de equivalência de potências de transmissão e de consumo, resultando na definição de fatores como  $(\rho)$  e  $(\xi)$ , usados respectivamente no cálculo de corrente e tensão equivalentes. Usualmente são adotados os fatores  $\left(\rho = \frac{r_n}{r} = 1\right)$  e  $\left(\xi = \frac{P_A}{P_Y} = 1\right)$ ;
- O Método FBD, por sua vez, baseia o cálculo de corrente e tensão coletivas em produtos escalares das grandezas instantâneas vetoriais. Pode-se mostrar que isto corresponde ao método STD 1459, considerando  $(\rho = 1)$  e  $(\xi = 3)$ . Mesmo nestas condições, os dois métodos resultam diferentes nos casos onde há a presença da componente de seqüência zero nas tensões, conforme equações (6) e (19);
- No caso do condutor neutro ser diferente dos condutores das fases o método STD 1459 pode levar este fato em conta através do ajuste da variável  $(\rho)$  no cálculo da corrente equivalente. Isto, por sua vez, irá afetar o valor da *Potência Aparente Equivalente* e conseqüentemente do *Fator de Potência*;
- Os dois métodos mostram que cargas resistivas desbalanceadas provocam oscilações de energia não-ativa através da rede, reduzindo o *Fator de Potência* e conseqüentemente, o uso eficiente do sistema elétrico;
- Apesar das diferenças fundamentais na formulação dos cálculos de corrente e tensão equivalentes pelos dois métodos, sob condições normais de operação, as diferenças resultantes para *Potência Aparente* e *Fator de Potência* podem ser consideradas desprezíveis.
- É extremamente difícil dizer qual dos dois métodos é o melhor. No caso do método STD 1459, baseado no princípio de equivalência de potências, o cálculo das grandezas equivalentes passa a depender de medidas (correntes e tensões) e de relações estruturais  $(\rho$  e  $\xi)$ . O método FBD, por sua vez, utiliza relações matemáticas (produto escalar) entre grandezas medidas (correntes e tensões), sendo que a única restrição é a escolha da

referência para medidas das tensões de todos os condutores, inclusive o neutro, em relação a um ponto comum virtual.

#### AGRADECIMENTOS

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro.

#### REFERÊNCIAS

- [1] M. Depenbrock, “The FBD-Method, a Generally Applicable Tool For Analyzing Power Relations”, *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 8, n. 2, 381-387, May 1993.
- [2] M. Depenbrock, “Quantities of a Multi-Terminal Circuit Determined on the Basis of Kirchhoff Laws”, *Fourth International Workshop on Power Definitions and Measurements Under Nonsinusoidal conditions*, pp. 29-36, Milan-Italy, 1997.
- [3] A. E. Emanuel, “Apparent Power: A Practical Approach to its Resolution”, *Anais do II Seminário Brasileiro Sobre Qualidade da Energia Elétrica*, 1-6, 1997.
- [4] A. E. Emanuel, “The Buchholz-Goodhue Apparent Power Definition: The Practical Approach For Nonsinusoidal and Unbalanced Systems”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 3, pp. 344-350, 1998.
- [5] IEEE Trial-Use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions, IEEE Standard 1459-2000, 2000. ISBN 0-7381-1963-6.
- [6] A. E. Emanuel, “Reflections on the Effective Voltage Concept”, *Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements Under Non-Sinusoidal Conditions*, Milan, 2003.
- [7] A. E. Emanuel, “Summary of IEEE Standard 1459: Definitions For the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced or Unbalanced Conditions”, *IEEE Trans. on Industry Applications*, May/June, 2004.
- [8] J. L. Willems, “Reflections on Apparent Power and Power Factor in Nonsinusoidal and Polyphase Situations”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, April 2004.
- [9] A. E. Emanuel, “IEEE Standard 1459: Questions and Future Direction – Quo Vadis?”, *Power Engineering Society General Meeting*, Vol. 1, pp. 13-17, July, 2003.
- [10] Fernando Pinhabel Marafão. “Análise e Controle da Energia Elétrica Através de Técnicas de Processamento Digital de Sinais”. *Tese de Doutorado*, Universidade Estadual de Campinas, Brasil, 2004.
- [11] J. L. Willems, J. A. Ghijselen, A. E. Emanuel, “The Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459-2000”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 20, n. 2, April 2005.
- [12] J. L. Willems, J. A. Ghijselen, A. E. Emanuel, “Addendum to the Apparent Power Concept and the IEEE Standard 1459”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 20, n. 2, 885-886, April 2005.
- [13] A. C. Moreira, S. M. Deckmann, F. P. Marafão, E. G. Lima, M. A. Bini, “Virtual Instrumentation Applied to the Implementation of IEEE STD 1459-2000 Power Definitions”, *IEEE 36<sup>th</sup> Annual Power Electronics Specialists Conference (PESC)*, pp. 1712-1718, June, 2005.
- [14] H. K. Morales P., F. P. Marafão, S. M. Deckmann, A. C. Moreira. “Impacto do Referencial de Tensão na Medida da Qualidade de Energia Elétrica”. *Conferência Internacional de Aplicações Industriais - Induscon*, 2006.
- [15] V. Staudt, H. Wrede, “Compensation Strategies for Four-Conductor Systems”, *Sixth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-Sinusoidal Conditions*, pp. 139-146, October 2003.
- [16] S. J. Jeon, “Definitions of Apparent Power and Power Factor in a Power System Having Transmission Lines With Unequal Resistances”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 20, n. 3, 1806-1811, July 2005.