

# Análise de Defeitos em Coordenadas de Fase Utilizando Modelagem a Quatro Condutores e Fluxo de Potência Continuado

**LEANDRO MATOS RIANI**

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA  
COORDENAÇÃO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE JUIZ  
DE FORA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada Por:

---

Prof. Edimar José de Oliveira, D. Sc. - UFJF

---

Prof. Sandoval Carneiro Jr., Ph.D. - UFRJ

---

Prof. José Luiz Rezende Pereira, Ph.D. – UFJF

---

Prof.: André Luís Marques Marcato, D.Sc. – UFJF

JUIZ DE FORA, MG – BRASIL

AGOSTO DE 2008

RIANI, LEANDRO MATOS  
Análise de Defeitos em Coordenadas de Fase  
Utilizando Modelagem a Quatro Condutores e  
Fluxo de Potência Continuado [Juiz de Fora]  
2008.

xii, 124 p. 29,7 cm (UFJF, M.Sc., Engenharia  
Elétrica, 2008)

Dissertação – Universidade Federal de Juiz  
de Fora

1. Cálculo de Defeitos
2. Modelagem a Quatro Condutores
3. Fluxo de Potência Continuado

I. UFJF                      II. Título (série).

*“Toda a nossa ciência, contraposta à realidade, é primitiva e infantil. E, apesar disso, é a coisa mais preciosa que temos.”*

Albert Einstein

# Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus, pela vida e por todas as bênçãos que me foram concedidas.

Ao Professor Paulo Augusto Nepomuceno Garcia pelo confiança, apoio, orientação, amizade, sabedoria e pela oportunidade de realizar um trabalho que enriqueceu minha formação acadêmica e profissional.

Ao Professor Márcio de Pinho Vinagre, pela grande ajuda com os modelos de transformadores.

Ao corpo docente do curso de Mestrado em Engenharia Elétrica da UFJF, pelos conhecimentos obtidos durante o curso.

Ao Engenheiro Leonardo Willer de Oliveira, grande amigo desde os tempos da iniciação científica, pelo apoio, exemplo e incentivo.

À ArcelorMittal Tubarão, pela oportunidade, apoio e política de incentivo à qualificação profissional.

A todos os colegas da ArcelorMittal Tubarão que me deram apoio, sugestões e incentivo. Em especial aos colegas da Engenharia de Utilidades pelos conhecimentos compartilhados e vivência profissional que permitiram o enriquecimento do conteúdo desta obra.

Aos meus pais, Osvaldo Riani e Rita de Cássia Matos Riani, pelo amor, dedicação na minha formação, pelos valores e ensinamentos eternos.

À minha amada esposa Anna Paula Coelli Riani, pelo seu grande amor, força, apoio incondicional, e principalmente pela compreensão nos diversos momentos de ausência.

Resumo da Dissertação apresentada à UFJF como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

**ANÁLISE DE DEFEITOS EM COORDENADAS DE FASE UTILIZANDO  
MODELAGEM A QUATRO CONDUTORES E FLUXO DE POTÊNCIA  
CONTINUADO**

LEANDRO MATOS RIANI  
Agosto / 2008

Orientador: Paulo Augusto Nepomuceno Garcia, D. Sc.  
Programa: Engenharia Elétrica

Na maioria das metodologias de fluxo de potência e análise de faltas, os efeitos dos cabos neutros e dos aterramentos do sistema são negligenciados ou incorporados nas fases, através da redução de Kron. Desta forma, as correntes e tensões de neutros e aterramentos permanecem desconhecidas, limitando a análise.

Neste trabalho é apresentada uma formulação para o cálculo de defeitos em coordenadas de fase através da modelagem completa do sistema trifásico a quatro condutores, com representação explícita do condutor de neutro e das impedâncias de aterramento do sistema. Os desequilíbrios da rede e da carga, impedâncias mútuas, gerações dispersas, transformadores com suas mais variadas conexões e formas de aterramento também são considerados na modelagem. Adicionalmente, as cargas podem ser representadas durante o defeito como potência constante, corrente constante, impedância constante, ou ainda qualquer combinação entre estes modelos.

A metodologia de solução é baseada na técnica do fluxo de potência continuado, onde as impedâncias que representam o defeito são os parâmetros de continuação. A formulação é de uso geral podendo ser utilizada na solução de qualquer tipo de defeito em sistemas de transmissão, subtransmissão, distribuição e industriais.

Foram aplicadas diversas faltas, simples e simultâneas, em sistemas didáticos, sistemas teste do IEEE, e em sistemas elétricos reais, onde se constatou a eficiência da metodologia proposta para análise de defeitos, destacando-se os estudos de aprofundamento de tensão.

Abstract of Dissertation presented to UFJF as a partial fulfilment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

## **FAULT ANALYSIS BY PHASE COORDINATES USING FOUR-WIRE MODELING AND CONTINUATION POWER FLOW**

LEANDRO MATOS RIANI  
August / 2008

Supervisor: Paulo Augusto Nepomuceno Garcia, D. Sc.  
Department: Engenharia Elétrica

The effects of neutral wires and system grounding in most power flow and fault analysis methodologies are neglected or merged into phases using Kron's reduction method. Thus, the neutral wire and ground currents and voltages remain unknown, restricting the analysis.

This work presents a new formulation for fault analysis in the phase domain using three-phase, four-wire modeling, in which the neutral wires and grounding impedances explicitly represented. Unbalanced systems and loads, mutual impedances, dispersed generation, transformers with the most varied forms of grounding and connections are also represented in modeling. In addition, the loads can be represented as constant power, constant current, constant impedance or any combination among these models during the fault analysis.

The solution methodology is based on the continuation power flow technique, where the fault impedances are continuation parameters. The proposed algorithm is of general usage and can be used to solve any kind of fault in transmission, subtransmissão, distribution and industrial systems.

Several faults, simple and simultaneous, were conducted in academic systems, IEEE distribution test feeders and real power systems. Simulation results show the efficiency of the proposed methodology for fault analysis, highlighting voltage sag studies.

# Sumário

Lista de Figuras .....	ix
Lista de Tabelas .....	xi
Capítulo 1 Introdução .....	1
1.1 Motivações.....	1
1.2 Formulação do Problema.....	4
1.3 Revisão Bibliográfica .....	5
1.4 Principais Contribuições do Trabalho .....	10
1.5 Estrutura do Trabalho .....	10
Capítulo 2 Modelagem a Quatro Condutores dos Elementos do Sistema Elétrico de Potência .....	12
2.1 Introdução.....	12
2.2 Modelos de Linhas.....	13
2.3 Modelos de Cargas .....	15
2.4 Modelo de Capacitores e Indutores em Derivação.....	16
2.5 Modelo de Capacitores e Indutores em Série .....	17
2.6 Modelos de Transformadores .....	18
2.6.1 Matriz Admitância Primitiva .....	20
2.6.2 Representação das Impedâncias de Aterramento dos Transformadores .....	25
2.6.3 Cálculo da Matriz Admitância Primitiva em P.U.....	26
2.6.4 Matriz de Incidência Nodal.....	28
2.6.5 Matriz Admitância de Barras para o Transformador.....	30
2.7 Barras de Geração.....	30
2.8 Equipamentos de Controle.....	31
2.9 Conclusões do Capítulo .....	32
Capítulo 3 Representação das Faltas .....	33
3.1 Introdução.....	33
3.2 Defeito em Derivação.....	34
3.2.1 Curto-circuito Trifásico -Terra/Neutro .....	37
3.2.2 Curto-circuito Trifásico.....	38
3.2.3 Curto-circuito Bifásico Terra/Neutro.....	39
3.2.4 Curto-circuito Bifásico.....	41
3.2.5 Curto-circuito Monofásico .....	42

3.3 Defeito Série ou Abertura de Linha.....	43
3.4 Defeitos simultâneos.....	45
3.5 Conclusões do Capítulo.....	46
Capítulo 4 Metodologia para Análise de Defeitos.....	48
4.1 Introdução.....	48
4.2 Fluxo de Potência Trifásico a Quatro Condutores - MICQ.....	49
4.3 Fluxo de Potência Continuado.....	50
4.4 Conclusões do Capítulo.....	55
Capítulo 5 Resultados.....	56
5.1 Introdução.....	56
5.2 Sistema Teste I.....	57
IEEE 13 Barras.....	63
5.3 Sistema da Usina Siderúrgica da ArcelorMittal Tubarão.....	67
5.3.1 Descrição do Sistema.....	67
5.3.2 Curto-Circuito na Média Tensão – 13,8kV.....	71
5.3.3 Curto-Circuito no Sistema ESCELSA – 138kV.....	77
5.3.4 Sistema de Fornecimento Ininterrupto de Energia - UPS.....	83
5.4 Transformador Delta-Estrela – IEEE 4 Barras.....	85
5.5 Conclusões do Capítulo.....	88
Capítulo 6 Conclusões e Propostas de Trabalhos Futuros.....	89
6.1 Considerações Gerais.....	89
6.2 Trabalhos Futuros.....	91
Apêndice A Fluxo de Potência Trifásico a Quatro Condutores.....	92
A.1 Introdução.....	92
A.2 Desenvolvimento Matemático.....	93
A.2.1 Equações Básicas.....	93
A.2.2 Formulação do Fluxo de Potência por Injeção de Correntes.....	98
A.3 Algoritmo de Solução.....	105
Bibliografia.....	108



# Lista de Figuras

Figura 2.1 - Circuito pi-equivalente de uma linha trifásica a quatro condutores. ....	13
Figura 2.2 - Modelo de carga em estrela com impedância de aterramento. ....	16
Figura 2.3 – Modelo de banco de capacitores em derivação. ....	17
Figura 2.4 – Modelo equivalente de capacitores e indutores em série. ....	18
Figura 2.5 – Circuito magnético equivalente para um transformador trifásico de três enrolamentos. ....	20
Figura 2.6 – Circuito elétrico equivalente para um transformador trifásico com um enrolamento no primário e dois enrolamentos no secundário para cada fase. ....	23
Figura 2.7 – Primário de um transformador conectado em estrela. ....	26
Figura 2.8 – Primário de um transformador conectado em delta. ....	26
Figura 2.9 – Transformador conectado em delta-estrela-delta. ....	29
Figura 2.10 – Representação dos geradores. ....	30
Figura 3.1 – Modelo genérico de representação de defeitos em derivação. ....	34
Figura 3.2 – Representação de defeitos em derivação ao longo da linha. ....	36
Figura 3.3 – Modelo de representação do curto-circuito trifásico terra/neutro. ....	37
Figura 3.4 – Modelo de representação do curto-circuito trifásico. ....	38
Figura 3.5 – Modelo de representação do curto-circuito trifásico terra/neutro. ....	39
Figura 3.6 – Modelo de representação do curto-circuito bifásico. ....	41
Figura 3.7 – Modelo de representação do curto-circuito monofásico. ....	42
Figura 3.8 – Modelo para representação de defeitos série. ....	44
Figura 3.9 – Representação de defeitos em derivação e série simultâneos. ....	46
Figura 4.1 – Gráfico $Z_f$ x número de fluxos de potência convergidos. ....	53
Figura 4.2 – Fluxograma do fluxo continuado para defeitos em derivação. ....	54
Figura 4.3 – Fluxograma do fluxo continuado para defeitos série. ....	54
Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema teste I. ....	57
Figura 5.2 – Representação de abertura de linha com queda do condutor ao solo. ....	60
Figura 5.3 – Diagrama unifilar do Sistema Teste IEEE 13 barras. ....	63
Figura 5.4 – Perfil de tensão antes e após aplicação de falta bifásica-neutro (fases B e C) na barra 675 do sistema IEEE-13 barras. ....	65

Figura 5.5 – Correntes de fase e de neutro para diferentes tipos de curto-circuito aplicado na barra 675 do sistema IEEE-13 barras.....	66
Figura 5.6 – Diagrama unifilar simplificado do sistema elétrico da ArcelorMittal Tubarão - 138kV.....	70
Figura 5.7 – Diagrama unifilar da subestação Aciaria-1 - 138/13,8kV.....	71
Figura 5.8 – Variação da impedância de falta durante o processo do fluxo de potência continuado. ....	77
Figura 5.9 – Diagrama unifilar simplificado do sistema de 138kV da ESCELSA. ....	79
Figura 5.10 – Oscilografia da tensão na barra ER1-A1 durante falta monofásica no circuito 1 da linha Alto Lage x Caparina.....	80
Figura 5.11 – Diferença nos resultados das simulações com a carga representada como impedância constante e potência constante – Curto-circuito fase-terra na fase C da linha Alto Lage x Carapina – Circuito 1. ....	82
Figura 5.12 – Variação da impedância de falta durante o processo do fluxo de potência continuado. ....	82
Figura 5.13 – Diagrama simplificado do Sistema de Fornecimento Ininterrupto de Energia - UPS. ....	83
Figura 5.14 – Diagrama unifilar do sistema teste IEEE 4 barras. ....	85
Figura 5.15 – Circulação de corrente no transformador com conexão delta-estrela para curto-circuito aplicado na barra 4 do sistema teste IEEE 4 barras. ....	87
Figura A.1 - Algoritmo de solução do fluxo de carga a quatro condutores – MICQ...	106

# Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Impedâncias do defeito trifásico-terra-neutro. ....	37
Tabela 3.2 - Impedâncias do defeito trifásico. ....	39
Tabela 3.3 - Impedâncias do defeito bifásico-terra-neutro.....	40
Tabela 3.4 - Impedâncias do defeito bifásico.....	41
Tabela 3.5 - Impedâncias do defeito monofásico.....	42
Tabela 3.6 - Impedâncias da falta série.....	45
Tabela 5.1 - Dados de linhas em pu do sistema teste I.....	57
Tabela 5.2 - Dados de cargas e de aterramentos em pu do sistema teste I.....	58
Tabela 5.3 - Dados do gerador em pu do sistema teste I.....	58
Tabela 5.4 – Valores pré-falta das tensões do sistema teste I.....	58
Tabela 5.5 – Valores pré-falta das correntes nas linhas do sistema teste I.....	58
Tabela 5.6 – Valores pré-falta das correntes nos aterramentos.....	59
Tabela 5.7 – Valores das tensões do sistema teste I com queda de condutor na LT45..	60
Tabela 5.8 – Correntes nas linhas do sistema teste I com queda de condutor na LT45.	61
Tabela 5.9 – Correntes nos aterramentos do sistema teste I com queda de condutor na LT45.....	61
Tabela 5.10 – Valores das tensões do sistema teste I com queda de condutor na LT45 com modelagem a três condutores.....	62
Tabela 5.11 – Correntes nas linhas do sistema teste I com queda de condutor na LT45 com modelagem a três condutores.....	62
Tabela 5.12 – Tensões fase-terra do sistema IEEE-13 barras.....	64
Tabela 5.13 – Tensões fase-neutro do sistema IEEE-13 barras.....	64
Tabela 5.14 – Correntes nos ramos do sistema IEEE-13 barras.....	66
Tabela 5.15 – Valores pré-falta das tensões fase-terra no primário e secundário do transformador.....	72
Tabela 5.16 – Valores pré-falta das correntes nas linhas.....	72
Tabela 5.17 – Valores pós-falta das tensões fase-terra no primário e secundário do transformador com curto-circuito fase-terra na fase “A” da barra 53.....	73

Tabela 5.18 – Valores pós-falta das correntes nas linhas com curto-circuito fase-terra na fase “A” da barra 53 .....	73
Tabela 5.19 – Corrente nas linhas para curto-circuito trifásico aplicado na barra 53....	74
Tabela 5.20 – Valores de tensão para curto-circuito trifásico aplicado na barra 53.....	75
Tabela 5.21 – Relatório convergência do Método Continuado para o curto-circuito trifásico na barra 53.....	76
Tabela 5.22 – Valores de tensão para curto-circuito fase-terra na fase C da linha Alto Lage x Carapina – Circuito 1 .....	81
Tabela 5.23 – Tensões e correntes pré-falta no painel de cargas críticas.....	84
Tabela 5.24 – Tensões e correntes no painel de cargas críticas após seccionamento do neutro.....	84
Tabela 5.25 – Valores das tensões com curto-circuito trifásico na barra 4.....	85
Tabela 5.26 – Correntes no primário e secundário do transformador Delta-Estrela para faltas na Barra 4.....	86

# Capítulo 1

## Introdução

### *1.1 Motivações*

Com o objetivo de atender as mais diversas finalidades técnicas, um grande número de topologias de neutros e aterramentos são aplicados nas configurações dos sistemas elétricos. A topologia adotada pode variar conforme o país, a concessionária, o nível de tensão, finalidade do sistema e outros, podendo impactar profundamente em muitos aspectos, tais como segurança, proteção e qualidade de energia, por exemplo.

Nos sistemas de transmissão, o ponto neutro da estrela do transformador é diretamente conectado a malha de terra da subestação e os efeitos causados pelos desequilíbrios são normalmente desprezados devido à simetria da maioria dos sistemas de transmissão. Assim, para análise em regime permanente supõe-se que o sistema trifásico opera em condições totais de equilíbrio e adota-se uma modelagem monofásica (seqüência positiva) para resolver o problema [1]. Essa aproximação não provoca grandes diferenças nos resultados, desde que os desequilíbrios sejam pequenos. Porém, em linhas que não sejam perfeitamente transpostas, linhas curtas com pequenos desbalanços, as aproximações podem conduzir a resultados errôneos.

Já nos sistemas de distribuição, a configuração trifásica a quatro condutores com múltiplo aterramento de neutro é largamente adotada nos sistemas mais modernos. Isso se dá devido ao fato da mesma possuir um custo menor de instalação e uma maior sensibilidade para proteção de faltas do que os sistemas trifásicos a três condutores [2]. Porém, diversas outras topologias de neutros e aterramentos podem ser encontradas nos sistemas de distribuição. Pode-se citar os sistemas sem cabo neutro, sistemas com cabo neutro isolado, sistemas com múltiplo aterramento do cabo neutro, aterramento sólido, aterramento por meio de resistência, por meio de reatância, dentre outros.

Adicionalmente, os sistemas de distribuição apresentam muitas características que geram consideráveis desequilíbrios entre as fases: operação desequilibrada, cargas distribuídas desequilibradas, assimetria nas linhas, circuitos monofásicos, bifásicos e trifásicos [1]. Desta forma existe um nível substancial de corrente desequilibrada nos sistemas de distribuição que podem gerar consideráveis correntes de retorno [3]. Essa corrente aumenta a tensão do neutro e causa fluxo de corrente pela terra e pelo cabo neutro em condições normais de operação, que são amplificadas durante a ocorrência de um defeito.

A excessiva corrente de desequilíbrio pelo cabo neutro e o respectivo aumento da tensão de neutro geram problemas de qualidade de energia, podendo causar interferência em sistemas de comunicação e equipamentos eletrônicos, aumentando as perdas nos sistemas, diminuindo a sensibilidade de equipamentos de proteção, sendo prejudicial para a operação, confiabilidade e segurança do sistema. Além disso, o dimensionamento do cabo neutro geralmente é realizado considerando que a corrente de neutro é menor do que as correntes de fase. Assim, freqüentemente o cabo neutro é projetado para carregar no máximo a metade, ou até um terço da corrente de carga [2] provocando muitos problemas de queima dos cabos neutros, devido à sobrecorrente.

Nos sistemas industriais, é comum a prática de aterrar o ponto neutro da estrela dos transformadores através de resistores ou reatâncias de alta impedância. O objetivo é limitar a corrente do curto-circuito fase-terra, que é o mais freqüente nas instalações, reduzindo os danos para os equipamentos e o tempo de restabelecimento do sistema. Embora esta filosofia seja largamente empregada, existem diversas outras configurações, como por exemplo, as empregadas na alimentação de cargas críticas e nos geradores diesel de emergência, que por razões de segurança operacional trabalham com o neutro isolado.

Uma breve abordagem sobre as topologias adotadas em alguns sistemas, é suficiente para perceber a importância da configuração do neutro e dos sistemas de aterramento dentro dos sistemas elétricos. Suas performances afetam não somente a operação do sistema, mas também a segurança dos equipamentos e humana [2]. Negligenciar os neutros e os aterramentos impossibilita a análise completa do sistema.

No entanto, na maioria dos programas para de fluxo de potência e análise de faltas, os efeitos dos cabos neutros e das impedâncias de aterramentos são incorporados nas fases, utilizando-se a redução de Kron, ou são até mesmo negligenciados, para simplificar a simulação [4]. Para alguns sistemas, as aproximações realizadas nos diversos algoritmos podem até gerar resultados satisfatórios, mas para outros sistemas podem provocar resultados imprecisos nas simulações ou até mesmo incorretos. Além disso, conhecer as grandezas elétricas dos neutros e dos aterramentos e os desequilíbrios dos sistemas pode ser de especial interesse em diversos estudos, como análise de defeitos, localização de faltas, qualidade de energia, análise de segurança, análise de perdas e outros [4]. Porém, quando as simplificações são adotadas, as grandezas permanecem desconhecidas e impede-se que os efeitos dos neutros e dos aterramentos nas características dos sistemas sejam analisados e explorados.

Outra simplificação que influencia na precisão dos resultados das simulações de curto-circuito é a consideração acerca do modelo de carga. Embora tradicionalmente as cargas do sistema tenham sido omitidas nos estudos de curto-circuito, elas podem impactar significativamente nas tensões e correntes pós-falta [5] [6] [7]. Representar as cargas simplesmente como uma impedância constante também não é suficiente para garantir resultados satisfatórios [5]. Portanto, a correta modelagem das cargas é de fundamental importância no cálculo de defeitos, simplificações e modelos impróprios podem provocar erros consideráveis nas análises, como em estudos de afundamento de tensão e ajustes de relés de proteção [7] [5].

Pelo exposto, verifica-se que é de grande relevância que os programas de análise de sistemas elétricos de potência permitam a representação mais fiel e adequada de todas as características da rede, de forma a obter resultados mais precisos e confiáveis através das simulações. Isto pode ser alcançado por meio de modelos cada vez mais completos, que considerem desequilíbrios, representação de mútuas entre as fases, cabos neutros, aterramentos, gerações dispersas, modelos de carga, conexões diversas dos transformadores, ou seja, a representação completa do sistema trifásico.

## ***1.2 Formulação do Problema***

Com o objetivo de atender as necessidades de análise e modelagem apresentadas na seção anterior, propõe-se neste trabalho uma poderosa ferramenta para análise de faltas em regime permanente utilizando a representação completa do sistema trifásico a quatro condutores em coordenadas de fase, ou seja, considerando a representação explícita do condutor de neutro e das impedâncias de aterramento do sistema. Desta forma, para uma dada condição de falta é possível determinar as tensões e correntes nas fases, no neutro e nos aterramentos do sistema.

Outra característica importante deste método é a representação do modelo de carga dependente da tensão durante o cálculo de curto-circuito, permitindo avaliar a influência da carga nos estudos de afundamento de tensão. Os desequilíbrios da rede e da carga, impedâncias mútuas entre as fases, controles, gerações dispersas, transformadores de dois e três enrolamentos nas mais diversas conexões e formas de aterramento, também são considerados na modelagem.

No presente trabalho, o cálculo de defeitos é realizado a partir do fluxo de potência do caso base acrescido da representação do defeito. Para tanto, utiliza-se como ferramenta o fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ [8] que soluciona um sistema de equações de injeção de corrente em coordenadas retangulares utilizando Newton-Raphson. Por outro lado, a representação de faltas em programas de fluxo de potência é extremamente complexa e na maioria das vezes levam a divergência ou a resultados que não correspondem ao ponto correto de operação, visto que nas barras eletricamente próximas ao defeito as condições pós-falta são, de forma geral, totalmente diferentes das condições pré-falta.

Visando um condicionamento numérico adequado ao problema, foi utilizado o método de continuação aplicado ao fluxo de potência, resultando em um fluxo de potência continuado cujos parâmetros a serem variados, também chamados de parâmetros de continuação, são as impedâncias que representam o defeito.

Inicialmente, o sistema é solucionado para condição pré-falta e então uma impedância de elevado valor é incluída no ponto de defeito. Em seguida, diversos fluxos de potência são calculados, onde a impedância de falta é reduzida passo a passo até que



o valor real de impedância de falta seja alcançado. Procedimento similar é utilizado para defeito série, onde uma impedância de baixo valor é sucessivamente incrementada até atingir um valor que represente circuito aberto. Defeitos simultâneos são calculados através da análise seqüencial dos eventos.

O método desenvolvido para análise de faltas foi implementado no Matlab 7.0 e pode ser aplicado em qualquer tipo de sistema elétrico, equilibrado ou desequilibrado, radial ou reticulado, com três ou quatro condutores, com aterramentos das mais diversas formas, com neutro isolado, com cargas ou ramais monofásicos, bifásicos e trifásicos. Pode ser aplicado em sistemas de transmissão, subtransmissão e apresenta especial potencial para análise de sistemas de distribuição e industriais, além de ser robusto e eficiente computacionalmente, inclusive para sistemas de grande porte.

### ***1.3 Revisão Bibliográfica***

O cálculo de curto-circuito é um dos estudos mais realizados nos sistemas elétricos de potência. Seus resultados e suas análises são aplicados na especificação de equipamentos, em estudos de coordenação e seletividade da proteção, em projetos de malhas de aterramento e linhas de transmissão, no cálculo da energia incidente devido ao arco elétrico, na avaliação da saturação de transformadores de corrente, dentre outros.

Constantemente são desenvolvidos e discutidos diversos algoritmos para análise de defeitos em sistemas elétricos de potência. A maior parte dos métodos de solução são baseados na teoria de componentes simétricas [9] que foi largamente difundida nas décadas de 70 e 80, devido principalmente às limitações dos recursos computacionais da época, sendo muito utilizada até os dias de hoje.

Os curtos-circuitos em derivação (trifásico, bifásico, bifásico-terra e fase-terra) em sistemas equilibrados podem ser facilmente calculados através das metodologias clássicas de solução em componentes simétricas apresentadas em [10] [11]. No entanto, defeitos séries e simultâneos introduzem acoplamentos entre as seqüências, tornando a análise dispendiosa, conforme pode ser visto em [12].

Adicionalmente, quando o método das componentes simétricas é aplicado a sistemas desbalanceados, como linhas monofásicas, bifásicas ou mesmo trifásicas que não sejam perfeitamente transpostas, também são introduzidos acoplamentos entre as componentes de seqüência, diminuindo substancialmente as vantagens deste método.

Ainda assim, algumas metodologias foram desenvolvidas em componentes simétricas para trabalhar com faltas complexas e sistemas desbalanceados. Na referência [13], o sistema original é decomposto em uma rede equilibrada e diversas subredes desequilibradas seguidas pela aplicação de uma seqüência de transformações lineares.

A formulação proposta em [14] utiliza um algoritmo baseado na ordenação ótima da fatoração triangular das matrizes, que permite manipular as redes de seqüência de forma independente, embora estejam efetivamente interconectadas. Neste trabalho não se utiliza muitas das simplificações frequentemente adotadas para diminuir as dificuldades de análise. A formulação inclui a representação de cargas, modeladas como impedância constante, a representação da tensão interna dos geradores definida pelo fluxo de potência do caso base, e a representação da indutância mútua de seqüência zero em linhas de transmissão.

Na referência [15], o método da compensação é aplicado em duas etapas para simular faltas simples e complexas em componentes simétricas. Na primeira etapa são avaliados os efeitos de todas as modificações balanceadas no sistema, na qual alterações idênticas ocorrem nas três fases. As modificações assimétricas na rede são calculadas na segunda etapa do processo.

Apesar do desenvolvimento de metodologias e algoritmos capazes de manipular adequadamente os acoplamentos entre os circuitos de seqüência, a solução é de alta complexidade e exige esforços computacionais que eliminam as vantagens da utilização de componentes simétricas. Assim, as restrições do uso de componentes simétricas no cálculo de faltas complexas e sistemas desequilibrados motivaram o desenvolvimento de eficientes metodologias baseadas em coordenadas de fase. Adicionalmente, a análise baseada em coordenadas de fase apresenta a vantagem de evitar a transformação das variáveis e o conseqüente afastamento da configuração física da rede.

A primeira metodologia baseada em coordenadas de fase foi proposta em [16]. Neste trabalho, foram desenvolvidos os modelos de transformadores, linhas de transmissão, geradores e outros componentes do sistema que deram origem aos circuitos equivalentes e as respectivas submatrizes de admitância de barras em coordenadas de fase, permitindo resolver problemas de redes polifásicas desbalanceadas totalmente em coordenadas de fase.

A referência [17] utiliza o método em coordenadas de fase originalmente proposto em [16] para analisar os principais tipos de defeito nos sistemas elétricos, incluindo faltas simultâneas. O autor destaca a simplicidade da modelagem em coordenadas de fase, uma vez que não é necessário montar e associar os circuitos de seqüência. No entanto, o transformador com seus diversos tipos de conexão ainda é o único elemento da rede que necessita de uma modelagem complexa em coordenadas de fase.

O cálculo de curto-circuito em sistemas de distribuição desequilibrados utilizando coordenadas de fase foi abordado em [18]. Sistemas com mais de três condutores são reduzidos para a dimensão 3x3 através da técnica de redução de KRON. A tensão do sistema equivalente não é determinada pelo fluxo de carga do caso base, adotando normalmente o valor de 1pu. Os defeitos série e simultâneos não foram abordados nesta metodologia.

Os métodos de análise de faltas em sistemas de distribuição desequilibrados em coordenadas de fase foi aprimorado em [19]. Esta metodologia pode ser aplicada em sistemas de distribuição de grande porte com alimentadores primários e redes secundárias. O programa permite que até seis nós individuais (uma barra trifásica é igual a três nós individuais) sejam envolvidos simultaneamente no cálculo do defeito. A rotina de curto-circuito está integrada com o programa de fluxo de potência que fornece as tensões pré-falta e as correntes demandadas. Os efeitos das cargas são considerados através do modelo de impedância constante. A presença de cogeração é incluída através do método da superposição, onde apenas um tipo de fonte é analisado por vez para calcular as tensões nas barras.

As metodologias propostas em [20] [21] [6] são baseadas no método da varredura para análise de faltas em sistema de distribuição radiais ou fracamente

malhados. Este método consiste em sucessivas varreduras do nó fonte em relação aos nós terminais e vice-versa, sendo eficiente na solução de sistemas radiais com uma única fonte de alimentação. Normalmente utiliza-se um procedimento que consiste na aplicação direta das leis de Kirchhoff em dois passos. No primeiro passo, partindo dos nós terminais em direção ao nó fonte, calculam-se as correntes nos ramos (“Backward Sweep”). No segundo passo, partindo do nó fonte em direção aos nós terminais, calculam-se as tensões nodais (“Forward Sweep”). Contudo, os algoritmos baseados na técnica de varredura tendem a divergir para sistemas malhados e que possuem barras do tipo PV.

Em [22] é apresentada uma abordagem direta para análise de faltas em sistemas elétricos de potência que pode ser facilmente implementada através da solução do conjunto de equações lineares expressa por  $[V]=[Y]^{-1}[I]$ . A matriz  $[I]$  representa as correntes injetadas em todos nós, sendo todas nulas com exceção das barras que contêm geradores. Após aplicar as condições de contorno que definem o defeito, calcula-se a matriz  $[V]$  das tensões pós-falta, calculando-se em seguida as correntes de falta que circulam nos ramos do sistema. Apesar de permitir a representação de desequilíbrios na rede e a análise simultânea de qualquer número de faltas simétricas ou assimétricas, apenas os geradores e linhas de transmissão foram modelados neste trabalho.

Uma formulação semelhante ao método descrito acima foi apresentado em [23]. A maior contribuição deste método consiste na solução eficiente de faltas no sistema elétrico. Utilizando técnicas avançadas de programação e as características das matrizes de impedâncias dos elementos do sistema, esta metodologia se propõe a eliminar a principal desvantagem dos métodos baseados em coordenadas de fase, a alta demanda por recursos computacionais. No entanto, foi utilizado o modelo de transformador proposto em [24] que apesar de representar as suas várias conexões comuns, apresenta problemas numéricos na representação dos enrolamentos conectados em delta.

Em [7] é proposta uma nova ferramenta para análise de defeitos em coordenadas de fase utilizando o método de continuação aplicado ao fluxo de potência trifásico por injeção de corrente (MICT) [1]. Esta formulação permite analisar sistemas trifásicos desbalanceados na presença de qualquer tipo de defeito, inclusive simultâneos.

Adicionalmente, as cargas podem ser representadas por potência constante, corrente constante, impedância constante ou ainda qualquer combinação entre estes modelos. Porém o referido método, em sua modelagem, utiliza uma consideração que é válida apenas para sistemas equilibrados ou solidamente aterrados em todas as barras, pois considera as tensões de neutro sempre nulas em todas as barras do sistema. Sabe-se que esta consideração é incorreta para sistemas desequilibrados, uma vez que os mesmos possuem tensões de neutro diferentes de zero, exceto em neutros solidamente aterrados (condição teórica de impedância de aterramento igual a zero).

A preocupação da representação explícita dos cabos neutros e dos aterramentos dos sistemas foi apresentada em [4], onde o algoritmo de fluxo de potência baseado na técnica “backward-forward sweep” foi associado ao método híbrido de compensação para calcular faltas em sistemas radiais de distribuição trifásicos, a quatro condutores, considerando aterramento de neutro. Neste algoritmo, tanto o condutor neutro, quanto a terra são explicitamente representados. Porém, este método não se comporta bem quando aplicado a sistemas reticulados, apresenta dificuldade de convergência em alguns casos, especialmente para sistemas com relação R/X elevada, e não possibilita a correta representação de controles e de geração dispersa.

Utilizando-se a mesma filosofia de análise trifásica de defeitos proposta em [7], mas buscando a melhoria de sua modelagem, será apresentada nesta dissertação a análise de defeitos a quatro condutores. Nesta formulação o cabo neutro e as impedâncias de aterramento das barras e dos transformadores são explicitamente representados, permitindo calcular diretamente as grandezas elétricas dos neutros e dos aterramentos do sistema sob falta. Esta ferramenta é baseada no fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ [8] onde são considerados modelos completos da rede. As cargas podem ser representadas por qualquer tipo de modelo. Adicionalmente, foi aprimorado o modelo de transformador trifásico proposto em [25] de forma a incluir a representação a quatro fios.

A metodologia desenvolvida pode ser utilizada para análise de faltas em sistemas equilibrados ou desequilibrados, para sistemas radiais ou reticulados, com cargas ou ramais monofásicos, bifásicos e trifásicos, podendo ser utilizado em sistemas de transmissão, subtransmissão e distribuição.

## ***1.4 Principais Contribuições do Trabalho***

- Desenvolvimento de um programa, implementado em MATLAB, para análise de defeitos em coordenadas de fase a quatro condutores, com representação explícita de neutros e aterramentos, permitindo o cálculo direto de todas as grandezas elétricas das fases e do neutro.
- Desenvolvimento e implementação de um modelo a quatro fios de um transformador trifásico de distribuição para estudos de fluxo de potência e curto-circuito.
- Artigo aceito para publicação no XVII Congresso Brasileiro de Automática, CBA 2008: L. M. Riani, P. A. N. Garcia, M. P. Vinagre, J. L. R. Pereira, E. J. Oliveira, A. L. M. Marcato, S. Carneiro Jr., H. A. da Silva, “Análise de Defeitos em Coordenadas de Fase Utilizando Modelagem a Quatro Fios e Fluxo de Potência Continuado”.
- Artigo aceito para publicação no XVII Congresso Brasileiro de Automática, CBA 2008: L. M. Riani, F. L. Silva, M. P. Vinagre, P. A. N. Garcia, J. L. R. Pereira, E. J. Oliveira, A. L. M. Marcato, S. Carneiro Jr., “Modelo de Transformador Trifásico de Distribuição para Estudos de Fluxo de Potência e Curto-Circuito”.
- Artigo submetido ao XVIII Seminário Nacional de Distribuição de Energia Elétrica, SENDI 2008: L. M. Riani, P. A. N. Garcia, M. P. Vinagre, J. L. R. Pereira, E. J. Oliveira, A. L. M. Marcato, S. Carneiro Jr., H. A. da Silva, “Nova Metodologia para Cálculo de Defeitos em Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica”.

## ***1.5 Estrutura do Trabalho***

Além deste capítulo de introdução, esta dissertação contém mais cinco capítulos e um apêndice, os quais serão descritos a seguir:

O Capítulo 2 apresenta os modelos completos dos principais componentes do sistema elétrico de potência. Estes modelos, utilizados tanto para o estudo de fluxo de potência quanto para análise de defeitos, são trifásicos e incluem representação explícita

de cabo neutro e de aterramentos quando existentes. São considerados acoplamentos mútuos, desequilíbrios e através de corretas considerações nos modelos trifásicos pode-se obter os modelos monofásicos ou bifásicos.

No Capítulo 3 são desenvolvidos os modelos que representam os defeitos no sistema elétrico. São apresentados os dois modelos genéricos formulados para defeitos em derivação e série que fornecem as matrizes admitâncias que representam as faltas. Trata-se da modelagem das faltas simultâneas que são facilmente obtidas a partir da combinação dos dois modelos anteriores.

No Capítulo 4 é apresentada em detalhes a metodologia proposta para análise de faltas no sistema elétrico baseada na solução do fluxo de potência a quatro condutores. Descreve-se a aplicação do método de continuação utilizado para solucionar os problemas relativos ao condicionamento numérico do fluxo de potência, explica-se o processo de atualização dos valores das impedâncias de falta a cada iteração e, por fim, apresenta-se o fluxograma geral de solução da metodologia proposta para análise de defeitos.

No Capítulo 5 apresenta-se os resultados das simulações de diversas faltas, simples e simultâneas em sistemas didáticos, sistemas do IEEE, e em sistemas elétricos reais, onde é possível constatar a grande eficácia e robustez numérica da metodologia proposta. Explora-se a análise de defeitos em sistemas com cabo neutro e impedâncias de aterramento. Investiga-se a importância da representação do modelo de carga nos estudos de afundamento de tensão e testa-se o modelo proposto de transformador em coordenadas de fase.

Finalizando, no Capítulo 6, encontram-se as principais conclusões deste trabalho, considerações finais e sugestões para trabalhos futuros.

O Apêndice A, contém o equacionamento do fluxo de potência trifásico a quatro condutores. Determina-se as equações de injeção de corrente na forma retangular para as fases a, b, c e para o neutro, e posteriormente, aplica-se o Método de Newton-Raphson para solucionar o sistema de equações obtendo-se uma matriz Jacobiana composta por submatrizes  $8 \times 8$ . Discute-se a formação da matriz de acordo com a dependência da mesma ao modelo de carga e suas possíveis simplificações.

# Capítulo 2

## Modelagem a Quatro Condutores dos Elementos do Sistema Elétrico de Potência

### *2.1 Introdução*

Para realização de estudos elétricos, cada componente do sistema recebe uma representação matemática, através de um circuito equivalente que aproxima seu comportamento físico. Essas representações são chamadas modelos. O desenvolvimento de modelos matemáticos visando análises computacionais, data do início da década de 50 e 60 [26] [16].

Os modelos dos componentes dependem do tipo de análise a ser realizada, podendo ser distintos conforme o estudo desejado [27]. Sua representação é definida por alguns fatores tais como: dados disponíveis, limitação dos recursos computacionais e também por bom senso e experiência. Quanto mais fiel for o modelo, mais complexa será a modelagem e análise do sistema. Ao mesmo tempo, simplificações demasiadas podem conduzir a resultados incorretos ou imprecisos em determinadas análises.

Especialmente para sistemas elétricos desequilibrados, os componentes da rede devem ser modelados através de seus circuitos multifásicos equivalentes. Estes circuitos são expressos por impedâncias, admitâncias e capacitâncias, próprias e mútuas. Somente com uma correta representação dos elementos, os resultados obtidos nas análises serão confiáveis.

Neste capítulo serão desenvolvidos os modelos dos principais componentes do sistema de transmissão e de distribuição, tanto para análise do fluxo de potência, quanto para análise de defeitos em sistemas desequilibrados. Os modelos são trifásicos, e incluem a representação explícita do cabo neutro e dos aterramentos quando existentes. Através de corretas considerações, pode-se obter modelos monofásicos e bifásicos.



## 2.2 Modelos de Linhas

O modelo de linha utilizado neste trabalho é um circuito “pi-equivalente” a parâmetros concentrados [8], conforme apresentado na Figura 2.1. Como pode ser observado, este modelo permite a representação de linhas com cabo neutro e/ou parâmetros assimétricos, muito comuns em sistemas de distribuição.

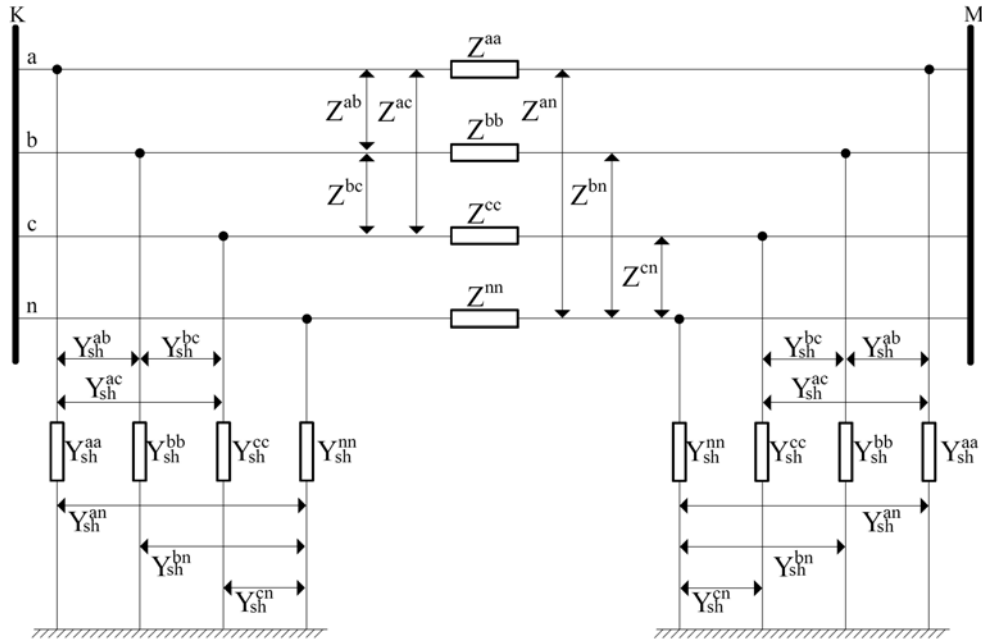


Figura 2.1 - Circuito pi-equivalente de uma linha trifásica a quatro condutores.

A representação do circuito da Figura 2.1 na forma matricial é dada pelas equações (2.1) e (2.2):

$$Z_{km}^{abcn} = \begin{bmatrix} Z_{km}^{aa} & Z_{km}^{ab} & Z_{km}^{ac} & Z_{km}^{an} \\ Z_{km}^{ba} & Z_{km}^{bb} & Z_{km}^{bc} & Z_{km}^{bn} \\ Z_{km}^{ca} & Z_{km}^{cb} & Z_{km}^{cc} & Z_{km}^{cn} \\ Z_{km}^{na} & Z_{km}^{nb} & Z_{km}^{nc} & Z_{km}^{nn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_{km}^{aa} & r_{km}^{ab} & r_{km}^{ac} & r_{km}^{an} \\ r_{km}^{ba} & r_{km}^{bb} & r_{km}^{bc} & r_{km}^{bn} \\ r_{km}^{ca} & r_{km}^{cb} & r_{km}^{cc} & r_{km}^{cn} \\ r_{km}^{na} & r_{km}^{nb} & r_{km}^{nc} & r_{km}^{nn} \end{bmatrix} + j \begin{bmatrix} x_{km}^{aa} & x_{km}^{ab} & x_{km}^{ac} & x_{km}^{an} \\ x_{km}^{ba} & x_{km}^{bb} & x_{km}^{bc} & x_{km}^{bn} \\ x_{km}^{ca} & x_{km}^{cb} & x_{km}^{cc} & x_{km}^{cn} \\ x_{km}^{na} & x_{km}^{nb} & x_{km}^{nc} & x_{km}^{nn} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

$$Y_{sh_{km}}^{abcn} = \begin{bmatrix} b_{sh_{km}}^{aa} & b_{sh_{km}}^{ab} & b_{sh_{km}}^{ac} & b_{sh_{km}}^{an} \\ b_{sh_{km}}^{ba} & b_{sh_{km}}^{bb} & b_{sh_{km}}^{bc} & b_{sh_{km}}^{bn} \\ b_{sh_{km}}^{ca} & b_{sh_{km}}^{cb} & b_{sh_{km}}^{cc} & b_{sh_{km}}^{cn} \\ b_{sh_{km}}^{na} & b_{sh_{km}}^{nb} & b_{sh_{km}}^{nc} & b_{sh_{km}}^{nn} \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Onde, os componentes do modelo da linha são:

$Z^{xx}$  – impedância própria longitudinal da fase  $x$   
 $Z^{xy}$  – impedância mútua longitudinal entre as fases  $x$  e  $y$   
 $Y_{sh}^{xx}$  – admitância própria em derivação da fase  $x$   
 $Y_{sh}^{xy}$  – admitância mútua em derivação entre as fases  $x$  e  $y$   
 $r^{xx}$  – resistência própria longitudinal da fase  $x$   
 $r^{xy}$  – resistência mútua longitudinal entre as fases  $x$  e  $y$   
 $x^{xx}$  – reatância própria longitudinal da fase  $x$   
 $x^{xy}$  – reatância mútua longitudinal entre as fases  $x$  e  $y$   
 $b^{xx}$  – susceptância própria em derivação da fase  $x$   
 $b^{xy}$  – susceptância mútua em derivação entre as fases  $x$  e  $y$   
 $x, y = \{a, b, c, n\}$

Em sistemas de distribuição [1] é muito comum a presença de derivações monofásicas e bifásicas. Para representar esses elementos utiliza-se como o artifício a substituição, na matriz de impedância do modelo, da impedância da fase inexistente por um número de valor elevado (por exemplo,  $10^{10}$ ). Dessa forma, para um ramo bifásico com cabo neutro constituído pelas fases  $a$ ,  $b$  e cabo neutro, tem-se a representação da Equação (2.3):

$$Z_{km}^{abcn} = \begin{bmatrix} Z_{km}^{aa} & Z_{km}^{ab} & 0 & Z_{km}^{an} \\ Z_{km}^{ba} & Z_{km}^{bb} & 0 & Z_{km}^{bn} \\ 0 & 0 & 10^{10} & Z_{km}^{cn} \\ Z_{km}^{na} & Z_{km}^{nb} & 0 & Z_{km}^{nn} \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Adota-se o mesmo procedimento para a matriz admitância do circuito “pi-equivalente”, porém nesse caso, substituímos a susceptância por zero. O procedimento descrito para a ausência de uma determinada fase pode ser utilizado para representar a ausência do condutor neutro.

Os modelos de linhas adotados para análises de defeitos são os mesmos utilizados para análise do fluxo de potência.

## 2.3 Modelos de Cargas

Foi adotado tanto no fluxo de potência quanto na análise de defeitos, o modelo polinomial de carga com conexão estrela, onde é possível representar as cargas como potência constante, impedância constante, corrente constante, ou qualquer combinação entre elas [1] [28]. Esta modelagem apresenta a grande vantagem de permitir a análise da influência do tipo de carga nos afundamentos de tensão provocados por curtos-circuitos.

O modelo composto que representa a combinação das cargas, também conhecido como modelo ZIP (Z: impedância, I: corrente e P: potência), está definido pelas equações de (2.4) a (2.8). Observe nas equações (2.5) e (2.6) que as potências especificadas são definidas a partir da tensão fase-neutro do sistema  $(V^s - V^n)$ .

$$S^s = P^s + jQ^s \quad (2.4)$$

$$P^s = (P^s)^{sp} (A_p + B_p + C_p) = A_p (P^s)^{sp} + B_p (P^s)^{sp} |(V^s - V^n)| + C_p (P^s)^{sp} |(V^s - V^n)|^2 \quad (2.5)$$

$$Q^s = (Q^s)^{sp} (A_q + B_q + C_q) = A_q (Q^s)^{sp} + B_q (Q^s)^{sp} |(V^s - V^n)| + C_q (Q^s)^{sp} |(V^s - V^n)|^2 \quad (2.6)$$

$$A_p + B_p + C_p = 1 \quad (2.7)$$

$$A_q + B_q + C_q = 1 \quad (2.8)$$

Onde:

$$s = \{a, b, c\}$$

$(P^s)^{sp}, (Q^s)^{sp}$  : Potências ativa e reativa especificadas.

$A_p, A_q$  : Parcela da carga ativa e reativa modelada como potência constante.

$B_p, B_q$  : Parcela da carga ativa e reativa modelada como corrente constante.

$C_p, C_q$  : Parcela da carga ativa e reativa modelada como impedância constante.

Uma representação genérica de uma carga trifásica conectada em estrela é mostrada na Figura 2.2, [8]. Através desta representação é possível aterrar o neutro

solidamente ( $Z_{at} = 10^{-10}$ ), através de uma impedância de aterramento ( $Z_{at}$ ) ou modelar a carga sem aterramento ( $Z_{at} = \infty$ ).

Para análise de sistemas de distribuição é importante considerar também modelos de cargas monofásicas e bifásicas que são semelhantes ao modelo da carga trifásica, porém fazendo-se as potências das fases ausentes iguais a zero.

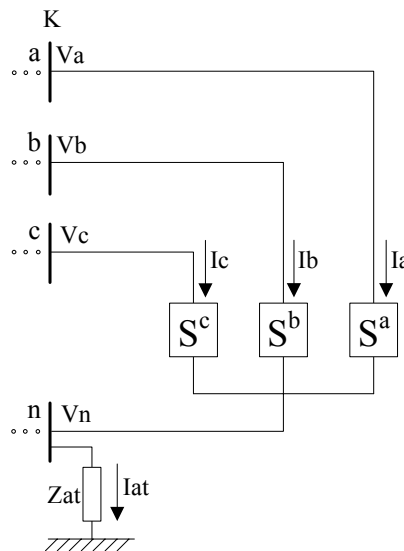


Figura 2.2 - Modelo de carga em estrela com impedância de aterramento.

Para garantir a convergência na análise de defeitos é necessário monitorar a tensão no sistema, transformando as cargas para impedância constante nas barras que apresentarem grandes afundamentos de tensão. Isto é necessário, pois seria impossível fornecer potência constante a carga conectada a uma barra com tensão próxima de zero devido à ocorrência de curto-circuito. O critério para alteração do modelo de carga será apresentado na seção 4.3.

## 2.4 Modelo de Capacitores e Indutores em Derivação

O uso de capacitores em sistemas de distribuição de energia elétrica é tradicionalmente ligado à correção de fator de potência e melhoria dos níveis de tensão [29]. Porém, com as novas filosofias de operação e planejamento que recentemente vêm sendo adotadas, os capacitores também estão sendo usados para reduzir as perdas de energia através da liberação do transporte de potência reativa, aumentando a vida útil do alimentador [30]. Os capacitores são conectados próximos da carga, sendo normalmente bancos trifásicos ligados em estrela, formando assim a unidade trifásica. No presente

trabalho, para análise de faltas, assim como para análise do fluxo de potência, os capacitores são representados por suas respectivas impedâncias ligadas em estrela, como mostrado na Figura 2.3. Permite-se a representação de capacitores monofásicos e bifásicos.

Em relação aos indutores, estes são usados para compensar os efeitos da capacitância das linhas, limitando as sobretensões devido a carga leve ou circuito a vazio [31]. Estes componentes são modelados de forma idêntica aos capacitores em derivação.

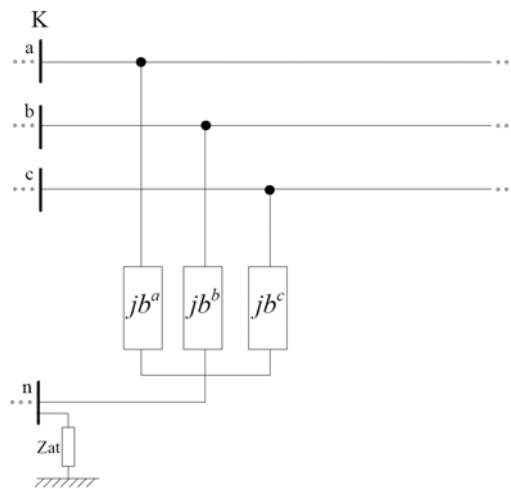


Figura 2.3 – Modelo de banco de capacitores em derivação.

## 2.5 Modelo de Capacitores e Indutores em Série

A instalação de bancos de capacitores em série nos sistemas de transmissão e de distribuição tem como objetivo aumentar a capacidade de transmissão de potência ativa, reduzir perdas e melhorar o perfil de tensão. Os capacitores série, podem conceitualmente ser representados por reatâncias capacitivas introduzidas em série com a impedância de uma linha.

Da mesma forma, os indutores série podem ser representados como uma reatância indutiva introduzida em série com a impedância de uma linha. Estes indutores têm como objetivo reduzir oscilações nas linhas, além de serem utilizados para limitar correntes de curto-circuito (reatores limitadores de curto-circuito).

O modelo adotado neste trabalho é semelhante ao da linha, substituindo-se as impedâncias série por admitâncias onde as componentes reais são nulas, os valores

mútuos são nulos, e também não existem elementos em derivação. A Figura 2.4 ilustra o modelo adotado para capacitores e indutores séries.

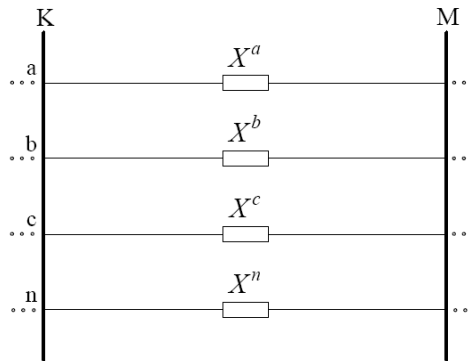


Figura 2.4 – Modelo equivalente de capacitores e indutores em série.

## 2.6 Modelos de Transformadores

Normalmente os transformadores são modelados em termos de componentes simétricas [11] [10], onde são utilizados como parâmetros de entrada as suas impedâncias de dispersão, obtidas através do ensaio de curto-circuito. No entanto, este modelo não pode ser utilizado corretamente para sistemas desequilibrados, uma vez que na sua concepção supõe-se que o sistema de potência é suficientemente balanceado. Para análise em sistemas desequilibrados, os modelos em componentes simétricas apresentam acoplamentos entre as componentes de seqüência, inviabilizando sua utilização.

A representação de transformadores trifásicos é complexa e muitas vezes as considerações e simplificações adotadas limitam sua aplicação. A referência [24] propõe um modelo de transformador trifásico que possibilita representar as suas várias conexões comuns, contudo, as constantes características da conexão delta são forçadamente inseridas no modelo de tal maneira a se obter o resultado correto. Os modelos apresentados em [32] [33] e [34] não apresentam fatores que forcem o aparecimento do resultado correto, porém necessitam de muitos parâmetros de entrada. Estes parâmetros em muitos casos não são conhecidos e são difíceis de obter, o que dificulta o uso destes modelos.

Segundo [35] as principais características que devem ser observadas nos modelos de transformadores trifásicos são:

- Os modelos de transformadores trifásicos para estudos de fluxo de potência devem satisfazer as leis de Kirchhoff de tensão e corrente, bem como as relações existentes entre estas grandezas elétricas nos dois lados do transformador;
- Os modelos de transformadores trifásicos devem ser capazes de representar as suas várias formas de conexões;
- Caso exista qualquer mudança no ângulo de fase das grandezas elétricas, entre primário e secundário resultante de uma conexão em particular, o modelo de transformador deve ser capaz de representar esta diferença de fase naturalmente, sem a introdução de fatores extras, por exemplo: o aparecimento inesperado do termo  $\sqrt{3}$ , ou fatores complexos ( $e^{j\frac{\pi}{6}}$  e  $e^{-j\frac{\pi}{6}}$ ), forçando o aparecimento do resultado correto;
- Por fim, é de extrema importância, que os modelos de transformadores trifásicos utilizados nas ferramentas de análise dos sistemas elétricos apresentem tensões e correntes que se aproximem ao máximo das grandezas elétricas do equipamento real.

Visando atender aos requisitos mencionados acima, será utilizado neste trabalho um modelo matemático para representar transformadores trifásicos de distribuição em estudos de fluxo de potência e curto-circuito baseado na referência [25]. Nesta formulação, o transformador trifásico é representado em coordenadas de fase por uma matriz de admitância obtida através da análise de seu circuito magnético equivalente. O modelo exige como dados de entrada parâmetros facilmente obtidos por ensaios normalizados pelos fabricantes. As várias possibilidades de conexões dos transformadores são facilmente representadas pela matriz de incidência nodal apropriada, onde as diferenças de fase são obtidas naturalmente, não sendo necessário introduzir nenhum fator de correção. O modelo apresenta grande robustez numérica, além de permitir a representação de transformadores de três enrolamentos, além de ligações como a estrela zigue-zague ou conexão delta com derivação central.

O modelo proposto em [25] utiliza a modelagem a três fios (blocos 3x3), onde o efeito da impedância de aterramento do neutro do transformador é introduzido nas fases através da técnica de redução de KRON. Desta maneira, as tensões e correntes de neutro e aterramentos do transformador permanecem desconhecidas.

Neste trabalho, a formulação apresentada em [25] foi ampliada de forma a se obter a modelagem do transformador a 4 fios (blocos 4x4). Na representação a 4 fios, ocorre a representação explícita dos condutores de neutro e das impedâncias de aterramento dos transformadores, permitindo calcular diretamente as tensões e correntes de neutros e aterramentos do sistema.

A representação do transformador a 4 fios, a partir da modelo apresentado em [25], é uma contribuição inédita deste trabalho.

### 2.6.1 Matriz Admitância Primitiva

O primeiro passo para se determinar o modelo de transformador descrito neste trabalho é a obtenção de sua matriz de admitância primitiva. Esta matriz não representa uma conexão particular do transformador e pode ser obtida através da inversão da matriz impedância primitiva. Para tanto, considere um transformador trifásico de distribuição, com núcleo de três pernas e com dois enrolamentos no secundário para cada fase, como mostra a Figura 2.5.

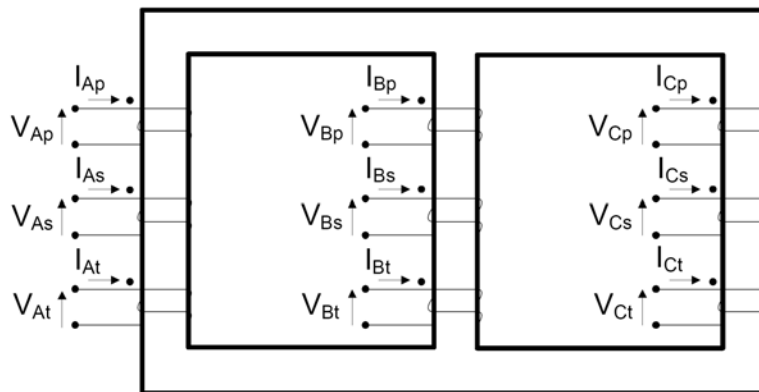


Figura 2.5 – Circuito magnético equivalente para um transformador trifásico de três enrolamentos.

O circuito magnético da Figura 2.5 pode ser representado por uma matriz de impedância primitiva contendo as impedâncias próprias e mútuas entre as fases do transformador trifásico, como mostra a Equação (2.9). Nesta equação, somente as impedâncias da diagonal principal da matriz possuem parte real, devido às resistências dos enrolamentos do transformador. Para transformadores trifásicos formado por unidades monofásicas, as impedâncias mútuas entre fases diferentes podem ser desprezadas.



$$\mathbf{Z}_{prim} = \begin{bmatrix}
\mathbf{Z}_{Ap} & \mathbf{Z}_{ApBp} & \mathbf{Z}_{ApCp} & \mathbf{Z}_{ApNp} & \mathbf{Z}_{ApAs} & \mathbf{Z}_{ApBs} & \mathbf{Z}_{ApCs} & \mathbf{Z}_{ApNs} & \mathbf{Z}_{ApAt} & \mathbf{Z}_{ApBt} & \mathbf{Z}_{ApCt} & \mathbf{Z}_{ApNt} \\
\mathbf{Z}_{BpAp} & \mathbf{Z}_{Bp} & \mathbf{Z}_{BpCp} & \mathbf{Z}_{BpNp} & \mathbf{Z}_{BpAs} & \mathbf{Z}_{BpBs} & \mathbf{Z}_{BpCs} & \mathbf{Z}_{BpNs} & \mathbf{Z}_{BpAt} & \mathbf{Z}_{BpBt} & \mathbf{Z}_{BpCt} & \mathbf{Z}_{BpNt} \\
\mathbf{Z}_{CpAp} & \mathbf{Z}_{CpBp} & \mathbf{Z}_{Cp} & \mathbf{Z}_{CpNp} & \mathbf{Z}_{CpAs} & \mathbf{Z}_{CpBs} & \mathbf{Z}_{CpCs} & \mathbf{Z}_{CpNs} & \mathbf{Z}_{CpAt} & \mathbf{Z}_{CpBt} & \mathbf{Z}_{CpCt} & \mathbf{Z}_{CpNt} \\
\mathbf{Z}_{NpAp} & \mathbf{Z}_{NpBp} & \mathbf{Z}_{NpCp} & \mathbf{Z}_{Np} & \mathbf{Z}_{NpAs} & \mathbf{Z}_{NpBs} & \mathbf{Z}_{NpCs} & \mathbf{Z}_{NpNs} & \mathbf{Z}_{NpAt} & \mathbf{Z}_{NpBt} & \mathbf{Z}_{NpCt} & \mathbf{Z}_{NpNt} \\
\hline
\mathbf{Z}_{AsAp} & \mathbf{Z}_{AsBp} & \mathbf{Z}_{AsCp} & \mathbf{Z}_{AsNp} & \mathbf{Z}_{As} & \mathbf{Z}_{AsBs} & \mathbf{Z}_{AsCs} & \mathbf{Z}_{AsNs} & \mathbf{Z}_{AsAt} & \mathbf{Z}_{AsBt} & \mathbf{Z}_{AsCt} & \mathbf{Z}_{AsNt} \\
\mathbf{Z}_{BsAp} & \mathbf{Z}_{BsBp} & \mathbf{Z}_{BsCp} & \mathbf{Z}_{BsNp} & \mathbf{Z}_{BsAs} & \mathbf{Z}_{Bs} & \mathbf{Z}_{BsCs} & \mathbf{Z}_{BsNs} & \mathbf{Z}_{BsAt} & \mathbf{Z}_{BsBt} & \mathbf{Z}_{BsCt} & \mathbf{Z}_{BsNt} \\
\mathbf{Z}_{CsAp} & \mathbf{Z}_{CsBp} & \mathbf{Z}_{CsCp} & \mathbf{Z}_{CsNp} & \mathbf{Z}_{CsAs} & \mathbf{Z}_{CsBs} & \mathbf{Z}_{Cs} & \mathbf{Z}_{CsNs} & \mathbf{Z}_{CsAt} & \mathbf{Z}_{CsBt} & \mathbf{Z}_{CsCt} & \mathbf{Z}_{CsNt} \\
\mathbf{Z}_{NsAp} & \mathbf{Z}_{NsBp} & \mathbf{Z}_{NsCp} & \mathbf{Z}_{NsNp} & \mathbf{Z}_{NsAs} & \mathbf{Z}_{NsBs} & \mathbf{Z}_{NsCs} & \mathbf{Z}_{Ns} & \mathbf{Z}_{NsAt} & \mathbf{Z}_{NsBt} & \mathbf{Z}_{NsCt} & \mathbf{Z}_{NsNt} \\
\hline
\mathbf{Z}_{AtAp} & \mathbf{Z}_{AtBp} & \mathbf{Z}_{AtCp} & \mathbf{Z}_{AtNp} & \mathbf{Z}_{AtAs} & \mathbf{Z}_{AtBs} & \mathbf{Z}_{AtCs} & \mathbf{Z}_{AtNs} & \mathbf{Z}_{At} & \mathbf{Z}_{AtBt} & \mathbf{Z}_{AtCt} & \mathbf{Z}_{AtNt} \\
\mathbf{Z}_{BtAp} & \mathbf{Z}_{BtBp} & \mathbf{Z}_{BtCp} & \mathbf{Z}_{BtNp} & \mathbf{Z}_{BtAs} & \mathbf{Z}_{BtBs} & \mathbf{Z}_{BtCs} & \mathbf{Z}_{BtNs} & \mathbf{Z}_{BtAt} & \mathbf{Z}_{Bt} & \mathbf{Z}_{BtCt} & \mathbf{Z}_{BtNt} \\
\mathbf{Z}_{CtAp} & \mathbf{Z}_{CtBp} & \mathbf{Z}_{CtCp} & \mathbf{Z}_{CtNp} & \mathbf{Z}_{CtAs} & \mathbf{Z}_{CtBs} & \mathbf{Z}_{CtCs} & \mathbf{Z}_{CtNs} & \mathbf{Z}_{CtAt} & \mathbf{Z}_{CtBt} & \mathbf{Z}_{Ct} & \mathbf{Z}_{CtNt} \\
\mathbf{Z}_{NtAp} & \mathbf{Z}_{NtBp} & \mathbf{Z}_{NtCp} & \mathbf{Z}_{NtNp} & \mathbf{Z}_{NtAs} & \mathbf{Z}_{NtBs} & \mathbf{Z}_{NtCs} & \mathbf{Z}_{NtNs} & \mathbf{Z}_{NtAt} & \mathbf{Z}_{NtBt} & \mathbf{Z}_{NtCt} & \mathbf{Z}_{Nt}
\end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Onde:

$p, s$  e  $t$  : Representam as grandezas do primário, secundário e terciário.

$A, B$  e  $C$  : Representam as fases.

$N$  : Representa o neutro.

Escrevendo a Equação (2.9) na sua forma compacta, ou seja, utilizando submatrizes formadas por blocos 4x4 contendo as impedâncias primitivas dos ramos, tem-se:

$$\mathbf{Z}_{prim} = \begin{bmatrix}
\mathbf{Z}_{p}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{ps}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{pt}^{ABCN} \\
\mathbf{Z}_{sp}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{s}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{st}^{ABCN} \\
\mathbf{Z}_{tp}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{ts}^{ABCN} & \mathbf{Z}_{t}^{ABCN}
\end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Para obtermos resultados precisos nas simulações, todas as impedâncias devem ser determinadas. A natureza recíproca da impedância mútua torna a matriz da Equação (2.9) simétrica, bastando conhecer os elementos da parte triangular superior. As resistências dos enrolamentos do transformador podem ser obtidas a partir da folha de dados do equipamento ou determinadas facilmente por medição direta da resistência ou através do ensaio de curto-circuito. Para determinar as reatâncias serão feitas as seguintes considerações em relação às indutâncias próprias e mútuas do transformador:

- Indutâncias próprias dos enrolamentos primário, secundário e terciário.

$$L_{Ap} = L_{Bp} = L_{Cp} \quad (2.11)$$

$$L_{As} = L_{Bs} = L_{Cs} \quad (2.12)$$

$$L_{At} = L_{Bt} = L_{Ct} \quad (2.13)$$

- Indutâncias mútuas entre os enrolamentos primário e secundário, primário e terciário e secundário e terciário de mesma fase.

$$L_{ApAs} = L_{BpBs} = L_{CpCs} \quad (2.14)$$

$$L_{ApAt} = L_{BpBt} = L_{CpCt} \quad (2.15)$$

$$L_{AsAt} = L_{BsBt} = L_{CsCt} \quad (2.16)$$

- Indutâncias mútuas entre os enrolamentos de fases diferentes.

$$L_{ApBp} = L_{BpCp} = L_{CpAp} \quad (2.17)$$

$$L_{AsBs} = L_{BsCs} = L_{CsAs} \quad (2.18)$$

$$L_{AtBt} = L_{BtCt} = L_{CtAt} \quad (2.19)$$

$$L_{ApBs} = L_{ApCs} = L_{BpAs} = L_{BpCs} = L_{CpAs} = L_{CpBs} \quad (2.20)$$

$$L_{AsBt} = L_{AsCt} = L_{BsAt} = L_{BsCt} = L_{CsAt} = L_{CsBt} \quad (2.21)$$

$$L_{ApBt} = L_{ApCt} = L_{BpAt} = L_{BpCt} = L_{CpAt} = L_{CpBt} \quad (2.22)$$

- Indutâncias mútuas entre os enrolamentos de fase e neutro.

$$L_{ApNp} = L_{BpNp} = L_{CpNp} \quad (2.23)$$

$$L_{AsNs} = L_{BsNs} = L_{CsNs} \quad (2.24)$$

$$L_{AtNt} = L_{BtNt} = L_{CtNt} \quad (2.25)$$

$$L_{ApNs} = L_{BpNs} = L_{CpNs} = L_{NpAs} = L_{NpBs} = L_{NpCs} \quad (2.26)$$

$$L_{AsNt} = L_{BsNt} = L_{CsNt} = L_{NsAt} = L_{NsBt} = L_{NsCt} \quad (2.27)$$

$$L_{ApNt} = L_{BpNt} = L_{CpNt} = L_{NpAt} = L_{NpBt} = L_{NpCt} \quad (2.28)$$

O circuito magnético da Figura 2.5 pode ser representado pelo seu análogo elétrico como mostra a Figura 2.6, onde cada “perna” do circuito magnético é modelada por uma relutância  $R_1$  em série com uma força magnetomotriz, que é dada pelo produto do número de espiras pela corrente elétrica ( $NI$ ).

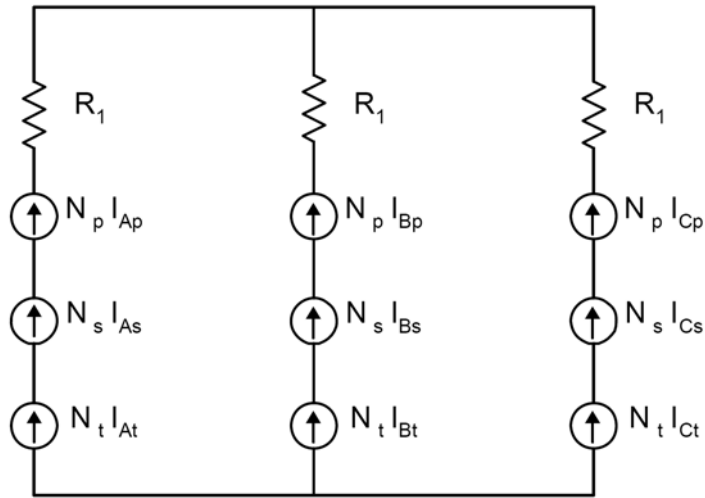


Figura 2.6 – Circuito elétrico equivalente para um transformador trifásico com um enrolamento no primário e dois enrolamentos no secundário para cada fase.

Utilizando-se as definições de indutâncias próprias e mútuas e considerando-se que o fluxo magnetizante de projeto leva a uma relutância constante [36], as indutâncias denotadas de (2.11) a (2.28) são determinadas de acordo com as equações a seguir:

- Indutâncias próprias.

$$L_{mf} = Ld_{mf} + \frac{2 N_f^2}{3 R_1} \quad (2.29)$$

- Indutâncias mútuas de mesma fase.

$$L_{mfmg} = \frac{2 N_f N_g}{3 R_1}, \text{ com } f \neq g \quad (2.30)$$

- Indutâncias mútuas de fases diferentes.

$$L_{mfng} = -\frac{1}{3} \frac{N_f N_g}{R_l}, \text{ com } m \neq n \quad (2.31)$$

Onde:

$m, n$  : Representa as fases A,B, C ou N.

$f, g$  : Representa o primário (p), secundário (s) ou terciário (t) do transformador.

$L_d$ : É a indutância de dispersão.

Chamando  $L_M = \frac{2}{3} \frac{N_p N_s}{R_l}$ , explicitando  $R_l$ , substituindo em (2.29), (2.30) e

(2.31), e multiplicando-as por  $j\omega$ , as reatâncias primitivas serão calculadas através de (2.32), (2.33) e (2.34).

$$jX_{mf} = jXd_{mf} + \frac{N_f^2}{N_p N_s} jX_M \quad (2.32)$$

$$jX_{mfng} = \frac{N_f N_g}{N_p N_s} jX_M, \text{ com } f \neq g \quad (2.33)$$

$$jX_{mfng} = -\frac{1}{2} \frac{N_f N_g}{N_p N_s} jX_M, \text{ com } m \neq n \quad (2.34)$$

Onde:

$jXd$  : É a reatância de dispersão.

$jX_M$  : É a reatância de magnetização vista do primário.

Com as manipulações feitas anteriormente pode-se determinar a matriz de impedância primitiva (2.9) bastando-se conhecer as reatâncias de dispersão, a reatância de magnetização e as resistências dos enrolamentos. Estes parâmetros são facilmente obtidos pelos ensaios de curto-circuito e de circuito aberto ou fornecidos pelos fabricantes. Maiores detalhes sobre o desenvolvimento matemático e teórico das equações (2.32), (2.33) e (2.34) podem ser encontradas em [25].

As reatâncias primitivas envolvendo o neutro têm a mesma formulação apresentada nas equações (2.32), (2.33) e (2.34). Porém em situações que exijam alta

precisão nos resultados, os valores de  $jXd$  e  $jX_M$  utilizados para calcular as reatâncias primitivas envolvendo o neutro devem ser obtidos através dos ensaios de curto-circuito e circuito aberto com aplicação de tensão de seqüência zero [37]. O valor de  $jXd$  com aplicação de tensão de seqüência zero será aproximadamente o mesmo, enquanto o valor de  $jX_M$  pode apresentar uma diferença substancial devido à natureza construtiva do transformador trifásico. Se estas informações não estiverem disponíveis, estes refinamentos podem ser negligenciados [37].

O número de espiras dos enrolamentos dos transformadores normalmente não é conhecido, mas, devido ao fato de se operar somente com razões entre espiras nas Equações (2.32) a (2.34), pode-se considerar que as relações serão determinadas pelas próprias tensões nominais do transformador.

A matriz de admitância primitiva que representa o transformador é obtida através da Equação (2.35).

$$Y_{prim} = (Z_{prim})^{-1} \quad (2.35)$$

### ***2.6.2 Representação das Impedâncias de Aterramento dos Transformadores***

Considerando a formulação trifásica a quatro fios, os valores das impedâncias de aterramento dos enrolamentos primário, secundário e terciário são naturalmente inseridos nas submatrizes  $Z_p$ ,  $Z_s$  e  $Z_t$  que compõe a Equação (2.10), não necessitando realizar nenhuma redução.

A Figura 2.7 ilustra a ligação de um primário de um transformador conectado em estrela. Para representar um transformador conectado em estrela com o ponto neutro não aterrado, utiliza-se como artifício matemático, a substituição da impedância de aterramento do neutro por um número de valor elevado. De outra forma, para representar uma ligação em estrela com o neutro do transformador solidamente aterrado, a impedância de aterramento é substituída por um número de valor muito baixo. Nos testes realizados verificou-se que valores da ordem de  $10^{+10}$  e  $10^{-10}$  apresentaram bons resultados.

A conexão do primário de um transformador ligado em delta pode ser visualizada na Figura 2.8. Nesta conexão, não há ligação dos enrolamentos com o ponto neutro do transformador, de forma que o valor da impedância de aterramento se torna irrelevante. As mesmas ligações e considerações são válidas para os enrolamentos secundário e terciário.

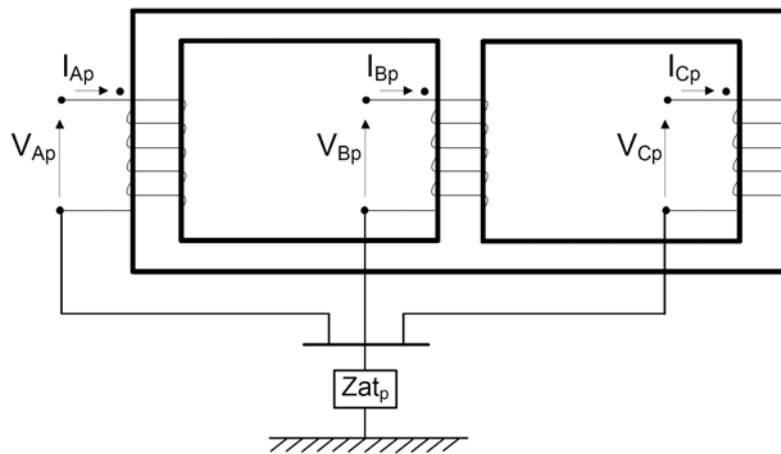


Figura 2.7 – Primário de um transformador conectado em estrela.

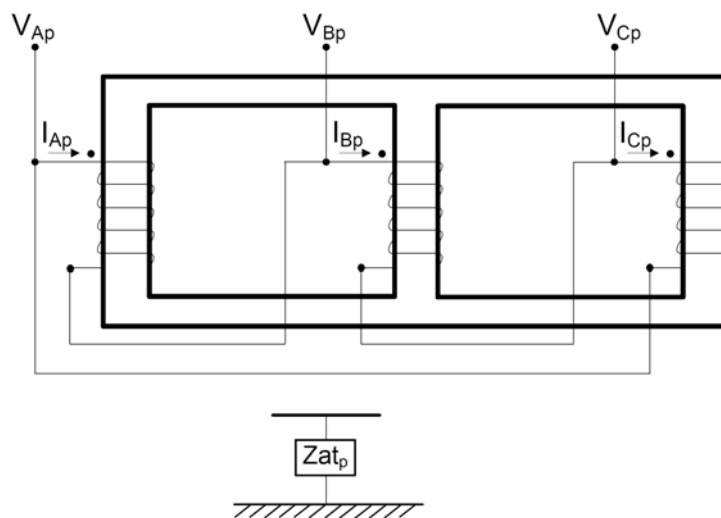


Figura 2.8 – Primário de um transformador conectado em delta.

### 2.6.3 Cálculo da Matriz Admitância Primitiva em P.U.

O modelo de transformador descrito no presente trabalho permite utilizar a sua matriz de impedância primitiva expressa em ohms ou em valores por unidade. Caso seja necessário representar os transformadores em valores por unidade, conhecendo-se as bases do sistema em uso e as impedâncias primitivas dos ramos, pode-se calcular a matriz de impedância primitiva da Equação (2.10) em p.u. Para tanto, considera-se a

Equação (2.36) relacionando tensões e correntes nos terminais dos enrolamentos do transformador trifásico:

$$\begin{bmatrix} V_p^{ABCN} \\ V_s^{ABCN} \\ V_t^{ABCN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_p^{ABCN} & Z_{ps}^{ABCN} & Z_{pt}^{ABCN} \\ Z_{sp}^{ABCN} & Z_s^{ABCN} & Z_{st}^{ABCN} \\ Z_{tp}^{ABCN} & Z_{ts}^{ABCN} & Z_t^{ABCN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_p^{ABCN} \\ I_s^{ABCN} \\ I_t^{ABCN} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

Pré-multiplicando o vetor de tensões pela matriz identidade da Equação (2.37) e o vetor de correntes pela Equação (2.38), a Equação (2.36) não se altera e após efetuar-se uma pequena manipulação algébrica, pode ser reescrita pela Equação (2.39).

$$I_V = \begin{bmatrix} V_{p,b} (V_{p,b})^{-1} & & \\ & V_{s,b} (V_{s,b})^{-1} & \\ & & V_{t,b} (V_{t,b})^{-1} \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

$$I_I = \begin{bmatrix} I_{p,b} (I_{p,b})^{-1} & & \\ & I_{s,b} (I_{s,b})^{-1} & \\ & & I_{t,b} (I_{t,b})^{-1} \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

$$\underbrace{\begin{bmatrix} (V_{p,b})^{-1} V_p^{ABCN} \\ (V_{s,b})^{-1} V_s^{ABCN} \\ (V_{t,b})^{-1} V_t^{ABCN} \end{bmatrix}}_{V(pu)} = \begin{bmatrix} V_{p,b} & & \\ & V_{s,b} & \\ & & V_{t,b} \end{bmatrix}^{-1} \underbrace{\begin{bmatrix} Z_p^{ABCN} & Z_{ps}^{ABCN} & Z_{pt}^{ABCN} \\ Z_{sp}^{ABCN} & Z_s^{ABCN} & Z_{st}^{ABCN} \\ Z_{tp}^{ABCN} & Z_{ts}^{ABCN} & Z_t^{ABCN} \end{bmatrix}}_{Z(pu)} \begin{bmatrix} I_{p,b} & & \\ & I_{s,b} & \\ & & I_{t,b} \end{bmatrix} \underbrace{\begin{bmatrix} (I_{p,b})^{-1} I_p^{ABCN} \\ (I_{s,b})^{-1} I_s^{ABCN} \\ (I_{t,b})^{-1} I_t^{ABCN} \end{bmatrix}}_{I(pu)} \quad (2.39)$$

Onde:

$V_p^{ABCN}$ ,  $V_s^{ABCN}$ ,  $V_t^{ABCN}$ ,  $I_p^{ABCN}$ ,  $I_s^{ABCN}$  e  $I_t^{ABCN}$  : São os vetores contendo os valores das tensões e correntes de fase e neutro do primário, secundário e terciário respectivamente.

$V_{p,b}$ ,  $V_{s,b}$ ,  $V_{t,b}$ ,  $I_{p,b}$ ,  $I_{s,b}$  e  $I_{t,b}$  : São matrizes diagonais contendo as tensões e correntes de fase tomadas como bases para o primário, secundário e terciário respectivamente.

Efetuando-se os cálculos na Equação (2.39) a matriz de impedância primitiva em p.u. para o transformador é calculada pela Equação (2.40), de uma maneira simples,

sem colocar em dúvida quais serão os valores de tensão e correntes bases que se deva utilizar em relação as impedância mútuas.

$$Z_{prim}^{ABCN}(pu) = \begin{bmatrix} (V_{p,b})^{-1} Z_p^{ABCN} I_{p,b} & (V_{p,b})^{-1} Z_{ps}^{ABCN} I_{s,b} & (V_{p,b})^{-1} Z_{pt}^{ABCN} I_{t,b} \\ (V_{s,b})^{-1} Z_{sp}^{ABCN} I_{p,b} & (V_{s,b})^{-1} Z_s^{ABCN} I_{s,b} & (V_{s,b})^{-1} Z_{st}^{ABCN} I_{t,b} \\ (V_{t,b})^{-1} Z_{tp}^{ABCN} I_{p,b} & (V_{t,b})^{-1} Z_{ts}^{ABCN} I_{s,b} & (V_{t,b})^{-1} Z_t^{ABCN} I_{t,b} \end{bmatrix} \quad (2.40)$$

#### 2.6.4 Matriz de Incidência Nodal

Nos sistemas elétricos de potência são encontrados vários tipos de conexões para os transformadores trifásicos. Para cada uma destas conexões têm-se mudanças consideráveis de tensão e ângulo. Para representar as várias conexões dos transformadores trifásicos é utilizada a matriz de incidência nodal, dada pela Equação (2.41).

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{1m} \\ a_{21} & a_{22} & a_{2m} \\ a_{b1} & a_{b2} & a_{bm} \end{bmatrix} \quad (2.41)$$

Onde:

$a_{pq} = +1$  Se a corrente no ramo pq está saindo do nó.

$a_{pq} = -1$  Se a corrente no ramo pq está chegando no nó.

$a_{pq} = 0$  Se o nó p não está conectado ao nó q.

Como exemplo, consideremos o transformador trifásico de três enrolamentos descrito pela Figura 2.5, com seu primário e terciário conectados em delta e o seu secundário em estrela como mostra a Figura 2.9, onde as setas indicam o sentido da corrente elétrica nos ramos e os pontos indicam as polaridades das bobinas.



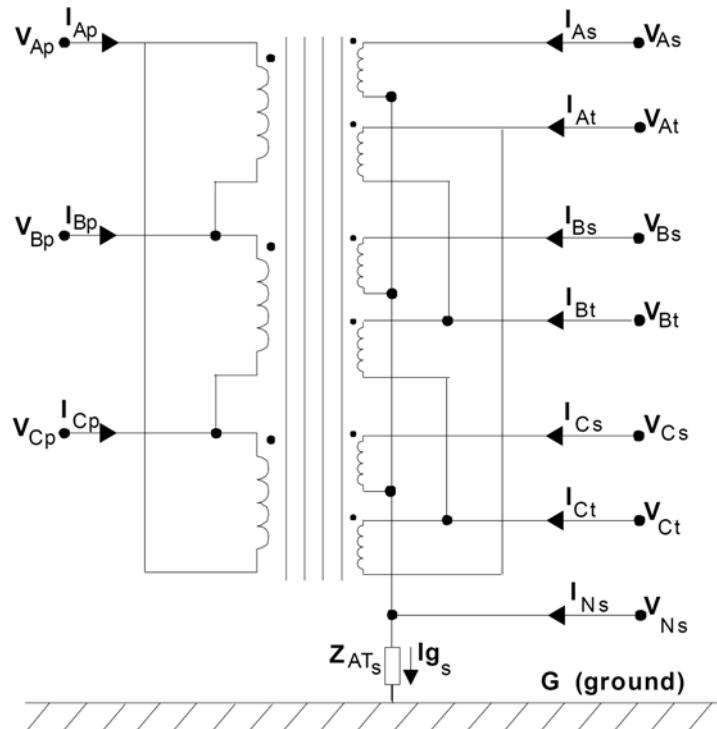


Figura 2.9 – Transformador conectado em delta-estrela-delta.

A matriz de incidência nodal que representa esta conexão é dada pela Equação (2.42), onde as linhas da matriz representam os ramos e as colunas os nós. Neste tipo de conexão existe uma diferença angular de  $30^\circ$  entre os ângulos das tensões de fase do primário (estrela) e secundário (delta). No modelo proposto neste trabalho esta diferença de fase é obtida naturalmente.

$$A = \begin{matrix} & \begin{matrix} V_{Ap} & V_{Bp} & V_{Cp} & V_{Np} & V_{As} & V_{Bs} & V_{Cs} & V_{Ns} & V_{At} & V_{Bt} & V_{Ct} & V_{Nt} \end{matrix} \\ \left[ \begin{array}{cccc|cccc|ccc}
 1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \hline
 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \hline
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0
 \end{array} \right. & \begin{matrix} V_{Ap}V_{Bp} \\ V_{Bp}V_{Cp} \\ V_{Cp}V_{Ap} \\ V_{Np}G \\ \hline V_{As}V_{Ns} \\ V_{Bs}V_{Ns} \\ V_{Cs}V_{Ns} \\ V_{Ns}G \\ \hline V_{At}V_{Bt} \\ V_{Bt}V_{Ct} \\ V_{Ct}V_{At} \\ V_{Nt}G \end{matrix} \end{matrix} \quad (2.42)$$

### 2.6.5 Matriz Admitância de Barras para o Transformador

A matriz que representa o transformador conectado ao sistema é dada pela Equação (2.43), onde  $Y_{barra}$  é a matriz admitância de barras e  $A^t$  é a transposta da matriz  $A$ .

$$Y_{barra} = A^t Y_{prim} A \quad (2.43)$$

## 2.7 Barras de Geração

As barras de geração podem ser controladas para produzir potência ativa com um fator de potência constante ou com tensão terminal constante. Consequentemente, elas precisam ser modeladas como barras do tipo PQ ou PV, dependendo da estratégia de controle. Nas barras do tipo PQ ocorre injeção constante de potência ativa e reativa na barra. Já para modelar o controle de tensão em barras do tipo PV, utiliza-se gerações de potência reativa para controlar o nível de tensão em uma determinada barra do sistema. Foi utilizada a formulação matemática proposta na referência [38] para representar o controle de barras PV no fluxo de potência a quatro fios.

Na análise de defeitos, como na maioria das metodologias de análise de faltas, os geradores serão representados por uma fonte de tensão constante atrás de sua reatância sub-transitória [11].

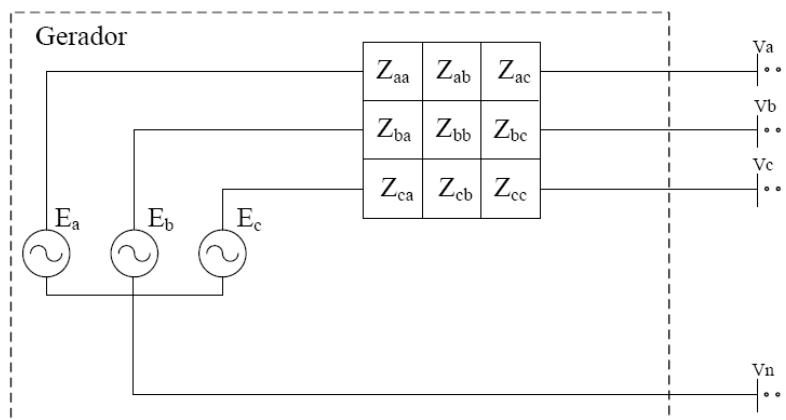


Figura 2.10 – Representação dos geradores.

Normalmente, os fabricantes de geradores fornecem os dados de seqüência positiva, negativa e zero. Os parâmetros necessários em coordenadas de fase podem ser

encontrados através de uma simples transformação da matriz de impedância de seqüências [16], através da equação (2.44).

$$Z_{abc} = T \cdot Z_{012} \cdot T^{-1} = T \cdot Z_{012} \cdot \left( \frac{1}{3} \cdot T^* \right) \quad (2.44)$$

Onde:

$T$  = matriz de transformação

$a = 1 \angle 120^\circ$

Para máquinas de pólos salientes, onde  $Z_2 \neq Z_1$ , a matriz em coordenadas de fase toma a forma mostrada na Equação (2.45). As impedâncias mútuas entre uma dada fase e as outras fases são diferentes. Para máquinas de rotores lisos, onde  $Z_2 = Z_1$ , o modelo de gerador toma a forma mostrada na Equação (2.46), [23].

$$Z_{abc} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Z_0 & & \\ & Z_1 & \\ & & Z_2 \end{bmatrix} \times \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z & Z_{m1} & Z_{m2} \\ Z_{m2} & Z & Z_{m1} \\ Z_{m1} & Z_{m2} & Z \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

$$Z_{abc} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Z_0 & & \\ & Z_1 & \\ & & Z_1 \end{bmatrix} \times \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

## 2.8 Equipamentos de Controle

Para o fluxo de potência a representação dos equipamentos de controle requer um sistema de equações lineares aumentado de tal forma que a relação entre a ação do controle e a respectiva variável controlada seja adequadamente representada [1].

Durante o estudo de fluxo de potência, os equipamentos de controle permanecem ativos. Durante o curto-circuito, os equipamentos de controle serão travados nos valores obtidos na convergência do fluxo de potência pré-falta, permanecendo constantes ao longo de todo o processo de análise de defeitos.

## ***2.9 Conclusões do Capítulo***

Neste capítulo foram apresentados os modelos relativos aos principais equipamentos que compõem um sistema elétrico de potência. Os modelos permitem a representação trifásica completa do elemento, com representação explícita de cabos neutros e aterramentos, além de desequilíbrios e acoplamentos mútuos. A representação é válida tanto para estudos de fluxo de potência quanto para estudos relativos à análise de defeitos.

A utilização do modelo ZIP para modelar as cargas, permite analisar a influência do tipo de carga nos afundamentos de tensão provocados por curtos-circuitos.

A representação do transformador a 4 fios para estudos de fluxo de potência e análise de defeitos, com representação explícita do aterramento do transformador e condutor de neutro é uma contribuição inédita deste trabalho.

Para se obter os modelos monofásicos ou bifásicos dos elementos basta fazer considerações nos valores das variáveis dos modelos trifásicos. O mesmo é válido para representar a ausência do condutor de neutro.

A modelagem apresentada permite que se obtenha explicitamente as grandezas elétricas dos neutros e dos aterramentos, permitindo que seus efeitos nas características dos sistemas sejam analisados e explorados.

# Capítulo 3

## Representação das Faltas

### ***3.1 Introdução***

A análise de faltas nos sistemas elétricos é baseada no conhecimento das impedâncias, desde o ponto de defeito até as fontes geradoras. Os modelos a quatro condutores dos principais componentes de rede, bem como a forma de representá-los no MICQ já foram abordados no capítulo anterior.

Neste capítulo, serão desenvolvidos os modelos para representação de defeitos nos sistemas elétricos de potência. Os modelos de faltas apresentados na referência [7] foram ampliados de forma a contemplar a representação a quatro condutores, possibilitando analisar faltas em sistemas com diferentes configurações de neutro e aterramento. Assim é possível aplicar faltas em sistemas sem cabo neutro, sistemas com cabo neutro isolado, sistemas com múltiplo aterramento do neutro, aterramento sólido, por meio de resistência, por meio de reatância, dentre outros.

Assim como realizado para os componentes do sistema, os diversos tipos de falta são incluídos no MICQ através de suas respectivas matrizes admitâncias de barra, que serão obtidas a partir de dois modelos genéricos. Estes modelos genéricos são formulados considerando defeitos em derivação e série. As faltas simultâneas são facilmente simuladas a partir da combinação dos dois modelos anteriores.

O cálculo dos defeitos através da solução do fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ, bem como a técnica utilizada para obter convergência será apresentada no capítulo 4.

A seguir descreve-se a modelagem para os principais tipos de falta.

### 3.2 Defeito em Derivação

O defeito em derivação, ou defeito *shunt*, é a ocorrência de um curto-circuito entre fases, podendo envolver o neutro e a terra, em um ponto qualquer da rede. Como pode ser observado na Figura 3.1, os defeitos em derivação serão modelados genericamente por uma carga conectada em estrela com uma impedância para o neutro e outra para a terra. As impedâncias do modelo do defeito são  $Z_a$ ,  $Z_b$ ,  $Z_c$ ,  $Z_n$  e  $Z_g$ . A resistência de aterramento do neutro não faz parte do modelo de defeito em derivação, uma vez que é incluída na matriz de admitância de barras juntamente com os dados de barra do sistema.

Através da representação da Figura 3.1 é possível simular todos os tipos de defeito em derivação, bastando para isto manipular de forma adequada as impedâncias do modelo, conforme será apresentado nas seções 3.2.1 a 3.2.5 .

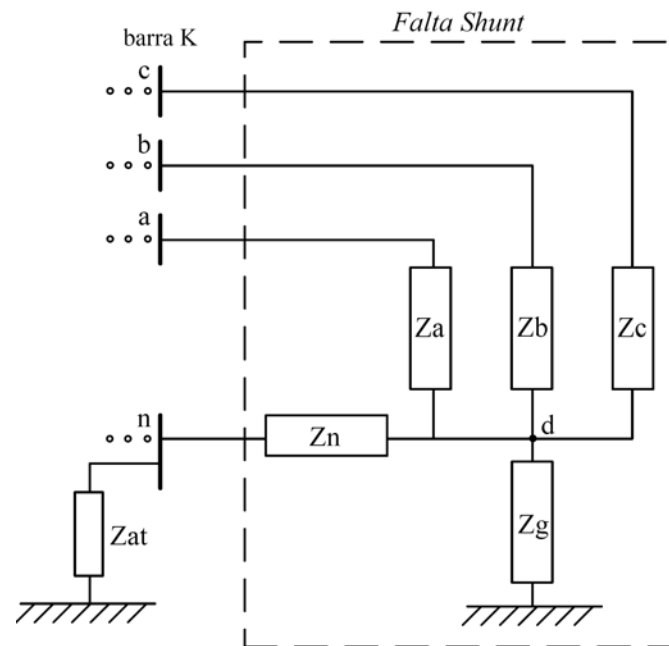


Figura 3.1 – Modelo genérico de representação de defeitos em derivação.

Para incluir o modelo de defeito em derivação no MICQ, é necessário determinar a matriz de admitâncias de barras correspondente. As correntes injetadas nos nós  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $n$  e  $d$  da Figura 3.1 são dadas por:

$$I_a = (V_a - V_d) Y_a \quad (3.1)$$



Nesta formulação foram implementadas impedâncias de falta distintas para o neutro ( $Z_n$ ) e para a terra ( $Z_g$ ), permitindo simular defeitos entre as fases e o neutro (sem contato com a terra), entre as fases e a terra (sem contato com o neutro), ou ainda envolvendo as fases, o neutro e a terra. Esta discriminação é útil para análise de defeitos em sistemas com neutro isolado ou aterrado através de impedância, onde a barra de neutro não está rigidamente conectada a terra.

Para simular um circuito aberto, deve-se fazer com que a impedância tenha um valor infinito, ou seja, não haverá passagem de corrente por aquele ramo, caracterizando assim uma abertura de circuito. Analogamente, impedâncias tendendo a zero faz com que o ramo se torne um ponto de curto-circuito franco, sendo assim favorável a passagem de corrente, visto que não teremos uma impedância.

Curtos-circuitos em derivação (shunt) podem ocorrer tanto numa barra específica do sistema quanto ao longo de uma linha. Para simular defeitos em derivação em um ponto qualquer de um ramo é necessário criar uma barra fictícia  $K'$  entre as barras da linha original  $KM$ , conforme ilustra a Figura 3.2. A impedância da linha original é distribuída entre os trechos  $KK'$  e  $K'M$  proporcionalmente ao local do defeito ( $0 < n < 1$ ).

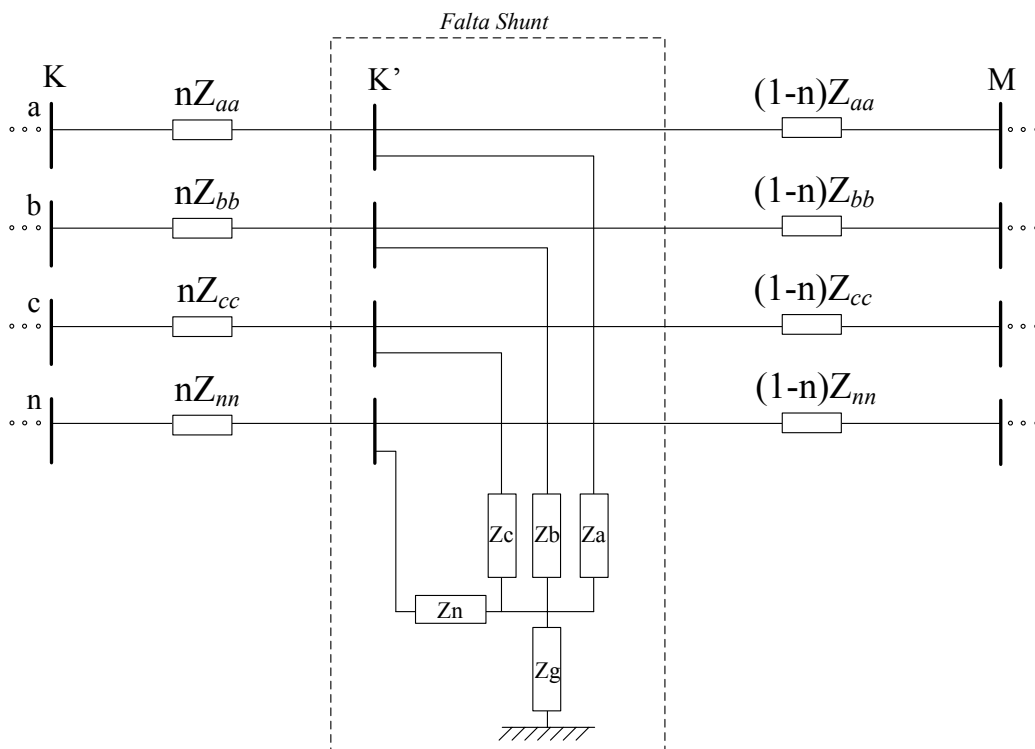


Figura 3.2 – Representação de defeitos em derivação ao longo da linha.



### 3.2.1 Curto-circuito Trifásico -Terra/Neutro

O curto-circuito trifásico para a terra é um defeito, onde estão envolvidas as três fases com ligação para terra e/ou neutro. Podemos representar este defeito através do modelo genérico para defeitos em derivação da Figura 3.1, como já mencionado anteriormente.

A Figura 3.3 ilustra as três configurações de defeitos trifásicos envolvendo a terra (a), o neutro (b), ou simultaneamente a terra e o neutro (c). A Tabela 3.1 contém os valores das impedâncias do modelo equivalente de defeito em derivação para cada situação da Figura 3.3. As impedâncias de falta devem assumir valores baixos, característicos de curto-circuito, porém, não precisam assumir os mesmos valores, abrangendo desta forma todas as possibilidades de um curto-circuito trifásico terra/neutro.

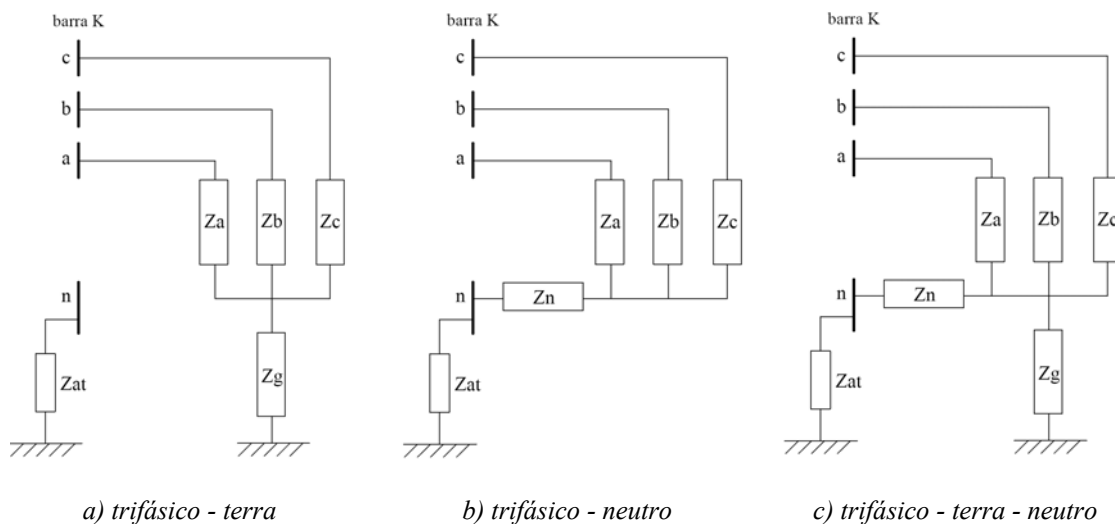


Figura 3.3 – Modelo de representação do curto-circuito trifásico terra/neutro.

Tabela 3.1 - Impedâncias do defeito trifásico-terra-neutro.

<b>Defeito</b>	<b>Za</b>	<b>Zb</b>	<b>Zc</b>	<b>Zn</b>	<b>Zg</b>
<b>ABC-G</b>	$Z_{f_A}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$10^{+10}$	$Z_{f_G}$
<b>ABC-N</b>	$Z_{f_A}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$Z_{f_N}$	$10^{+10}$
<b>ABC-NG</b>	$Z_{f_A}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$Z_{f_N}$	$Z_{f_G}$

Substituindo os valores da Tabela 3.1 na Equação (3.8), temos as matrizes de admitâncias de barras que representam os defeitos trifásico-terra, trifásico-neutro e trifásico-terra-neutro, dadas respectivamente pelas Equações (3.10), (3.11) e (3.12).

Embora a matriz da Equação (3.10) seja singular, isto não traz nenhum problema numérico, pois ela será somada à matriz admitância de barras geral do sistema ( $Y_{barra}$ ).

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_T} \begin{bmatrix} Y_a(Y_b + Y_c + Y_g) & -Y_a Y_b & -Y_a Y_c & 0 \\ -Y_b Y_a & Y_b(Y_a + Y_c + Y_g) & -Y_b Y_c & 0 \\ -Y_c Y_a & -Y_c Y_b & Y_c(Y_a + Y_b + Y_g) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_T} \begin{bmatrix} Y_a(Y_b + Y_c + Y_n) & -Y_a Y_b & -Y_a Y_c & -Y_a Y_n \\ -Y_b Y_a & Y_b(Y_a + Y_c + Y_n) & -Y_b Y_c & -Y_b Y_n \\ -Y_c Y_a & -Y_c Y_b & Y_c(Y_a + Y_b + Y_n) & -Y_c Y_n \\ -Y_n Y_a & -Y_n Y_b & -Y_n Y_c & Y_n(Y_a + Y_b + Y_c) \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_T} \begin{bmatrix} Y_a(Y_b + Y_c + Y_n + Y_g) & -Y_a Y_b & -Y_a Y_c & -Y_a Y_n \\ -Y_b Y_a & Y_b(Y_a + Y_c + Y_n + Y_g) & -Y_b Y_c & -Y_b Y_n \\ -Y_c Y_a & -Y_c Y_b & Y_c(Y_a + Y_b + Y_n + Y_g) & -Y_c Y_n \\ -Y_n Y_a & -Y_n Y_b & -Y_n Y_c & Y_n(Y_a + Y_b + Y_c + Y_g) \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

### 3.2.2 Curto-circuito Trifásico

O curto-circuito trifásico é a ocorrência de uma ligação entre as três fases do sistema. Neste curto-circuito não existe ligação com a terra e nem com o neutro, conforme pode ser observado na Figura 3.4.

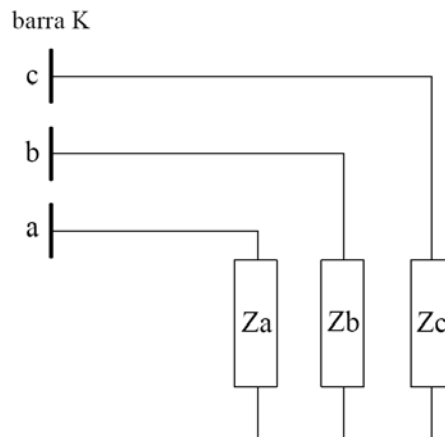


Figura 3.4 – Modelo de representação do curto-circuito trifásico.

A Tabela 3.2 contém os valores das impedâncias que representam o defeito. As impedâncias das fases assumem valores próximos de zero, que serão iguais a impedância de falta ( $Z_f$ ) no ponto de defeito. As impedâncias para terra e para o neutro assumem valores elevados, que representam circuito aberto ( $Z_f = 10^{+10}$ ).

Tabela 3.2 - Impedâncias do defeito trifásico.

Defeito	Za	Zb	Zc	Zn	Zg
ABC	$Z_{fA}$	$Z_{fB}$	$Z_{fC}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$

A matriz admitância de barras que representa o curto-circuito trifásico é dada pela Equação (3.13).

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_a + Y_b + Y_c} \begin{bmatrix} Y_a(Y_b + Y_c) & -Y_a Y_b & -Y_a Y_c & 0 \\ -Y_b Y_a & Y_b(Y_a + Y_c) & -Y_b Y_c & 0 \\ -Y_c Y_a & -Y_c Y_b & Y_c(Y_a + Y_b) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

### 3.2.3 Curto-circuito Bifásico Terra/Neutro

Este defeito consiste na ligação de duas fases quaisquer de uma barra para a terra e/ou neutro. Será apresentada a formulação do modelo para um curto-circuito bifásico terra/neutro envolvendo as fases B e C, sendo as demais possibilidades obtidas por analogia. A Figura 3.5 contém os circuitos equivalentes obtidos a partir do modelo genérico para defeitos em derivação da Figura 3.1.

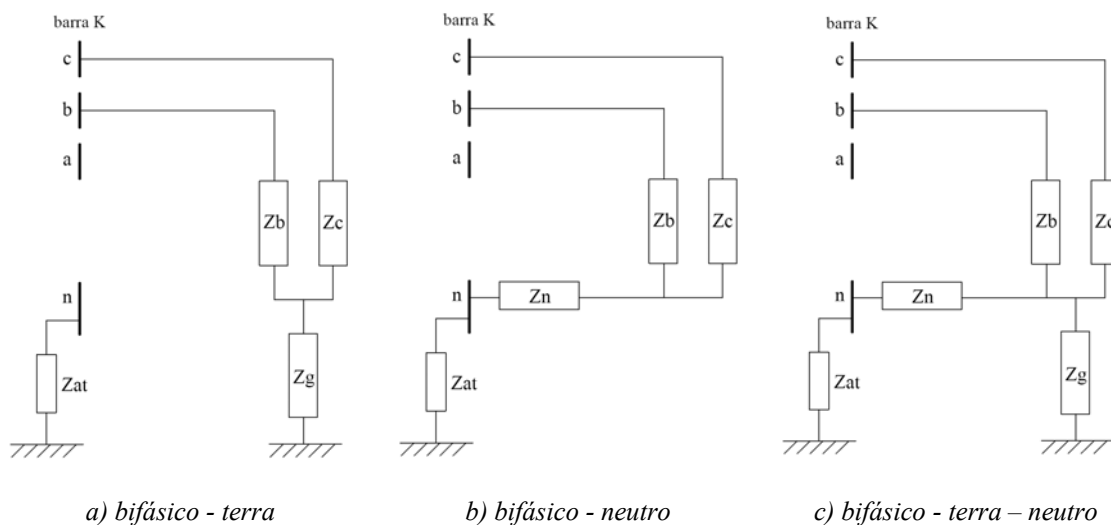


Figura 3.5 – Modelo de representação do curto-circuito bifásico terra/neutro.

A Tabela 3.3 contém as impedâncias que caracterizam as três configurações de curto-circuito representadas na Figura 3.5.

Tabela 3.3 - Impedâncias do defeito bifásico-terra-neutro.

<b>Defeito</b>	<b>Za</b>	<b>Zb</b>	<b>Zc</b>	<b>Zn</b>	<b>Zg</b>
<b>BC-G</b>	$10^{+10}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$10^{+10}$	$Z_{f_G}$
<b>BC-N</b>	$10^{+10}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$Z_{f_N}$	$10^{+10}$
<b>BC-NG</b>	$10^{+10}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$Z_{f_N}$	$Z_{f_G}$

As matrizes admitâncias de barras que representam os defeitos bifásico-terra, bifásico-neutro e bifásico-terra-neutro são dadas respectivamente pelas Equações (3.14), (3.15) e (3.16). Estas equações foram obtidas substituindo-se os valores da Tabela 3.3 na Equação (3.8) e apesar de serem singulares, não trazem nenhum inconveniente numérico, pois serão somadas na matriz admitância de barras geral do sistema.

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_b + Y_c + Y_g} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_b(Y_c + Y_g) & -Y_b Y_c & 0 \\ 0 & -Y_c Y_b & Y_c(Y_b + Y_g) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_b + Y_c + Y_n} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_b(Y_c + Y_n) & -Y_b Y_c & -Y_b Y_n \\ 0 & -Y_c Y_b & Y_c(Y_b + Y_n) & -Y_c Y_n \\ 0 & -Y_n Y_b & -Y_n Y_c & Y_n(Y_b + Y_c) \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_b + Y_c + Y_n + Y_g} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_b(Y_c + Y_n + Y_g) & -Y_b Y_c & -Y_b Y_n \\ 0 & -Y_c Y_b & Y_c(Y_b + Y_n + Y_g) & -Y_c Y_n \\ 0 & -Y_n Y_b & -Y_n Y_c & Y_n(Y_b + Y_c + Y_g) \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

### 3.2.4 Curto-circuito Bifásico

O curto-circuito bifásico é basicamente a ligação de duas fases quaisquer da barra, onde não há ligação com a terra e nem com o neutro. O circuito equivalente que representa este defeito está na Figura 3.6.

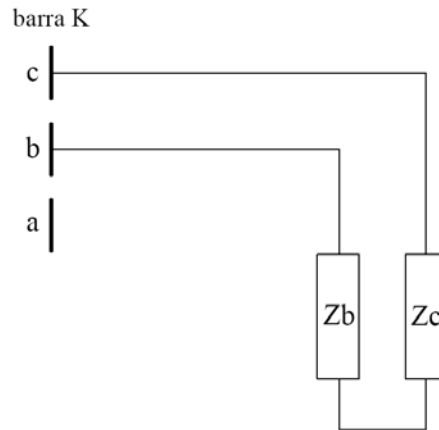


Figura 3.6 – Modelo de representação do curto-circuito bifásico.

A Tabela 3.4 contém os valores das impedâncias que representam o defeito. As impedâncias das duas fases envolvidas no curto-circuito assumem valores próximos de zero, iguais a impedância de falta ( $Z_f$ ) no ponto de defeito. A impedância da Fase A, bem como as impedâncias para terra e para o neutro assumem valores elevados, representando circuito aberto ( $Z_f = 10^{+10}$ ).

Tabela 3.4 - Impedâncias do defeito bifásico.

Defeito	Za	Zb	Zc	Zn	Zg
BC	$10^{+10}$	$Z_{f_B}$	$Z_{f_C}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$

A matriz admitância de barras que representa o curto-circuito bifásico é dada pela Equação (3.17). Analogamente aos casos anteriores, a singularidade não traz nenhum inconveniente numérico, pois será somada na matriz admitância de barras geral do sistema.

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_b + Y_c} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_b Y_c & -Y_b Y_c & 0 \\ 0 & -Y_c Y_b & Y_c Y_b & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

### 3.2.5 Curto-circuito Monofásico

O curto-circuito monofásico consiste na ligação de uma fase para terra e/ou neutro. A Figura 3.7 contém os circuitos equivalentes obtidos a partir do modelo genérico para defeitos em derivação da Figura 3.1. Será apresentada a formulação para um curto-circuito monofásico na fase A. Os defeitos nas demais fases podem ser obtidos por analogia.

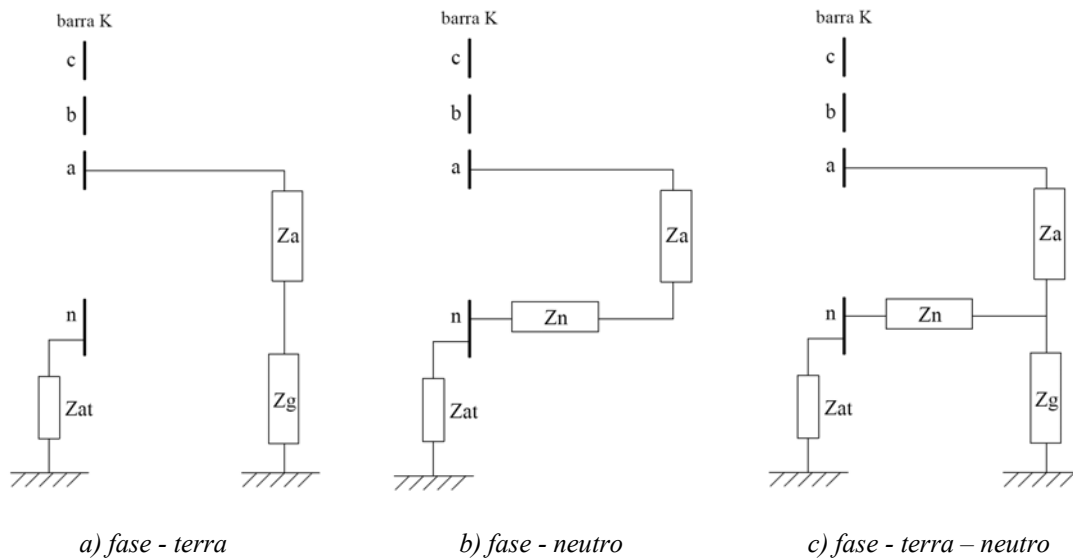


Figura 3.7 – Modelo de representação do curto-circuito monofásico.

A Tabela 3.5 contém as impedâncias que caracterizam as três configurações de curtos-circuitos monofásicos representados na Figura 3.7.

Tabela 3.5 - Impedâncias do defeito monofásico.

<b>Defeito</b>	<b>Za</b>	<b>Zb</b>	<b>Zc</b>	<b>Zn</b>	<b>Zg</b>
<b>A-G</b>	$Z_{f_A}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$	$Z_{f_G}$
<b>A-N</b>	$Z_{f_A}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$	$Z_{f_N}$	$10^{+10}$
<b>A-NG</b>	$Z_{f_A}$	$10^{+10}$	$10^{+10}$	$Z_{f_N}$	$Z_{f_G}$

As matrizes admitâncias de barras que representam os defeitos fase-terra, fase-neutro e fase-terra-neutro são dadas respectivamente pelas Equações (3.18), (3.19) e (3.20). Assim como nos casos anteriores, estas equações foram obtidas substituindo-se os valores da Tabela 3.5 na Equação (3.8) e apesar de ser singular, não traz nenhum inconveniente numérico, pois será somada na matriz admitância de barras geral do sistema.

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_a + Y_g} \begin{bmatrix} Y_a Y_g & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_a + Y_n} \begin{bmatrix} Y_a Y_n & 0 & 0 & -Y_a Y_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -Y_n Y_a & 0 & 0 & Y_n Y_a \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

$$Y_{bus}^k = \frac{1}{Y_a + Y_n + Y_g} \begin{bmatrix} Y_a (Y_n + Y_g) & 0 & 0 & -Y_a Y_n \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -Y_n Y_a & 0 & 0 & Y_n (Y_a + Y_g) \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

### 3.3 Defeito Série ou Abertura de Linha

O defeito série é o seccionamento de um circuito, que pode ser homopolar, bipolar, tripolar ou tetrapolar.

A representação a quatro condutores do defeito série permite simular o seccionamento do condutor de neutro. O rompimento do cabo neutro em sistemas desequilibrados interrompe o fluxo da corrente de retorno, provocando a elevação da tensão de neutro e conseqüente distorção nas tensões de fase.

Faltas do tipo série são representadas utilizando o circuito trifásico a quatro condutores da Figura 3.8. Como o seccionamento do circuito pode ocorrer em qualquer ponto de um ramo, é necessário criar duas novas barras K' e M' entre as barras da linha original KM. Com isso surgem duas novas linhas KK' e MM' cujos valores das impedâncias são proporcionais à linha original KM e dependem do local onde ocorrerá o defeito. Assim, a matriz de impedâncias série e derivação da nova linha KK' é n (0 < n < 1) vezes os valores correspondentes da linha original. Conseqüentemente, os valores das impedâncias série e shunt da nova linha MM' será (1-n) vezes os valores da linha original KM,

Entre  $K'$  e  $M'$  temos a representação da impedância série da falta. O valor desta impedância tende a zero ( $10^{-10}$ ) quando representa estado normal de operação e a infinito ( $10^{+10}$ ) quando representa abertura do condutor daquela fase.

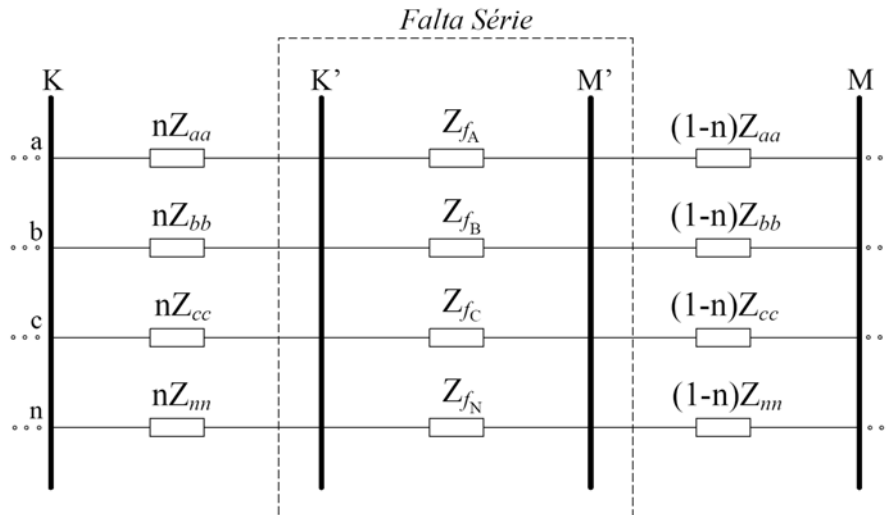


Figura 3.8 – Modelo para representação de defeitos série.

As impedâncias dos elementos série do ramo  $K'M'$  é a matriz diagonal dada pela Equação (3.21).

$$Z_{4\phi}^{K'M'} = \begin{bmatrix} Z_a & & & \\ & Z_b & & \\ & & Z_c & \\ & & & Z_n \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

O modelo que representa a falta série é semelhante ao da linha de transmissão, fazendo os valores mútuos nulos e desprezando-se os elementos em derivação. Portanto, o defeito série é incluído na matriz de admitância de barras ( $Y_{barra}$ ) do sistema como uma nova linha  $K'M'$  com impedância série definida pela equação (3.21).

A Tabela 3.6 contém os valores das impedâncias da equação (3.21) para diversas configurações de falta série. As demais possibilidades são obtidas de maneira análoga.



Tabela 3.6 - Impedâncias da falta série.

<b>Fase Seccionada</b>	<b>Za</b>	<b>Zb</b>	<b>Zc</b>	<b>Zn</b>
<b>A</b>	$\infty$	0	0	0
<b>AN</b>	$\infty$	0	0	$\infty$
<b>AB</b>	$\infty$	$\infty$	0	0
<b>ABN</b>	$\infty$	$\infty$	0	$\infty$
<b>ABC</b>	$\infty$	$\infty$	$\infty$	0
<b>ABCN</b>	$\infty$	$\infty$	$\infty$	$\infty$

### 3.4 Defeitos simultâneos

Quando defeitos ocorrem em um mesmo instante no tempo nos sistema elétrico de potência, estes são classificados como defeitos simultâneos. Para estes casos, a análise utilizando as metodologias clássicas de solução baseadas na teoria de componentes simétricas [12] [10] torna-se complexa, dispendiosa e muitas vezes inviável [16]. No entanto, a análise de múltiplas faltas pode ser crucial para o entendimento de certos incidentes no sistema, especialmente no que diz respeito à atuação dos relés de proteção.

A análise de defeitos simultâneos, em coordenadas de fase, apresentada neste trabalho é simples e de fácil solução. De fato, não será necessário desenvolver nenhum modelo adicional para realizar a análise. Os modelos de defeito em derivação e defeito série utilizados na solução dos defeitos simultâneos são os mesmos desenvolvidos nas seções 3.2 e 3.3, bastando combiná-los sequencialmente para representar a ocorrência de qualquer número de faltas coincidentes no tempo

Ou seja, a simulação da ocorrência de  $n$  defeitos simultaneamente é realizada da seguinte forma: insere-se a matriz de admitância de barras que representa o primeiro defeito, executa-se o fluxo de potência até alcançar a convergência. Partindo desta solução, inclui-se então a matriz de admitância de barras que representa o segundo defeito, executando-se novamente o fluxo de potência até obter a convergência, que agora representa a solução para as duas faltas simultâneas já simuladas. Este procedimento é repetido até que todos os eventos de defeito sejam incluídos na matriz de admitância de barras do sistema.

Para ilustrar a representação de faltas simultâneas será modelado um defeito de queda de linha, caracterizado como uma falta de alta impedância que é de difícil tratamento usando componentes simétricas. Este defeito é composto por uma falta série, devido ao rompimento do condutor de uma fase, simultaneamente com a ocorrência de um curto-circuito fase-terra, provocado pelo contato do condutor ao solo.

A Figura 3.9 contém a representação do rompimento do condutor da fase C com contato ao solo, de acordo com os modelos de defeito em derivação e série desenvolvidos nas seções 3.2 e 3.3 respectivamente. Inicialmente é introduzido na matriz admitância de barras do sistema a matriz representativa de abertura de linha na fase desejada. Executa-se o fluxo de potência até alcançar a convergência do defeito série. Posteriormente, inclui-se então a matriz de admitância de barras que representa o defeito em derivação, executa-se novamente a metodologia, obtendo a análise final da falta.

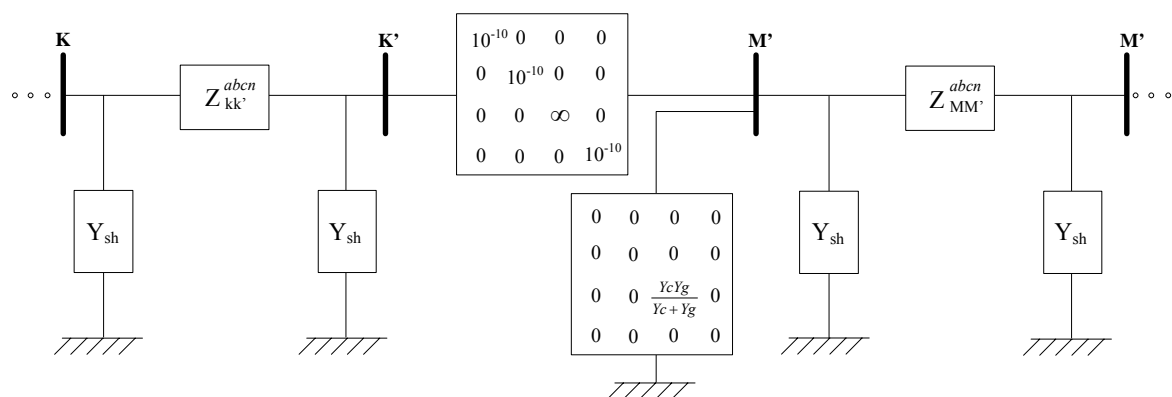


Figura 3.9 – Representação de defeitos em derivação e série simultâneos.

### 3.5 Conclusões do Capítulo

Neste capítulo foram apresentados os modelos matemáticos relativos aos defeitos em derivação, em série e simultâneos. Os modelos permitem a representação de todos os tipos de defeitos tais como, curto-circuito trifásico, bifásico ou monofásico, abertura homopolar, bipolar, tripolar ou tetrapolar da linha, ou ainda associação entre estas, caracterizando desta forma defeitos simultâneos.

As representações a quatro condutores dos modelos genéricos de defeito permitem calcular diretamente as grandezas elétricas dos neutros e dos aterramentos do sistema sob falta.

No modelo de defeitos em derivação foram utilizadas impedâncias de falta distintas para o neutro ( $Z_n$ ) e para a terra ( $Z_g$ ), permitindo simular defeitos entre as fases e o neutro (sem contato com a terra), entre as fases e a terra (sem contato com o neutro), ou ainda envolvendo as fases, o neutro e a terra. Esta discriminação é útil para análise de defeitos em sistemas com neutro isolado ou aterrado através de impedância, onde a barra de neutro não está rigidamente conectada a terra.

Através do modelo representativo de falta série é possível simular não somente a abertura das fases, como também o seccionamento do condutor de neutro. Desta forma, é possível analisar os efeitos causados pelo rompimento do cabo neutro em sistemas desequilibrados que possuem elevada corrente de retorno.

A representação de faltas através dos modelos propostos em coordenadas de fase ocorre de forma simples e direta. As impedâncias de falta são substituídas diretamente nos modelos, representando o circuito real de defeito. Em componentes simétricas são necessárias condições de contorno para realizar as corretas associações entre os circuitos de seqüência e representar o defeito.

# Capítulo 4

## Metodologia para Análise de Defeitos

### *4.1 Introdução*

Sistemas de distribuição modernos adotam largamente a configuração trifásica a quatro condutores [3]. Em sistemas elétricos industriais é comum a prática de aterrar o secundário dos transformadores através de uma elevada impedância de aterramento. No entanto, na maioria das metodologias de fluxo de potência e análise de faltas, os efeitos do cabo neutro quando não são negligenciados, são incorporados nas fases, através da redução de Kron, o mesmo ocorrendo para os aterramentos. Nestas condições, as correntes e tensões de neutros e aterramentos permanecem desconhecidas. Além disso, quando simplificações são adotadas, os resultados obtidos são aproximados.

Com o intuito de contribuir com as ferramentas para análise de defeitos, apresenta-se neste capítulo uma metodologia para análise e diagnóstico de defeitos baseada na referência [7], porém utilizando a representação completa do sistema trifásico a quatro condutores, ou seja, considerando a representação explícita do condutor de neutro e das impedâncias de aterramento das barras e dos transformadores.

Outra importante característica deste método é a representação do modelo de carga dependente da tensão durante o cálculo de curto-circuito, permitindo avaliar a influência da carga nos estudos de afundamento de tensão.

A metodologia proposta para análise de faltas consiste na solução do fluxo de potência trifásico a quatro condutores com a representação do defeito incluída diretamente na matriz de admitância de barras do sistema. Utiliza-se o fluxo de potência pelo Método de Injeção de Correntes a Quatro Condutores – MICQ [8] que soluciona o conjunto de equações de injeção de corrente em coordenadas retangulares através do método Newton-Raphson.

As maiores dificuldades da representação dos defeitos em coordenadas de fase estão no condicionamento numérico do problema, principalmente quando são

considerados modelos de carga dependes da tensão. Para solucionar estes problemas, foi utilizado o método de continuação aplicado ao MICQ, gerando o fluxo de potência continuado, onde a impedância de falta é o parâmetro de continuação.

A metodologia desenvolvida é de uso geral, podendo ser aplicada para análise de defeitos em qualquer tipo de sistema, de alta, média ou baixa tensão, equilibrados ou desequilibrados, a três ou quatro condutores, com as mais diversas formas de aterramento, com ramais e cargas monofásicos, bifásicos ou trifásicos. Pode ser aplicado tanto para cálculos em sistemas radiais, quanto em sistemas reticulados.

## ***4.2 Fluxo de Potência Trifásico a Quatro Condutores - MICQ***

A metodologia proposta para análise de faltas consiste na solução do fluxo de potência com a representação do defeito incluída diretamente na matriz de admitância de barras do sistema. Para tanto, foi adotado a formulação do fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ proposto em [8]. Nesta formulação, o método de Newton Raphson é utilizado para solucionar o conjunto de equações de injeção de corrente em coordenadas retangulares com dimensão  $8n$ , onde  $n$  é o número de barras do sistema, sendo a matriz jacobiana composta por blocos (8 x 8). A formulação do MICQ apresenta como principais vantagens [1] [8]:

- A matriz jacobiana possui a mesma estrutura da matriz admitância de barras;
- O número de elementos da matriz jacobiana recalculados durante o processo iterativo é muito pequeno, principalmente quando comparado ao método de Newton-Raphson na forma polar;
- Maior robustez e melhores propriedades de convergência quando comparado ao método “backward/forward sweep”, especialmente para sistemas com carregamento elevado;
- A formulação trifásica a quatro condutores (três fases e o neutro) permite a fiel representação de sistemas com neutros e aterramentos, e também cálculos diretos das tensões e correntes das fases, neutros e aterramentos.
- Sistema malhados, incluindo a subtransmissão, assim como sistemas com mais de uma fonte de alimentação são naturalmente representados;

- O modelo polinomial adotado para representação de cargas permite a consideração de cargas tipo potência constante, corrente constante e impedância constante ou ainda qualquer modelo misto.

- Quando a carga é modelada como impedância constante, os elementos da jacobiana são constantes, pois não há dependência com a tensão, e assim o processo iterativo converge em uma iteração.

O Desenvolvimento matemático do MICQ está apresentado no Apêndice A deste trabalho.

### ***4.3 Fluxo de Potência Continuado***

Quando um fluxo de potência é utilizado na análise de um sistema, principalmente para fluxo de potência baseado no método de Newton-Raphson, deve-se observar o condicionamento numérico do problema. Para casos onde as condições iniciais encontram-se longe do ponto de operação, o problema de fluxo de potência pode divergir ou até mesmo caminhar para uma solução errônea.

Na análise de defeitos, as condições pós-falta nas barras eletricamente próximas ao defeito são, de forma geral, totalmente diferentes das condições pré-falta. Conseqüentemente, a representação de defeitos no problema de fluxo de potência é complexa e na maioria das vezes levam a divergência, ou a resultados que não correspondem ao correto ponto de operação.

Visando um condicionamento numérico adequado ao problema é necessário adotar artifícios numéricos. O método de continuação ou método continuado consiste na obtenção de sucessivas soluções do fluxo de potência, onde o elemento que provoca a variação brusca de estado do sistema é alterado passo a passo até que se alcance o valor desejado [39], [40].

No presente trabalho, adotou-se o método de continuação aplicado ao problema do fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ, onde o parâmetro a ser variado, chamado de parâmetro de continuação, é a impedância do defeito.

Assim, para defeitos em derivação, parte-se de um valor elevado da impedância do defeito ( $Z_f = 10^{+10}$ ) de forma que o fluxo de potência inicial será praticamente o mesmo da condição pré-falta e, portanto, possui convergência garantida. A partir desta condição são feitas sucessivas reduções no valor da impedância do defeito, solucionando-se o fluxo de potência para cada valor de impedância alterado, até que se atinja o valor de impedância real do defeito, obtendo-se a solução desejada. Durante o processo iterativo, a solução do fluxo de potência atual será utilizada como condição inicial para o fluxo de potência subsequente. Através deste procedimento garante-se a convergência do processo, pois evita-se que a alta sensibilidade às condições iniciais do método de Newton-Raphson provoque a divergência do problema.

Procedimento similar é utilizado para faltas do tipo série, porém realizando o caminho inverso, ou seja, parte-se de um valor desprezível ( $Z_f = 10^{-10}$ ) para a impedância da linha que representa a falta série até atingir, após sucessivos incrementos, o valor de circuito aberto para as fases desejadas ( $Z_f = 10^{+10}$ ).

A atualização das impedâncias de defeito a cada iteração do fluxo de potência continuado é realizada de acordo com as Equações (4.1) e (4.2). São utilizadas as mesmas equações tanto para o defeito em derivação quanto para o defeito série. O sinal do expoente da equação (4.2) controla a redução ou incremento da impedância de falta. Expoente negativo implica em redução desta impedância, caracterizando um defeito em derivação, enquanto que o expoente positivo resulta no aumento da impedância de falta, caracterizando um defeito série.

$$Z_f^{(h)} = Z_f^{(h-1)} \cdot F \quad (4.1)$$

$$F = e^{x \cdot (\alpha/n)} \quad (4.2)$$

Onde:

$Z_f$ : Impedância da falta

$h$ : Número de atualizações da impedância de falta

$\alpha$ : Passo de continuação (alfa)

$n$ : Número de iterações do fluxo de potência em ( $h-1$ )

$x = +1$ , para defeito série (incremento impedância falta);

$x = -1$ , para defeito shunt (redução impedância falta).

O número de iterações  $n$ , que foi necessário para obtenção da solução atual  $h$ , será utilizado para atualizar a impedância de defeito no fluxo de potência seguinte  $h+1$ , conforme as Equações (4.1), (4.2). Assim, quando o número de iterações do fluxo for elevado, significa que a impedância adotada pode estar caminhando para a divergência do fluxo, então será necessário corrigi-la mais lentamente para o próximo fluxo de potência, pois uma súbita alteração fatalmente levaria a divergência. Da mesma forma, um baixo número de iterações do fluxo de potência atual, significa que o problema está bem condicionado numericamente e que, portanto, é possível realizar uma correção mais acentuada na impedância de falta, acelerando o processo do método continuado.

O processo de redução da impedância de defeito para um defeito em derivação pode ser mostrado através do gráfico apresentado na Figura 4.1. Soluciona-se o fluxo de potência para  $Z_f^{(0)}$ , obtendo-se o número de iterações para a convergência, que utilizado nas equações acima mencionadas, resulta no valor da impedância  $Z_f^{(1)}$ , referente ao ponto A do gráfico. A trajetória de linha cheia indica o caminho percorrido pela impedância de falta até atingir a solução. As trajetórias denotadas pelas linhas pontilhadas representam os diversos caminhos possíveis que os valores de impedâncias poderiam percorrer provocados por número de iterações diferentes, ou a valores diferentes de alfa.

A partir do ponto A soluciona-se um novo fluxo de carga e obtendo-se a convergência repete-se o processo até que o valor real de  $Z_f$  seja atingido. Este processo de atualização da impedância do defeito é realizado conforme a seqüência ABCDE. No entanto, quando adotou-se a trajetória BC' a impedância do defeito  $Z_f'^{(3)}$  foi inadequada e levou a divergência do fluxo de potência. Assim foi necessário retornar ao ponto B, ou seja, a  $Z_f^{(2)}$ , e utilizar um novo valor para o passo de continuação (alfa) na Equação (4.2), obtendo-se um novo valor de impedância  $Z_f^{(3)}$  correspondente ao ponto C, que como pode ser observado levou a convergência do fluxo. Procedimento similar é usado para o defeito série.

No caso de divergência, o passo de continuação alfa é atualizado adotando-se a Equação (4.3).



$$\alpha^{(h)} = \frac{\alpha^{(h-1)}}{\sigma + 1} \quad (4.3)$$

Onde:

$\sigma$ : Número de vezes que o fluxo de potência divergiu.

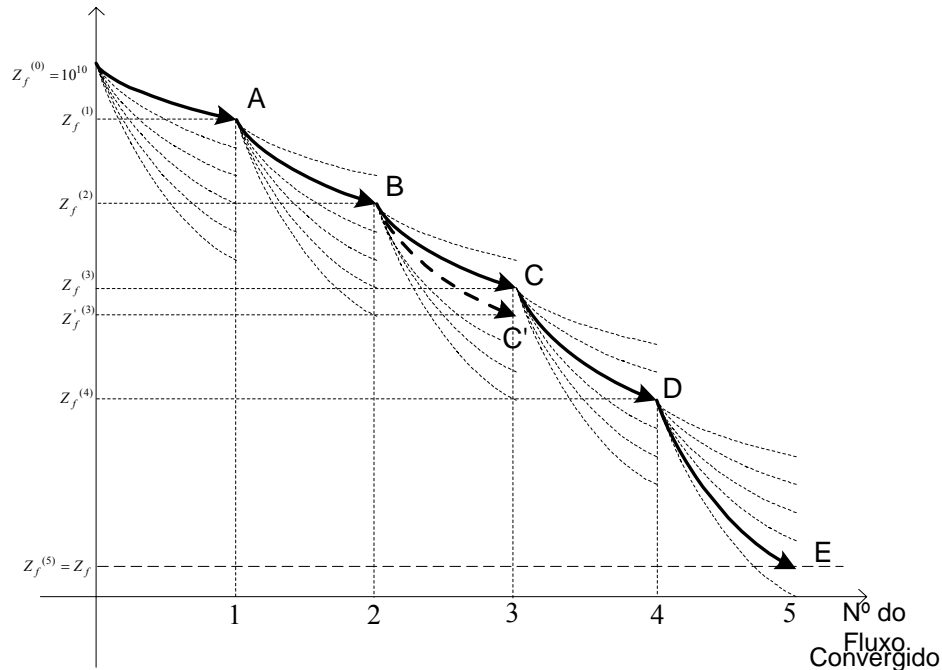


Figura 4.1 – Gráfico  $Z_f$  x número de fluxos de potência convergidos.

Quando as variações entre as impedâncias do defeito da iteração atual e da anterior forem menor que  $\epsilon$ , onde  $\epsilon$  é a tolerância da variação dessas impedâncias, alfa é incrementado para acelerar o processo. Isso ocorre para valores muito próximos do valor especificado para impedância de defeito, pois esses valores são muito pequenos e quando multiplicados por  $e^{x(\alpha/n)}$ , são pequenas as variações, tornando o processo lento, que com o aumento de alfa isso não mais acontece.

Quando é utilizado o modelo de carga dependente da tensão, é necessário monitorar a tensão no sistema durante o processo do fluxo de potência continuado, transformando as cargas para impedância constante nas barras que apresentarem grandes afundamentos de tensão. Isto é necessário, devido a impossibilidade de fornecer potência constante ou corrente constante a carga conectada em uma barra com tensão próxima de zero devido à ocorrência de curto-circuito. Neste trabalho, a alteração do modelo de carga para impedância constante ocorre sempre quando a tensão na respectiva barra for inferior a 0,8pu. Por outro lado, quando a carga é modelada como

impedância constante, os elementos da jacobiana são constantes, pois não há dependência com a tensão, e assim o processo iterativo converge em uma iteração.

Assim, através do processo de fluxo de potência continuado determinam-se as condições pós-falta sem que sejam detectados problemas de condicionamento numérico.

As Figuras 4.2 e 4.3 contêm os fluxogramas do processo do fluxo de potência continuado para análise de defeitos em derivação e série.

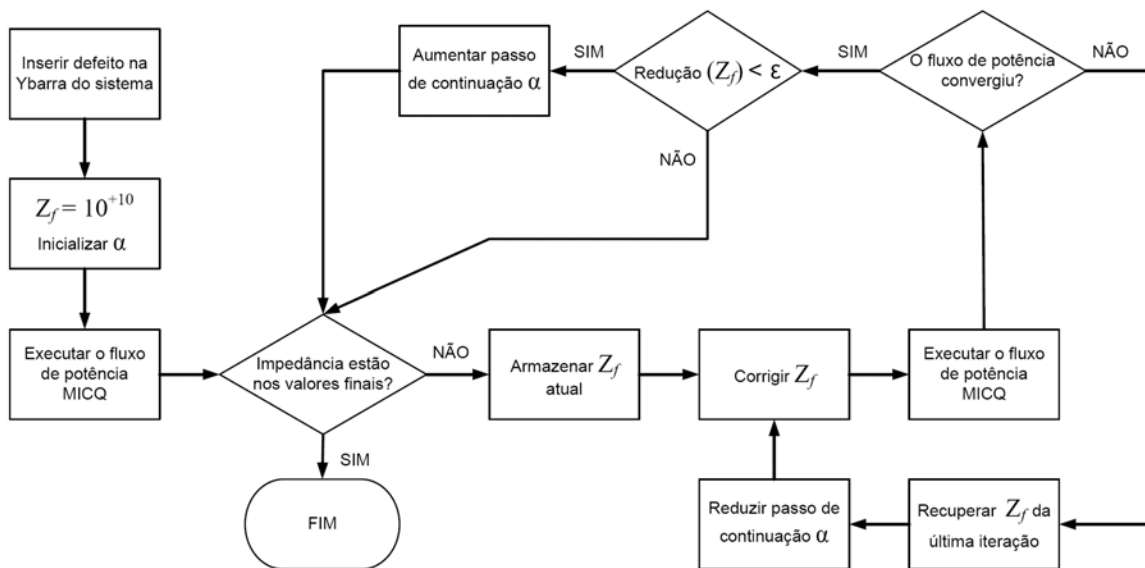


Figura 4.2 – Fluxograma do fluxo continuado para defeitos em derivação.

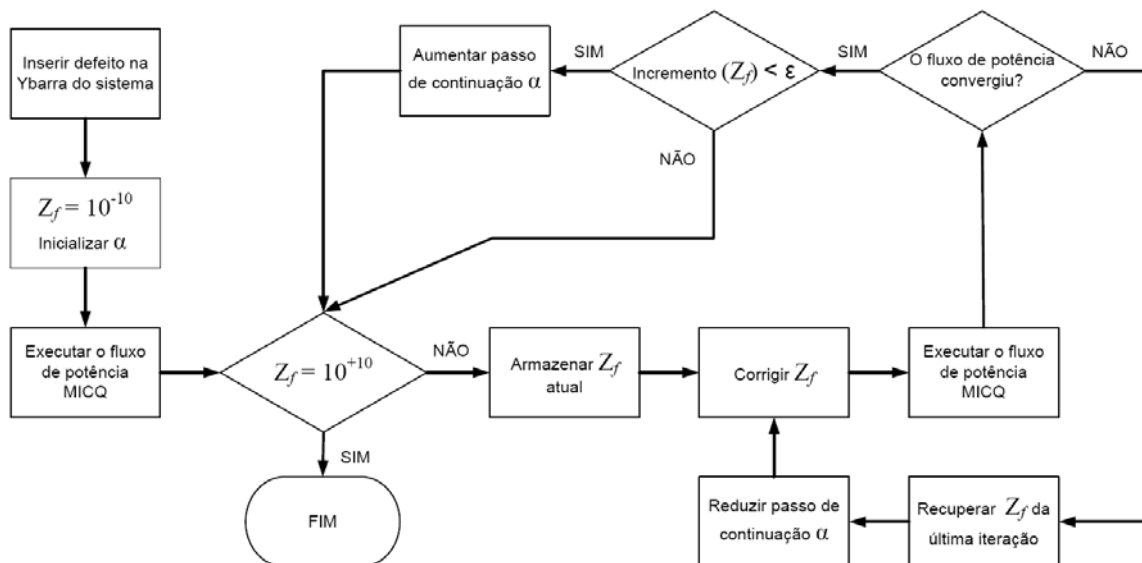


Figura 4.3 – Fluxograma do fluxo continuado para defeitos série.

## ***4.4 Conclusões do Capítulo***

Neste capítulo foi apresentada uma metodologia para cálculo de defeitos utilizando a representação completa do sistema a quatro condutores. Esta representação permite o cálculo direto das grandezas elétricas das fases, do neutro e dos aterramentos do sistema sob falta.

A metodologia é baseada no fluxo de potência trifásico por injeção de corrente que soluciona um sistema de equações em coordenadas de fase utilizando o método de Newton-Raphson.

Para evitar problemas de convergência, foi aplicada a técnica do fluxo de potência continuado, onde diversos fluxos de potência são calculados, reduzindo-se a impedância de falta passo a passo até que o valor real seja alcançado. Procedimento similar é utilizado para defeito série, onde uma impedância inicial de baixo valor é incrementada até atingir um valor que represente circuito aberto.

Deve-se salientar a importância da variação da impedância do defeito durante o processo de convergência do fluxo continuado. Esta metodologia permite ajustes de tal forma que o problema mantenha um bom condicionamento numérico, garantindo a convergência do processo de forma eficaz.

# Capítulo 5

## Resultados

### *5.1 Introdução*

Após apresentar os modelos a quatro condutores dos principais componentes de rede, incluir a representação de faltas no sistema elétrico e desenvolver a metodologia utilizada para análise de defeitos, serão mostrados neste capítulo os resultados obtidos a partir da implementação da metodologia proposta no Matlab 7.0. Para tanto, foram realizados testes em sistemas didáticos, em sistemas testes fornecidos pelo IEEE e em sistemas elétricos reais onde se constatou a grande eficiência da ferramenta de análise de faltas proposta neste trabalho.

Buscando uma forma didática de ilustrar as qualidades da metodologia desenvolvida, será explorado na seção 5.2 um sistema teste didático, desenvolvido com o objetivo de calcular as grandezas elétricas dos neutros e aterramentos do sistema sob falta. A seção 5.3 contém os resultados da aplicação de faltas no sistema teste IEEE 13 barras, desequilibrado, com modelagem a quatro condutores e com o neutro isolado.

Na seção 5.4, a eficácia e aplicabilidade da metodologia proposta foram testadas em simulações realizadas no sistema de distribuição de energia da usina siderúrgica ArcelorMittal Tubarão. Foi aplicado um curto-circuito na média tensão, envolvendo um transformador aterrado por alta impedância, simulado um curto-circuito real ocorrido na alta tensão (138kV), onde foi possível avaliar a influência do modelo de carga nos afundamentos de tensão e, por fim, foi simulada uma falta série real ocorrida no sistema ininterrupto de energia de baixa tensão, onde houve o seccionamento do condutor de neutro.

Na seção 5.5, será avaliado o comportamento da modelagem na presença de transformadores delta-estrela.

## 5.2 Sistema Teste I

O sistema teste I foi utilizado em [8] com o objetivo de validar o equacionamento do fluxo de potência trifásico a quatro condutores – MICQ. Aqui, este mesmo sistema será utilizado para avaliar o cálculo de defeitos utilizando modelagem a quatro condutores, que possibilita o cálculo direto das tensões e correntes de neutro.

Este sistema didático é reticulado, desequilibrado, existe o cabo neutro em todos os vãos e algumas barras estão aterradas através de uma impedância de aterramento  $Z_{at}$ . A Figura 5.1 ilustra o diagrama unifilar do sistema teste I, a Tabela 5.1 apresenta os dados de linhas e a Tabela 5.2 os dados de cargas e de aterramentos. A Tabela 5.3 contém as reatâncias de seqüência do gerador que são convertidas para coordenadas de fase utilizando a Equação (2.44).

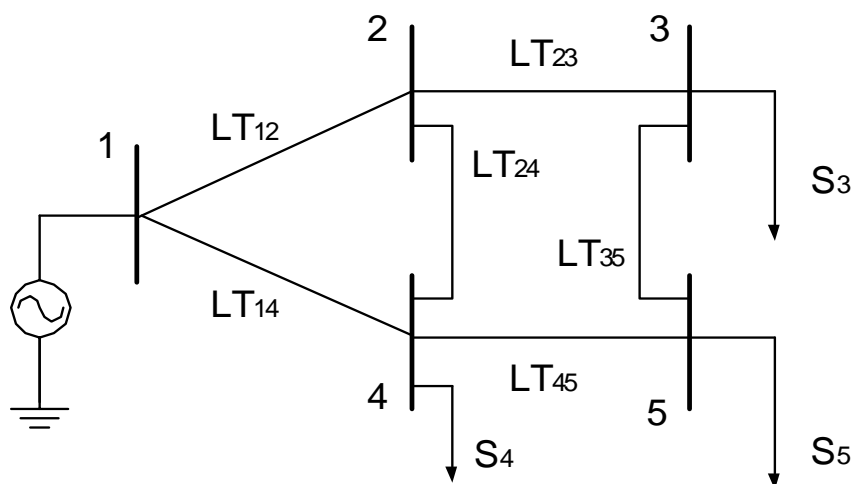


Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema teste I.

Tabela 5.1 - Dados de linhas em pu do sistema teste I.

Linhas	$Z_{fase}$	$Z_{fase,fase}$	$Z_{neutro}$	$Z_{fase,neutro}$
1-2	0,20+j0,30	0,07+j0,15	0,30+j0,50	j0,25
1-4	0,20+j0,30	0,07+j0,15	0,30+j0,50	j0,25
2-3	0,30+j0,30	0,10+j0,20	0,30+j0,50	j0,27
2-4	0,50+j0,40	0,17+j0,30	0,50+j0,30	j0,21
3-5	0,50+j0,40	0,17+j0,30	0,50+j0,30	j0,21
4-5	0,30+j0,30	0,10+j0,20	0,30+j0,50	j0,27

Tabela 5.2 - Dados de cargas e de aterramentos em pu do sistema teste I.

Barras	P(a;b;c)	Q(a;b;c)	Zat
1	-	-	0
2	-	-	$\infty$
3	0,040; 0,020; 0,030	0,030; 0,020; 0,015	0,5
4	0,025; 0,010; 0,030	0,045; 0,015; 0,020	1
5	0,015; 0,035; 0,040	0,000; 0,015; 0,020	1,2

Tabela 5.3 - Dados do gerador em pu do sistema teste I.

Barra	Reatância da Máquina		
	Seq. Pos. (pu)	Seq. Neg. (pu)	Seq. Zero (pu)
1	0,12	0,12	0,08

Os resultados obtidos na solução do fluxo de potência para o caso base (condição pré-falta) estão apresentados nas Tabelas 5.4 a 5.6. A formulação do fluxo de potência a quatro condutores – MICQ, permite determinar quanto da corrente de desequilíbrio retorna pelo cabo neutro e quanto retorna pela terra, o que não pode ser determinado pelo equacionamento a três condutores. Esta é uma vantagem da formulação proposta.

Tabela 5.4 – Valores pré-falta das tensões do sistema teste I.

BARRA	$V_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1	1,0000	0,00	1,0000	-120,00	1,0000	120,00	0,0000	0,00
2	0,9901	-0,13	0,9930	-120,10	0,9905	119,78	0,0009	44,70
3	0,9803	-0,07	0,9866	-120,02	0,9808	119,81	0,0013	37,04
4	0,9883	-0,02	0,9909	-120,07	0,9873	119,76	0,0012	46,15
5	0,9845	-0,17	0,9843	-119,97	0,9769	119,76	0,0050	133,50

Tabela 5.5 – Valores pré-falta das correntes nas linhas do sistema teste I.

LINHA	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1-2	0,0510	-38,13	0,0372	-155,01	0,0509	94,33	0,0022	-135,63
1-4	0,0609	-47,54	0,0458	-159,40	0,0658	88,41	0,0016	-128,00
2-3	0,0436	-35,83	0,0323	-156,20	0,0415	92,96	0,0021	-132,24

LINHA	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
2-4	0,0213	-14,46	0,0339	-148,58	0,0387	93,46	0,0146	-58,46
3-5	0,0076	-51,34	0,0050	-147,31	0,0095	100,36	0,0001	165,71
4-5	0,0076	136,31	0,0060	-108,65	0,0073	91,31	0,0104	-42,87

Tabela 5.6 – Valores pré-falta das correntes nos aterramentos do sistema teste I.

BARRA	$I_t$ (pu)	$\theta_t$ (°)
3	0,00263	37,04
4	0,00119	46,15
5	0,00417	133,50

Para avaliar a metodologia de análise de defeitos, será aplicada uma falta simultânea no sistema teste I. Este tipo de falta é considerado de alta complexidade, sendo extremamente difícil a análise em componentes simétricas, devido principalmente aos acoplamentos entre as redes de seqüência. Utilizando a metodologia proposta, basta considerar as matrizes admitâncias de barras dos tipos de faltas envolvidas, conforme apresentado na seção 3.4.

A falta simultânea simulada será a abertura de linha com queda do condutor ao solo. Para tanto, foi considerado o rompimento fase A no ponto central da linha entre as barras 4 e 5 (LT<sub>45</sub>), sendo que o contato do cabo com a terra irá ocorrer pelo lado da barra 5. Assim, temos a ocorrência de um defeito série e um defeito em derivação simultaneamente, conforme ilustra a Figura 5.2. Para representar o defeito no meio da linha, foram criadas duas novas barras fictícias, a barra 4' e a barra 5'.

A Tabela 5.7 indica os valores das tensões nas fases e no neutro do Sistema Teste I na condição do defeito simultâneo, onde as cargas foram modeladas como impedância constante. Verifica-se tensão nula na fase A da barra 5' devido ao contato do condutor com o solo. Como a linha entre as barras 5 e 5' contém 50% da impedância original da LT<sub>45</sub>, a tensão na barra 5 é diferente de zero. Na outra extremidade da linha (barras 4 e 4'), não houve contato com a terra, resultando num afundamento de tensão bem menor na fase A. A princípio, a tensão na fase A das barras 4 e 4' deveriam ser idênticas, no entanto, a diferença observada é decorrência das impedâncias mútuas da

linha. Observa-se também a grande elevação da tensão de neutro em relação a condição pré-falta.

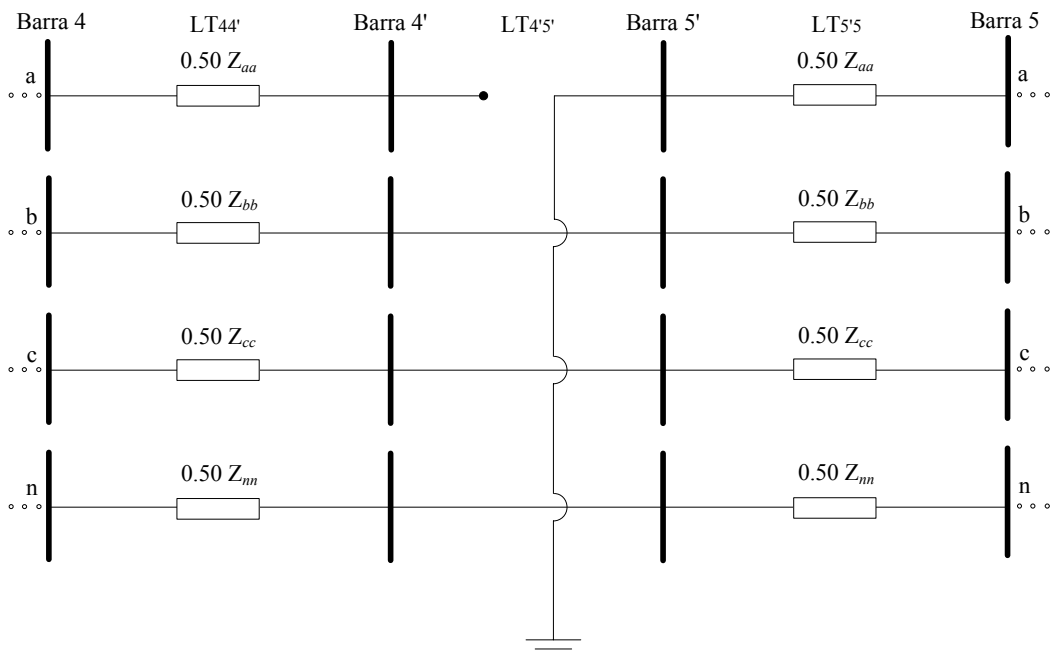


Figura 5.2 – Representação de abertura de linha com queda do condutor ao solo.

Tabela 5.7 – Valores das tensões do sistema teste I com queda de condutor na LT45.

BARRA	$V_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1	0,9509	-4,40	0,9850	-119,91	1,0063	119,20	0,0000	67,44
2	0,7724	-6,71	0,9974	-122,10	1,0189	120,93	0,0331	-162,77
3	0,5100	-5,78	0,9992	-124,01	1,0365	122,21	0,0533	177,58
4	0,8458	-7,36	1,0343	-123,50	1,0220	123,50	0,0610	-155,00
4'	0,8112	-9,76	1,0890	-125,40	1,0305	127,26	0,1197	-142,58
5	0,1242	0,40	1,0653	-125,21	1,0286	126,17	0,0816	-156,43
5'	0,0000	10,37	1,0890	-125,40	1,0305	127,26	0,1197	-142,58

A Tabela 5.8 contém as correntes nas linhas do sistema sob falta, onde é possível comprovar a ausência de corrente na fase A dos circuitos LT44' e LT4'5', caracterizando fase aberta. Verifica-se também que nas fases B e C destes circuitos, a continuidade não foi afetada. A corrente de falta que flui do condutor para o solo pode ser observada na fase A da linha LT5'5'. Assim como ocorrido na tensão de neutro, houve significativa elevação da corrente nos condutores de neutro do sistema. As correntes nos aterramentos das barras durante o defeito estão na Tabela 5.9.



Tabela 5.8 – Correntes nas linhas do sistema teste I com queda de condutor na LT45.

LINHA	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	0,6164	-40,64	0,1133	152,04	0,1393	120,42	0,1189	-170,60
1 - 4	0,2458	-25,74	0,0853	-74,81	0,0667	0,23	0,0899	-140,20
2 - 3	0,8154	-34,75	0,2265	157,67	0,2304	142,30	0,1663	-175,04
4 - 4'	0,0000	-54,76	0,1885	-37,42	0,1854	-18,23	0,0577	-48,79
4' - 5'	0,0000	-54,76	0,1885	-37,42	0,1854	-18,23	0,0577	-48,79
5' - 5	0,7841	145,37	0,1885	-37,42	0,1854	-18,23	0,0577	-48,78
2 - 4	0,2119	162,61	0,1142	-16,74	0,1137	-10,53	0,0486	-5,95
3 - 5	0,7863	-34,47	0,2043	153,02	0,2091	149,61	0,0675	-171,27

Tabela 5.9 – Correntes nos aterramentos do sistema teste I com queda de condutor na LT45.

BARRA	$I_t$ (pu)	$\theta_t$ (°)
3	0,10667	177,58
4	0,06096	-155,00
5	0,06798	-156,43

Não houve qualquer tipo de problema relativo ao condicionamento numérico de faltas simultâneas, de forma que a metodologia proposta se mostrou bastante adequada para análise de faltas complexas.

Com o objetivo de comparar os resultados da metodologia proposta, utilizando modelagem completa da rede a quatro condutores, com outras metodologias em coordenadas de fase que utilizam modelagem a três condutores, será simulado este mesmo defeito através da formulação apresentada em [7]. Neste caso, não existe representação do cabo neutro. Além disso, as barras são consideradas solidamente aterradas, não sendo possível representar as impedâncias de aterramento. As cargas foram consideradas como impedâncias constantes. Os resultados obtidos na simulação através da metodologia apresentada em [7] estão nas Tabela 5.10 e Tabela 5.11. Pode-se observar que devido às simplificações impostas pela modelagem a três condutores, os resultados são aproximados. Além disso, as correntes e tensões dos neutros e aterramentos não são determinadas quando se utiliza a modelagem a três condutores.

Tabela 5.10 – Valores das tensões do sistema teste I com queda de condutor na LT45 com modelagem a três condutores.

BARRA	$V_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1	0,9472	-4,26	0,9847	-119,89	1,0064	119,18	--	--
2	0,7754	-7,56	1,0085	-121,19	1,0002	121,06	--	--
3	0,5184	-9,06	1,0258	-122,10	0,9954	122,78	--	--
4	0,8551	-8,24	1,0449	-122,41	1,0001	123,59	--	--
4'	0,8257	-10,52	1,0975	-124,19	1,0063	127,30	--	--
5	0,1313	-2,33	1,0741	-123,60	0,9980	126,06	--	--
5'	0,0000	7,87	1,0975	-124,19	1,0063	127,30	--	--

Tabela 5.11 – Correntes nas linhas do sistema teste I com queda de condutor na LT45 com modelagem a três condutores.

LINHA	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	0,6147	-43,30	0,1270	155,32	0,1473	125,89	--	--
1 - 4	0,2464	-27,98	0,0892	-69,24	0,0749	-1,19	--	--
2 - 3	0,8162	-37,34	0,2462	161,21	0,2458	147,05	--	--
4 - 4'	0,0000	-55,52	0,2008	-32,95	0,2018	-15,21	--	--
4' - 5'	0,0000	-55,52	0,2008	-32,95	0,2018	-15,21	--	--
5' - 5	0,7879	142,87	0,2008	-32,95	0,2018	-15,21	--	--
2 - 4	0,2145	159,97	0,1206	-12,59	0,1208	-6,82	--	--
3 - 5	0,7896	-37,05	0,2214	157,15	0,2254	153,92	--	--

Através da comparação dos resultados obtidos em ambas as simulações, verifica-se a importância de representação dos cabos neutros e dos aterramentos das barras, principalmente na condição do sistema sob falta. Quando estes elementos não são representados, os resultados são aproximados, e os erros serão tão significativos quanto maior for o desequilíbrio do sistema. Na formulação proposta neste trabalho, as tensões e correntes de neutro são calculadas de forma direta, através da solução do fluxo de potência trifásico a quatro condutores. Além disso, nesta formulação pode-se determinar quanto da corrente de desequilíbrio retorna pelo cabo neutro e quanto retorna pela terra, o que não pode ser efetuado por outras metodologias.

## IEEE 13 Barras

O segundo sistema teste utilizado foi o IEEE 13 barras, apresentado na Figura 5.3. Apesar de pequeno, este sistema fornece um bom teste para análise de sistemas de distribuição, pois estão presentes cargas desbalanceadas, dois transformadores trifásicos de distribuição, bancos de capacitores shunt, linhas aéreas e subterrâneas, ramais monofásicos, bifásicos e trifásicos.

A ação do regulador de tensão foi considerada no fluxo de potência inicial para cálculo das tensões pré-falta. Foi utilizado o sistema com configuração a quatro condutores com neutro isolado. Os dados utilizados na modelagem podem ser obtidos em [41].

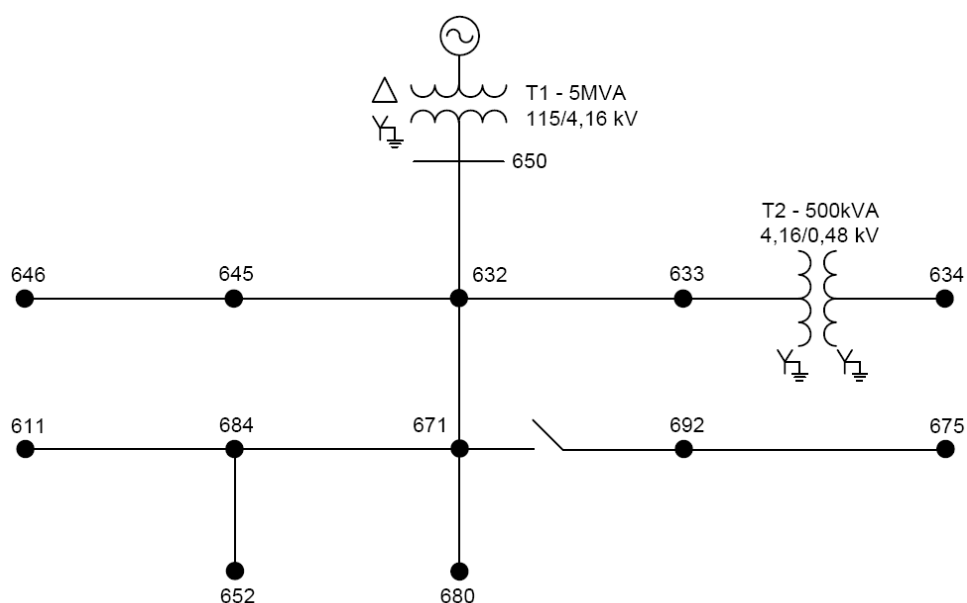


Figura 5.3 – Diagrama unifilar do Sistema Teste IEEE 13 barras.

Inicialmente foi simulado curto-circuito bifásico-neutro franco, envolvendo as fases BC e o neutro da barra 675. Todas as cargas foram modeladas como impedância constante. A Tabela 5.12 mostra os valores de tensão fase-terra, enquanto a Tabela 5.13 contém os valores de tensão fase-neutro em todas as barras do sistema.

Através da Tabela 5.12 é possível observar que a tensão nas fases BC e neutro tem o mesmo valor, resultado do curto-circuito fase-fase-neutro. No entanto, este valor é diferente de zero devido à configuração do neutro isolado. Na Tabela 5.13 verifica-se que a tensão fase-neutro é nula nas fases envolvidas no defeito ( $V_{bn}$  e  $V_{cn}$ ).

Tabela 5.12 – Tensões fase-terra do sistema IEEE-13 barras com curto-circuito bifásico-neutro (BC-N) aplicado na barra 675

BARRA	$V_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
650	1,0496	-3,39	0,7613	-132,18	0,7990	121,39	0,0000	-91,78
632	1,0259	-8,76	0,5019	-149,31	0,5443	129,53	0,1385	163,15
645	**	**	0,4993	-149,41	0,5434	129,53	0,1404	163,97
646	**	**	0,4988	-149,44	0,5428	129,53	0,1410	164,04
633	1,0241	-8,73	0,5013	-149,31	0,5438	129,55	0,1370	163,19
634	1,1328	-10,35	0,4137	-135,89	0,4282	119,04	0,0000	137,48
671	1,0178	-13,96	0,3562	172,89	0,3223	150,27	0,2820	162,71
684	1,0149	-13,97	**	**	0,3221	150,27	0,2794	162,62
611	**	**	**	**	0,3218	150,28	0,2796	162,61
692	1,0177	-13,96	0,3561	172,87	0,3223	150,29	0,2821	162,71
675	1,0126	-14,21	0,3142	162,03	0,3142	162,03	0,3142	162,03
652	1,0074	-13,87	**	**	**	**	0,2718	162,91
680	1,0178	-13,96	0,3562	172,89	0,3223	150,27	0,2820	162,71

\*\* fase inexistente (ramais monofásicos ou bifásicos)

Tabela 5.13 – Tensões fase-neutro do sistema IEEE-13 barras com curto-circuito bifásico-neutro (BC-N) aplicado na barra 675

BARRA	$V_{an}$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_{bn}$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_{cn}$ (pu)	$\theta_c$ (°)
650	1,0496	-3,39	0,7613	-132,18	0,7990	121,39
632	1,1632	-9,72	0,4210	-135,26	0,4357	119,39
645	**	**	0,4155	-135,20	0,4349	119,01
646	**	**	0,4146	-135,14	0,4340	118,92
633	1,1599	-9,68	0,4211	-135,43	0,4364	119,53
634	1,1328	-10,35	0,4137	-135,89	0,4282	119,04
671	1,2994	-14,68	0,0931	-154,75	0,0768	97,94
684	1,2938	-14,71	**	**	0,0774	99,75
611	**	**	**	**	0,0771	99,45
692	1,2995	-14,68	0,0929	-154,77	0,0766	97,93
675	1,3262	-15,10	0,0000	169,41	0,0000	167,39
652	1,2788	-14,55	**	**	**	**
680	1,2994	-14,68	0,0931	-154,75	0,0768	97,94

\*\* fase inexistente (ramais monofásicos ou bifásicos)

Para ilustrar a potencialidade da ferramenta proposta, a Figura 5.4 apresenta o perfil da tensão de neutro no sistema IEEE-13 barras, antes e após a aplicação da falta bifásica-neutro na barra 675. As tensões de neutro pré-falta são provocadas pelas correntes de retorno que fluem devido aos desequilíbrios das cargas em condição normal de operação. Após o curto-circuito, a tensão no neutro é amplificada pela circulação da corrente de defeito, atingindo 0,3142pu (754,6 Volts) na barra sob falta.

Vale ressaltar que a elevação da tensão de neutro além de gerar problemas de qualidade de energia, pode causar interferência em sistemas de comunicação e equipamentos eletrônicos sensíveis, sendo prejudicial para a operação, confiabilidade e segurança do sistema [2].

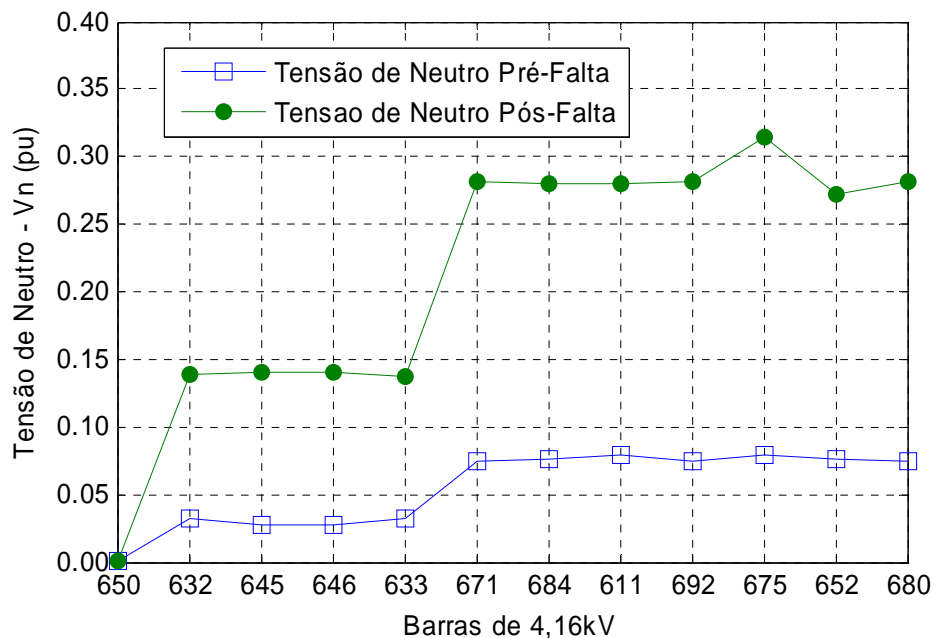


Figura 5.4 – Perfil de tensão antes e após aplicação de falta bifásica-neutro (fases B e C) na barra 675 do sistema IEEE-13 barras.

A Tabela 5.14 apresenta os valores das correntes de fase e de neutro nos ramos do sistema IEEE-13 barras após a aplicação da falta BC-N na barra 675. A corrente total de curto-circuito em kA pode ser observada nas fases B e C da linha 692-675. Na fase A existe apenas a corrente de carga. Como o neutro está isolado, não há divisão da corrente de desequilíbrio entre o neutro e a terra, sendo  $I_a + I_b + I_c = I_n$ . A corrente e a tensão de neutro são calculadas diretamente através do fluxo de potência a quatro condutores.

Tabela 5.14 – Correntes nos ramos do sistema IEEE-13 barras com curto-circuito bifásico-neutro (BC-N) aplicado na barra 675

LINHA	$I_a$ (kA)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (kA)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (kA)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (kA)	$\theta_n$ (°)
650-632	0,7158	-34,64	3,1308	-176,67	2,6761	33,56	0,9416	-71,01
632-645	**	**	0,0493	-169,43	0,0159	89,33	0,0488	-8,12
645-646	**	**	0,0152	-164,74	0,0159	89,32	0,0188	-39,45
632-633	0,0919	-44,86	0,0245	-172,76	0,0273	82,17	0,0604	137,47
633-634 (480V)	0,7965	-44,86	0,2125	-172,78	0,2368	82,18	0,5237	137,49
632-671	0,6256	-33,14	3,0574	-176,82	2,6493	32,83	0,9726	-71,87
671-684	0,0850	-48,41	**	**	0,0062	102,35	0,0797	133,73
684-652	0,0850	-48,41	**	**	**	**	0,0850	131,56
684-611	**	**	**	**	0,0062	102,35	0,0062	-77,66
671-680	0,0000	75,63	0,0000	-96,15	0,0000	-118,13	0,0000	-127,90
671-692	0,3046	-19,49	3,0399	-176,77	2,6305	32,45	1,2549	-65,12
692-675	0,2732	-14,37	3,0399	-176,77	2,6283	32,42	1,2938	-64,75

\*\* fase inexistente (ramais monofásicos ou bifásicos)

A Figura 5.5 contém o resultado das correntes de defeito nas fases e no neutro para diferentes tipos de curto-circuito aplicado na barra 675, onde todas as cargas foram modeladas como impedância constante. Conforme esperado, o tipo de defeito determina o valor de corrente de retorno pelo neutro, sendo o maior valor para a falta mais assimétrica (monofásica) e o menor valor para o curto-circuito trifásico.

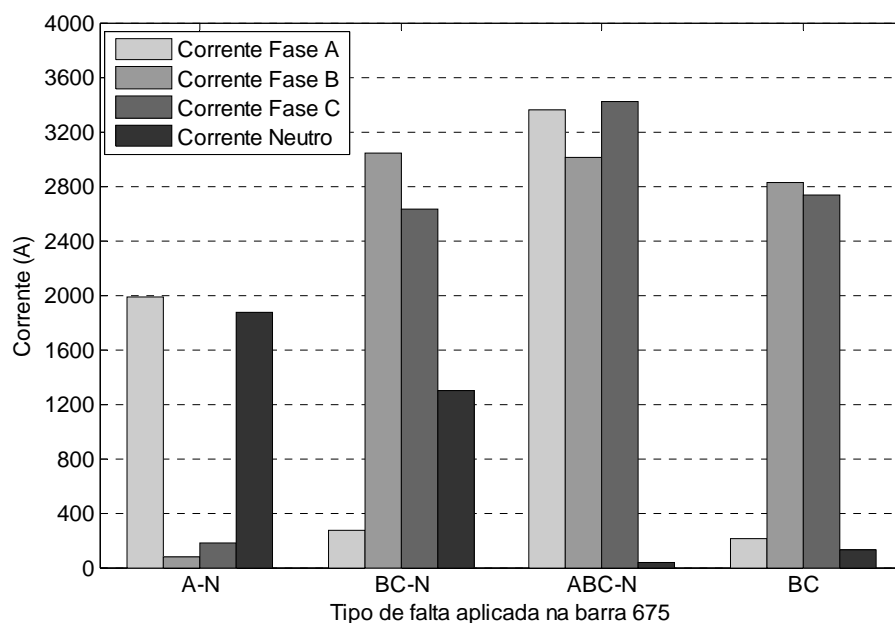


Figura 5.5 – Correntes de fase e de neutro para diferentes tipos de curto-circuito aplicado na barra 675 do sistema IEEE-13 barras.

Através dos estudos realizados no sistema IEEE 13 barras, verifica-se que as tensões e correntes pós-falta no neutro podem atingir valores significativos, podendo impactar profundamente em muitos aspectos, como segurança, ajustes de proteção, dimensionamento de circuitos e qualidade de energia, por exemplo.

Na modelagem a três condutores, não é possível realizar a simulação do sistema com o neutro isolado. Quando não é negligenciado, o neutro é implicitamente representado por meio da redução de Kron e considerado solidamente aterrado em todas as barras do sistema. Desta forma, além de restringir a topologia do sistema, as grandezas elétricas dos neutros e aterramentos permanecem desconhecidas. Portanto, utilizar a modelagem a três fios para análise de defeitos somente é justificável quando o sistema é solidamente aterrado e/ou quando as tensões e correntes nos neutros e aterramentos não possuem interesse específico.

### ***5.3 Sistema da Usina Siderúrgica da ArcelorMittal Tubarão***

Nesta seção, faltas serão aplicadas em um sistema elétrico real de uma indústria siderúrgica, a ArcelorMittal Tubarão, localizada em Serra-ES. A seguir, apresenta-se uma breve descrição do sistema elétrico e os estudos de caso realizados.

#### ***5.3.1 Descrição do Sistema***

A usina siderúrgica ArcelorMittal Tubarão apresenta uma produção de aproximadamente 7,5 milhões toneladas/ano de semi-acabados de aços planos, na qual inclui um laminador de tiras a quente com produção anual de 2,5 milhões de toneladas/ano. Auto-suficiente em geração de energia elétrica desde 1998, a ArcelorMittal Tubarão possui uma geração interna instalada de 474,7 MW, conferindo a Companhia o título de segunda maior autoprodutora nacional de energia elétrica [42]. A carga média demandada na usina é de 312MW, sendo o excedente de geração enviada para a concessionária de energia.

A ArcelorMittal Tubarão trabalha interligada com o sistema ESCELSA, fornecedora de energia do Estado do Espírito Santo, empresa integrante do grupo Energias do Brasil S.A. A interligação é realizada através de duas linhas aéreas de 138kV com aproximadamente 12 km, que se originam na S/E Pitanga (345/138 kV).

O sistema de distribuição interno da usina é composto por 3 Estações de Recebimento de energia de 138kV, denominadas ER1, ER2 e ER3, com barramento duplo, no qual estão conectadas as duas linhas aéreas de interligação com a concessionária, 6 subestações geradoras, e 14 subestações abaixadoras (138/34,5/13,8 kV) de consumo que alimentam todas as cargas que constituem o processo produtivo. Treze subestações distribuem energia em 13,8kV e uma em 34,5kV. Cada uma destas subestações atende a uma determinada área produtiva da empresa, sendo elas:

- Subestação Utilidades (UTIL) – 138/13,8kV (50MVA): alimenta o sistema de distribuição de combustíveis, coqueria e os auxiliares das centrais termoeletricas 1 e 2.
- Subestações 1 e 2 da Sinterização (SINTER) – 138/13,8kV (50MVA): atendem aos sistemas de distribuição de minérios, carvões e o processo de sinterização.
- Subestações 1, 2 e 3 do Fracionamento de Ar (FOX) – 138/13,8kV (50MVA): atendem a toda a produção de oxigênio, nitrogênio e argônio interno necessária ao consumo.
- Subestações 1 e 2 do Laminador de Tiras a Quente (LTQ): A subestação 1 de 138/34,5 kV (75MVA) é responsável pela alimentação dos 8 grandes motores síncronos acionados por cicloconvertidores, mais um banco de capacitor de 45 MVar. A subestação 2 de 138/13,8kV (50MVA) atende ao restante do processo do LTQ).
- Subestações 1 e 2 da Aciaria (ACIA) – 138/13,8kV (50MVA): atendem aos Convertedores e aos Lingotamentos Contínuos.
- Subestações 1 e 2 dos Altos Fornos (AF) – 138/13,8kV (50MVA): fornecem energia para todos os Altos Fornos. Na subestação 1 está o maior motor síncrono da empresa, responsável pelo sopro de ar na entrada do Alto Forno 2. A turbina de controle de pressão - TRT, está ligada no nível de 13,8kV na subestação 2.
- Subestação Rede de Uso Geral (RUG) – 138/13,8kV (25MVA): é responsável pela alimentação da iluminação de ruas e avenidas, bem como é responsável pelo fornecimento de energia para escritórios.



- Subestação do Condicionamento (COND) – 138/13,8kV (50MVA): alimenta a parte da empresa responsável pelo acabamento do produto antes da entrega e por parte da alimentação da área administrativa da empresa.

As cargas da usina são predominantemente máquinas rotativas síncronas e de indução. O soprador do Alto Forno 2 de 17,0 MW e o Compressor de ar da Planta de Fracionamento de Ar 3 de 11,2 MW são as maiores máquinas síncronas da planta. As demais cargas são, de maneira geral, predominantemente de motores de indução distribuídos nas tensões de 13,8 kV, 3,45 kV e 440 V.

Todas as seis termelétricas G1, G2, G3, G4, G5 e G6 estão interligadas ao sistema de 138 kV através de transformadores elevadores exclusivos, onde no caso dos geradores 3, 4, 5 e 6 tem suas cargas auxiliares conectadas aos terciários de seus transformadores elevadores.

A grande importância da produção da energia elétrica é a reciclagem dos gases oriundos da fabricação do aço, sendo eles o gás de Alto-Forno (*BFG – “Blast Furnace Gas”*), o gás de Coqueria (*COG – “Coke Oven Gas”*) e de Aciaria (*LDG – “LD Gas”*). Outra fonte de geração de energia é o aproveitamento térmico do processo de coqueificação do carvão mineral gerado na empresa SOL Coqueria. O ganho ambiental é indiscutível, visto que evita a exploração de recursos energéticos, como hidrelétricas e termelétricas consumidoras de combustíveis naturais retirados da natureza. O sistema de geração interna consiste de 7 geradores síncronos, descritos abaixo:

- Geradores 1 (72MVA), 2 (72MVA), 3 (80MVA) e 4 (80MVA) – Convertem em energia elétrica a energia mecânica das turbinas movimentadas a vapor. A energia gerada está vinculada a disponibilidade de gases combustíveis oriundos do próprio processo siderúrgico.
- Geradores 5 e 6 (115MVA cada) – Também convertem energia mecânica das turbinas movimentadas a vapor em energia elétrica. No entanto, o vapor provém do aproveitamento térmico do processo de coqueificação do carvão mineral.
- Gerador TRT (28,86MVA) – Diferente dos outros geradores, o gás não é queimado. A turbina de recuperação de topo (*top recovery turbine*) transforma a

energia mecânica em forma de pressão dos gases de saída do alto Forno 1 em energia elétrica.

Além dos geradores citados, existem ainda 2 geradores em 3,45kV, de 6MVA cada, pertencentes ao sistema diesel de geração de energia de emergência, que são acionados em caso de blecaute total da empresa para atendimento exclusivo das cargas críticas (altos-fornos 1, 2 e 3).

Diante deste vasto e completo sistema elétrico de potência, existe a obrigação de uma alimentação confiável e segura que permita a continuidade operacional do sistema e garanta a segurança das pessoas e equipamentos envolvidos. A habilidade de produzir é dependente da continuidade do fornecimento de energia e as interrupções deste fornecimento podem ser avaliadas diretamente em termos da perda de produção e transtornos operacionais [43].

O sistema elétrico de distribuição de energia em 138kV está apresentado no diagrama unifilar da Figura 5.6. A seguir são apresentados os diversos estudos de defeitos realizados no sistema elétrico industrial da ArcelorMittal Tubarão

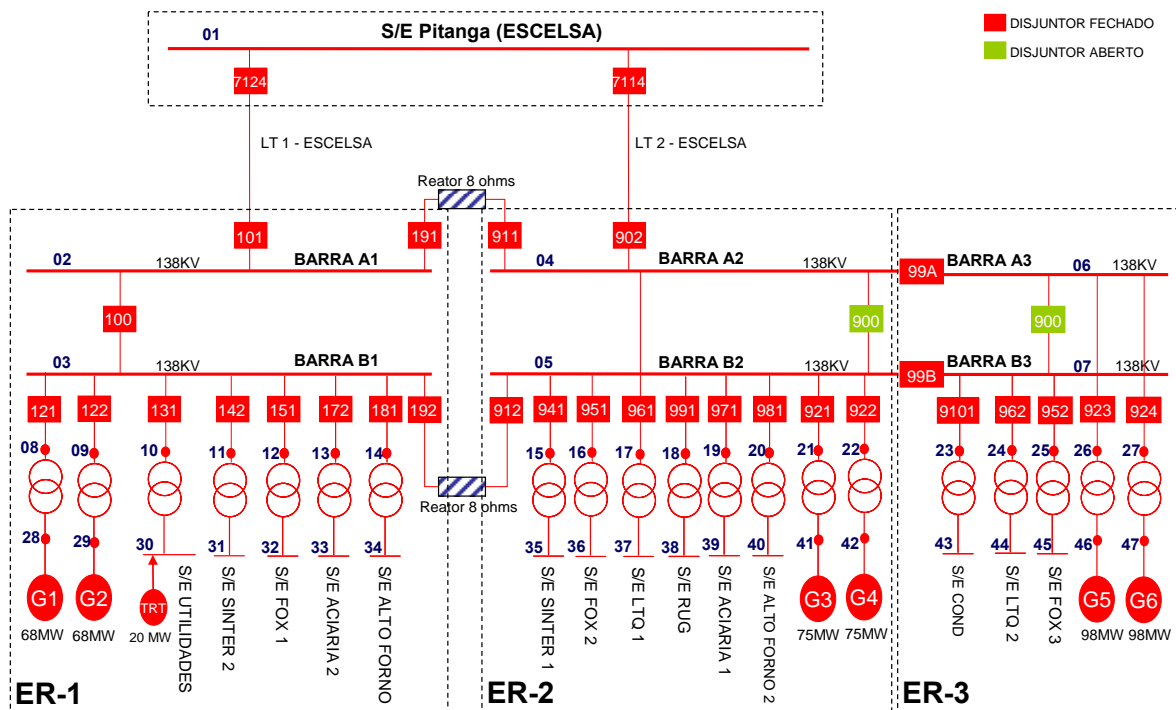


Figura 5.6 – Diagrama unifilar simplificado do sistema elétrico da ArcelorMittal Tubarão - 138kV.

### 5.3.2 Curto-Circuito na Média Tensão – 13,8kV

Neste estudo de caso será analisado o curto-circuito na média tensão da subestação Aciaria-1 do sistema elétrico da ArcelorMittal Tubarão. A Figura 5.7 mostra em maior detalhe o diagrama unifilar desta subestação que é alimentada pela Estação de Recebimento 2 em 138kV (vide Figura 5.6). A consumo médio da S/E Aciaria-1 é de 13,98MW e 9,08MVAR. As faltas serão aplicadas na barra 53 que foi propositalmente deixada sem carga, de modo a fluir apenas a corrente de defeito pela linha LT 35. A corrente de carga da subestação somada a corrente de defeito poderá ser visualizada na linha LT-34.

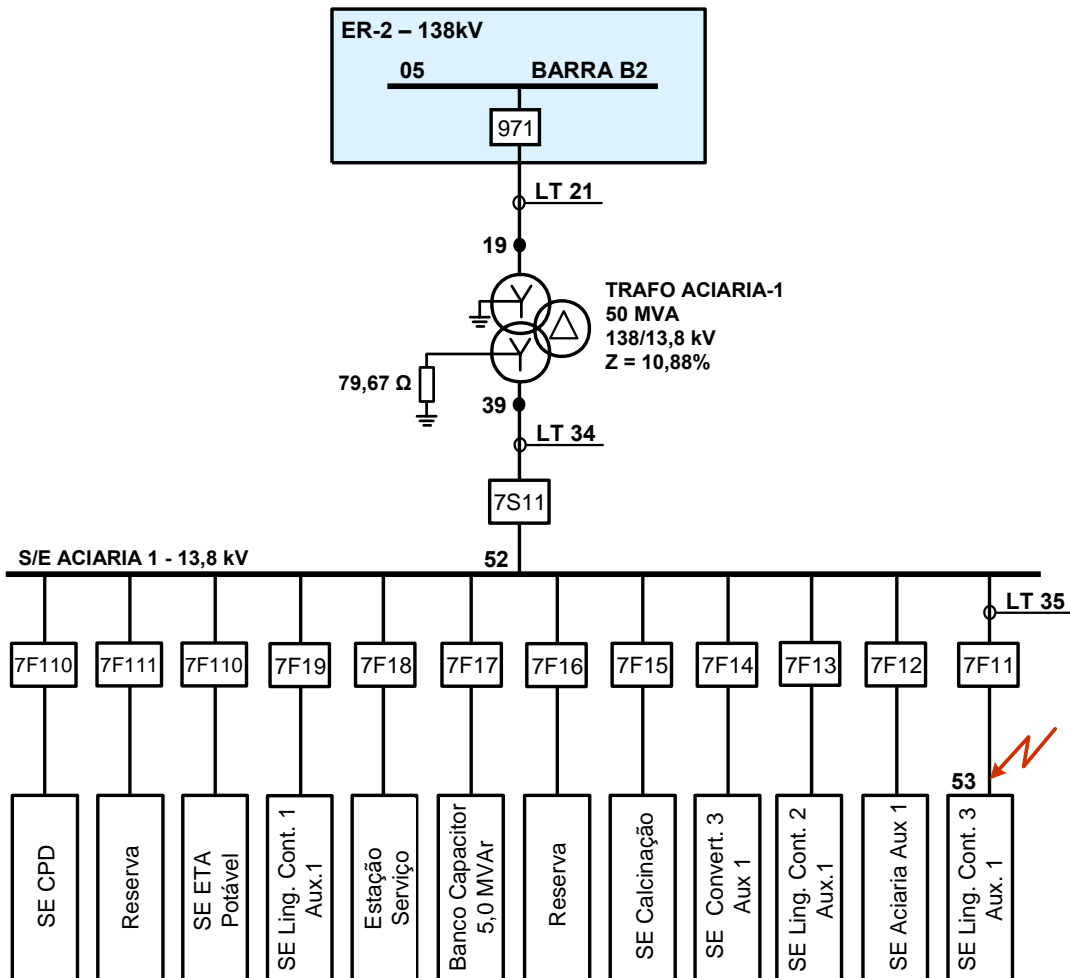


Figura 5.7 – Diagrama unifilar da subestação Aciaria-1 - 138/13,8kV.

As estatísticas indicam que 63% das falhas são do tipo fase-terra [11]. Estas faltas são muito influenciadas pela natureza do aterramento utilizado no sistema elétrico. Nos sistemas industriais é comum a prática de aterrar o ponto neutro do

enrolamento secundário do transformador através de uma elevada impedância. O objetivo é limitar a corrente de curto-circuito fase-terra a valores que não provoquem danos as instalações. Na ArcelorMittal Tubarão adota-se a filosofia de aterrar os secundários dos transformadores de forma a limitar o curto-circuito monofásico em 100A (79,67 ohms) no 13,8kV, 20A (99,6 ohms) no 3,45kV e 50A (5,31 ohms) no 460V. No 220V, os transformadores são solidamente aterrados devido a existência de cargas monofásicas e bifásicas.

Na Figura 5.7 é possível visualizar o resistor de aterramento de 79,67 ohms conectado ao ponto neutro do enrolamento secundário do transformador de 138kV/13,8kV. Será aplicada uma falta fase-terra na fase “A” da barra 53, com o objetivo de testar a representação explícita do resistor de aterramento dos transformadores na modelagem a quatro condutores (seção 2.6).

A Tabela 5.15 mostra os valores pré-falta das tensões nas fases e no neutro do primário e secundário do transformador que alimenta a subestação. A Tabela 5.16 contém os valores de corrente pré-falta nas linhas de interesse, resultado do fluxo de potência para o caso base.

Tabela 5.15 – Valores pré-falta das tensões fase-terra no primário e secundário do transformador.

BARRA	FASE A		FASE B		FASE C		NEUTRO DO TRANSFORMADOR	
	$V_a$ (kV)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (kV)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (kV)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (kV)	$\theta_n$ (°)
19	82.840	1.39	82.840	-118.62	82.840	121.38	0.000	-33.60
39	7.897	-0.34	7.897	-120.34	7.897	119.66	0.000	146.40

Tabela 5.16 – Valores pré-falta das correntes nas linhas.

RAMO	FASE A		FASE B		FASE C		ATERRAMENTO TRANSFORMADOR	
	$I_a$ (A)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (A)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (A)	$\theta_c$ (°)	$I_g$ (A)	$\theta_g$ (°)
LT21	59.4	-16.93	59.4	-136.93	59.4	103.07	0.000	146.40
LT 34	614.7	-16.61	614.7	-136.61	614.7	103.39	0.000	-158.13
LT 35	000.0	89.70	000.0	-30.31	000.0	-150.19	--	--

A Tabela 5.17 apresenta as tensões pós-falta no primário e secundário do transformador após aplicação do curto-circuito fase-terra na fase “A” da barra 53. Como

o valor das impedâncias dos circuitos LT34 e LT35 são desprezíveis, constata-se a tensão nula na fase A da barra 39. Nas fases sadias, B e C, verifica-se a sobretensão próxima ao fator  $\sqrt{3}$ , decorrência do aterramento do sistema por alta impedância. Como era de se esperar, as tensões fase-terra das fases não envolvidas no defeito assumem o valor de tensão fase-fase.

A tensão no neutro do secundário do transformador foi deslocada para 7,894kV gerando uma corrente de 99.1A (Tabela 5.18) no resistor de aterramento, que só não alcançou 100A devido ao valor da tensão pré-falta, um pouco inferior à  $13.8/\sqrt{3}$  kV. A tensão no primário do transformador, barra 19, não foi afetada pelo defeito, devido a baixa corrente de curto-circuito imposta pelo resistor de aterramento.

A LT 35 contém apenas a corrente de defeito circulando pela fase A. Nos circuitos das LT21 e LT34 é possível visualizar a corrente de carga da subestação adicionada da corrente de defeito. Analisando os dados apresentados na Tabela 5.18, verifica-se a correta circulação da corrente de defeito entre os enrolamentos primário e secundário do transformador. Outro resultado importante é o valor da corrente no aterramento do lado da alta tensão (9.55A), que nada mais é do que a corrente do aterramento no lado da baixa tensão (99.1A) dividida pela relação de tensão do transformador, ajustado no TAP 6 (143,175kV/13,8kV).

Tabela 5.17 – Valores pós-falta das tensões fase-terra no primário e secundário do transformador com curto-circuito fase-terra na fase “A” da barra 53.

BARRA	FASE A		FASE B		FASE C		NEUTRO DO TRANSFORMADOR	
	$V_a$ (kV)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (kV)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (kV)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (kV)	$\theta_n$ (°)
19	82.837	1.36	82.838	-118.62	82.849	121.38	0.000	-0.66
39	0.000	71.36	13.652	-150.50	13.697	149.49	7.894	179.34

Tabela 5.18 – Valores pós-falta das correntes nas linhas com curto-circuito fase-terra na fase “A” da barra 53

RAMO	FASE A		FASE B		FASE C		ATERRAMENTO TRANSFORMADOR	
	$I_a$ (A)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (A)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (A)	$\theta_c$ (°)	$I_g$ (A)	$\theta_g$ (°)
LT 21	68.5	-14.88	59.3	-136.98	59.4	103.01	9.55	-0.66
LT 34	710.2	-14.60	613.7	-136.66	615.7	103.33	99.10	-0.66
LT 35	99.1	-0.66	000.0	-61.85	000.0	-121.65	--	--

Através deste estudo de caso, pode-se constatar o correto funcionamento do modelo proposto para transformadores que utilizam impedância para aterramento do neutro. A utilização do fluxo de potência trifásico a quatro condutores permite calcular diretamente as grandezas elétricas no neutro.

Será analisada agora a aplicação de uma falta trifásica no secundário do transformador da S/E Aciaria. O defeito será simulado com a carga modelada como impedância constante e potência constante e os resultados comparados. Para realçar a diferença entre as simulações, o Gerador 4 da ER2 foi considerado fora de operação, simulando uma parada rotineira de manutenção.

O curto-circuito trifásico foi aplicado na barra 53, atingindo 14,41kA com a carga modelada como impedância constante, conforme mostra Tabela 5.19. A corrente no primário do transformador (LT21) é a corrente do secundário (LT34) multiplicado pela relação de transformação ajustado no TAP 6 (143,175kV/13,8kV).

Tabela 5.19 – Corrente nas linhas para curto-circuito trifásico aplicado na barra 53.

RAMO	FASE A		FASE B		FASE C		NEUTRO	
	$I_a$ (kA)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (kA)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (kA)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (kA)	$\theta_n$ (°)
LT 21	1,39	-86,93	1,39	153,07	1,39	33,07	0,00	-25,87
LT 34	14,41	-86,93	14,41	153,07	14,41	33,07	0,00	-119,71
LT 35	14,41	-86,93	14,41	153,07	14,41	33,07	0,00	-25,76

A Tabela 5.20 contém o resultado do cálculo das tensões nas barras do sistema (Figura 5.6) para as duas simulações de curto-circuito realizadas, considerando a carga como impedância constante e potência constante. Estão apresentados somente os valores da Fase A, pois os módulos das três fases são idênticos, porém defasados de 120°. O valor calculado para a tensão no neutro é nulo para ambas as simulações.

Analisando a Tabela 5.20, observa-se que existem diferenças significativas nos valores de tensão calculados com a carga modelada como impedância constante e potência constante. A diferença nos módulos das tensões chega a 10% na barra da subestação FOX-3 (barra 45). Esta análise considerando diferentes tipos de carga só pode ser realizada através da formulação proposta, visto que nas metodologias convencionais as cargas, quando consideradas, são do tipo impedância constante. No

entanto, as diferenças observadas nos afundamentos de tensão mostram a necessidade de modelar corretamente as cargas, podendo impactar diretamente na definição dos ajustes de proteção, como por exemplo, no ajuste do relé de subtensão da barra B2 de 138kV da ER2 (barra 05).

Tabela 5.20 – Valores de tensão para curto-circuito trifásico aplicado na barra 53.

BARRA	$ V_A $ (PU)		BARRA	$ V_A $ (PU)	
	$Z_{CTE}$	$S_{CTE}$		$Z_{CTE}$	$S_{CTE}$
1	0,9880	0,9799	35	0,7309	0,6900
2	0,9367	0,9197	36	0,7380	0,6849
3	0,9367	0,9197	37	0,9232	0,9047
4	0,9800	0,9686	38	0,7405	0,7059
5	0,7827	0,7492	39	0,0001	0,0001
6	0,9800	0,9687	40	0,7276	0,6759
7	0,7827	0,7492	41	0,8361	0,8167
28	0,8525	0,8436	43	0,7358	0,6981
29	0,8596	0,8513	44	0,7207	0,6634
30	0,9158	0,9027	45	0,7197	0,6496
31	0,9167	0,9000	46	0,9598	0,9529
32	0,8831	0,8620	47	0,9646	0,9576
33	0,8907	0,8684	52	0,0000	0,0000
34	0,8908	0,8743	53	0,0000	0,0000

Onde:

$Z_{CTE}$ : representa os resultados das tensões nas barras para a carga modelada como impedância constante.

$S_{CTE}$ : representa os resultados das tensões nas barras para a carga modelada como potência constante.

A Tabela 5.21 contém o relatório de convergência da solução do curto-circuito trifásico na barra 53. Através da tabela é possível visualizar os valores das impedâncias

do defeito, de alfa e do número de iterações do MICQ durante o processo iterativo do Método Continuado.

Na 8ª iteração houve divergência do fluxo de potência (MICQ). Assim, foi necessário resgatar o valor das impedâncias de falta da última iteração, reduzir o valor de alfa e definir um novo valor para a impedância de defeito, superior ao da iteração 8. Desta forma, foi possível dar continuidade a processo de análise de defeitos na iteração 9 e obter a convergência. A partir do momento que a variação da impedância de falta se torna muito pequena, o valor de alfa é incrementado para que o processo acelere. Isto pode ser observado a partir da iteração 13.

Tabela 5.21 – Relatório convergência do Método Continuado para o curto-circuito trifásico na barra 53.

ITERAÇÕES	ALFA	$Z_{f_A} = Z_{f_B} = Z_{f_C}$	$Z_{f_N} = Z_{f_G}$	ITERAÇÕES DO FLUXO (MICQ)
0	7,00	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	0
1	7,00	$(9,12 + j9,12) \times 10^{+06}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	3
2	7,00	$(1,58 + j1,58) \times 10^{+06}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	0
3	7,00	$(1,45 + j1,45) \times 10^{+03}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1
4	7,00	$(4,36 + j4,36) \times 10^{+01}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	2
5	7,00	$(4,23 + j4,23) \times 10^0$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	2
6	7,00	$(4,10 + j4,10) \times 10^{-01}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	3
7	7,00	$(7,13 + j7,13) \times 10^{-02}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	4
8	7,00	$(1,76 + j1,76) \times 10^{-02}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	21*
9	5,60	$(5,53 + j5,53) \times 10^{-02}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	5
10	5,60	$(2,17 + j2,17) \times 10^{-02}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	2
11	5,60	$(3,36 + j3,36) \times 10^{-03}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	2
12	5,60	$(5,20 + j5,20) \times 10^{-04}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	2
13	5,60	$(8,04 + j8,04) \times 10^{-05}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1
14	6,16	$(3,69 + j3,69) \times 10^{-06}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1
15	6,78	$(1,25 + j1,25) \times 10^{-07}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1
16	7,45	$(3,00 + j3,00) \times 10^{-09}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1
17	8,20	$(1,00 + j1,00) \times 10^{-10}$	$(1,00 + j1,00) \times 10^{+10}$	1

\* Fluxo de Potência Divergiu.



A Figura 5.8 apresenta a variação da impedância de defeito durante o processo do fluxo de potência continuado. A impedância de falta nas fases ABC parte do valor que tende a infinito ( $Z_f = 10^{+10}$ ) até atingir o valor que representa o curto-circuito franco ( $Z_f = 10^{-10}$ ). Foram necessários 17 fluxos de carga para que o processo chegasse à sua convergência final.

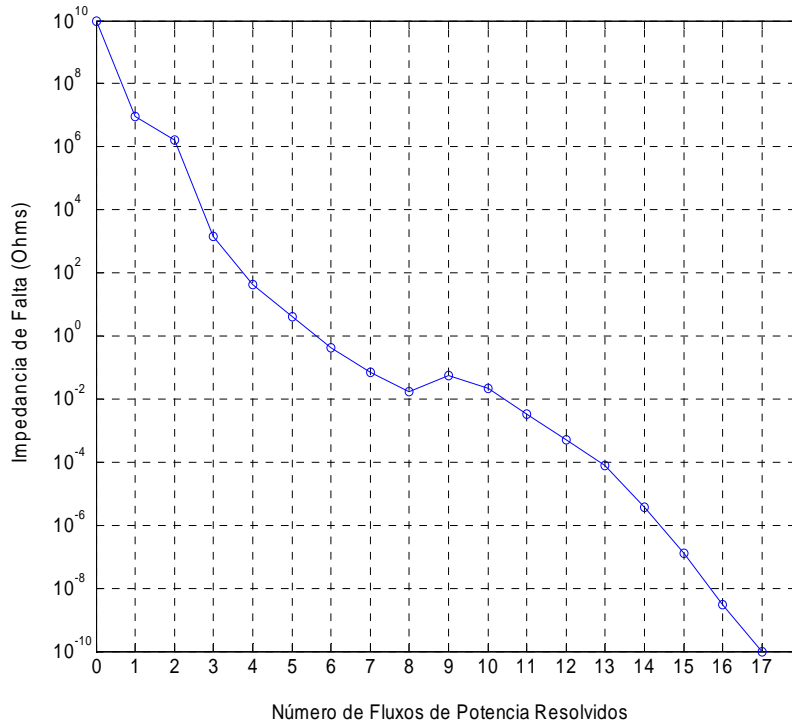


Figura 5.8 – Variação da impedância de falta durante o processo do fluxo de potência continuado.

### 5.3.3 Curto-Circuito no Sistema ESCELSA – 138kV

A geração de energia no estado do Espírito Santo é relativamente baixa quando comparada ao consumo no período pesado de cerca de 1,4 GW [44]. Isto se reflete no nível de curto-circuito relativamente baixo se comparado a um sistema de maior capacidade de geração. Esta característica do sistema faz com que os afundamentos de tensão se propaguem com maior intensidade. Outro fator que impacta na continuidade da energia distribuída é a configuração da alimentação do estado, dependente de poucas linhas de transmissão de 345 kV, com características de linhas de grande comprimento. A grande área coberta por estas linhas aumenta a probabilidade de defeitos, aumentando a quantidade de desligamentos que podem causar, inclusive, o blecaute total do estado pela falta de capacidade de geração, o que historicamente já foi observado [45].

De um modo geral, as indústrias sofrem graves perdas e grandes transtornos operacionais quando ocorrem defeitos no sistema elétrico ao qual estão conectadas. As conseqüências operacionais serão mais severas quanto maior for o afundamento de tensão ao qual estão sujeitas e quanto maior for o tempo de recuperação do sistema.

Em indústrias que não possuem geração interna, não há contramedida perante defeitos no sistema elétrico externo, senão aguardar que os mesmos sejam eliminados pela própria concessionária de energia. Porém, indústrias auto-suficientes em energia que trabalham interligadas com a concessionária local, como é o caso da ArcelorMittal Tubarão, podem optar pelo desacoplamento momentâneo da rede quando um distúrbio externo for detectado, limitando o tempo de exposição ao defeito. Existem diferentes formas de detectar uma anormalidade do sistema, como por exemplo, através de um afundamento de tensão (relé de subtensão - 27), sobrecorrente no ponto de interligação com a concessionária (relé de sobrecorrente - 51) e/ou subfrequência no sistema (relé de subfrequência - 81U).

Cabe ressaltar que o esquema de proteção de separação de sistemas elétricos deve atuar somente quando realmente houver uma anomalia na rede, pois trabalhar isolado da concessionária também coloca em risco a estabilidade operacional da usina.

Neste estudo de caso será analisado o afundamento de tensão provocado por um curto-circuito real ocorrido no sistema ESCELSA de 138kV. O impacto do modelo de carga na definição do ajustes de proteção será avaliado através do relé de subtensão, responsável por detectar afundamentos de tensão nas barras de 138kV da usina e promover a separação entre os sistemas elétricos da ArcelorMittal Tubarão e da ESCELSA.

A Figura 5.9 contém o diagrama unifilar simplificado do sistema de 138kV da ESCELSA. Os dados deste sistema podem ser obtidos em [46]. Apesar da ArcelorMittal Tubarão estar representada pelo equivalente no 138kV neste diagrama, foi simulado o sistema completo da Figura 5.6.

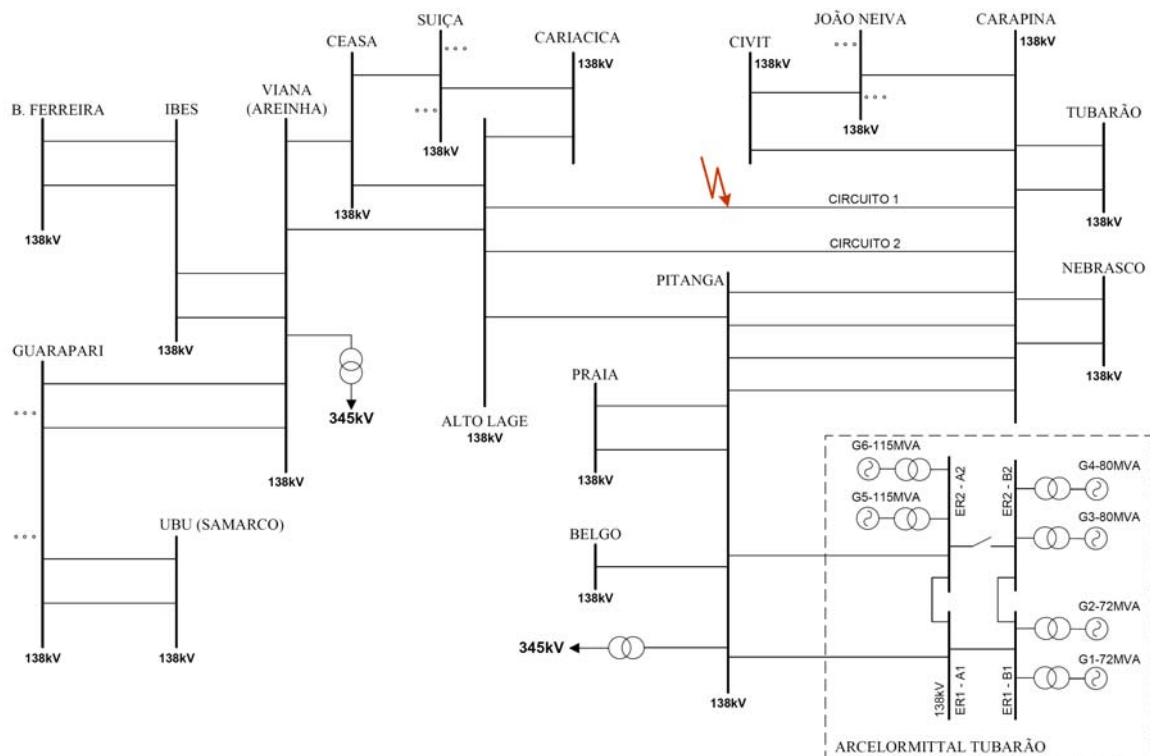


Figura 5.9 – Diagrama unifilar simplificado do sistema de 138kV da ESCELSA.

Para avaliar o impacto da representação da carga no afundamento de tensão provocado por defeitos ocorridos no sistema ESCELSA foi simulada uma falta monofásica real ocorrida no dia 01/03/2008, às 19:03hs. Este defeito atingiu a fase C do circuito 1 da linha Alto Lage x Carapina. A Figura 5.10 contém a oscilografia da tensão na barra ER1-A1 medida pelo relé de proteção GE-Multilin SR-750. Dentre outras funções, este relé realiza a proteção de subtensão de sistema (função 27), desligando a interligação entre ER1-A1 e ER1-B1 quando ocorrem defeitos no sistema ESCELSA. Atualmente, o pickup desta proteção de subtensão está ajustado em 0,85pu. O instante  $t = 0ms$  da Figura 5.10 indica o ponto onde houve a atuação do relé (trip).

Para verificar a queda de tensão na barra ER1-A1 utilizando a metodologia proposta, foram realizadas duas simulações. A primeira considera a carga modelada como impedância constante e a segunda considera a carga como potência constante. Como a localização exata do defeito é desconhecida, o curto-circuito na fase C foi aplicado no ponto central da linha Alto Lage x Carapina – Circuito 1.

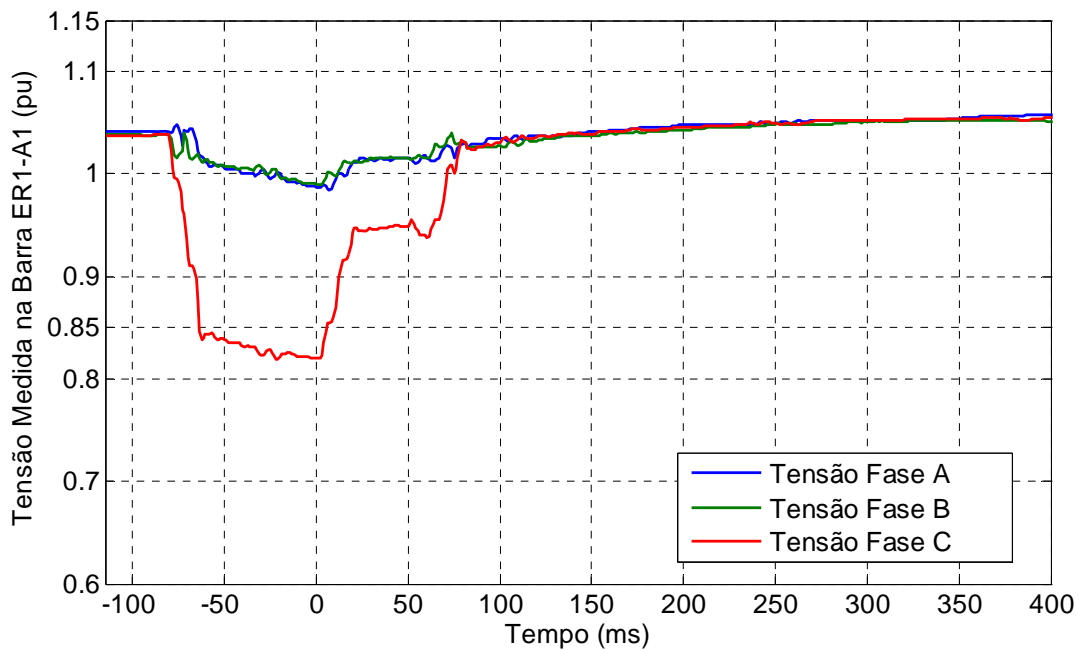


Figura 5.10 – Oscilografia da tensão na barra ER1-A1 durante falta monofásica no circuito 1 da linha Alto Lage x Caparina.

A Tabela 5.22 contém os resultados das tensões em todas as barras do sistema sob falta para ambas as simulações. A Figura 5.11 ilustra a diferença percentual das tensões calculadas considerando a carga como impedância constante e potência constante. Conforme pode ser observado, diferenças substanciais podem ocorrer. Quando se considera a carga como impedância constante, a tensão na fase defeituosa da barra ER1-A1 é de 0,853pu, estando no limiar de não-atuação do relé de subtensão (0,85pu). Porém, considerando a carga como potência constante, a tensão atinge 0,808pu, valor bem abaixo do necessário para atuação da proteção. Na prática, a Figura 5.10 traz que o valor real de tensão na fase C foi de 0,82pu, valor intermediário entre os dois simulados, indicando que a carga do sistema é formada por uma combinação entre os modelos de potência constante, corrente constante e impedância constante.

A influência do modelo de carga foi maior em outras subestações do sistema ESCELSA do que propriamente no sistema da ArcelorMittal Tubarão, pois a grande geração local na usina tende a manter a tensão nos barramentos. A maior diferença de tensão observada foi de 17,32% na subestação de UBU que está eletricamente mais afastada do local de defeito.

Tabela 5.22 – Valores de tensão para curto-circuito fase-terra na fase C da linha Alto Lage x Carapina – Circuito 1

S/E	$ V_A $ (PU)		$ V_B $ (PU)		$ V_C $ (PU)	
	$Z_{CTE}$	$S_{CTE}$	$Z_{CTE}$	$S_{CTE}$	$Z_{CTE}$	$S_{CTE}$
<b>ER1 - A1</b>	0,999	0,968	1,012	1,014	0,853	0,808
<b>ER1 - B1</b>	0,999	0,968	1,012	1,014	0,853	0,808
<b>ER2 - A2</b>	1,001	0,970	1,011	1,012	0,828	0,778
<b>ER2 - B2</b>	1,008	0,980	1,016	1,017	0,911	0,876
<b>PITANGA</b>	1,010	0,983	1,009	1,007	0,703	0,638
<b>PRAIA</b>	0,997	0,982	1,000	0,995	0,698	0,612
<b>BELGO</b>	1,002	0,982	1,004	1,000	0,700	0,623
<b>CARAPINA</b>	1,016	0,993	1,018	1,016	0,646	0,574
<b>TUBARÃO</b>	1,001	0,995	1,013	1,011	0,635	0,538
<b>NEBRASCO</b>	1,007	0,995	1,013	1,009	0,644	0,556
<b>JOÃO NEIVA</b>	0,947	0,927	0,978	0,980	0,627	0,547
<b>CIVIT</b>	0,995	0,986	1,007	1,001	0,641	0,551
<b>ALTO LAGE</b>	1,026	0,991	1,025	1,026	0,556	0,506
<b>AREINHA</b>	0,990	0,960	0,991	0,993	0,739	0,686
<b>CEASA</b>	1,002	0,974	1,006	1,005	0,637	0,580
<b>SUIÇA</b>	0,992	0,978	1,003	0,998	0,599	0,515
<b>IBES</b>	0,980	0,960	0,984	0,981	0,733	0,666
<b>B. FERREIRA</b>	0,977	0,959	0,982	0,978	0,731	0,659
<b>GUARAPARI</b>	0,965	0,953	0,971	0,967	0,724	0,628
<b>CARIACICA</b>	1,019	0,987	1,021	1,022	0,561	0,507
<b>UBU</b>	0,948	0,947	0,957	0,951	0,713	0,590

Na maioria dos softwares de cálculo de curto-circuito as cargas podem ser representadas apenas como impedância constante. Dentre eles, inclui-se o SKM/PTW32, versão 6.01, utilizado pela ArcelorMittal Tubarão para análise de faltas. No entanto, através deste estudo de caso fica claro a importância da correta representação do modelo de carga, evidenciando a potencialidade da metodologia proposta, especialmente para estudos onde é necessário analisar os impactos de uma falta em todo o sistema.

A Figura 5.12 apresenta o trajeto percorrido pela impedância de falta durante o processo do fluxo de potência continuado. Conforme pode ser observado, a impedância

de falta parte de um valor elevado ( $Z_f = 10^{+10}$ ) até atingir o valor de curto-circuito sólido ( $Z_f = 10^{-10}$ ), após 21 atualizações.

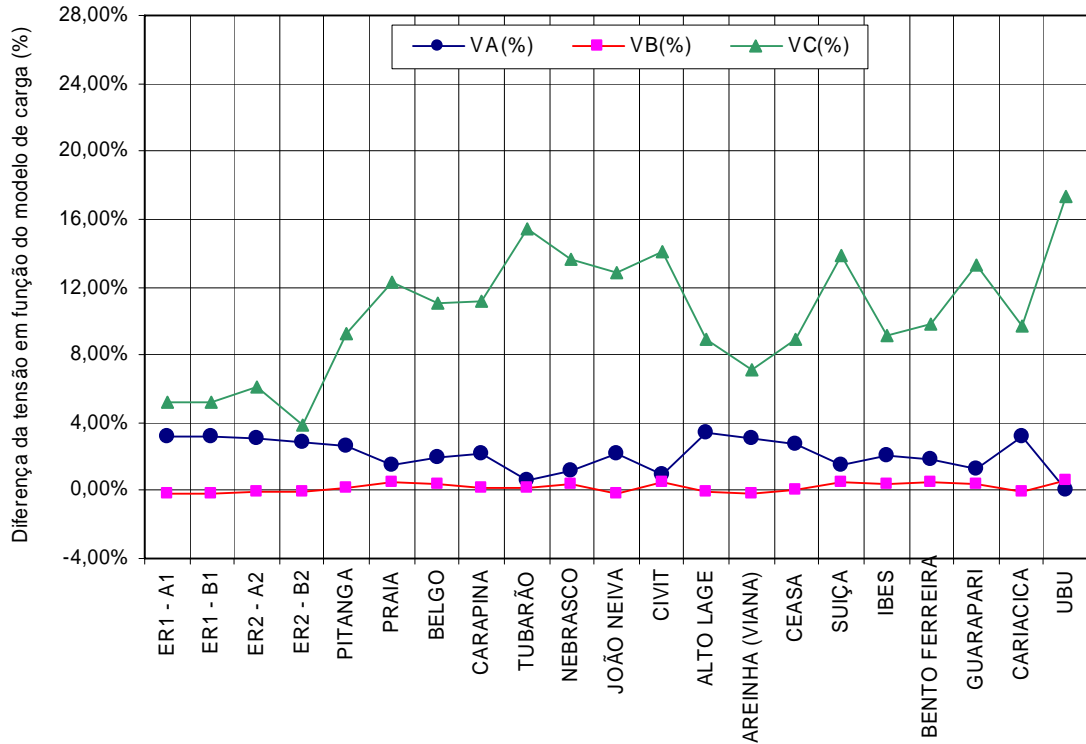


Figura 5.11 – Diferença nos resultados das simulações com a carga representada como impedância constante e potência constante – Curto-circuito fase-terra na fase C da linha Alto Lage x Carapina – Circuito 1.

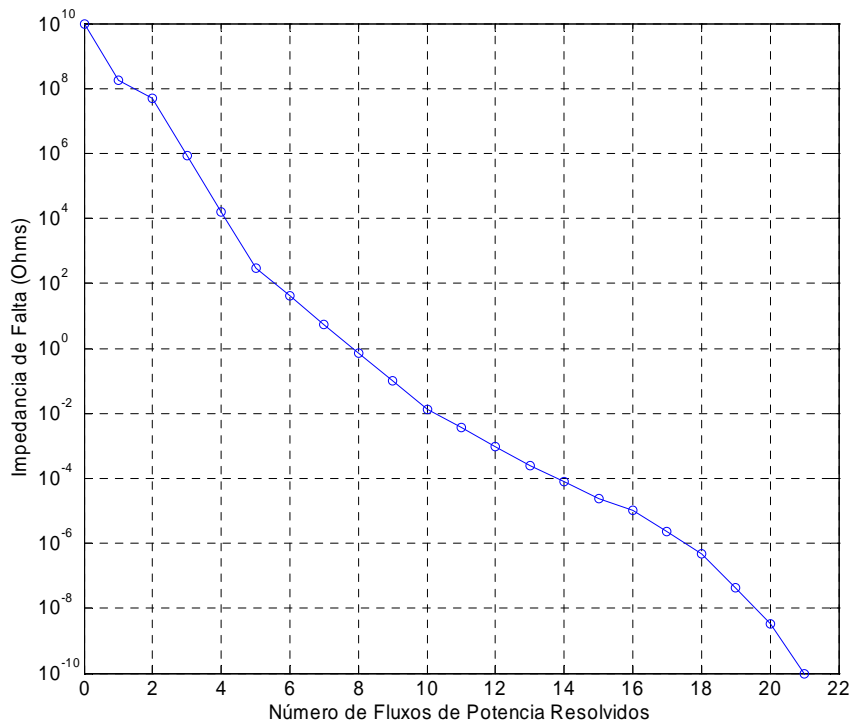


Figura 5.12 – Variação da impedância de falta durante o processo do fluxo de potência continuado.

### 5.3.4 Sistema de Fornecimento Ininterrupto de Energia - UPS

Este estudo de caso apresenta a simulação de uma falta série real que ocorreu no Sistema de Fornecimento Ininterrupto de Energia - UPS (*Uninterrupted Power Supply*) instalado na sala elétrica do Gerador Diesel de Emergência da ArcelorMittal Tubarão. Além de fornecer alimentação segura em 115Vca para os circuitos de controle da sala elétrica, esta UPS alimenta cargas críticas do controle de processo de diversas plantas da área de Utilidades. A Figura 5.13 apresenta o diagrama simplificado do sistema de alimentação segura composto por uma UPS industrial de 20kVA e por um transformador de “by-pass”.

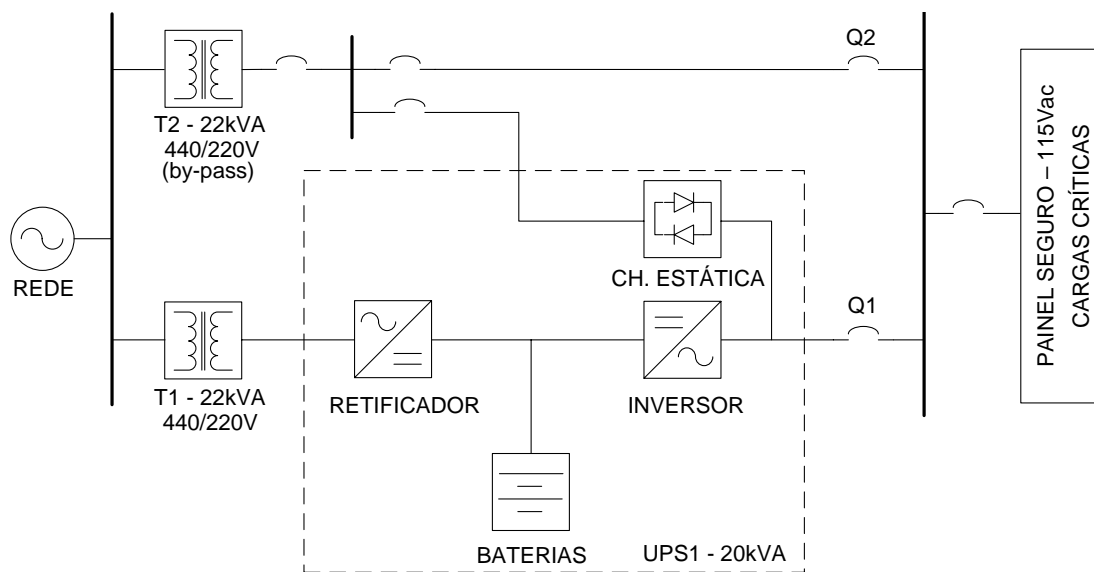


Figura 5.13 – Diagrama simplificado do Sistema de Fornecimento Ininterrupto de Energia - UPS.

Em condição normal de operação, o painel das cargas críticas é alimentado via UPS (transformador T1). Porém, para sanar uma pendência do projeto, havia a necessidade de desligar a UPS e transferir a alimentação para o transformador do by-pass (transformador T2). A transferência é realizada através do paralelismo momentâneo dos disjuntores Q1 e Q2, de forma a não haver pique de energia nas cargas. No entanto, devido a um erro de montagem, o neutro do transformador T2 do circuito do disjuntor Q2 foi seccionado inadvertidamente durante a preparação para execução da atividade. Desta forma, quando o paralelo foi desfeito (abertura Q1) o sistema perdeu o condutor de neutro causando grande desequilíbrio nas tensões.

A simulação do defeito foi realizada a partir da condição pré-falta, onde foi aplicado um defeito série de seccionamento do cabo neutro do transformador T2. A

Tabela 5.23 contém os valores das tensões e correntes pré-falta no painel de cargas críticas. Verifica-se que a distribuição das cargas entre as fases estava muito desigual, com cerca de 10A na fase A e apenas 1A nas fases B e C. A corrente de retorno pelo neutro era de 9A. As cargas são do tipo impedância constante.

Tabela 5.23 – Tensões e correntes pré-falta no painel de cargas críticas.

TENSÃO			CORRENTE		
FASE	V (volts)	$\theta$ (°)	FASE	I (amps)	$\theta$ (°)
VAN	126.406	29.349	IA	10.047	29.349
VBN	126.931	-90.053	IB	1.000	-90.053
VCN	126.942	149.920	IC	1.000	149.920
VN	0.000	-169.822	IN	9.047	-150.716

Após o seccionamento do neutro, houve sobretensão nas fases menos carregadas (B e C) e subtensão na fase de maior carregamento, conforme pode ser observado na Tabela 5.24. O desequilíbrio das tensões trouxe graves conseqüências para a usina, pois a sobretensão de 1,52pu (193V) nas fases B e C provocou a queima do PLC do controle de processo da torre de queima nº4 de gás do Alto-Forno (BFG), além da queima do computador da estação do sistema supervisório do gerador diesel de emergência da usina. Na fase A, a tensão caiu para apenas 0,25pu (31,5V), o que provocou o desligamento de todas as cargas conectadas a esta fase, incluindo o controle de processo da ERPO (estação redutora de pressão de oxigênio para o Alto-Forno).

Tabela 5.24 – Tensões e correntes no painel de cargas críticas após seccionamento do neutro.

TENSÃO			CORRENTE		
FASE	V (volts)	$\theta$ (°)	FASE	I (amps)	$\theta$ (°)
VAN	31.506	29.886	IA	2.504	29.886
VBN	193.052	-115.401	IB	1.522	-115.401
VCN	193.215	175.201	IC	1.523	175.201
VN	47.684	-29.896	IN	0.000	-164.883

A simulação deste defeito permitiu uma perfeita análise do distúrbio que provocou a queima de alguns equipamentos e desligamento de outros, mostrando que a metodologia proposta pode ser aplicada a qualquer tipo de sistema elétrico, sendo uma ferramenta muito útil para os engenheiros na análise de faltas.



## 5.4 Transformador Delta-Estrela – IEEE 4 Barras.

Este estudo de caso possui o objetivo de testar o modelo de transformadores em coordenadas de fase na presença de curtos-circuitos. Para isso, será avaliada a circulação de corrente no primário e secundário de transformadores com conexão delta-estrela, na ocorrência de defeitos trifásicos, bifásicos e monofásicos. Transformadores com conexão estrela-estrela e delta-delta também foram testados com sucesso.

Para realização da simulação foi utilizado o sistema teste IEEE 4 barras, apresentado na Figura 5.14. Os dados deste sistema podem ser obtidos em [41]. Para que fosse possível visualizar apenas as correntes de defeito e facilitar o entendimento, as cargas e as impedâncias mútuas das linhas foram desconsideradas.

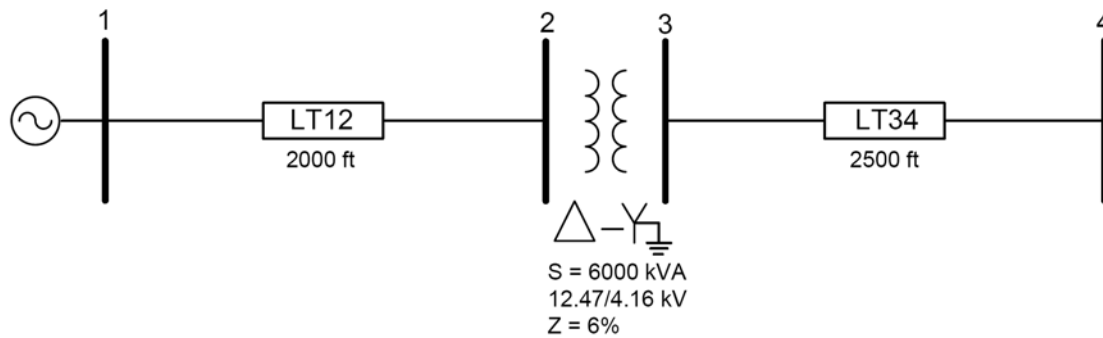


Figura 5.14 – Diagrama unifilar do sistema teste IEEE 4 barras.

A Tabela 5.25 mostra os valores de tensão em pu para um curto-circuito trifásico aplicado na barra 4. O objetivo é mostrar que a tensão no secundário do transformador (barra 3) está  $-30^\circ$  defasada da tensão do primário devido a conexão delta-estrela do transformador. Esta diferença de fase é obtida naturalmente, sem a necessidade de utilizar nenhum fator de correção.

Tabela 5.25 – Valores das tensões com curto-circuito trifásico na barra 4.

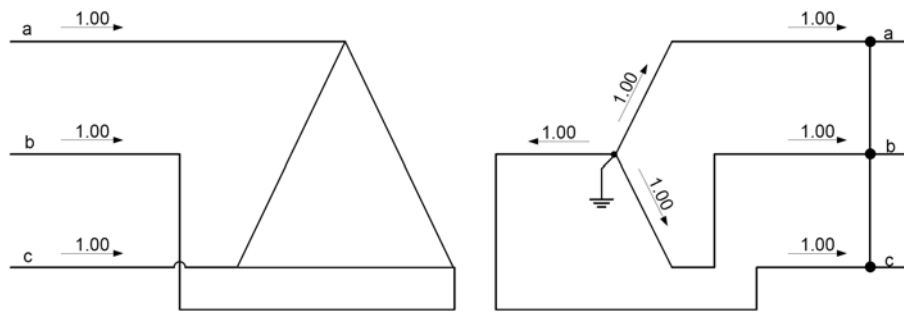
BARRA	$V_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$V_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$V_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$V_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1	0,9995	-0,01	0,9995	-120,01	0,9995	119,99	0,0000	0,00
2	0,9443	0,03	0,9443	-119,97	0,9443	120,03	0,0000	0,00
3	0,6193	-30,67	0,6193	-150,67	0,6193	89,33	0,0000	-17,68
4	0,0000	-64,10	0,0000	175,86	0,0000	55,72	0,0000	-17,68

A Tabela 5.26 contém as correntes no primário e secundário do transformador após a aplicação de faltas na barra 4. A Figura 5.15 ilustra graficamente os dados contidos nesta Tabela. No curto-circuito trifásico, cada 1pu de corrente no secundário equivale a 1pu de corrente no primário (lado delta). O curto-circuito bifásico é 87% do trifásico. A corrente circula pelas duas fases faltosas defasadas de 180° e a cada 0,87pu de corrente que circula pelas fases A e B do secundário corresponde no primário a 1pu de corrente na fase A retornando 0,5pu pela fase B e 0,5pu pela fase C. No curto circuito monofásico a corrente pode retornar pela terra ou pelo neutro, dependendo do sistema e do tipo de defeito ocorrido. A corrente de curto fase-neutro apresentou menor valor do que o fase-terra devido a impedância de retorno do cabo neutro. Em ambas as situações, cada 1pu de corrente de falta na fase A do lado estrela implica em 0,58pu de corrente circulando pelas fases A e C do lado delta do transformador.

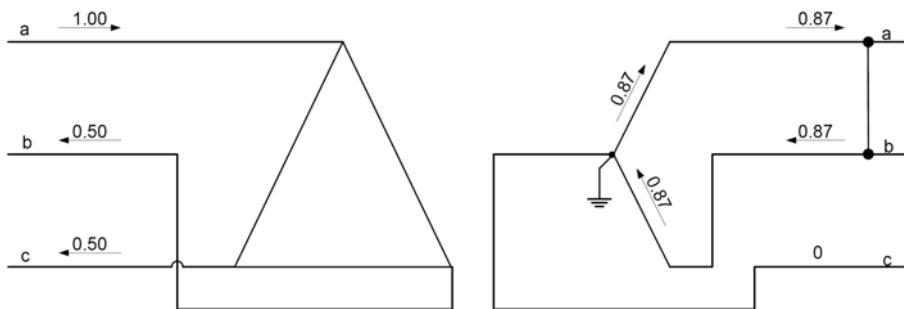
Tabela 5.26 – Correntes no primário e secundário do transformador Delta-Estrela para faltas na Barra 4.

<b>CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO - Figura 5.15(a)</b>								
<b>LINHA</b>	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	5,3461	-79,17	5,3461	160,83	5,3461	40,83	0,0000	0,00
3 - 4	5,3460	-109,17	5,3460	130,83	5,3460	10,83	0,0000	108,45
<b>CURTO-CIRCUITO BIFÁSICO (FASES AB) - Figura 5.15(b)</b>								
<b>LINHA</b>	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	5,3461	-79,17	2,6731	100,83	2,6730	100,82	0,0000	0,00
3 - 4	4,6298	-79,17	4,6298	100,83	0,0000	179,25	0,0000	45,00
<b>CURTO-CIRCUITO FASE-TERRA - Figura 5.15(c)</b>								
<b>LINHA</b>	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	3,1449	-109,18	0,0001	150,00	3,1449	70,82	0,0000	0,00
3 - 4	5,4471	-109,18	0,0000	-59,55	0,0000	178,56	0,0000	70,82
<b>CURTO-CIRCUITO FASE-NEUTRO - Figura 5.15(d)</b>								
<b>LINHA</b>	$I_a$ (pu)	$\theta_a$ (°)	$I_b$ (pu)	$\theta_b$ (°)	$I_c$ (pu)	$\theta_c$ (°)	$I_n$ (pu)	$\theta_n$ (°)
1 - 2	1,8020	-103,52	0,0001	150,00	1,8019	76,47	0,0000	0,00
3 - 4	3,1209	-103,53	0,0000	-59,87	0,0000	178,63	3,1209	76,47

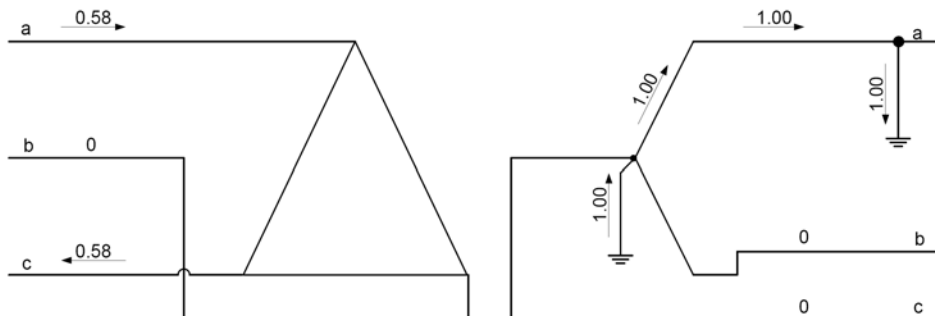
Para todos os defeitos testados a circulação de corrente em ambos os lados do transformador estão de acordo com a literatura [47], validando a modelo para análise de curto-circuito em transformadores com conexões distintas no primário e secundário.



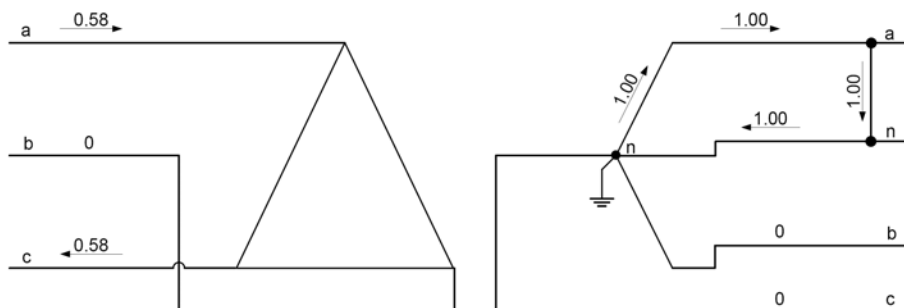
(a) curto-circuito trifásico aplicado ao transformador com conexão delta-estrela.



(b) curto-circuito bifásico aplicado ao transformador com conexão delta-estrela.



(c) curto-circuito fase-terra aplicado ao transformador com conexão delta-estrela.



(d) curto-circuito fase-neutro aplicado ao transformador com conexão delta-estrela.

Figura 5.15 – Circulação de corrente no transformador com conexão delta-estrela para curto-circuito aplicado na barra 4 do sistema teste IEEE 4 barras.

## ***5.5 Conclusões do Capítulo***

Neste capítulo foram apresentados os resultados das simulações obtidas com a análise de defeitos em coordenadas de fase utilizando a modelagem completa do sistema trifásico a quatro condutores.

Foram aplicadas diversas faltas, simples e simultâneas em sistemas didáticos, sistemas do IEEE, e em sistemas elétricos reais, onde foi possível constatar a grande eficácia e robustez numérica da metodologia proposta para análise de defeitos.

A representação explícita dos cabos neutros e dos aterramentos das barras e dos neutros dos transformadores permite calcular diretamente as tensões e correntes dos neutros e dos aterramentos do sistema sob falta.

A importância da representação do modelo de carga na análise de defeitos foi investigada, mostrando a aplicabilidade da ferramenta proposta em estudos de afundamento de tensão.

O modelo proposto de transformador em coordenadas de fase também foi testado com sucesso. A formulação fornece o cálculo direto dos módulos e ângulos das correntes e tensões de fases e de neutro do transformador, sem a necessidade de inclusão de fatores de multiplicação ou de defasagem angular.

O uso da metodologia convencional em componentes simétricas acompanhada de simplificações como, considerar as tensões pré-falta iguais a 1 pu, desprezar as cargas e desprezar os elementos em derivação podem impactar nos resultados. Assim, a ferramenta proposta tem grande potencialidade visto que, além de representar qualquer tipo de defeito, não é necessário nenhum tipo de simplificação.

Em relação ao condicionamento numérico, pode-se constatar que a metodologia adotada para variação da impedância do defeito durante o processo do fluxo de potência continuado foi muito eficiente e em nenhum momento foram detectadas dificuldades de convergência.

# Capítulo 6

## Conclusões e Propostas de Trabalhos

### Futuros

#### *6.1 Considerações Gerais*

Neste trabalho foi apresentada uma formulação para análise de defeitos em coordenadas de fase utilizando a representação completa do sistema trifásico a quatro condutores. Nesta metodologia, o cálculo de defeitos é realizado através da solução do fluxo de potência com as impedâncias de falta diretamente incluídas na matriz admitância de barras do sistema. Os problemas relativos ao condicionamento numérico são contornados através da utilização da técnica do fluxo de potência continuado, onde a atualização supervisionada dos valores das impedâncias de falta garante a convergência do processo.

Uma das grandes vantagens desta formulação é a representação explícita dos neutros e aterramentos do sistema, permitindo a verificação de todas as grandezas elétricas das fases e dos neutros de forma direta.

Outro grande diferencial deste método é que não existem restrições quanto a topologia da rede, podendo ser aplicado para análise de faltas em qualquer tipo de sistema, de alta, média ou baixa tensão, radiais ou reticulados, a três condutores, a quatro condutores, equilibrados ou desequilibrados, com neutros e aterramentos das mais diferentes formas.

A representação de transformadores, tipicamente complexa em coordenadas de fase, recebeu uma modelagem a quatro condutores que exige poucos parâmetros de entrada, além de permitir o aterramento em ambos os lados do transformador e a disponibilização do condutor de neutro.

A representação dos modelos de carga dependentes da tensão mostrou-se bastante conveniente em estudos de afundamento de tensão, onde resultados mais realistas podem ser alcançados.

A representação de faltas em coordenadas de fase ocorre de forma simples e direta, através de modelos que representam o circuito real de defeito. Os modelos apresentados permitem a representação de todos os tipos de defeito tais como, curto-circuito trifásico, bifásico ou monofásico, abertura homopolar, bipolar, tripolar ou tetrapolar da linha, ou ainda associação entre eles, caracterizando os defeitos simultâneos.

A utilização de impedâncias distintas para o neutro ( $Z_n$ ) e para a terra ( $Z_g$ ) no modelo de defeito em derivação permite a discriminação de curtos-circuitos envolvendo as fases e o neutro (sem contato com a terra), as fases e a terra (sem contato com o neutro), ou ainda envolvendo as fases, o neutro e a terra. No modelo de falta série é possível simular além da abertura das fases, o seccionamento do condutor de neutro, possibilitando a análise dos efeitos causados pelo rompimento do cabo neutro em sistemas desequilibrados que possuem elevada corrente de retorno.

Através dos resultados obtidos nas simulações, foi possível verificar que as tensões e correntes pós-falta no neutro podem atingir valores significativos, podendo impactar profundamente em muitos aspectos, como segurança, ajustes de proteção, dimensionamento de circuitos e qualidade de energia, por exemplo. Portanto, utilizar a redução de KRON somente é justificável quando não existe um interesse específico nas tensões e correntes de neutro.

Além disso, o uso de metodologias que adotam simplificações, como considerar as tensões pré-falta iguais a 1 pu, negligenciar neutros e aterramentos, desprezar as cargas, desequilíbrios e elementos em derivação podem conduzir a erros nas análises que se tornam mais severos quanto maior for o desequilíbrio do sistema.

Pelo exposto, a ferramenta proposta possui grande potencialidade visto que, além de representar qualquer tipo de defeito, não é necessário nenhum tipo de simplificação, sendo uma ferramenta muito útil para os engenheiros na análise de defeitos.

## ***6.2 Trabalhos Futuros***

O trabalho apresentado é parte da evolução da investigação de sistemas a quatro condutores. A metodologia apresentada ainda permite melhoramentos e pode ser utilizada como base para futuros desenvolvimentos de ferramentas de análise de sistemas elétricos de potência. Algumas sugestões são descritas a seguir:

- Implementação computacional da ferramenta de análise de defeitos na linguagem C++, acarretando em uma significativa redução no tempo de processamento.
- Análise de coordenação de proteção para sistemas a quatro condutores.
- Estudos de qualidade de energia, como estudos sobre afundamentos de tensão.
- Estudos de estabilidade dinâmica.
- Localização de faltas utilizando, por exemplo, redes neurais.
- Inclusão de modelos refinados de motores de indução e máquinas síncronas.
- Desenvolvimento de novos modelos de cargas, principalmente para tensões mais baixas.
- Desenvolvimento de uma ferramenta de análise de faltas incluindo a representação do solo.

# Apêndice A

## Fluxo de Potência Trifásico a Quatro Condutores

### *A.1 Introdução*

É fato que os sistemas de distribuição modernos adotam largamente a configuração trifásica a quatro condutores [3], porém, na maioria dos programas para cálculo de fluxo de potência os efeitos do cabo neutro são incorporados nas fases, utilizando-se a redução de Kron, ou são simplesmente ignorados, o mesmo ocorrendo para os aterramentos. Desta forma, as correntes e tensões de neutros e aterramentos permanecem desconhecidas, e os resultados obtidos são aproximados. Porém, para diversas aplicações e estudos, onde há necessidade de análise de sistemas trifásicos desequilibrados, tem-se especial interesse em conhecer as grandezas elétricas dos neutros e aterramentos. Nestes casos é necessário então incluir os cabos neutros e os aterramentos na modelagem da rede, de forma a poder analisar suas influências nas características dos sistemas e obter resultados mais precisos.

Desta forma, apresenta-se neste capítulo uma formulação para o fluxo de potência para sistemas trifásicos a quatro condutores (três fases e o neutro), utilizando o método de Newton-Raphson para solucionar o conjunto de equações de injeção de corrente em coordenadas retangulares. O equacionamento proposto resulta em um sistema de equações não-lineares com dimensão  $8n$ , onde  $n$  é o número de barras do sistema. A metodologia proposta é denominada Método de Injeção de Correntes a Quatro Condutores (MICQ), [8].



## A.2 Desenvolvimento Matemático

### A.2.1 Equações Básicas

A injeção líquida de corrente em uma determinada barra  $k$  do sistema é dada pela soma algébrica de parcelas das correntes injetadas neste nó. Pela Lei das Correntes de Kirchhoff este somatório deve ser igual a zero. No fluxo de potência trifásico isto é realizado para as três fases,  $a$ ,  $b$  e  $c$  [1], e no caso do fluxo a quatro condutores acrescenta-se a equação relativa à soma das correntes injetadas no nó neutro.

Para o sistema trifásico a quatro condutores, a injeção de corrente relativa aos elementos conectados em série entre as barras do sistema é dada pela Equação (A.1):

$$I_{k,serie}^s = \sum_{i \in \Omega_k} \sum_{t \in \alpha_p} \left( j b_{ki,sh}^{st} V_k^t + (V_k^t - V_i^t) y_{ki}^{st} \right) \quad (A.1)$$

Onde:

- $V_k^t$  - Fasor de tensão da fase  $t$  da barra  $k$ ;
- $V_i^t$  - Fasor de tensão da fase  $t$  da barra  $i$ ;
- $b_{ki,sh}^{st}$  - Susceptância em derivação do ramo  $k - i$  das fases  $st$
- $s, t \in \alpha_p$
- $\alpha_p = \{a, b, c, n\}$
- $\Omega_k$  - Conjunto de barras conectadas diretamente à barra  $k$ ;
- $y_{ki}^{st}$  - Admitância série do ramo  $k - i$  das fases  $st$ .

A segunda parte das equações de injeção de corrente é relativa aos componentes em derivação na barra  $k$ . Seu equacionamento depende da modelagem do componente conectado e do tipo de conexão.

Se estes componentes forem modelados como admitâncias em derivação em cada fase, ligadas diretamente à terra, temos a parcela dada pela Equação (A.2):

$$I_{k,deriv}^s = Y_{k,sh}^s V_k^s \quad (A.2)$$

Onde:

- $Y_{k,sh}^s$  - Admitância em derivação na fase  $s$  da barra  $k$ ;  
 $V_k^s$  - Fator de tensão da fase  $s$  da barra  $k$ ;

Mas, se estes elementos forem modelados como admitâncias em cada fase, conectadas em estrela, com possibilidade de aterramento do neutro por uma admitância, temos as Equações (A.3) e (A.4):

$$I_{k,deriv}^n = Y_{k,at}^n V_k^n + \sum_{d \in \alpha_d} Y_k^d (V_k^n - V_k^d) \quad (A.3)$$

$$I_{k,deriv}^d = Y_k^d (V_k^d - V_k^n) \quad (A.4)$$

Onde:

$$d \in \alpha_d$$

$$\alpha_d = \{a, b, c\}$$

- $V_k^d$  - Fator de tensão da fase  $d$  da barra  $k$ ;  
 $V_k^n$  - Fator de tensão do neutro da barra  $k$ ;  
 $Y_k^d$  - Admitância entre a fase  $d$  e o neutro da barra  $k$ ;  
 $Y_{k,at}^n$  - Admitância de aterramento do neutro da barra  $k$ .

Assim, somando-se as duas parcelas de corrente correspondentes de cada fase e as do neutro, de acordo com os componentes conectados, tem-se a injeção líquida de corrente total da barra  $k$ , que é dada pela Equação (A.5):

$$I_k^s = I_{k,deriv}^s + I_{k,serie}^s \quad (A.5)$$

De forma geral para um sistema de  $nb$  barras pode-se colocar as equações na forma matricial como a seguir (A.6), (A.7)

$$\begin{bmatrix} I_1^{abcn} \\ I_2^{abcn} \\ \vdots \\ I_{nb}^{abcn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11}^{abcn} & Y_{12}^{abcn} & & Y_{1t}^{abcn} \\ Y_{21}^{abcn} & Y_{22}^{abcn} & & Y_{2t}^{abcn} \\ & & & \\ & & & \\ Y_{nb1}^{abcn} & Y_{nb2}^{abcn} & & Y_{nbnb}^{abcn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1^{abcn} \\ V_2^{abcn} \\ \vdots \\ V_{nb}^{abcn} \end{bmatrix} \quad (A.6)$$

Ou, de forma simplificada:

$$I = YV \quad (\text{A.7})$$

Onde a matriz Y é a matriz admitância nodal e seus elementos são dados pela Equação (A.8):

$$Y_{ki}^{abcn} = G_{ki}^{abcn} + jB_{ki}^{abcn} = \begin{bmatrix} G_{ki}^{aa} & G_{ki}^{ab} & G_{ki}^{ac} & G_{ki}^{an} \\ G_{ki}^{ba} & G_{ki}^{bb} & G_{ki}^{bc} & G_{ki}^{bn} \\ G_{ki}^{ca} & G_{ki}^{cb} & G_{ki}^{cc} & G_{ki}^{cn} \\ G_{ki}^{na} & G_{ki}^{nb} & G_{ki}^{nc} & G_{ki}^{nn} \end{bmatrix} + j \begin{bmatrix} B_{ki}^{aa} & B_{ki}^{ab} & B_{ki}^{ac} & B_{ki}^{an} \\ B_{ki}^{ba} & B_{ki}^{bb} & B_{ki}^{bc} & B_{ki}^{bn} \\ B_{ki}^{ca} & B_{ki}^{cb} & B_{ki}^{cc} & B_{ki}^{cn} \\ B_{ki}^{na} & B_{ki}^{nb} & B_{ki}^{nc} & B_{ki}^{nn} \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

Na Equação (A.6) os vetores  $I_k^{abcn}$  e  $V_k^{abcn}$ , para uma barra k do sistema, são dados por:

$$I_k^{abcn} = \begin{bmatrix} I_k^a \\ I_k^b \\ I_k^c \\ I_k^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{r_k}^a \\ I_{r_k}^b \\ I_{r_k}^c \\ I_{r_k}^n \end{bmatrix} + j \begin{bmatrix} I_{m_k}^a \\ I_{m_k}^b \\ I_{m_k}^c \\ I_{m_k}^n \end{bmatrix} \quad (\text{A.9})$$

$$V_k^{abcn} = \begin{bmatrix} V_k^a \\ V_k^b \\ V_k^c \\ V_k^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{r_k}^a \\ V_{r_k}^b \\ V_{r_k}^c \\ V_{r_k}^n \end{bmatrix} + j \begin{bmatrix} V_{m_k}^a \\ V_{m_k}^b \\ V_{m_k}^c \\ V_{m_k}^n \end{bmatrix} \quad (\text{A.10})$$

Onde:

- $I_{r_k}^s$  - Parte real do fasor da corrente injetada na fase  $s$  da barra  $k$ ;
- $I_{m_k}^s$  - Parte imaginária do fasor da corrente injetada na fase  $s$  da barra  $k$ ;
- $V_{r_k}^s$  - Parte real do fasor de tensão da fase  $s$  da barra  $k$ ;
- $V_{m_k}^s$  - Parte imaginária do fasor de tensão da fase  $s$  da barra  $k$ .

Apenas para a barra  $k$ , a equação matricial (A.6) reduz-se à seguinte forma:

$$I_k^s = \sum_{t \in \alpha_p} Y_{kk}^{st} V_k^t + \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} Y_{ki}^{st} V_i^t \quad (\text{A.11})$$

Separando a equação em partes real e imaginária gera-se as duas equações seguintes:

$$I_{r_k}^s = \sum_{t \in \alpha_p} (G_{kk}^{st} V_{r_k}^t - B_{kk}^{st} V_{m_k}^t) + \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (G_{ki}^{st} V_{r_i}^t - B_{ki}^{st} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.12})$$

$$I_{m_k}^s = \sum_{t \in \alpha_p} (B_{kk}^{st} V_{r_k}^t + G_{kk}^{st} V_{m_k}^t) + \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (B_{ki}^{st} V_{r_i}^t + G_{ki}^{st} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.13})$$

Estas equações escritas na forma matricial para um sistema de  $nb$  barras dão origem à Equação (A.14):

$$\begin{bmatrix} I_{m1}^{abcn} \\ I_{r1}^{abcn} \\ I_{m2}^{abcn} \\ I_{r2}^{abcn} \\ \vdots \\ I_{mnb}^{abcn} \\ I_{rnb}^{abcn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11}^{abcn} & G_{11}^{abcn} & B_{12}^{abcn} & G_{12}^{abcn} & \vdots & B_{1nb}^{abcn} & G_{1nb}^{abcn} \\ G_{11}^{abcn} & -B_{11}^{abcn} & G_{12}^{abcn} & -B_{12}^{abcn} & \vdots & G_{1nb}^{abcn} & -B_{1nb}^{abcn} \\ B_{21}^{abcn} & G_{21}^{abcn} & B_{22}^{abcn} & G_{22}^{abcn} & \vdots & B_{2nb}^{abcn} & G_{2nb}^{abcn} \\ G_{21}^{abcn} & -B_{21}^{abcn} & G_{22}^{abcn} & -B_{22}^{abcn} & \vdots & G_{2nb}^{abcn} & -B_{2nb}^{abcn} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ B_{nb1}^{abcn} & G_{nb1}^{abcn} & B_{nb2}^{abcn} & G_{nb2}^{abcn} & \vdots & B_{nbnb}^{abcn} & G_{nbnb}^{abcn} \\ G_{nb1}^{abcn} & -B_{nb1}^{abcn} & G_{nb2}^{abcn} & -B_{nb2}^{abcn} & \vdots & G_{nbnb}^{abcn} & -B_{nbnb}^{abcn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{r1}^{abcn} \\ V_{m1}^{abcn} \\ V_{r2}^{abcn} \\ V_{m2}^{abcn} \\ \vdots \\ V_{mb}^{abcn} \\ V_{mnb}^{abcn} \end{bmatrix} \quad (\text{A.14})$$

Que pode ser apresentada como:

$$I_{mr} = Y_{ret} V_{rm} \quad (\text{A.15})$$

Onde a matriz  $Y_{ret}$  é a matriz admitância de barras em coordenadas retangulares, considerando as fases a, b, c e o neutro (n).

Para uma carga ou uma unidade geradora conectada à barra k do sistema, em estrela, conectada ao neutro, tem-se para as fases a, b e c:

$$S_k^d = P_k^d + jQ_k^d = (V_k^d - V_k^n) I_{k\text{ cg}}^d \quad (A.16)$$

Onde:

$S_k^d$  - Potência aparente injetada na fase  $d$  da barra  $k$ ;

$P_k^d$  - Potência ativa especificada na fase  $d$  da barra  $k$ ;

$Q_k^d$  - Potência reativa especificada na fase  $d$  da barra  $k$ ;

$d \in \alpha_d$

$\alpha_d = \{a, b, c\}$

$V_k^n$  - Fator de tensão do neutro da barra  $k$ ;

$V_k^d$  - Fator de tensão da fase  $d$  da barra  $k$ ;

$I_{k\text{ cg}}^d$  - Fator de corrente injetada na fase  $d$  da barra  $k$ , de uma carga ou uma unidade geradora.

Isolando-se o fator de corrente da Equação (A.16), tem-se:

$$I_{k\text{ cg}}^d = \frac{\left( \frac{P_k^d + jQ_k^d}{V_k^d - V_k^n} \right)^*}{\left( V_k^d - V_k^n \right)^*} = \frac{P_k^d - jQ_k^d}{V_k^{d*} - V_k^{n*}} \quad (A.17)$$

A partir da Equação (A.17) escrevendo-se os fasores de tensão na forma retangular, chega-se à Equação (A.18):

$$I_{k\text{ cg}}^d = \frac{(P_k^d - jQ_k^d)}{\left( (V_{r_k}^d + jV_{m_k}^d)^* - (V_{r_k}^n + jV_{m_k}^n)^* \right)} = \frac{(P_k^d - jQ_k^d)}{\left( (V_{r_k}^d - jV_{m_k}^d) - (V_{r_k}^n - jV_{m_k}^n) \right)} \quad (A.18)$$

Manipulando-se algebricamente o denominador do último termo da Equação (A.18), tem-se:

$$I_{k\text{ cg}}^d = \frac{(P_k^d - jQ_k^d)}{\left( (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n) - j(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) \right)} \quad (A.19)$$

Para separar a Equação (A.19) em partes real e imaginária multiplica-se e divide-se o segundo termo da mesma pelo conjugado do denominador  $((V_{r_k}^d - V_{r_k}^n) + j(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n))$ , obtendo as Equações (A.20) e (A.21) para as fases a, b, e c:

$$I_{r_k cg}^d = \frac{(P_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n) + (Q_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)}{\left( (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right)} \quad (\text{A.20})$$

$$I_{m_k cg}^d = \frac{(P_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) - (Q_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)}{\left( (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right)} \quad (\text{A.21})$$

Tem-se também que para o neutro de uma carga ou unidade geradora conectada em estrela, as equações da injeção de corrente são:

$$I_{r_k cg}^n = -\left( I_{r_k cg}^a + I_{r_k cg}^b + I_{r_k cg}^c \right) \quad (\text{A.22})$$

$$I_{m_k cg}^n = -\left( I_{m_k cg}^a + I_{m_k cg}^b + I_{m_k cg}^c \right) \quad (\text{A.23})$$

Combinando-se as equações básicas desenvolvidas nesta seção de forma a equacionar as injeções de corrente em todos os nós do sistema, pode-se desenvolver o fluxo de potência por injeção de corrente para o sistema a quatro condutores. Na próxima seção descreve-se a aplicação do método de Newton-Raphson nesta formulação.

## A.2.2 Formulação do Fluxo de Potência por Injeção de Correntes

### A.2.2.1 Aplicação do Método de Newton-Raphson

De acordo com a Lei das Correntes de Kirchhoff, sabe-se que o somatório algébrico de correntes injetadas em um nó é igual a zero. Utilizando esta lei, de forma geral, têm-se as seguintes equações para uma barra  $k$  do sistema.

Para a parte real da injeção de correntes nas fases a, b e c, combinando as Equações (A.12) e (A.20) tem-se:

$$\frac{(P_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n) + (Q_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)}{\left( (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right)} - \sum_{t \in \alpha_p} (G_{kk}^{dt} V_{r_k}^t - B_{kk}^{dt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (G_{ki}^{dt} V_{r_i}^t - B_{ki}^{dt} V_{m_i}^t) = 0 \quad (\text{A.24})$$

Onde se tem:

$$d \in \alpha_d$$

$$\alpha_d = \{a, b, c\}$$

$$t \in \alpha_p$$

$$\alpha_p = \{a, b, c, n\}$$

E combinando as Equações (A.13) e (A.21) tem-se para a parte imaginária da injeção de correntes nas fases a, b e c:

$$\frac{(P_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) - (Q_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)}{\left((V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2\right)} - \sum_{t \in \alpha_p} (B_{kk}^{dt} V_{r_k}^t + G_{kk}^{dt} V_{m_k}^t) + \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (B_{ki}^{dt} V_{r_i}^t + G_{ki}^{dt} V_{m_i}^t) = 0 \quad (\text{A.25})$$

E finalmente as equações de injeções de correntes líquidas para o neutro são encontradas combinando-se, conforme a Lei das Correntes de Kirchhoff, as Equações (A.12) e (A.22) para a parte real, resultando em (A.26), e combinando-se (A.13) e (A.23) para a parte imaginária, resultando em (A.27):

$$-\left(I_{r_k \text{ cg}}^a + I_{r_k \text{ cg}}^b + I_{r_k \text{ cg}}^c\right) - \sum_{t \in \alpha_p} (G_{kk}^{nt} V_{r_k}^t - B_{kk}^{nt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (G_{ki}^{nt} V_{r_i}^t - B_{ki}^{nt} V_{m_i}^t) = 0 \quad (\text{A.26})$$

$$-\left(I_{m_k \text{ cg}}^a + I_{m_k \text{ cg}}^b + I_{m_k \text{ cg}}^c\right) - \sum_{t \in \alpha_p} (B_{kk}^{nt} V_{r_k}^t + G_{kk}^{nt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (B_{ki}^{nt} V_{r_i}^t + G_{ki}^{nt} V_{m_i}^t) = 0 \quad (\text{A.27})$$

Em um fluxo de potência estas equações só são iguais a zero na convergência. Durante o processo iterativo, considera-se as potências ativa ( $P_k^d$ ) e reativa ( $Q_k^d$ ) como especificadas e as Equações (A.24), (A.25), (A.26) e (A.27) são chamadas de resíduos das correntes injetadas no nó  $s$  ( $s \in \alpha_p, \alpha_p = \{a, b, c, n\}$ ) da barra  $k$ . Esses resíduos são representados de forma geral por  $\Delta I_k^s$  e são dados pelas Equações (A.28), (A.29) para as fases a, b e c, (A.30) e (A.31) para o neutro:

$$\Delta I_{r_k}^d = \frac{(P_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n) + (Q_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)}{\left((V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2\right)} - \sum_{t \in \alpha_p} (G_{kk}^{dt} V_{r_k}^t - B_{kk}^{dt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (G_{ki}^{dt} V_{r_i}^t - B_{ki}^{dt} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.28})$$

$$\Delta I_{m_k}^d = \frac{(P_k^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) - (Q_k^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)}{\left((V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2\right)} - \sum_{t \in \alpha_p} (B_{kk}^{dt} V_{r_k}^t + G_{kk}^{dt} V_{m_k}^t) + \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (B_{ki}^{dt} V_{r_i}^t + G_{ki}^{dt} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.29})$$

$$\Delta I_{r_k}^n = -\left(I_{r_k \text{ cg}}^a + I_{r_k \text{ cg}}^b + I_{r_k \text{ cg}}^c\right) - \sum_{t \in \alpha_p} (G_{kk}^{nt} V_{r_k}^t - B_{kk}^{nt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (G_{ki}^{nt} V_{r_i}^t - B_{ki}^{nt} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.30})$$

$$\Delta I_{m_k}^n = -\left(I_{m_k \text{ cg}}^a + I_{m_k \text{ cg}}^b + I_{m_k \text{ cg}}^c\right) - \sum_{t \in \alpha_p} (B_{kk}^{nt} V_{r_k}^t + G_{kk}^{nt} V_{m_k}^t) - \sum_{\substack{i \in \Omega_k \\ i \neq k}} \sum_{t \in \alpha_p} (B_{ki}^{nt} V_{r_i}^t + G_{ki}^{nt} V_{m_i}^t) \quad (\text{A.31})$$

Pode-se então aplicar o método de Newton-Raphson nas Equações (A.28) a (A.31) para solucionar o sistema, obtendo-se a Equação (A.32) para uma barra:

$$\begin{bmatrix} \underline{\Delta I}_m^a \\ \underline{\Delta I}_m^b \\ \underline{\Delta I}_m^c \\ \underline{\Delta I}_m^n \\ \underline{\Delta I}_r^a \\ \underline{\Delta I}_r^b \\ \underline{\Delta I}_r^c \\ \underline{\Delta I}_r^n \end{bmatrix}^{(h)} = - \begin{bmatrix} \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^a}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^b}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^c}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_m^n}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^a}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^b}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^c}{\partial V_m^n} \\ \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_r^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_r^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_r^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_r^n} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_m^a} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_m^b} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_m^c} & \frac{\partial \underline{\Delta I}_r^n}{\partial V_m^n} \end{bmatrix}^{(h)} \begin{bmatrix} \underline{\Delta V}_r^a \\ \underline{\Delta V}_r^b \\ \underline{\Delta V}_r^c \\ \underline{\Delta V}_r^n \\ \underline{\Delta V}_m^a \\ \underline{\Delta V}_m^b \\ \underline{\Delta V}_m^c \\ \underline{\Delta V}_m^n \end{bmatrix}^{(h)} \quad (\text{A.32})$$

Onde:

$h$  - Contador de iterações.



As potências ativa ( $P_k^d$ ) e reativa ( $Q_k^d$ ) especificadas são funções da geração ou da carga e também do tipo de conexão. Estes fatores devem ser levados em consideração no cálculo das derivadas parciais mostradas na Equação (A.32). Define-se então as Equações (A.33) e (A.34):

$$P_k^d = P_{G_k}^d - P_{D_k}^d \quad (\text{A.33})$$

$$Q_k^d = Q_{G_k}^d - Q_{D_k}^d \quad (\text{A.34})$$

Onde:

- $P_{G_k}^d$  - Potência ativa gerada na fase  $d$  da barra  $k$  ;
- $Q_{G_k}^d$  - Potência reativa gerada na fase  $d$  da barra  $k$  ;
- $P_{D_k}^d$  - Potência ativa demandada na fase  $d$  da barra  $k$  ;
- $Q_{D_k}^d$  - Potência reativa demandada na fase  $d$  da barra  $k$ .

Para o modelo de carga do tipo polinomial e para a conexão em estrela, ligada ao neutro, apresenta-se a seguir as expressões das cargas que foram adotadas para o fluxo de potência desenvolvido. Neste caso as expressões para potência ativa e reativa injetadas em uma barra são dadas respectivamente por:

$$P_k^d = P_{G_k}^d - \left( P_{0_k}^d + P_{1_k}^d |V_k^d - V_k^n| + P_{2_k}^d (|V_k^d - V_k^n|)^2 \right) \quad (\text{A.35})$$

$$Q_k^d = Q_{G_k}^d - \left( Q_{0_k}^d + Q_{1_k}^d |V_k^d - V_k^n| + Q_{2_k}^d (|V_k^d - V_k^n|)^2 \right) \quad (\text{A.36})$$

Onde:

- $|V_k^d - V_k^n|$  - Módulo do fasor resultante da diferença entre o fasor de tensão da fase  $d$  da barra  $k$  e o fasor de tensão do neutro da barra  $k$ .
- $P_{0_k}^d, P_{1_k}^d, P_{2_k}^d$  - Parcelas de potência ativa e reativa do modelo de carga tipo polinomial, relativas as parcelas de potência constante, corrente constante e impedância constante, respectivamente, já corrigidas pela tensão na qual elas foram definidas ou medidas.

Para simplificar as expressões pode-se definir:

$$P_k^{'d} = P_{G_k}^d - P_{0_k}^d \quad (\text{A.37})$$

$$Q_k^{'d} = Q_{G_k}^d - Q_{0_k}^d \quad (\text{A.38})$$

Logo:

$$P_k^d = P_k^{'d} - P_{1_k}^d |V_k^d - V_k^n| - P_{2_k}^d \left( |V_k^d - V_k^n| \right)^2 \quad (\text{A.39})$$

$$Q_k^d = Q_k^{'d} - Q_{1_k}^d |V_k^d - V_k^n| - Q_{2_k}^d \left( |V_k^d - V_k^n| \right)^2 \quad (\text{A.40})$$

Após substituir as expressões (A.39) e (A.40) diretamente nas Equações (A.28) e (A.29), e indiretamente nas Equações (A.30) e (A.31) calcula-se as derivadas parciais definidas na Equação (A.32), obtendo-se a matriz Jacobiana. Para um sistema de  $nb$  barras, tem-se a seguinte equação matricial:

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta I_{m_1}^{abcn}}{\Delta V_{r_1}^{abcn}} \\ \frac{\Delta I_{m_2}^{abcn}}{\Delta V_{r_2}^{abcn}} \\ \frac{\Delta I_{m_{nb}}^{abcn}}{\Delta V_{r_{nb}}^{abcn}} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} (J_{11})^{abcn} & (J_{12})^{abcn} & (J_{1nb})^{abcn} \\ (J_{21})^{abcn} & (J_{22})^{abcn} & (J_{2nb})^{abcn} \\ (J_{nb1})^{abcn} & (J_{nb2})^{abcn} & (J_{nbnb})^{abcn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_{r_1}^{abcn}}{\Delta V_{m_1}^{abcn}} \\ \frac{\Delta V_{r_2}^{abcn}}{\Delta V_{m_2}^{abcn}} \\ \frac{\Delta V_{r_{nb}}^{abcn}}{\Delta V_{m_{nb}}^{abcn}} \end{bmatrix} \quad (\text{A.41})$$

Passando o sinal negativo que multiplica toda a matriz Jacobiana para dentro das equações verifica-se que os mesmos possuem uma formação bem definida.

Tem-se para  $i \neq k$  :

$$-(J_{ki})^{abcn} = \begin{bmatrix} B_{ki}^{aa} & B_{ki}^{ab} & B_{ki}^{ac} & B_{ki}^{an} & G_{ki}^{aa} & G_{ki}^{ab} & G_{ki}^{ac} & G_{ki}^{an} \\ B_{ki}^{ba} & B_{ki}^{bb} & B_{ki}^{bc} & B_{ki}^{bn} & G_{ki}^{ba} & G_{ki}^{bb} & G_{ki}^{bc} & G_{ki}^{bn} \\ B_{ki}^{ca} & B_{ki}^{cb} & B_{ki}^{cc} & B_{ki}^{cn} & G_{ki}^{ca} & G_{ki}^{cb} & G_{ki}^{cc} & G_{ki}^{cn} \\ B_{ki}^{na} & B_{ki}^{nb} & B_{ki}^{nc} & B_{ki}^{nn} & G_{ki}^{na} & G_{ki}^{nb} & G_{ki}^{nc} & G_{ki}^{nn} \\ \hline G_{ki}^{aa} & G_{ki}^{ab} & G_{ki}^{ac} & G_{ki}^{an} & -B_{ki}^{aa} & -B_{ki}^{ab} & -B_{ki}^{ac} & -B_{ki}^{an} \\ G_{ki}^{ba} & G_{ki}^{bb} & G_{ki}^{bc} & G_{ki}^{bn} & -B_{ki}^{ba} & -B_{ki}^{bb} & -B_{ki}^{bc} & -B_{ki}^{bn} \\ G_{ki}^{ca} & G_{ki}^{cb} & G_{ki}^{cc} & G_{ki}^{cn} & -B_{ki}^{ca} & -B_{ki}^{cb} & -B_{ki}^{cc} & -B_{ki}^{cn} \\ G_{ki}^{na} & G_{ki}^{nb} & G_{ki}^{nc} & G_{ki}^{nn} & -B_{ki}^{na} & -B_{ki}^{nb} & -B_{ki}^{nc} & -B_{ki}^{nn} \end{bmatrix} \quad (\text{A.42})$$

Este bloco da matriz Jacobiana é formado por elementos idênticos aos correspondentes da matriz admitância de barras do sistema ( $Y_{barra}$ ), para as fases a, b, c e o neutro.

E, para  $i = k$  o bloco é formado por duas parcelas:

$$-(J_{kk})^{abcn} = \begin{bmatrix} B_{kk}^{aa} & B_{kk}^{ab} & B_{kk}^{ac} & B_{kk}^{an} & G_{kk}^{aa} & G_{kk}^{ab} & G_{kk}^{ac} & G_{kk}^{an} \\ B_{kk}^{ba} & B_{kk}^{bb} & B_{kk}^{bc} & B_{kk}^{bn} & G_{kk}^{ba} & G_{kk}^{bb} & G_{kk}^{bc} & G_{kk}^{bn} \\ B_{kk}^{ca} & B_{kk}^{cb} & B_{kk}^{cc} & B_{kk}^{cn} & G_{kk}^{ca} & G_{kk}^{cb} & G_{kk}^{cc} & G_{kk}^{cn} \\ B_{kk}^{na} & B_{kk}^{nb} & B_{kk}^{nc} & B_{kk}^{nn} & G_{kk}^{na} & G_{kk}^{nb} & G_{kk}^{nc} & G_{kk}^{nn} \\ \hline G_{kk}^{aa} & G_{kk}^{ab} & G_{kk}^{ac} & G_{kk}^{an} & -B_{kk}^{aa} & -B_{kk}^{ab} & -B_{kk}^{ac} & -B_{kk}^{an} \\ G_{kk}^{ba} & G_{kk}^{bb} & G_{kk}^{bc} & G_{kk}^{bn} & -B_{kk}^{ba} & -B_{kk}^{bb} & -B_{kk}^{bc} & -B_{kk}^{bn} \\ G_{kk}^{ca} & G_{kk}^{cb} & G_{kk}^{cc} & G_{kk}^{cn} & -B_{kk}^{ca} & -B_{kk}^{cb} & -B_{kk}^{cc} & -B_{kk}^{cn} \\ G_{kk}^{na} & G_{kk}^{nb} & G_{kk}^{nc} & G_{kk}^{nn} & -B_{kk}^{na} & -B_{kk}^{nb} & -B_{kk}^{nc} & -B_{kk}^{nn} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -e_k^a & & & e_k^a & -f_k^a & & & f_k^a \\ & -e_k^b & & e_k^b & & -f_k^b & & f_k^b \\ & & -e_k^c & e_k^c & & & -f_k^c & f_k^c \\ e_k^a & e_k^b & e_k^c & -e_k^a - e_k^b - e_k^c & f_k^a & f_k^b & f_k^c & -f_k^a - f_k^b - f_k^c \\ \hline -g_k^a & & & g_k^a & -h_k^a & & & h_k^a \\ & -g_k^b & & g_k^b & & -h_k^b & & h_k^b \\ & & -g_k^c & g_k^c & & & -h_k^c & h_k^c \\ g_k^a & g_k^b & g_k^c & -g_k^a - g_k^b - g_k^c & h_k^a & h_k^b & h_k^c & -h_k^a - h_k^b - h_k^c \end{bmatrix} \quad (\text{A.43})$$

A primeira parcela deste bloco é também formada por elementos idênticos aos correspondentes elementos da matriz admitância de barras do sistema.

Na segunda parcela deste bloco estão representadas as contribuições das unidades geradoras ou cargas. Assim, seus elementos determinam a dependência da

matriz Jacobiana ao modelo adotado. Para o modelo de carga do tipo polinomial, com conexão em estrela, ligada ao neutro, adotado neste trabalho tem-se:

$$e = \frac{(\mathcal{Q}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 - (\mathcal{Q}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 - 2(\mathcal{P}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^2} + \frac{(P_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) + (\mathcal{Q}_{1k}^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} + \mathcal{Q}_{2k}^d \quad (\text{A.44})$$

$$f = \frac{(\mathcal{P}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 - (\mathcal{P}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 + 2(\mathcal{Q}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^2} - \frac{(\mathcal{Q}_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) + (P_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} - P_{2k}^d \quad (\text{A.45})$$

$$g = \frac{-(\mathcal{P}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (\mathcal{P}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 - 2(\mathcal{Q}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^2} + \frac{(\mathcal{Q}_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) - (P_{1k}^d)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} - P_{2k}^d \quad (\text{A.46})$$

$$h = \frac{(\mathcal{Q}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 - (\mathcal{Q}'_k)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 - 2(\mathcal{P}'_k)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^2} + \frac{(P_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)(V_{m_k}^d - V_{m_k}^n) - (\mathcal{Q}_{1k}^d)(V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2}{\left[ (V_{r_k}^d - V_{r_k}^n)^2 + (V_{m_k}^d - V_{m_k}^n)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} - \mathcal{Q}_{2k}^d \quad (\text{A.47})$$

$$d \in \alpha_d$$

$$\alpha_d = \{a, b, c\}$$

Assim para a modelagem trifásica em coordenadas retangulares com representação do cabo neutro existem blocos bem definidos com dimensão  $8 \times 8$ .

Verificando as derivadas da matriz Jacobiana é fácil notar as simplificações que podem ser realizadas dependendo do modelo de carga adotado, uma vez que as parcelas relativas a cada modelo são bem definidas.

Caso o modelo de carga adotado seja somente do tipo potência constante, os elementos e, f, g e h só possuirão a primeira parcela de suas equações. Caso o modelo de carga seja somente do tipo corrente constante, os elementos e, f, g e h só possuirão a segunda parcela de suas equações. E caso o modelo de carga seja somente do tipo impedância constante, os elementos e, f, g e h só possuirão a terceira parcela de suas equações, a qual não é dependente da tensão, e portanto a matriz Jacobiana é constante, e assim o processo iterativo converge em uma iteração. As combinações das parcelas também podem ocorrer, de acordo com as combinações dos tipos constituintes do modelo.

### ***A.3 Algoritmo de Solução***

O algoritmo de solução do fluxo de potência trifásico a quatro condutores pelo método de injeção de correntes, é dado pela Figura A.1.

Suas etapas são as seguintes:

#### **1 - Inicializar variáveis**

Escolher os valores iniciais para as tensões e ângulos das barras do sistema ( $V_{r_k}^s$  e  $V_{m_k}^s$ ) e ajustar o contador de iterações ( $h = 0$ ).

#### **2 – Montar vetor solução ( $\Delta I$ )**

Calcular os resíduos de correntes para todos os nós do sistema para a iteração  $h$ . Utilizar as Equações (A.28), (A.29), (A.30) e (A.31). (monta-se o vetor  $\Delta I$ ).

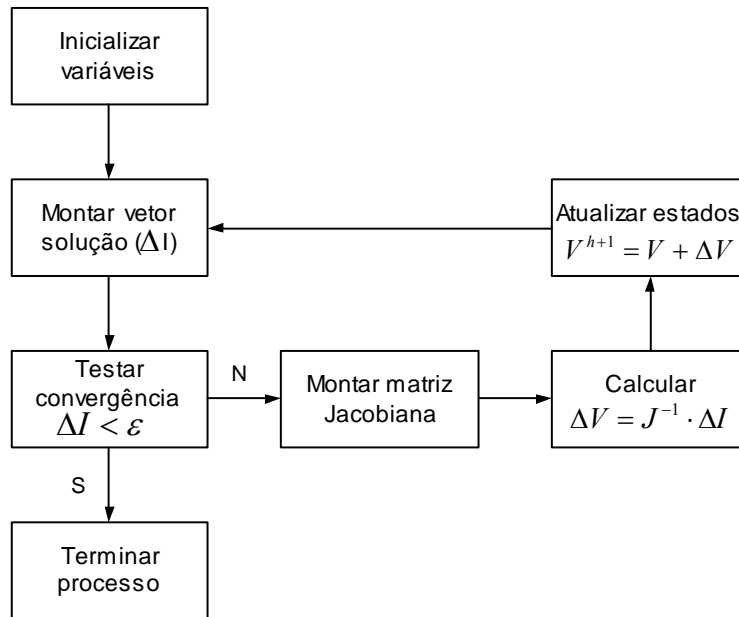


Figura A.1 - Algoritmo de solução do fluxo de carga a quatro condutores – MICQ.

### 3 – Testar convergência $\Delta I < \varepsilon$

Verificar a convergência do processo iterativo.

Caso  $\max \left\{ \left| \left( \Delta I_{r_k}^{abcn} \right)^{(h)} \right| \right\} \leq \varepsilon$  e  $\max \left\{ \left| \left( \Delta I_{m_k}^{abcn} \right)^{(h)} \right| \right\} \leq \varepsilon$  vá para a etapa 7 e finalize o processo iterativo. Caso contrário continue o processo iterativo, passando para a etapa 4.

### 4 – Montar matriz Jacobiana

Calcular as derivadas parciais e montar a matriz Jacobiana (J) de acordo com a Equação (A.41). Pode-se utilizar as leis de formação da matriz Jacobiana, conforme as Equações (A.42) e (A.43), para simplificar o processo de montagem da matriz.

### 5 – Calcular $\Delta V = J^{-1} \Delta I$

Calcular o vetor de incrementos de tensão ( $\Delta V$ ) da iteração  $h$ , utilizando-se J e  $\Delta I$ . Têm-se então os valores de incrementos das partes real  $\left( \Delta V_{r_k}^s \right)^h$  e imaginária  $\left( \Delta V_{m_k}^s \right)^h$  das tensões das barras do sistema.

Lembra-se que as equações da barra de referência são eliminadas para a solução.

## 6 – Atualizar estados $\mathbf{V}^{h+1} = \mathbf{V}^h + \Delta\mathbf{V}^h$

Atualizar as tensões das barras do sistema em coordenadas retangulares. Isto para as fases  $a$ ,  $b$ ,  $c$  e para o neutro.

$$\left(V_{r_k}^s\right)^{h+1} = \left(V_{r_k}^s\right)^h + \left(\Delta V_{r_k}^s\right)^h$$

$$\left(V_{m_k}^s\right)^{h+1} = \left(V_{m_k}^s\right)^h + \left(\Delta V_{m_k}^s\right)^h$$

Incrementar o contador de iterações:  $h = h + 1$

Voltar à etapa 2.

## 7 – Terminar Processo

Terminar o processo iterativo.

# Bibliografia

- [1] P.A.N. Garcia, “Cálculo do Fluxo de Potência Trifásico em Sistemas de Distribuição Incluindo a Representação de Dispositivos de Controle”, Tese de D. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Fevereiro 2001.
- [2] T. Chen and W. Yang, “Analysis of Multi-Grounded Four-Wire Distribution Systems Considering the Neutral Grounding”, IEEE Transactions on Power Delivery, v. 16, n. 4, pp. 710 – 717, October 2001.
- [3] J. C. Balda, et al., “Measurements of Neutral Currents and Voltages on a Distribution Feeder”, IEEE Transactions on Power Delivery, v. 12, n. 4, pp. 1799 – 1804, October 1997.
- [4] R. M. Ciric, L. F. Ochoa, A. P. Feltrin, H. Nouri, “Fault Analysis in Four-Wire Distribution Networks”, IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution, v. 152, n. 6, pp. 977 – 982, November 2005.
- [5] A. Tan, W. H. E. Liu, D. Shirmohammadi, “Transformer and Load Modeling in Short Circuit Analysis for Distribution Systems”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol.12, No. 3, August 1997.
- [6] Y. Mao, K. Miu. “Radial Distribution System Short Circuit Analysis with Lateral and Load Equivalencing: Solution Algorithms and Numerical Results”, IEEE PES Summer Meeting, Vol.1, pp. 449-453, 2000.
- [7] S. M. Souza, “Análise Trifásica de Defeitos Utilizando-se Fluxo de Potência Continuada Baseado no Método de Injeção de Correntes Trifásico - MICT”, Dissertação de Mestrado, UFJF, Juiz de Fora, MG, Brasil, Abril 2003.
- [8] D. R. R. Penido, “Fluxo de Potência Trifásico a Quatro Condutores”, Dissertação de Mestrado, UFJF, Juiz de Fora, MG, Brasil, Março 2004.
- [9] C. L. Fortescue, “Method of symmetrical coordinates applied to the solution of polyphase networks”, AIEE Trans, vol. 37, pt. II, pp. 1027-1040, 1919.
- [10] Jr. Stevenson, D. William, “Elementos de Análise de Sistemas de Potência”, tradução e revisão técnica Arlindo Rodrigues Mayer, João Paulo Minussi, Somchai Anusj. – 2ª. Edição – São Paulo: McGraw-Hill, 1986.



- [11] G. Kindermann, "Curto-circuito", Porto Alegre, Sagra: DC Luzzatto, 1992
- [12] P. M. Anderson, "Analysis of Faulted Power Systems", The Iowa State University Press, 1973.
- [13] R. Podmore, "General Method for Unbalanced Fault Analysis", Proc. PICA Conference, pp. 56-62, June 1973.
- [14] J.M. Undrill and T.E. Kostynaik, "Advanced Power System Fault Analysis Method", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-94, pp. 2141-2148, November 1975.
- [15] G. Gross, H. W. Hong, "A Two-Step Compensation Method for Solving Short Circuit Problems", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, No. 6, pp. 1322-1331, June 1982.
- [16] M. A. Laughton, "Analysis of Unbalanced Polyphase Networks by the method of phase co-ordinates, part 1: System representation in phase frame of reference". Proceedings of IEE, Vol. 115, No. 8, pp. 1163-1172, August 1968.
- [17] P. K. Dash, "Analysis of Power Systems by Phase Impedance Matrix Method: Part 1 and 2", Proc. IEEE, Vol. 91, No. 2, pp. 592-610, February 1972.
- [18] W.H. Kersting, W. H. Phillips, "Distribution System Short Circuit Analysis", Proceedings of the 25th Energy Conversion Engineering Conference, IECEC-90, Intersociety, Vol. 1, pp. 310-315, Aug 1990.
- [19] T. H. Chen, M. S. Chen, W. J. Lee, P. Kotas, P. V. Olinda, "Distribution System Short Circuit Analysis – A Rigid Approach". IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 7, No. 1, February 1992.
- [20] S.M. Halpin, L. L. Grigsby, C. A. Gross, R. M. Nelms, "An improved Fault Analysis Algorithm for Unbalanced Multi-Phase Power Distribution Systems". IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9, No. 3, July 1994.
- [21] X. Zhang, F. Soudi, D. Shirmohammadi, C. S. Cheng, "A Distribution Short Circuit Analysis Approach Using Hybrid Compensation Method". IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 10, No. 4, February 1995.
- [22] W. X. He, C. Y. Teo, "Unbalanced Short-Circuit Calculations by Phase Coordinates", Proceedings of Energy Management and Power Delivery International Conference, Vol. 2, pp.744-748, Nov 1995.

- [23] Alex Berman and Wilsun Xu. "Analysis of Faulted Power Systems By Phase Coordinates". IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.13, No. 2, pp. 587-595, April 1998.
- [24] M. S. Chen and W.E. Dillon, "Power system modeling," Proceedings of the IEEE, Vol. 62, No. 7, pp. 901-915, July 1974.
- [25] F. L. Silva, "Modelagem de Transformadores Trifásicos de Distribuição para Estudos de Fluxo de Potência", Dissertação de Mestrado, UFJF, Juiz de Fora, MG, Brasil, Setembro 2004.
- [26] J. Arrilaga , C.P. Arnold, "Computer Modelling of Electrical Power Systems", John Wiley & Sons, New Zeland 1983.
- [27] T. H. Chen, et al., "Distribution System Power Flow Analysis – A Rigid Approach", IEEE Transactions on Power Delivery, v. 6, n. 3, pp. 1146 – 1152, July 1991.
- [28] W. W. Price et al, "Standard Load Models for Power Flow and Dynamic Performance Simulation", IEEE Transactions on Power Systems, 10(3):1302-1313. August 1995.
- [29] E. Lakervi, E. J. Holmes, "Electricity Distribution Network Design", E. Peter Peregrinus Ltd., IEE Power Series 21, 1998.
- [30] S. Sundhararajan, A. Pahwa, "Optimal Selection of Capacitors for Radial Systems Using a Genetic Algorithm", IEEE Transactions on Power Systems, v. 9, n. 3, pp. 1499 – 1507, August 1994.
- [31] M. R. Salem, L. A. Talat, H. M. Soliman, "Voltage Control by Tap-changing Transformers for a Radial Distribution Network", IEEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution, v. 144, n. 6, pp. 517 – 520, November 1997.
- [32] M. J. Gorman and J. J. Grainger, "Transformer modelling for distribution system studies. Part I: Linear modelling basics," IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 7, No. 2, pp. 567-574, April 1992.
- [33] M. J. Gorman and J. J. Grainger, "Transformer modelling for distribution system studies. Part II: Addition of models to YBUS and ZBUS," IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 7, No. 2, pp. 575-580, April 1992.

- [34] R. C. Dugan, S. Santoso, "An Example of 3-Phase Transformer Modeling for Distribution System Analysis", IEEE PES General Meeting Conference Proceedings, Toronto, July.
- [35] W. H. Kersting, W.H. Philips, W. Carr, "A New Approach to Modeling Three-Phase Transformer Connections", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 35, Nº 1, pp. 169-175, January.
- [36] K. T. Compton, Magnetic Circuits and Transformers, The Massachusetts Institute of Technology, John Wiley e Sons, 1943.
- [37] P. M. Anderson, "Analysis of Faulted Power Systems", IEEE Press Series on Power Engineering, 1995, pp. 251-255.
- [38] D.R.R. Penido, L. R. Araujo. S. Carneiro Jr, J.L.R. Pereira, P.A.N. Garcia, "Three-phase Power Flow Based on Four-Conductor Current Injection Method for Unbalanced Distribution Network", IEEE Transactions on Power Systems, v. 23, p. 1-8, 2008.
- [39] V. Ajjapuru, C. Christy, "The continuation power flow: a tool for steady state voltage stability analysis", IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 7, No. 1, February, 1992.
- [40] D. P. Pinto, L. J. Gomes, J. L. R. Pereira, "Solução Continuada para Análise de Contingências Críticas em Sistemas Elétricos de Potência", In: IX Encontro Regional Latino Americano da CIGRÉ, 2001, Foz do Iguaçu. IX ERLAC, 2001.
- [41] <http://ewh.ieee.org/soc/pes/dsacom/testfeeders.html>.
- [42] "Análise de Energia", Anuário 2008, Primeira Edição, pp. 261.
- [43] Documento ArcelorMittal Tubarão, "B6300JMO0039 – Manual Técnico da Filosofia de Proteção do Sistema Elétrico da ArcelorMittal Tubarão, Recebimento e Distribuição ", Revisão 0, Dezembro de 2007.
- [44] [http://www.ons.org.br/plano\\_ampliacao/plano\\_ampliacao.aspx](http://www.ons.org.br/plano_ampliacao/plano_ampliacao.aspx)
- [45] "Análise das Perturbações dos Dias 26 e 27/09/2007 Envolvendo o Sistema de Transmissão de 345 kV de Abastecimento ao Estado do Espírito Santo e ao Norte do Estado do Rio de Janeiro", Relatório de Análise de Perturbação da ONS, RAP-ONS-3/228/2007, 2007.
- [46] [http://www.ons.com.br/operacao/base\\_dados\\_curtoc\\_referencia.aspx](http://www.ons.com.br/operacao/base_dados_curtoc_referencia.aspx)

[47] IEEE Guide for Protective Relay Applications to Power Transformers, IEEE Standard C37.91-2000, March 2000.