

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 1134

**ESTUDO DE EXTINÇÃO DE ARCO SECUNDÁRIO NO RELIGAMENTO
MONOPOLAR DE LINHAS DE EXTRA-ALTA TENSÃO**

RICARDO DE MAGALHÃES ARAÚJO

DATA DA DEFESA: 31/07/2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS – UFMG
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - PPGEE

**ESTUDO DE EXTINÇÃO DE ARCO SECUNDÁRIO NO
RELIGAMENTO MONOPOLAR DE LINHAS DE EXTRA-ALTA
TENSÃO**

RICARDO DE MAGALHÃES ARAÚJO

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Engenharia de Potência
Linha de Pesquisa: Sistemas de Energia Elétrica

Orientador: Prof. Alberto Resende De Conti

BELO HORIZONTE - MG
JULHO DE 2019

A663e

Araújo, Ricardo de Magalhães.

Estudo de extinção de arco secundário no religamento monopolar de linhas de extra-alta tensão [recurso eletrônico] / Ricardo de Magalhães Araújo. - 2019.

1 recurso online (x,101 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alberto Resende de Conti.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f.96-101.

Bibliografia: f. 87-95.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Linha de transmissão - Teses.
3. Simulação (Computadores) - Teses. I. Conti, Alberto Resende de. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621.3(043)

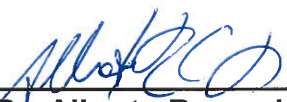
**"Estudo de Extinção de Arco Secundário No Religamento
Monopolar de Linhas de Extra-alta Tensão"**

RICARDO DE MAGALHÃES ARAÚJO

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 31 de julho de 2019.

Por:



Prof. Dr. Alberto Resende De Conti
DEE (UFMG) - Orientador



Prof. Dr. Clever Sebastião Pereira Filho
DEE (UFMG)



Prof. Dr. Eduardo Gonzaga da Silveira
Departamento de Engenharia Elétrica (CEFET-MG)

“As pessoas educam para a competição e esse é o princípio de qualquer guerra. Quando educarmos para cooperarmos e sermos solidários uns com os outros, nesse dia estaremos a educar para a paz.”
Maria Montessori

Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria agradecer à sociedade brasileira, que deu suporte às instituições de ensino públicas e aos seus profissionais capacitados, dos quais pude usufruir para evoluir e adquirir conhecimento. Que essa sociedade possa ser cada vez mais inclusiva, para que um dia ter condições de acesso, permanência e desenvolvimento em uma instituição de ensino de qualidade não configure um privilégio.

Tenho muita gratidão ao Professor Alberto pela forma brilhante e generosa com que me orientou, com muito empenho, paciência e clareza. Sou grato por todos os alertas e correções feitas, sem nunca me desmotivar. O seu exemplo de entusiasmo, respeito, conhecimento, profissionalismo e generosidade fortaleceu minha determinação em concluir este trabalho.

Sou grato por todas as contribuições e questionamentos de todos os membros da banca e pela forma respeitosa e coerente como foram apresentadas suas considerações. Contribuíram muito com a qualidade do trabalho.

Agradeço aos colegas de classe no mestrado, especialmente ao Ósis, que me ajudou diversas vezes com muita prontidão, principalmente, com a peculiar programação no ATP.

Agradeço à Companhia Energética de Minas Gerais pelo apoio que recebi para desenvolver esse estudo, inclusive por ceder dados de fundamental importância para a realização do trabalho. Agradeço a todos os colegas e amigos de trabalho que colaboram de alguma forma, especialmente, Sandro de Castro pelas dicas e informações e ao Weber Melo, que me ajudou de forma especial com muitas instruções valiosas e esteve sempre disponível quando solicitei.

Sou extremamente grato aos meus pais, Messias e Olívia, por todo amor e cuidados e por, apesar de sua origem humilde e do acesso limitado à educação, entenderem a importância dela e sempre me incentivarem a adquirir conhecimento. Agradeço igualmente ao meu irmão Cláudio pelas conversas, dicas e incentivo.

Dedico um agradecimento especial e carinhoso à querida Helaine Jace por todo amor, companheirismo, incentivo e torcida.

Resumo

Este trabalho trata da manobra de religamento monopolar em linhas de transmissão aéreas de extra-alta tensão. São abordadas as características, limitações e os principais requisitos necessários para a realização dessa manobra. Dentre esses requisitos é dado foco à extinção do arco elétrico secundário, de extrema importância para o sucesso da manobra, mas de difícil determinação. Para tanto, foram realizados estudos e avaliações de modelos matemáticos de arco elétrico com a finalidade de verificar se eles são capazes de reproduzir o comportamento real do arco e sua interação com a rede. Além disso, verifica-se se é possível determinar, utilizando esses modelos, o tempo necessário para a extinção do arco em um sistema elétrico específico utilizando simulações computacionais. A fim de concretizar a avaliação proposta, foi realizado um estudo de caso a partir de um sistema real. Neste estudo foram replicados casos reais de religamento monopolar automático em uma linha de 500 kV da CEMIG GT, através de simulações utilizando modelos de arco e das linhas de transmissão. O *software* empregado é o *Alternative Transients Program* (ATP). Formas de onda de tensão e corrente calculadas nas terminações da linha em condições de falta apresentam boa concordância com os dados de medição, especialmente para um dos modelos de arco avaliados. Isso sugere a validade da metodologia empregada. Entretanto, apesar de representarem bem as ocorrências, os modelos precisam ser alimentados com parâmetros que dependem de condições ambientais, que não estão usualmente disponíveis. Foram realizadas simulações computacionais considerando estratégias de mitigação do arco secundário, como a utilização de reator de neutro e chaves de aterramento rápidas, cuja eficácia foi comprovada. Finalmente, a partir dos resultados das medições e das simulações foram estimadas as tensões de terceiro harmônico no terminal da linha. Esse parâmetro, que funciona como um detector de arco secundário, constitui uma das diversas técnicas de religamento monopolar adaptativo. Os resultados apontam ser este um indicador eficiente da extinção do arco, e também que os modelos de arco fornecem níveis de tensão de terceiro harmônico semelhantes ao do arco real.

Palavras-chave: Religamento monopolar, linhas de extra-alta tensão, arco secundário, modelos de arco elétrico.

Abstract

This work deals with single-phase auto reclosing in extra high voltage overhead transmission lines. The characteristics, limitations and main requirements for this switching operation are discussed. Among these requirements special attention is given to the extinction of the secondary electric arc, which is extremely important for the success of the switching operation but is difficult to determine. For this, studies and evaluations of electric arc models were carried out with the purpose of verifying their ability to reproduce the real arc behavior and its interaction with the power system. It is also verified if it is possible to determine, using these models, the time required for the extinction of the electric arc in a specific electrical system based on computer simulations. In order to carry out the proposed evaluation, a case study is presented based on a real system. In this study, real cases of single-phase reclosing performed in a 500 kV line of the CEMIG GT were reproduced by simulations with arc and transmission line models using the software Alternative Transients Program (ATP). Voltage and current waveforms calculated at the line terminations under fault conditions present good agreement with measured data, especially for one of the evaluated arc models. This suggests the validity of the employed methodology. However, although they are able to represent the occurrences with sufficient accuracy, the models require parameters that depend on environmental conditions, which are hardly available. Simulations were also carried out considering strategies for mitigating the secondary arc, such as the use of neutral reactor and fast grounding switches, whose efficacy was proved. Finally, from measured and simulated results, the third harmonic of the voltage waveforms were estimated at the line terminal. This parameter, which works as a secondary arc detector, is one of several adaptive single-phase reclosing techniques available in the literature. The results show that this is an efficient arc extinction detector, and that the arc models provide third harmonic voltage levels similar to those of the real arc.

Keywords: Single-phase auto reclosing, extra high voltage transmission lines, secondary arc, electrical arc models

Sumário

1	Introdução.....	1
1.1	Relevância e Motivação.....	1
1.2	Objetivo	3
1.3	Metodologia	4
1.4	Produção Bibliográfica	4
1.5	Organização do Texto	5
2	Religamento Monopolar.....	6
2.1	Considerações Iniciais e Breve Histórico	6
2.2	Manobra de Religamento Monopolar Automático	10
2.3	Considerações Sobre Estabilidade Angular do Sistema	14
2.4	Corrente de Arco Secundário.....	15
2.5	Avaliação Tradicional para Adoção do Religamento Monopolar em um Sistema Elétrico	17
2.6	Desempenho das Manobras de Religamento Monopolar nas Linhas Brasileiras	19
2.7	Medidas para Redução do Tempo de Extinção do Arco Secundário....	21
2.7.1	Reator de Neutro.....	22
2.7.2	Chave de Aterramento Rápida.....	28
2.7.3	Capacitores em Série	30
2.8	Religamento Monopolar Adaptativo.....	31
2.8.1	Características.....	31
2.8.2	Método dos Erros Mínimos Quadrados.....	33
2.8.3	Método dos Erros Mínimos Quadrados Ponderados	35
2.9	Considerações Finais	36
3	Arco Secundário.....	38

3.1	Fenômeno Físico.....	38
3.2	Modelagem do Arco Elétrico.....	42
3.2.1	Considerações Iniciais	42
3.2.2	Os Modelos Pioneiros de Cassie e Mayr	45
3.2.3	Característica Estática do Arco.....	46
3.3	Modelos de Arco Avaliados	48
3.3.1	Modelo de Kizilcay	49
3.3.2	Modelo de Johns.....	51
3.3.3	Modelo de Mayr-Portela.....	54
3.4	Considerações Sobre a Extinção do Arco.....	60
3.5	Considerações Sobre o Aumento do Comprimento do Arco.....	62
3.6	Considerações Finais	65
4	Estudo de Caso.....	67
4.1	Considerações Iniciais	67
4.2	Caracterização do Sistema Estudado e das Ocorrências.....	67
4.2.1	Modelagem no ATP	69
4.3	Simulação das Ocorrências Usando Diferentes Modelos de Arco	70
4.3.1	Avaliação de Ocorrência - Falta 1	71
4.3.2	Avaliação de Ocorrência - Falta 2	74
4.3.3	Discussão	76
4.4	Resultados da Simulação com Adoção de Medida de Redução da Corrente de Arco Secundário.....	77
4.4.1	Simulação da Manobra com Introdução de Reator de Neutro.....	77
4.4.2	Simulação da Manobra com Introdução de Chave de Aterramento Rápido.....	79
4.5	Resultados da Detecção da Extinção do Arco Secundário	80

4.6	Considerações Finais	82
5	Conclusões e Propostas de Continuidade.....	84
5.1	Conclusões	84
5.2	Propostas de Continuidade.....	85
6	Referências Bibliográficas	87
	Apêndice A.....	96
	Código <i>Models</i> dos modelos de arco.....	96
a)	Modelo de Kizilcay.....	96
b)	Modelo de Johns	97
c)	Modelo de Mayr-Portela.....	99

1 Introdução

1.1 Relevância e Motivação

As linhas de transmissão da rede básica são um dos principais componentes do sistema elétrico. Por estarem expostas, estão sujeitas a falhas que podem ser causadas por descargas atmosféricas, queimadas, vegetação, animais e vandalismo, dentre outros fatores. Reduzir as falhas, mitigar suas consequências ou, ainda, reduzir sua duração, implica melhorar quesitos como confiabilidade, estabilidade e segurança de operação do sistema elétrico.

As faltas em linhas de transmissão da rede básica são, na sua maioria, monofásicas. Dessas, a maior parte é transitória. Como exemplo, de um total de aproximadamente 706 faltas ocorridas no período de janeiro de 2012 a março de 2017 nas linhas da rede básica sob concessão da Cemig GT, 72% são monofásicas e transitórias (SOUSA, DIAS e COSTA, 2017). Em razão disso, para esse tipo de falta, a fim de alcançar os quesitos já mencionados de confiabilidade, estabilidade e segurança de operação do sistema elétrico, de garantir a continuidade da transmissão de energia e de não submeter geradores a esforço súbito (BASU, HAMID e HASAN, 2002), é desejável que seja executado o desligamento seletivo da fase sob falta e o seu posterior religamento automático. Essa manobra, conhecida como religamento monopolar, só deve ser efetuada após a extinção completa da falta e antes que os efeitos de se operar o sistema apenas com duas fases se tornem danosos ou impeçam o religamento seguro.

A determinação do tempo máximo em que o religamento pode ocorrer está relacionada à perda de estabilidade angular dinâmica, ou perda do sincronismo. O tempo durante o qual a fase em falta fica desenergizada, chamado também de tempo morto, deve ser tal que não leve a um comprometimento dessa estabilidade. Sua determinação é feita através de um estudo de estabilidade específico para o sistema

onde será adotado o religamento automático (SOUSA, 2002). Outro fator de definição do tempo máximo de religamento monopolar são as limitações de equipamentos, como geradores e transformadores, quanto ao aquecimento provocado pela circulação prolongada de correntes de sequência negativa e de sequência zero produzidas no período de desequilíbrio causado pela falta de uma das fases (BASU, HAMID e HASAN S., 2002).

A determinação do tempo morto mínimo está relacionada à duração do arco elétrico remanescente após a abertura monopolar do disjuntor, chamado de arco secundário. Esse arco é alimentado pelo acoplamento eletrostático e magnético das fases sãs do mesmo circuito ou de circuito paralelo com a fase sob falta. Caso haja religamento sem que o arco secundário tenha sido extinto, haverá reignição do arco primário e, conseqüentemente, prossecução da falta.

O arco secundário tem características aleatórias que são afetadas por condições meteorológicas como vento, temperatura e umidade. Portanto, é difícil determinar seu comportamento e duração (CÂMARA, 2010). Por isso, a maior demanda dos estudos sobre religamento monopolar automático consiste na tentativa de se determinar o momento da extinção do arco secundário, a partir do qual o religamento poderá ser feito de forma satisfatória.

Tradicionalmente, no Brasil, a avaliação da extinção do arco secundário é feita a partir de ábacos com estatísticas de religamento conforme recomendado pelo Operador Nacional do Sistema (ONS). Esses ábacos são aplicados de forma geral aos diversos casos avaliados (ONS, 2016). Outra possibilidade de se estabelecer o momento de extinção do arco secundário consiste no desenvolvimento de modelos matemáticos de arco capazes de interagir com modelos do sistema estudado, a fim de prever o comportamento do arco e seu tempo de extinção através do uso de softwares de simulação como o ATP (*Alternative Transients Program*) e o EMTP (*Electromagnetic Transients Program*). Uma terceira abordagem é a detecção, em tempo real, da extinção do arco secundário através das características das formas de onda de corrente e tensão medidas nos terminais da linha. Foram desenvolvidas diversas técnicas para extrair essas informações das medições de corrente e tensão, como aquelas apresentadas por (SOUSA, 2002) e (DIAS e TAVARES, 2017).

As abordagens citadas de determinação da extinção do arco, contudo, não são excludentes. As duas primeiras estão mais voltadas para o planejamento do sistema, fornecendo informações sobre a possibilidade de adoção do religamento monopolar automático e necessidade de implementação e teste de eficácia de medidas de redução de tempo de duração do arco secundário, dentro do limite especificado. A terceira está mais voltada à operação, atuando de forma adaptativa a fim de definir o melhor momento de se comandar o religamento em tempo real.

A despeito dos benefícios associados ao emprego do religamento monopolar automático, o procedimento de rede do ONS prescreve, em seu submódulo 2.6, que todas as linhas de transmissão devem ser dotadas de esquema de religamento monopolar automático e que, portanto, devem estar aptas a ter a manobra habilitada. Ademais, observa-se uma demanda por interligação de pontos remotos do país aos centros de cargas para transportar grandes blocos de energia, o que pode ser feito com linhas com potência natural elevada, conforme proposto em (ALMEIDA, CARVALHO JR, *et al.*, 2018). Esse tipo de linha, que possui geometria compacta, apresenta-se como considerável desafio para atingir tais condições para realização da manobra de religamento monopolar. Como se vê, existem demandas por análises mais refinadas para tratar o assunto, e é neste contexto que se insere este trabalho.

1.2 Objetivo

O objetivo do trabalho é o estudo do fenômeno transitório de religamento monopolar de linhas de extra-alta tensão, no domínio do tempo, considerando a implementação de modelos de arco secundário no software ATP. Pretende-se comparar resultados obtidos através de simulações com os modelos implementados com dados reais de faltas com religamento monopolar automático de uma linha de 500 kV sob concessão da Cemig GT. Assim, busca-se avaliar a capacidade dos modelos de arco em representar o comportamento do arco real interagindo com sistema, com a finalidade de utilizá-los em estudos de religamento monopolar. Para que esse objetivo seja alcançado, é necessário que sejam atingidos uma série de objetivos parciais, tais como:

- Identificação e estudo dos modelos de arco elétrico disponíveis na literatura.

- Seleção dos modelos de arco que serão utilizados no estudo, levando em consideração a disponibilidade de parâmetros que permitam sua utilização.
- Programação/implementação dos referidos modelos selecionados no software ATP.
- Levantamento dos dados e modelagem do sistema no software ATP.
- Levantamento dos dados de casos reais de falta monofásica com aplicação do religamento monopolar.
- Realização das simulações nas condições das faltas reais, com comparação e análise dos resultados.

1.3 Metodologia

Primeiramente é realizada uma revisão bibliográfica das técnicas existentes para a modelagem do arco elétrico considerando o comportamento aleatório do arco secundário a fim de se conseguir uma boa representação deste fenômeno. Foram estudados e implementados diferentes modelos de arco disponíveis na literatura. Em seguida, são realizadas simulações computacionais que levam em consideração a interação do modelo do arco com o restante do sistema elétrico simulado. Este foi modelado a partir de uma linha real que funcionou por alguns anos com religamento monopolar automático ativo, cujos dados coletados servem de base de comparação com as simulações. Os resultados das simulações são, então, comparados com os casos reais. Dos modelos de arco avaliados, o que apresentou melhor resposta foi submetido também a simulações contemplando medidas de redução do tempo de extinção do arco secundário, para avaliar seu comportamento. Após concluída essa etapa, realizou-se um estudo empregando um dos algoritmos disponíveis para a detecção de extinção de arco secundário em tempo real.

1.4 Produção Bibliográfica

Esta dissertação de mestrado deu origem ao seguinte artigo científico, que foi apresentado em congresso de âmbito nacional:

ARAÚJO, R. M.; DE CONTI, A., “Estudo de caso de religamento monopolar utilizando modelo dinâmico de arco” XIV SEPOPE – Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica, Recife, outubro, 2018.

1.5 Organização do Texto

O texto está organizado da seguinte forma:

O presente capítulo apresenta a introdução ao assunto, relacionando os objetivos, apontando a relevância do tema e descrevendo a metodologia adotada.

No **Capítulo 2**, é apresentado um histórico e uma revisão bibliográfica a respeito da manobra de religamento monopolar com foco na sua descrição, nas condições e requisitos para sua adoção, consequências, riscos, e nos métodos de controle da extinção do arco secundário. Nesse capítulo também é descrita uma das técnicas matemáticas disponíveis na literatura para detecção da extinção do arco secundário em tempo real.

No **Capítulo 3**, é descrito o fenômeno do arco elétrico, com foco em sua formação, dinâmica, características e modelagem matemática. É feita a caracterização e a análise de três modelos candidatos à reprodução das oscilografias provenientes de manobras reais de religamento monopolar.

O **Capítulo 4** apresenta o estudo de caso do sistema real analisado. É apresentada a caracterização do sistema: sua topologia, características e parâmetros. São descritos os casos de faltas e as manobras reais de religamento monopolar registrados nesse sistema, que são utilizados no presente trabalho. São apresentados também os modelos utilizados para representação do sistema e do arco no *software* ATP. Em seguida, são apresentados resultados de simulações que buscaram reproduzir dados de medição de religamento monopolar. As análises são utilizadas para validar os modelos implementados e avaliar diferentes técnicas de mitigação de arco secundário. Finalmente, são apresentados resultados obtidos com a aplicação de uma técnica de detecção de extinção de arco secundário em tempo real.

As principais conclusões deste trabalho são apresentadas no **Capítulo 5**.

2 Religamento Monopolar

2.1 Considerações Iniciais e Breve Histórico

O primeiro religamento automático do qual se tem registro foi aplicado em 1922 no estado do Texas, nos Estados Unidos, pela Alabama Power Company, que desenvolveu um arranjo composto por um dispositivo motorizado de operação do disjuntor, um relé de religamento e um relé de bloqueio, e o empregou em alimentadores radiais de distribuição protegidos por relés de sobrecorrente instantâneos e fusíveis. O esquema religava o circuito de duas a três vezes antes do desligamento definitivo. As tensões dos alimentadores tinham valores típicos de sistemas de distribuição, mas incluíam também circuitos de 110 kV (ROBINSON e SPURGEON, 1929). Em 1930 foram adotados relés de sobrecorrente temporizados, sendo introduzido um atraso no religamento para garantir a deionização do caminho do arco (KASCHALK, AREHART, *et al.*, 1984). No fim da década de 1930, disjuntores mais rápidos foram desenvolvidos. Além disso, foram realizados testes e estudos probabilísticos sobre arcos através de isoladores para determinar o tempo mínimo necessário para deionização do ar. Esses estudos possibilitaram a redução do tempo morto, levando ao chamado religamento de alta velocidade, que conferiu melhora da estabilidade dos sistemas (KASCHALK, AREHART, *et al.*, 1984).

A primeira implantação do religamento monopolar de que se tem notícia ocorreu em março de 1941, pela companhia de serviços públicos do estado de Indiana EUA, em uma linha de 132 kV e 93 km de extensão que ligava as subestações de Lenore, em Indianápolis, e New Castle, em New Castle (TRAINOR e PARKS, 1947). Anteriormente, somente o religamento simultâneo de todas as fases havia sido implantado. Para possibilitar a manobra monopolar foi necessária a adição de um relé seletor de fase. À época, antes que fosse comandado o religamento, foi introduzido um atraso a fim de se considerar o tempo de deionização do caminho do arco, da mesma forma como adotado para o religamento tripolar. Possivelmente, por causa do nível de tensão baixo e da extensão relativamente curta da linha, a existência do arco secundário

poderia ter sido negligenciada, dentro do tempo para deionização adotado, sem maiores consequências. Das 42 faltas monofásicas registradas nesse sistema durante os primeiros três anos, 38 apresentaram o religamento monopolar bem-sucedido.

Com o aumento das tensões de transmissão, houve demanda por avaliações mais precisas a respeito da manobra de religamento monopolar. A referência (BOISSEAU , WYMAN e SKEATS, 1949) apresenta um estudo a respeito do tempo de deionização do ar após a ocorrência de arco em cadeias de isoladores em linhas de 230 kV com base em testes em laboratório onde foram avaliados os tempos de extinção do arco secundário alimentado por acoplamento capacitivo. Esse acoplamento foi reproduzido através da inserção de capacitores no circuito de teste de forma a simular linhas com comprimento de 160 e 480 km. Em diversos testes a interrupção do arco secundário ocorreu em tempos maiores que 500 ms. Como uma das conclusões, o estudo apontou a inviabilidade da manobra, sob certas condições, para linhas de 230 kV devido ao excessivo tempo morto demandado para se realizar o religamento.

A referência (STROM, 1946) apresenta resultados de testes em laboratório que procuraram levantar as características tensão versus corrente de arcos no ar sem o efeito do vento, com comprimentos de arco em *gaps* entre eletrodos variando de 3,18 mm a 1,2 m. Foram encontrados valores médios de tensão de arco entre 1200 e 1500 V/m durante os picos de corrente, para correntes com valores de pico de 100 a 20.000 A, aproximadamente. Em parte, essa diferença foi imputada à movimentação da coluna de arco entre os eletrodos devido a forças magnéticas e turbulência quando aplicadas correntes mais altas, que causaram o deslocamento do arco para uma região menos ionizada, demandando uma tensão maior para manter a corrente.

As incertezas acerca da definição do tempo morto de religamento em função da extinção do arco secundário e a falta de dados reais fizeram com que a determinação da aplicabilidade da manobra e o tempo morto admissível fossem definidos a partir de testes em campo, ou em laboratório, para cada sistema candidato a adotar o religamento monopolar, como os exemplos descritos a seguir:

- Em (SCHAER e BALTENSBERGER, 1956), foram apresentados resultados de testes de religamento automático feitos na linha Mettlen-Lavorgo, de 220 kV, com 100 km de extensão, na Suíça. Os testes de

religamento monopolar usaram tempo morto de 400 a 460 ms com resultados satisfatórios.

- Em (MILNE, 1963), foi considerada uma linha de 275 kV e 290 km na Austrália. Após os testes com arco secundário verificou-se que o tempo morto de 500 ms era adequado para garantir o sucesso das manobras.
- Em (WILCOX e HORE, 1963) foi apresentado um estudo de implantação de religamento monopolar em uma linha de 330 kV e 435 km de extensão, instalada em Zâmbia. Esse sistema já operava com o religamento multipolar automático ativo. Entretanto, faltas subsequentes em circuitos paralelos passaram a ocorrer com uma frequência acima da esperada devido a incêndios. A ocorrência dessas faltas, em mais de um circuito, exigia um tempo de religamento menor, não previsto, devido à perda de estabilidade mais rápida nessa situação. Foi então avaliada a implantação do religamento monopolar. Dentre outras razões práticas, não foi adotado o religamento monopolar desde a concepção da linha porque não havia a garantia de extinção do arco secundário durante a manobra. Realizaram-se, então, testes em laboratório, com circuitos que reproduziam o arco secundário e as características da linha. Nesses testes, na condição mais desfavorável testada, a duração máxima do arco secundário verificada foi de 780 ms. O religamento monopolar foi habilitado com tempo morto ajustado em aproximadamente 700 ms. Durante dois anos de operação, 57% das faltas foram religadas satisfatoriamente. Nas demais faltas, não foi bem-sucedida a extinção do arco secundário.

A partir do início da década de 1950, iniciaram-se estudos de estratégias que pudessem mitigar o arco secundário, a fim de possibilitar a adoção do religamento monopolar em sistemas que naturalmente não apresentavam condições para extinção do arco dentro do tempo morto requerido. Uma dessas estratégias é a instalação de chaves de aterramento rápido nos terminais da linha, proposta pela primeira vez em 1948 (SOUSA, 2002), sendo os primeiros testes realizados em 1958 (HAUBRICH, HOSEMANN e THOMAS, 1974). No início da década de 1960, foi proposto outro

método, o de inserção de reator de neutro na extremidade da linha (KNUDSEN, 1962; KIMBARK, 1964). A seção 2.7 apresenta maiores detalhes sobre esses métodos.

A referência (HAUBRICH, HOSEMANN e THOMAS, 1974) reuniu os resultados de testes com arco secundário em laboratório e em campo em vários níveis de tensão, a partir dos quais se estabeleceram relações estatísticas entre o valor da corrente de arco secundário e o tempo demandado para a sua extinção para linhas de até 700 kV. Essas relações, apesar de suas limitações, são utilizadas até hoje.

O primeiro estudo usando simulações computacionais para avaliar os transitórios eletromagnéticos durante a manobra de religamento monopolar foi apresentado por (BALSER, EATON e KRAUSE, 1974). Seu objetivo era obter valores mais precisos para a tensão de recuperação sobre a coluna de arco, que era até então obtida em análises em regime permanente.

No início da década de 1980, certamente devido a dificuldades de obtenção de dados a respeito da extinção do arco a partir de experimentos, e devido às imprecisões associadas ao uso dos dados estatísticos então disponíveis, ganharam aceitação os modelos matemáticos de arco secundário, que até então eram aplicados fundamentalmente na avaliação de eficiência de disjuntores. O trabalho (JOHNS e ALRAWI, 1982) apresentou um modelo com a finalidade de representar arcos primários e secundários em estudos de religamento. Diversos modelos têm sido desenvolvidos desde então com intuito de obter informações mais seguras a respeito do tempo de extinção do arco. O desenvolvimento e a utilização dos modelos de arco têm sido aperfeiçoados até os dias de hoje. No capítulo 3, são apresentados mais detalhes sobre estes modelos.

Mais recentemente, e especificamente a partir da década de 1990, o desenvolvimento e a utilização de relés digitais permitiram a adoção de estratégias de religamento monopolar adaptativo. Essa técnica consiste em detectar em tempo real o momento da extinção do arco secundário, e só então comandar o religamento, garantindo o sucesso da manobra. Há diversas técnicas de detecção, como as apresentadas por (SOUSA, 2002) e (DIAS, 2015).

2.2 Manobra de Religamento Monopolar Automático

A manobra de religamento monopolar bem-sucedida consiste, resumidamente, nas etapas apresentadas na Figura 2.1. Primeiro, uma falta transitória e monofásica se estabelece através de um arco no ar. Este arco é denominado arco primário, ou curto-circuito primário I_p . O sistema de proteção detecta essa falta, e o seu tipo, e comanda a abertura monopolar dos disjuntores nas extremidades da linha na fase sob falta. O arco passa a ser alimentado pelo acoplamento magnético e eletrostático com as fases sãs do próprio circuito e/ou de circuito paralelo, passando a ser designado arco secundário ou curto-circuito secundário I_s . Durante o tempo morto, a transmissão de potência é mantida através das duas fases energizadas, mas com valor reduzido, correspondente a dois terços da potência pré-falta. Após certo tempo, o arco secundário se alonga e se extingue. Após atingido o tempo de religamento definido, os disjuntores são fechados e o sistema é restabelecido, retornando à situação original antes da falta.

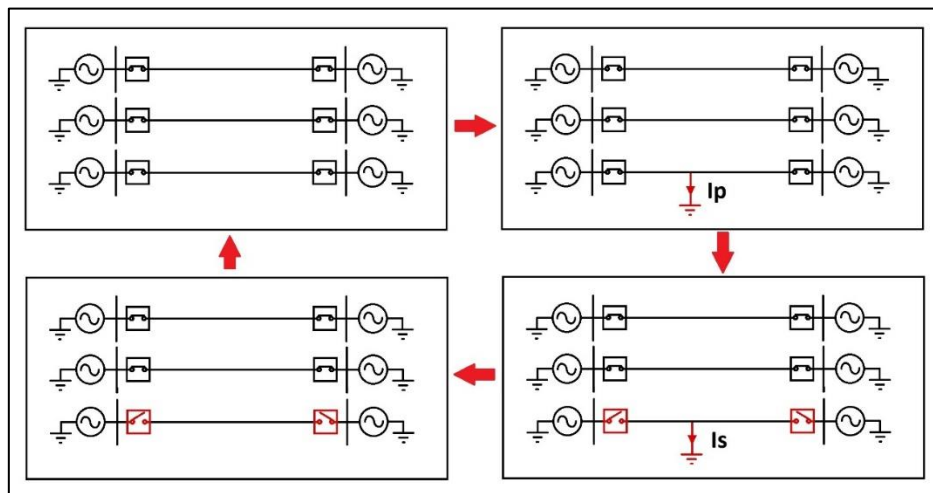


Figura 2.1 – Etapas de realização da manobra de religamento monopolar automático.

Caso a falta seja permanente ou o arco secundário não seja extinto dentro do tempo de religamento definido, devido à ionização remanescente do ar no ponto de falta, a manobra será malsucedida, com realimentação da falta. Neste caso, será comandada a abertura tripolar dos disjuntores se o esquema de proteção estiver assim configurado.

Na Figura 2.2 estão apresentados os principais eventos da manobra de religamento monopolar.

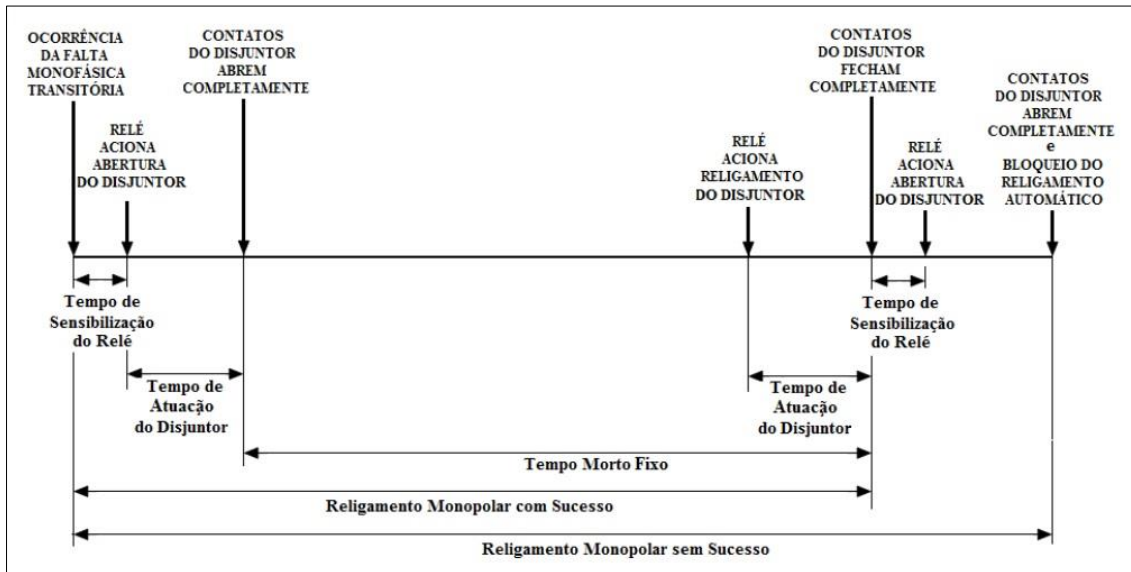


Figura 2.2 – Esquema simplificado de religamento monopolar tradicional (proporções temporais sem escala).
Reprodução de (MONTANARI, 2009).

A fim de causar menor impacto no sistema, para o caso em que a falta não tenha sido eliminada antes do religamento, o comando de fechamento dos disjuntores pode ser feito de forma separada. O disjuntor instalado no terminal “mais fraco”, que tem menor capacidade para contribuir com a falta, chamado de terminal líder, é fechado primeiro; se a falta tiver sido extinta, o disjuntor do outro terminal é fechado (IEEE STD C37.104-2002, 2003). A desvantagem é o tempo acrescido para a conclusão da manobra. O ONS (2016) já prescreve que a manobra deve ser feita dessa forma, com verificação de sincronismo em ambos os terminais. O terminal líder, que pode ser definido nos estudos de estabilidade, deve fechar apenas se não houver presença de tensão na fase. O outro terminal só será fechado se as tensões estiverem dentro dos limites adequados.

Um dos principais requisitos para realização da manobra é que os disjuntores tenham operação de polos independente, e que o sistema de proteção seja capaz de identificar a falta monofásica e qual das fases foi afetada. Essa detecção geralmente é feita por meio das magnitudes e dos ângulos das componentes simétricas das correntes das fases nos terminais da linha, conforme discutido a seguir:

Detecção através das componentes de sequência positiva e negativa: Estas componentes, na fase em curto para a terra, tendem a ter diferença angular nula entre si e alta amplitude. Inicialmente é feita a verificação do nível de corrente de

sequência zero. Se esta estiver acima de um nível pré-determinado, considera-se que a falta envolve a terra. A identificação da(s) fase(s) envolvida(s) é feita conforme indicação na Tabela 2.1, onde estão relacionadas as diferenças angulares entre as correntes de sequência positiva e negativa referentes à fase A, e os tipos de falta correspondentes.

Tabela 2.1 – Diferença angular entre a componentes de sequência negativa I_2 e positiva I_1 da corrente da fase A para diferentes tipos de falta. Reprodução de (SOUZA, 2002).

Tipo de falta	Diferença angular teórica (resistência de aterramento nula) $\theta = \arg(I_2/I_1)$	Ângulo prático $\theta = \arg(I_2/I_1)$
Fase A para a Terra	0°	$-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$
Fase B para a Terra	120°	$90^\circ \leq \theta \leq 150^\circ$
Fase C para a Terra	240°	$210^\circ \leq \theta \leq 270^\circ$
Fase A + Fase B para a Terra	60°	$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$
Fase B + Fase C para a Terra	180°	$150^\circ \leq \theta \leq 210^\circ$
Fase C + Fase A para a Terra	300°	$-270^\circ \leq \theta \leq 330^\circ$

Detecção através das componentes de sequência zero e negativa: Essa técnica de detecção tem a vantagem de ser indiferente ao carregamento da linha por não fazer uso da corrente de sequência positiva (SOUZA, 2002). Na Tabela 2.2 estão relacionadas a diferenças angulares entre as componentes de sequência negativa e zero, e os tipos de faltas relacionadas correspondentes (SCHWEITZER e ROBERTS, 1993). Como para cada diferença angular há dois tipos de falta correspondentes, a lógica do esquema de proteção estima e compara a resistência de falta entre as fases e entre cada fase e a terra; se a primeira for menor que a segunda, considera-se que a falta seja bifásica.

Tabela 2.2 – Diferença angular entres componente de sequência negativa I_2 e zero I_0 da corrente da fase A para diferentes tipos de falta. Reprodução de (SCHWEITZER e ROBERTS, 1993).

Tipo de falta	Diferença angular teórica (resistência de aterramento nula) $\theta = \arg(I_2/I_0)$	Ângulo prático $\theta = \arg(I_2/I_0)$
Fase A ou B+C para a Terra	0°	$-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$
Fase B ou C+A para a Terra	240°	$210^\circ \leq \theta \leq 270^\circ$
Fase C ou A+B para a Terra	120°	$90^\circ \leq \theta \leq 150^\circ$

Para ambas as formas de detecção, o valor da impedância de falta pode alterar significativamente os ângulos entre as componentes em relação ao esperado para cada tipo de falta. Devido à existência dessa impedância da falta, é admitida uma tolerância, geralmente de 30° (SOUSA, 2002), a fim de se evitar a seleção indevida da fase sob falta. Ainda assim, o valor da resistência de aterramento das estruturas da linha precisa estar dentro de uma faixa que permita a detecção da variação angular dessas correntes pelo relé lógico seletor de fase (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992).

A manobra de religamento é normalmente bloqueada na ocorrência de algum dos seguintes eventos: (a) durante recebimento de sinal de *transfer trip*, (b) *trip* manual do disjuntor, (c) atuação da proteção diferencial de barra, (d) atuação da proteção de equipamentos conectados nos terminais da linha, como transformadores, reatores, bancos de capacitores, até que estes sejam isolados, e finalmente (e) operação da proteção contra falha de disjuntor. Essas recomendações estão prescritas na referência (IEEE STD C37.104-2002, 2003), que indica ainda que as seguintes condições sejam consideradas para bloqueio do religamento: manutenção em linha viva, falta trifásica, faltas que tendem a ser permanentes, como em barras ou cabos subterrâneos, ou diferença de fase não tolerável.

Equipamentos como reatores e transformadores conectados à linha não podem ser religados imediatamente quando estes são o foco da falta, pois precisam passar por inspeção e reparo prévios (KASCHALK, AREHART, *et al.*, 1984). Em razão disso, é necessário que o esquema de proteção seja capaz de identificar a falta restrita a esses equipamentos e bloquear a manobra de religamento neste caso.

O religamento monopolar com tempo morto curto demanda um sincronismo de abertura dos disjuntores nas duas extremidades da linha. Esse sincronismo é provido por *transfer trip* (uma forma de *trip* remoto, na qual um canal de comunicação é usado para transferir um sinal de *trip* a partir do local do relé detector para um local remoto) via fio piloto, *carrier* ou link de rádio entre os disjuntores (WILCOX e HORE, 1963). Atualmente também é usada comunicação via fibra ótica.

Algumas proteções da linha e de equipamentos a ela conectados, tais como as proteções relacionadas à sobrecorrente de terra, sequência negativa, dentre outras, precisam ter seus ajustes e esquemas adaptados ao religamento monopolar automático.

Os trabalhos (SOUSA, 2002) e (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992) detalham as interferências do religamento monopolar e outros requisitos necessários a tais proteções.

2.3 Considerações Sobre Estabilidade Angular do Sistema

A avaliação da estabilidade angular está relacionada com a ocorrência de perturbações de pequeno ou grande porte em um sistema elétrico e com sua capacidade de retornar a um novo estado de equilíbrio, dentro de certo tempo.

A perda do sincronismo ocorre devido ao defasamento angular que surge entre as tensões de dois pontos do sistema entre os quais houve desacoplamento. Devido à inércia mecânica, esse defasamento ocorre ao longo do tempo com uma velocidade que irá depender das características desse sistema. A Figura 2.3 exemplifica como o defasamento angular entre dois terminais de um sistema específico aumenta em função do tempo morto, em um caso de religamento tripolar.

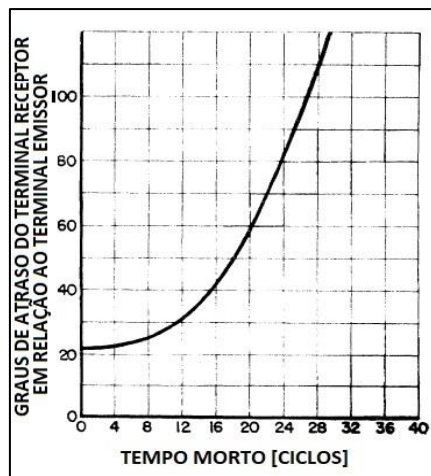


Figura 2.3 – Deslocamento angular em graus de um sistema no terminal receptor em relação ao terminal emissor no instante do religamento em função do tempo morto. Adaptação de (BOISSEAU, WYMAN e SKEATS, 1949).

Estudos de estabilidade e fluxo de potência devem ser realizados para determinar o limite máximo de tempo morto. Além disso, deve-se avaliar o sincronismo necessário para se efetivar o religamento automático mono ou tripolar do disjuntor, especialmente em linhas radiais, que são mais propensas à perda de sincronismo do que linhas em anel, que tendem a reter um menor valor de diferença angular (KASCHALK, AREHART, *et al.*, 1984).

O limite de estabilidade do sistema utilizando o religamento monopolar é muito maior que o limite para o caso de religamento tripolar. O religamento multipolar em condição de falta compromete a estabilidade das seções sãs do sistema. Como a maioria das faltas permanentes é polifásica, a possibilidade de se usar o religamento tripolar para esse tipo de falta adiciona um risco de perda de estabilidade do sistema maior que os benefícios (WILCOX e HORE, 1963). Entretanto, embora as faltas trifásicas sejam uma maneira conveniente de testar a estabilidade do sistema, estatísticas revelam que faltas de dupla ou tripla contingência (simultâneas em circuitos paralelos) são mais comuns do que faltas trifásicas. Dentre estas, a mais comum ocorre quando há falha em uma linha e outra é desligada simultaneamente devido à operação indevida do relé (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992). Esse tipo de falta simultânea ensejou, por exemplo, a adoção de religamento monopolar, conforme relato em (WILCOX e HORE, 1963). É, portanto, imprescindível que seja avaliada a estabilidade do sistema nos estudos de religamento monopolar, inclusive considerando faltas simultâneas, quando aplicável.

2.4 Corrente de Arco Secundário

A alimentação do arco secundário ocorre via acoplamento com as fases remanescentes após desligamento da fase sob falta, sendo preponderante o acoplamento capacitivo, que é tanto maior quanto maior o comprimento da linha e menor a distância entre as fases (CÂMARA, 2010),

A posição da falta ao longo da linha não tem muita influência na intensidade e na duração do arco secundário quando a linha estiver pouco carregada. Contudo, quando o carregamento pré-falta é elevado, o efeito indutivo das fases sãs na fase aberta é mais pronunciado, induzindo tensões longitudinais mais significativas. Nesse caso, a posição da falta pode ter influência nos aspectos mencionados (JOHNS e AL-RAWI, 1982). Na prática, faltas próximas aos terminais da linha são mais críticas quanto a esse aspecto.

No caso de linhas com circuito duplo, a contribuição do circuito íntegro para a manutenção do arco secundário via acoplamento capacitivo e indutivo é menor do que a contribuição das fases do próprio circuito com a fase interrompida. Isso ocorre, em primeiro lugar, porque as fases do outro circuito estão mais afastadas. Em segundo lugar, o campo eletromagnético resultante das duas fases remanescentes do circuito em

falta terá um desbalanceamento bem mais acentuado, levando a uma resultante maior do que o campo produzido pelas três fases do circuito adjacente (BOISSEAU , WYMAN e SKEATS, 1949).

O cálculo simplificado e aproximado do valor eficaz da corrente de arco secundário, para uma linha equilibrada, pode ser feito conforme descrito a seguir. Para este cálculo simplificado, foram desconsideradas as perdas e a indutância da linha. Por conseguinte, desconsiderou-se também a contribuição do acoplamento magnético na composição da corrente de arco secundário, uma vez que ela representa apenas uma pequena fração desta corrente (SOUSA, 2002). No caso em que a impedância longitudinal da linha é desprezada, as tensões em ambos os terminais da linha são iguais. Assim, pode-se representar as capacitâncias da linha de forma concentrada conforme indicado na Figura 2.4(a). Esse circuito representa uma linha perfeitamente transposta com a fase “b” em curto franco para a terra, com seus terminais abertos e as demais fases energizadas.

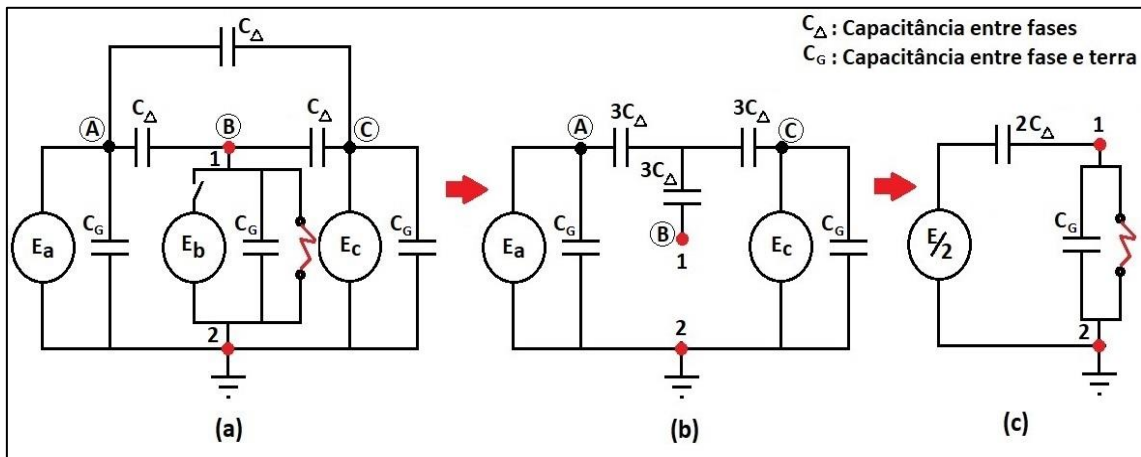


Figura 2.4 – (a) Circuito simplificado da linha durante falta na fase b, com esta aberta. (b) Circuito a partir do qual será obtido o equivalente de Thévenin com vistas aos pontos 1 e 2 (c) Circuito equivalente de Thévenin.

A partir da transformação delta-estrela das capacitâncias entre fases, obtém-se o circuito representado na Figura 2.4 (b), a partir do qual é obtido o circuito equivalente de Thévenin indicado na Figura 2.4 (c). A partir do circuito equivalente, considerando resistência de falta nula, a corrente de arco secundário I_s é calculada como

$$I_s = j\omega C_{\Delta} E \quad (2.1)$$

onde C_{Δ} é o valor de capacitância entre duas fases e E é a tensão fase-terra da linha. Nesta equação fica evidente a proporção direta entre a tensão da linha, a capacitância entre fases, e a corrente de arco secundário.

A partir do mesmo circuito equivalente, é possível obter o valor da tensão de recuperação V_R que surge através da coluna de arco quando ele é extinto.

$$V_R = E \cdot \left(\frac{C_{\Delta}}{2C_{\Delta} + C_G} \right) \quad (2.2)$$

Nessa equação, C_G corresponde à capacitância entre uma das fases e a terra. Ressalta-se que, para linhas com compensação reativa, o valor da tensão de recuperação é influenciado pela oscilação gerada pela interação entre as capacitâncias da linha e os reatores quando o arco é extinto. A ordem de grandeza da tensão de recuperação está, em tese, na faixa entre 10 a 25% da tensão da linha quando não há reator (BABU e RAMESH, 2012). Contudo, nas simulações realizadas para o sistema estudado neste trabalho, o valor máximo da tensão de recuperação, com reator de compensação, chegou a aproximadamente 50% da tensão nominal do sistema. Para a simulação realizada sem o reator o valor obtido foi de 10%.

As deduções detalhadas das equações podem ser vistas em (SOUSA, 2002) e (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992). Este último trabalho apresenta também o cálculo aproximado da contribuição de corrente devida ao acoplamento magnético para linha equilibrada. Para obter efeito completo de ambos os acoplamentos, inclusive para linhas desequilibradas, deve-se realizar o cálculo matricial trifásico detalhado em (ZANETTA JUNIOR, 2003).

2.5 Avaliação Tradicional para Adoção do Religamento

Monopolar em um Sistema Elétrico

A avaliação tradicional da extinção do arco secundário durante a manobra de religamento monopolar é feita, no Brasil, conforme prescrição do sub-módulo 23.3 dos Procedimentos de Rede do ONS (2016). O critério adotado consiste em avaliar o valor eficaz do último pico da corrente de arco secundário e o valor do primeiro pico da tensão transitória de recuperação através do canal do arco extinto. Esses parâmetros são

obtidos através de simulação computacional em regime transitório. A revisão mais recente do procedimento de rede sub-módulo 23.3 (ONS, 2016) não menciona como o arco secundário deve ser representado nessas simulações. Segundo (CÂMARA, 2010) ao representar o arco através de um resistor, o valor mais comumente adotado é de 50Ω . O par de valores de tensão e corrente obtidos por meio dos critérios indicados pelo ONS deve ser lançado no ábaco da Figura 2.5. Caso o ponto associado a este par corrente-tensão esteja dentro da “Zona de Provável Extinção do Arco”, conclui-se que é provável que o arco secundário seja extinto em até 500 ms.

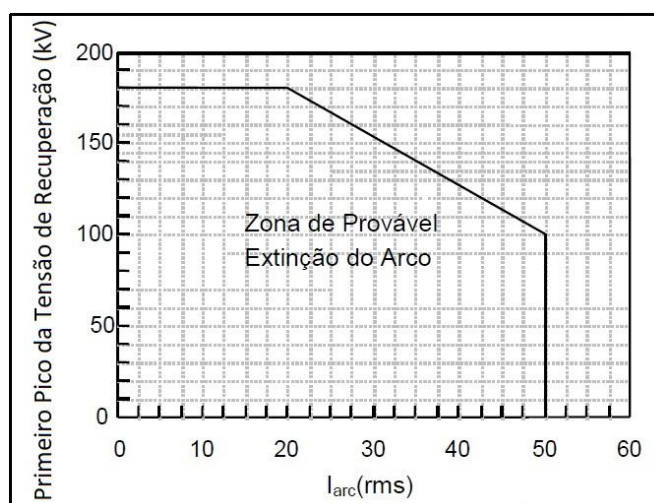


Figura 2.5 – Curva indicativa para análise da extinção da corrente de arco secundário, para um tempo morto de até 500 ms. Reprodução do sub-módulo 23.3 dos Procedimentos de Rede (ONS, 2016).

Caso o ponto não se encontre dentro dessa zona, a avaliação do valor do tempo morto deverá ser feita através da curva indicativa presente na Figura 2.6, que relaciona o valor eficaz da corrente de arco secundário com o seu tempo de extinção.

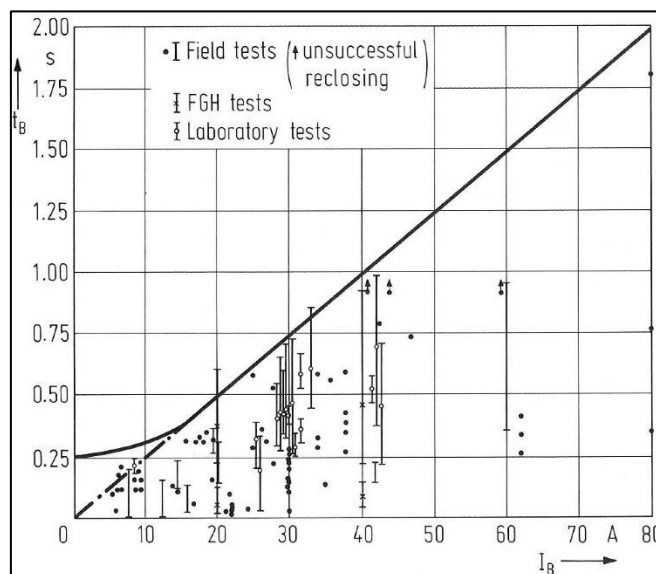


Figura 2.6 – Curva indicativa de tempo morto para extinção do arco secundário versus valor eficaz da corrente de arco secundário, para tensões até 700 kV. Reprodução de (HAUBRICH, HOSEMANN e THOMAS, 1974).

Segundo a recomendação do ONS (2016), inicialmente deve-se avaliar o tempo morto utilizando a curva da Figura 2.6 a partir do valor do último pico da corrente de arco secundário, e não do seu valor eficaz, conforme sugerido na figura. Se o tempo morto obtido não estiver abaixo de 1,25 s, mesmo após adotadas as medidas de mitigação da corrente, a avaliação do tempo deverá ser feita a partir do valor eficaz da corrente de arco secundário, respeitando o limite máximo de 1,25 s.

2.6 Desempenho das Manobras de Religamento Monopolar nas

Linhas Brasileiras

A partir dos relatórios gerenciais semanais disponibilizados pelo Operador Nacional do Sistema (ONS, 2019) é possível apurar o desempenho da manobra de religamento monopolar na rede básica brasileira. No período de três anos compreendido entre agosto de 2016 e julho de 2019 foram registradas 734 faltas monofásicas em linhas com religamento monopolar automático habilitado. Essas faltas ocorreram em 120 linhas diferentes de 48 empresas responsáveis. O desempenho, para o período mencionado e para cada nível de tensão, pode ser verificado na Tabela 2.3

Tabela 2.3 – Desempenho das manobras de religamento monopolar nas linhas da rede básica no período de 08/2016 a 07/2019.

Tensão [kV]	Quantidade de ocorrências	Percentual de manobras bem-sucedidas	Quantidade de linhas em que a manobra ocorreu
230	572	76,2%	78
345	20	90,0%	7
500 ou 525	142	47,9%	35
Todas	734	71,1%	120

Na Tabela 2.4 estão relacionadas e quantificadas as principais causas dessas faltas.

Tabela 2.4 – Causa das faltas monofásicas que ensejaram o religamento monopolar nas linhas da rede básica no período de 08/2016 a 07/2019..

Causador	Quantidade de ocorrências	Percentual em relação ao total de ocorrências	Percentual de ocorrências cujo religamento foi bem-sucedido
Não Informado	256	34,9%	81,3%
Descarga atmosférica	144	19,6%	64,6%
Temporal	85	11,6%	50,6%
Falha na isolação da cadeia de isoladores	70	9,5%	91,4%
Dejetos de pássaros	67	9,1%	88,1%
Ninho de Ave	30	4,1%	90,0%
Vegetação	25	3,4%	52,0%
Queimada	24	3,3%	29,2%
Vendaval	10	1,4%	30,0%
Outros	23	3,1%	21,7%

Dentre os religamentos malsucedidos, 68% foram resultado do religamento sob defeito. O restante representa situações em que houve falha do esquema de religamento e proteção, ou não foi identificada a causa, ou ainda, houve falta de condição de sincronismo. Estas falhas no esquema de religamento e proteção correspondem a ocorrências como: atuação indevida da proteção contra discordância de polos, abertura tripolar indevida, ajustes incorretos e falhas nos circuitos de proteção, entre outros.

Na Tabela 2.5 é apresentado o desempenho das manobras para ocorrências cuja causa foi descarga atmosférica, que representa a maior quantidade dos casos identificados. Nesta avaliação foram desconsideradas as ocorrências em que a manobra foi malsucedida devido a falhas no esquema de religamento ou proteção, ou quando não foi identificada a causa do insucesso.

Tabela 2.5 – Desempenho das manobras de religamento monopolar nas linhas da rede básica no período de 08/2016 a 07/2019 quando a causa da falta é descarga atmosférica.

Tensão	230 kV		345 kV		500 e 525 kV		Total	
	Número de ocorrências	Bem-sucedidas (%)	Número de ocorrências	Bem-sucedidas (%)	Número de ocorrências	Bem-sucedidas (%)	Número de ocorrências	Bem-sucedidas (%)
Descarga atmosférica	61	80,3%	13	84,6%	48	68,8%	122	76,2%

É possível perceber que, para as ocorrências referentes às descargas atmosféricas, a taxa de sucesso das manobras para as linhas de 500 e 525 kV é de 68,8%, inferior à taxa correspondente às linhas de 230 kV, que é igual a 80,3%. Essa diferença pode ter como causa a maior persistência do arco secundário nas linhas de tensão maior e de maior comprimento. Embora os registros com identificação da causa da falta sejam relativamente poucos, eles podem indicar que uma precisão maior na determinação da duração do arco secundário pode contribuir para a melhora do desempenho da manobra de religamento monopolar nas linhas.

2.7 Medidas para Redução do Tempo de Extinção do Arco

Secundário

Nas ocasiões em que os estudos apontem que o arco secundário não será extinto dentro do tempo morto requerido para um determinado sistema, medidas de redução da corrente de arco secundário podem ser adotadas. Geralmente, dentre as medidas disponíveis, as mais utilizadas são a instalação de reator de neutro ou a instalação de chaves de aterramento rápido (ZHENYU, XIAOQING, *et al.*, 2013), por sua efetividade, simplicidade e custo relativamente menor. No Brasil, não foram encontrados registros de adoção de outra medida senão o reator de neutro nos sistemas existentes.

O reator de neutro é indicado quando já existe demanda de instalação de reatores na linha para compensação de reativo. Isso reduz o custo da instalação de um quarto reator frente ao valor global do conjunto de compensação (MITTELSTADT, LEE, *et al.*, 1986). Assim, de forma geral, a adoção do chaveamento rápido é mais favorável quando a linha não demandar reatores *shunt* para compensação, ou quando o reator de neutro sozinho não prover a condição requerida. O detalhamento desses dois métodos é tratado em itens específicos a seguir.

Existe também o método baseado em um esquema religamento híbrido, que consiste em abrir a fase sob falta primeiro e, após alguns ciclos, abrir as demais fases para promover a eliminação do arco secundário e em seguida fazer o religamento tripolar (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992). Esse método tem baixo custo, pois não demanda recurso adicional. Contudo, traz consigo os efeitos indesejáveis do religamento tripolar puro, ainda que mitigados, especialmente para plantas de geração isoladas, como a perda rápida da estabilidade e o esforço súbito no eixo dos geradores. O esquema híbrido não é indicado quando um religamento monopolar rápido é demandado.

Outros métodos foram propostos, para os quais não foram encontrados relatos de implantação. Estes são a utilização de capacitores em série, cujo funcionamento é descrito em item específico adiante, e o seccionamento de linha, que tem como objetivo reduzir a capacitância entres as fases (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992). No caso particular do seccionamento de linha, para sua adoção é necessário instalar disjuntores e sistemas de comunicação, proteção e infraestrutura no meio da linha, o que reduz sua viabilidade econômica.

2.7.1 Reator de Neutro

2.7.1.1 Características e Princípio Operativo

Os reatores de neutro são amplamente utilizados para favorecer a extinção mais breve do arco secundário, podendo reduzir em até três vezes sua duração, segundo SHPERLING [discussão em (JOHNS e RITCHIE, 1984)]. São geralmente conectados em conjunto com os reatores de fase destinados à compensação de reativo. Enquanto estes últimos são conectados entre cada fase e o ponto de neutro, o reator de neutro é conectado entre o ponto de neutro e a terra, conforme esquemas indicados na Figura 2.7. O banco de reatores é conectado em uma das extremidades da linha.

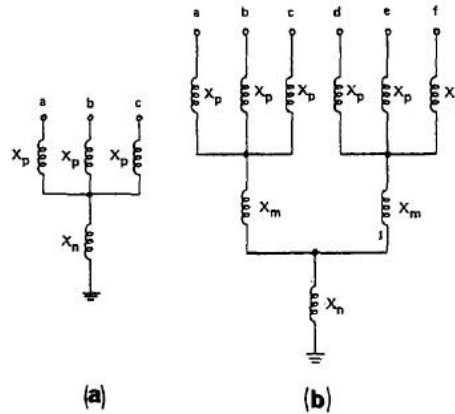


Figura 2.7 – Esquema de ligação de reatores de neutro para linha de circuito simples (a) e linha de circuito duplo (b). Reprodução de (GODA, MATSUDA, *et al.*, 1993).

O conjunto de reatores pode cumprir diversos objetivos. Em primeiro lugar, causa redução da corrente de arco secundário e da tensão através do canal de arco pela redução do efeito do acoplamento capacitivo entre fases. Adicionalmente, o reator de neutro tem a finalidade de deslocar eventuais ressonâncias causadas pela compensação (DIAS, 2015). O banco de reatores ainda reduz sobretensões mais severas em frequência nominal, que ocorrem quando a linha, em plena carga, é aberta em apenas uma das extremidades (KNUDSEN, 1962). Além disso, o conjunto de reatores pode ser usado para ajustar a impedância equivalente da linha com o objetivo de manter próximos os valores de potência transmitida e da potência natural, melhorando a eficiência de transmissão (ALCAHUAMAN, 2013).

Teoricamente, em uma linha sem perdas, apenas com indutâncias e capacitâncias, pode-se alcançar corrente de arco secundário nula através da sintonia adequada dos reatores (KIMBARK, 1964). Contudo, devido à imprecisão de ajuste, perdas e harmônicos, e também ao acoplamento magnético, não é possível obter corrente nula. Ainda assim, a corrente neutralizada pode ser da ordem de 10 a 20% do valor que teria sem a compensação.

Nas linhas compensadas, após a extinção do arco secundário, na fase aberta verifica-se a presença de uma tensão oscilatória com frequência diferente da nominal, sobreposta à tensão de acoplamento com as demais fases (KIMBARK, 1964). Essa oscilação pode demorar diversos segundos para se dissipar, podendo causar surtos de manobra quando for feito o religamento da linha. Pode causar, ainda, a operação indevida das proteções de tensão e frequência, e falha de desempenho dos transformadores de potencial capacitivos (KASCHALK, AREHART, *et al.*, 1984).

O circuito ressonante paralelo formado pelo conjunto de reatores e a linha tem um fator de potência próximo da unidade. A amplitude da tensão de recuperação, na frequência do sistema, aumenta lentamente. Assim sendo, no primeiro quarto de ciclo após a extinção normal do arco na passagem da corrente por zero, essa tensão aumentaria pouco, tornando menos provável a reignição do arco (KIMBARK, 1964). Além do mais, sem o conjunto de reatores, as componentes alternadas da corrente de arco secundário e da tensão de recuperação se mantêm defasadas praticamente 90° uma em relação a outra, de forma que, quando a corrente é interrompida na passagem por zero, a tensão estará próxima do seu valor de pico. Isso irá criar uma componente contínua de tensão associada à carga armazenada no(s) condutor(es) da fase aberta após a interrupção do arco. Em meio ciclo, esta componente contínua estará em oposição de polaridade com a componente alternada. Neste instante, a tensão de recuperação terá o dobro do valor de crista da componente alternada, o que torna provável uma reignição atrasada do arco (KIMBARK, 1964).

O reator de neutro, no processo da manobra de religamento monopolar, estará submetido a sobretensões que devem ser calculadas e levadas em consideração no seu dimensionamento (SOUSA, 2002)

O conjunto de reatores de quatro pernas, se associado com chaveamento rápido, pode permanecer desconectado da linha caso ela esteja com carga pesada e a compensação de reativo não for necessária, sendo chaveado em caso de falta para favorecer a extinção do arco secundário (MITTELSTADT , LEE, *et al.*, 1986).

2.7.1.2 Cálculo do Reator de Neutro

Para realizar as duas funções principais a que se destina, compensação de reativo e neutralização das capacitâncias entre fases, o conjunto de reatores conectado em paralelo com a linha deve ser adequadamente dimensionado, como mostrado a seguir.

As capacitâncias da linha estão representadas de forma concentrada no circuito da Figura 2.8(a). Seria muito dispendioso instalar um reator indutivo para cada uma dessas capacitâncias.

O custo dos reatores é função principalmente da sua massa, que por sua vez é função da tensão, potência, método de resfriamento e agrupamento. O agrupamento representa, por exemplo, se o conjunto de compensação é um reator trifásico ou um

banco de reatores monofásicos. Esta última configuração é 30% mais cara do que a primeira. Além disso, na prática, o custo por kVAr diminui com o aumento da potência. Portanto, aplicações com reatores maiores, em menor quantidade, podem custar menos.

Diante disso, propõe-se um circuito equivalente reduzido com base nas reatâncias de sequência positiva e zero. Nas demonstrações a seguir, as capacitâncias são representadas como susceptâncias.

No caso de uma linha perfeitamente transposta, os elementos da diagonal principal da matriz de admitâncias, $(2B_{CM} + B_{CP})$, são iguais entre si, o mesmo ocorrendo com as susceptâncias mútuas, $(-B_{CM})$. Para essa configuração, através da transformação em componentes simétricas, tem-se que:

$$B_{CM} = \frac{B_{C0} - B_{C1}}{3} \quad (2.3)$$

onde B_{CM} é a susceptância capacitiva mútua entre duas fases, B_{C0} e B_{C1} são respectivamente as susceptâncias de sequência zero e positiva, e

$$B_{CP} = B_{C0} \quad (2.4)$$

onde B_{CP} é a capacitância entre uma fase e a terra.

A Figura 2.8(b) mostra o mesmo circuito com a transformação delta-estrela das susceptâncias entre fases. Nesse circuito, caso seja aplicada tensão de sequência positiva nos terminais ‘a’, ‘b’, e ‘c’, o ponto de terra T terá o mesmo potencial do ponto de neutro N e ambos podem ser considerados conectados entre si. Assim, as susceptâncias $(B_1 - B_0)$ e B_0 ficarão em paralelo e a resultante será B_1 . Caso seja aplicada tensão de sequência zero nesses mesmos terminais, só circulará corrente nas susceptâncias de sequência zero B_0 . Portanto, as demais susceptâncias podem ser desconsideradas. O circuito rearranjado, indicado na Figura 2.8(c), possui o mesmo comportamento descrito e sua simplificação, indicada na Figura 2.8(d), representa o circuito equivalente das susceptâncias.

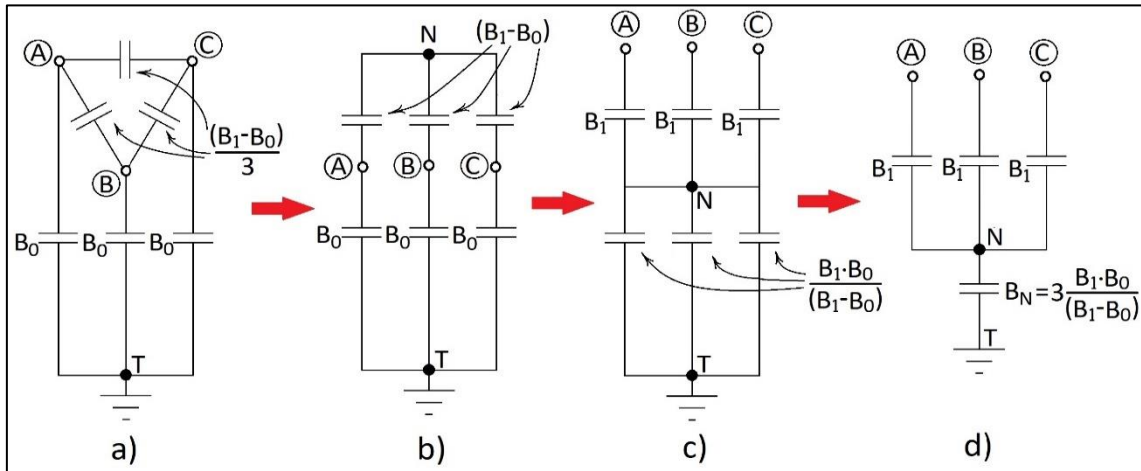


Figura 2.8 – Circuito equivalente das reatâncias capacitivas da linha.

Então, para favorecer a supressão do arco secundário, a diferença entre as componentes de sequência positiva e zero das susceptâncias capacitivas da linha, $B_{C1} - B_{C0}$, deve ser igual à diferença entre as componentes de sequência positiva e zero da susceptância indutiva do conjunto de reatores, $B_{L1} - B_{L0}$, conforme indicado na equação (2.5), obtida de (KIMBARK, 1964). Isso faz com que as susceptâncias entre fases sejam anuladas.

$$B_{C1} - B_{C0} = B_{L1} - B_{L0} \quad (2.5)$$

Para realizar a compensação de reativo da linha, aplica-se a equação obtida de (KIMBARK, 1964).

$$B_{L1} = F \cdot B_{C1} \quad (2.6)$$

na qual F representa o grau de compensação desejado. A partir das equações (2.5) e (2.6), é possível definir o valor de susceptância de sequência zero B_{L0} do conjunto de reatores conforme indicado na equação (2.7).

$$B_{L0} = B_{C0} - (1 - F) \cdot B_{C1} \quad (2.7)$$

As susceptâncias obtidas a partir de (2.5) e (2.6), após transformação em componentes de fase, empregando o mesmo raciocínio para obter o circuito equivalente indicado da Figura 2.9, são, segundo (KIMBARK, 1964):

$$B_{LF} = B_{L1} \quad (2.8)$$

$$B_{LN} = \frac{3B_{L0}B_{L1}}{B_{L1} - B_{L0}} \quad (2.9)$$

Nessas equações, B_{LF} é susceptância dos reatores de fase, e B_{LN} é a susceptância do reator de neutro, conforme indicado na Figura 2.9. Um ajuste teoricamente possível para neutralizar totalmente a corrente de arco secundário seria sintonizar a compensação de reativo para 100%, o que não é viável na prática por questões econômicas. Além disso, uma compensação de 100% pode levar a altas sobretensões na fase desligada no caso da sintonia ligeiramente incorreta do reator de neutro (HAUBRICH, HOSEMANN e THOMAS, 1974). O fator de compensação não deve exceder 0,8.

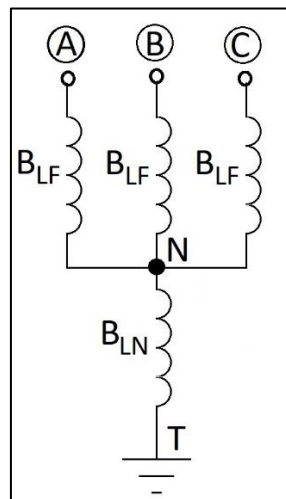


Figura 2.9 – Circuito do reator de quatro pernas, com indicação das respectivas susceptâncias.

Para linhas não transpostas, é apresentado em (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992) um esquema alternativo de ligação do banco de reatores que consiste em instalar um banco de quatro reatores em um dos terminais da linha para fazer a compensação de reativo e outro, no terminal oposto, para neutralizar as capacitâncias entre fases. Este último é chaveado automaticamente a fim de fornecer a reatância adequada para a falta em cada uma das fases. É um método de alto custo em que o controle das chaves rápidas é complexo.

Para linhas em circuito duplo, o cálculo dos reatores pode ser verificado em (ZHENYU, XIAOQING, *et al.*, 2013).

2.7.2 Chave de Aterramento Rápida

A extinção espontânea do arco é muitas vezes improvável em um tempo muito curto. Testes computacionais e experimentos têm mostrado que o uso de chaves de aterramento rápido (CAR) é um dos métodos mais efetivos para extinguir o arco secundário em linhas de transmissão de extra-alta tensão (GODA, MATSUDA, *et al.*, 1993), (HASIBAR, LEGATE, *et al.*, 1981). As CAR aterram ambas as extremidades da fase aberta após a abertura dos disjuntores em decorrência de uma falta monofásica, conforme indicado na Figura 2.10.

Por meio dessa manobra, o arco secundário se extingue principalmente devido ao desvio de grande parte da corrente que o alimentaria via acoplamento capacitivo para as chaves, que têm menor impedância. Isso reduz também a tensão de recuperação. A tensão de recuperação resultante do acoplamento capacitivo, com as chaves fechadas, tem maior valor no meio da linha. Este valor se reduz gradualmente até os terminais aterrados, onde tem valor nulo.

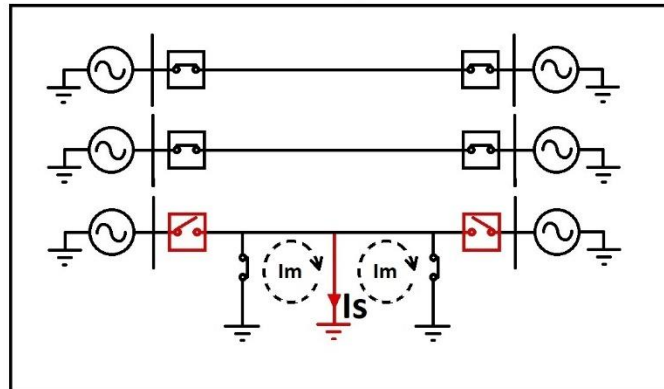


Figura 2.10 – Esquema de ligação da chave rápida de aterramento.

Como efeito colateral, o emprego da CAR estabelece um circuito que permite a circulação de correntes induzidas, I_m , por acoplamento magnético com as fases sãs, conforme indicado na Figura 2.10. Por circularem através do ponto de falta, a intensidade dessas correntes influencia na duração do arco secundário. A intensidade dessas correntes irá depender principalmente do carregamento da linha, do ponto de localização da falta, do comprimento da linha e do intervalo de tempo entre o fechamento subsequente das chaves de aterramento em cada uma das extremidades da linha. Quanto maior esse intervalo, maior o tempo de extinção do arco.

Os intervalos de tempo entre as manobras são os seguintes, segundo (HASIBAR, LEGATE, *et al.*, 1981): após a abertura dos disjuntores da fase sob falta, as chaves são fechadas após 10 ciclos (170 ms). Esse tempo assegura que as chaves não se fechem com a fase energizada. As chaves devem permanecer fechadas durante um período de 10 a 15 ciclos para garantir a extinção do arco secundário. Um período similar deve ser aguardado para o religamento dos disjuntores, a fim de assegurar a abertura das chaves.

No trabalho de (GODA, MATSUDA, *et al.*, 1993), são apresentados resultados de testes realizados em um circuito elétrico construído para reproduzir o comportamento de um sistema real, composto por um circuito duplo com 160 km de extensão, diante de uma falta monofásica. Verificou-se uma redução do tempo de extinção do arco secundário de valores superiores a 2 s para 10 ms quando empregadas chaves de aterramento.

O vento tem pouca influência no tempo de extinção do arco secundário usando CAR, uma vez que, com o chaveamento para a terra, o tempo de extinção do arco é da ordem de 100 ms. Durante esse período, a reação do arco ao vento é mais lenta e, portanto, menos relevante (GODA, MATSUDA, *et al.*, 1993).

No trabalho (DUDURYCH, GALLAGHER e ROSOLOWSKI, 2004), apresentou-se um estudo da aplicação do método de chaveamento para terra através de simulações no ATP, utilizando modelo dinâmico de arco. Através de simulações, observou-se uma redução de 0,4 s no tempo de duração do arco secundário para uma linha de 1150 kV de 500 km de extensão. Nesse trabalho também se avalia o fechamento de apenas uma das chaves de aterramento. Nessa condição observou-se um tempo de extinção do arco ligeiramente maior em relação àquele obtido para o chaveamento dos dois terminais.

O CAR tem a vantagem de ser eficaz mesmo para linha não transposta (HASIBAR, LEGATE, *et al.*, 1981). Embora o uso desse método se mostre muito eficaz em promover a rápida extinção do arco secundário, ele pode, contudo, se apresentar menos viável em termos de custos de implantação, quando comparado com um método mais tradicional como a inserção do reator de neutro.

Como restrição à aplicação desse método, o ONS (2016) recomenda que não sejam instaladas chaves de aterramento rápido nas extremidades de linhas adjacentes a unidades geradoras, a fim de evitar que uma operação indevida do equipamento cause danos severos ao sistema.

2.7.3 Capacitores em Série

O esquema de redução da corrente de arco secundário apresentado por (PERTERSON e DRAVID, 1969) consiste na inserção de um capacitor em paralelo com o polo do disjuntor durante o desligamento monopolar de forma a conectar a fase aberta com a respectiva fonte através desse capacitor.

Essa ligação, adicionada ao circuito equivalente apresentado na Figura 2.4(c), resulta no circuito da Figura 2.11 a seguir.

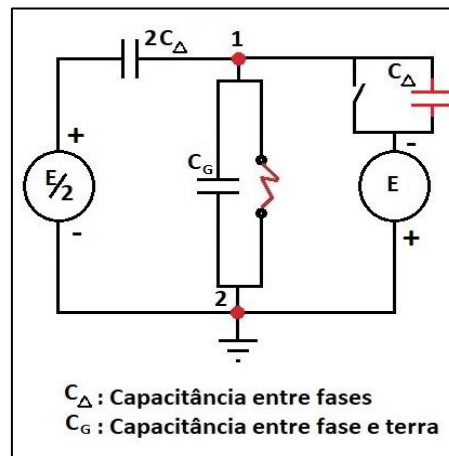


Figura 2.11 – Circuito equivalente das capacitâncias da linha com conexão de capacitor em série para redução da corrente do arco secundário.

Como a tensão da fase sob falta tem polaridade oposta à tensão equivalente das demais fases, essa conexão gera uma corrente que tende a anular a corrente de arco secundário se o valor do capacitor série inserido for igual à capacitância entre fases C_{Δ} .

A partir de resultados de simulações apresentados por (PERTERSON e DRAVID, 1969), demonstrou-se que esse método tem efetividade bastante similar à instalação de reator de neutro. Contudo, não foram encontrados registros de sua implementação prática. Além de trazer problemas, como sobretensões causadas pelo chaveamento dos capacitores, a complexidade e os custos elevados de implantação desse método o tornaram pouco promissor.

No caso de utilização de capacitores em série em linhas de transmissão de comprimento muito elevado com a finalidade de aumentar a capacidade de transmissão e reduzir a variação de tensão em regime permanente, um esquema diferente é proposto. Na manobra de religamento monopolar, durante o tempo morto de desligamento, a carga armazenada nesses capacitores pode contribuir para a alimentação do arco secundário, atrasando sua extinção. É feito, então, o chaveamento automático desses capacitores conectando-os em paralelo com resistores (ALCAHUAMAN, 2013).

2.8 Religamento Monopolar Adaptativo

2.8.1 Características

O religamento monopolar adaptativo consiste na detecção da extinção do arco secundário em tempo real através de um dispositivo eletrônico que comanda o religamento quando o arco estiver extinto. A detecção da extinção do arco é feita por meio dos dados de medições de tensão e corrente nos terminais da linha. Existem diversos algoritmos dedicados a essa detecção. Alguns destes são comentados a seguir. Segundo (SOUSA, 2002), o religamento adaptativo tem como vantagens: evitar o religamento sob defeitos permanentes, aumentar a vida útil dos disjuntores e aumentar a taxa de sucesso dos religamentos.

Um dos métodos de detecção da extinção do arco secundário, proposto por (SOUSA, 2002), consiste em estimar os fasores de tensão e corrente, na frequência fundamental, nas três fases de ambos os terminais da linha. A partir desses fasores, dos parâmetros da linha, e da estimação da localização da falta, são estimados os fasores de tensão e corrente no ponto de falta, a partir dos quais é possível determinar a extinção do arco. Na referência (VOGELSANG e ROMEIS, 2016) é proposto um método semelhante, que funciona a partir dos mesmos dados de entrada.

Outros métodos se baseiam na detecção de mudanças abruptas no sinal de tensão, como o algoritmo apresentado na referência (KHODADADI, NOORI e SHAHRTASH, 2013), que as identifica durante a manobra de religamento. A primeira delas seria o início da falta, a segunda, a abertura do disjuntor, e a terceira, a extinção do arco secundário. Pode ser oportuno que este algoritmo possa considerar a ocorrência

uma extinção momentânea do arco, como a registrada em um dos casos reais apresentados neste trabalho.

O método proposto por (ADLY, SEHIEMY e ABDELAZIZ, 2016) usa a transformada *Wavelet* para extrair os harmônicos e a componente DC do sinal de tensão da fase sob falta. Segundo a referência, a componente DC é o parâmetro mais apropriado para detectar a extinção do arco secundário. No entanto, como já mencionado, a componente DC que surge após a extinção do arco tende a ser mitigada quando a linha possui reatores para compensação de reativo. Portanto, pode ser oportuno fazer a verificação deste algoritmo para essa condição.

Na referência (DIAS, 2015), é avaliada a utilização da taxa de distorção harmônica da tensão terminal da linha para determinar a extinção do arco secundário. Foram feitas simulações utilizando o simulador em tempo real RTDS (*Real Time Digital Power System Simulator*) nas quais o modelo de arco de Johns (JOHNS e ALRAWI, 1982) foi aplicado para reproduzir o comportamento do arco secundário. Os resultados da detecção a partir das simulações foi considerado satisfatório.

A partir de medições realizadas em arcos em um sistema experimental de 500 kV, (MONTANARI, 2009) verifica que a forma de onda de corrente do arco é próxima de uma onda senoidal, enquanto a de tensão apresenta pronunciado conteúdo harmônico. Nesta mesma referência é apresentada uma análise do conteúdo harmônico das tensões medidas de arcos secundários a partir da transformada de *Fourier* em janela. Foram realizados 348 testes com o valor eficaz da corrente de arco variando de 60 A a 3000 A, para os quais a relação entre as tensões de 3º harmônico e da componente fundamental do arco secundário ficou entre 21,24% e 27,93%. A proporção para o 5º harmônico, a segunda maior relação, ficou entre 7,28% e 10,26%. A terceira mais significativa, a de 7º harmônico, apresentou proporções entre 2,76% e 4,07%. As demais frequências, considerando uma análise até o 15º harmônico, apresentaram amplitudes muito baixas. Para as correntes, a proporção do 3º harmônico, que foi a mais significativa, ficou entre 1,45 e 1,91% em relação à fundamental.

Nas referências (RADOJEVIC e SHIN, 2006) e (JAMALI e PARHAM, 2008) são apresentados algoritmos de detecção da extinção do arco a partir da tensão de terceiro harmônico estimada pela transformada discreta de Fourier. A eficácia foi

avaliada através de simulações com modelos de arco. A primeira referência apresenta, ainda, resultados de testes que validaram a eficácia dos algoritmos.

Foram identificados, portanto, os seguintes aspectos a respeito da detecção do arco secundário através do terceiro harmônico: (i) evidências concretas de que o terceiro harmônico é um bom indicador da presença do arco secundário; (ii) esse método de detecção não necessita de dados adicionais como corrente, localização de falta e tensão de outras fases; (iii) o terceiro harmônico é um parâmetro cuja estimação é relativamente simples, pois atualmente os sistemas de aquisição de dados possuem taxa de amostragem suficiente para a sua estimação. Dessa forma, decidiu-se avaliar o emprego desse método neste trabalho. Para estimar o terceiro harmônico foi escolhido o algoritmo dos erros mínimos quadrados, descrito nos itens a seguir.

2.8.2 Método dos Erros Mínimos Quadrados

O método dos erros mínimos quadrados é um recurso destinado a fazer a estimação de parâmetros de um sistema linear que se ajustem aos dados conhecidos deste sistema (ACENCIOS, 2009).

Segundo (SACHDEV e BARIBEAU, 1979), as formas de onda de tensão e corrente durante uma falta podem ser decompostas em uma componente DC, com decaimento exponencial, e também em diversas componentes harmônicas.

A taxa de decaimento da componente DC depende do valor correspondente à razão entre a reatância e a resistência do sistema, e esta última varia para cada falta. Já os harmônicos de ordem mais alta são bloqueados pelo circuito de condicionamento de sinais dos relés, que é composto por filtros analógicos. Considerando essas imprecisões (SACHDEV e BARIBEAU, 1979) simplificaram a decomposição das formas de onda da seguinte forma. A componente DC exponencial foi decomposta em série de Taylor e apenas os três primeiros termos foram considerados. Outra simplificação adotada foi a consideração do primeiro e do terceiro harmônico, apenas. O resultado é a seguinte expressão de tensão em um instante específico t_0 :

$$v(t_0) = A + B \cdot \text{sen}(\omega t_0) + C \cdot \text{cos}(\omega t_0) + D \cdot \text{sen}(3\omega t_0) + E \cdot \text{cos}(3\omega t_0) + F \cdot t_0 + G \cdot t_0^2 \quad (2.10)$$

Nesta equação $v(t_0)$ corresponde à amostra de tensão no tempo $t = t_0$, ω é a frequência angular fundamental, e A, B, C, D, E, F e G são os coeficientes a serem determinados.

Tomando N amostras do sinal de tensão, tem se que:

$$\begin{aligned} v(t_0) &= A + B.\text{sen}(\omega t_0) + C.\text{cos}(\omega t_0) + D.\text{sen}(3\omega t_0) + E.\text{cos}(3\omega t_0) + F.t_0 + G.t_0^2 \\ v(t_1) &= A + B.\text{sen}(\omega t_1) + C.\text{cos}(\omega t_1) + D.\text{sen}(3\omega t_1) + E.\text{cos}(3\omega t_1) + F.t_1 + G.t_1^2 \\ &\vdots \\ v(t_N) &= A + B.\text{sen}(\omega t_N) + C.\text{cos}(\omega t_N) + D.\text{sen}(3\omega t_N) + E.\text{cos}(3\omega t_N) + F.t_N + G.t_N^2 \end{aligned} \quad (2.11)$$

As equações em (2.11) podem ser representadas em forma matricial como

$$\begin{bmatrix} v(t_0) \\ v(t_1) \\ \vdots \\ v(t_N) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \text{sen}(\omega t_0) & \text{cos}(\omega t_0) & \text{sen}(3\omega t_0) & \text{cos}(3\omega t_0) & t_0 & t_0^2 \\ 1 & \text{sen}(\omega t_1) & \text{cos}(\omega t_1) & \text{sen}(3\omega t_1) & \text{cos}(3\omega t_1) & t_1 & t_1^2 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \text{sen}(\omega t_N) & \text{cos}(\omega t_N) & \text{sen}(3\omega t_N) & \text{cos}(3\omega t_N) & t_N & t_N^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} A \\ B \\ \vdots \\ G \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

A equação, representada de forma reduzida, fica:

$$[V]_{Nx1} = [M]_{Nx7}[X]_{7x1} \quad (2.13)$$

Nesta equação, $[V]$ corresponde ao vetor de valores medidos, que possui N elementos. Esse vetor deve conter ao menos sete amostras, que é número de coeficientes a determinar. Entretanto, se adicionados mais pontos, o sistema se torna sobredeterminado e a estimação é mais precisa.

Multiplicando os dois lados da equação (2.13) pela matriz $[M]$ transposta

$$[M]^T_{7xN}[V]_{Nx1} = [M]^T_{7xN}[M]_{Nx7}[X]_{7x1} \quad (2.14)$$

Multiplicando os dois lados da equação (2.14) por $([M]^T \cdot [M])^{-1}$ resulta em:

$$\left[([M]^T_{7xN}[M]_{Nx7})^{-1} [M]^T_{7xN} \right] [V]_{Nx1} = [X]_{7x1} \quad (2.15)$$

A matriz formada por $\left[([M]_{7 \times N}^T [M]_{N \times 7})^{-1} [M]_{7 \times N}^T\right]$ é conhecida como pseudo-inversa. Na referência (SACHDEV e BARIBEAU, 1979) é demonstrado como a estimação através dessa matriz fornece a solução dos erros mínimos quadrados.

O conjunto dos N pontos usados na estimação é comumente chamada de janela de amostragem. Durante a estimação do sinal, a janela de amostragem desliza de forma que a cada instante de tempo uma nova amostra é incorporada à janela, enquanto a mais antiga é removida. Assim, a estimativa dos coeficientes é feita de forma recursiva para cada um dos instantes de tempo. Segundo (PEREIRA FILHO, 2016) a matriz pseudo-inversa pode ser calculada apenas uma vez e mantida constante nos cálculos a cada instante de tempo sem prejuízo para a estimação da amplitude dos fasores, reduzindo a carga de processamento computacional. Para a estimação dos ângulos basta fazer uma correção no final do cálculo.

2.8.3 Método dos Erros Mínimos Quadrados Ponderados

Segundo (PEREIRA FILHO, 2016), pode-se fazer a estimação ponderada adicionando-se uma matriz de pesos [W], conforme indicado na equação (2.13).

$$[W][V] = [W][M][X] \quad (2.16)$$

Multiplicando os dois lados pela matriz M transposta, obtém-se

$$[M]^T [W][V] = [M]^T [W][M][X] \quad (2.17)$$

Isolando [X], obtém-se:

$$([M]^T [W][M])^{-1} [M]^T [W][V] = [X] \quad (2.18)$$

A matriz [W] é do tipo:

$$[W] = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \lambda^2 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \lambda^N \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

Onde λ é denominado peso, ou fator de esquecimento, com valores entre 0 e 1, e N é a ordem da matriz, que deve ser igual à dimensão da janela de dados adotada.

Utilizando o método dos erros mínimos quadrados, é possível calcular o coeficiente de determinação R^2 , que é um índice que indica a qualidade da representação do sinal feita pelo método de estimação. Como a estimação é feita para cada instante (amostra) do sinal, há um R^2 para cada um desses instantes, que corresponde à estimação feita a partir das N amostras que compõem a janela de amostragem. A janela é composta pela amostra do instante t e as $N - 1$ amostras precedentes. A equação para cálculo de R^2 (GUJARATI e PORTER, 2011) é a seguinte:

$$R^2(t) = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N [V(t - (i - 1)\Delta t) - V_e(t - (i - 1)\Delta t)]^2}{\sum_{i=1}^N [V(t - (i - 1)\Delta t) - \bar{V}_{janela}]^2} \quad (2.20)$$

Na equação (2.20), $V(t)$ corresponde à amostra do sinal no instante t , $V_e(t)$ corresponde ao valor estimado para o sinal no instante t , Δt corresponde ao intervalo de tempo entre duas amostras consecutivas, e \bar{V}_{janela} corresponde ao valor médio das N amostras do sinal que compõem a janela de amostragem. Quanto mais o valor do coeficiente R^2 se aproxima da unidade, melhor é a qualidade da estimação do sinal.

O algoritmo dos erros dos mínimos quadrados pode ser usado ainda para avaliar o conteúdo harmônico das formas de onda de tensão e corrente, desde que a taxa de amostragem seja adequada. Com isso, torna-se possível avaliar o método de detecção apresentado na referência (DIAS, 2015), bastando para isso adicionar ao cálculo novos regressores e coeficientes correspondentes aos demais harmônicos a serem avaliados.

2.9 Considerações Finais

Este capítulo apresenta os principais elementos que devem ser considerados na manobra de religamento monopolar, segundo uma perspectiva histórica, discorre sobre as duas principais técnicas de mitigação do arco secundário, e discute uma técnica de estimação de terceiro harmônico que pode ser utilizada para a identificação da extinção de arco em tempo real. Os tópicos discutidos servem de base para as análises apresentadas no restante deste trabalho, especialmente no que se refere à simulação de

manobras de religamento monopolar reais realizadas em uma linha de 500 kV operada pela CEMIG GT, apresentada no Capítulo 4.

Conforme discutido, de acordo com o sub-módulo 2.6 dos Procedimentos de Rede definidos pelo ONS, desde 2016 as linhas da rede básica com tensão igual ou acima de 230 kV no Brasil devem estar aptas à adoção do religamento monopolar, a habilitação do religamento monopolar é definida pelo ONS com base em estudos operacionais.

3 Arco Secundário

3.1 Fenômeno Físico

O arco elétrico é a condução de corrente elétrica por meio do plasma, que é formado por elétrons livres e íons de um gás dissociados por processos de ionização. Em um plasma, considerado o quarto estado da matéria, a soma algébrica das cargas é nula (GARCIA, 2014). O processo de formação do arco elétrico depende de vários fatores, como o grau de não uniformidade do campo elétrico no meio isolante, da forma geométrica e afastamento dos terminais condutores entre os quais o arco se estabelece, da polaridade das tensões aplicadas, das propriedades do meio isolante, e de características de temperatura, umidade e pressão. Dependendo da combinação desses fatores, pode-se ter um processo de formação do arco do tipo avalanche, ou do tipo *streamer-leader* (KUFFEL, ZAENGL e KUFFEL, 2000).

No caso do processo de formação de arco do tipo avalanche, tem-se os estágios descritos a seguir. Supondo-se dois eletrodos isolados por um gás submetidos a uma diferença de potencial, o campo elétrico gerado promove a aceleração e a colisão de elétrons livres contra as partículas neutras do gás (corrente de fuga). Se a energia adquirida pelos elétrons nesse processo de aceleração for suficientemente grande, eles podem arrancar elétrons das partículas neutras e formar íons. Os íons e elétrons desencadeados por essas colisões contribuem para a continuidade do processo de ionização, pois, acelerados pelo campo elétrico, passam também a colidir contra outras partículas neutras do gás em um processo cumulativo (avalanche) (ANGELES, 2006). O fluxo de corrente se mantém contínuo se as cargas absorvidas pelos eletrodos forem continuamente repostas pelos processos de ionização. Nesta etapa já se define um canal condutivo que tem a sua corrente aumentada pela energia fornecida pelo campo (retroalimentação). Dependendo da intensidade do campo elétrico e das propriedades do gás, esse processo passa a ser mais expressivo a ponto haver emissão de luz (ruptura) (GARCIA, 2014).

A tensão associada ao campo elétrico no qual essa descarga luminescente se inicia é chamada de tensão de ruptura, V_r . Depois de iniciada a descarga luminescente, a tensão pode ser reduzida abaixo da tensão de ruptura (até certo limite), pois ainda assim a corrente se mantém aproximadamente constante. O valor da tensão de ruptura para um gás específico depende da pressão do gás (p), da distância entre os eletrodos (d) e de coeficientes relacionados ao gás e aos eletrodos. Essas relações, definidas pela Lei de Paschen (BERZAK, DORFMAN e SMITH, 2006), são representadas pela equação

$$V_r = \frac{B \cdot p \cdot d}{\ln\left[\frac{A \cdot p \cdot d}{\ln\left(1 + \frac{1}{\gamma}\right)}\right]} \quad (3.1)$$

em que γ é o coeficiente secundário de emissão de elétrons. Este coeficiente representa a probabilidade de ocorrer a emissão de um segundo elétron durante a colisão contra o eletrodo de um íon que se formou em uma colisão anterior. Os coeficientes A e B são dados pelas equações (3.2) e (3.3).

$$A = \frac{\sigma_n}{k \cdot T_n} \quad (3.2)$$

$$B = A \cdot V_i \quad (3.3)$$

Na equação (3.2), σ_n é o coeficiente primário de ionização, que representa o número de ionizações causadas por um elétron acelerado pelo campo por unidade de comprimento. O coeficiente σ_n varia com o campo elétrico estabelecido entre os eletrodos e com a pressão do gás (CARDOSO, 2006). Ainda nessa equação, T_n é a temperatura dos átomos neutros e k é a constante de Boltzmann.

Na equação (3.3), V_i é o potencial de ionização, definido como o valor de tensão no qual os elétrons acelerados pelo campo elétrico obtém energia necessária, ao percorrer uma determinada distância, para ionizar uma partícula neutra durante uma colisão (CARDOSO, 2006).

Segundo (BERZAK, DORFMAN e SMITH, 2006), para um campo elétrico uniforme no ar pode-se considerar $\frac{A}{\ln\left(1 + \frac{1}{\gamma}\right)} = 0,29 [1/mm.torr]$ e $B = 38 [V/mm.torr]$.

A Figura 3.1, mostra a variação da tensão de ruptura em função do produto entre a pressão do gás e a distância entre os eletrodos para o ar. Um elétron livre em um gás submetido a um campo elétrico será acelerado na direção do anodo por esse campo. Se a densidade do gás for propícia, poderá colidir com um átomo neutro e ionizá-lo. O íon positivo gerado se moverá em direção ao catodo e colidirá com o eletrodo. Nesta ocasião há uma probabilidade finita de que um segundo elétron seja emitido, representada pelo coeficiente secundário de emissão de elétrons (γ), presente na equação 3.1. Este coeficiente, segundo (GARCIA, 2014) depende também do material dos eletrodos. Este segundo elétron pode atingir outra partícula neutra e reiniciar o processo. Se cada elétron criar íons suficientes capazes de liberar ao menos um elétron secundário, o processo se torna autossustentável, levando à ruptura.

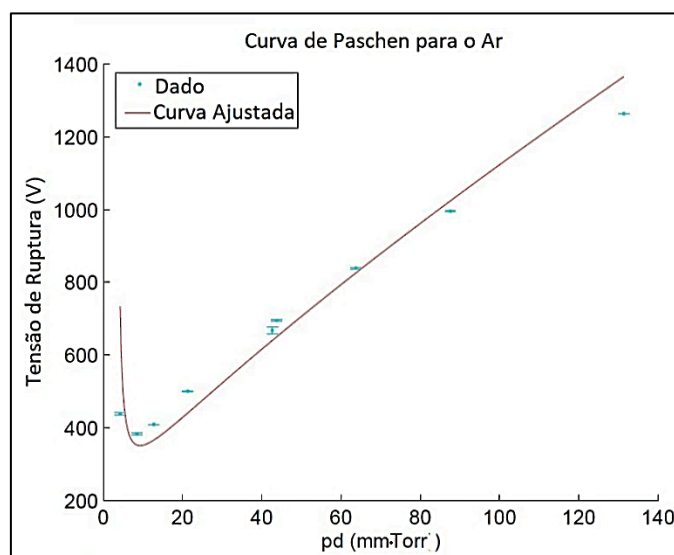


Figura 3.1 – Curva de Paschen para o ar. Reprodução de (BERZAK, DORFMAN e SMITH, 2006).

Analisando da curva da Figura 3.1 (BERZAK, DORFMAN e SMITH, 2006) no sentido crescente do produto pd , verifica-se uma inclinação negativa na sua parte inicial, que reflete o aumento da probabilidade de colisão de elétrons livres contra partículas neutras com o aumento da pressão/densidade do gás. Essa região da curva indica também que, com o aumento da distância entre os eletrodos, é necessário um campo menor para que o elétron alcance, em um percurso aumentado, velocidade suficiente para gerar colisões ionizantes. O aumento da pressão e da distância entre os eletrodos leva a um valor mínimo de tensão de ruptura. Porém, a partir desse ponto a tensão de ruptura dielétrica passa a ter um comportamento ascendente, pois à medida que a pressão aumenta as colisões dos elétrons com as partículas neutras se tornam tão

frequentes que os elétrons acumulam menos energia cinética ao atravessar o *gap* e o campo precisa ser aumentado para possibilitar a ionização. Além disso, um aumento do *gap*, a partir do ponto de mínima tensão de ruptura, demandará um campo maior para mover os elétrons. Para valores extremos do produto *pd*, a lei de Paschen não se aplica.

Não obstante a aplicação da equação de Paschen não seja simples no caso de uma cadeia de isoladores ao tempo, ela é importante pois indica como variáveis como a temperatura, comprimento da cadeia, e a pressão atmosférica influenciam na tensão de ruptura dielétrica no que concerne a reignição dielétrica do arco secundário. Uma análise mais rigorosa desse processo para o caso de campos elétricos fortemente não uniformes, como aqueles existentes no entorno de cadeias de isoladores, requer a interpretação do fenômeno de formação do arco elétrico pelos processos de *streamer* e *leader* (GALLIMBERTI, BACCHIEGA, *et al.*, 2002), o que está fora do escopo deste trabalho.

Após a ruptura dielétrica, a corrente que passa a circular causa um aumento da temperatura do gás e dos eletrodos que pode atingir valores entre 7000 e 25000 K. Essa temperatura é tão alta que provoca a dissociação das moléculas por ionização termiônica. Isso aumenta ainda mais a corrente, fazendo com que a tensão caia e que tenha início o estabelecimento do arco propriamente dito (GARCIA, 2014). As etapas de formação do arco estão representadas na Figura 3.2.

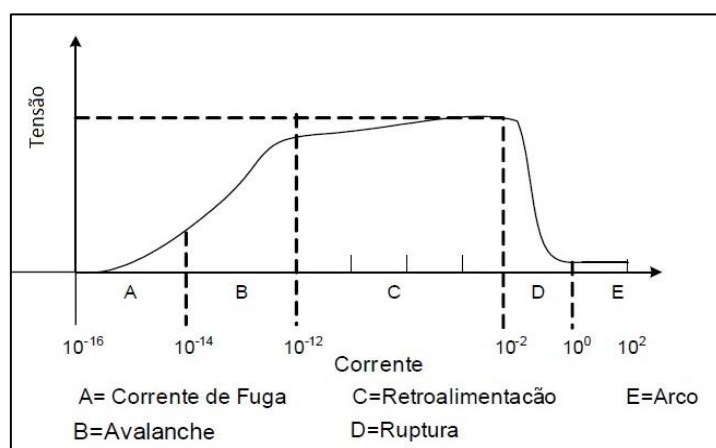


Figura 3.2 – Tensão e corrente no processo de formação do arco. Reprodução de (ANGELES, 2006).

Após estabelecido o arco, o aumento da sua corrente provoca a diminuição de sua resistência, pois o crescimento da corrente implica o aumento momentâneo da temperatura e conseqüentemente da ionização termiônica. O nível de ionização de um

gás específico em função da temperatura e pressão pode ser definido pela equação de Saha. Porém, essa equação é imprecisa para arcos no ar, pois este corresponde a uma mistura de diversos gases (MAYR, 1943). Por causa da variação do nível de ionização com a temperatura/corrente, o arco é comumente associado eletricamente a uma resistência não linear variável com a corrente. Graças a essa dinâmica, um arco alimentado por corrente alternada tende a se extinguir em cada passagem da corrente por zero e, havendo condições de reignição, ele reacende no próximo ciclo. Com a redução da ionização do gás causada pela interrupção da corrente, o campo necessário para reativar o arco através o gás ionizado remanescente é maior que o campo que o mantinha ativo. Portanto, a duração da interrupção do arco no ciclo de corrente vai depender da taxa de deionização do gás e da taxa de aumento da tensão. Quanto menor a primeira e maior a segunda, menor será essa duração (GARCIA, 2014).

Os trabalhos de (CASSIE, 1939) e (MAYR, 1943) foram os primeiros a determinar o comportamento do arco em disjuntores com base no equilíbrio de energia recebida e dissipada pela coluna de arco. A partir de então, diversos modelos de arco foram elaborados tendo como base esse princípio, como apresentado por (KIZILCAY , BÁN, *et al.*, 2003), (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994) e (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992), dentre outros. Esses modelos passaram a ser aplicados para arcos longos no ar em consequência de faltas monofásicas em linhas de transmissão, com adequações em seus parâmetros. O arco proveniente de falta monofásica, na manobra de religamento, é dividido em duas fases. Inicialmente, tem-se o arco primário, que é alimentado pela fase sob falta e apresenta correntes da ordem de kA. Em seguida, tem-se o arco secundário, que é alimentado pelo acoplamento da fase sob falta, já desconectada do resto do sistema, com as fases sãs. Normalmente, o arco secundário se origina das condições remanescentes de um arco de potência primário, apresentando corrente de menor intensidade, da ordem de dezenas de ampères.

3.2 Modelagem do Arco Elétrico

3.2.1 Considerações Iniciais

O conhecimento a respeito do comportamento do arco é importante sob diversas perspectivas, além de ser determinante para o sucesso da manobra de religamento

monopolar. O arco altera as tensões e correntes na linha podendo, em algumas situações, provocar sobretensões elevadas e recorrentes. Deve ter, portanto, seu comportamento considerado nos esquemas de proteção (PORTELA, 1986). Além disso, o conhecimento dos limites de extinção do arco é importante para a escolha adequada dos reatores de compensação, critérios de aterramento e coordenação de isolamento (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992).

Existem abordagens distintas para se representar matematicamente o arco através de um modelo. Existem os modelos físicos, que o representam, como o próprio nome diz, a partir de conceitos físicos e equações de balanço de energia, momento e massa. O equacionamento desse tipo de modelo é complexo e envolve variáveis como densidade de elétrons, condutividades elétrica e térmica, energia, massa, pressão, temperatura, tensão e corrente. Além disso, são necessários parâmetros de difícil obtenção prática, que são válidos para situações muito específicas. Em geral, esses modelos são usados para avaliar o desempenho de disjuntores. A complexidade de suas equações dificulta seu acoplamento eficiente com as equações de redes elétricas em estudos transitórios (ZANETTA JUNIOR, 2003).

Existem também os modelos tipo caixa preta, que tratam o arco como um bipolo sem se preocupar com os fenômenos físicos que o determinam, tendo como foco exclusivamente o comportamento de um arco real. Esse tipo de modelo tem como vantagem a relativa facilidade de se obter parâmetros a partir de testes. Contudo, tem a limitação de não ser genérico e se limitar a representar bem o comportamento do arco apenas sob as condições dos testes em que os parâmetros foram obtidos.

Os modelos tipo caixa preta são os modelos abordados neste trabalho. Alguns autores, como (PORTELA, DUPONT e MEIRELLES, 1994) e (CÂMARA, 2010), atribuem a alguns desses modelos a classificação de “caixa cinza” por terem nos parâmetros e formulação correlações com aspectos físicos do arco.

O comportamento do arco é comumente traduzido como a variação de uma condutância que obedece a seguinte equação básica

$$\frac{dg(t)}{dt} = \frac{1}{\theta} [G - g(t)] \quad (3.4)$$

onde θ é a constante de tempo, $g(t)$ é a condutância instantânea e G é a condutância estacionária do arco.

A dinâmica dessa equação reflete o comportamento transitório do arco e pode ser entendida da seguinte forma: supondo que através do arco circule uma corrente constante e que o arco esteja em equilíbrio térmico (ou estado estacionário), pode-se inferir que toda energia fornecida pela rede é dissipada pelo arco. A relação entre corrente e tensão do arco nesta condição é a condutância estacionária G . A condutância estacionária é uma característica do arco que pode ser obtida através de medição considerando diversos valores de corrente (estando o arco na condição estacionária para cada um deles). Informações adicionais a respeito da característica estática do arco são abordadas no item 3.2.3.

Supondo, agora, que a corrente que circula pelo arco seja aumentada de um valor i_1 para um valor i_2 , ocorrerá um aumento da energia fornecida ao arco e do nível de ionização no seu canal. Por conseguinte, sua condutância irá aumentar. Após certo tempo, o arco irá então alcançar um novo ponto de equilíbrio para o novo valor de corrente i_2 com uma nova condutância G correspondente. Por causa da inércia térmica do arco, a variação da condutância não é instantânea durante o processo transitório em que o arco passa de um estado de equilíbrio para outro. Essa inércia, representada pela constante de tempo θ , pode ser observada na Figura 3.3. Assim, a condutância do arco é chamada de condutância instantânea ou transitória, $g(t)$, até que ela atinja o valor da condutância estacionária G correspondente ao novo valor de corrente i_2 . A taxa com que essa condutância instantânea varia no tempo é tanto maior quanto maior for a diferença entre o valor da condutância instantânea e da condutância estacionária correspondente ao novo valor de corrente. A constante de proporcionalidade em (3.4) corresponde ao inverso da constante de tempo do arco (PORTELA, 1995). A constante de tempo representa o quanto o arco demora para atingir um novo estado estacionário após ser submetido a uma perturbação.

A avaliação experimental do comportamento dinâmico de arcos elétricos pode ser realizada através da aplicação sistemática de impulsos de corrente no arco estático e com a medição da variação da tensão resultante (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992). Nas referências (PORTELA, 1995) e (ACENCIOS, 2009) são descritos alguns métodos

através dos quais é possível obter parâmetros do arco. As diferentes soluções da equação (3.4) resultaram nos modelos tipo caixa preta discutidos nas seções a seguir.

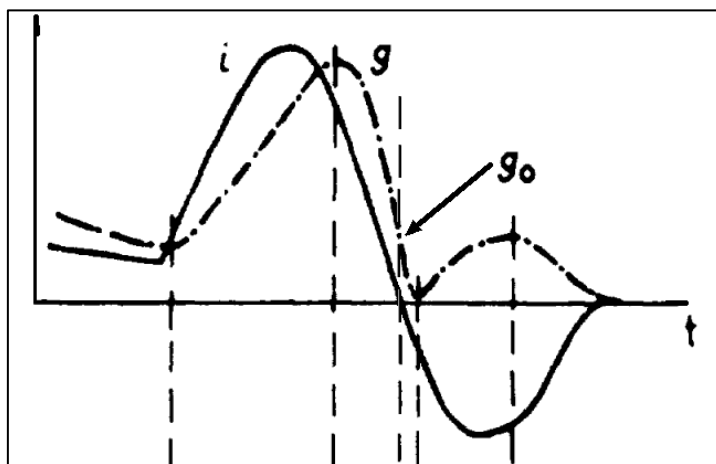


Figura 3.3 – Resposta da condutância g do arco à variação da corrente – Reprodução de (BONIN, BRUGGEMAN e THIEL, 1980).

3.2.2 Os Modelos Pioneiros de Cassie e Mayr

Os modelos matemáticos de arco de Cassie e Mayr foram os precursores dos modelos tipo caixa preta que representam o comportamento dinâmico do arco (PORTELA, 1995). Diversos outros modelos foram elaborados a partir do mesmo princípio. Eles se diferenciam pelas hipóteses escolhidas para solucionar a equação diferencial que os representa (ZANETTA JUNIOR, 2003).

O modelo de (CASSIE, 1939) considera o arco como uma coluna de gás ionizado que perde energia para o ambiente exclusivamente por convecção na direção radial. Isso significa que a temperatura na direção radial permanece constante, de forma que a energia armazenada por unidade de volume se mantém invariável. A variação da energia total do arco e da sua condutância está, portanto, atrelada à alteração do diâmetro da coluna de arco que varia proporcionalmente com a corrente. Neste contexto, a tensão do arco estático U_0 (em equilíbrio) por unidade de comprimento se mantém fixa. Com base nessas premissas, pode-se escrever, a partir da equação (3.4):

$$\frac{1}{g(t)} \cdot \frac{dg(t)}{dt} = \frac{1}{\theta} \cdot \left[\frac{u(t)^2}{U_0^2} - 1 \right] \quad (3.5)$$

onde $u(t)$ é a tensão instantânea do arco. O modelo de Cassie é aplicável para a simulação de arcos com correntes na faixa aproximada de 100 A a 100 kA, para as quais a temperaturas são muito altas, da ordem de 8000 K ou maior (SLUIS, 2001).

O modelo de (MAYR, 1943) reproduz o comportamento do arco no instante próximo da passagem da corrente por zero, onde as correntes são menores (até 100 A aproximadamente), bem como as temperaturas, abaixo de 8000 K (SLUIS, 2001). Assim como no modelo de Cassie, o modelo de Mayr supõe que o arco é uma coluna de gás ionizado. Porém, a perda de energia para o ambiente ocorre por condução no sentido radial, supondo-se para isso uma coluna de diâmetro fixo e temperatura variável. Para a pequena faixa para a qual o modelo de Mayr se aplica, a variação da condutividade do canal de arco varia de forma aproximadamente exponencial com a temperatura. Neste modelo considera-se também que a potência dissipada para o ambiente P_0 é constante, o que equivale a considerar uma característica corrente x tensão estática de forma hiperbólica (PORTELA, 1995). O modelo de Mayr é descrito pela seguinte equação, desenvolvida a partir da equação (3.4)

$$\frac{1}{g(t)} \cdot \frac{dg(t)}{dt} = \frac{1}{\theta} \cdot \left[\frac{u(t) \cdot i(t)}{P_0} - 1 \right] \quad (3.6)$$

onde $i(t)$ é a corrente instantânea do arco.

As deduções tanto da equação de Cassie (3.5) quanto da de Mayr (3.6) a partir da equação geral (3.4) são apresentadas em (PORTELA, 1995) e (ZANETTA JUNIOR, 2003).

Existe ainda um modelo que relaciona os modelos de Mayr e Cassie conectando em paralelo suas respectivas condutâncias. O modelo resultante, proposto por (HABEDANK, 1993) é capaz de representar todo o comportamento dinâmico para baixas e altas correntes.

3.2.3 Característica Estática do Arco

A característica estática representa a relação entre tensão e corrente do arco para a condição de equilíbrio térmico, em que toda a potência fornecida pela fonte é dissipada pelo arco. Existe uma característica única para cada gás e para cada condição em que ele se encontre. Por exemplo, um gás em repouso tem características diferentes

de um gás submetido a um sopro de ar (PORTELA, 1995). Outro aspecto interessante é que a tensão do arco não é uma função da tensão aplicada, sendo definida, na verdade, pela potência de entrada requerida para sustentar o arco (ANGELES, 2006).

Resultados de diversas medições das características de tensão *versus* corrente de arcos no ar realizadas ao longo dos anos por diferentes autores foram avaliados por (AMMERMAN, GAMMON, *et al.*, 2010). Sua conclusão geral é a de que em baixas correntes a tensão do arco é inversamente proporcional à corrente, apresentando característica não linear. Já para valores elevados de corrente, a queda de tensão no arco tende a um valor constante, traduzindo assim o comportamento correspondente representado pelos modelos de Mayr e Cassie descritos anteriormente. Esse comportamento é exemplificado pela curva em vermelho na Figura 3.4, que ilustra características estáticas de arco consideradas nos três modelos detalhados no item 3.3 deste capítulo. Contudo, não foi possível obter uma correlação precisa entre as medições de forma a obter uma característica única para o arco no ar. Em parte, essa impossibilidade foi imputada aos diferentes métodos e condições em que as medições foram feitas.

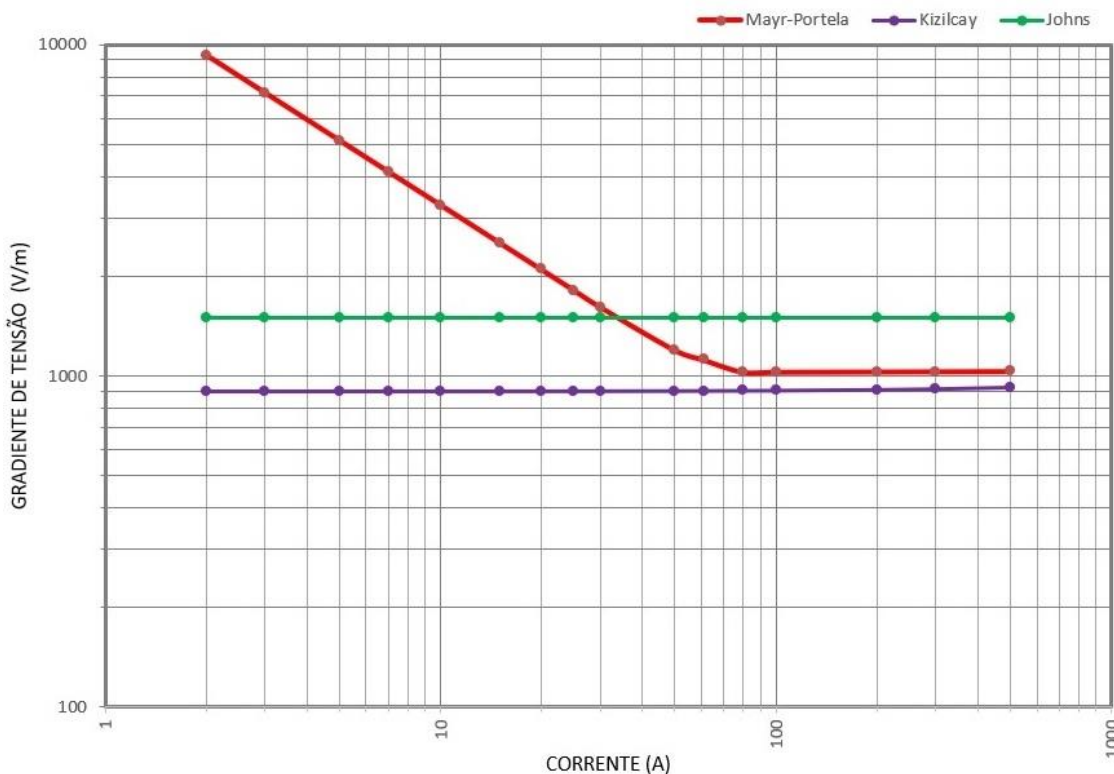


Figura 3.4 – Relação entre o gradiente de tensão longitudinal e a corrente para um arco em condições estacionárias no ar adotadas para os modelos de arco de Mayr-Portela, Kizilcay e Johns.

Conforme resultados apresentados por (STOKES e OPPENLANDER, 1991), para cada par de valores de afastamento entre eletrodos e de corrente, utilizado para estabelecer o arco e realizar as medições para levantamento de suas características estáticas, existe um valor de tensão mínimo para o qual esse arco estático se sustenta. Esse valor será tanto maior quanto maior o afastamento entre os eletrodos, ou seja, para um arco de comprimento maior será necessária uma tensão maior para mantê-lo. Quanto à influência da corrente, o valor da tensão mínima de sustentação do arco aumenta com a redução da corrente, o que é válido para valores baixos de corrente. A partir de certo valor de corrente essa relação se inverte, e a tensão requerida para manter o arco passa a aumentar com o aumento da corrente. O valor de corrente para o qual essa inflexão ocorre também varia com a distância entre eletrodos. A partir desses dados, obtidos a partir de arcos milimétricos, é possível inferir que a característica estática pode ter relação com o comprimento do arco.

Existem muitos estudos que apresentam o levantamento das características de tensão em arcos curtos. Contudo, foram encontrados poucos trabalhos que apresentem este parâmetro para o caso de arcos de altas correntes e longos comprimentos.

3.3 Modelos de Arco Avaliados

No âmbito deste trabalho, foram estudados em maior detalhe três modelos dinâmicos de arco elétrico. Estes são os modelos de Kizilcay (KIZILCAY e PNIOK, 1991), Johns (JOHNS e AL-RAWI, 1982) e Mayr-Portela (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992). Dentre os critérios de escolha desses modelos estão a disponibilidade de parâmetros consolidados obtidos a partir de experimentos realizados em sistemas de transmissão e a relevância do modelo verificada na literatura. Vários trabalhos demonstram que o modelo de Kizilcay é capaz de reproduzir resultados de testes reais com elevada concordância. O modelo de Johns foi um dos primeiros modelos apresentados para arcos elétricos longos no ar com a finalidade de avaliar manobras de religamento monopolar. Finalmente, o modelo de Mayr-Portela teve maioria dos seus parâmetros obtidos a partir de um sistema de testes semelhante ao do caso estudado nesse trabalho. Além disso, diferentemente dos demais modelos mencionados, o modelo de Mayr-Portela propõe representar com mais precisão o comportamento do arco

também para baixas correntes, tal como o modelo de Mayr. Os detalhes mais relevantes de cada um desses modelos são discutidos nas seções a seguir.

3.3.1 Modelo de Kizilcay

O modelo dinâmico de arco proposto por (KIZILCAY e PNIOK, 1991), comumente chamado de modelo de Kizilcay, tem sido extensamente empregado para avaliar o comportamento de arcos secundários, apresentando boa concordância com dados experimentais (KIZILCAY, BÁN, *et al.*, 2003), (KIZILCAY e SETA, 2005) e (PRIKLER, KIZILCAY, *et al.*, 2002). Sua aplicação é indicada para o estudo do fenômeno de religamento monopolar em *softwares* como o ATP. Em (KHODABAKCHIAN, 2013), por exemplo, esse modelo é utilizado para avaliar o surgimento de sobretensões harmônicas durante o tempo morto de religamento.

O modelo permite considerar o efeito da variação do comprimento do arco, embora essa variação seja aleatória e dependente de fatores climáticos e, portanto, sujeita a incertezas. A condutância estacionária do arco é definida no modelo de Kizilcay como:

$$G(i) = \frac{|i_{arc}(t)|}{(u_0 + r_0|i_{arc}(t)|) \cdot l_{arc}(t)} \quad (3.7)$$

onde $l_{arc}(t)$ é o comprimento instantâneo do arco, $i_{arc}(t)$ é a corrente do arco, r_0 é a resistência característica do arco por unidade de comprimento, e u_0 é a tensão característica do arco por unidade de comprimento.

No modelo de Kizilcay, os parâmetros do arco variam com $l_{arc}(t)$, isto é, com seu alongamento ou retração. Assim, o comprimento do arco deve ser definido como uma função dependente do tempo antes de se empregar o modelo em uma simulação. Uma possível representação para esse parâmetro é dada pela equação (3.8)

$$l_{arc}(t) = l_0 + t \cdot v_l \quad (3.8)$$

na qual l_0 é o comprimento inicial do arco, v_l é a velocidade de aumento do comprimento do arco, e t é o tempo decorrido a partir do estabelecimento do arco secundário.

A dependência da constante de tempo do arco em relação a $l_{arc}(t)$ pode ser definida (KIZILCAY, BÁN, *et al.*, 2003) pela equação (3.9)

$$\theta = \theta_0 \left[\frac{l_{arc}(t)}{l_0} \right]^\alpha \quad (3.9)$$

na qual θ_0 é a constante de tempo inicial do arco, l_0 é o comprimento inicial do arco, e α é um coeficiente entre -0,1 e -0,6.

Os coeficientes θ_0 , l_0 , α , r_0 e u_0 são definidos experimentalmente por meio de medições realizadas em arcos estabelecidos em laboratório. Na Tabela 3.1 estão relacionados valores de parâmetros considerados em alguns trabalhos dedicados a estudos de arco secundário em sistemas de transmissão para o modelo em questão. Nota-se que não há variação expressiva entre esses parâmetros.

Tabela 3.1 – Parâmetros do modelo de arco de Kizilcay.

Referência	Parâmetro				Aplicação
	u_0 (V/m)	θ_0 (ms)	r_0 (Ω /m)	α	
(PRIKLER, KIZILCAY, <i>et al.</i> , 2002)	900	1,0	0,022	-0,5	Sistema de Transmissão 400 kV
(KIZILCAY, BÁN, <i>et al.</i> , 2003)	900	0,8	0,040	-1,6	Sistema de Transmissão 400 kV
(KIZILCAY, BÁN, <i>et al.</i> , 2003)	900	0,8	0,040	-0,5	Sistema de Transmissão 750 kV
(KIZILCAY e SETA, 2005)	900 V/m + 400 V	0,025	0,040 Ω /m + 0,008 Ω	-0,4	Rede de Distribuição 20 kV
(MACKOW e KIZILCAY, 2013)	900	1,0	0,022	-0,5	Sistema de Transmissão 400 kV

O mecanismo de auto extinção do arco não é conhecido em detalhes. O critério apresentado em (PRIKLER, KIZILCAY, *et al.*, 2002), mostrado a seguir, é uma aproximação frequentemente utilizada,

$$g'_{\min} = 50 \mu\text{Sm} \quad (3.10)$$

$$\frac{dr_{arc}}{dt} \geq 20 \text{ M}\Omega\text{s}^{-1}\text{m}^{-1}$$

na qual g'_{\min} é o valor mínimo da condutância de arco por unidade de comprimento e r_{arc} é a resistência instantânea do arco. De acordo com esse critério, o arco se extingue se a derivada temporal da resistência instantânea do arco exceder o limite de 20 M Ω /s/m e sua condutância g por unidade de comprimento for menor que g'_{\min} . Esse critério se aplica na condição na qual o comprimento do arco aumenta gradualmente,

sem a presença de uma rajada de vento, por exemplo. Se o prolongamento do arco for suave, sem elevação súbita, então o arco secundário se extingue à medida que a tensão do arco se iguala ao nível de tensão de recuperação (KIZILCAY , BÁN, *et al.*, 2003).

Para a solução numérica da equação da condutância do arco considerando um passo de tempo Δt , a derivada presente em (3.4) pode ser transformada em uma equação de diferenças de primeira ordem. Com isso, a equação (3.4) pode ser escrita como

$$g(t + \Delta t) = \Delta t \left[\frac{G}{\theta} + g(t) \left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{1}{\theta} \right) \right] \quad (3.11)$$

Nas simulações realizadas neste trabalho, o comprimento do arco primário é considerado constante. A partir do início do arco secundário, o comprimento do arco se torna imprevisivelmente variável, conforme discutido na seção 3.5. Considerou-se então uma velocidade de aumento do arco constante em todos os casos estudados.

3.3.2 Modelo de Johns

O modelo proposto por (JOHNS e AL-RAWI, 1982) foi um dos primeiros desenvolvidos com a finalidade de representar o arco secundário para estudos de religamento monopolar. De acordo com (DIAS e TAVARES, 2017), este é o modelo implementado no RSCAD, *software* do RTDS, que é um simulador em tempo real de transitórios em sistemas elétricos usado em todo o mundo para simular a interação de equipamentos com o sistema elétrico, principalmente dispositivos de proteção. O modelo de Johns também é usado como referência em diversos trabalhos, como (DIAS, 2015) e (ZALITIS, DOLGICERS e KOZADAJEVIS, 2019), para avaliação de técnica de religamento adaptativo. Em (GOLDBERG, HORTON e TZIOUVARAS, 1989), o desempenho deste modelo é comparado com testes reais.

O modelo de Johns é baseado na premissa de que a característica corrente/tensão do arco é determinada por uma condutância variável no tempo, que determina a característica estática não linear e com histerese de tensão e corrente. A equação (3.12) (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994) representa o modelo de arco de Johns, com parâmetros distintos para o arco primário e para o arco secundário.

$$\frac{dg(t)}{dt} = \frac{1}{\theta} \left[\frac{|i_{arc}(t)|}{U_0} - g(t) \right] \quad (3.12)$$

Nesta equação, i_{arc} é corrente instantânea de arco secundário, $g(t)$ é a condutância instantânea, θ é a constante de tempo do arco e U_0 é a tensão estacionária de arco obtida empiricamente. Para o arco primário, U_0 é calculada como

$$U_0 \approx 1500l_{arc} \quad (3.13)$$

Para o arco secundário, este parâmetro é obtido a partir da relação

$$U_0 \approx 7500I_s^{-0,4}l_{arc}, \quad (3.14)$$

onde I_s corresponde ao valor de pico do arco secundário, obtida em regime permanente em análise prévia considerando a resistência do arco igual a zero.

A constante de tempo do arco primário é definida como

$$\theta = \theta_{0p} \frac{I_p}{100l_{arc}} \quad (3.15)$$

onde I_p corresponde ao valor de pico do arco primário, obtida em regime permanente em análise prévia considerando a resistência do arco igual a zero, e $\theta_{0p} = 2,51 \times 10^{-5}$ é um coeficiente obtido empiricamente a partir do ajuste da característica tensão x corrente do arco. Finalmente, a constante de tempo do arco secundário é obtida como

$$\theta = \theta_{0s} \frac{I_s^{1,4}}{100l_{arc}} \quad (3.16)$$

onde $\theta_{0s} = 2,51 \times 10^{-3}$ e I_s é o valor de pico da corrente de arco secundário, obtida em regime permanente em análise prévia considerando a resistência do arco igual a zero.

Para a solução numérica da equação (3.12) considerando um passo de tempo Δt , pode-se escrever

$$g(t + \Delta t) = \Delta t \left[\frac{G}{\theta} + g(t) \left(\frac{1}{\Delta t} - \frac{1}{\theta} \right) \right] \quad (3.17)$$

Nesta equação G representa a condutância estacionária e é definida como

$$G = \frac{|i_{arc}(t)|}{U_0} \quad (3.18)$$

O critério de extinção apresentado por (KLUCKZINIK, LUBOSNY, *et al.*, 2015) para o modelo em questão se baseia no fato de que existe um valor de tensão mínimo necessário ao qual a coluna do arco deve ser submetida durante o período de extinção momentânea para que o arco se restabeleça. O valor dessa tensão aumenta com o tempo, representando a recuperação do ar com redução da ionização devido à recombinação das partículas após a interrupção da corrente. Ela é chamada de tensão de reignição U_r e é calculada a partir da seguinte expressão empírica apresentada em (KLUCKZINIK, LUBOSNY, *et al.*, 2015)

$$U_r = 10^5 \left[5 + \frac{1620T_e}{1,52I_s} \right] (t_r - T_e) l_{arc} \quad (3.19)$$

Nessa equação, t_r é o tempo contado a partir do início do arco secundário e T_e é o tempo contado a partir do início do arco secundário até que ocorra qualquer extinção, temporária ou final. Este parâmetro, T_e , é um valor dinâmico referente à extinção mais recente. Este critério baseia-se no fato de que a taxa na qual a tensão de reignição aumenta é função do tempo durante o qual o arco persiste.

Dessa forma, o arco irá se extinguir se a tensão de reignição superar o valor da tensão imposta pela rede. Para determinação da tensão de reignição, portanto, é necessário definir os períodos em que o arco se extingue. A corrente do arco não se anula totalmente nesses períodos. Por isso, neste trabalho considerou-se que o arco se extingue quando o valor da sua corrente for menor que 5% de I_s .

De acordo com (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994), durante o arco primário e após 0,1 s do início do arco secundário, o comprimento do arco não varia significativamente, podendo ser considerado constante durante este período. Portanto, para as simulações utilizando esse modelo esse aspecto foi considerado.

De acordo com (JOHNS e AL-RAWI, 1982) o arco apresenta um ciclo de histerese conforme apresentado na Figura 3.5. Esse ciclo se repete apenas se a tensão de arco for tal que o tempo para o qual a corrente do arco permanece igual a zero, sob tensão reversa, seja suficientemente pequeno para assegurar que o arco seja restabelecido sem a necessidade de uma tensão de reignição apreciável. Em outras palavras, é necessário que não ocorra uma deionização significativa do arco durante o tempo de corrente igual a zero. Não sendo esse o caso, uma apreciável tensão de reignição precisa se estabelecer antes que a característica representada na Figura 3.5 seja alcançada. A extinção permanente ocorre quando a tensão (necessária) de reignição do arco excede a tensão impressa através do canal de descarga.

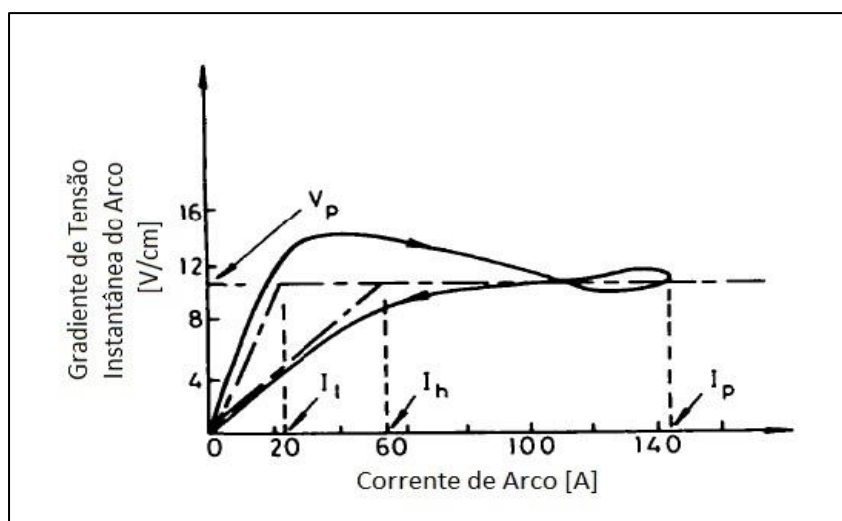


Figura 3.5 – Ciclo típico de um arco longo. $I_l \cong 21 A$, $I_h \cong 55 A$, $I_p \cong 144 A$, $V_p \cong 10,3 V$. Característica repetida para o semi-ciclo negativo. A linha tracejada representa aproximação linear por partes. Reprodução de (JOHNS e AL-RAWI, 1982).

3.3.3 Modelo de Mayr-Portela

O modelo de Mayr-Portela, proposto por (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992), é uma extensão do modelo de (MAYR, 1943). Esse modelo visa representar melhor as constantes de tempo do arco, que são duas em sua formulação, e o comportamento do arco principalmente para baixas correntes. Em (CÂMARA, 2010) são apresentados os resultados de numerosos testes realizados em um sistema experimental de 500 kV a partir dos quais são levantados os parâmetros do modelo Mayr-Portela.

Um dos aspectos principais do modelo é a representação do arco através de duas equações, que retratam dois sub-arcos cuja composição corresponde ao comportamento completo do arco conforme indicado na Figura 3.6. Esses sub-arcos possuem constantes de tempo próprias, que caracterizam regiões distintas do arco e a interação entre elas.

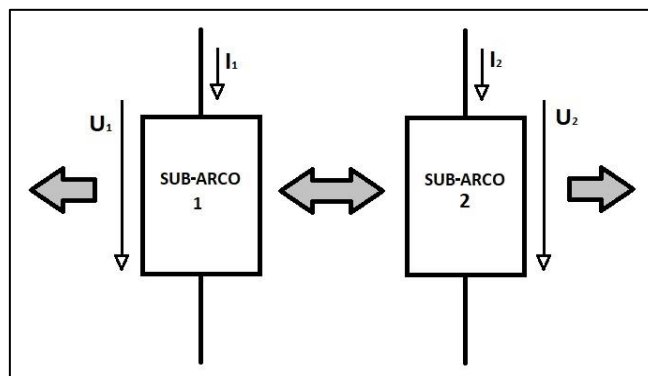


Figura 3.6 – Representação dos sub-arcos do modelo Mayr-Portela, a interação entre eles e com a vizinhança. Reprodução de (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992)

A justificativa física para essa divisão do arco em dois pode ser entendida da seguinte forma. Para um arco curto, um dos sub-arcos representa as regiões de catodo-anodo e o outro a região central do arco, por possuírem características diferentes e uma dinâmica própria. A região catodo-anodo é afetada, dentre outros fenômenos, pelos vapores metálicos resultantes das altas temperaturas a que estes terminais são submetidos, o que dá a essa região características particulares. Já para arcos longos, característicos de faltas em linhas de transmissão, em que a região catodo-anodo é pouco significativa, a representação a partir de dois sub-arcos pode ser interpretada pela presença de duas regiões axiais como apresentado por (BONIN, BRUGGEMAN e THIEL, 1980), sendo uma central (o núcleo) e uma externa (o manto). O núcleo possui elevada temperatura e pequena inércia térmica, e o manto tem temperaturas mais baixas e uma inércia térmica mais alta. Essas regiões estão esquematizadas na Figura 3.7.

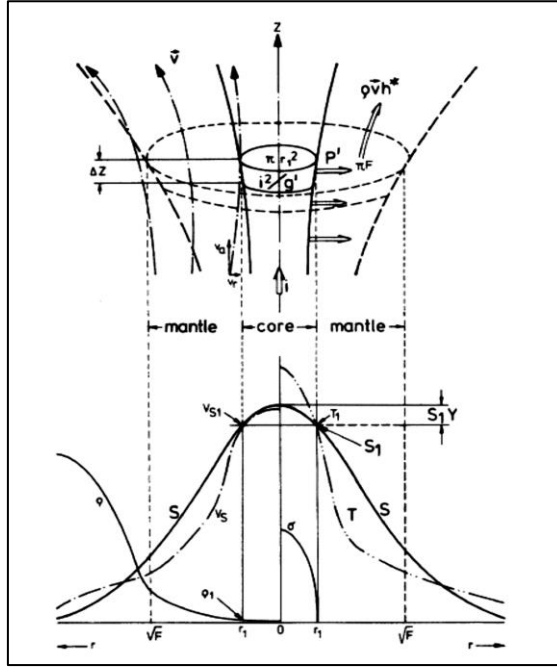


Figura 3.7 – Representação esquemática do balanço de energia de arco em disjuntor a gás (i^2/g' = Potência de entrada, P' = Dissipação radial de potência, $\rho\bar{v}h^*$ = fluxo de entalpia, πr_1^2 = Seção transversal do núcleo, e πr^2 = Seção transversal representativa do manto. S é o perfil radial do potencial de energia, T a temperatura, σ condutividade elétrica, v_s a velocidade sônica, e ρ a densidade (BONIN, BRUGGEMAN e THIEL, 1980).

As equações que representam esses sub-arcos são as seguintes:

$$-\frac{d(\ln r_1)}{dt} = \frac{d(\ln g_1)}{dt} = \frac{1}{\theta_1} \left[\frac{P_1 + J \ln \left(\frac{g_2^\varepsilon}{g_1} \right)}{\xi P_0} - 1 \right] \quad (3.20)$$

$$-\frac{d(\ln r_2)}{dt} = \frac{d(\ln g_2)}{dt} = \frac{1}{\theta_2} \left[\frac{P_2 - J \ln \left(\frac{g_2^\varepsilon}{g_1} \right)}{(1-\xi)P_0} - 1 \right] \quad (3.21)$$

Nas equações (3.20) e (3.21), tem-se que $\varepsilon = \xi/(1 - \xi)$, $u = u_1 = u_2$, e $i = i_1 + i_2$. Além disso, $P_1 = u_1 i_1$ e $P_2 = u_2 i_2$ representam a potência fornecida ao arco pela rede, e a resistência total do arco r é dada por $r = g^{-1} = (r_1 r_2)/(r_1 + r_2)$, onde $r_1 = g_1^{-1} = u_1/i_1$ e $r_2 = g_2^{-1} = u_2/i_2$. O elemento $J \ln(g_2^\varepsilon/g_1)$ é um termo mútuo que está relacionado com o fluxo de energia entre as regiões representadas pelos dois arcos fictícios. As constantes de tempo são dadas por $\theta_1 = A_1 g^\alpha$ e $\theta_2 = A_2 g^\alpha$. Embora variem com a condutância e com a constante α , são apresentadas por (CÂMARA, 2010) com valores fixos para qualquer valor de condutância. Finalmente, a potência P_0 representa a potência do arco que é dissipada para o ambiente, considerando uma condição de equilíbrio, desprezando-se as tensões de catodo e anodo (para arcos longos

estas podem ser desconsideradas). A potência total fornecida para a vizinhança é separada em duas partes, ξP_0 e $(1 - \xi)P_0$.

A potência P_0 é obtida a partir da característica estática do arco representada na Figura 3.8. Essa característica, adotada em (CÂMARA, 2010) para compor os parâmetros do modelo, não foi obtida através dos testes em laboratório do sistema em 500 kV como os demais parâmetros. Essa curva, na escala logarítmica, pode ser dividida em seções consideradas lineares, as quais fornecem relações entre corrente e tensão unitária do arco, na condição estacionária, do tipo

$$\frac{u}{l_{arc}} = ki^m \quad (3.22)$$

Nessa equação, k e m são as constantes da curva, i é a corrente do arco, l_{arc} é o comprimento do arco e u/l_{arc} é a tensão do arco por unidade de comprimento. Para as três faixas da curva que foram consideradas obtiveram-se, por meio de ajuste pelo método dos erros mínimos quadrados, os valores de k e m fornecidos na Tabela 3.2, tendo como referência correntes em A e a tensão do arco em V/m. A Figura 3.8 ilustra o ajuste obtido para a curva, indicado em vermelho.

Tabela 3.2 – Tabela de constantes ajustadas da curva de característica estacionária do arco no ar.

Faixa de corrente	k	m
$0A \leq i < 50A$	14587,64	-0,6469
$50A \leq i \leq 80A$	4586,04	-0,3430
$i > 80A$	1014,06	0,0031

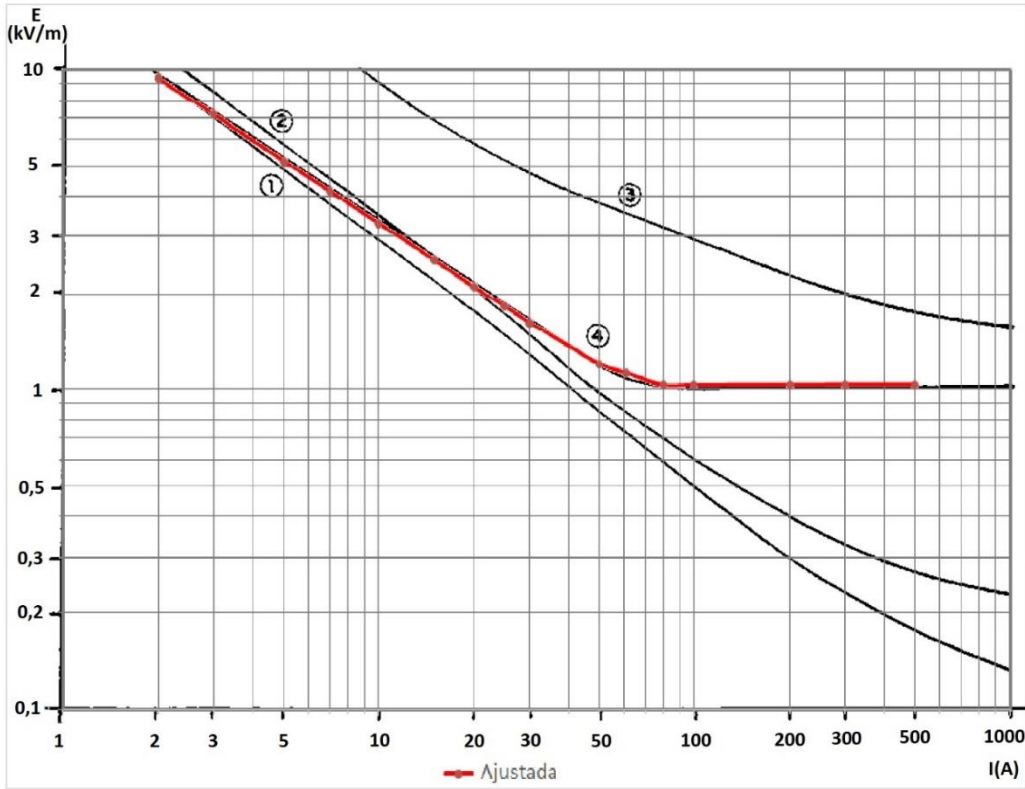


Figura 3.8 – Relação entre o campo elétrico longitudinal e a corrente para um arco em condições estacionárias. Reprodução de (PORTELA, 1986). As curvas marcadas com 1, 2 e 3 correspondem a arcos em nitrogênio para convecção muito baixa, baixa e muito elevada, respectivamente. A curva marcada com 4 corresponde a um arco no ar.

A partir da equação (3.22), a potência P_0 pode ser escrita em função da condutância estacionária G , conforme desenvolvimento a seguir:

$$\begin{aligned} \frac{u}{l_a} &= ki^m \\ (i)(u)^{-1} &= (kl_a i^m)^{-1}(i) \\ i^{(1-m)} &= gkl_a \\ (G^{-1})[i]^2 &= \left[G^{\left(\frac{1}{1-m}\right)}(k.l_a)^{\left(\frac{1}{1-m}\right)} \right]^2 (G^{-1}) \\ P_0 &= (kl_a)^{\left(\frac{2}{1-m}\right)} G^{\left(\frac{1+m}{1-m}\right)} \end{aligned} \quad (3.23)$$

De forma reduzida:

$$P_0 = BG(i)^\beta \quad (3.24)$$

A condutância G indicada nessa equação refere-se à condutância estacionária associada à corrente do arco, uma vez que foi obtida a partir da característica estática do arco. Assim, tem-se que:

$$G(i) = \frac{i}{l_a k i^m} \quad (3.25)$$

$$B = (k l_a)^{\left(\frac{2}{1-m}\right)} \quad (3.26)$$

$$\beta = \frac{1+m}{1-m} \quad (3.27)$$

Os valores de B e β obtidos neste trabalho para as três faixas da curva consideradas, são fornecidos na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Tabela de constantes B e β obtidos a partir da curva de característica estacionária do arco no ar.

Faixa de corrente	β	B
$0A \leq i < 50A$	0,2144	113997,44
$50A \leq i \leq 80A$	0,4892	283580,80
$i > 80A$	1,0062	1073544,46

Para simplificar, o elemento $J \ln(g_2^\varepsilon/g_1)$ das equações (3.20) e (3.21) pode ser substituído por $J \ln(\varepsilon g_2/g_1)$, com diferentes valores para J e ε . Para o caso de sub-arcos em série, tem-se $\varepsilon = (1 - \xi)/\xi$. Para o caso de sub-arcos em paralelo, tem-se $\varepsilon = \xi/(1 - \xi)$. Aplicando essa simplificação e a regra da cadeia do lado esquerdo das equações (3.20) e (3.21), tem se

$$\frac{dg_1(t)}{dt} \frac{1}{g_1(t)} = \frac{1}{\theta_1} \left[\frac{P_1 + J \ln\left(\frac{\varepsilon g_2}{g_1}\right)}{\xi P_0} - 1 \right] \quad (3.28)$$

$$\frac{dg_2(t)}{dt} \frac{1}{g_2(t)} = \frac{1}{\theta_2} \left[\frac{P_2 - J \ln\left(\frac{\varepsilon g_2}{g_1}\right)}{(1-\xi)P_0} - 1 \right] \quad (3.29)$$

Segundo (CÂMARA, 2010), considerando o arco longo e parâmetros por unidade de comprimento, as equações (3.28) e (3.29) podem ser simplificadas da seguinte forma:

$$\frac{dg_1(t)}{dt} \frac{1}{g_1(t)} = \frac{1}{\theta_1} \left[\frac{P_1}{\xi P_0} + \frac{J_r}{\xi} \left(\frac{\varepsilon g_2}{g_1} - 1 \right) - 1 \right] \quad (3.30)$$

$$\frac{dg_2(t)}{dt} \frac{1}{g_2(t)} = \frac{1}{\theta_2} \left[\frac{P_2}{(1-\xi)P_0} + \frac{J_r}{(1-\xi)} \left(\frac{g_2}{\varepsilon g_1} - 1 \right) - 1 \right] \quad (3.31)$$

onde $J_r = J/P_0$.

(CÂMARA, 2010) apresenta os parâmetros para esse modelo de arco, para as equações (3.30) e (3.31), obtidos através de uma bateria de testes realizados em um sistema experimental de 500 kV. Os valores estão transcritos na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Parâmetros do arco para o modelo Mayr-Portela.

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
θ_1	2,8E-06	ξ	0,4
θ_2	0,1E-06	η	0,6
J_r	0,05	ε	0,667

Para solução numérica de (3.30) e (3.31) considerando um passo de tempo Δt , pode-se escrever:

$$g_1(t + \Delta t) = g_1(t) \left\{ \frac{\Delta t}{\theta_1} \left[\frac{P_1}{\xi P_0} + \frac{J_r}{\xi} \left(\frac{\varepsilon g_2}{g_1} - 1 \right) - 1 \right] + 1 \right\} \quad (3.32)$$

$$g_2(t + \Delta t) = g_2(t) \left\{ \frac{\Delta t}{\theta_2} \left[\frac{P_2}{(1-\xi)P_0} + \frac{J_r}{(1-\xi)} \left(\frac{g_2}{\varepsilon g_1} - 1 \right) - 1 \right] + 1 \right\} \quad (3.33)$$

3.4 Considerações Sobre a Extinção do Arco

A tarefa mais desafiadora do modelamento do arco é especificar as condições que levam à sua extinção final. O arco se extingue parcialmente a cada passagem da

corrente por zero. Neste momento, na coluna de gás ionizado remanescente, que possui uma condutância residual g_0 , começam as recombinações entre as partículas. A tensão imposta pela rede sobre essa coluna, dependendo de seu valor e da sua taxa de crescimento, pode provocar a circulação de uma corrente, chamada corrente pós-arco, com intensidade suficiente para reaquecer a coluna, reiniciar o processo de ionização e restabelecer o arco. Esse processo é chamado de reigitação térmica. Essa tensão sobre a coluna de arco extinto é chamada de tensão de recuperação (ESZTERGALYOS, ANDRICHAK, *et al.*, 1992). Pode existir também, a chamada reigitação dielétrica, que ocorre por conta de íons remanescentes que contribuem para diminuição da rigidez dielétrica ao longo do caminho previamente ocupado pelo arco. Os modelos considerados neste trabalho não são capazes de reproduzir a reigitação dielétrica.

A condutância residual g_0 é diretamente proporcional à taxa de variação da corrente na sua passagem pelo zero. Como pode ser verificado na Figura 3.4, uma maior taxa de variação da corrente irá resultar em uma maior condutância residual. Como resultado, haverá uma maior corrente pós arco, o que irá favorecer seu restabelecimento.

Quanto menor a inércia térmica do meio em que o arco se estabelece, mais rapidamente o arco perde calor e mais rapidamente sua condutividade vai diminuir, favorecendo assim a extinção. Menores constantes de tempo do arco contribuem para a instabilidade do arco e, portanto, para sua extinção (PORTELA, 1995).

O aumento do comprimento do arco tem grande impacto sobre sua extinção, pois irá causar a redução de sua condutância. Com isso, reduz-se a condutância residual e a corrente pós arco, o que desfavorece a reigitação térmica.

Os tempos de duração do arco secundário registrados em linhas reais e em testes de laboratório, publicados em artigos técnicos, mostram uma dispersão significativa. Essa dispersão pode ser explicada pelas características aleatórias da formação do arco e a forte influência de muitos parâmetros (velocidade de vento, o movimento do plasma aquecido gerado pelo arco primário, forças eletromagnéticas causadas pela corrente, convecção do plasma e o ar circundante, presença e situação da compensação *shunt* com quatro pernas, ajustes de reator de três pernas etc.) para o tempo de duração do arco (PRIKLER, KIZILCAY, *et al.*, 2002)

Nos resultados de testes apresentados por (PRIKLER, KIZILCAY, *et al.*, 2002), realizados em uma linha de 400 kV e 230 km sem compensação, o tempo mais curto de extinção espontânea registrado foi 0,05 segundos e o mais longo foi 4 s. O arco secundário não se extinguiu espontaneamente durante 27 s em um dos testes. Os tempos de extinção de 4 s e 27 s foram medidos sem presença de vento. Na presença de vento moderado (com velocidade entre 3 e 4 m/s), foram medidos tempos de extinção de 0,05 s a 0,69 s. Quando não há vento, o arco secundário não possui nenhuma componente horizontal significativa e como consequência nenhum canal relevante de alongamento pode ser visto. Os íons gerados pelo calor do arco não se deslocam, o que favorece a continuidade do arco e aumenta o tempo de auto extinção.

A partir de testes em laboratório cujos resultados foram apresentados em (WILCOX e HORE, 1963), concluiu-se que as altas correntes de falta no ar (arco primário) causam turbulência, que se torna benéfica para a extinção do arco secundário, embora a quantidade de gás ionizado produzido seja maior. O mesmo efeito é percebido quando o tempo de duração da corrente de falta primária é aumentado.

3.5 Considerações Sobre o Aumento do Comprimento do Arco

O aumento do comprimento do arco em função do tempo, para qualquer que seja o modelo, é o fator que mais interfere na duração do arco secundário. Entretanto, essa variação do comprimento depende diretamente de condições ambientais, como vento, flutuação térmica, umidade do ar e pressão (PRIKLER, KIZILCAY, *et al.*, 2002), sobre as quais usualmente não há informações disponíveis. A variação do comprimento do arco é uma forma indireta e aproximada de registrar essas influências no comportamento dinâmico do arco (CÂMARA, 2010).

A Figura 3.9 ilustra, a partir de uma sequência de fotografias, o desenvolvimento de um arco em um sistema experimental onde é possível observar o aumento do seu comprimento até sua extinção.

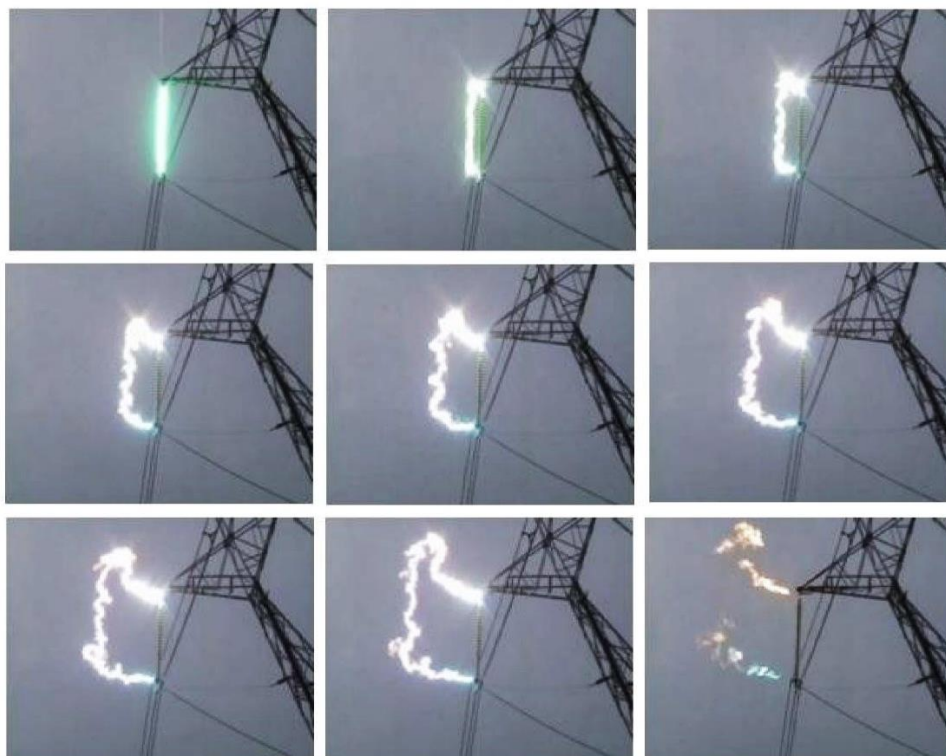


Figura 3.9 – Desenvolvimento de um arco em um sistema experimental de 500kV no ar. Reprodução de (TALAISYS, 2012).

Em (LI, CONG, *et al.*, 2014) é apresentado um modelo dinâmico para representar a movimentação do arco secundário, que é afetada principalmente pelos seguintes fatores: forças eletromagnéticas, vento, a força de resistência do ar à movimentação da coluna do arco e convecção térmica. As forças magnéticas têm duas origens, o campo gerado pela corrente que flui através dos condutores através dos quais o arco é alimentado e o campo da própria corrente através do arco. Esta última, mais significativa, causa contínuas deformações giratórias formando secções em forma de espiral ao longo da coluna de arco. As forças magnéticas para longos arcos são relativamente fracas, especialmente na parte central, quando comparadas com a influência do vento, que domina a direção da movimentação da coluna de arco. A convecção do ar aquecido pela potência dissipada causa um deslocamento desse ar na vizinhança do arco e promove o aumento gradativo do seu comprimento e o respectivo arrefecimento (PORTELA, 1986). O vento é o fator responsável pelas mais intensas movimentações verificadas na coluna de arco. Além disso, acelera o resfriamento dessa coluna, causando redução da velocidade dos elétrons e enfraquecimento da ionização termiônica (LI, CONG, *et al.*, 2014).

No trabalho de (TALAISYS, 2012) são apresentados os resultados de diversas medições de velocidade de aumento de comprimento do arco para diversos níveis de corrente. No entanto, essas medições não estão associadas às condições climáticas, principalmente à velocidade do vento, que têm influência mais significativa. Dentre 97 ensaios apresentados, a menor velocidade registrada foi de 11,34 m/s para uma classe de corrente de arco de 5 kA e a maior velocidade foi de 51,83 m/s para uma classe de corrente de arco de 20 kA. Esses valores de velocidade, como não tem correlação com outros fatores preponderantes, servem para dar uma ideia da ordem de grandeza das velocidades de arco em situações reais. É razoável considerar também que a velocidade de aumento do comprimento do arco tem relação com o comprimento inicial do arco. Portanto, o nível de tensão também deve ser considerado na sua determinação. Nos casos das medições apresentadas por (TALAISYS, 2012), o nível de tensão é de 500 kV, que é idêntico ao do sistema de transmissão avaliado neste trabalho.

Em (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994), apresenta-se a seguinte expressão aproximada para descrever a variação do comprimento do arco para uma velocidade de vento relativamente baixa, de 0 a 1 m/s

$$l_{arc} = 10t_r l_0. \quad (3.34)$$

Nessa expressão, l_0 é o comprimento inicial do arco e t_r é o tempo decorrido a partir do início do arco secundário. Essa equação é válida para $t_r > 0,1$ s. Antes disso, $l_{arc} = l_0$.

A referência (DUDURYCK, 2004) contesta a relação de 10 vezes apresentada na equação (3.34) e indica casos em que a relação empírica deveria estar entre 2 e 4. Além disso, propõe a seguinte equação empírica para representar o aumento do comprimento do arco secundário.

$$l_{arc} = l_0[1 + 3,25(1 - e^{-t_r})] \quad (3.35)$$

A convecção natural do ar aquecido pelo arco provoca um deslocamento do ar ao seu redor, contribuindo para o aumento do comprimento e para o arrefecimento desse arco. A presença de vento tende a aumentar tanto a velocidade de aumento do comprimento quanto o seu arrefecimento (PORTELA, 1986).

Para um mesmo valor de corrente, na condição estacionária, a relação entre a tensão do arco e seu comprimento é linear (PORTELA, SANTIAGO, *et al.*, 1992), exceto para as regiões de catodo e anodo, que podem ser desconsideradas em arcos longos uma vez que estas regiões têm comprimentos da ordem de 10^{-3} mm (ANGELES, 2006). Essa característica pode ser observada na Figura 3.10, que mostra a distribuição de tensão ao longo do comprimento do arco. As quedas de tensão nas regiões de catodo e anodo são influenciadas pelos vapores metálicos presentes nestas regiões. Em arcos longos essas regiões têm pouca influência na sua tensão total.

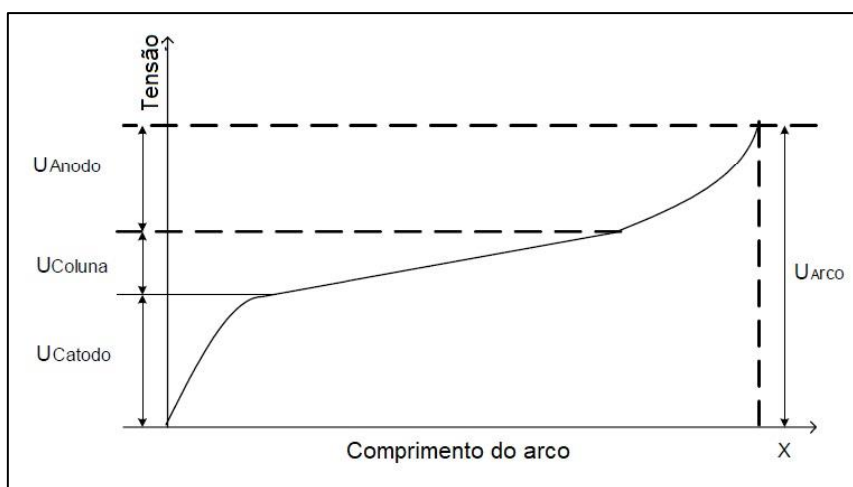


Figura 3.10 – Distribuição da tensão no arco. Reprodução de (ANGELES, 2006).

O arco primário não tem aumento de comprimento significativo (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994). Portanto, esse parâmetro pode ser considerado constante.

3.6 Considerações Finais

Este capítulo discutiu as principais características e propriedades de arcos elétricos, tendo como foco o fenômeno do arco secundário. Foram apresentados três diferentes modelos de arco secundário, com sua parametrização típica e considerações sobre o processo de extinção e de variação de seu comprimento devido a diferentes fatores, dentre os quais se destaca a influência da velocidade do vento. Os modelos de arco apresentados nesta seção foram implementados na linguagem MODELS, na plataforma ATP. Os códigos desses modelos de arco estão apresentados no Apêndice A. Dentre os três modelos implementados, o modelo de Mayr-Portela não apresentou o comportamento esperado, com base nos dados dos casos reais, por razões ainda não

completamente identificadas. Os demais modelos reproduziram adequadamente o comportamento do arco secundário, sendo usados ao longo dos estudos apresentados no próximo capítulo.

4 Estudo de Caso

4.1 Considerações Iniciais

Neste capítulo apresentam-se estudos de religamento monopolar em que se comparam oscilografias reais de corrente e tensão obtidas a partir da operação de uma linha real da CEMIG GT com resultados obtidos com a modelagem computacional do sistema avaliado no ATP, considerando a simulação do arco secundário. Os detalhes do sistema testado e de sua implementação computacional são apresentados nas seções a seguir.

4.2 Caracterização do Sistema Estudado e das Ocorrências

O sistema de transmissão avaliado neste trabalho é constituído por duas linhas paralelas com tensão nominal de 500 kV, com a configuração típica mostrada na Figura 4.2. Cada linha possui extensão de 127,6 km e capacidade de transmissão de 2442 MVA. Os cabos fase são do tipo Ruddy e os cabos para-raios são de aço 7/16” EHS. As linhas conectam as subestações de Bom Despacho 3 e Neves 1, no estado de Minas Gerais, Brasil, conforme ilustrado na Figura 4.1. Ambas possuem apenas uma transposição de fases, pois são originadas do seccionamento de linhas maiores nas quais o ciclo era completo. Essa transposição está localizada a aproximadamente 59 km da subestação de Bom Despacho 3.

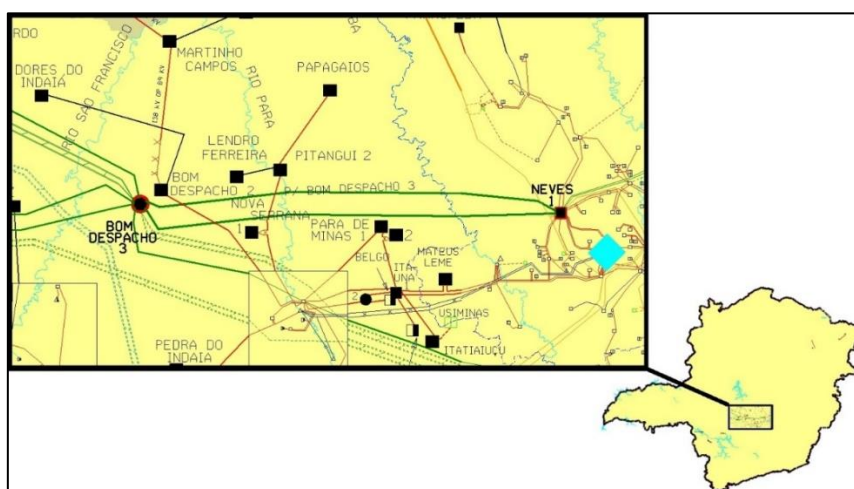


Figura 4.1 – Localização do sistema estudado. Fonte CEMIG.

A linha de transmissão 2 possui um reator trifásico para compensação de reativo de 100 MVar, de três pernas, no terminal de Neves 1. As duas linhas tiveram o religamento monopolar automático habilitado por um período de aproximadamente três anos, durante o qual ocorreram as faltas apresentadas neste trabalho.

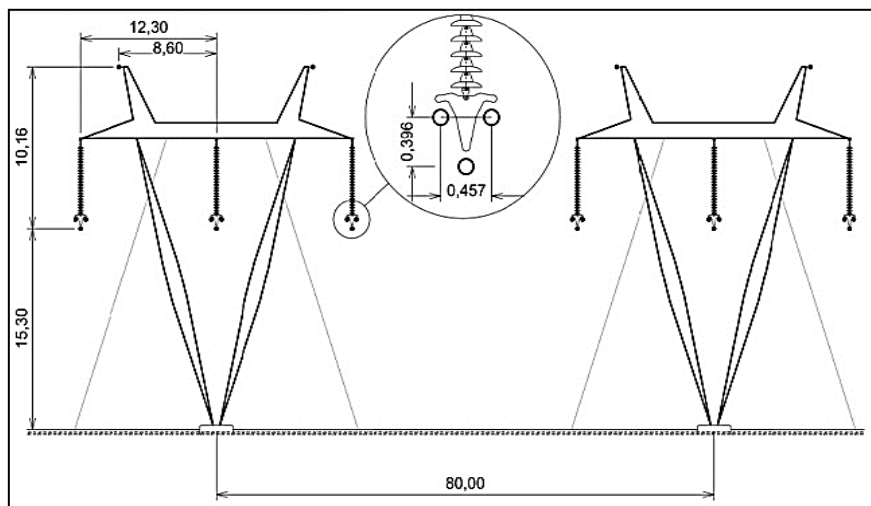


Figura 4.2 – Configuração das linhas estudadas (valores em metros). Reprodução de (ARAÚJO e DE CONTI, 2018).

Os equivalentes do sistema vistos a partir dos terminais das linhas, extraídos da base de dados da CEMIG, tem suas impedâncias indicadas na Tabela 4.1. Os dados apresentados correspondem às resistências e reatâncias de sequência positiva e de sequência zero, em série ou em paralelo com as linhas. As conexões em paralelo representam a interligação dos terminais da linha via linhas de menor tensão.

Tabela 4.1 – Impedâncias equivalentes do sistema.

Elemento	Impedâncias equivalentes em 60 Hz (Ω)		
	Terminal 1-BD3	Terminal 2-NV1	Interligação equivalente entre os dois terminais
R_0	13,0	2,0	16,8
X_0	59,0	30,8	166,0
R_1	2,0	3,3	3392,8
X_1	30,5	52,0	5513,8

Foram analisadas duas ocorrências reais que ocorreram na LT2. A primeira foi iniciada por uma falta monofásica na fase C, a 97,4 km da subestação de Bom Despacho 3, que foi interrompida satisfatoriamente, com religamento monopolar bem-sucedido. Essa ocorrência é designada doravante como Falta 1. A segunda foi iniciada por uma

falta monofásica na fase A, a 13,6 km da subestação de Bom Despacho 3, que foi interrompida pela abertura monopolar do disjuntor. Contudo, o religamento monopolar foi malsucedido. Essa ocorrência é designada doravante como Falta 2.

As amplitudes e os ângulos de fase das fontes utilizadas na simulação, obtidas a partir dos dados dos casos de falta reais, estão representados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Amplitude e ângulos de fase das fontes.

Falta	Terminal 1-BD3		Terminal 2-NV1	
	Amplitude (kV)	Ângulo de Fase (graus)	Amplitude (kV)	Ângulo de Fase (graus)
1	437	82	437	169
2	437	22	437	113

Os tempos de eventos de eliminação das faltas e dos religamentos para as ocorrências replicadas nas simulações estão listados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Eventos decorrentes das faltas.

Evento	Tempo (s)	
	Falta 1	Falta 2
Início da Falta	0,1889	0,2840
Abertura Monopolar Disjuntor -Terminal 1	0,2487	0,3396
Abertura Monopolar Disjuntor-Terminal 2	0,2499	0,3570
Religamento Disjuntor-Terminal 1	1,0980	1,1632
Religamento Disjuntor -Terminal 2	1,3306	Não houve
Desligamento Trifásico Disjuntor-Terminal 1	Não houve	1,2070

4.2.1 Modelagem no ATP

Nas simulações, o arco secundário foi representado através de uma resistência controlada *Type 91* no software ATP, sendo modelado através da linguagem de simulação MODELS utilizando os modelos de Kizilcay e Johns. Para a montagem do circuito, foi utilizada a plataforma gráfica ATPDraw. As linhas foram modeladas usando o modelo JMarti (MARTI, 1982) com matriz de transformação calculada na frequência de 60 Hz. Para reproduzir as fontes de tensão foi utilizado o elemento *ACSOURCE TYPE 14*, que gera uma tensão em regime permanente senoidal a partir de uma função cosseno. O restante do sistema foi representado por equivalentes extraídos da base de dados da CEMIG, cujas impedâncias estão indicadas na Tabela 4.1. O sistema modelado foi aferido, fornecendo valores de corrente de curto circuito muito

próximos dos valores medidos. A Figura 4.3 ilustra o circuito equivalente implementado no ATPDraw para realizar os estudos apresentados neste capítulo.

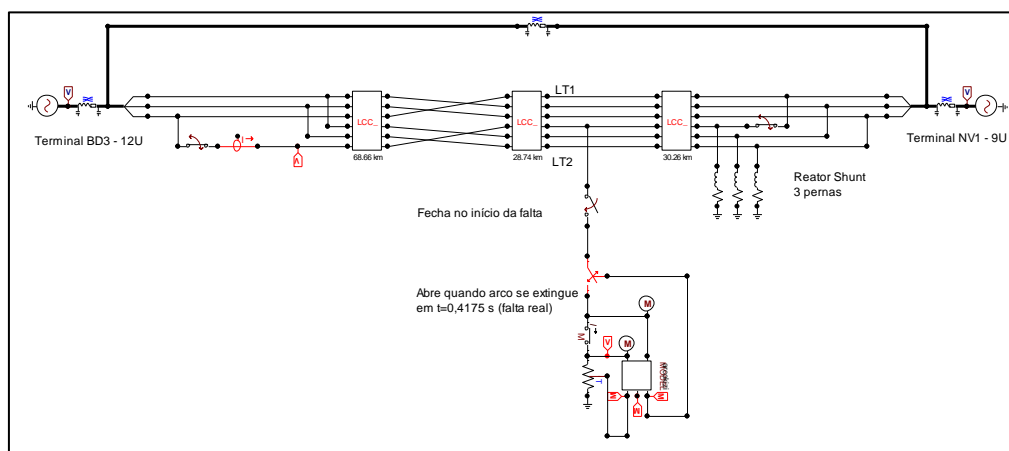


Figura 4.3 – Circuito equivalente do sistema estudado no ATPDraw.

4.3 Simulação das Ocorrências Usando Diferentes Modelos de Arco

Para a análise das ocorrências através de simulação foram considerados dois dos modelos de arco detalhados no Capítulo 3, os modelos de Kizilcay e Johns. Nas simulações, não foi possível reproduzir o comportamento do arco com o modelo de Mayr-Portela de forma satisfatória. Investigações mais dedicadas devem ser feitas para tentar encontrar a causa das divergências. Um aspecto que pode ser avaliado é a característica estática do arco indicada para ser utilizada neste modelo, uma vez que não há muitas informações sobre as condições em que foi obtida. Em muitas publicações, essa característica é levantada através de aplicação de tensão em eletrodos separados por alguns milímetros. Se for este o caso, a extrapolação dessa característica para arcos longos pode gerar erros. Na referência (ACENCIOS, 2009) são levantados os parâmetros para diversos modelos de arco, dentre eles o modelo Mayr-Portela. Contudo, as separações entre os eletrodos através dos quais se estabelecia o arco eram de no máximo 5 cm. Para essa condição, o modelo de arco de Mayr-Portela reproduziu bem os resultados do teste.

Foram simuladas duas ocorrências no sistema apresentado, denominadas faltas 1 e 2. A falta 1 refere-se à falta monofásica para a terra na fase C da LT2, na qual o arco secundário se extinguiu antes da manobra de religamento, que ocorreu

satisfatoriamente. A falta 2 refere-se à falta monofásica para a terra na fase A, a 14 km do terminal 1 da LT2, na qual o arco secundário não se extinguiu dentro do tempo previsto para o religamento, obrigando a abertura definitiva das três fases.

Para realização das simulações, foram usados os seguintes parâmetros nos modelos de arco caracterizados no item 3.3. Para o modelo de Kizilcay, considerou-se $u_0=900$ V/m, $\theta_0=1$ ms, $r_0=0,040$ Ω /m e $\alpha=-0,5$. Para o modelo de Johns, considerou-se $I_s = 46,2$ A e $I_p = 11$ kA para a falta 1, e $I_s = 31,4$ A e $I_p = 19$ kA para a falta 2.

De forma geral, as faltas simuladas apresentaram excelente concordância com os dados de medição, especialmente se forem consideradas as várias aproximações adotadas, como altura média dos cabos e resistividade média do solo, e equipamentos não representados, como transformadores de potencial capacitivos e transformadores de corrente. Os resultados obtidos estão ilustrados nas seções a seguir.

4.3.1 Avaliação de Ocorrência - Falta 1

Na Figura 4.4 estão representadas a tensão simulada, através do modelo de arco de Kizilcay, e a tensão real da falta 1 no terminal 1 da linha. Nela é possível notar que o arco secundário se inicia no instante igual a 0,2499 s, e se extingue no tempo igual a 0,4175 s, sendo que para o caso real, antes que houvesse essa extinção definitiva, houve uma extinção momentânea do arco. Isso pode ter sido causado pela variação súbita de alguma condição climática, situação que o modelo do arco é incapaz de reproduzir. Na ausência do valor da velocidade real de aumento do comprimento do arco, foi escolhido para o modelo de arco um valor de velocidade que resultasse no mesmo tempo de extinção do arco verificado no caso real. De acordo com essa premissa, no caso avaliado foi considerada uma velocidade constante de aumento do comprimento do arco de 140 m/s. Vale ressaltar que o aumento progressivo e linear do comprimento do arco, que efetivamente não ocorre em uma situação real, é o mais desfavorável no que diz respeito à sua extinção. Um processo de aceleração e desaceleração do mecanismo de alongamento do arco, ainda que transitório, favoreceria a extinção em um tempo menor, mesmo que na média a velocidade fosse essencialmente a mesma.

Não há consenso sobre a velocidade a ser adotada para realizar estudos com modelos de arco. A velocidade adotada para esta simulação está acima das

recomendadas na literatura para baixas velocidades de vento, indicadas no item 3.5. Entretanto, o arco se extinguiu muito rapidamente. Logo, é razoável esperar que a velocidade de aumento do comprimento no caso real tenha sido mais alta.

Na Figura 4.4 estão representadas também a correntes medidas no terminal 1 da linha. A corrente do arco não pode ser medida no caso real, pois no terminal da fase sob falta não circula a corrente que alimenta o arco, que é proveniente do acoplamento com as demais fases. Analisando-se a figura, percebe-se excelente concordância entre as correntes medida e simulada.

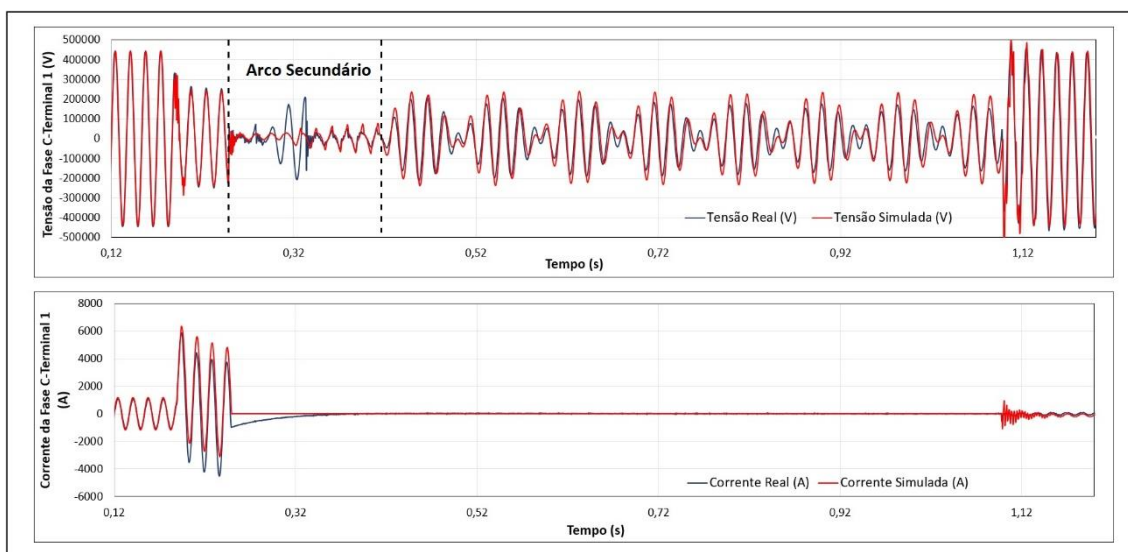


Figura 4.4 – Oscilografias da Falta 1 a partir do Terminal 1 da linha. Caso real e caso simulado via modelo de arco de Kizilcay.

Na Figura 4.5 estão representadas a tensão simulada, utilizando o modelo de arco de Johns, e a tensão real da falta 1 no terminal 1 da linha. Para atingir o mesmo tempo de extinção do arco que o caso real apresentou, foi considerada uma velocidade constante de aumento do comprimento do arco de 45 m/s na simulação. A simulação apresentou boa concordância com o caso real, embora o valor de velocidade de aumento tenha sido muito menor que o necessário no modelo de Kizilcay, já que para um tempo de extinção tão curto, era esperada uma velocidade de aumento do comprimento do arco maior. Estão representadas ainda as correntes real e simulada no terminal 1 da linha, que apresentam boa concordância.

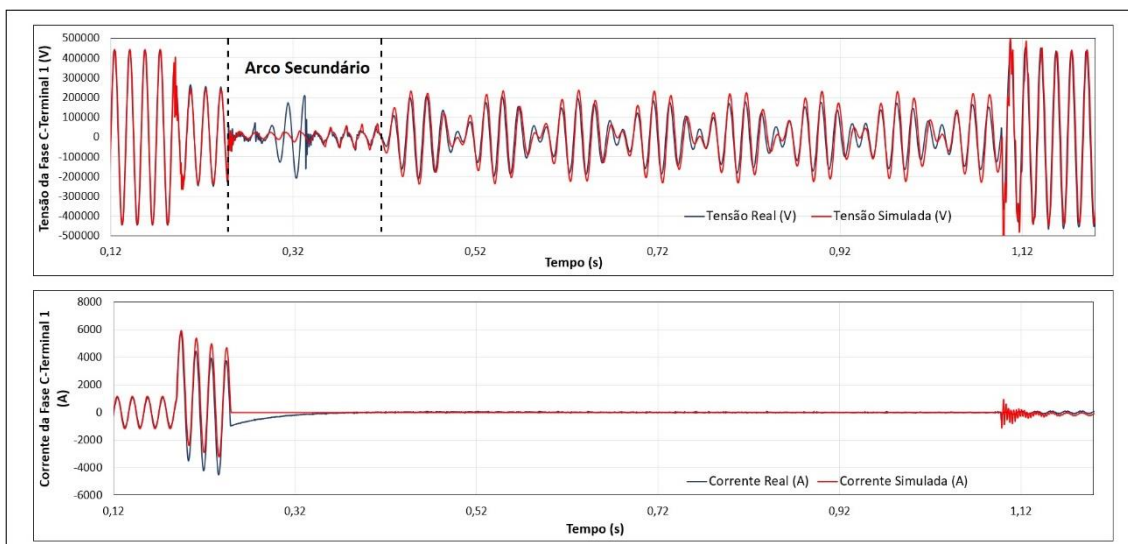


Figura 4.5 – Oscilografias da Falta 1 a partir do Terminal 1 da linha. Caso real e caso simulado via modelo de arco de Johns.

Na Figura 4.6 estão apresentadas as tensões e correntes simuladas para a falta 1, utilizando os dois modelos de arco, Johns e Kizilcay. Nessa comparação utilizou-se um mesmo valor de velocidade de aumento de comprimento do arco, igual a 140 m/s, para ambos os modelos. Além disso, de forma proposital, atrasou-se o instante de extinção do arco secundário obtido com o modelo de Johns para que pudessem ser comparadas as tensões e correntes de arco de cada modelo. Embora o período de duração do arco secundário tenha sido curto, no intervalo de 0,2499 a 0,4175 s, é possível perceber um aumento da tensão e da corrente do arco estimadas pelo modelo de Johns em relação ao modelo de Kizilcay. Para a velocidade adotada, a extinção do arco secundário para o modelo de Johns deveria ocorrer 70 ms antes que a extinção para o modelo de Kizilcay.

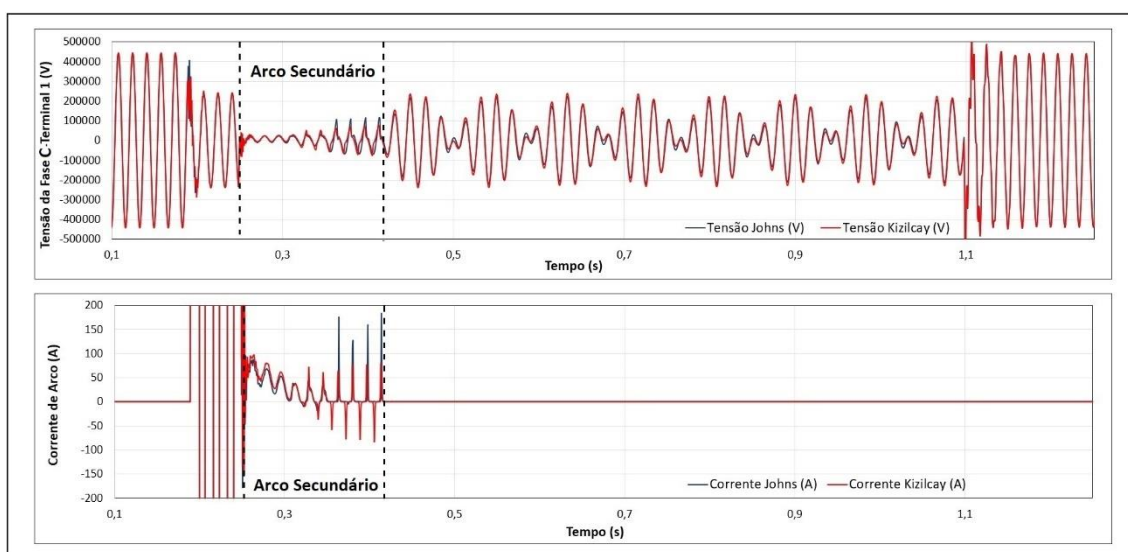


Figura 4.6 – Oscilografias da Falta 1 a partir do Terminal 1 da linha. Caso simulado via modelos de arco de Johns e Kizilcay.

4.3.2 Avaliação de Ocorrência - Falta 2

Na Figura 4.7 estão representadas as tensões medida e simulada, utilizando modelo de Kizilcay, referentes à falta 2, monitoradas no terminal 1 da linha. Pode-se notar que não houve extinção do arco secundário durante o tempo morto. Verifica-se também neste caso uma excelente concordância entre as tensões medida e calculada. Na simulação, para que o arco perdurasse até o momento do religamento, foi adotada uma velocidade de aumento do comprimento do arco de 27,1 m/s. A partir da observação da tensão do arco para o caso real, nota-se que a sua evolução foi relativamente estável, o que pode indicar condições climáticas moderadas durante o tempo morto. Para efeito de comparação, para uma velocidade de 11 m/s, correspondente ao mínimo valor medido por (TALAISYS, 2012), o tempo de extinção obtido na simulação para as condições da falta 2 seria de aproximadamente 2,5 s, ainda que a avaliação dessa linha segundo o procedimento de rede ONS (2016) indique que ela está na zona de provável extinção do arco dentro do tempo de 0,5 s.

Na Figura 4.7 ainda são apresentadas as correntes real e simulada no terminal 2 da linha para a falta 2. Uma vez mais, a concordância entre as correntes de falta medida e simulada é excelente.

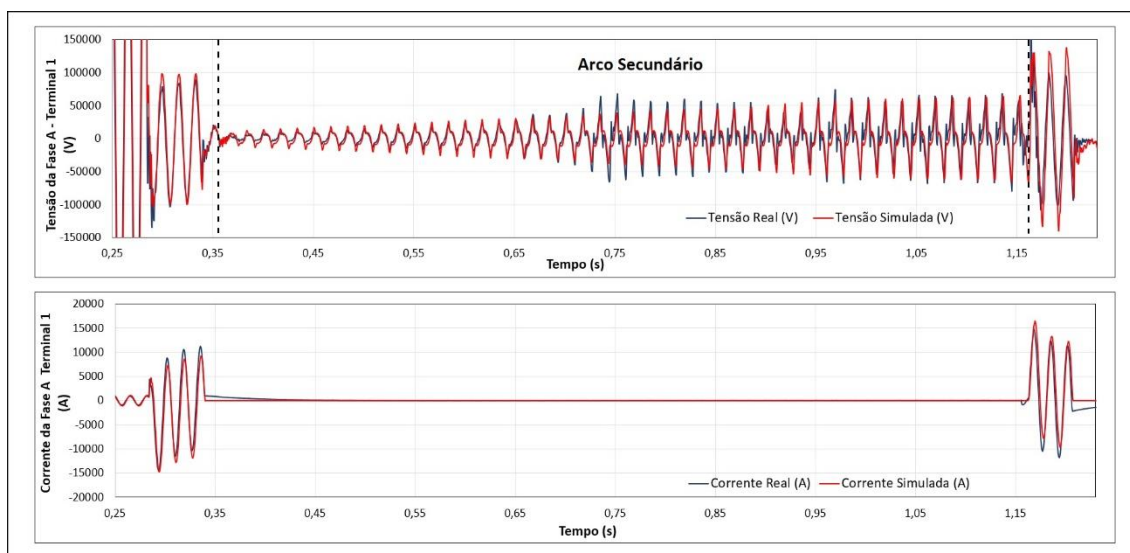


Figura 4.7 – Oscilografias da Falta 2 a partir do Terminal 1 da linha. Caso real e caso simulado via modelo de arco de Kizilcay.

Na Figura 4.8 estão representadas a tensão simulada, através do modelo de arco de Johns, e a tensão real da falta 2 no terminal 1 da linha. Na simulação, para que o arco perdurasse até o momento do religamento foi adotada uma velocidade de aumento do

comprimento de 5,1 m/s na simulação. A simulação apresentou boa concordância com o caso real. Contudo, novamente foi necessário adotar um valor de velocidade de aumento do arco muito menor que o obtido com o modelo de Kizilcay. Essa velocidade é bastante reduzida, especialmente se for considerado que em (JOHNS, AGGARWAL e SONG, 1994) argumenta-se que para uma velocidade de vento baixa, na faixa de 0 a 1 m/s, o aumento do comprimento do arco seria de 10 vezes o comprimento inicial do arco a cada segundo. No caso estudado, isso corresponderia a 45 m/s. Essa constatação pode ser um indício de que a correlação entre o comprimento e os parâmetros do arco para esse modelo pode não ser a mais adequada. Estão representadas ainda, na Figura 4.8, as correntes real e simulada no terminal 1 da linha, que apresentam boa concordância entre si.

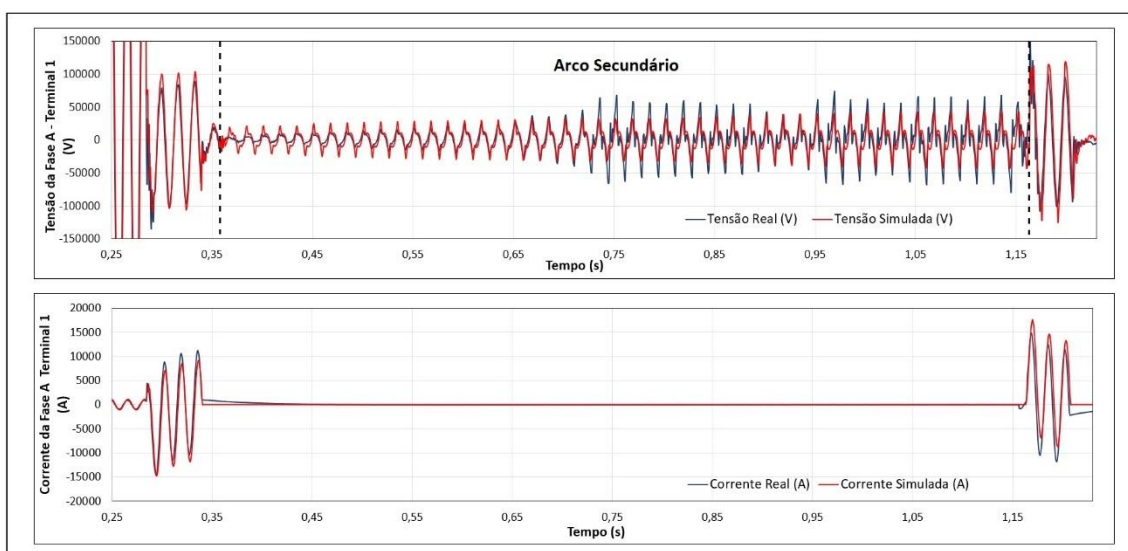


Figura 4.8 – Oscilografias da Falta 2 a partir do Terminal 1 da linha. Caso real e caso simulado via modelo de arco de Johns.

Na Figura 4.9 estão apresentadas as tensões e correntes simuladas para a falta 2, utilizando os modelos de arco de Johns e Kizilcay. Nessa comparação utilizou-se um mesmo valor de velocidade de aumento de comprimento do arco, igual a 27,1 m/s, que levou a uma reprodução adequada do fenômeno com o modelo de Kizilcay. Fica claro o maior valor da tensão de arco para o modelo de Johns, que chega ser da ordem de 50% maior que a tensão de arco obtida com o modelo de Kizilcay em alguns instantes.

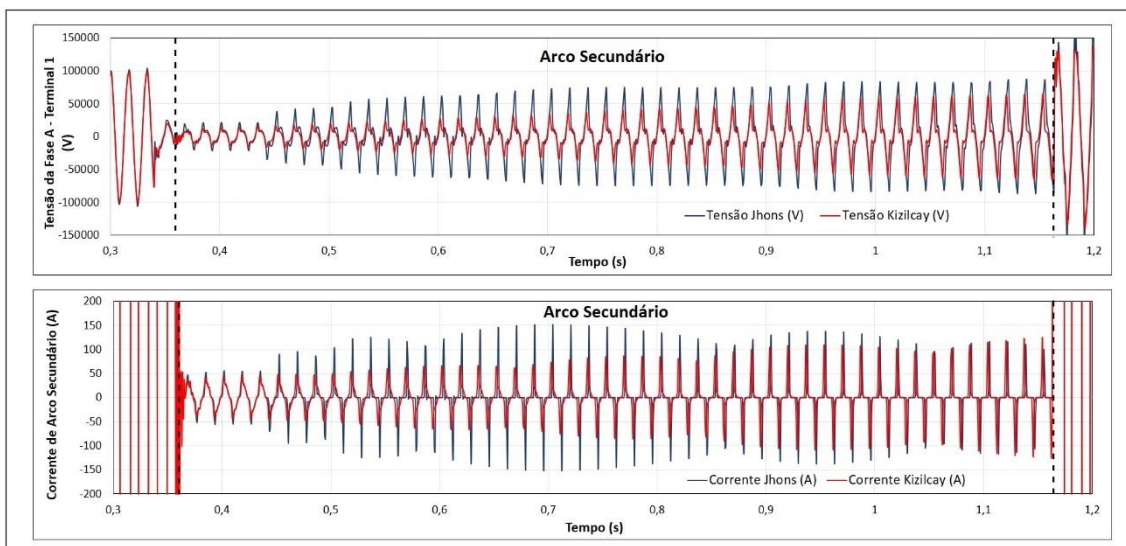


Figura 4.9 – Oscilografias da Falta 2 a partir do Terminal 1 da linha. Caso simulado via modelos de arco de Johns e Kizilcay.

4.3.3 Discussão

De maneira geral os dois modelos de arco testados representaram bem o comportamento do arco secundário. Contudo, o modelo de Kizilcay apresentou maior concordância com os casos reais e, conforme já indicado, conduziu a velocidades de aumento do comprimento do arco mais plausíveis diante dos dados disponíveis.

Um dos aspectos que podem explicar em parte a divergência entre os resultados dos dois modelos são as características estáticas do arco adotadas. Enquanto o gradiente de potencial da característica estática adotada para o modelo de Johns é de 1500 V/m, a adotada para o modelo de Kizilcay é de 900 V/m. O modelo de Mayr-Portela, para correntes maiores que 100 A, apresenta um gradiente de aproximadamente 1000 V/m. Outros trabalhos, como (GODA, IWATA, *et al.*, 2000) e (STOKES e OPPENLANDER, 1991), apresentam medições do gradiente de potencial em arcos, embora não na condição estática, pois as medições foram feitas em corrente alternada, que resultaram em gradientes de potencial da ordem de 900 a 1000 V/m para correntes de arco maiores que 100 A. Isso pode indicar que a característica estática adotada para o modelo de Johns possa não ser adequada.

4.4 Resultados da Simulação com Adoção de Medida de Redução da Corrente de Arco Secundário

Nesta seção são apresentados resultados de simulações computacionais realizadas para verificar a eficácia dos dois métodos de mitigação da corrente de arco secundário empregados com maior frequência, reator de neutro e chave de aterramento rápido. As simulações computacionais foram realizadas no ATP utilizando o modelo de arco de Kizilcay, que apresentou maior convergência com os casos reais nas simulações anteriores. Os resultados são apresentados nas seções a seguir.

4.4.1 Simulação da Manobra com Introdução de Reator de Neutro

Para calcular o valor do reator de neutro, foi utilizado o equacionamento apresentado na seção 2.7.1.2, considerando um grau de compensação de 0,6, que é o nível de compensação dos reatores de fase instalados atualmente na linha. Os valores obtidos estão apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Resultado do cálculo do banco de reatores.

Susceptâncias capacitivas de sequência zero e positiva da linha		Grau de compensação F	Susceptâncias de sequência positiva e zero do banco de reatores		Reatâncias de fase e de neutro do banco de reatores	
B_{C0} (S)	B_{C1} (S)		B_{L1} (S)	B_{L0} (S)	X_{LF} (Ω)	X_{LN} (Ω)
$4,24 \times 10^{-4}$	$6,06 \times 10^{-4}$	0,6	$3,64 \times 10^{-4}$	$1,81 \times 10^{-4}$	2,756	933

Apesar de não ser perfeitamente transposta, a linha foi considerada como tal para realizar o cálculo do reator de neutro, uma vez que a maior diferença entre os elementos mútuos da matriz de susceptâncias transversal foi de 4%, e entre os elementos próprios foi de apenas 1,3%.

Foram realizadas simulações considerando as condições da falta 2, onde não houve extinção do arco dentro do tempo morto estipulado de 800 ms. Para essa condição, foram analisadas três situações: sem o banco de reatores (caso 1), apenas com reatores de fase (caso 2) e com o banco completo incluindo o reator de neutro (caso 3). Os resultados estão mostrados na Figura 4.10.

No caso 1, adotado como referência para comparação com os demais casos, não houve a extinção do arco. No caso 2 houve uma redução do tempo de extinção do arco secundário, que ocorreu 776 ms após a abertura monopolar do disjuntor. Isso corresponde a uma redução de 42 ms no tempo de duração do arco. Além disso, houve uma redução de 11% da corrente de arco secundário, considerando o valor de pico, em relação à corrente do caso 1 no instante imediatamente anterior à extinção. Embora a simulação, para esse caso, tenha como resultado o religamento satisfatório, a redução de apenas 42 ms na duração do arco é pouco significativa diante de diversas variáveis que têm potencial de alterar essa duração de forma mais relevante em um caso real.

No caso 3 houve uma redução mais significativa do tempo de extinção do arco secundário, que ocorreu 525 ms após a abertura monopolar do disjuntor. Isso corresponde a uma redução de 294 ms no tempo de duração do arco. Houve ainda uma redução de 46% da corrente de arco secundário, considerando o valor de pico, em relação à corrente do caso 1 no instante imediatamente anterior à extinção. Essa redução no tempo de extinção foi bastante significativa, levando a um religamento satisfatório.

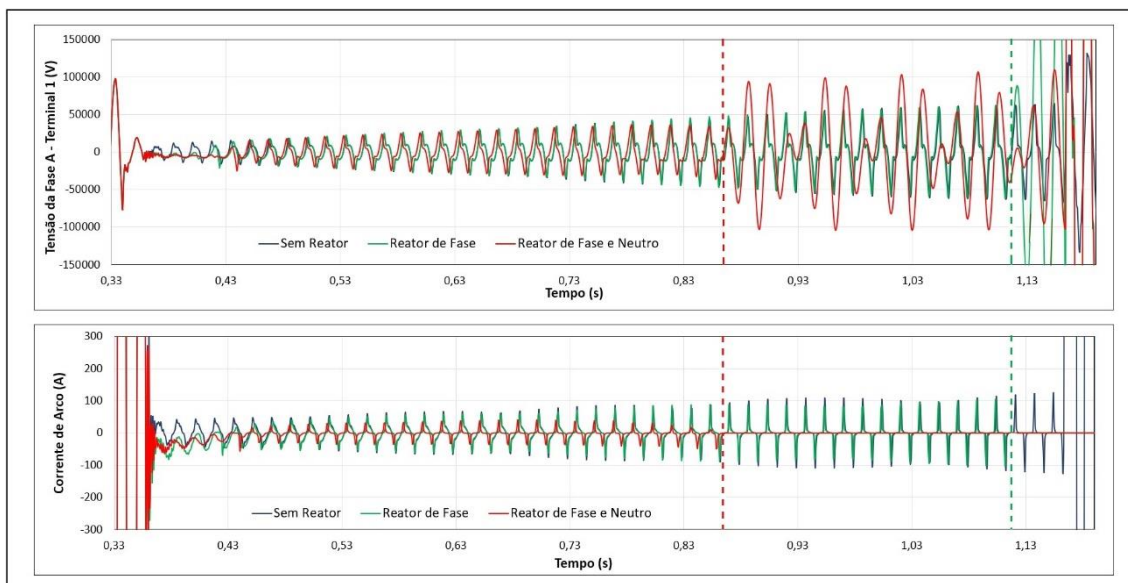


Figura 4.10 – Tensão terminal e corrente de arco. Resposta à adoção de reator de neutro para supressão do arco secundário. As linhas verticais tracejadas indicam o momento da extinção do arco secundário para os casos 2 e 3.

Embora para o cálculo do reator tenha-se considerado a linha perfeitamente transposta, o modelo do arco respondeu de forma consistente à adoção do método de redução da corrente de arco. Isso sugere que este modelo pode ser adequado à análise da adoção desse método na etapa de planejamento do sistema. Isso precisaria ser confirmado, contudo, por meio de comparações com resultados de medições.

4.4.2 Simulação da Manobra com Introdução de Chave de Aterramento

Rápido

Para realizar a simulação com chave de aterramento rápido também foi escolhida a falta 2. A condição dessa falta é particularmente propícia para avaliação desse método, pois a falta ocorreu próxima ao terminal da linha. Essa é uma situação desfavorável para a extinção do arco por causa do acoplamento magnético existente com as fases sãs. Isso ocorre porque as correntes que circulam nas chaves quando elas são fechadas ficam desequilibradas e a corrente resultante no ponto de falta é maior, conforme demonstrado no item 2.7.2. Além disso, para efeito ilustrativo foi aumentada a carga da linha para 100% da sua corrente nominal, uma vez que na falta 2 real o carregamento estava em 25%. Foi adicionado também um tempo de atraso de 50 ms entre a operação das chaves (fechamento e abertura) a fim de representar uma possível situação real também desfavorável. A chave mais próxima ao terminal onde ocorreu a falta é operada primeiro.

Na Figura 4.11, é possível verificar a tensão terminal da linha e a corrente de arco secundário durante as manobras. As curvas em azul correspondem à manobra de religamento sem a operação das chaves de aterramento, para servir de base de comparação. As curvas em vermelho correspondem à manobra com a utilização das chaves de aterramento. Depois de 200 ms após a abertura monopolar dos disjuntores, a primeira chave de aterramento, instalada no terminal mais distante do ponto de falta, é fechada. Isso ocorre no tempo aproximado de 530 ms, a partir do qual a corrente do arco secundário se eleva e permanece elevada até que a segunda chave é fechada. A partir desse momento, a corrente de arco praticamente se anula e o arco é extinto. Durante o período em que as duas chaves ficam fechadas é possível verificar uma tensão de recuperação devido à circulação da corrente induzida na fase A. Após 150 ms, a chave do terminal oposto ao lado da falta se abre e 50 ms depois a chave próxima ao ponto de falta também se abre. Neste instante é possível verificar a tensão de recuperação se estabelecendo devido ao acoplamento capacitivo, com uma componente contínua muito evidente causada pela falta de sincronismo na operação das chaves.

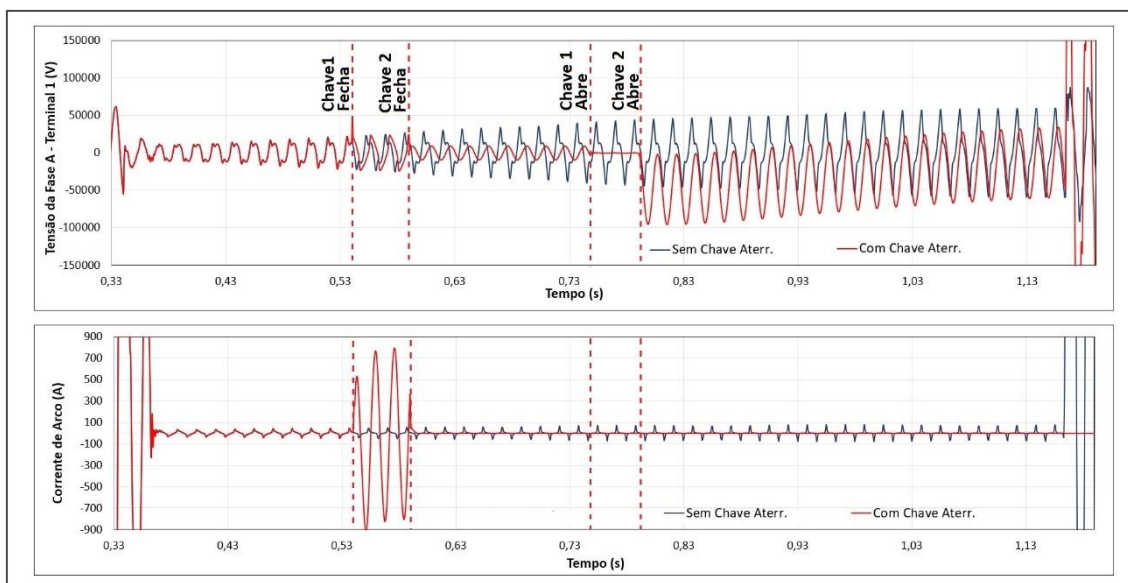


Figura 4.11 –Tensão terminal e corrente de arco. Resposta à adoção da chave de aterramento rápido para supressão do arco secundário.

Assim como na avaliação da manobra com o reator de neutro, o modelo do arco respondeu conforme esperado à adoção da chave de aterramento rápido como medida mitigadora do arco secundário.

4.5 Resultados da Detecção da Extinção do Arco Secundário

Nesta seção, ilustram-se resultados obtidos com a aplicação do algoritmo descrito no item 2.8 para estimar o fasor correspondente à tensão de terceiro harmônico do arco secundário. O algoritmo foi empregado para as duas faltas, considerando, para cada uma, as tensões provenientes das medições reais e as tensões resultantes das simulações empregando os modelos de arco de Kizilcay e Johns. Para a estimação foi usada uma janela corresponde a um ciclo de 60 Hz com 25 pontos.

Foi feita a avaliação da estimação utilizando os erros mínimos quadrados ponderados usando $\lambda=0,6$. Como resultado, obtém-se um ajuste melhor da curva. Em comparação com a estimação sem ponderação, o coeficiente de determinação R^2 médio aumentou de 0,94 para 0,98, para a falta 1, e de 0,77 para 0,98, para a falta 2. Entretanto, utilizando a ponderação a tensão de terceiro harmônico passou a variar de forma muito abrupta e acentuada. Para realizar a detecção da extinção do arco, esse comportamento não é desejável. Por isso, optou-se por um estimador sem ponderação. Na Figura 4.12 ilustram-se, para as faltas 1 e 2, as oscilografias de tensão medida e ajustada usando o método dos erros mínimos quadrados sem ponderação, com a

finalidade de validar a estimação. Observa-se que o estimador de mínimos quadrados reproduz adequadamente as tensões medidas.

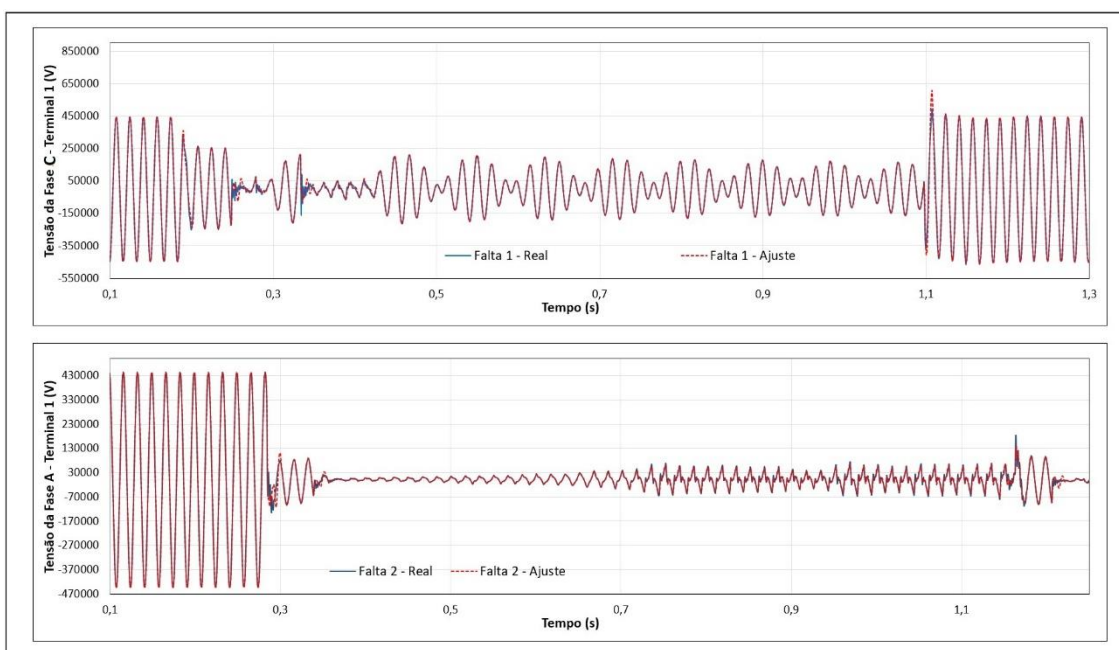


Figura 4.12 –Tensões medida e ajustada pelo método dos erros mínimos quadrados para as faltas 1 e 2 a partir do terminal 1 da linha.

Na Figura 4.13, estão apresentadas as curvas referentes aos fasores de tensão de terceiro harmônico no terminal da linha para a falta 1. Também está representada a forma de onda da tensão real medida, utilizada como referência, em cinza. Os fasores de tensão de terceiro harmônico foram multiplicados por 10 para possibilitar a visualização. Nos instantes em que a tensão varia de forma abrupta, é possível ver picos nos fasores de terceiro harmônico. Estes instantes são no início da falta, na abertura do disjuntor e, para a falta real em vermelho, a reignição do arco secundário após uma extinção momentânea. Enquanto o arco secundário perdura, é possível perceber a presença da tensão de terceiro harmônico, que aumenta gradativamente a partir da abertura do disjuntor até o momento da extinção do arco. A partir desse ponto, os níveis de terceiro harmônico, tanto para o caso real quanto para as simulações com os dois modelos, se mantiveram muito baixos, praticamente nulos e sem flutuações. Esse é um bom indício de que a ausência de terceiro harmônico corresponde à ausência de arco secundário.

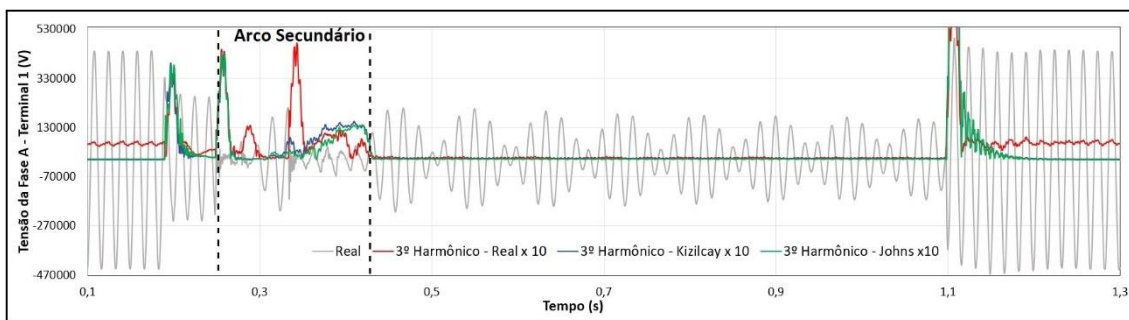


Figura 4.13 – Amplitude do fasor de terceiro harmônico da tensão no terminal 1, correspondente ao caso real (falta 1) e às simulações utilizando os modelos de arco de Kizilcay e Johns. Também foi incluída na figura, na cor cinza, a forma de onda de tensão real.

Na Figura 4.14 estão apresentadas as curvas referentes aos fasores de tensão de terceiro harmônico no terminal da linha para a falta 2. Nela é possível verificar a presença evidente do terceiro harmônico durante todo o tempo morto, indicando a existência do arco secundário. Os níveis de terceiro harmônico obtidos com os modelos de arco estão condizentes com o caso real, embora estejam variando na forma de rampa devido à característica de velocidade de aumento do arco adotada.

Tanto para a falta 1, quanto para a falta 2, é possível verificar a presença de terceiro harmônico nas tensões pré-falta medidas, cuja origem não pode ser identificada. Entretanto, isso não prejudica o detector, que pode, na sua lógica, considerar apenas o tempo morto, quando os polos dos disjuntores estiverem abertos.

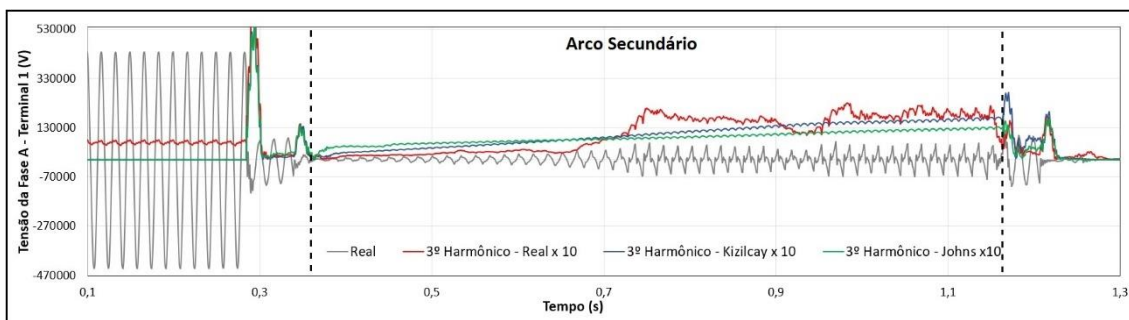


Figura 4.14 – Amplitude do fasor de terceiro harmônico da tensão no terminal 1, correspondente ao caso real (falta 2) e às simulações utilizando os modelos de arco de Kizilcay e Johns. Também foi incluída na figura, na cor cinza, a forma de onda de tensão real.

4.6 Considerações Finais

Os resultados apresentados neste capítulo indicam que as simulações realizadas no ATP considerando diferentes modelos dinâmicos de arco são capazes de reproduzir satisfatoriamente oscilografias reais referentes à realização de manobra de religamento monopolar em uma linha de transmissão de 500 kV operada pela CEMIG GT, tanto no

caso em que o arco é satisfatoriamente extinto quanto no caso em que a manobra não foi bem sucedida. Dentre os modelos investigados, o modelo de Kizilcay é aquele que apresentou melhor concordância com os dados de medição. Entretanto, a capacidade do modelo em representar o arco e prever o momento de extinção não pode ser precisamente verificada, já que modelo precisa ser alimentado com a velocidade real de aumento do comprimento do arco, parâmetro que não está disponível.

Também foram investigadas duas estratégias clássicas de mitigação de arco secundário. Demonstrou-se que tanto a introdução de reator de neutro quanto o emprego de chaves rápidas de aterramento são capazes de reduzir o tempo morto e levar à interrupção do arco secundário. Dentre as duas técnicas, aquela que levou à maior redução do tempo morto foi a chave de aterramento rápido, que levou à extinção do arco quase que instantaneamente nas simulações. Contudo, ela demanda tempo entre as manobras. Ainda assim, com o uso da chave a linha ficou apta ao religamento mais rapidamente do que com o uso do reator de neutro, ainda que, do ponto de vista prático, sua implementação seja complexa e passível de operação indevida, com graves consequências.

Finalmente, foi testado um método de detecção de extinção de arco secundário baseado na estimação da amplitude do fasor de terceiro harmônico. Os resultados obtidos indicam que a tensão de terceiro harmônico é um bom indicador da presença de arco secundário nos casos avaliados.

5 Conclusões e Propostas de Continuidade

5.1 Conclusões

O sucesso do religamento monopolar está intimamente atrelado à determinação da extinção do arco secundário. Embora atualmente existam muitas técnicas para detecção da extinção em tempo real, a estimativa do tempo de extinção ainda é importante sob a perspectiva de intervenções futuras (projeto, planejamento etc.) e da determinação da necessidade de adoção de medidas que favoreçam a extinção do arco secundário, como a instalação de reatores com bobina de neutro.

As simulações realizadas neste trabalho se mostraram capazes de reproduzir o comportamento do sistema tendo como referência casos reais. Com isso, é possível que uma representação como essa possa auxiliar na escolha das estratégias mais adequadas para estudos de arco secundário.

O modelo de Kizilcay apresentou maior concordância com os casos reais do que o modelo de Johns. Mesmo quando utilizado o mesmo método de detecção da extinção do arco, o modelo de Johns levou a menores tempos de extinção, não reproduzindo satisfatoriamente os dados reais. Para manter o mesmo tempo de duração do arco, uma velocidade de aumento de arco bem menor, menos provável de ocorrer, precisou ser adotada para o modelo de Johns. Ademais, o critério de extinção proposto por Johns se mostrou menos conservativo, resultando em tempos de extinção muito menores que os obtidos a partir do critério proposto para o modelo de Kizilcay. Portanto, tendo em vista a natureza variável do arco e as incertezas a respeito da velocidade do aumento do comprimento do arco a ser adotada em estudos, o método de extinção proposto para o modelo de Kizilcay, que se apresentou mais conservativo e mais próximo dos casos

reais, se mostrou mais adequado para ser utilizado em estudos de religamento monopolar.

As simulações utilizando o modelo dinâmico de arco se mostraram úteis para a avaliação dos métodos de redução do tempo de duração do arco secundário e também na definição das características de regime permanente e transitórias dos dispositivos associados.

A recomendação nos Procedimentos de Rede do ONS para determinação da provável extinção do arco secundário, que se baseia em uma curva indicativa que se supõe ser aplicável de forma geral aos diversos casos de interesse, indica que pode ser oportuna uma representação mais precisa do fenômeno como a apresentada neste trabalho.

Uma lacuna na modelagem do arco ainda existente está associada à definição mais precisa da velocidade de aumento do comprimento do arco a ser adotada no modelo. Medições de velocidade de aumento do comprimento de arco associadas a registros de fatores como velocidade do vento, pressão do ar e umidade, entre outros, e considerando diversos níveis de tensão e de corrente de arco, permitiriam avaliar a criticidade e a probabilidade de ocorrência de determinada velocidade de aumento do comprimento do arco, aumentando a precisão da análise.

A detecção da extinção do arco secundário através da tensão de terceiro harmônico medida nos terminais da linha durante o tempo morto se mostrou promissora, e os modelos de arco geraram níveis de terceiro harmônico condizentes com o caso real.

5.2 Propostas de Continuidade

Um aspecto determinante para a adoção definitiva dos modelos de arco nos estudos de religamento monopolar é a determinação de valores de velocidade de aumento do comprimento do arco. Estudos futuros realizados a partir de testes com medições da velocidade de aumento do comprimento do arco associados com medições de condições ambientais com a finalidade de obter valores críticos de velocidade

atrelados à probabilidade de tal velocidade ocorrer trariam grandes ganhos no estudo do planejamento do sistema em relação à adoção do religamento monopolar.

Outra lacuna que pode ser explorada são estudos a respeito da característica estática do arco no ar, para arcos longos e diversos níveis de corrente. Estes dados poderiam melhorar a precisão dos modelos de arco atualmente utilizados. O número de oscilografias utilizadas nesse trabalho para fins de comparação com as simulações foi bastante reduzido. Logo, seria pertinente realizar um número maior de comparações entre oscilografias reais de tensão e corrente em sistemas com diferentes níveis de tensão e diferentes características elétricas, considerando ou não métodos de supressão de arco secundário. Essas comparações permitiriam uma avaliação melhor e mais sólida dos modelos de arco e dos critérios de extinção adotados.

6 Referências Bibliográficas

ABBASI, E.; SEYEDI, H.; STRUNZ, K. Simulation and Analysis of the Effect of Single-Pole Auto-reclosing on HV Transmission Lines Switching Overvoltages. **2009 IEEE Power & Energy Society General Meeting**, Julho 2009.

ACENCIOS, O. W. G. Identificação dos Parâmetros do Arco Elétrico Através de Estimção de Estados e Parâmetros. **COPPE/UFRJ**, Rio de Janeiro, v. Tese de Doutorado, Julho 2009.

ADLY, A. R.; SEHIEMY, R. A.; ABDELAZIZ, A. Y. An integrated reclosing technique for enhancing transient stability under single pole tripping. **2016 Eighteenth International Middle East Power Systems Conference (MEPCON)**, Cairo, Dezembro 2016.

ALCAHUAMAN, M. E. Z. Otimização de Linhas de Transmissão para Manobra de Abertura Monopolar - Análise da Influência dos Parâmetros Transversais do Sistema de Compensação Reativa. **UNICAMP**, São Paulo, v. Tese de Doutorado, Março 2013.

ALMEIDA, J. H. M. et al. Aplicação de Linhas de Transmissão em 500 kV de SIL Elevado: Desafios no Planejamento da Expansão do Sistema Elétrico Brasileiro. **XIV SEPOPE**, Recife, Outubro 2018.

AMMERMAN, R. F. et al. DC-Arc Models and Incident-Energy Calculations. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 46, n. 5, p. 1810-1819, Julho 2010.

ANGELES, J. H. Implementación de Modelos de Arco Elétrico para Simulación de Interruptores de Potencia en e EMTP. **Instituto Politécnico Nacional**, México D.F., v. Dissertação de Mestrado, Dezembro 2006.

ARAÚJO, R. M.; DE CONTI, A. Estudo de Caso de Religamento Monopolar Utilizando Modelo Dinâmico de Arco. **XIV SEPOPE**, Recife, Outubro 2018. ISSN SP20.

BABU, G.; RAMESH, M. V. Secondary Arc Extinction of Single Pole Auto-Reclosing on EHV Transmission Lines with Shunt Compensation Reactors. **ICETEEEM**, Chennai, p. 52-58, Dezembro 2012.

BALSER, S. J.; EATON, J. R.; KRAUSE, P. C. Single Pole Switching - A Comparison of Computer Studies with Field Test Results. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-93, n. 1, p. 100 - 108, Janeiro 1974.

BASU, K. P.; HAMID, S.; HASAN, S. Application of Single-Pole Auto Reclosing of Circuit Breakers in EHV Transmission Line with Capacitance Grounding. **Proceedings of: Asia Pacific IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition**, Yokohama, v. 3, p. 1766 - 1769, Abril 2002.

BERZAK, L. F.; DORFMAN, S. E.; SMITH, S. P. Paschen's Law in the Air and Noble Gases, 2006. Disponível em: <http://www-eng.lbl.gov/~shuman/XENON/REFERENCES&OTHER_MISC/paschen_report.pdf>. Acesso em: 2019 Abril 24.

BOISSEAU , A. C.; WYMAN, B. W.; SKEATS, W. F. Insulator Flashover Deionization Times as a Factor in Applying High-Speed Reclosing Circuit Breakers. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, São Francisco, p. 1058 - 1067, Julho 1949.

BONIN, E. V.; BRUGGEMAN, G.; THIEL, H. G. Quenching Process of Axially Inhomogeneous Arcs in SF6 Circuit Breakers. **IEEE Transactions on Plasma Science**, v. PS-8 No 4, p. 334-351, Dezembro 1980.

CÂMARA, A. S. B. Modelagem de Arco Elétrico no Ar. Aplicação em Sistemas de Potência. **COPPE/UFRJ**, Rio de Janeiro, v. Tese de Doutorado, Novembro 2010.

CARDOSO, J. A. A. S. Ensaio de Suportabilidade Dielétrica de Diferentes Eletrodos e Espaçamentos ao Ar Livre e Dentro de Painel Metálico sob Impulso Atmosférico e Tensão Alternada. **COPPE/UFRJ**, Rio de Janeiro, v. Dissertação de Mestrado, Março 2006.

CASSIE, A. M. Arc Rupture and Circuit Severity: A New Theory. **Conférence Internationale des Grands Réseaux Électriques à Haute Tension**, Paris, Junho 1939.

DIAS, O. F. R. Implementação do Religamento Monopolar Adaptativo Rápido Baseado na Assinatura Harmônica de Tensão no Simulador Digital em Tempo Real (RTDS). **UNICAMP**, Campinas, v. Dissertação de Mestrado, Janeiro 2015.

DIAS, O.; MAGRIN, F.; TAVARES, M. C. Comparison of Secondary Arcs for Reclosing Applications. **Dielectrics and Electrical Insulation IEEE Transactions**, v. 24, p. 1592-1599, Junho 2017.

DIAS, O.; TAVARES, M. C. Implementation and performance evaluation of a harmonic filter for use in adaptive single phase reclosing. **IET Generation, Transmission & Distribution**, v. 11, p. 2261-2268, Junho 2017.

DUDURYCH, I. M.; GALLAGHER, T. J.; ROSOLOWSKI, E. Arc effect on single-phase reclosing time of a UHV power transmission line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 19, n. 2, p. 854-860, Abril 2004.

ESZTERGALYOS, J. et al. Single Phase Tripping and Auto Reclosing on Transmission Lines IEEE Comittee Report. **Transactions on Power Delivery**, v. 7, p. 182-192, Janeiro 1992.

GALLIMBERTI, I. et al. Fundamental Processes in Long Air Gap Discharges. **Comptes Rendus Physique**, v. 3, n. 10, p. 1335-1359, Dezembro 2002.

GARCIA, A. P. Obtenção dos Parâmetros Sustentados para Modelagem de Arco Secundário. **FEEC-UNICAMP**, Campinas, v. Dissertação de Mestrado, Julho 2014.

GODA, Y. et al. Forced Extinction Characteristics os Secondary Arc On UHV (1000kV Class) Transmission Lines. **IEEE Transactions On Power Delivery** , Seattle, v. 8, p. 1322-1330, Julho 1993.

GODA, Y. et al. Arc Voltage Characteristics of High Current Fault Arcs in Long Gaps. **EEE Transactions on Power Delivery** , v. 15, n. 2, p. 791-795, Abril 2000.

GOLDBERG, S.; HORTON, W. F.; TZIOUVARAS, D. A Computer Model of the Secondary Arc in Single Phase Operation of Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 4, n. 1, p. 286-295, Janeiro 1989.

GUJARATI, D. N.; PORTER, D. C. **Econometria Básica**. 5ª. ed. São Paulo: AMGH, 2011.

HABEDANK, U. Application of a new arc model for the evaluation of short-circuit breaking tests. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 8, n. 4, p. 1921-1925, Outubro 1993.

HASIBAR, R. M. et al. The Application of High-Speed Grounding Switches for Single-Pole Reclosing on 500 kV Power Systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-100, p. 1512-1515, Abril 1981.

HAUBRICH, ; HOSEMANN , ; THOMAS, R. Single-phase Auto-reclosing in EHV Systems. **CIGRE - International Conference on Large High Voltage Electric Systems**, Paris, Agosto 1974. ISSN 31-09.

IEEE STD C37.104-2002. IEEE Guide for Automatic Reclosing of Line Circuit Breakers for AC Distribution and Transmission Lines, Abril 2003.

JAMALI, S.; PARHAM, A. One Terminal Digital Algorithm for Adaptive Single Pole Auto-Reclosing Based on Zero Sequence Voltage. **Iranian Journal of Electrical & Electronic Engineering**, v. 4, n. 3, p. 71-78, Julho 2008.

JOHNS, A. T.; AGGARWAL, R. K.; SONG, Y. H. Improved Techniques for Modeling Fault Arcs on Faulted Transmission Systems. **IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution**, v. 141, p. 148-154, Março 1994.

JOHNS, A. T.; AL-RAWI, A. M. Digital Simulation of EHV Systems Under Secondary Arcing Conditions Associated with Single-Pole Autoreclosure. **IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution**, v. 129, p. 49-58, Março 1982. ISSN 10.1049/ip-c.1982.0009.

JOHNS, A. T.; RITCHIE, W. M. Application of an Improved Technique for Assessing the Performance of Single-Pole Reclosing Schemes. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Dallas, v. PAS-103, p. 3651-3662, Dezembro 1984.

KASCHALK, T. L. et al. Automatic Reclosing of Transmission Lines an IEEE Power Systems Relaying Committee Report. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Los Angeles, v. PAS-103, No. 2, p. 234-245, Fevereiro 1984.

KHODABAKCHIAN, E. EHV Single-Pole Switching: It is Not Only a Matter of Secondary Arc Extinction. **International Conference on Power Systems Transients IPST2013**, Vancouver, Julho 2013.

KHODADADI, M.; NOORI, M. R.; SHAHRTASH, S. M. A Noncommunication Adaptive Single-Pole Autoreclosure Scheme Based on the ACUSUM Algorithm. **IEEE Transaction Power Delivery**, v. 28, n. 4, p. 2526-2533, Outubro 2013.

KIMBARK, E. W. Suppression of Ground-Fault Arcs on Single-Pole Switched EHV Lines by Shunt Reactors. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 83, p. 285-290, Março 1964.

KIZILCAY , M. et al. Interaction of the Secondary Arc with the Transmission System During Single-Phase Autoreclosure. **IEEE Bologna Power Tech Conference**, Bologna, Junho 2003.

KIZILCAY, M.; PNIOK, T. Digital simulation of fault arcs in power systems. **ETEP Journal**, v. 1, p. 55-60, 1991.

KIZILCAY, M.; SETA, P. Digital Simulation of Fault Arcs in Medium-Voltage Distribution Networks. **Proceedings of 15th PSCC – Power Systems Computation Conference**, Liege, Agosto 2005.

KLUCKZINIK, J. et al. Secondary Arc Modelling for Single Pole Reclosing. **IEEE Power & Energy Society General Meeting**, Denver, Julho 2015.

KNUDSEN, N. Single-Phase Switching of Transmission Lines Using Reactors for Extinction of The Secondary Arc. **Cigre**, Paris, Maio 1962. ISSN 310.

KUFFEL, E.; ZAENGL, W. S.; KUFFEL, J. Electrical Breakdown in Gases. In: KUFFEL, E.; ZAENGL, W. S.; KUFFEL, J. **High Voltage Engineering - Fundamentals**. 2. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000. Cap. 5.

LAGRECA, O. Estudo de Viabilidade da Utilização da Técnica de Ultrassom para Detecção da Ocorrência de Arco Elétrico. **CEFET-RJ**, Rio de Janeiro, v. Dissertação de Mestrado, Abril 2012.

LI, Q. et al. Characteristics of Secondary AC Arc Column Motion Near Power Transmission-Line Insulator String. **IEEE Transactions on Power Delivery** , v. 29, n. 5, p. 2324-2331, Abril 2014.

MACKOW, A.; KIZILCAY, M. Simulation of Secondary Arc on 400-kV Transmission System Consisting of Overhead Line Section and Power Cable Section. **12th International Conference on Environment and Electrical Engineering**, Siegen, Julho 2013.

MARTI, J. R. Accurate Modeling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-101, n. 1, p. 147-157, 1982.

MAYR, O. Beiträge Zur Theorie des Statischen Und Des Dynamischen Lichtbogens. **Archive für Elektrotechnik**, Berlin, p. 588-608, Julho 1943.

MILNE, K. H. Single-Pole Reclosing Tests on Long 275kV Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 82, p. 658 - 661, Outubro 1963.

MITTELSTADT , W. A. et al. Single Pole Switching for Stability and Reliability. **IEEE Transactions on Power Systems** , Vancouver, v. 1, p. 25-36, Maio 1986.

MONTANARI, A. A. Religamento Monopolar Adaptativo Rápido Baseado na Assinatura harmônica da Tensão de Arco Secundário. **UNICAMP**, Campinas, v. Dissertação de Mestrado, Março 2009.

ONS. Procedimentos de Rede do ONS – Submódulo 23.3 – Diretrizes e critérios para estudos elétricos e Submódulo 2.6 – Requisitos mínimos para os sistemas de proteção, de registro de perturbações e de teleproteção. **Site do Operador Nacional do Sistema**, 2016. Disponível em: <<http://ons.org.br/pt/paginas/sobre-o-ons/procedimentos-de-rede/vigentes>>. Acesso em: 26 Abril 2019.

ONS. Análise de Ocorrências e Perturbações. **Sintegre**, 2019. Disponível em: <<https://sintegre.ons.org.br/sites/2/14/paginas/servicos/historico-de-produtos.aspx?produto=S%C3%ADntese%20Gerencial%20das%20Principais%20Perturba%C3%A7%C3%B5es%20ocorridas%20no%20SIN>>. Acesso em: 31 Agosto 2019.

PEREIRA FILHO, C. S. Algoritmos para Relés Numéricos de Proteção. **Notas de Aula de Pós-Graduação - PPGEE/UFMG**, Belo Horizonte, 2º sem 2016.

PERTERSON, H. A.; DRAVID, N. V. A Method for Reducing Dead Time for Single-Phase Reclosing in EHV Transmission. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Nova York, v. PAS-88, n. 4, p. 286 - 292, Abril 1969.

PORTELA, C. Alguns Métodos de Análise de Comportamento de Arcos Elétricos no Ar, Exemplos de Aplicação. **VIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE) - Grupo IV – Sistemas de Potência (GSP)**, São Paulo, Maio 1986.

PORTELA, C. A Teoria do Arco Elétrico nos Disjuntores de Alta Tensão. In: CARVALHO, A. C. C., et al. **Disjuntores e Chaves - Aplicações em Sistemas de Potência**. Niterói: EDUFF, 1995. Cap. 11, p. 309-345.

PORTELA, C. M. et al. Modeling of Arc in Air Insulation. **IEEE Transactions on Electrical Insulation**, v. 28 N° 3, p. 457-463, Junho 1992.

PORTELA, C.; DUPONT, C.; MEIRELLES, M. P. Deterministic and Statistic Arc Modeling. **Cigré**, Paris, Agosto 1994.

PRIKLER, L. et al. Improved Secondary Arc Models Based on Identification of Arc Parameters from Staged Fault Test Records. **14th PSCC**, Sevilla, p. 1-7, Junho 2002.

RADOJEVIC, Z. M.; SHIN, J. R. New One Terminal Digital Algorithm for Adaptive Reclosing and Fault Distance Calculation on Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 21, n. 3, p. 1231-1237, Junho 2006.

ROBINSON, E. W.; SPURGEON, S. J. Automatic Reclosing of High-Voltage Circuits. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 48, n. 3, p. 981-987, Julho 1929.

SACHDEV, M. S.; BARIBEAU, M. A. A New Algorithm for Digital Impedance Relays. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-98, n. 6, p. 2232-2240, Novembro 1979.

SCHAER, F.; BALTENSBERGER, P. Short-Circuit Tests with Rapid Reclosing on the 220-Kv Mettlen-Lavorgo Line. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems**, São Francisco, v. 75, p. 1137-1146, Janeiro 1956.

SCHWEITZER, E. O.; ROBERTS, J. Distance Relay Element Design. **46th Annual Conference for Protective Relay Engineers**, Texas, Abril 1993.

SHERLING, B. R.; FAKHERI, A.; WARE, B. J. Compensation Scheme for Single-Pole Switching on Untransposed Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-97, n. 4, p. 1421-1429, Julho 1978.

SLUIS, L. V. D. **Transients in Power Systems**. Nova Iorque: John Wiley & Sons, 2001.

SOUSA, J.; SANTOS, D.; BARROS, M. T. C. Fault Arc Modeling in EMTP. **Internacional Conference on Power Systems Transients**, Lisboa, p. 475-480, Setembro 1995.

SOUSA, W. M. Nova Proposta de Religamento Monopolar Adaptativo Aplicado às Linhas de Transmissão de Extra-Alta Tensão. **PPGEE-UFMG**, Belo Horizonte, v. Dissertação de Mestrado, Novembro 2002.

SOUSA, W. M.; DIAS, A. A.; COSTA, C. A. M. Rede de Oscilografias Sapnet: Análise de Casos Reais de Perturbações em LTS Realimentando os Procedimentos e Algoritmos de Localização de Faltas. **Anais do XXIV SNPTEE, grupo V**, Curitiba-PR, Outubro 2017.

STOKES, A. D.; OPPENLANDER, W. T. Electric Arcs in Open Air. **Journal of Physics D: Applied Physics**, Reino Unido, v. 24, p. 26-35, 1991.

STROM, A. P. Long 60-Cycle Arcs in Air. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 65, n. 3, p. 113-118, Março 1946.

TALAISYS, J. L. Conteúdo Harmônico e Estimativa de Variação de Comprimento de Arcos Elétricos Gerados Artificialmente em Linhas de Transmissão. **UNICAMP**, Campinas, v. Dissertação de Mestrado, Julho 2012.

TRAINOR, J. J.; PARKS, C. E. Experience With Single-Pole Relaying and Reclosing on a Large 132kV System. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 66, p. 405-413, Janeiro 1947.

VOGELSANG, J.; ROMEIS, C. Real-Time Adaption of Dead Time for Single-Phase Autoreclosing. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 31, n. 4, p. 1882-1890, Agosto 2016.

WILCOX, T. W.; HORE, R. A. Single-Phase Autoreclosure on the 330kV Kariba Transmission System. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems**, Denver, v. 81, p. 999-1006, Outubro 1963.

ZALITIS, I.; DOLGICERS, A.; KOZADAJEVIS, J. An adaptive single-pole automatic reclosing method for uncompensated high-voltage transmission lines. **Electric Power Systems Research** , v. 166, p. 210-222, 2019.

ZANETTA JUNIOR, L. C. Análise do Regime Permanente e Sobretensões Temporárias. In: ZANETTA JUNIOR, L. C. **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**. São Paulo: EDUSP, 2003. Cap. 10, p. 235-407.

ZANETTA JUNIOR, L. C. Arco Elétrico. In: ZANETTA JUNIOR, L. C. **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**. São Paulo: EDUSP, 2003. Cap. 16, p. 593-626.

ZHENYU, X. et al. Compensating scheme for limiting secondary arc current of 1000 kV ultra-high voltage long parallel lines. **IET Generation, Transmission & Distribution**, v. 7, n. 1, p. 1 - 8, Março 2013. ISSN 13370015.

Apêndice A

Códigos *Models* dos modelos de arco

a) Modelo de Kizilcay

```
MODEL ARCOKIZILCAY_L
DATA
U0 {dflt: 900}--volt/m
T0 {dflt: 0.0008}--seg
R0 {dflt: 0.022}--ohm/m
alfa {dflt: -0.5} --adimensional
L0 {dflt: 4.5}--m
Ti {dflt: 0.25}--s momento em que se inicia o arco secundário
(abertura dos disjuntores)
vlarc {dflt: 5} -- velocidade de aumento do comprimento do arco
secundário em m/s
INPUT iarc,i2
OUTPUT o1,o2,o3
VAR g1,o1,o2,o3,larc,G,tau,r1,extin,textin,fator
HISTORY
g1 {dflt: 0}--variáveis cujos termos históricos serão usados
G {dflt: 0}
r1 {dflt: 0}
INIT -- inicialização das variáveis
  g1:=0
  o2:=0
  o3:=0
  larc:=0
  G:=0
  tau:=0
  r1:=0
  extin:=0
  textin:=0
  fator:=1
ENDINIT
DELAY CELLS (g1):10 --números de células em que será possível
recuperar dados de variáveis históricas
DELAY CELLS (G):10
DELAY CELLS (r1):10
EXEC
  IF T<=Ti THEN larc:=L0 --o arco primário tem comprimento fixo, o
secundário tem uma taxa de aumento aleatória aqui definido como uma
rampa a partir do momento de interrupção da falta
  ELSE larc:=L0+vlarc*(T-Ti) ENDIF
  tau:=T0*(larc/L0)**(alfa) -- constante de tempo do arco
  G:=ABS(iarc)/((U0+R0*ABS(iarc))*larc) --Condutância estacionária do
arco
  g1:=TIMESTEP*((G/tau)+g1*((1/TIMESTEP)-(1/tau)))-cálculo da
condutância instantânea
```

```

    IF g1<=1e-12 THEN g1:=1e-12 --garante que g1 não seja igual a zero,
para evitar erro numérico
    ENDIF
    r1:=1/g1 --resistência do arco

--*****critério de extinção do arco*****

IF T<=2*TIMESTEP
    THEN extin:=1 ELSE

    IF AND((g1/larc)<(fator*50e-6),((r1-
DELAY(r1,TIMESTEP,0))/larc)/TIMESTEP)>(2000000/fator)) --Critério
para extinção do arco
    THEN
    extin:=0
    textin:=T
    ENDIF
    ENDIF
--*****

o1:=1 -- saída do modelo ligada a uma chave TCAs para simular a
extinção do arco se =0 a chave abre
o2:=extin*1e4 -saída para identificar o momento de extinção
o3:=r1 --saída do modelo deve ser ligada a um resutência controlada
R(TACS) type g1 disponível "branch non linear
ENDEXEC
ENDMODEL

```

b) Modelo de Johns

```

MODEL ARCOJOHNS
DATA
Is {dflt: 46.2}--A - Pico da corrente de arco secundário obtida por
análise prévia em regime permanente considerando a resistência do arco
igual a zero
Ip {dflt: 11000}--A - Pico da corrente de arco primário obtida por
analise prévia em regime permanente considerando a resistência do arco
igual a zero
teta0p {dflt: 2.85e-5}--seg
teta0s {dflt: 0.00251}--seg
L0 {dflt: 4.5}--m Comprimento inicial do arco
Ts {dflt: 0.3395}--s momento em que se inicia o arco secundário
(abertura dos disjuntores)
vlarc {dflt: 5} -- velocidade de aumento do comprimento do arco
secundário em m/s
deri {dflt: 15000} -- valor limite máximo da derivada da corrente do
arco para detecção da extinção momentânea, obtido por tentativa

INPUT iarc,varc
OUTPUT o1,o2,o3,o4
VAR
g1,o1,o2,o3,o4,larc,G,teta,r1,U0,extin,extin2,textin,Tr,Ti,Tf,Te,Ur,ar
co,
HISTORY
g1 {dflt: 0}--variáveis que possuem termos históricos
r1 {dflt: 0}
iarc {dflt: 0}

```

```

arco {dflt: 0}
Ur {dflt: 0}
varc {dflt: 0}
INIT -- inicialização das variáveis
    g1:=0.1
    o2:=0
    o3:=0
    o4:=0
    larc:=0
    G:=0
    teta:=0
    r1:=0
    U0:=0
    extin:=0
    extin2:=0
    textin:=0
    --textin2:=0
    Tr:=0
    Ti:=0
    Tf:=0
    Te:=0
    arco:=0
    Ur:=0
ENDINIT
DELAY CELLS (g1):5 --números de células em que será possível recuperar
dados de variáveis históricas
DELAY CELLS (r1):5
DELAY CELLS (larc):5
DELAY CELLS (arco):5
DELAY CELLS (Ur):5
DELAY CELLS (varc):5
EXEC
    IF T<=Ts+0.1 THEN larc:=L0 --o arco primário tem comprimento fixo, o
secundário tem uma taxa de aumento aleatória aqui definida como uma
rampa a partir do momento de interrupção da falta
    ELSE larc:=L0+vlarc*(T-Ts) ENDIF

IF T<Ts THEN teta:=teta0p*(Ip/(100*larc))ELSE
teta:=teta0s*(((Is)**(1.4))/(100*larc)) ENDIF-- constante de tempo do
arco diferentes para arco primário e secundário
IF T<Ts THEN U0:=1500**larc ELSE U0:=7500*(Is**(-0.4))*larc ENDIF--
Tensão estacionária do arco diferentes para arco primário e secundário

    G:=ABS(larc)/U0 --Condutância estacionária do arco
    g1:=TIMESTEP*((G/teta)+g1*((1/TIMESTEP)-(1/teta)))- determina g1

    IF g1<=1e-12 THEN g1:=1e-12 ENDIF--garante que g1 não seja igual a
zero, para evitar erro numérico
    IF g1>=1e12 THEN g1:=1e12 ENDIF--garante que g1 não seja infinito,
para evitar erro numérico

    r1:=1/g1 --resistência do arco

    ----- critério de extinção do arco Kizilcay -----
IF T<=Ts+2*TIMESTEP
THEN extin:=1 ELSE
    IF AND((g/larc)<(50e-6),((r1-
DELAY(r1,TIMESTEP,0))/larc)/TIMESTEP)>(20000000)) --Critério para
extinção do arco
    THEN

```

```

    extin:=0
    textin:=T
    ENDIF
ENDIF

-----critério de extinção do arco Johns -----
IF ABS(iarc)<0.05*Is THEN arco:=0 ELSE arco:=1 ENDIF

IF DELAY(arco, Timestep, 0)>arco THEN Ti:=T ENDIF --Armazena em Ti o
tempo no qual iniciou a extinção do arco
IF DELAY(arco, Timestep, 0)<arco THEN Tf:=T ENDIF --Armazena em Tf o
tempo no qual teve fim a extinção do arco

tr:=T-Ts
Te:=Ti-Ts

IF arco=1 THEN Ur:=0 ELSE Ur:=(5+(1620*Te)/(1.52*Is))*(tr-
Te)*larc*100000 ENDIF

IF T<=2*Timestep THEN extin2:=1 ELSE
IF DELAY(arco, Timestep, 0)<arco THEN
IF
AND(DELAY(Ur, Timestep, 0)>ABS(DELAY(varc, Timestep, 0)), ABS(varc/larc)>10
00) THEN extin2:=0 ENDIF
ENDIF
ENDIF

-----

o1:=extin -- saída do modelo ligada a uma chave TACs para simular a
extinção do arco; se =0, a chave abre
o2:=extin*1E5 --para identificar o momento de extinção pelo crit.
Kizilcay
o4:=extin2*1E5--para identificar o momento de extinção pelo crit.
Johns.
o3:=r1 --saída do modelo deve ser ligada a uma resistência
controlada R(TACS) type 91 disponível "branch non linear
ENDEXEC
ENDMODEL

```

c) Modelo de Mayr-Portela

```

MODEL ARCOMAYRPORT
--Modelo de arco baseado na tese 2010-CAMARA A.S.B.
DATA
-- *****PARÂMETROS*****
teta1 {dflt: 2.8e-6} --constante de tempo do sub arco 1
teta2 {dflt: 1e-5} --constante de tempo do sub arco 1
Jr {dflt: 0.05} --parâmetro
Csi {dflt: 0.4} --parâmetro Csi
n {dflt: 0.6} --parâmetro Eta =1-E
E {dflt: 0.667} --parâmetro Epsilon

Beta1 {dflt: 0.21443} --parâmetro Beta para faixa de corrente de arco
0A=<I<50A
Beta2 {dflt: 0.48922} --parâmetro Beta para faixa de corrente de arco
50A=<I<80A
Beta3 {dflt: 1.00621} --parâmetro Beta para faixa de corrente de arco
i<80A

```

```

B1 {dflt: 804914.498} --parâmetro B para faixa de corrente de arco
0A=<I<50A
B2 {dflt: 3115983.495} --parâmetro B para faixa de corrente de arco
50A=<I=<80A
B3 {dflt: 27108523.918} --parâmetro B para faixa de corrente de arco
i<80A

k1 {dflt: 14587.6394} --parâmetro k para faixa de corrente de arco
0A=<I<50A
k2 {dflt: 4586.0379} --parâmetro k para faixa de corrente de arco
50A=<I=<80A
k3 {dflt: 1014.0630} --parâmetro k para faixa de corrente de arco
i<80A
m1 {dflt: -0.64685} --parâmetro m para faixa de corrente de arco
0A=<I<50A
m2 {dflt: -0.34298} --parâmetro m para faixa de corrente de arco
50A=<I=<80A
m3 {dflt: 0.00310} --parâmetro m para faixa de corrente de arco i<80A

L0 {dflt: 5} --Comprimento Inicial do Arco em [m]
Vlarc {dflt: 11} --Velocidade de Aumento do Comprimento Inicial do
Arco em [m/s]

-- *****ENTRADAS E SAÍDAS*****
INPUT i2,u,fill,i1
OUTPUT o2,o3,o4,o1
-- OBS: Lembrar-se de definir se as entradas são de tensão ou
-- corrente clicando nos pontos(nós) das entradas correspondentes no
símbolo do modelo e selecionado a grandeza adequadas (na ordem dos
pinos no modelo)

-- *****DECLARAÇÃO DE VARIÁVEIS*****
VAR
P1,P2,g1,g2,r1,r2,G,m,k,B,Beta,P0,iarc,larc,extin,fator,o2,o3,o4,o1,te
ste
HISTORY --variáveis cujos termos históricos serão usados
g1 {dflt: 0}
g2 {dflt: 0}
fator {dflt: 0}
INIT -- inicialização das variáveis
P1:=0
P2:=0
g1:=50
g2:=50
r1:=0.02
r2:=0.02
G:=0
k:=0
m:=0
B:=0
Beta:=0
P0:=0
iarc:=0
larc:=L0
extin:=0
fator:=1
teste:=0
ENDINIT
DELAY CELLS (g1):10 --números de células em que será possível
recuperar dados de variáveis históricas

```



```

DELAY CELLS (g2):10

EXEC
larc:=L0+T*Vlarc
iarc:=i1+i2

IF ABS(iarc)<50 THEN
  m:=m3
  k:=k3
  B:=B3
  Beta:=Beta3
Beta:=Beta3
ELSE IF ABS(iarc)>80 THEN
  m:=m3
  k:=k3
  B:=B3
  Beta:=Beta3
ELSE
  m:=m3
  k:=k3
  B:=B3
  Beta:=Beta3
ENDIF
ENDIF

P1:=i1*u --potência consumida pelo sub arco arco 1
P2:=i2*u --potência consumida pelo sub arco arco 2
G:=ABS(iarc)/(larc*k*(ABS(iarc)**m)) --Condutância estacionária do arco
P0:=B*(G**Beta) --potência dissipada pelo arco em equilíbrio

g1:=g1*((TIMESTEP/teta1)*((P1/(Csi*P0))+(Jr/Csi)*((E*g2)/g1)-1)-1)+1)
g2:=g2*((TIMESTEP/teta2)*((P2/(n*P0))+(Jr/n)*((g2/(E*g1))-1)-1)+1)

  IF g1<=1e-12 THEN g1:=1e-12
  ENDIF
  IF g2<=1e-12 THEN g2:=1e-12
  ENDIF

  IF g1>1e12 THEN g1:=1e12
  ENDIF
  IF g2>1e12 THEN g2:=1e12
  ENDIF

r1:=1/g1 --resistência do subarco 1
r2:=1/g2 --resistência do subarco 2

--saídas do modelo devem ser ligadas a uma resistência controlada
R(TACS) type 91 disponível "branch non linear"
o1:=r1
o2:=r2
o3:=i1
o4:=i2
ENDEXEC
ENDMODEL

```