

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ENERGIA E AUTOMAÇÃO
ELÉTRICAS**

JOÃO BORGES BRUNO

**SIMULAÇÕES DE INTERRUPÇÕES DE PEQUENAS CORRENTES
INDUTIVAS NO DOMÍNIO DO TEMPO**

SÃO PAULO

2023 – (Edição Original)

2024 – (Edição Corrigida)

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ENERGIA E AUTOMAÇÃO
ELÉTRICAS**

JOÃO BORGES BRUNO

**SIMULAÇÕES DE INTERRUPTÕES DE PEQUENAS CORRENTES
INDUTIVAS NO DOMÍNIO DO TEMPO**

Versão Corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Sistemas de Potência

Orientador: Prof. Dr. Silvio Giuseppe Di Santo

SÃO PAULO

2023 – (Edição Original)

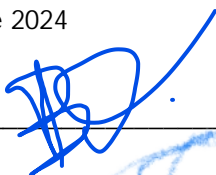
2024 – (Edição Corrigida)

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

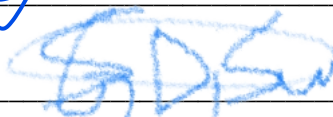
Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 05 de janeiro de 2024

Assinatura do autor _____



Assinatura do orientador _____



Catálogo-na-publicação

Bruno, João Borges
Simulações de Interrupções de Pequenas Correntes Indutivas no Domínio do Tempo / J. B. Bruno – versão corr. -- São Paulo, 2024.
95 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1.SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA 2.DISJUNTORES 3.PROTEÇÃO DE EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas II.t.

Dedico este trabalho primeiramente a Deus, depois aos meus pais e minha esposa, pelo amor, carinho, apoio e presença ao longo de toda minha jornada acadêmica.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Doutor Silvio Guiseppe Di Santo que muito me ensinou, contribuindo para meu crescimento científico e intelectual, além de me ajudar muito na orientação.

A todos os meus professores desde meu ensino fundamental, médio, técnico, graduação e pós-graduação.

A todos os instrutores, colegas de trabalho que, nesses longos anos de carreira, contribuíram para o crescimento do meu conhecimento.

A minha mãe Vilma Maria Borge Bruno e meu pai Benedito Bruno, que sempre me incentivaram a estudar, cada um à sua maneira, e pela ótima educação que tive em casa, o que me proporcionou ser quem eu sou hoje.

A minha Esposa Tatiana Fonseca Bruno, por todo seu apoio, paciência e compressão durante minha jornada na graduação e pós-graduação.

A todas as empresas que ao longo de 28 anos tive muita oportunidade de aprender, e contribuíram muito para elaboração desta dissertação. À Hitachi Energy/ABB, Siemens Energy, CPFL Santa Cruz, ISA CTEEP e CESP. Em especial, a um grande amigo que se foi, Luís Alfredo da Silva, que muito me ajudou no início de carreira, e contribuiu em muito para o meu progresso no mundo acadêmico.

À Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela oportunidade de estudo.

Imagination is more important than knowledge. For knowledge is limited, whereas imagination embraces the entire world, stimulating progress, giving birth to evolution.

(EINSTEIN, Albert) What Life Means to Einstein (1924)

RESUMO

Este estudo apresenta uma análise atualizada sobre a modelagem e simulação do processo de interrupção de correntes indutivas de baixa intensidade em reatores em derivação, considerando a aplicação de disjuntores que utilizam o gás SF₆ como meio de extinção. O trabalho aborda os efeitos do fenômeno de corte da corrente (*chopping*) e das re-ignições, utilizando simulações numéricas no domínio do tempo como alternativa aos métodos analíticos convencionais delineados pelas normas internacionais IEC62271-306 e IEEE C37.015.

O desenvolvimento deste estudo foi motivado pela necessidade de abordar as falhas que ocorrem em sistemas que envolvem a interação entre reatores e disjuntores, especialmente em aplicações relacionadas a reatores em derivação. Nesse contexto, foi fundamental estabelecer modelos de simulação capazes de reproduzir de maneira automatizada, precisa e realista, os fenômenos complexos intrínsecos ao processo de desenergização de reatores em derivação.

O modelo proposto realiza cálculos interativos no domínio do tempo, levando em consideração parâmetros como a corrente de *chopping* em relação ao tempo de arco, a capacitância parasita inerente, o número de eventos de *chopping* do disjuntor, a tensão de arco e a eficácia da interrupção da corrente. Durante a fase térmica do disjuntor, o modelo confronta a corrente que flui através do dispositivo com a corrente de *chopping* correspondente. Na fase dielétrica, o modelo compara a tensão de restabelecimento nos terminais do disjuntor com uma envoltória calculada, a fim de avaliar se a interrupção está ocorrendo de maneira bem-sucedida ou se há riscos iminentes de re-ignição, o que poderia acarretar o início de um novo ciclo térmico. Vale mencionar que o modelo foi elaborado para ser aplicado tanto em simulações determinísticas quanto em abordagens estatísticas, conferindo, assim, versatilidade às análises conduzidas.

Além do exposto, o presente estudo abrange diversas outras dimensões pertinentes. São contempladas abordagens para aprimorar e automatizar a determinação do parâmetro de número de *chopping*, introduzindo um novo modelo de arco especialmente voltado para correntes de baixa intensidade. Ademais, é realizada a extração da envoltória de suportabilidade do disjuntor à tensão de restabelecimento, por meio da análise dos resultados obtidos em ensaios de tipo, empregando técnicas de análise de dados.

Adicionalmente, a pesquisa oferece soluções destinadas a mitigar as oscilações numéricas que podem surgir em simulações que englobam o fenômeno das re-ignições. Detalhes relevantes são discutidos sobre a relevância da modelagem precisa de para-raios e de reatores com parâmetros variáveis no domínio da frequência. Também são abordados pormenores relativos à modelagem da interconexão entre disjuntor, para-raios e reator em trechos de barramentos.

As simulações propostas ao longo deste estudo foram efetuadas utilizando ferramentas como Atpdraw, ATP, linguagem models, Matlab e Python. Entretanto, é importante ressaltar que os detalhes da modelagem proposta podem ser empregados com sucesso em outras plataformas de simulação temporal, tais como Simulink, PSCad e PS-Simul, entre outras.

Palavras-chave: Modelagem de disjuntor, chaveamento de reator, ATP, linguagem MODELS, efeito de *chopping* da corrente, sobretensão, re-ignição, modelo de arco, *Transient Recovery Voltage* (TRV), Envoltória do disjuntor.

ABSTRACT

This research work provides an overview of the latest advancements in the simulation modeling process for the interruption of small inductive currents in shunt reactors, utilizing circuit breakers with SF6 extinguishing capabilities. It addresses the effects of both *chopping* current and reignitions, employing numerical simulations within the time domain as an alternative approach to the analytical calculations outlined in international standards IEC62271-306 and IEEE C37.015.

The impetus for this research stemmed from investigations into failures that have occurred in reactors and circuit breakers applied to shunt reactors. Consequently, the development of simulation models was undertaken to accurately and realistically replicate the intricate phenomena associated with the de-energization of shunt reactors.

The proposed model operates through interactive calculations conducted within the time domain. It factors in parameters such as chopping current in relation to arc duration, stray capacitance influence, the circuit breaker's chopping frequency, the arc voltage, and the interruption of current. This involves a comparison between the actual current passing through the circuit breaker and the current undergoing chopping during the thermal interruption phase. In the dielectric phase, the model assesses the circuit breaker's capability to withstand the terminal voltage, juxtaposed against the calculated recovery voltage. This verification process determines the success of the interruption process, ensuring that no re-ignition takes place and that a new thermal phase semi-cycle commences as planned. The model is engineered to accommodate simulations conducted in both deterministic and statistical modes.

This study also addresses various other aspects, including enhancements and automation in the process of extracting the chopping number, the introduction of a new arc model tailored for low currents, and the derivation of the circuit breaker envelope using data analysis techniques from type test outcomes. It offers solutions to mitigate numerical oscillations encountered during simulations involving reignitions. Furthermore, the research underscores the significance of accurately modeling surge arresters, reactors featuring frequency-dependent parameters, and provides insights into modeling the bus bar segment connecting the circuit breaker, surge arrester, and shunt reactor.

The simulations proposed within this study were executed using software tools such as Atpdraw, ATP, modeling languages, Matlab, and Python. However, the conceptual framework of the proposed modeling can be adapted to suit alternative simulation software platforms such as Simulink, PSCad, PS-Simul, and others.

Keywords: Circuit breaker modeling, reactor switching, ATP, MODELS language, current chopping effect, overvoltage, reignition, arc model, Transient Recovery Voltage (TRV), Circuit Breaker Envelope.

SUMÁRIO

1	Introdução	1
2	Breve história dos disjuntores de alta tensão.....	6
2.1	Disjuntores a óleo.....	6
2.2	Disjuntores a Ar	8
2.3	Disjuntores a vácuo.....	9
2.4	Disjuntores a SF ₆	11
2.5	Impacto dos disjuntores no desenvolvimento de sistema de corrente alternada e corrente contínua.	13
3	reatores em derivação	16
4	metodos de mitigação de transitórios de energização e desenergização em reatores em derivação.....	18
5	Abordagem número e corrente de <i>chopping</i> em dijsuntores aplicados a reatores. 21	
5.1	tipos de ensaios em disjuntores	21
5.2	Formulação do NÚMERO de <i>chopping</i>	25
6	Novas metodologias propostas.....	31
6.1	Novo método de extração do número de <i>chopping</i>	31
6.2	Extração da Envoltória do disjuntor.....	39
6.3	Modelagem do arco.....	47
6.4	Modelagem de reator	51
6.5	Modelagem do para-raios.....	57
6.6	Modelagem Barramento.....	60
7	Modelagem do disjuntor.....	64
7.1	Processo de Simulação.....	64
7.2	Modelagem da interrupção da corrente.....	65
7.3	Modelagem da fase dielétrica.....	66
7.4	Controle de abertura na simulação.....	70

7.5	Modelagem de resistência e indutancia de arco	72
7.6	VISÃO GERAL DO MODELO NO ATPDraw	72
8	Comparação do modelos do disjuntor com ensaios de tipo.....	78
8.1	SEQUÊNCIA de teste TD1.....	78
8.2	SEQUÊNCIA de teste TD2.....	81
9	Conclusão	85
10	Desenvolvimentos futuros.....	88
11	Referencias Bibliográficas.....	89
12	Apêndice	91
12.1	Código em python para extração no número de <i>chopping</i>	91
12.2	Código em python para extração do RRDS	93
12.3	Código Malab para obtenção dos fatores dos coeficientes do modelo de arco.	95

LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Participação das tecnologias dos meios de extinção em disjuntores [10]	6
Figura 2- Esquerda Disjuntor de tanque morto (BOCB)Westinghouse Description Bulletin33-253/1963 - Direita disjuntor de tanque vivo (MOCB) https://www.electrical4u.com/oil-circuit-breaker-bulk-and-minimum-oil-circuit-breaker	7
Figura 3- Disjuntor a Ar de tanque vivo com TC integrado [14].	9
Figura 4- Câmara de extinção um disjuntor a vácuo (esquerda), Princípio do controle da rotação do arco. https://library.e.abb.com/public/0d671a20edb86433c125766c0038498d/TK%20520_E.pdf	10
Figura 5- Representação gráfica da estrutura da molécula de SF ₆ - Do Autor.	12
Figura 6- Esquerda disjuntor a SF ₆ de tanque vivo - Direita disjuntor a SF ₆ de tanque morto - Do autor	13
Figura 7- Fases de interrupção de um uma câmara a SF ₆ do tipo auto sopro – Do autor.....	13
Figura 8- Tensão de restabelecimento do lado do reator – Fonte do autor	27
Figura 9- Cálculo do número de <i>chopping</i> (λ) por regressão linear - do autor	30
Figura 10- Cálculo do número de chopping (λ) por regressão linear, por faixa de teste – Fonte do autor	32
Figura 11 - Variação na lambida em função do tempo de arco, entre método proposto em relação ao método atual	33
Figura 12 - Regressão linear de múltiplas variáveis do número chopping - Do Autor.....	35
Figura 13 - Comparação dos erros em função do tempo de arco para o método 2 - Fonte do Autor	37
Figura 14- Comparação dos erros em função do tempo de arco para o método 3 - Fonte do Autor	38
Figura 15- Extração do RRDS por regressão linear (Tensão versus tempo de arco) - Fonte do Autor	40
Figura 16 - Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS – Fonte do Autor.....	41

Figura 17 - Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS sob perspectiva da pressão/Corrente – Fonte do Autor	43
Figura 18- Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS sob perspectiva do tempo de arco – Fonte do Autor	44
Figura 19 - Coordenação de isolamento típica de um disjuntor a SF ₆ - Do Autor	45
Figura 20 - Comparação modelos de arco - Fonte do Autor	48
Figura 21 - Detalhes comparação entre modelos de arco - Fonte do Autor ...	49
Figura 22 - Tensão de arco simulação com arco Universal – Fonte do autor.	50
Figura 23- Tensão de arco simulação com novo modelo de arco – Fonte do autor	51
Figura 24- Comparação FRA resultados de teste versus VF saída - Do Autor	53
Figura 25- Simulação de reignição em um reator modelado com parâmetros variáveis com a frequência – Fonte do Autor	54
Figura 26- Tensão de recuperação de comparação – modelagem no domínio da frequência versus RLC – Do autor	55
Figura 27 - Amortecimento de tensão de recuperação de comparação - reator modelo Freq. versus RLC - Do Autor	56
Figura 28– Comparação da tensão de recuperação em caso de reignição - reator modelo frequência versus modelo RLC - Do Autor	57
Figura 29 - Modelos utilizados nas simulações - Do autor.....	58
Figura 30- Reator sobre tensão, Comparação entre os modelos - Do autor ..	59
Figura 31– Energia dissipada no para raio – Fonte do autor	59
Figura 32- Registro de uma desenergização trifásica de um reator, tensões do lado do reator - Fonte do autor.....	61
Figura 33- Registro de uma desenergização trifásica de um reator com as tensões em pu no lado do reator- Fonte do autor	62
Figura 34- Registro de uma desenergização trifásica, correntes medidas na bucha do reator- Fonte do autor.....	63
Figura 35- Processo de simulação do programa – Fonte do autor	65
Figura 36- Envoltória da isolação do disjuntor - Do Autor.....	68
Figura 37– Cálculo da envoltória com Interrupção envolvendo reignição (de autor – Simulação em ATP)	69

Figura 38– Cálculo de envoltório de amostras e Interrupção sem reinado (do autor – Simulação em ATP)	70
Figura 39– Controle de viagem de amostra usando ATPDraw (do Autor)	71
Figura 40- Modelo detalhado do disjuntor no APTDraw - Fonte do autor	73
Figura 41- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor	75
Figura 42- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor	76
Figura 43- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor	77
Figura 44 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor	79
Figura 45- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor	80
Figura 46 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor	80
Figura 47- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor	81
Figura 48 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor	83
Figura 49- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor	83
Figura 50- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor	83
Figura 51- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor	84
figura 52 - Comparação gráfica da tensão do lado do reator entre simulação e testes real.....	84

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Transcrição e tradução da tabela 30, da TR-IEC62271-306 (Métodos limitação das sobretensões de chopping e reignições para reatores em derivação)	20
Tabela 2- Valores de Lambda máxima para os testes da Figura 3.....	33
Tabela 3 - Comparação do número chopping em função dos tempos de arco, faixas de corrente e pressão	36
Tabela 4 – Comparação dos resultados dos testes com as simulações na sequência TD1	79
Tabela 5 – Comparação dos resultados dos testes com as simulações na sequência TD1	82

LISTA DE ABREVIATURAS E UNIDADES

TRT	Tensão de restabelecimento de transitórios
V	Unidade básica de tensão em volt
V _{cc}	Unidade básica de tensão em volt em corrente contínua
V _{ca}	Unidade básica de tensão eficaz em volt em corrente alternada
A	Unidade Básica de corrente em ampere
F	Unidade básica de Capacitância em Faraday
s	Unidade básica de tempo em segundos
Ω	Unidade básica de resistência/impedância elétrica em ohms.
t	Domínio do tempo
Hz	Unidade básica de frequência em hertz (1/s)
λ	Letra grega Lambda, designada a um coeficiente
I _{ch}	Corrente de <i>chopping</i> (A)
C _t	Capacitância total através do disjuntor (F)
C _p	Capacitância parasita do disjuntor (F)
C _s	Capacitância total do lado do sistema (F)
U _o	Tensão inicial (V)
K _a	Tensão de arco (V)
K _{in}	Sobretensão gerada pelo efeito do <i>chopping</i> da corrente (V)
α	Letra grega Alfa, designada a um coeficiente
β	Letra grega Beta, designada a um coeficiente
Γ	Letra grega Tal, designada a um coeficiente
Δ	Letra grega Delta, designada a um coeficiente
TD1...TD4	Sequência de teste de manobra em reatores
λ_{max}	Lambda máxima (Coeficiente da corrente de <i>chopping</i>)
ms	Unidade de tempo em 1 milésimo de segundo.
μ s	Unidade de tempo em 01 milionésimo de segundo.
μ F	01 milionésimo de unidade de capacitância
RRDS	“Rate Rase Dielectric Strength” – Taxa do crescimento do dielétrico

CC	Corrente Continua
MVA _r	Unidade de potência Reativa em 1 milhão de volt x ampere
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
ATP	<i>Alternative Transient Program</i>
ATPdraw	Programa de interpretação gráfica para geração de cartão para o ATP
SF ₆	Gás Hexafluoreto de enxofre
Python	Linguagem de programação interpretada
Matlab	Linguagem de programação interpretada
TACS	Elemento do programa ATPDraw a ATP
Models	Linguagem de programação nativa programa ATPDraw a ATP
SF ₆	Substância química Hexafluoreto de Enxofre
L/C	Relação de unidade de indutância por unidade de capacitância
LC	Circuito formado por elementos capacitivos e indutivos
$\frac{di}{dt}$	Taxa de variação instantânea da corrente no domínio do tempo
kV	Unidade de tensão em 01 mil volts
CO ₂	Substância química dióxido de carbono
MPa	Unidade de pressão em 01 milhão de pascal
KPa	Unidade de pressão em 01 mil de pascal
BAR	Unidade de pressão igual a 100 mil pascal
kA	Unidade de corrente em 1 mil amperes
HV _{DC}	<i>"High Voltage direct current"</i>
Chopping elétrica	Palavra inglesa tecnicamente usada para designar o corte da corrente elétrica
pu	Unidade de comparação, por unidade.
VF	<i>"Vector fitting"</i> algoritmo de realocação de polos
VFT	<i>"Very fast transient"</i> Transitório muito rápido
FRA	<i>"Frequency response Analyse"</i> Análise de resposta a frequência
X/R	Relação da unidade reatância por unidade de resistência elétrica
RLC	Circuito formado por elementos resistivos, indutivos e capacitivos
tap	Derivação de um circuito elétrico

SIWL manobra	“ <i>Switch impulse withstand level.</i> ” Tensão suportável de impulse de
LIWL atmosférico	“ <i>Lighting impulse withstand level.</i> ” Tensão suportável de impulse de
Bypass	Termo da língua inglesa para um ramo paralelo ao circuito elétrico

1 INTRODUÇÃO

Dentre as diversas funcionalidades atribuídas a um disjuntor, destaca-se como uma das mais complexas a tarefa de interromper a corrente elétrica. Neste contexto, apresenta-se uma explicação concisa, porém esclarecedora, do processo de extinção empregado em disjuntores de corrente alternada, nos quais o gás SF₆ é utilizado como meio de interrupção. Inicialmente, o disjuntor encontra-se na posição fechada, com os contatos em contato mecânico, viabilizando o fluxo da corrente elétrica por meio do dispositivo.

O procedimento de desenergização é desencadeado pela emissão da ordem de abertura, a qual é executada por sistemas eletromecânicos, eletropneumáticos ou eletro-hidráulicos. Esses sistemas incitam o movimento dos contatos, liberando a energia acumulada no âmbito da transmissão mecânica da operação de abertura. Uma vez que esse sistema é desengatado, os contatos são postos em movimento ao longo do tempo. Decorrido um curto intervalo de tempo, ocorre a separação mecânica dos contatos. Nesse contexto, o lapso de tempo que transcorre desde o instante do comando de abertura até a efetiva separação mecânica dos contatos é referido como "tempo de abertura".

Entretanto, a corrente subsistirá a fluir pelo meio dielétrico do disjuntor devido à inércia do deslocamento das cargas elétricas. A travessia da corrente através desse meio resultará em um considerável incremento de temperatura, ocasionando a decomposição do gás SF₆ e a conseqüente formação de plasma. Isso viabiliza a continuação da condução elétrica pelo plasma. No entanto, nos sistemas de corrente alternada, em virtude de a corrente estar em constante cruzamento do ponto zero, ou seja, durante as inversões do deslocamento das cargas elétricas, ocorre um breve intervalo em que o movimento dos elétrons é interrompido. À medida que a corrente gradativamente diminui seguindo o perfil senoidal, antes de atingir o ponto zero, a redução na corrente ocasiona uma diminuição da temperatura. Quando a corrente atravessa o ponto zero, o meio dielétrico é capaz de recompor-se, estabelecendo uma barreira isolante entre os contatos. Os átomos de flúor, ao retornarem ao estado gasoso, funcionam como captadores de elétrons livres em virtude de sua alta eletronegatividade, acelerando, assim, o processo de resfriamento. Desde o momento da separação dos contatos até a efetiva interrupção da corrente, desenrola-se o que é denominado como "tempo de arco", caracterizando a fase de tensão térmica do disjuntor.

O processo de interrupção da corrente pode desencadear transientes de tensão (ondas viajantes) em ambos os terminais do disjuntor. Esse tensionamento que emerge imediatamente após a interrupção nos terminais do disjuntor é conhecido como "tensão de recuperação transitória" (TRT) ou, de modo mais amplo, como "*Transient recovery voltage*" (TRV) no âmbito da língua inglesa. A eficácia do processo de extinção está intrinsecamente vinculada à capacidade da TRV de crescer gradualmente ao longo do tempo, em uma proporção inferior à taxa de recuperação do isolamento do próprio disjuntor. Do contrário, pode ocorrer o fenômeno da "re-ignição" ou reacendimento da corrente, resultando na passagem da corrente em forma de arco elétrico por mais um semi-ciclo. A taxa de crescimento da TRV é conhecida como "Rate of Recovery Voltage" (RRV) em inglês e é referida como "Taxa de Crescimento da Tensão de Recuperação Transitória" (TCTRT) na língua portuguesa.

A desenergização de um reator em derivação constitui um processo complexo, pois envolve correntes de baixa intensidade. Essa complexidade deriva do fato de que o reator é uma carga predominantemente indutiva, e nos momentos em que as correntes atravessam o ponto zero, ocorrem coincidências com os picos de tensão. Os componentes isolantes do reator, como óleo, buchas e papel isolante da bobina, contribuem para a formação de uma capacitância parasita da ordem de alguns nF, que opera em paralelo com a indutância da bobina do reator, configurando um circuito LC. Assim, imediatamente após a interrupção da corrente, ocorrem dois sistemas oscilantes nos terminais do disjuntor. De um lado, a frequência da rede elétrica, e do outro, o reator, que oscilará em sua frequência natural de acordo com sua relação $\frac{1}{\sqrt{L.C}}$. Como a frequência natural do reator situa-se entre 500 à 5000 Hz, o disjuntor é submetido a uma variação de tensão de pico a pico entre seus terminais devido à elevada taxa de crescimento da tensão de recuperação transitória (RRV).

Entretanto, em virtude da corrente ser de baixa intensidade, geram-se arcos de temperatura reduzida. No entanto, esses arcos tornam-se instáveis próximos à passagem da corrente pelo ponto zero, resultando em um efeito conhecido como "*chopping*" na terminologia em inglês. O resultado desse fenômeno de *chopping* é

uma alta taxa de variação de corrente $\frac{di}{dt}$, que gera uma sobretensão no lado do reator, aumentando assim a tensão de recuperação transitória (TRV) no disjuntor.

Como consequência, pode ocorrer um efeito indesejado adicional, conhecido como re-ignição, em que a RRV cresce mais rapidamente do que a capacidade de isolamento do próprio disjuntor, devido a um curto intervalo de tempo do arco elétrico. A recomposição química do meio dielétrico ocorre em uma taxa superior à RRV durante a interrupção. No entanto, uma interrupção com um intervalo de arco muito breve indica que os contatos ainda não estão suficientemente afastados para suportar a TRV. Nesse contexto, o aumento do isolamento ocorre em função do deslocamento do contato no tempo, resultando em uma característica conhecida como "curva a frio" do disjuntor.

As re-ignições podem apresentar riscos significativos tanto para o reator quanto para o disjuntor, conforme evidenciado por fontes [1], [2] e [3]. A magnitude desse risco é sensível ao momento no qual ocorre a quebra da isolamento no disjuntor, ocasionando uma súbita variação na tensão e corrente aplicadas ao reator. Nesse contexto, é importante considerar que o reator já está sujeito a uma tensão oscilatória na sua frequência natural, logo após o término da corrente.

A repercussão desse fenômeno, que envolve a introdução dessas variações abruptas na tensão e corrente no sistema oscilante, resulta na possibilidade de ocorrência de re-ignições. O fenômeno de re-ignição se manifesta em frequências consideravelmente superiores à frequência natural intrínseca do reator. Em decorrência dessa re-ignição, observa-se a aplicação de uma tensão de restabelecimento em frequência elevada ao reator. Contudo, devido à natureza dessa alta frequência, essa tensão não se distribui de maneira uniforme ao longo do enrolamento do reator. Em vez disso, há uma concentração notável dessa tensão nas espiras iniciais do enrolamento, com potencial para desencadear danos na integridade da isolamento nessa região específica do reator.

Além disso, é pertinente destacar que a presença de correntes de alta intensidade e frequência elevada pode acarretar danos cumulativos à bocal de sopro do disjuntor, o que requer cuidadosa consideração [3].

O fenômeno do *chopping* é influenciado por uma série de variáveis, incluindo o tempo de arco, a capacitância paralela parasita total associada ao disjuntor e o próprio número de *chopping* característico do dispositivo. Esta última característica

é inerente ao disjuntor e exerce uma função essencial no fenômeno em questão. Normas de internacionais de referência, a exemplo das normas IEEE e IEC [4], [5] e [6], fornecem uma explanação minuciosa sobre o *chopping* da corrente, bem como sobre os fenômenos correlacionados de sobretensão e re-ignição. Além disso, essas diretrizes oferecem métodos específicos para extrair o número de *chopping* de um disjuntor a partir dos resultados de ensaios de tipo, assim como abordagens analíticas para a aplicação do disjuntor em contextos que envolvem reatores de derivação. Uma abordagem mais detalhada do processo de obtenção do número de *chopping* será oferecida no capítulo 5.

No sentido de atenuar os efeitos indesejados das sobretensões decorrentes do *chopping* e das re-ignições, estão disponíveis técnicas específicas [4], [5] e [7]. Em sistemas com tensões iguais ou superiores a 245 kV, nos quais são empregados disjuntores munidos de mecanismos monopolares, onde cada fase pode ser atuada de forma independente, é comum utilizar relés de chaveamento de controle [7] [8]. Esses dispositivos possibilitam que o disjuntor realize a abertura dos contatos em uma zona onde o risco de re-ignição seja minimizado, empregando intervalos de tempo predefinidos para cada fase. É relevante observar que, em algumas circunstâncias, os disjuntores desempenham simultaneamente funções de chaveamento programado e de proteção em cenários que envolvem reatores. Contudo, quando ocorre uma abertura motivada por medidas de proteção, a aplicação do chaveamento controlado torna-se inviável. Este contexto pode resultar em complicações, como a ocorrência de re-ignições em uma ou duas fases, especialmente nas fases que não foram afetadas, devido aos impactos das sobretensões no sistema de aterramento. Essas situações, devido à sua complexidade, muitas vezes não são adequadamente abordadas por métodos analíticos convencionais, o que pode acarretar a ausência de cobertura das características das Tensões de Restabelecimento de Transitório (TRV) nos testes de tipo [5] ou [6].

A simulação do chaveamento de um reator em derivação, considerando o efeito de *chopping*, pode ser realizada por meio de abordagens determinísticas ou através do cálculo analítico da corrente de *chopping*, seguido pelo ajuste manual dos parâmetros associados. No entanto, o método proposto neste estudo para a modelagem da desenergização de reatores apresenta uma abordagem mais avançada e automatizada. Tal método simplifica significativamente o processo de

cálculo e avaliação dos fenômenos envolvidos, tornando-o automático e aplicável tanto em simulações determinísticas quanto em abordagens estatísticas. Cabe destacar que a modelagem aqui apresentada é caracterizada como uma abordagem de "white box", ou seja, um método cujos processos internos e algoritmos são plenamente compreendidos e transparentes.

Isso confere ao método um grau elevado de previsibilidade e rastreabilidade, uma vez que os detalhes da modelagem são acessíveis e passíveis de análise. Além disso, a proposta visa simplificar a compreensão e a utilização da técnica, tornando-a uma ferramenta eficaz tanto para a avaliação quanto para a mitigação dos impactos do *chopping* e de fenômenos correlacionados em reatores em derivação. Sendo assim, a aplicação do método sugerido promove uma abordagem mais eficiente e abrangente para o estudo e modelagem dos processos de desenergização e seus efeitos, garantindo maior precisão e confiabilidade na análise desses sistemas complexos.

2 BREVE HISTÓRIA DOS DISJUNTORES DE ALTA TENSÃO

Os disjuntores foram desenvolvidos entre o final do século 19 e início do século 20 [9], utilizando meios como água, óleo e ar para extinguir os arcos elétricos. Na metade da década de 1960, surgiram os primeiros disjuntores com tecnologia de vácuo, seguidos pelos disjuntores isolados a gás SF6 no início dos anos 1970 [10], como ilustrado na Figura 1. Embora os disjuntores a ar e a óleo ainda estejam em operação, eles não são mais fabricados atualmente, sendo considerados tecnologias obsoletas. Atualmente, os disjuntores a vácuo e a SF6 são as principais opções disponíveis no mercado. Os disjuntores a vácuo podem operar com tensões de até 145 kV, enquanto os disjuntores a SF6 são capazes de lidar com tensões de até 1200 kV. Novas tecnologias envolvendo gases sintéticos estão sendo desenvolvidas como alternativas ao SF6, devido ao seu alto impacto no aquecimento global, uma vez que sua capacidade de efeito estufa é >22500 vezes maior que a do CO₂ [11] [12].

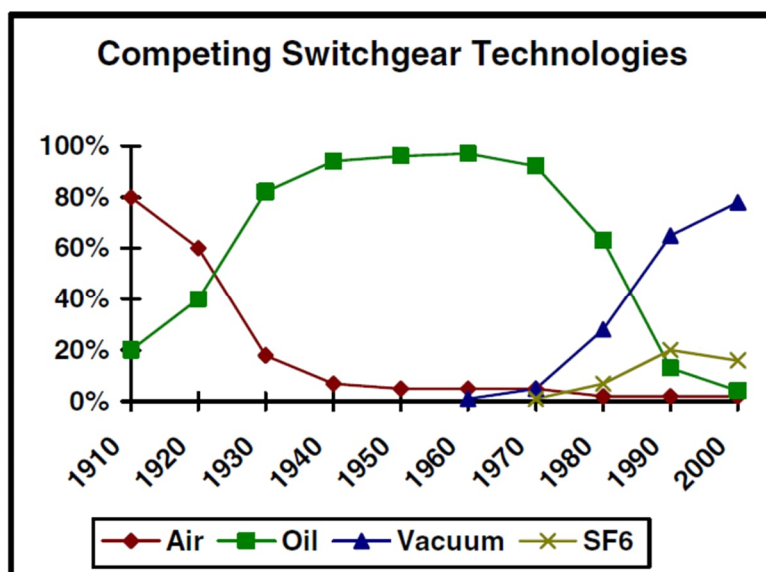


Figura 1- Participação das tecnologias dos meios de extinção em disjuntores [10]

2.1 DISJUNTORES A ÓLEO

O meio de extinção que alcançou maior êxito nos estágios iniciais do desenvolvimento dos disjuntores foi o óleo, dando origem aos disjuntores conhecidos como OCBs ("Oil Circuit Breaker"). Esses dispositivos compreendiam uma câmara de extinção na qual os contatos eram imersos em óleo isolante,

enquanto a câmara era dotada de vias de circulação. A extinção do arco elétrico operava com base em princípios termodinâmicos, gerando gases resultantes da interação com o arco elétrico. Dentre os gases gerados, o hidrogênio desempenhava o papel predominante de agente extintor, com cerca de 70% de participação, devido às suas propriedades refrigerantes. Ademais, outros gases, como metano e acetileno, bem como hidrocarbonetos diversos, também eram produzidos [9].

Através dos disjuntores a óleo, foi possível atingir patamares de tensão de até 345 kV e correntes de curto-circuito de até 63 kA. Duas abordagens tecnológicas predominavam nos disjuntores a óleo: os "BOCBs" (*Bulk Oil Circuit Breaker*), que adotavam o conceito de tanque morto. Nesses dispositivos, as conexões de entrada e saída de corrente eram estabelecidas por buchas. O sistema de extinção e isolamento estava confinado em um tanque, contendo o óleo isolante, e esse tanque era aterrado, originando o termo "tanque morto". A outra estratégia era o "MOCB" (*Minimum Oil Circuit Breaker*), caracterizado pelo conceito de tanque vivo. Nesse cenário, o sistema de isolamento e interrupção era abrigado em um invólucro isolante que permanecia eletricamente energizado em relação à terra, independentemente do estado aberto ou fechado do disjuntor. A isolação entre a fase e a terra era viabilizada por meio de uma coluna suporte isolante, responsável por sustentar e isolar a alta tensão em relação à terra, além de abrigar os sistemas de acionamento dos contatos. Os conceitos de tanque vivo e tanque morto ainda perduram nas tecnologias contemporâneas de disjuntores.

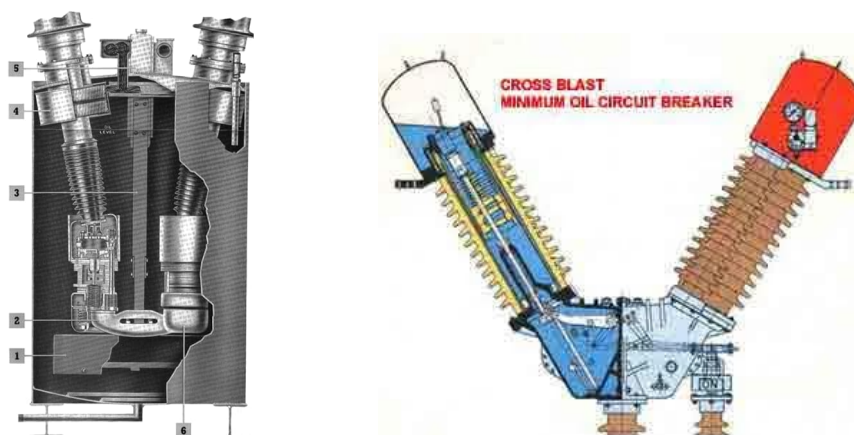


Figura 2- Esquerda Disjuntor de tanque morto (BOCB) Westinghouse Description Bulletin 33-253/1963 - Direita disjuntor de tanque vivo (MOCB)

<https://www.electrical4u.com/oil-circuit-breaker-bulk-and-minimum-oil-circuit-breaker>

2.2 DISJUNTORES A AR

Os disjuntores com tecnologia de ar comprimido surgiram simultaneamente aos disjuntores a óleo, mas foram predominantemente empregados em sistemas de tensão mais elevada, geralmente acima de 69 kV. Essa preferência estava relacionada à maior complexidade associada à geração e manutenção do ar comprimido, que servia como meio isolante e extintor nesse tipo de disjuntor. A operação desses disjuntores a ar envolvia o direcionamento do fluxo de ar comprimido axialmente sobre o arco elétrico, com o intuito de estender e resfriar o arco [13] [14]. Após a interrupção da corrente elétrica, o ar comprimido super seco era utilizado como meio dielétrico entre os contatos abertos, e desempenhava o papel de acionar os contatos durante as operações de abertura e fechamento, ou, em alguns casos, somente de abertura, com o fechamento sendo realizado por meio de molas.

Uma vantagem notável dos disjuntores a ar era a capacidade de interromper correntes em condições de zero atraso, devido à considerável resistência do arco elétrico gerada pelo sopro de ar. Adicionalmente, esses disjuntores já integravam métodos de mitigação de transitórios [15] por meio de resistores de pré e pós-inserção. Com essa tecnologia, foi possível alcançar capacidades de interrupção de até 300 kA em disjuntores destinados a aplicações em geradores elétricos.

No entanto, esses disjuntores enfrentavam desafios e desvantagens notáveis em comparação com as tecnologias de disjuntores atuais. Essas desvantagens incluíam custos substanciais de fabricação e manutenção, principalmente devido à necessidade de compressores com alta capacidade para comprimir o ar a pressões entre 1,5 e 3,0 MPa durante o processo de secagem do ar. Além disso, esses disjuntores apresentavam altos índices de falhas devido a vazamentos de ar, que eram frequentemente ocasionados pelo envelhecimento dos disjuntores. Também eram associados a problemas ambientais devido aos níveis elevados de ruído gerados durante a operação, especialmente em locais próximos a áreas urbanas. Embora obsoletos, ainda é possível encontrar disjuntores desse tipo em operação em algumas instalações.

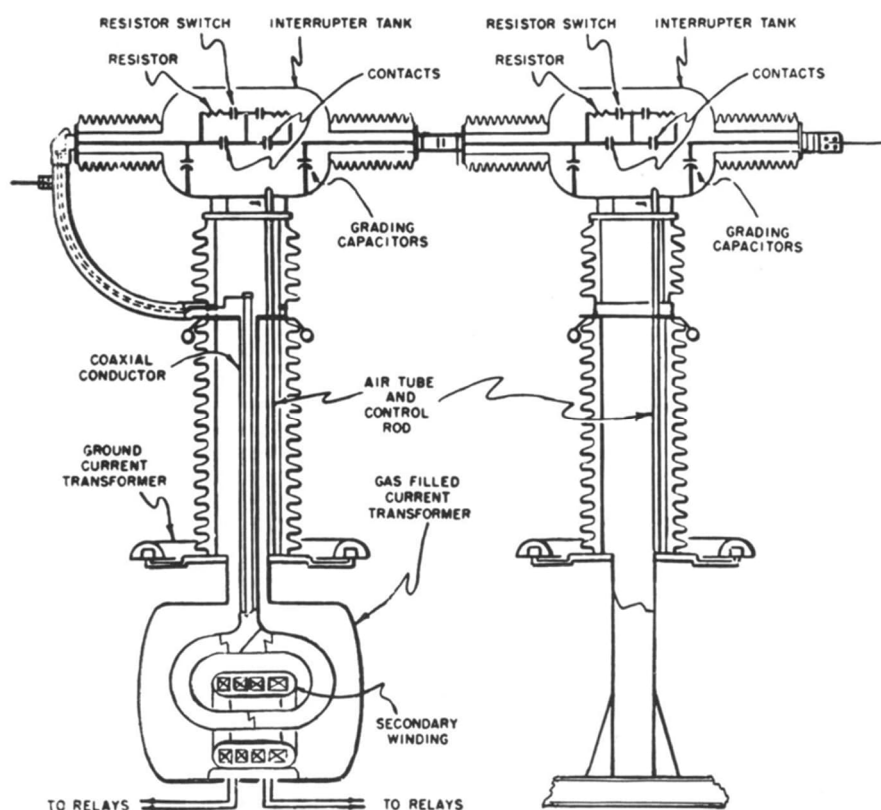


Figura 3- Disjuntor a Ar de tanque vivo com TC integrado [14].

2.3 DISJUNTORES A VÁCUO

A tecnologia a vácuo começou a ser desenvolvida na década de 1920, mas permaneceu inviável até as décadas de 1940 e 1950. Com a melhora na tecnologia dos materiais, processos de limpeza e suporte ao sistema de vácuo os disjuntores a começaram a ser desenvolvidos [10], A partir da década de 1970, os disjuntores a tecnologia a vácuo começaram as ser amplamente utilizados em classe de tensão até 45 kV, a atualmente é a tecnologia dominante para esta classe de tensão, com capacidade de interrupção até 40 kA. Atualmente existem disjuntores para atender classe de tensão até 168 kV a capacidade de interrupção de 40 kA com câmara única, e pode atingir até 100 kA, com a utilização de múltiplas câmaras aplicadas em paralelo, em disjuntores de geradores [16].

A tecnologia a vácuo, utiliza o vácuo como meio dielétrico, porém o processo de extinção é termodinâmico, através da vaporização do material da superfície do contato, provocada pelo arco elétrico. O metal vaporizado utiliza o calor do arco, para se vaporizar, e quando a corrente se aproxima de zero, com redução da

temperatura do arco, o metal vaporizado, passa pelo processo de sublimação, voltando a se religar na superfície dos contatos, gerando o resfriamento do sistema [17]. Os disjuntores a vácuo trabalham com sistema de toque de contato (Contato de topo), e utiliza uma superfície de contato, e por esta razão o arco precisa ser disperso para que ele ocorra em toda a superfície do contato. Até 7 kA, isto ocorre, de maneira natural, porém acima desta corrente o campo magnético concentra o arco, provocando um desgaste concentrado na superfície dos contatos. Para solucionar este problema, os disjuntores a vácuo, utilizam a tecnologia de arco rotacional, para forçar a dispersão do arco. O material mais comum utilizado na superfície dos contatos é a liga cobre-cromo.

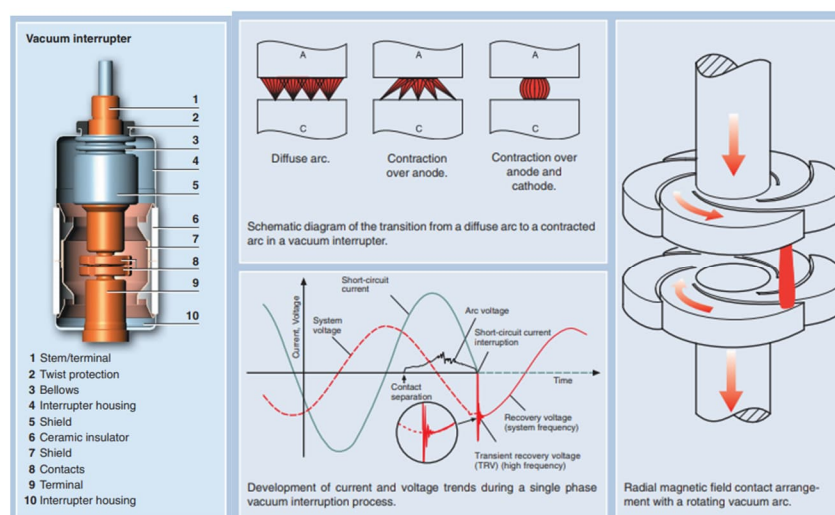


Figura 4– Câmara de extinção em um disjuntor a vácuo (esquerda), Princípio do controle da rotação do arco.

https://library.e.abb.com/public/0d671a20edb86433c125766c0038498d/TK%20520_E.pdf

No entanto, os disjuntores a vácuo enfrentam desafios técnicos ao realizar manobras em cargas indutivas, devido ao efeito transitório muito rápido de chaveamento VFT - "Very Fast Transient", ao manobrar reatores e transformadores em vazio [18]. Esse fenômeno ocorre tanto na energização quanto na desenergização. Na energização, quando os contatos se aproximam e a tensão é suficiente para romper a isolação do vácuo, a corrente começa a fluir na forma de arco elétrico. No entanto, como a corrente é muito baixa, o arco é extinto rapidamente. O contato, ainda próximo, permite que a corrente flua novamente, e esse ciclo se repete até que os contatos estejam completamente fechados mecanicamente. Na abertura, um fenômeno semelhante ocorre quando a corrente

se aproxima de zero, resultando em uma interrupção cíclica da corrente, conhecida como "*chopping*". Esse *chopping* gera uma sobretensão devido à alta taxa de variação de corrente $\frac{di}{dt}$. Com os contatos ainda não separados o suficiente, esse ciclo de *chopping* continua até que haja uma separação adequada entre eles.

A cada ciclo de ignição ou *chopping* da corrente, sinais de alta frequência são introduzidos nos enrolamentos de transformadores e reatores. Essas sobretensões não são distribuídas uniformemente pelos enrolamentos, mas tendem a se concentrar nas espiras dos terminais de alta tensão. Esse gradiente de tensão concentrado em poucas espiras podendo degradar a isolação entre as espiras e, ao longo do tempo, levar à falha do equipamento devido aos efeitos cumulativos.

Ao utilizar disjuntores a vácuo para manobrar cargas indutivas, é essencial prever métodos de mitigação desse efeito. Os fabricantes têm se dedicado ao desenvolvimento de materiais de superfície de contato mais eficazes para minimizar os efeitos do VFT. Atualmente a tecnologia é aplicada até a classe de tensão de 170 kV, por alguns fabricantes.

2.4 DISJUNTORES A SF₆

Os disjuntores a SF₆ surgiram na década de 1970, fazendo uso do gás SF₆, ou hexafluoreto de enxofre, como meio isolante e extintor. O SF₆ é uma molécula composta por um átomo de enxofre e seis átomos de flúor, unidos por ligações covalentes. Ele é altamente eficaz como extintor devido à eletronegatividade dos átomos de flúor, o que faz com que seja o mais eletronegativo na tabela periódica. Embora seja comumente chamado de gás, o SF₆ é tecnicamente um vapor, pois só se transforma em líquido sob baixas temperaturas ou altas pressões. Gases são substâncias que requerem variações em pelo menos duas variáveis (temperatura, pressão, volume) para mudar de estado físico.

O SF₆ é cerca de três vezes mais isolante do que o ar, mais denso, incolor e inodoro. Portanto, é um isolante e extintor mais eficiente do que o ar, o que permitiu a redução do tamanho dos equipamentos e de sua pressão de operação em comparação com os disjuntores a ar. Por exemplo, disjuntores a ar de classe de pressão de 550 kV exigiam seis câmaras de extinção em série para interromper a

corrente e garantir a isolação interna nessa classe de tensão, operando com até 3 MPa de pressão. Disjuntores modernos a SF₆ têm apenas duas câmaras de extinção e operam com pressões de cerca de 0,8 MPa. O uso do gás SF₆ também possibilitou o desenvolvimento de subestações blindadas, nas quais o SF₆ é usado como meio dielétrico, reduzindo significativamente o espaço necessário para montar subestações.

Conforme já elucidado de maneira simplificada, os disjuntores que empregam o gás SF₆ como meio extintor utilizam o calor gerado pelo arco elétrico durante a interrupção para provocar a decomposição do SF₆ e a subsequente formação de plasma. À medida que a corrente elétrica se reduz gradativamente, aproximando-se de zero, e em conjunção com um sistema de compressão mecânica que comprime e direciona o SF₆ por meio do movimento do mecanismo de abertura do disjuntor, ocorre o resfriamento do SF₆, revertendo-o do estado de plasma para o estado gasoso. Nesta fase, os átomos de flúor retomam sua configuração atômica, e, devido à alta eletronegatividade resultante de possuírem sete elétrons na camada de valência, esses átomos têm uma notável afinidade por elétrons livres, caso ocorra uma tentativa de formação de um novo arco elétrico após a passagem da corrente elétrica pelo zero.

Adicionalmente, nessa fase, os átomos de flúor e enxofre atuam como eficientes agentes de resfriamento, pois demandam calor como fonte de energia para retornar ao estado gasoso, permitindo, posteriormente, a sua recomposição. Essa característica do SF₆ de regeneração e resfriamento é crucial para definir as propriedades de recuperação de tensão transitória (RRV) do disjuntor.

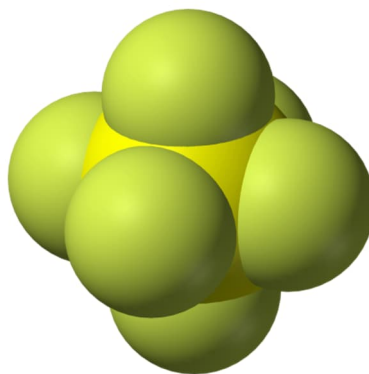


Figura 5- Representação gráfica da estrutura da molécula de SF₆.



Figura 6- Esquerda disjuntor a SF₆ de tanque vivo - Direita disjuntor a SF₆ de tanque morto
- Do autor

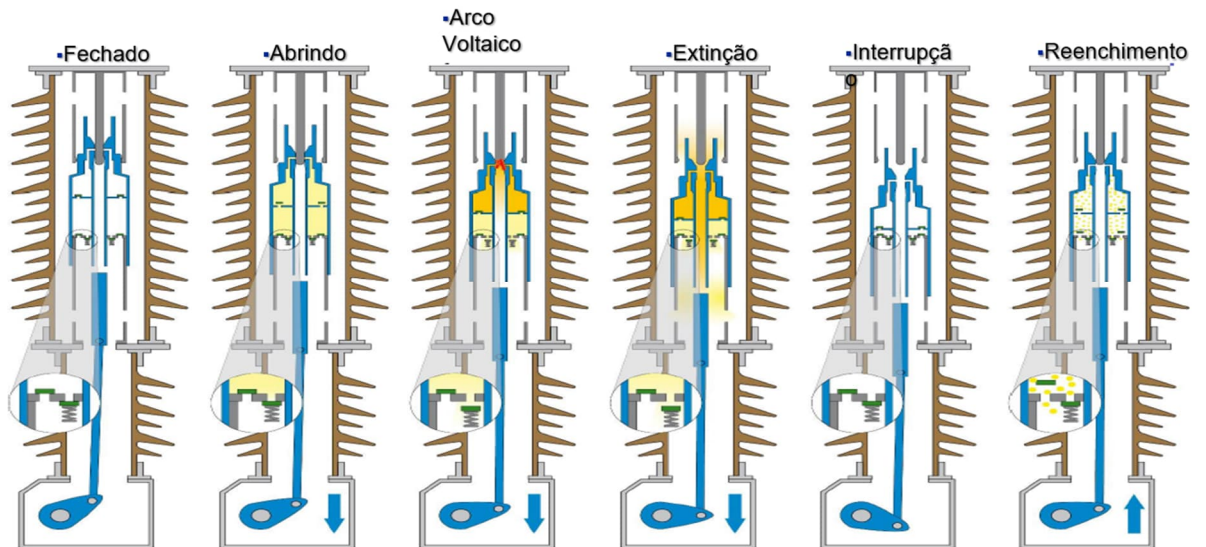


Figura 7- Fases de interrupção de um câmara a SF₆ do tipo auto sopra – Material de treinamento de disjuntores de alta tensão ABB/Hitachi Energy

2.5 IMPACTO DOS DISJUNTORES NO DESENVOLVIMENTO DE SISTEMA DE CORRENTE ALTERNADA E CORRENTE CONTÍNUA.

No início do desenvolvimento dos sistemas de geração e transmissão de energia em larga escala, houve um debate significativo entre os proponentes dos

sistemas de corrente contínua e aqueles que defendiam os sistemas de corrente alternada. Um dos defensores mais notáveis dos sistemas de corrente contínua foi Thomas Edison. Por outro lado, destacaram-se George Westinghouse e Nikola Tesla como defensores dos sistemas de corrente alternada. Atualmente, é comum afirmar que os sistemas de corrente alternada foram a escolha predominante devido à sua capacidade de elevar ou reduzir as tensões utilizando transformadores.

No entanto, um dos desafios persistentes para o desenvolvimento de sistemas de corrente contínua é a interrupção eficaz da corrente. Isso ocorre porque, ao tentar interromper uma corrente contínua, ela continuará fluindo e gerando um arco elétrico em qualquer meio dielétrico conhecido, a menos que a resistência desse arco aumente o suficiente para extingui-lo. Caso contrário, a corrente não será interrompida. Essa dificuldade em interromper corrente contínua é evidenciada nas especificações técnicas de relés auxiliares e contadores. Esses dispositivos podem interromper corrente alternada de várias dezenas de amperes a 680 VCA com apenas um contato. No entanto, eles conseguem interromper apenas algumas dezenas ou centenas de miliamperes em sistemas de corrente contínua de 125/220 VCC, mesmo quando contatos são associados em série.

Atualmente, existem disjuntores com capacidade de interrupção de corrente contínua na ordem de alguns quilovolts, que dependem apenas de dispositivos de comutação mecânica sem a necessidade de circuitos osciladores externos. Entretanto, nos sistemas de corrente contínua em alta tensão (HVDC), os disjuntores são utilizados no sistema de comutação por retorno metálico ou retorno por terra. Esses sistemas fazem uso de disjuntores a SF₆ com uma classe de tensão muito superior à tensão de operação. Além disso, eles empregam circuitos osciladores externos que exigem complexidade, espaço e custos significativos para permitir a comutação em corrente contínua. Esses circuitos osciladores incluem elementos LC e supressores de surtos. Quando o disjuntor é aberto, ocorrem perturbações em ambos os terminais do disjuntor, causadas pelos circuitos osciladores. Isso faz com que a corrente que passa pelo disjuntor oscile, forçando-a a cruzar o zero com níveis de $\frac{di}{dt}$ que permitem ao disjuntor interromper a corrente com sucesso.

Os fabricantes estão atualmente investindo significativamente em pesquisa e desenvolvimento de disjuntores de corrente contínua que empregam elementos

de comutação convencionais e estáticos. A meta é criar disjuntores com menor complexidade e maior viabilidade econômica. Isso é fundamental para a expansão dos sistemas de transmissão de corrente contínua, especialmente na formação de grids, visto que, atualmente, esses sistemas funcionam principalmente ponto a ponto, com controle de corrente realizado por elementos estáticos no sistema de conversão, enquanto os disjuntores são predominantemente utilizados no lado de corrente alternada.

3 REATORES EM DERIVAÇÃO

Os reatores são componentes amplamente empregados nos sistemas de transmissão de energia elétrica, desempenhando diversas funções cruciais, como controle de tensão, ângulo de fase, limitação de corrente, filtragem e compensação de transmissão. Quando se trata de reatores em derivação, também conhecidos como reatores paralelos, existem dois tipos principais: os reatores manobráveis e os não manobráveis.

Os reatores não manobráveis, geralmente de menor potência, são diretamente conectados às linhas de transmissão e são controlados apenas por chaves seccionadoras, que podem ser manobradas somente quando a linha está desenergizada. Eles desempenham um papel crucial na compensação da linha e no controle de sobretensões durante a energização devido ao efeito Ferranti.

Por outro lado, os reatores manobráveis são frequentemente conectados diretamente às barras das subestações ou aos circuitos terciários de transformadores. Eles possuem disjuntores ou chaves de manobra em carga, permitindo maior flexibilidade no controle do sistema. Embora existam casos em que reatores manobráveis são conectados diretamente às linhas de transmissão, essa aplicação não é tão comum, e nesses casos, esses reatores geralmente possuem um disjuntor dedicado.

Os reatores manobráveis instalados nos circuitos terciários de transformadores geralmente operam em uma classe de tensão de 34,5 kV, com sua potência limitada pela capacidade do terciário do transformador. Esses reatores são frequentemente do tipo núcleo de ar. Em algumas situações, devido à sua baixa capacitância parasita, é necessário aplicar disjuntores de uma classe de tensão superior, como 72,5 kV ou 145 kV, devido às altas Taxas de Recuperação Transitória (TRT) causadas pelas altas frequências naturais. No entanto, quando disjuntores de classe de tensão significativamente superior são utilizados e as correntes são substancialmente maiores, na ordem de centenas de amperes, geralmente não é necessário implementar sistemas de mitigação de transitórios.

Os reatores desempenham um papel fundamental nos sistemas de transmissão de energia em larga escala, cumprindo diversas funções essenciais, como controle de tensão, ajuste de ângulo de fase, limitação de corrente, filtragem

e compensação de transmissão. Esses reatores podem ser classificados como manobráveis ou não manobráveis, dependendo de sua aplicação.

Em sistemas de menor potência, os reatores não manobráveis são comumente conectados diretamente às linhas de transmissão. Nesse caso, eles são usados principalmente para compensar a linha e controlar sobretensões durante a energização, devido ao chamado "efeito Ferrante". Esses reatores não possuem dispositivos de manobra além de chaves seccionadoras, que só podem ser operadas quando a linha está desenergizada.

Por outro lado, os reatores manobráveis são frequentemente conectados diretamente às barras das subestações ou aos circuitos terciários de transformadores. Esses reatores possuem disjuntores ou chaves de manobra em carga e são capazes de operar com o sistema energizado. Em alguns casos, reatores manobráveis também são conectados diretamente às linhas de transmissão, embora essa aplicação seja menos comum. A classe de tensão desses reatores varia dependendo da aplicação, com sistemas de 245 kV ou superiores sendo mais comuns, especialmente em linhas de transmissão mais longas.

A configuração dos reatores varia de acordo com a potência e a aplicação. Reatores de maior potência tendem a operar com correntes mais altas, possuindo menos espiras e camadas de enrolamento. As espiras nesses reatores são mais espaçadas devido à necessidade de maior circulação de óleo isolante para seu resfriamento. Por outro lado, reatores de menor potência precisam de mais indutância e, portanto, possuem mais espiras e camadas de enrolamento, mas operam com correntes mais baixas.

Os reatores manobráveis são frequentemente operados em alta cadência, sendo energizados e desenergizados diariamente para controlar a tensão do sistema elétrico. Essa operação ocorre tipicamente durante a noite, quando as linhas de transmissão operam com menor carga, resultando em um aumento da tensão devido à relação entre energia reativa capacitiva e potência ativa transmitida. Durante o dia, à medida que a carga aumenta, a tensão diminui, o que exige o desligamento dos reatores para elevar novamente a tensão no sistema.

4 METODOS DE MITIGAÇÃO DE TRANSITÓRIOS DE ENERGIZAÇÃO E DESENERGIZAÇÃO EM REATORES EM DERIVAÇÃO.

Devido ao efeito do *chopping* e das reignições é necessário utilizar métodos de mitigação dos transitórios na desenergização dos reatores. Os disjuntores a ar possuem um efeito de *chopping* muito maior que os disjuntores a SF6, e neste caso o método de controle para a desenergização dos reatores, era a utilização de resistores de pós inserção. Estes resistores eram contidos em uma câmara auxiliar, em paralelo com câmara principal do disjuntor, e durante a manobra de abertura, os contatos principais se separavam primeiro, e com isto inseria uma resistência em série S com o reator, reduzindo a tensão aplicada e a corrente do reator, alterando o ângulo de fase da corrente, que passa a não coincidir mais com a crista da tensão, e com isto reduzindo a energia armazenada para capacitância parasita do lado do reator. Já os disjuntores mais modernos a SF6, podem operar com o resistor de pós inserção como nos disjuntores a ar, porém possuem uma menor corrente de *chopping*, e com isto outros métodos de mitigação podem ser aplicados como métodos de controle de mitigação de transitórios para evitar e minimizar os efeitos de uma reignição. Dentre estes métodos pode se destacar:

Os métodos de controle e mitigação de transitórios durante o desligamento dos reatores envolvem diversas estratégias destinadas a minimizar os impactos adversos do fenômeno conhecido como "*chopping*" (ou corte da corrente) e das "reignições" (ou re-ignições do arco elétrico). Abaixo, descrevo essas abordagens:

- Supressor de Surtos em Paralelo com os Terminais do Reator (Conexão Fase-Terra) Esta técnica envolve a instalação de dispositivos supressores de surtos em paralelo com os terminais do reator, com conexão à fase e à terra. O propósito é proteger contra sobretensões que ocorrem durante o processo de comutação devido ao "*chopping*". É importante notar que essa abordagem não é eficaz na proteção contra sobretensões resultantes de "re-ignições".
- Supressor de Surtos em Paralelo com a Câmara de Interrupção do Disjuntor: Nesse método, supressores de surtos são instalados em paralelo com a câmara de interrupção do disjuntor. Eles desempenham um papel fundamental na

limitação das tensões de restabelecimento nos terminais do disjuntor, além de conter as sobretensões provocadas por "re-ignições" no lado do reator. A eficácia desse método é medida em relação a um parâmetro denominado " $1+\beta$ kvar pu," em que "KVAR" representa a tensão de proteção do supressor de surto. Essa estratégia é particularmente adequada para disjuntores de até 52 kV e disjuntores de tanque morto, devido à sua facilidade de instalação.

- Capacitor de Surtos: Os capacitores de surtos são utilizados com o propósito de reduzir a Tensão de Restabelecimento de Pico (RRV) nos terminais do disjuntor, especialmente em aplicações que envolvem disjuntores a vácuo. Esses componentes contribuem para a mitigação das sobretensões que podem surgir durante o desligamento do reator.
- Chaveamento Controlado: Essa técnica implica um controle preciso do momento exato em que os contatos do disjuntor são separados. O objetivo principal é garantir que, quando a corrente atinge zero, os contatos do disjuntor estejam suficientemente distantes um do outro para suportar a Tensão de Restabelecimento Transiente (TRV), minimizando, assim, a possibilidade de "re-ignições". Essa abordagem elimina efetivamente o risco de "re-ignições" durante o processo de desligamento.
- Disjuntor com Maior Tensão Nominal em Relação à Rede: A utilização de disjuntores com uma tensão nominal superior à da rede é outra estratégia empregada. Isso proporciona uma maior capacidade de suportar as tensões que ocorrem entre os contatos durante o processo de comutação, reduzindo assim os efeitos adversos do "*chopping*" e das "re-ignições".
- Essas abordagens são aplicadas considerando as características específicas do sistema elétrico, do tipo de reator e do tipo de disjuntor utilizado, com o objetivo de minimizar os efeitos indesejados que podem ocorrer durante o desligamento dos reatores, assegurando, dessa forma, a operação segura e confiável do sistema elétrico.

A tabela 1 é uma transcrição e tradução da Tabela 30 da norma técnica IEC 62271-306, estabelece os métodos destinados a controlar sobretensões provenientes do fenômeno de "*chopping*" e a conter sobretensões originadas de "re-ignições". Essa tabela também apresenta uma análise das vantagens e desvantagens de cada método.

Tabela 1 - Transcrição e tradução da tabela 30, da TR-IEC62271-306 (Métodos limitação das sobretensões de chopping e reignições para reatores em derivação)

Método de limitação de sobretensão	Como funciona o método?	Advantage	Desvantagem
Resistor de abertura	Resistor causa fase deslocamento de corrente com respeito à tensão resultando em corrente Interrupção por resistor Interruptor no ponto inferior ligado meia onda de tensão assim redução de ka e consequentemente k _{rv} significativamente.	Muito eficaz em circuito-disjuntores com altíssimo cortar números, ou seja, ar-jateamento e pressão dupla Disjuntores SF6.	Adiciona significativamente a complexidade mecânica e requisitos de manutenção do disjuntor; não viável tecnicamente ou economicamente em pressão única de SF6 circuito-Disjuntores; Re-ignições podem ainda ocorrer.
Para-raios para a terra em reator de derivação	Limita a sobretensão à terra (ka) no reator de derivação.	Passivo.	Eficaz apenas para disjuntores produzindo pico de supressão sobretensões superiores a ao para-raios nível de proteção; Re-ignições e as sobretensões ainda ocorrem em até o dobro da proteção nível do para-raio sem redução da sobre tensão de reignição e frequência de excursão.
Para-raio "Metal oxide varistor" (MOV) através do disjuntor	Limita a tensão de recuperação (k _{rv}) através do disjuntor ao nível de proteção do varistor e subsequentes sobretensões de reignição ao máximo de $1+\beta k_{arv}$, onde k _{arv} é o nível de proteção do para-raios em p.u. de V _o .	tipos de disjuntores; particularmente adequado para utilização em disjuntores a ≤ 52 kV; magnitude e probabilidade de reignições significativamente reduzidas; A energia absorvida pelo para-raios é mínima.	Aumenta a complexidade do disjuntor; os para-raios devem ser capazes de resistir às forças associadas ao funcionamento dos disjuntores; algumas re-ignições ainda ocorrerão, embora em níveis de baixa tensão
Capacitor de surto	Diminui a frequência e, consequentemente, a taxa de subida da oscilação do lado da carga; diminui a frequência de excursão de sobretensão de reignição.	Pode reduzir a probabilidade de reignições; reduz a frequência da excursão de tensão imposta ao enrolamento do reator de derivação; pode reduzir o valor de Ka para disjuntores a vácuo onde a corrente de corte depende principalmente do material de contato.	disjuntores que não sejam do tipo vácuo; leva ao aumento da corrente de picagem, mas não necessariamente ao aumento das sobretensões de pico de supressão; não elimina as reignições; pode ter por efeito reduzir o tempo mínimo de arco tal que a probabilidade de reignição permanece inalterada; exigem espaço.
Comutação controlada	Garante a separação do contato em relação à onda de corrente de tal forma que a interrupção ocorra no primeiro zero de corrente subsequente.	Elimina as reignições.	Adequado apenas para disjuntores mecanicamente consistentes com tempos de arco mínimos adequados; requer operação de polos independente.

5 ABORDAGEM NÚMERO E CORRENTE DE *CHOPPING* EM DIJSUNTORES APLICADOS A REATORES.

5.1 TIPOS DE ENSAIOS EM DISJUNTORES

Os disjuntores, assim como outros equipamentos elétricos, são submetidos a diversos tipos de testes ao longo de seu ciclo de desenvolvimento, fabricação e operação. Esses testes, em grande parte, seguem diretrizes definidas em duas séries de normas internacionais amplamente aceitas: IEEE/ANSI C37 e IEC 62271.

De maneira geral, essas normas estabelecem dois principais tipos de ensaios: ensaios de tipo e ensaios de rotina. Os ensaios de tipo são conduzidos em protótipos de disjuntores com o objetivo de verificar se esses dispositivos atendem aos requisitos típicos do sistema elétrico, conforme delineados por essas normas.

Dentro dos ensaios de tipo, existem os ensaios de desenvolvimento, que abrangem parâmetros além dos requisitos normativos, sendo, contudo, de responsabilidade exclusiva dos fabricantes. Adicionalmente, os ensaios de tipo normatizados, embora ainda de competência dos fabricantes, podem ser compartilhados com clientes, quando requisitados, e frequentemente passam por validação por entidades independentes.

Por outro lado, os ensaios de rotina são aplicados a todos os disjuntores produzidos por um fabricante, a fim de garantir que funcionem corretamente. Estes ensaios abrangem aspectos como testes dielétricos em alta e baixa tensão, testes de operações mecânicas, testes funcionais e testes de estanqueidade.

Vale ressaltar que os ensaios de tipo podem ser categorizados em ensaios de durabilidade mecânica, ensaios de condições climáticas, ensaios dielétricos e ensaios de potência. Em especial, os ensaios de potência para disjuntores com tensões acima de 72 kV não podem ser reproduzidos diretamente em laboratórios convencionais, pois demandam que os disjuntores sejam conectados a geradores que fornecem corrente e tensão direta para os testes. Somente o laboratório Kema, localizado na Holanda, detém a capacidade de realizar alguns testes envolvendo curto-circuito trifásico de forma direta até 72 kV.

Para resolver a questão da potência necessária para conduzir ensaios de disjuntores, são empregados circuitos sintéticos. Nesses circuitos, um gerador é

responsável por fornecer a corrente de curto-circuito, enquanto uma fonte de tensão, constituída por extensos bancos de capacitores, é carregada em paralelo. No momento da injeção de tensão, esses capacitores são conectados em série para simular a tensão de restabelecimento que ocorre no disjuntor após a interrupção da corrente. É importante observar que laboratórios capazes de conduzir esses ensaios de alta potência são raros e estão concentrados na Ásia e Europa, principalmente no hemisfério norte. Alguns desses laboratórios são propriedade de fabricantes de disjuntores, enquanto outros são independentes.

Dentro dos ensaios de potência, podem ser destacadas várias séries de ensaios de tipo. Entre eles, mencionaremos a sequência T, que envolve faltas terminais:

- T100a: Teste de interrupção de curto-circuito a 100% da corrente de curto dentro da classe de assimetria do disjuntor. Esse ensaio gera o maior estresse térmico no disjuntor.

- T100s(a): Teste de fechamento do disjuntor com início de um curto-circuito de 100% da corrente de curto. Esse teste impõe altos esforços mecânicos ao disjuntor.

-T100s(b): Teste de interrupção de curto-circuito a 100% da corrente simétrica. Esse ensaio gera a maior tensão de restabelecimento de pico. Para disjuntores com classificação superior a 145 kV, a taxa de crescimento da tensão de restabelecimento é de aproximadamente 2 kV/ μ s, e o teste é composto por quatro parâmetros.

-T60: Teste de interrupção de curto-circuito a 60% da corrente simétrica. Para disjuntores com classificação superior a 145 kV, a taxa de crescimento da tensão de restabelecimento é de cerca de 3 kV/ μ s, e a tensão de restabelecimento de pico é maior do que no teste T100. Este teste também possui uma envoltória composta por quatro parâmetros.

-T30: Teste de interrupção de curto-circuito a 30% da corrente simétrica. Para disjuntores com classificação superior a 145 kV, a taxa de crescimento da tensão de restabelecimento é de aproximadamente 5 kV/ μ s. A tensão de restabelecimento de pico é maior do que no teste T60, e este teste envolve apenas dois parâmetros. Vale destacar que, na norma IEC, esse teste visa simular a condição de falta alimentada por transformador, enquanto na norma IEEE, existe uma divergência nesse ponto.

-T10: Teste de interrupção de curto-circuito a 10% da corrente simétrica. Para disjuntores com classificação superior a 145 kV, a taxa de crescimento da tensão de restabelecimento é de aproximadamente 7 kV/ μ s. A tensão de restabelecimento de pico é maior do que no teste T60, e este teste envolve apenas dois parâmetros. Similarmente ao teste T30, na norma IEC, esse ensaio tem o propósito de simular a condição de falta alimentada por transformador, havendo uma divergência em relação à norma IEEE.

Os TLF (*Transformer limited faults*) representam curtos-circuitos terminais alimentados por transformadores. Na maioria dos casos, essas faltas envolvem curtos-circuitos que variam entre 10% e 30% da capacidade nominal do disjuntor. No entanto, esse tipo de falha é caracterizado por altas taxas de crescimento da tensão de restabelecimento, devido às baixas capacitâncias envolvidas e ao curto espaço de tempo disponível para a propagação da onda. A norma IEEE requer a realização deste teste em todas as classes de tensão, enquanto a norma IEC limita-o a disjuntores de até 100 kV. A justificativa da norma IEC baseia-se na suposição de que os testes T10 e T30 já cobrirão a maioria dos casos envolvendo faltas alimentadas por transformadores.

A sequência L diz respeito a faltas que ocorrem após o disjuntor, envolvendo trechos curtos de linhas de transmissão. Essas faltas geram ondas viajantes tanto no lado da fonte quanto no lado da linha e resultam em estresse significativo no disjuntor, devido às altas taxas de crescimento das tensões de restabelecimento induzidas pelas ondas viajantes no lado da linha. Os testes das sequências L incluem L90, L75 e L60. O principal objetivo desses ensaios é determinar o fator "s" dos disjuntores, um valor estabelecido por normas. Esse fator tem um valor de 0,2 (kV / (kA * μ s)) para frequência de 50 Hz e 0,24 (kV / (kA * μ s)) para frequência de 60 Hz.

Para detalhar os testes da sequência L:

- L90: Envolve um curto-circuito a 90% da capacidade nominal do disjuntor, com 90% da impedância equivalente do curto localizada no lado da fonte e os 10% restantes no lado da linha.

-L75: Implica um curto-circuito a 75% da capacidade nominal do disjuntor, onde 75% da impedância equivalente do curto se encontra no lado da fonte e os outros 25% no lado da linha.

-L60: Compreende um curto-circuito a 60% da capacidade nominal do disjuntor, com 60% da impedância equivalente do curto localizada no lado da fonte e os 40% restantes no lado da linha.

Uma vez conhecido o fator "s" nos testes L90 e L75, e se observar que esses fatores mantêm uma linearidade, é possível calcular e verificar se o disjuntor atende aos requisitos de interrupção em casos de curtos-circuitos em linhas de transmissão para todas as faixas de corrente. Em geral, os testes T30 e T10 são suficientes para cobrir todos os requisitos envolvendo curtos-circuitos em linhas de longa distância.

A sequência OP (*Out of Phase*) testa a capacidade de um disjuntor em interromper a corrente em condições de oposição de fase, como ocorre durante a desconexão de sistemas ou grandes geradores. Esse teste envolve a maior tensão de restabelecimento de pico do disjuntor, sendo que o valor padrão de teste corresponde a 12,5% da corrente de curto-circuito nominal do disjuntor.

A sequência de testes de abertura capacitiva (BC, LC e CC) avalia a capacidade do disjuntor em interromper correntes capacitivas, caracterizadas por curtos tempos de arco. Além disso, esses testes visam comprovar que o disjuntor tem uma probabilidade muito baixa de reacendimento (ou seja, de reiniciar uma nova ignição) após um intervalo de 90 graus elétricos após a interrupção. Em situações que envolvem correntes puramente capacitivas, qualquer reacendimento faz com que o elemento capacitivo funcione como um dobrador de tensão a cada reacendimento, resultando na perda da capacidade do disjuntor de interromper a corrente da carga capacitiva.

Todos os testes capacitivos são iniciados após a execução de um teste T60, que é projetado para não ter tensão de restabelecimento transitória (TRV), a fim de criar um estresse térmico e desgaste deliberado no bocal de sopro dos disjuntores.

As nomenclaturas finais, xC1 e xC2, indicam a classificação da probabilidade de reacendimento do disjuntor após ser submetido ao teste. xC1 indica uma baixa probabilidade de reacendimento (ou seja, um número pequeno e aceitável de reacendimentos ocorreu durante o teste da sequência xC2), enquanto xC2 indica uma probabilidade muito baixa de reacendimento (ou seja, nenhum reacendimento ocorreu durante os testes).

Para esclarecer ainda mais, as sequências de testes são as seguintes:

- BC1/BC2: Teste que envolve a manobra em bancos de capacitores, tanto na energização como na desenergização.

-LC1/LC2: Teste que envolve a manobra em bancos de desenergização em linhas em vazio.

- CC1/CC2: Teste que envolve a manobra em bancos de desenergização em cabos em vazio.

Os testes de potência mencionados anteriormente estão todos incorporados na norma IEC 62271-100 e têm números de referência específicos na norma IEEE C37. A norma TR-IEC 62271-306, por outro lado, é uma norma guia que tem como objetivo fornecer explicações mais didáticas sobre a razão de cada teste. A norma IEEE C37 fornece explicações mais detalhadas e práticas sobre os ensaios em cada subgrupo.

No que diz respeito aos testes de disjuntores ou chaves aplicados a cargas indutivas, como motores e reatores, existe uma norma específica, a IEC 62271-110. Este trabalho está focado em reatores, e para obter informações detalhadas sobre os ensaios de tipo para a interrupção de pequenas correntes indutivas, você pode consultar a IEC 62271-110 (Ed 4.0-2017), capítulo 4.4, a TR-IEC 62271-306 (Ed 1.1-2018), capítulo 16, ou a IEEE C37.015 (2017).

O objetivo dos ensaios de tipo para a interrupção de pequenas correntes indutivas é determinar o número de corte (*chopping*) da corrente ou o número Lambda (λ), bem como a janela de re-ignição e a janela livre de re-ignição de um disjuntor ou chave utilizado para desenergizar um reator. Esse ensaio de tipo deve ser aplicado apenas às chaves que estão diretamente conectadas a um reator, sem a intermediação de transformadores. Disjuntores que operam reatores associados a outras cargas, como reatores não manobráveis de linha, não precisam ser submetidos a esse ensaio de tipo.

Com essas características do disjuntor conhecidas, é possível calcular as sobretensões geradas durante as manobras, escolher os métodos de limitação de re-ignições e sobretensões causadas pelo *chopping* da corrente, e definir faixas seguras para a aplicação da técnica de manobra controlada.

5.2 FORMULAÇÃO DO NÚMERO DE *CHOPPING*

É importante notar que todos os exemplos utilizados neste trabalho são baseados em valores reais de ensaios de tipo em disjuntores de diferentes níveis de tensão, tipos (tanque vivo ou tanque morto) e fabricantes. No entanto, os ensaios

de tipo são de propriedade dos fabricantes e não podem ser divulgados ao público sem a expressa autorização dos fabricantes. Portanto, ao longo deste trabalho, os exemplos apresentados terão os valores de tensão expressos na grande maioria em unidades de p.u (por unidade), e os dados específicos do fabricante e do laboratório utilizado serão omitidos para manter a confidencialidade das informações dos fabricantes.

É importante observar que esses ensaios podem ser solicitados pelos clientes, normalmente durante a fase de compra dos disjuntores, por meio de solicitações explícitas nas especificações técnicas. Isso é feito para garantir que os fabricantes comprovem que os disjuntores foram de fato testados e que os resultados demonstram que os valores testados atendem aos requisitos das normas e especificações técnicas.

O número de *chopping* é uma característica intrínseca do disjuntor e pode ser determinado por meio da realização de ensaios de tipo de interrupção de pequenas correntes indutivas. Nesses ensaios, o disjuntor é submetido a interrupções de diferentes níveis de corrente e pressões de operação do SF6. Além disso, os contatos são separados em diferentes ângulos de fase para impor ao disjuntor diferentes tempos de arco. O número de *chopping* é calculado a partir da corrente de *chopping* e da capacitância parasita total envolvida no circuito de teste.

É importante observar que a corrente de *chopping* não pode ser medida diretamente durante o teste; em vez disso, ela é obtida por meio da medição da tensão da sobretensão de arco *pré-chopping* e da taxa de variação da corrente durante o *chopping*, conforme descrito na Equação 1.

$$\lambda = \frac{I_{ch}}{\sqrt{C_t * NP}} \quad (1)$$

Na equação 1, onde λ representa o número de *chopping*, I_{ch} denota a corrente de chopping, C_t é a capacitância total em paralelo com os terminais do disjuntor e NP é o número de interruptores em série por fase.

A equação 2 é utilizada para calcular a capacitância total paralela ao disjuntor

$$C_t = C_p + \frac{C_s \cdot C_l}{C_s + C_l} \quad (2)$$

Onde C_p é a capacitância em paralelo com o disjuntor (Capacitância parasita do próprio + capacitor de equalização), C_s é capacitância fase terra do lado da fonte e C_l é a capacitância fase terra do lado do reator.

O *chopping* de corrente é obtido a partir dos resultados do ensaio de tipo, por meio da medição da tensão no lado do reator. Isso envolve a medição da tensão inicial após a interrupção da corrente, bem como das sobretensões iniciais e finais na interrupção da corrente. Além disso, é necessário conhecer a capacitância e a indutância do reator utilizado no ensaio de tipo. Esses parâmetros são utilizados para calcular o *chopping* de corrente, conforme descrito na equação (3) e ilustrado na figura 8. A figura 8 é uma representação da figura 80 da norma TR-IEC 62271-306.

$$I_{ch} = u_0 \cdot \sqrt{\frac{Cl}{L} \cdot (k_a^2 - k_{In}^2)} \quad (3)$$

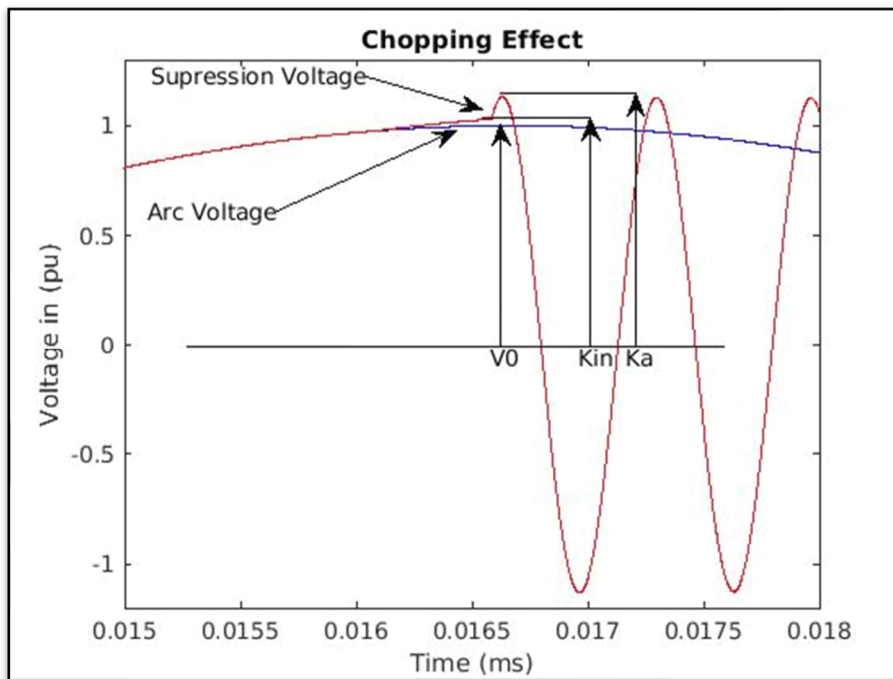


Figura 8- Tensão de restabelecimento do lado do reator – Fonte do autor

Onde U_0 é a tensão fase-terra na frequência nominal no instante do *chopping* da corrente, k_a é a tensão de pico de supressão, u_a é a tensão do arco e k_{in} é a tensão inicial ($U_0 + u_a$).

É possível determinar o número de *chopping* do disjuntor com base nos resultados dos ensaios de tipo [6] [5] e nas três equações apresentadas anteriormente. O número de *chopping*, que é essencialmente linear e varia com o tempo de arco, pode ser expresso da seguinte forma:

$$\lambda = \alpha \cdot t + \beta \quad (4)$$

Onde:

λ =Coeficiente do número do *chopping* do disjuntor.

α =Coeficiente dependente do tempo de arco

t =tempo de arco

β =Coeficiente independente

Uma vez que o número de *chopping* do disjuntor é conhecido, é possível calcular as sobretensões geradas pelo efeito do *chopping* em qualquer instalação onde o disjuntor e o reator serão utilizados. Isso pode ser feito com base nas equações 104 e 105 da TR-IEC 62271-306.

A equação 5 é uma transcrição da equação 104 da TR-IEC 62271-306, sendo aplicada para reatores com neutro solidamente aterrados.

$$k_a = \sqrt{K_{In}^2 + \frac{1,5 \cdot N \cdot \lambda^2}{\omega Q} \cdot \left(\frac{c_P+1}{c_L}\right)} \quad (5)$$

A equação 6 é uma transcrição da equação 105 da TR-IEC 62271-306, sendo aplicada para reatores com neutro não efetivamente aterrados.

$$k_a = \sqrt{(K_{In}^2 + 0,5) + \frac{2,25 \cdot N \cdot \lambda^2}{\omega Q} \cdot \left(\frac{c_P+1}{c_L}\right) - 0,5} \quad (6)$$

Onde:

ω = Velocidade angular em rad/s

Q = Potência nominal do reator em MVA_r, na frequência de operação do reator.

N = número de interruptores em série por fase

k_a e k_i estão expressos em p.u.

O ensaio de tipo de interrupção de pequenas correntes indutivas, definido nas normas [6] ou [5], envolve uma sequência de testes chamada TD1, TD2, TD3 e

TD4. Esses testes são realizados em duas faixas diferentes de corrente e pressão de gás do disjuntor. A TD1 tem o maior valor de corrente e pressão nominal, a TD2 possui um valor menor de corrente e pressão nominal, a TD3 tem uma corrente ainda menor, pressão nominal, mas envolve interrupções na janela de re-ignições, e por fim, a TD4 tem a corrente mais baixa e a pressão mínima de operação do disjuntor.

Os valores de correntes de teste são definidos em tabelas nas normas [6] ou [5]. Como exemplo, para níveis de tensão de 100 a 800 kV, a corrente de teste 1 (TD1) é de 315 A, e as correntes de teste 2 a 4 (TD2 a TD4) são de 100 A.

O método usado para extrair os coeficientes α e β do número de *chopping*, conforme [4] [5], consiste em várias etapas de cálculo. Primeiro, são calculados os coeficientes K_a e K_{in} . Com esses dois coeficientes conhecidos, a corrente de *chopping* e, posteriormente, o número de *chopping* são calculados para cada teste. Uma vez que o número de *chopping* é calculado para todos os testes realizados, o número de *chopping* é obtido por meio de uma regressão linear dos números de *chopping* em relação aos tempos de arco correspondentes.

Para facilitar a visualização e compreensão desse método, é útil criar um gráfico de dispersão XY, onde o eixo Y representa os resultados de todos os números de *chopping*, e o eixo X representa os tempos de arco de cada teste, como mostrado na figura 9. No entanto, o método atual agrupa os resultados de todos os testes (TD1 a TD4), resultando em um valor genérico médio do número de *chopping*. O número de *chopping* máximo é encontrado usando a equação 7, com o objetivo de aplicar um fator de segurança para calcular o valor máximo da sobretensão gerada em função do tempo de arco.

$$\lambda_{max} = \lambda_{mean} + 2\sigma \quad (7)$$

O exemplo abaixo, ilustrado na figura 9 é o resultado do processo de extração do número de *chopping* de um determinado disjuntor de 550 kV, tendo $\lambda_{max} = 6890.t - 8224$ com 2σ , com valor de 36575, onde t, é o tempo de arco em ms, e este número de *chopping* será usado para cálculo ou simulação em toda a faixa de corrente testada

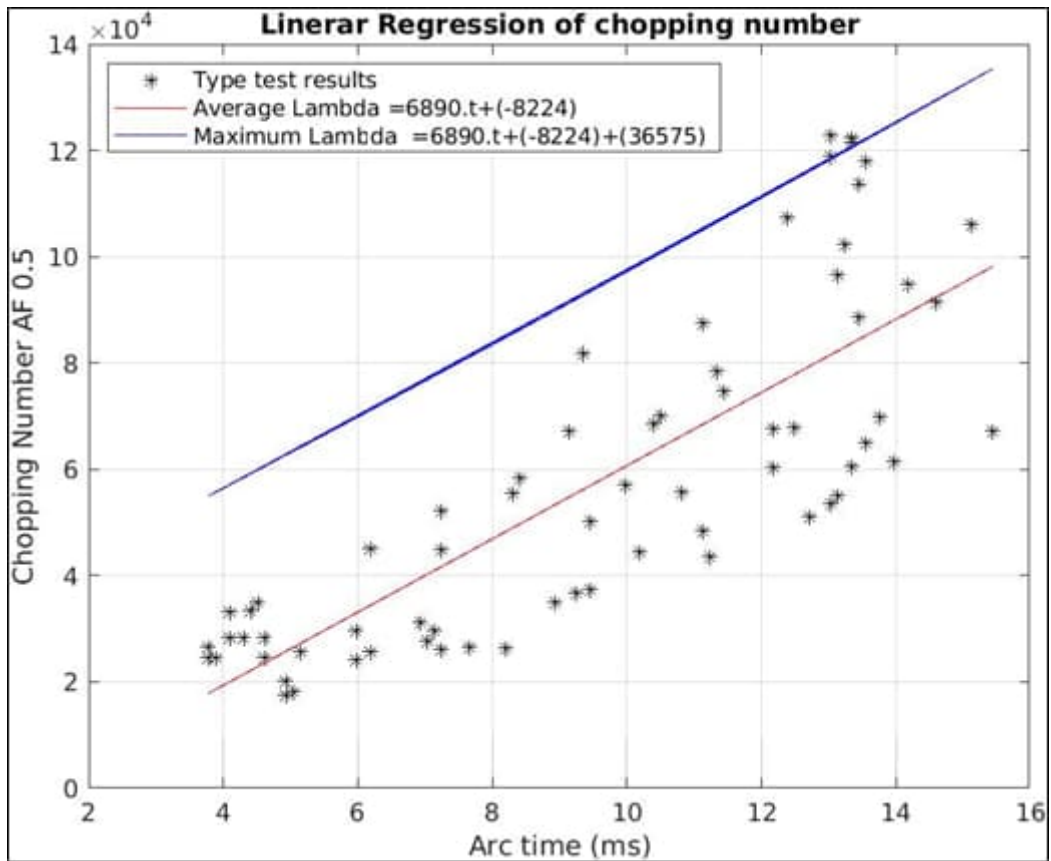


Figura 9- Cálculo do número de *chopping* (λ) por regressão linear - do autor

6 NOVAS METODOLOGIAS PROPOSTAS.

6.1 NOVO MÉTODO DE EXTRAÇÃO DO NÚMERO DE *CHOPPING*.

Na metodologia atual, após a extração do número de *CHOPPING*, o resultado é um valor único que é usado para realizar cálculos em todas as faixas de corrente testadas, ou em correntes muito próximas a essa faixa. No entanto, durante a análise realizada no desenvolvimento desta pesquisa, observou-se que em vários ensaios de tipo, envolvendo disjuntores de diferentes modelos e fabricantes, o número de *chopping* variava em diferentes faixas de corrente interrompida e pressão de gás do disjuntor. Com base nessas observações, está sendo proposta uma melhoria no processo de extração, que separa os resultados por faixa de corrente e pressão de teste. Isso significa que, uma vez conhecidos os valores dos números de *CHOPPING* para cada faixa de teste, será possível encontrar um número específico para uma determinada corrente e pressão de gás do disjuntor por meio das equações lineares de 8 a 11 abaixo.

$$A = \begin{bmatrix} I1 & P1 & 1 \\ I2 & P1 & 1 \\ I2 & P2 & 1 \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} \alpha1 \\ \alpha2 \\ \alpha3 \end{bmatrix} \quad C = \begin{bmatrix} \beta1 \\ \beta2 \\ \beta3 \end{bmatrix} \quad X = \begin{bmatrix} \alpha x1 \\ \alpha x2 \\ \alpha x3 \end{bmatrix} \quad Y = \begin{bmatrix} \beta y1 \\ \beta y2 \\ \beta y3 \end{bmatrix}$$

$$X = A^{-1}.B \quad (8)$$

$$Y = A^{-1}.C \quad (9)$$

$$\alpha x = Ix. \alpha x1 + P1. \alpha2 + \alpha3 \quad (10)$$

$$\beta x = Ix. \beta x1 + P1. \beta2 + \beta3 \quad (11)$$

Onde:

A=Matriz de correntes e pressões de teste

B=Vetor do coeficiente alfa do número de *chopping*

C=Vetor do coeficiente beta do número de *chopping*

X=Vetor da multiplicação do inverso da matriz A pelo vetor B

Y= Vetor da multiplicação do inverso da matriz A pelo vetor C

I1- é a corrente de teste 1

I2 é a corrente de teste 2

P1 é o disjuntor classificado pressão de enchimento

P2 é a pressão mínima do disjuntor

α 1. à α 3 é cortar o coeficiente Alfa em teste 1...3

β 1. à β 3 está cortando o coeficiente Beta em teste 1...3

Ix é a corrente avaliada do reator

α x é o coeficiente é termo coeficiente dependente do número de *chopping*

β x é o coeficiente independente do número de *chopping*

A Figura 10 ilustra a extração do número de *chopping* em um mesmo disjuntor, mas realizada para cada faixa de teste, enquanto a Tabela 1 apresenta os valores correspondentes de lambda máximo (λ_{max}) obtidos para cada faixa de teste.

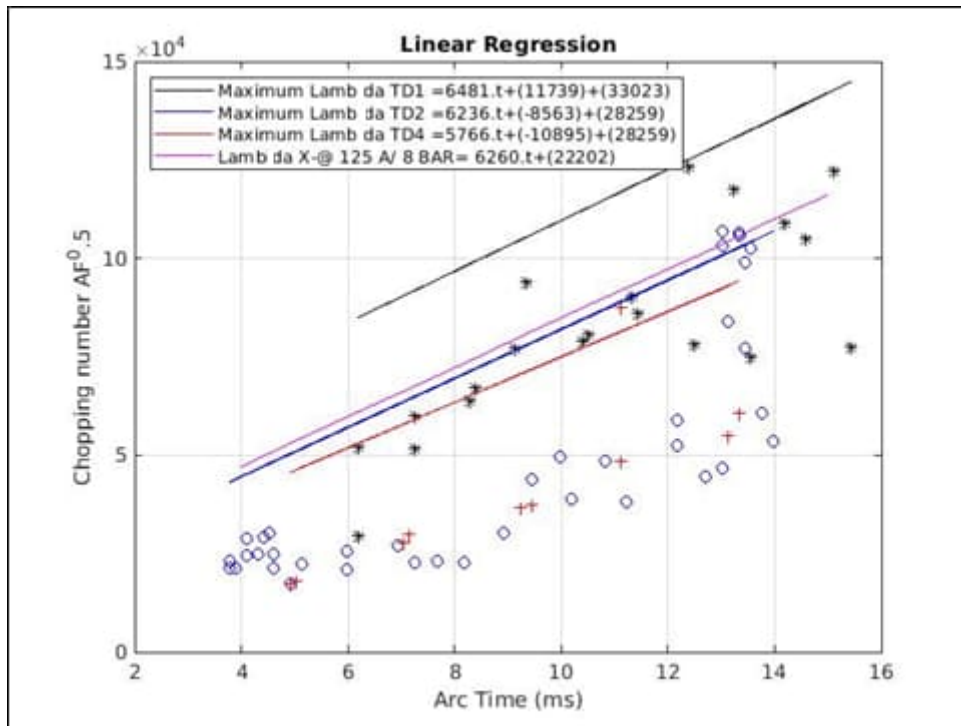


Figura 10- Cálculo do número de *chopping* (λ) por regressão linear, por faixa de teste –

Fonte do autor

Tabela 2- Valores de Lambda máxima para os testes da Figura 3

Teste de dever	Coefficiente Alfa	Coefficiente Beta
TD1	6481	44762
TD2 + TD3	6236	19696
TD4	5766	17364
TDX 125A/8 BAR	6260	22202

Com um exemplo numérico baseado na Tabela 1, considerando um reator com corrente nominal de 125 A, e utilizando as equações 7 e 8 propostas no novo método, o resultado obtido para λ_{max} seria de $6260.t + 22202$, em vez do λ_{max} de $6890.t + 28351$ do método atual. A Figura 11 apresenta a variação percentual do número de *chopping* entre os dois métodos em função do tempo de arco. Para esse exemplo específico, com uma corrente de 125 A e a extração pelo novo método proposto, a variação fica entre 12% e 15%, dentro da janela de interrupção do disjuntor.

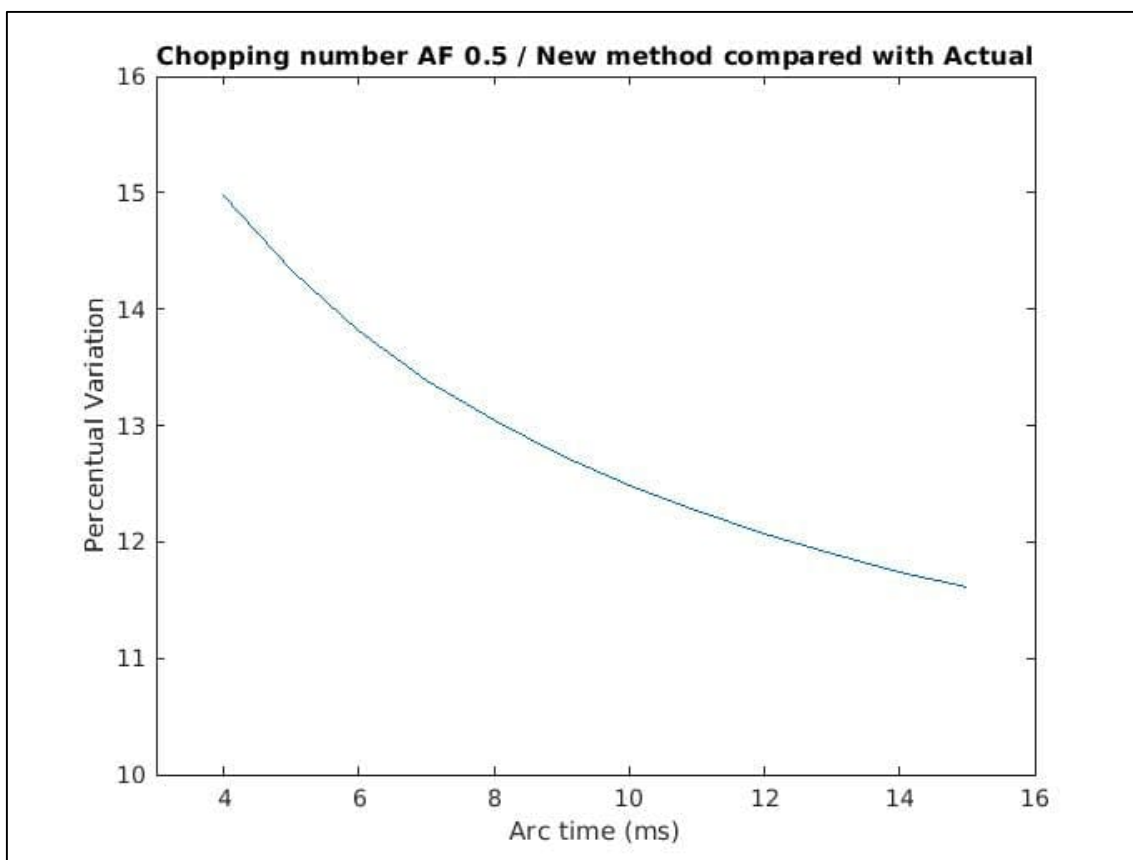


Figura 11 - Variação na lambda em função do tempo de arco, entre método proposto em relação ao método atual

Outra abordagem possível para obter o número lambda é realizar uma regressão linear de múltiplas variáveis diretamente com os dados dos ensaios de tipo. Neste caso, as variáveis independentes da regressão seriam o tempo de arco, a pressão do gás e a corrente eficaz do ensaio de tipo, enquanto a variável dependente seria o número lambda.

Esse processo de regressão linear de múltiplas variáveis é mais complexo do que a regressão linear com uma única variável independente. No entanto, uma vez que os coeficientes da regressão são obtidos, é possível calcular o número lambda para qualquer faixa de corrente, pressão e tempo de arco multiplicando as variáveis independentes pelos coeficientes correspondentes. Isso elimina a necessidade de cálculos matriciais apresentados nas equações de 8 a 11.

Como essa regressão proposta envolve três variáveis independentes, resultarão quatro coeficientes na regressão. Para visualizar a distribuição de pontos da variável dependente, foi criado um gráfico tridimensional. Para reduzir a complexidade, a pressão foi dividida pela corrente eficaz no gráfico.

A figura 12 abaixo ilustra a distribuição de pontos, tendo o tempo de arco e a relação entre pressão e corrente eficaz como variáveis independentes, e o número de *chopping* (λ) como variável dependente.

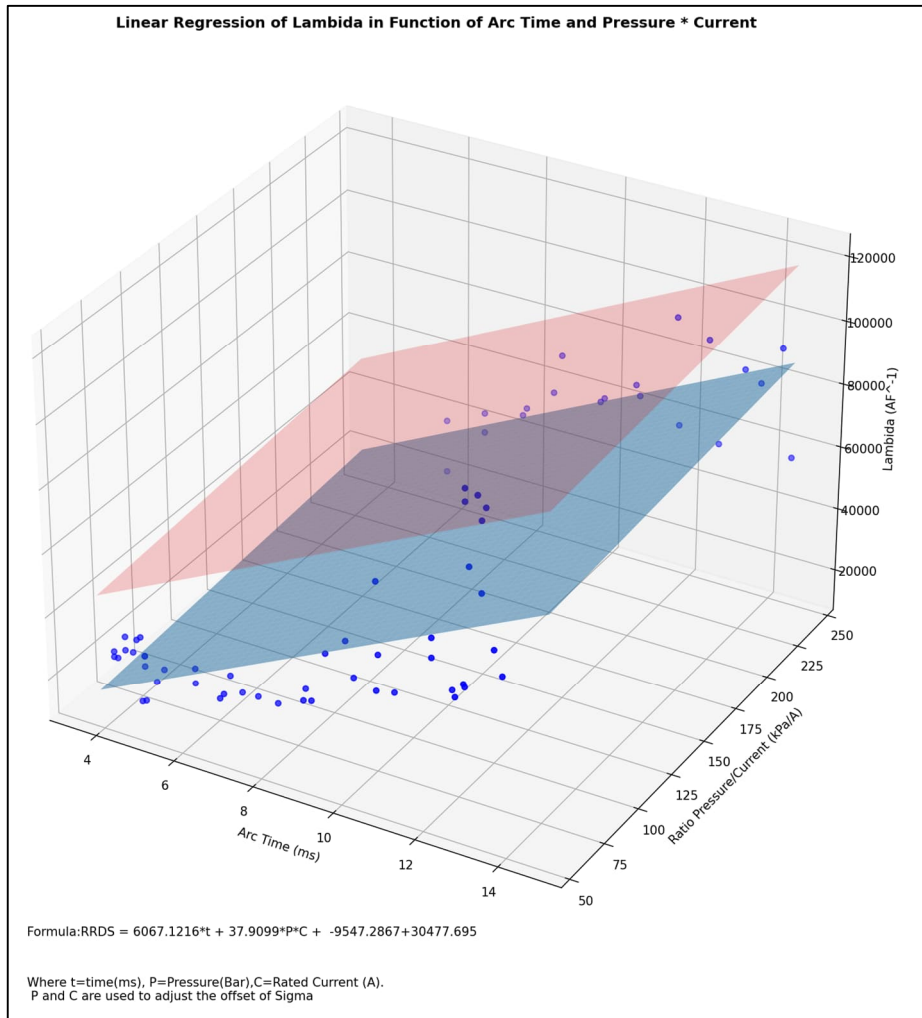


Figura 12 - Regressão linear de múltiplas variáveis do número chopping - Do Autor

A nova equação para o cálculo do número de *chopping* (λ) será:

$$\lambda = \alpha . t + \beta 1 * P * C + Const + 2 * \sigma \quad (12)$$

A partir dos dados obtidos por meio da regressão linear de múltiplas variáveis, a fórmula para o cálculo do número lambda em função do domínio do tempo ainda pode ser a mesma da equação 4, uma vez que a pressão e a corrente são constantes em regime de operação. Nesse caso, o coeficiente beta da equação 4 seria substituído pelos coeficientes encontrados na regressão linear de múltiplas variáveis, que refletem como o número lambda varia com o tempo de arco, a pressão do gás e a corrente eficaz.:

$$\beta = \beta 1 * P * C + Const + 2 * \sigma \quad (13)$$

Para validar o desempenho dos métodos de extração do número lambda, foram comparados os resultados do número lambda para diferentes faixas de corrente e pressão, em função do tempo de arco. A tabela abaixo apresenta os resultados dos números lambda obtidos por meio dos três métodos comparados:

Método 1 – Conforme definido em normas

Método 2 – Extração por regressão linear por faixa de corrente e pressão, a obtenção do número Lambda por cálculos lineares (conforme equações de 06 a 09).

Método 3 – Extração por regressão linear de múltiplas variáveis, conforme equação 11.

A tabela abaixo agora compara os erros entre os métodos 2 e 3, comparado com o método 1.

Tabela 3 - Comparação do número chopping em função dos tempos de arco, faixas de corrente e pressão

Comparação do número de <i>chopping</i>							
Tempo de arco (ms)	Número de <i>chopping</i> (λ) ou AF^{-1}						
	Faixa de corrente e pressão						
	Método 1	125 A @ 7 Bar		200 A @ 7 Bar		275 A @ 7 Bar	
Método 2		Método 3	Método 2	Método 3	Método 2	Método 3	
1	3,52E+04	3,30E+04	3,03E+04	3,48E+04	3,23E+04	3,66E+04	3,43E+04
2	4,21E+04	3,94E+04	3,64E+04	4,08E+04	3,84E+04	4,21E+04	4,03E+04
3	4,90E+04	4,58E+04	4,25E+04	4,67E+04	4,44E+04	4,77E+04	4,64E+04
4	5,59E+04	5,22E+04	4,85E+04	5,27E+04	5,05E+04	5,33E+04	5,25E+04
5	6,28E+04	5,86E+04	5,46E+04	5,87E+04	5,66E+04	5,88E+04	5,85E+04
6	6,97E+04	6,50E+04	6,07E+04	6,47E+04	6,26E+04	6,44E+04	6,46E+04
7	7,66E+04	7,14E+04	6,67E+04	7,07E+04	6,87E+04	7,00E+04	7,07E+04
8	8,35E+04	7,78E+04	7,28E+04	7,67E+04	7,48E+04	7,55E+04	7,68E+04
9	9,04E+04	8,42E+04	7,89E+04	8,27E+04	8,08E+04	8,11E+04	8,28E+04
10	9,73E+04	9,06E+04	8,49E+04	8,87E+04	8,69E+04	8,67E+04	8,89E+04
11	1,04E+05	9,70E+04	9,10E+04	9,46E+04	9,30E+04	9,22E+04	9,50E+04
12	1,11E+05	1,03E+05	9,71E+04	1,01E+05	9,91E+04	9,78E+04	1,01E+05
13	1,18E+05	1,10E+05	1,03E+05	1,07E+05	1,05E+05	1,03E+05	1,07E+05
14	1,25E+05	1,16E+05	1,09E+05	1,13E+05	1,11E+05	1,09E+05	1,13E+05

O método 3 demonstrou apresentar uma menor variação e amplitude de erros em função do tempo de arco, para as diversas faixas de correntes calculadas, quando comparado ao método definido pelas normas, conforme mostrado na figura 14. Essa superioridade pode ser atribuída ao fato de que o método 3 utiliza um maior número de pontos em comparação ao método 2. No método 2, inicialmente, é realizada uma regressão linear com um número reduzido de pontos e, posteriormente, outros cálculos lineares são aplicados. Essa abordagem com um menor número de pontos no método 2, juntamente com duas sequências de cálculo, resulta em uma variação de erros mais significativa em relação ao método 3, conforme mostrado na figura 13. Portanto, nas modelagens do disjuntor, optaremos por utilizar exclusivamente o método 1 e o método 3.

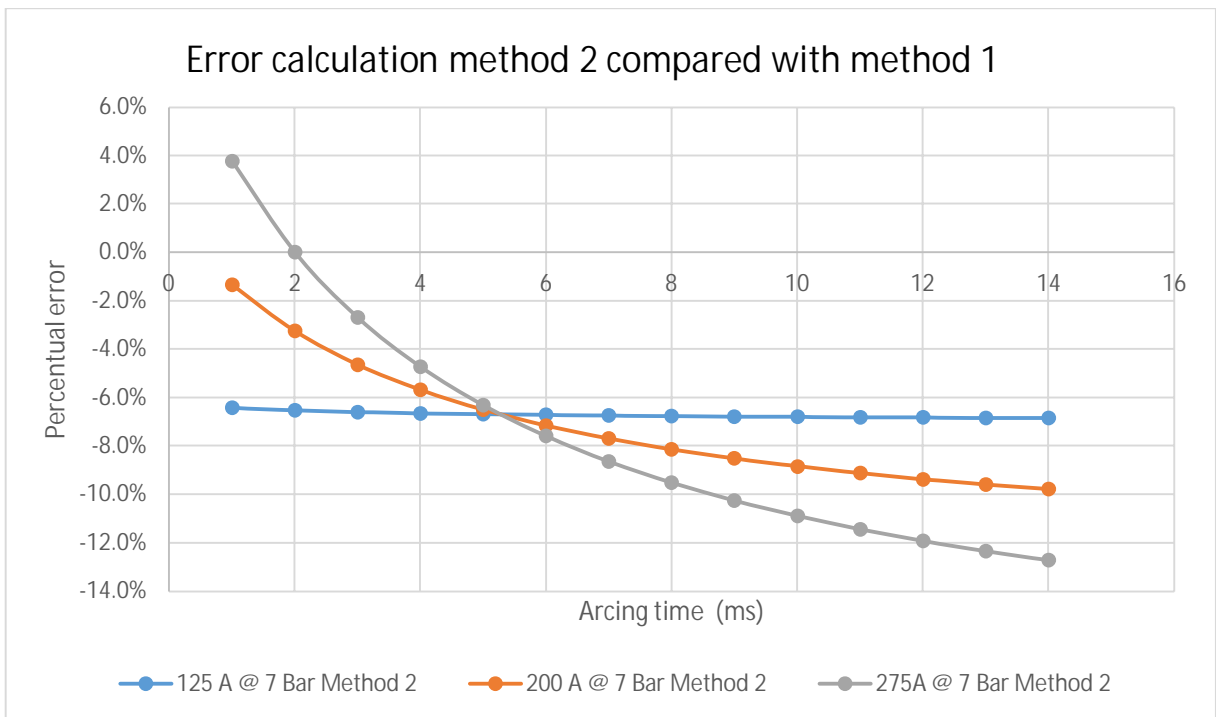


Figura 13 - Comparação dos erros em função do tempo de arco para o método 2 - Fonte do Autor

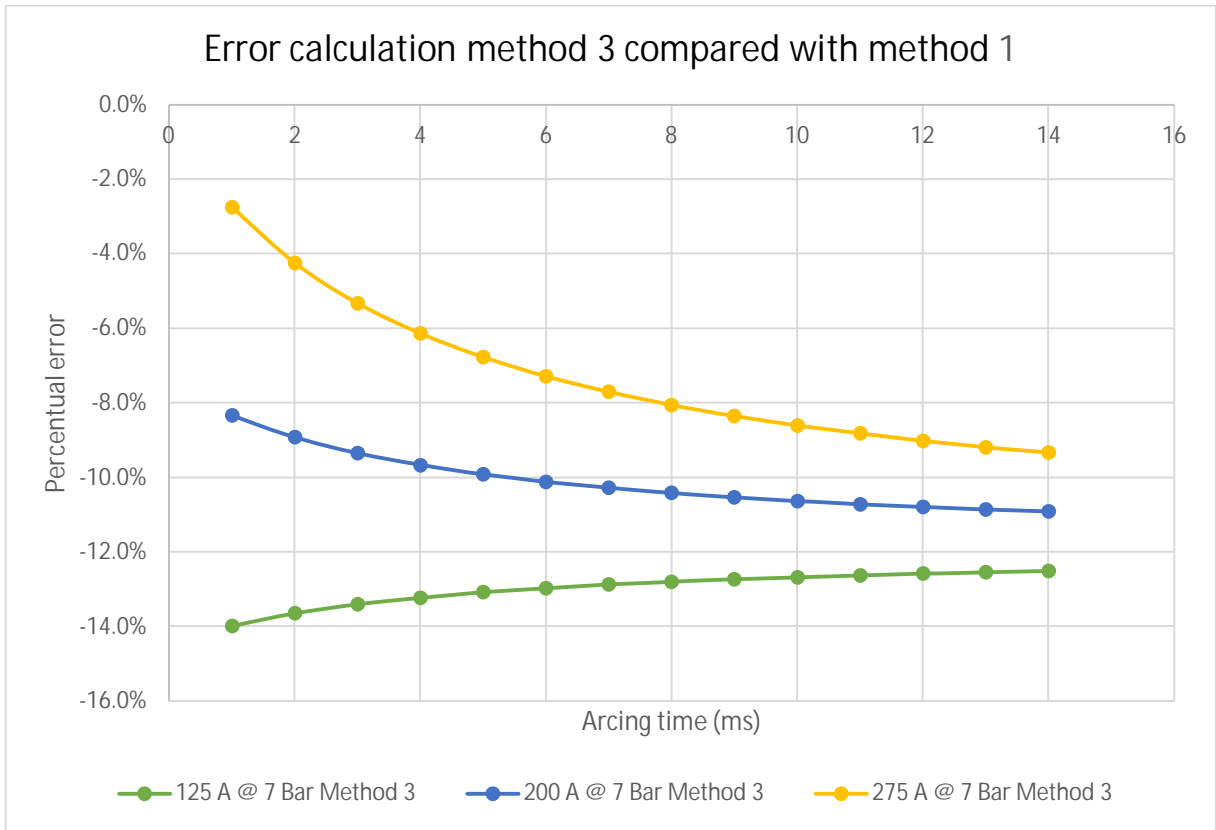


Figura 14- Comparação dos erros em função do tempo de arco para o método 3 - Fonte do Autor

6.2 EXTRAÇÃO DA ENVOLTÓRIA DO DISJUNTOR.

Outra informação importante que pode ser extraída do ensaio de tipo é a identificação dos pontos onde ocorrem as re-ignições. Ao analisar os valores da tensão de restabelecimento em relação ao tempo de arco, que está diretamente relacionado à distância entre os contatos, podemos estimar o RRDS (Taxa de Crescimento da Resistência Dielétrica), que quantifica o aumento na resistência dielétrica dos contatos à medida que sua distância se altera.

Durante essa análise, também é relevante identificar o tempo de arco mínimo, que ocorre quando a corrente não é interrompida devido à proximidade excessiva dos contatos e aos efeitos térmicos do arco elétrico. Esse fenômeno, conhecido como falha térmica, não resulta em valores significativos de *chopping* da corrente e, conseqüentemente, não gera sobretensões relevantes.

Ao analisar esses dados em diversos modelos de disjuntores, observou-se uma relação inversamente proporcional entre a taxa de recuperação da isolação e a corrente interrompida, bem como uma relação diretamente proporcional entre o tempo de arco mínimo e a corrente interrompida. Realizando uma regressão linear dos pontos onde ocorreram as re-ignições, foi possível estimar os valores médio, mínimo e máximo da taxa de recuperação da isolação. No entanto, vale ressaltar que o número de amostras obtidas nos testes é limitado, uma vez que as re-ignições não ocorrem em todos os testes realizados.

A figura 15 abaixo exemplifica a extração desses pontos a partir dos dados de um ensaio de tipo, representados em um gráfico de dispersão XY. No gráfico, o eixo Y representa os valores de tensão nos quais as re-ignições ocorreram, enquanto o eixo X representa o tempo de arco. A equação foi extraída por meio de regressão linear dos resultados.

No exemplo utilizado, observou-se uma dispersão significativa dos pontos de re-ignição, o que dificulta a obtenção de uma regressão linear precisa que represente a envoltória média do disjuntor. Por exemplo, com 3 ms de tempo de arco, ocorreram re-ignições com valores de tensão variando de 0,3 pu a 1,3 pu, com um valor médio resultante da regressão linear de 0,83 pu.

Nesse contexto, uma abordagem mais segura e conservadora seria utilizar o valor mínimo obtido na regressão linear para o RRDS. Abaixo dessa envoltória mínima, é seguro assumir que as re-ignições não ocorrerão.

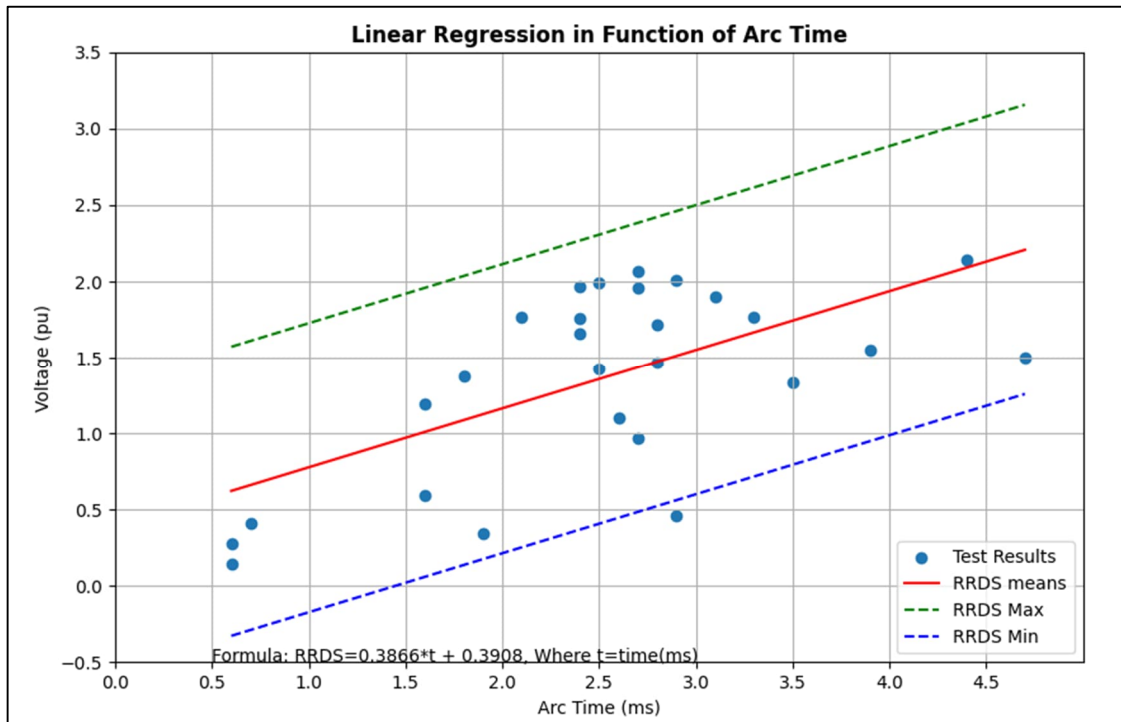


Figura 15- Extração do RRDS por regressão linear (Tensão versus tempo de arco) - Fonte do Autor

Uma das razões para a ocorrência dessa grande dispersão dos pontos é devido às diferentes condições de pressão e corrente nos testes. O teste TD1 foi realizado com 350 A e pressão nominal, TD2 e TD3 com corrente de 100 A e pressão nominal, e o TD4 com corrente de 100 A e pressão mínima de operação do disjuntor. Correntes mais altas tendem a reduzir a taxa do RRDS devido ao maior efeito térmico, enquanto pressões mais altas aumentam o RRDS. Portanto, ao considerar essas variáveis, é possível obter um fator de ajuste para o deslocamento do RRDS, levando em conta as reais condições de pressão e corrente de operação do disjuntor.

O mesmo método de análise que foi usado para obter o número Lambda foi aplicado para obter o RRDS. O gráfico abaixo mostra o resultado de uma regressão linear de múltiplas variáveis, onde as variáveis independentes são o tempo de arco e a relação entre pressão e corrente, e a variável dependente é a tensão nas re-

ignições. Isso resultou na geração de um gráfico tridimensional, conforme mostrado na figura 16 para facilitar a visualização e compreensão do método. A regressão e o gráfico foram gerados usando a linguagem de programação Python.

Para a análise anterior do RRDS em função do tempo de arco a equação para o RDDS, extraída por regressão linear das tensões de falha (variável dependente), em função do tempo de arco (Variável independente) era:

$$RRDS(\text{med}) = 0.3866 * t + 0.3908$$

Porém com a nova análise separando as variáveis, é possível fazer uma correção da RRDS, conforme o plano gerado na regressão linear de múltiplas variáveis, considerando as variáveis independentes, tempo de arco, corrente e pressão do gás.

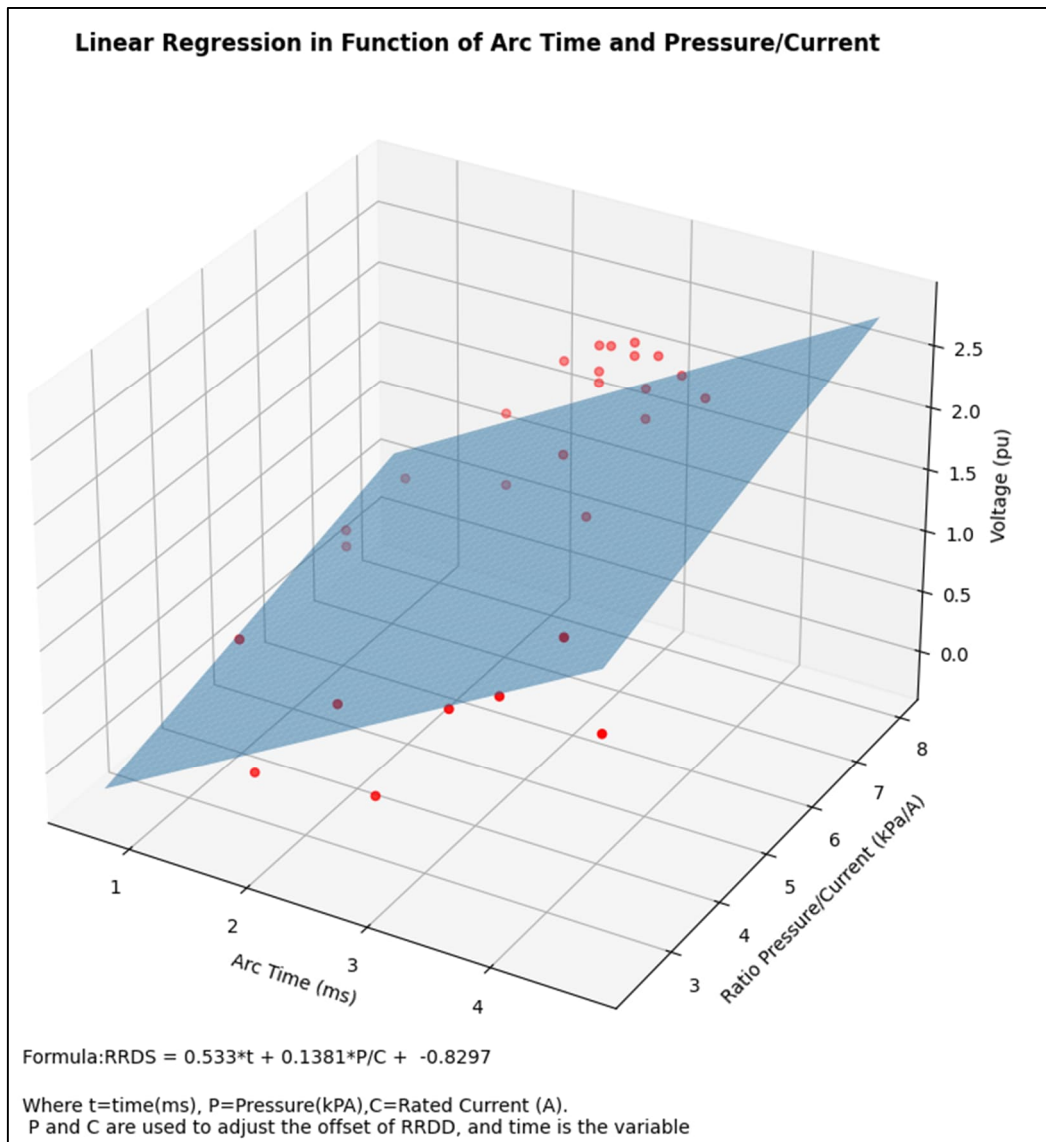


Figura 16 - Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS – Fonte do Autor

Somente para fins de comparação numérica, considerando correntes de 100 A, 200A e 315 A, uma pressão de operação de 800kPa abs, e um tempo de arco de 3 ms, será obtido os seguintes resultados para as condições abaixo:

1 – Regressão linear (Tensão e tempo de arco)

$$RRDS (med) = 0.3866 * t + 0.3908$$

$$RRDS (med-3ms) = 1.5506 \text{ pu}$$

2 - Regressão linear de múltiplas variáveis, conforme figura 16 (Tensão, tempo de arco, pressão e corrente)

$$RRDS(med) = 0.533 * t + 0.1381 * \frac{P}{C} - 0.8297$$

Com corrente de 100A e pressão de 800 kPa

$$RRDS (med-3ms) = 1.8741 \text{ pu}$$

Com corrente de 200A e pressão de 800 kPa

$$RRDS (med-3ms) = 0.3217 \text{ pu}$$

Com corrente de 315A e pressão de 800 kPa

$$RRDS (med-3ms) = 1.12 \text{ pu}$$

A Figura 17 abaixo, e a Figura 16 anterior vista de uma outra perspectiva, onde é possível observar 3 conjuntos de pontos alinhados na relação pressão dividido pela corrente sendo:

O conjunto de pontos mais à esquerda na linha 8 da relação pressão por corrente, são os resultados dos testes TD2 e TD3, com 800 kPa e 100 A.

O conjunto de pontos mais à esquerda na linha 7 da relação pressão por corrente, são os resultados dos testes TD4 com 700 kPa e 100 A.

O conjunto de pontos mais à direita na linha 2.5 da relação pressão por corrente, são os resultados dos testes TD1 com 800 kPa e 315 A.

Outro ponto importante a ser observado, é que o plano resultante da regressão linear, está inclinando, de forma crescente com o aumento da relação pressão dividido pela corrente, conforme já observado anteriormente.

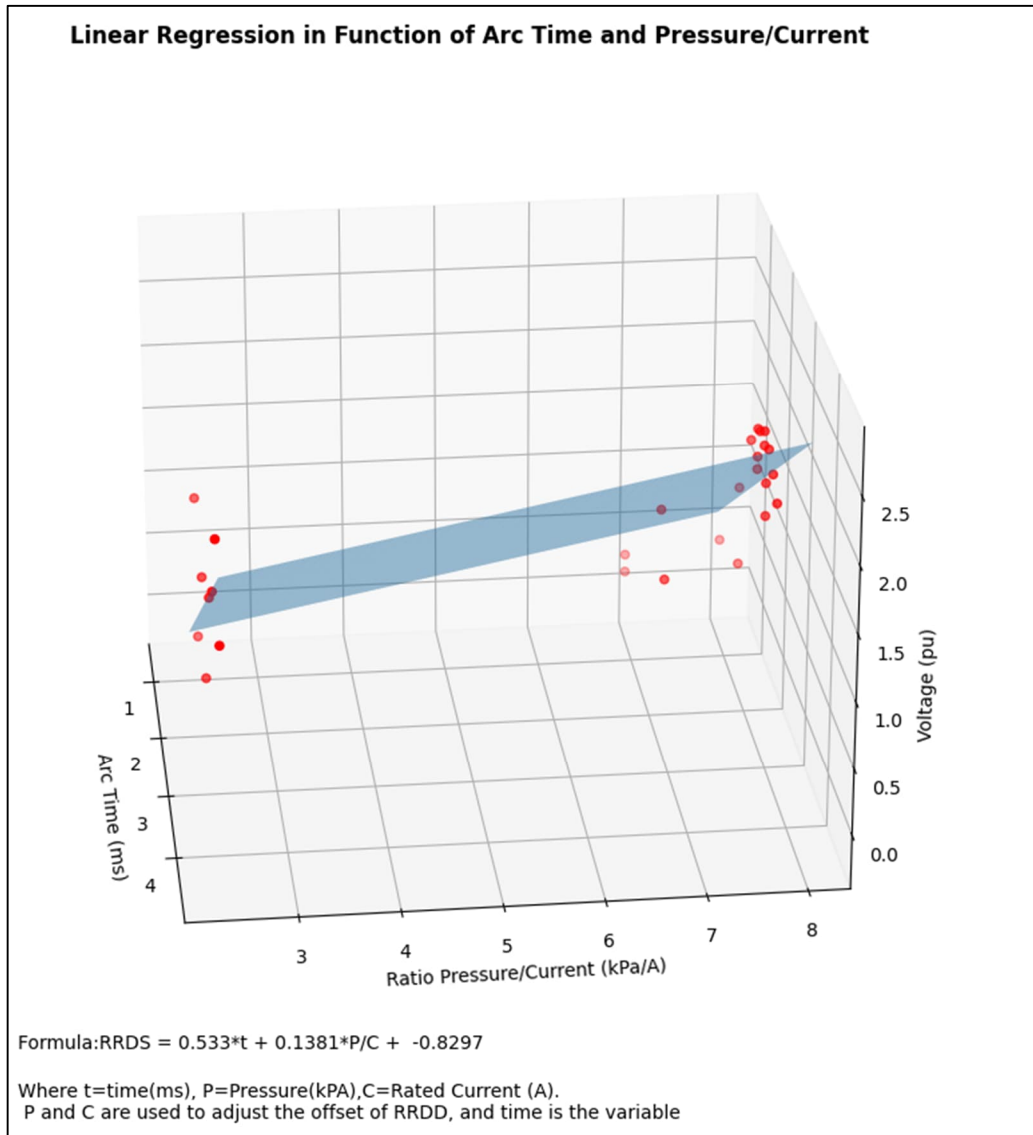


Figura 17 - Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS sob perspectiva da pressão/Corrente – Fonte do Autor

Mudando o foco para a perspectiva do tempo de arco, podemos observar que os pontos em vermelho vivo na parte frontal representam os resultados dos testes TD2 e TD3 (100 A e 800 kPa) e o TD4 (100 A e 700 kPa). Esses pontos começam com um tempo de aproximadamente 0, e vão até cerca de 3,5 ms. Por outro lado, os pontos vermelhos mais opacos, mais ao fundo, representam os resultados do teste TD1 (315 A e 800 kPa), e o início das re-ignições ocorre com um tempo de quase 2 ms, terminando por volta de 5 ms. A taxa de crescimento do RRDS permanece muito próxima com o aumento da corrente, mas há um deslocamento no eixo do tempo.

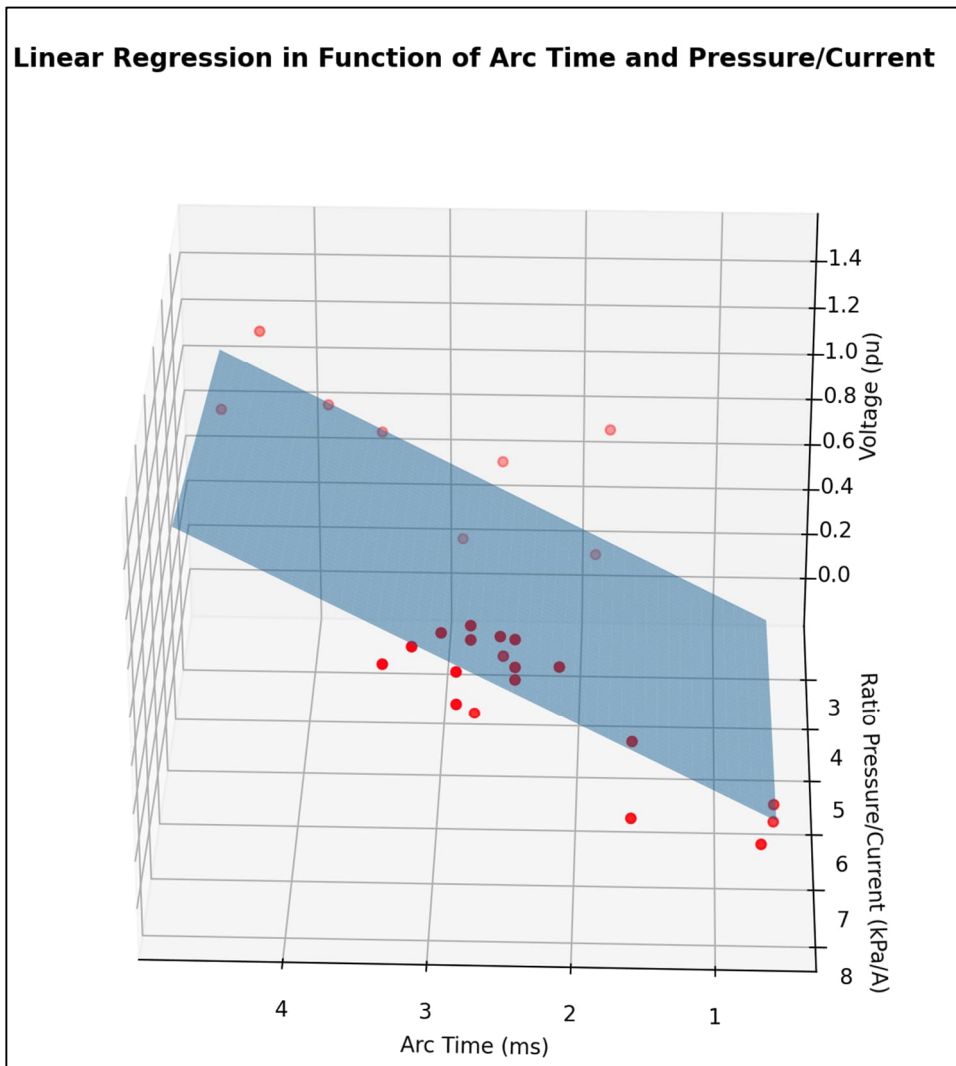


Figura 18- Gráfico da análise com múltiplas variáveis da RRDS sob perspectiva do tempo de arco – Fonte do Autor

A análise da taxa de crescimento do RRDS em função do tempo de arco revela que essa taxa aumenta à medida que a corrente diminui e a pressão aumenta. Uma vez obtida a equação que descreve a RRDS, o próximo passo é criar um modelo para simulações. No entanto, é importante observar que a análise anterior da RRDS fornece informações apenas sobre o comportamento da isolação na região onde ocorreram as re-ignições, dentro da câmara de extinção do disjuntor. É sabido que a isolação interna do disjuntor supera a isolação externa muito antes de os contatos atingirem sua separação máxima. A isolação externa é afetada por diversos fatores, incluindo condições ambientais, frequência, amplitude e tempo de sobretensão aplicada.

As normas estabelecem que os disjuntores devem ser testados com níveis padronizados de impulso de manobra, e recomendam que as tensões de restabelecimento de chaveamento de reatores não excedam 80% do valor nominal de impulso de manobra padronizado para o nível de tensão do disjuntor. Isso visa garantir a integridade da isolação externa dos disjuntores e evitar falhas.

A Figura 19 apresenta um exemplo de coordenação típica de isolamento de um disjuntor a SF6. A curva vermelha representa a isolação interna dos contatos de arco, a linha azul representa a tensão suportável de impulso de manobra e a linha verde representa a tensão suportável de impulso atmosférico. O eixo X representa o tempo e o eixo Y representa a tensão em pu. Observa-se que, em aproximadamente 6 ms, a isolação interna supera a plena tensão suportável de impulso de manobra. Isso indica que, a partir desse ponto, em caso de re-ignição, existe uma alta probabilidade de que a falha ocorra na isolação externa do disjuntor, e não nos contatos de arco.

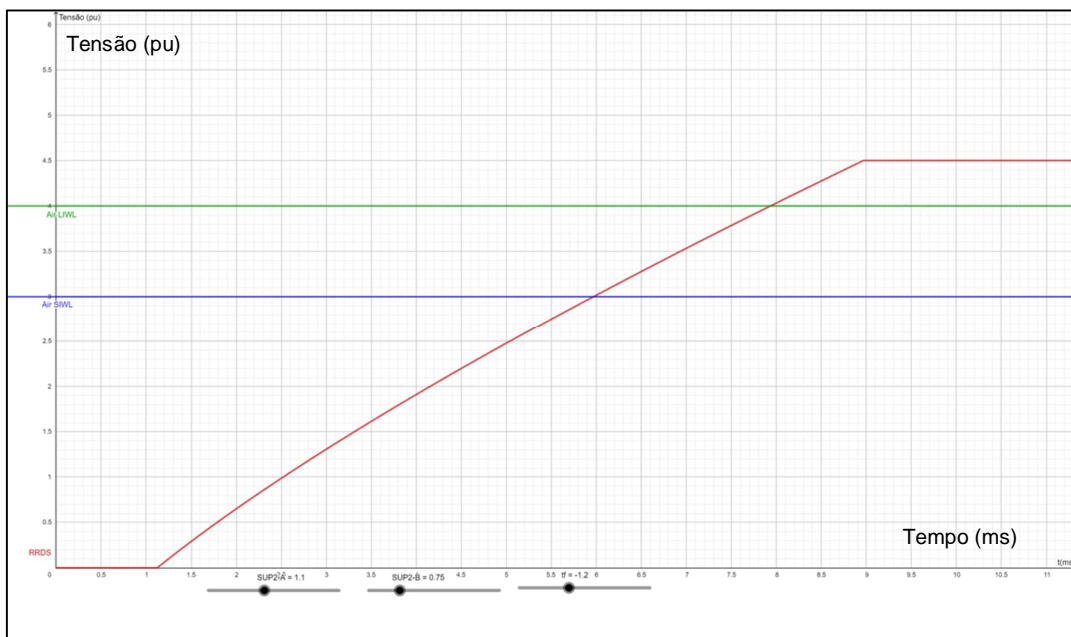


Figura 19 - Coordenação de isolamento típica de um disjuntor a SF₆ - Do Autor

Com base nas definições de coordenação de isolamento e na equação 14, é possível calcular a recuperação da isolação em função do tempo de arco usando os dados extraídos do ensaio de tipo, especificamente a partir dos pontos em que ocorreram as re-ignições, conforme ilustrado na Figura 19.

$$RRDS = \Gamma.t + \Delta.P/C + E \quad (14)$$

Onde:

Γ =Taxa de crescimentos do RRDS em função do tempo.

Δ =Taxa de correção do RRDS em função da relação pressão e corrente.

E =Constante

Porém a envoltória do disjuntor deverá possuir 03 regiões sendo elas:

Zona 1- Zona de falha térmica/Tempo de arco mínimo. Esta região se encontra nos pontos onde não ocorreram reignições e nem a interrupção da corrente a partir da primeira passagem por zero, após a separação dos contatos, ou nos casos em que a equação 10 gerar resultados negativos;

Zona 2 - Zona variável do RDDS. Região compreendida entre o tempo de arco mínimo, até 80% do valor de impulso de manobra nominal do disjuntor. Nesta região a recuperação da isolação irá variar em função do tempo de arco, conforme equação 10;

Zona 3 - Isolação constante. Esta região está limitada pela isolação externa do disjuntor, quando o resultado da equação 14, é maior que 80% do valor de impulso de manobra nominal do disjuntor.

6.3 MODELAGEM DO ARCO.

No desenvolvimento deste estudo, observou-se que em alguns modelos de disjuntores já criados para simulações no ambiente ATP [21], que se destinam à simulação da interrupção de correntes de baixa magnitude, foi empregado o modelo universal de arco, cuja resistência varia de maneira inversamente proporcional à intensidade da corrente. Contudo, esses modelos de arco demonstraram ser eficazes nas simulações envolvendo correntes de maiores magnitude, nas quais a influência da distância de separação dos contatos na recomposição da isolação, devido aos efeitos térmicos ocorridos no bocal de sopro, é desprezível.

Por outro lado, os disjuntores que utilizam gás SF₆ apresentam uma alta capacidade de resfriamento graças aos sistemas de sopro ou auto sopro do SF₆ sobre o arco elétrico. Isso confere aos disjuntores a capacidade de recuperar rapidamente a isolação após a interrupção. Nesse contexto, foram analisados os resultados das medições das tensões de arco, da corrente de *chopping* e do tempo de arco obtidos durante os ensaios de tipo dos disjuntores. Observou-se que a resistência do arco variava de forma proporcional ao tempo de arco, mas não apresentava variação significativa em relação ao valor da corrente de *chopping*. Com base nessa observação, propõe-se uma nova abordagem para modelar o arco elétrico durante a interrupção de correntes de baixa magnitude.

A nova modelagem considera que o aumento da resistência do arco depende do tempo de arco, devido às variações na distância de separação dos contatos, bem como da corrente instantânea. Para testar essa hipótese, foram realizados tratamentos estáticos nos resultados das medições das tensões de arco obtidas durante os ensaios de tipo dos disjuntores. Todas as variáveis independentes do circuito de teste foram levadas em consideração, tais como:

- indutância do reator;
- capacitância total em paralelo aos contatos do disjuntor;
- pressão do gás;
- corrente nominal;
- corrente de *chopping*;
- Tempo de arco.

Novamente, utilizou-se o método de regressão linear de múltiplas variáveis para obter os coeficientes da equação da tensão de arco. A regressão linear foi implementada por meio de um modelo criado em uma linguagem de programação interpretada, como o Matlab. Após obter a equação da tensão de arco, levando em consideração as variáveis independentes mencionadas anteriormente, os resultados das tensões de arco gerados pelo modelo universal de Mayr foram comparados com os do novo modelo proposto.

Para essa comparação, foram considerados os seguintes parâmetros: um reator de 550 kV, 3x40 MVAR, 2,5 nF de capacitância por fase, pressão de 700 kPa e corrente nominal de 200 A. Além disso, a mesma comparação foi realizada em um programa de simulação de transitórios eletromagnéticos ATP. Os resultados das tensões de arco e das tensões de restabelecimento do lado do reator e do lado da fonte foram comparados, conforme ilustrado nas Figuras 22 e 23.

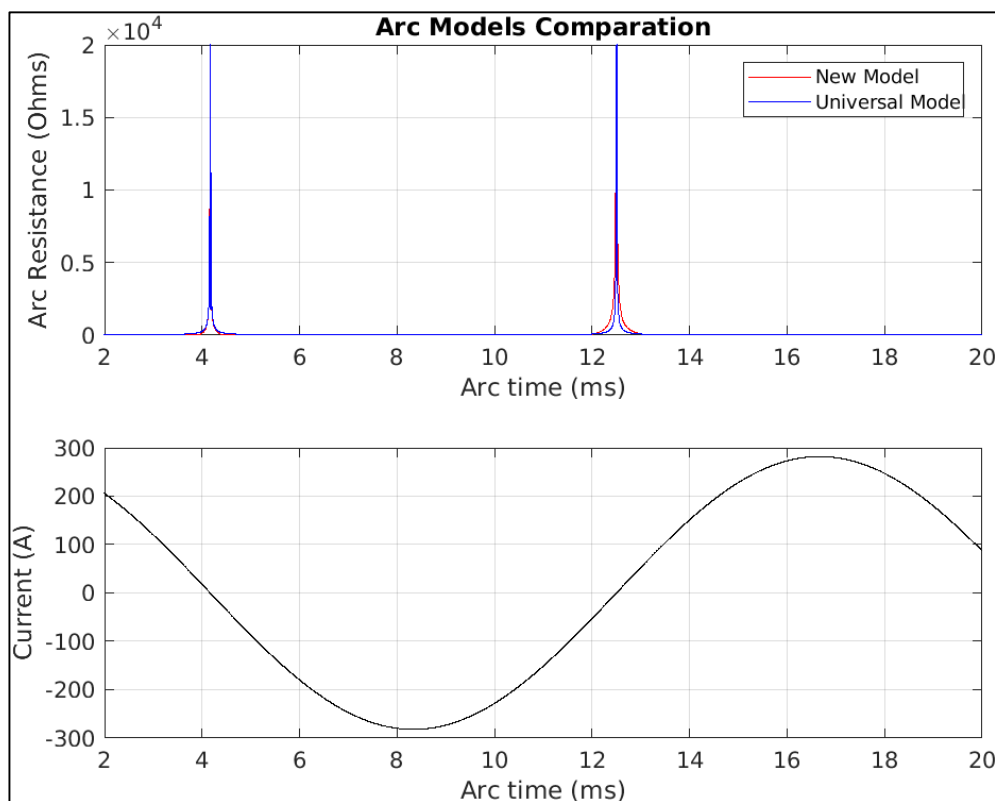


Figura 20 - Comparação modelos de arco - Fonte do Autor

A Figura 20 apresenta as resistências de arco nos gráficos superiores, sendo representadas em azul pelo modelo universal e em vermelho pelo novo modelo proposto. No gráfico inferior, é exibida a corrente no domínio do tempo. Em ambos

os modelos, pode-se observar que a resistência de arco aumenta de maneira exponencial à medida que a corrente tende a zero. No entanto, ao comparar o primeiro pico de resistência, ambos os modelos estão sobrepostos, enquanto no segundo pico, a resistência do novo modelo começa a aumentar antecipadamente em relação ao modelo universal.

Na Figura 21, o segundo pico da resistência de arco foi detalhado, permitindo uma visualização mais clara da diferença entre as formas das resistências no domínio do tempo. Essa antecipação na resistência de arco é uma consequência do aumento da distância de separação dos contatos em função do tempo.

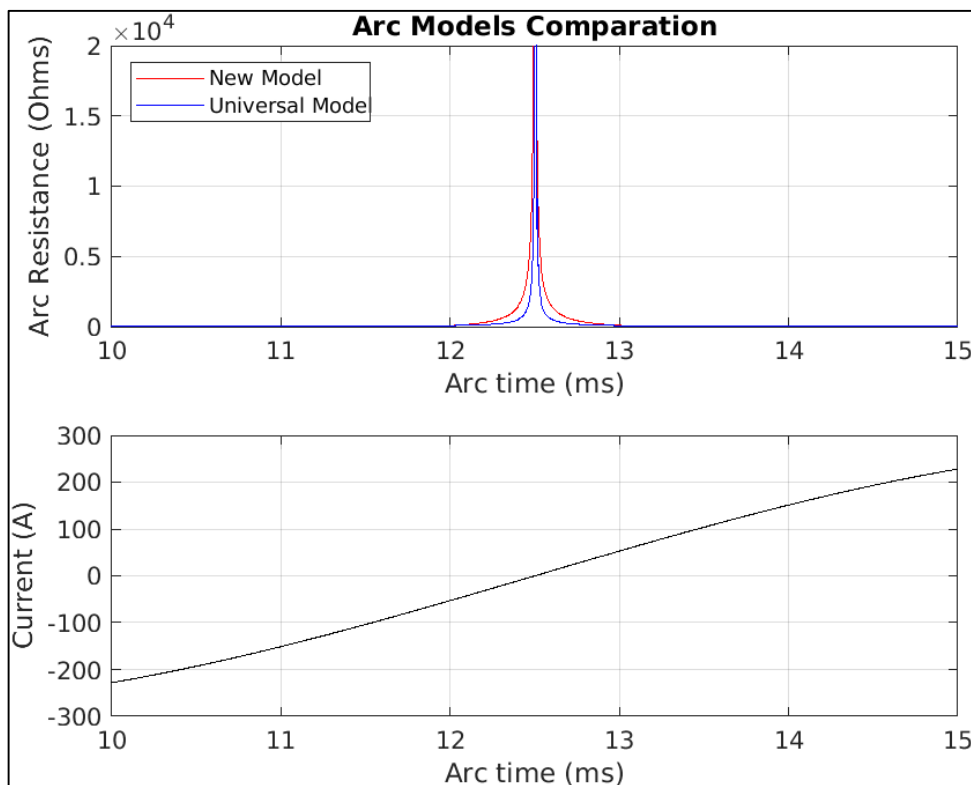


Figura 21 - Detalhes comparação entre modelos de arco - Fonte do Autor

A Figura 22 apresenta as tensões do lado do reator e do lado da fonte em uma simulação com o modelo universal de arco. Os três resultados da simulação são praticamente idênticos, com a diferença sendo apenas no detalhamento da janela de tempo e da tensão, especialmente próximo à interrupção da corrente.

No gráfico inferior da Figura 22, pode-se observar um "offset" contínuo da tensão do lado do reator em relação à tensão do lado da fonte. Isso é causado pelo efeito da resistência de arco, porém não representa o verdadeiro efeito da

sobretensão de pré arco que ocorre com a tensão de arco, conforme descrito nas normas de interrupção de pequenas correntes indutivas [4] e [5].

Por outro lado, na simulação com o novo modelo proposto, conforme mostrado na Figura 23, a tensão de arco começa a aumentar um pouco antes da ocorrência do *chopping* da corrente. Isso reproduz de forma mais precisa o comportamento das tensões de arco, como descrito nas normas de interrupção de pequenas correntes indutivas [4] e [5].

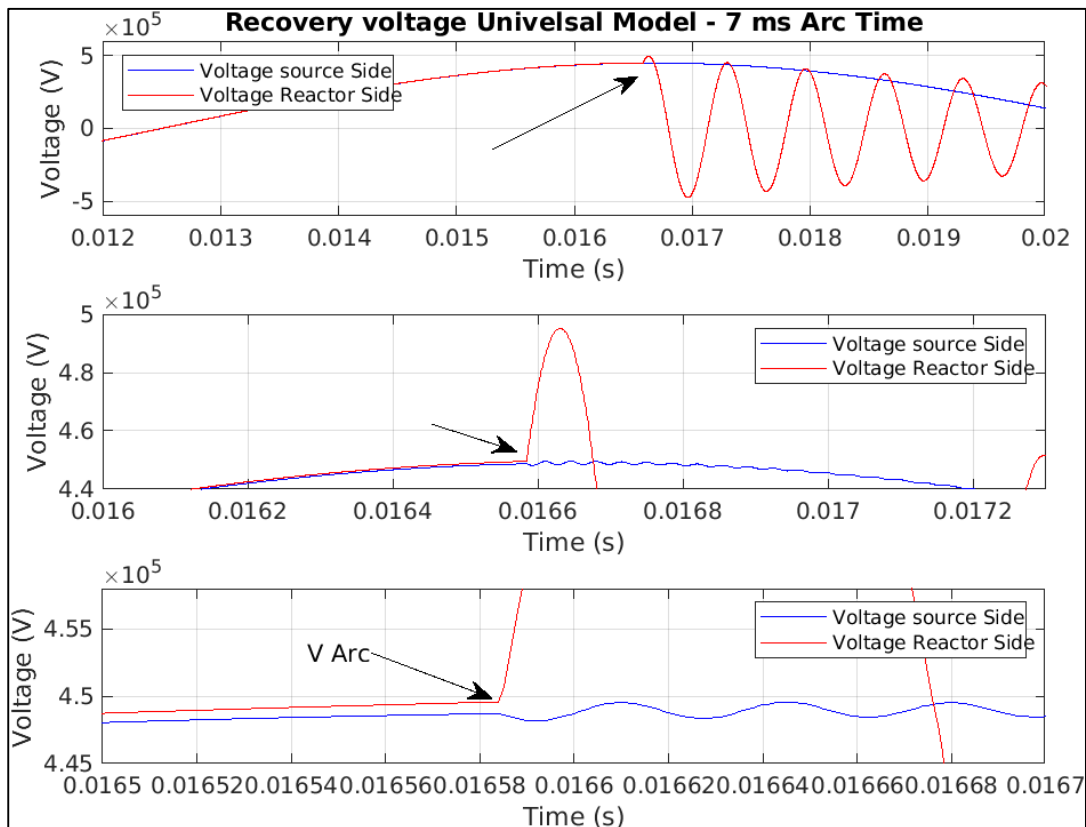


Figura 22 - Tensão de arco simulação com arco Universal – Fonte do autor

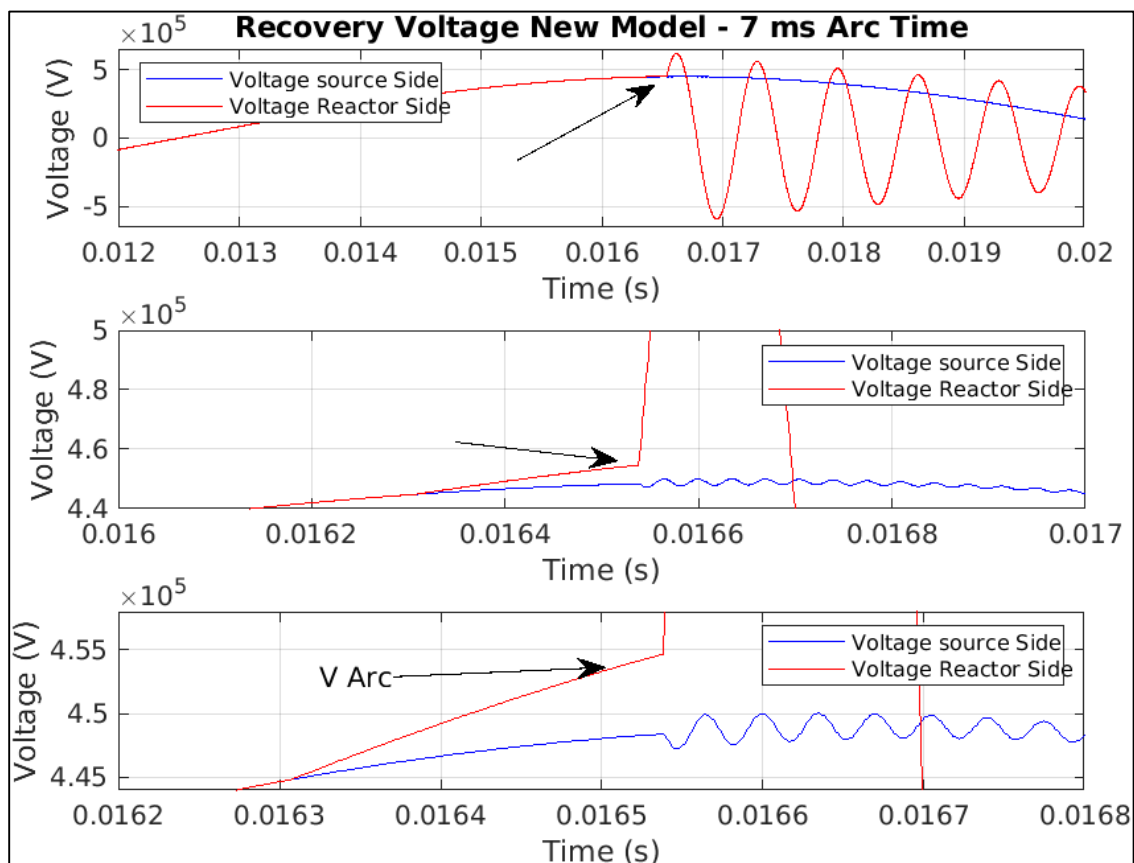


Figura 23- Tensão de arco simulação com novo modelo de arco – Fonte do autor

A proposta desse novo modelo é reproduzir as condições de tensão e resistência de arco de forma simplificada em simulações, fazendo uso de ferramentas matemáticas, de softwares como Microsoft Excel, Matlab ou Python para derivar o modelo com base em resultados reais de testes. Isso representa uma abordagem diferente do modelo de arco de Mayr, no qual os parâmetros de ajuste variam de acordo com o design específico do disjuntor. Esses parâmetros de ajuste são conhecidos apenas pelo fabricante, que os obtém por meio de testes mais complexos ou simulações que envolvem mecânica dos fluidos e equações termodinâmicas.

6.4 MODELAGEM DE REATOR

A modelagem do reator é uma etapa crucial para a simulação precisa das primeiras, segundas e oscilações principais que ocorrem durante as reignições, bem como o amortecimento das oscilações no lado do reator devido ao efeito do *chopping* da corrente, como descrito em [4] e [5]. Para alcançar uma reprodução

mais precisa dessas oscilações, é essencial realizar a modelagem do reator no domínio da frequência. Embora seja desafiador obter os dados necessários para essa modelagem, existem algumas abordagens disponíveis.

Uma delas é a obtenção de modelos de reator por meio de fabricantes, especialmente em estudos que envolvem transitórios muito rápidos, como os chamados "VFT - *Very Fast Transient*", que ocorrem em subestações com isolamento a SF₆, no mercado brasileiro. Outra possibilidade é a obtenção do modelo no domínio da frequência por meio de testes de resposta em frequência (FRA). Nos testes realizados durante o desenvolvimento desta pesquisa, foi utilizado o algoritmo "*Vector Fitting 3*" (VF) [22], com código em linguagem Matlab, juntamente com simulações no ATP usando o elemento Kizilcay.

O algoritmo VF utiliza uma técnica iterativa de realocação de polos e zeros até alcançar a convergência. Dependendo do programa de simulação usado, como o PSCAD, é possível utilizar diretamente os polos e zeros imaginários obtidos a partir da saída do algoritmo VF para criar uma função de transferência que represente a modelagem do reator.

No contexto das simulações no ATP, existem duas opções para lidar com a modelagem do reator no domínio da frequência: a transformação da função de transferência, obtendo-se um circuito elétrico equivalente a partir de polos e resíduos reais, ou a utilização do elemento Kizilcay, que representa um circuito não linear baseado em polos e zeros reais.

Durante os testes realizados no ATP, a transformação da função de transferência a partir do circuito de saída da rotina VF, que cria um circuito equivalente no domínio da frequência, mostrou-se instável em redes maiores e gerou componentes com valores de indutância e capacitância negativos. Em contraste, o elemento Kizilcay apresentou uma resposta de frequência adequada e estabilidade em redes maiores, mesmo quando continha até 20 polos.

Diversas configurações foram testadas em relação ao número de polos e iterações no algoritmo VF. Os testes com polos complexos e muitos polos resultaram em uma redução de erros, mas o ATP não convergiu quando mais de 20 polos foram usados em redes extensas, além de não aceitar polos complexos no elemento Kizilcay. Portanto, foi necessário encontrar um equilíbrio entre um número de polos reais que reproduzisse bem os resultados do teste de resposta em frequência (FRA) e a estabilidade nas simulações do ambiente ATP.

A Figura 24 mostra uma comparação entre os resultados reais de um teste de FRA em um reator. Nesse teste, os valores de impedância foram convertidos em admitância antes de passar pelo algoritmo VF. O resultado de saída utiliza 20 polos reais e 15 iterações do algoritmo, mostrando uma boa concordância com os resultados reais do FRA.

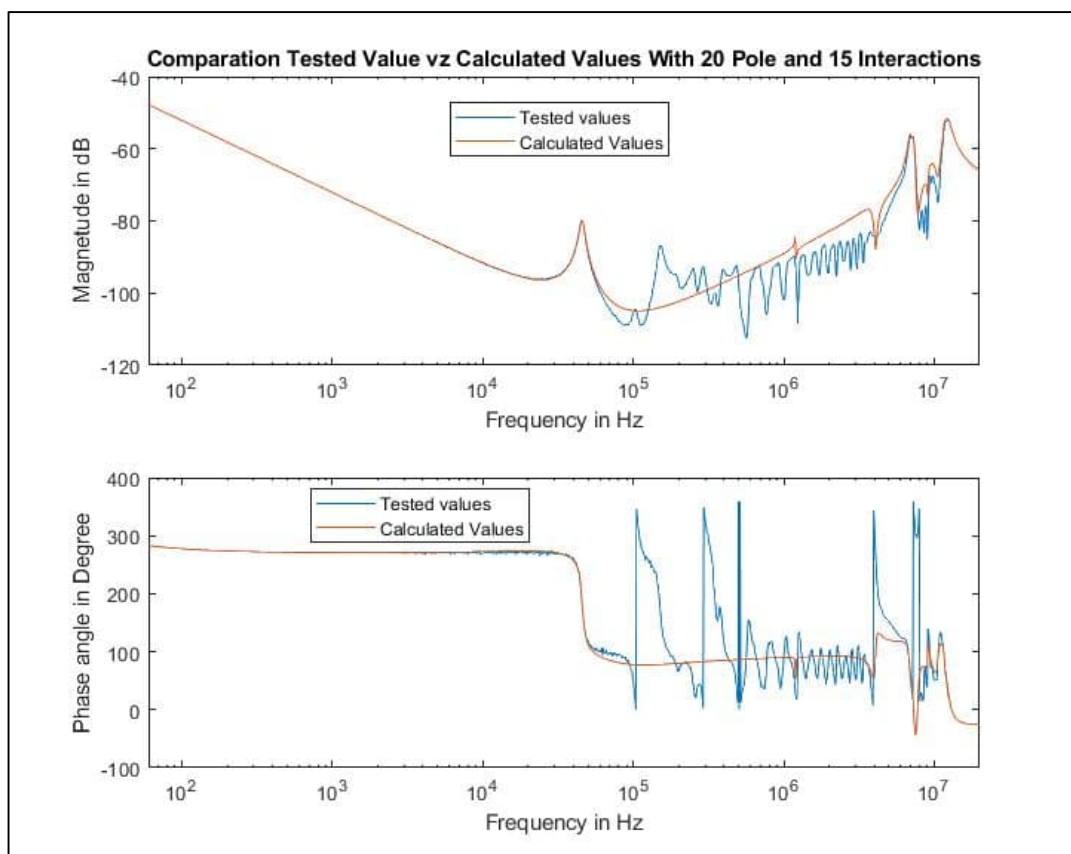


Figura 24- Comparação FRA resultados de teste versus VF saída - Do Autor

A Figura 25 exibe os resultados de uma simulação de re-ignição utilizando o elemento Kizilcay com 20 polos, extraído do algoritmo VF após 15 iterações, como demonstrado pelos dados da Figura 24. Essa simulação ilustra os fenômenos da primeira, segunda e oscilações principais que ocorrem durante uma re-ignição, conforme descrito na TR-IEC62271-306 e IEEE C37.015. Além disso, a figura 25 mostra o amortecimento da tensão do lado do reator, tanto em condições de abertura com como sem re-ignição, conforme evidenciado nas Figuras 25 e 26.

A Figura 25 representa uma simulação completa de um circuito, incluindo os trechos de barramento entre a barra, disjuntor e reator, modelados por meio da rotina LCC do ATP, com parâmetros concentrados do tipo PI. Essa forma de

modelagem do barramento resulta em um acoplamento eletromagnético devido às capacitâncias e indutâncias mútuas entre as fases, um tema que será discutido na seção 6.6.

A modelagem do reator no domínio da frequência, combinada com a modelagem do disjuntor conforme especificado nas normas [4] e [5], permite a reprodução precisa da sequência de oscilações da tensão de restabelecimento do lado do reator após a ocorrência de uma re-ignição.

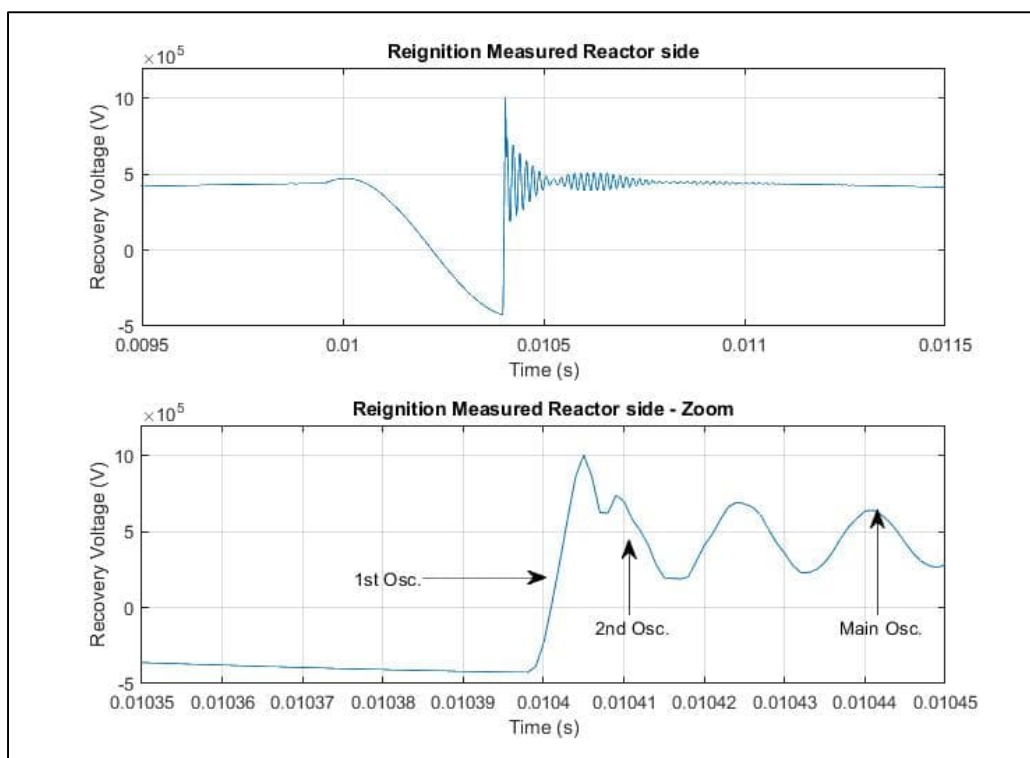


Figura 25- Simulação de re-ignição em um reator modelado com parâmetros variáveis com a frequência – Fonte do Autor

A Figura 26 apresenta uma comparação entre os resultados de uma simulação com um modelo de reator no domínio da frequência (em azul no gráfico) e um reator clássico modelado por componentes RLC na frequência de operação (em vermelho no gráfico), durante uma interrupção que envolve uma re-ignição. É evidente que o ATP gerou múltiplas re-ignições e não conseguiu amortecer a tensão de recuperação após a re-ignição e após a interrupção com *chopping* da corrente, quando se utilizou a modelagem clássica do reator representada por um modelo RLC. Esta comparação realça a importância da modelagem do reator no domínio da frequência, uma abordagem que permite a reprodução precisa dos fenômenos

observados durante as interrupções e re-ignições, incluindo o amortecimento adequado da tensão de recuperação.

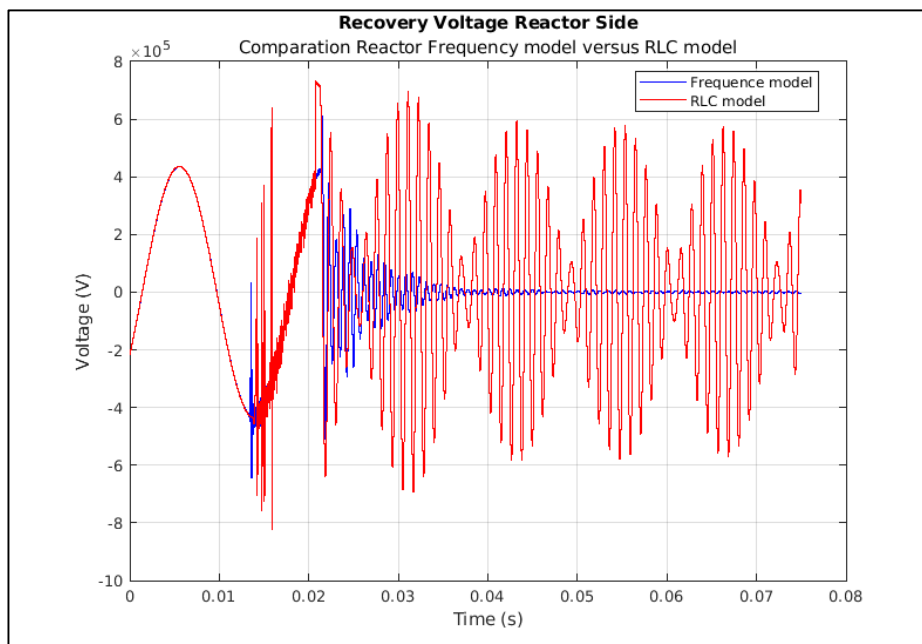


Figura 26- Tensão de recuperação de comparação – modelagem no domínio da frequência versus RLC – Do autor

A Figura 27 ilustra o efeito da sobretensão causada pelo *chopping* da corrente, o amortecimento da tensão de recuperação do lado do reator e a frequência natural do modelo. No modelo RLC, a tensão de recuperação continua oscilando por um longo período sem decaimento, uma vez que o único elemento de amortecimento é a resistência do enrolamento, que geralmente possui uma relação X/R de cerca de 300 na frequência nominal. No entanto, no reator modelado no domínio da frequência, a resistência e a indutância do enrolamento do reator são ajustadas para a frequência das oscilações transitórias, resultando no amortecimento adequado da tensão de recuperação do lado do reator.

Essa diferença na modelagem demonstra como a abordagem no domínio da frequência pode reproduzir de forma mais precisa os comportamentos observados durante as interrupções e re-ignições em sistemas de energia.

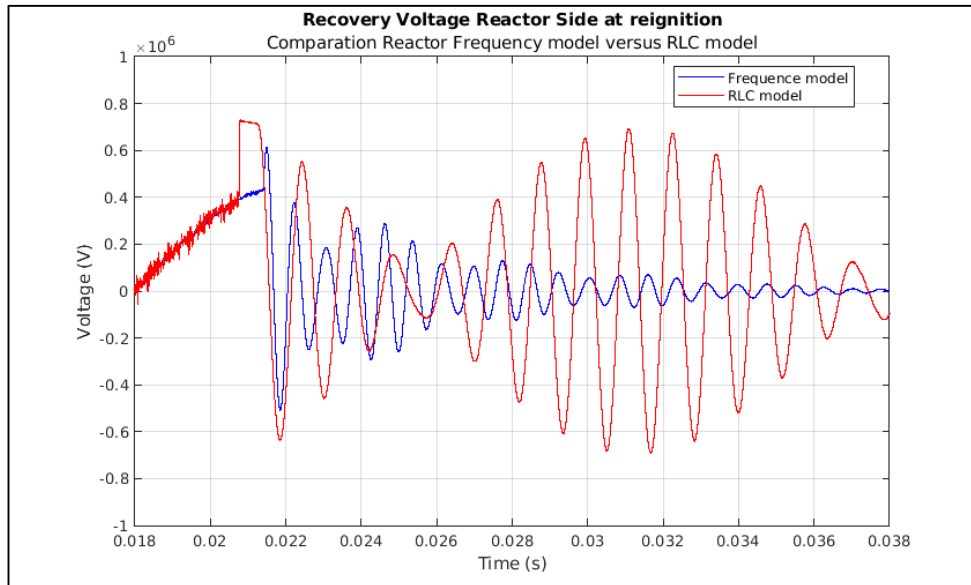


Figura 27 - Amortecimento de tensão de recuperação de comparação - reator modelo Freq. versus RLC - Do Autor

É evidente a ocorrência de múltiplas re-ignições na simulação com elementos RLC, mesmo quando o modelo do disjuntor leva em consideração o critério de $\frac{di}{dt}$ como fator de interrupção, como será discutido no capítulo 7 a seguir. Essas múltiplas re-ignições em um único ciclo não refletem as condições reais de interrupção de um disjuntor. Na realidade, quando ocorre uma re-ignição, a corrente passa por zero a uma frequência muito alta, gerando uma taxa de variação de corrente $\frac{di}{dt}$ que o disjuntor não é capaz de interromper. A interrupção só ocorrerá após o amortecimento da re-ignição, quando a corrente retornar ao seu valor nominal e, em seguida, passar por zero novamente.

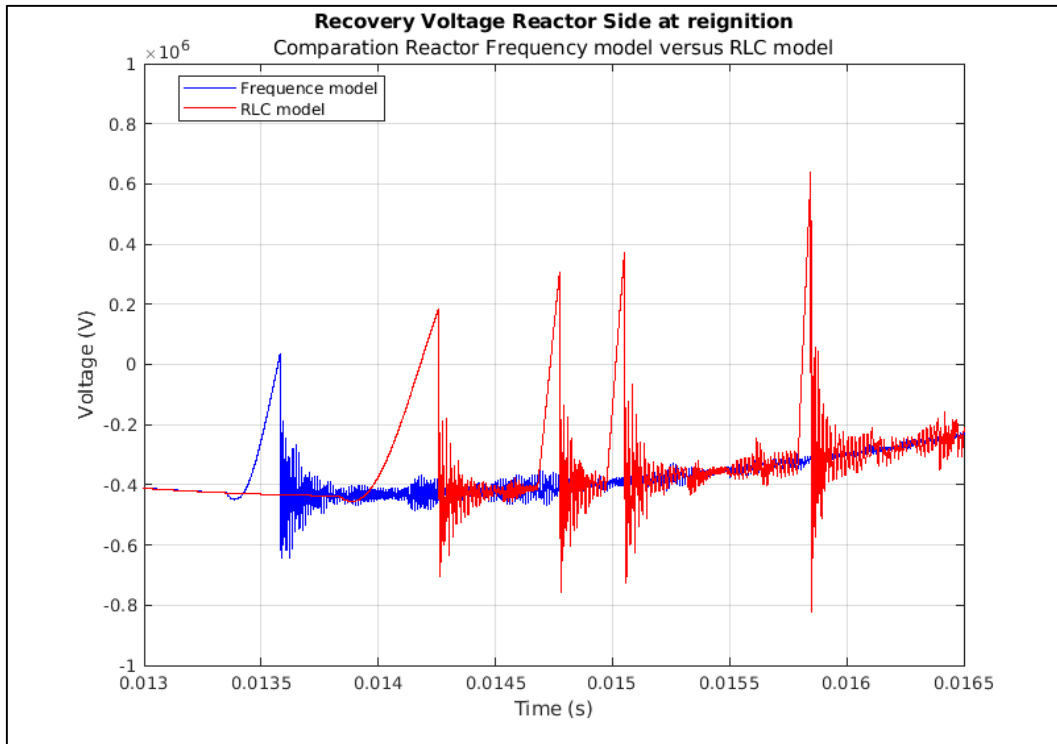


Figura 28– Comparação da tensão de recuperação em caso de reignição - reator modelo frequência versus modelo RLC - Do Autor

6.5 MODELAGEM DO PARA-RAIOS

A modelagem dos para-raios pode ter um impacto significativo nos resultados da tensão de restabelecimento do lado do reator, afetando a capacidade da simulação em reproduzir adequadamente a sobretensão exercida sobre o reator e a TRT (Tensão de Restabelecimento Transitória) no disjuntor. Neste trabalho, realizou-se uma comparação entre o modelo de para-raios do tipo elemento resistor não linear dependente da tensão (tipo 99) e o modelo IEEE [23], que leva em consideração tanto a tensão quanto a frequência. Para o modelo IEEE, foram utilizados 12 pontos de corrente versus tensão, enquanto no elemento 99 foram considerados 9 pontos.

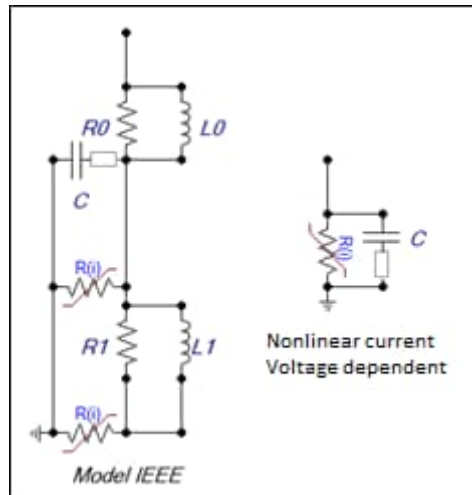


Figura 29 - Modelos utilizados nas simulações - Do autor

Nos modelos de para-raios, foi utilizado o elemento "NLINRES - *nonlinear current-dependent resistor*. TYPE 99" em ambas as configurações. Isso ocorreu devido à incompatibilidade do elemento "No linear resistor 92" com o "TACSRES - *tacs-controlled time-dependent resistor*. TYPE 91" que foi utilizado para modelar a resistência de arco do disjuntor no programa ATP. Quando o elemento resistor não linear 92 foi tentado rodar na mesma simulação com o TACSRES, o ATP não conseguiu convergir. Portanto, nas simulações, os para-raios foram modelados por elementos do tipo corrente não linear dependente da tensão (tipo 99).

As simulações demonstraram que tanto o modelo tipo 99 quanto o modelo IEEE apresentaram um comportamento semelhante nas sobretensões geradas por re-ignições. No entanto, esse comportamento se diferenciou durante a sobretensão causada pelo *chopping* da corrente após uma re-ignição. O modelo tipo 99 limitou a sobretensão e dissipou uma quantidade maior de energia em comparação com o modelo IEEE, resultando em uma sobretensão menor.

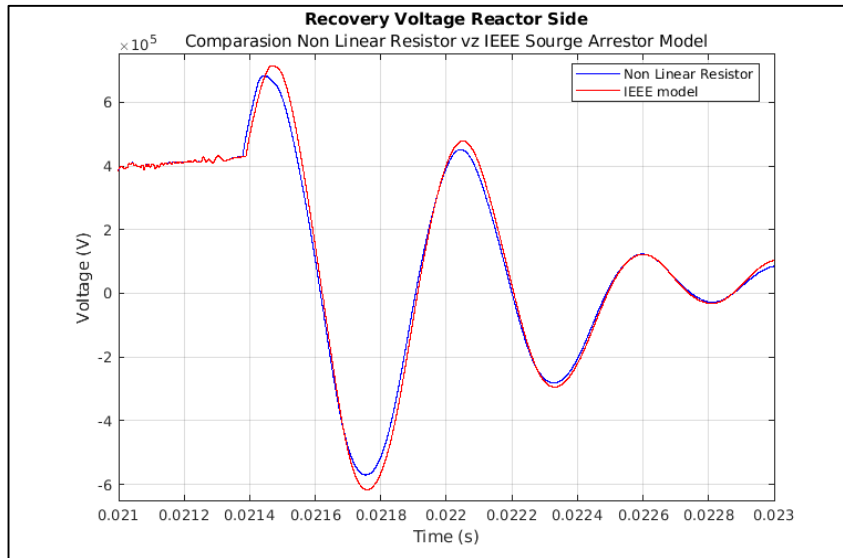


Figura 30- Reator sobre tensão, Comparação entre os modelos - Do autor

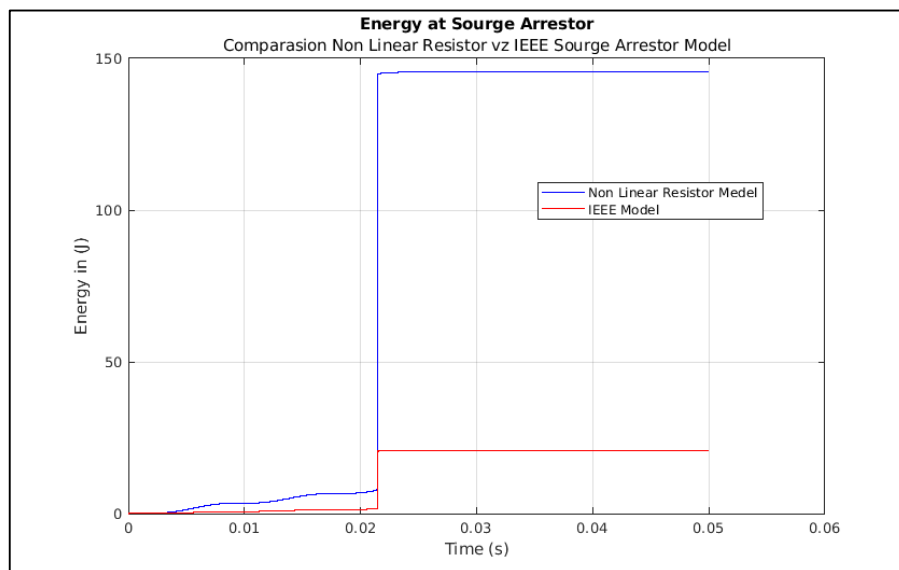


Figura 31- Energia dissipada no para raio – Fonte do autor

O objetivo desta seção não foi determinar qual modelo é o melhor a ser utilizado, uma vez que já existem diversos trabalhos abordando esse tema. No entanto, é importante ressaltar que a escolha do modelo mais adequado e a correta curva de corrente versus tensão, com um número significativo de pontos, podem alterar completamente os resultados da simulação. Utilizar um número reduzido de pontos, como os encontrados nos catálogos dos fabricantes, pode gerar resultados de sobretensão e dissipação de energia muito diferentes do que ocorreria na realidade. Além disso, a escolha de um modelo que não depende da frequência

pode impor limitações de sobretensão que não são realistas para frequências elevadas. Portanto, a seleção adequada do modelo e dos parâmetros é crucial para obter resultados de simulação precisos e representativos do comportamento real do sistema.

6.6 MODELAGEM BARRAMENTO

Um ponto de extrema importância a ser considerado na simulação da desenergização de reatores é a determinação dos pontos que requerem maior detalhamento. Ao contrário das simulações de transitórios em linhas de transmissão, onde é necessário expandir significativamente o circuito ao redor do objeto de estudo, para esse tipo de simulação, a ênfase deve ser dada aos detalhes nas proximidades do reator. No entanto, é reconhecido que resolver simulações envolvendo modelos de linhas muito complexas em trechos de linhas de transmissão extremamente curtos pode ser desafiador. No entanto, não seria apropriado negligenciar o trecho de linha entre o disjuntor e o reator, uma vez que, em um arranjo típico com disjuntor e reator, a distância entre eles pode ser de algumas centenas de metros. Portanto, em caso de re-ignições, o acoplamento eletrostático e eletromagnético entre as fases pode fazer com que as perturbações em uma fase durante a re-ignição sejam transmitidas para as outras fases.

As figuras a seguir mostram o registro de uma desenergização real de um reator de 345 kV, com neutro solidamente aterrado, que foi realizado durante teste de ajuste de um relé de manobra controlada. Os registros de tensão e corrente foram obtidos com equipamentos de medição de alta frequência. Na Figura 32, são exibidas as três tensões do lado do reator, medidas pela derivação capacitiva da bucha do reator. É possível observar que as fases A (azul) e C (vermelho) estão oscilando na frequência natural do reator, e há uma segunda oscilação resultante de uma linha curta super compensada com acoplamento entre as fases, formada pelo trecho de barramento entre o disjuntor e o reator.

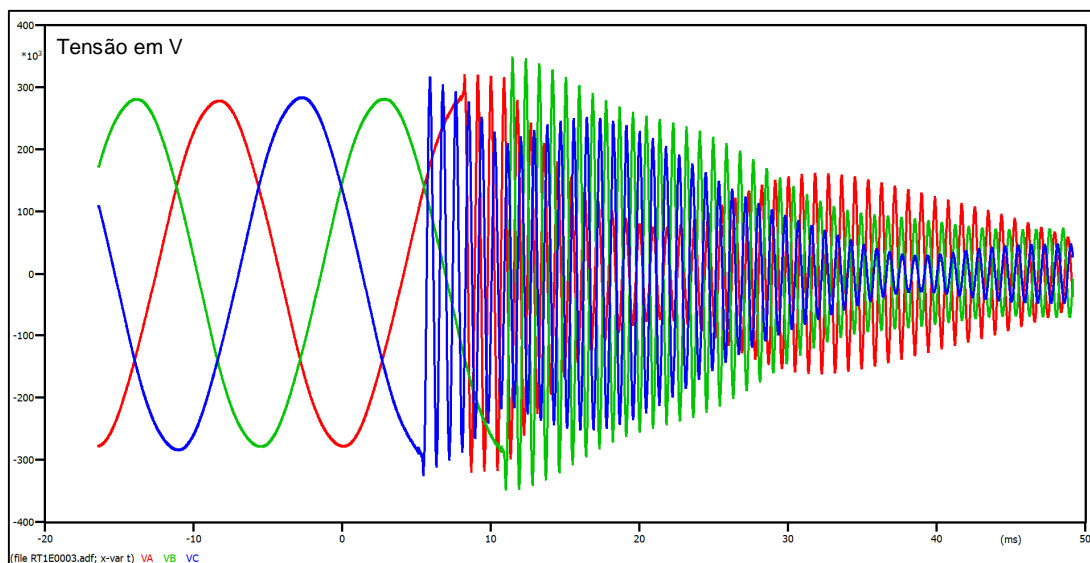


Figura 32- Registro de uma desenergização trifásica de um reator, tensões do lado do reator - Fonte do autor

A Figura 33 fornece uma análise mais detalhada das oscilações em cada fase. É evidente que as fases A e C sofrem interferência direta da fase B (verde). Esse fenômeno ocorre devido à configuração horizontal do barramento da subestação, em que as fases A, B e C estão a uma distância semelhante do solo. Isso resulta em um acoplamento mais forte entre as fases A e B, bem como entre as fases B e C. Conseqüentemente, é possível observar que a fase B é influenciada pelas fases A e C, já que apresenta um amortecimento mais lento e gradual da tensão no lado do reator. Por outro lado, as fases A e C tendem a ter um amortecimento mais rápido, mas o acoplamento com a fase B cria uma segunda frequência de oscilação nessas fases laterais.

A figura 33 foi gerada pelo software PlotXY, tratando matematicamente cada sinal, onde o eixo Y é a tensão de restabelecimento do lado do reator em pu, sendo que a fase A esta deslocada em +3 pu e a fase C em -3 pu. O eixo X representa o tempo em milésimos de segundos.

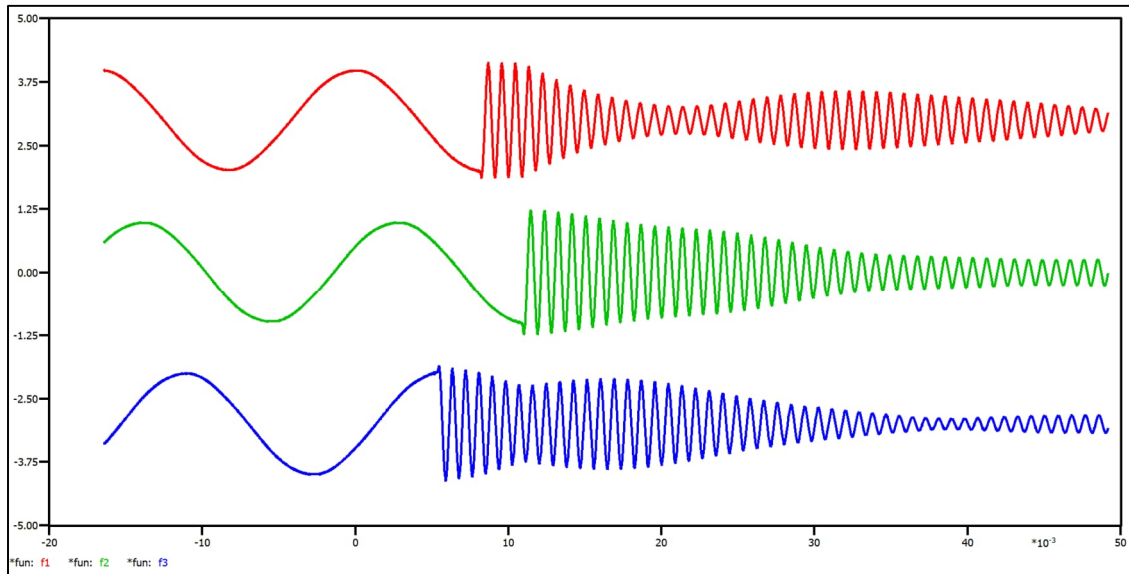


Figura 33- Registro de uma desenergização trifásica de um reator com as tensões em pu no lado do reator- Fonte do autor

A Figura 34 apresenta o registro das correntes que passam pela bucha do reator. É importante destacar que essa não é a corrente que passa pelo disjuntor. Os pontos A, B e C na Figura 34 representam os momentos aproximados em que ocorre a separação dos contatos de cada fase. Quando ocorre a separação do contato da fase A, os registros das correntes permanecem sem perturbação. No entanto, quando ocorre a separação dos contatos das fases C e B, é possível observar o início de perturbações nas correntes. Essas perturbações são causadas pelos efeitos da resistência de arco em cada fase, interagindo com a capacitância parasita e a indutância do reator. Não é possível observar este fenômeno em registros oscilográficos gerados por relé de proteção, medindo a corrente através de transformadores de corrente convencionais, pois este conjunto de equipamentos não é apropriado para medir altas frequências.

Quando as perturbações ocorrem em uma fase, elas também aparecem nas outras fases, embora com menor amplitude, devido ao acoplamento eletromagnético ao longo do trecho do barramento entre o disjuntor e o reator. Nos registros, as correntes atravessam zero, mas devido à alta corrente e à alta taxa de variação da corrente $\frac{di}{dt}$, o disjuntor não é capaz de interromper a corrente nesses momentos. As simulações com o disjuntor modelado com a resistência de arco

também apresentaram o mesmo comportamento observado nos registros das medições reais.

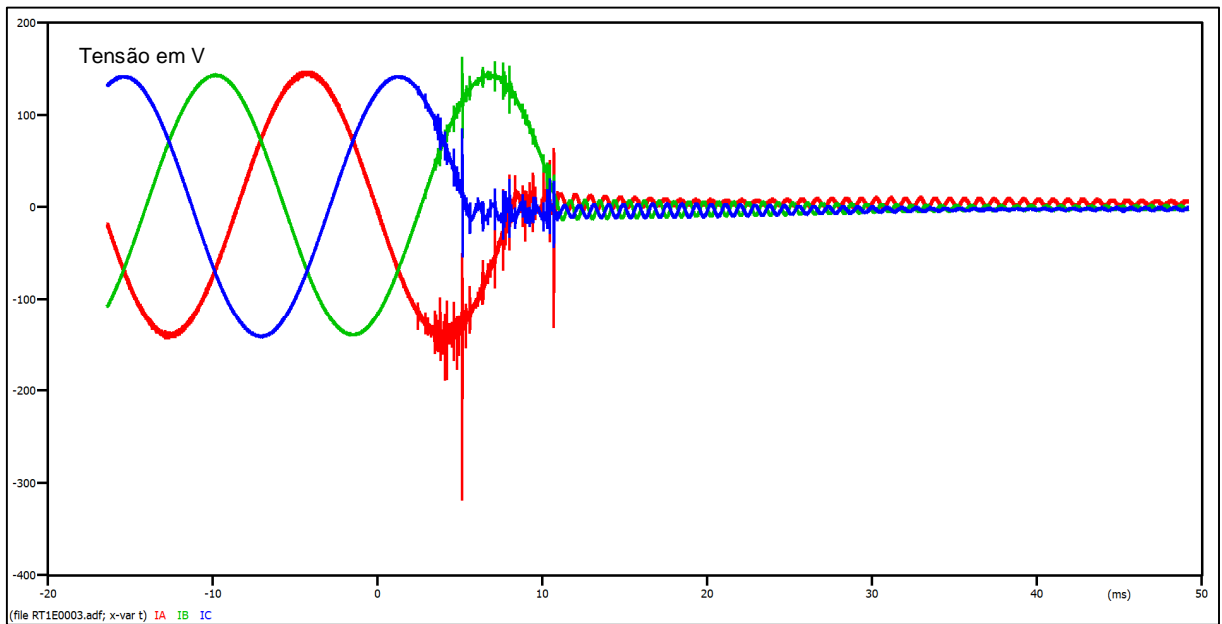


Figura 34- Registro de uma desenergização trifásica, correntes medidas na bucha do reator- Fonte do autor

7 MODELAGEM DO DISJUNTOR

7.1 PROCESSO DE SIMULAÇÃO

A Figura 35 apresenta um diagrama detalhado da simulação do modelo do disjuntor. Nesse modelo, após a separação dos contatos do disjuntor, a corrente de *chopping* é calculada em cada passo de integração da simulação com base no tempo de arco na simulação e nos seguintes dados de entrada, que são calculados antes do início da simulação:

- Número de *chopping* do disjuntor (Lambda)
- Paramentos do modelo de arco do disjuntor
- Características do reator
- Capacitâncias do lado do reator e do lado da barra.

No instante de tempo "t" na simulação, a corrente de *chopping* calculada é comparada à corrente absoluta passante no disjuntor. Se a corrente de *chopping* calculada for maior do que a corrente absoluta passante no disjuntor, uma chave é aberta neste passo de integração, imitando os efeitos do *chopping* da corrente no circuito. Nessa fase, o modelo pode operar com ou sem a resistência de arco. Após a interrupção da corrente, o processo verifica a isolação do disjuntor com base na separação dos contatos, conhecida como RRDS (*Rate of Rise of Dielectric Strength*), em comparação com a tensão de restabelecimento imposta nos terminais do disjuntor.

Se a tensão de restabelecimento (TRV) for maior do que a isolação, a chave que simula o disjuntor é fechada novamente, causando uma reignição, e o processo recomeça no próximo semi-ciclo. Os efeitos da reignição são determinados pelo conjunto de características que modelam o sistema. Quanto mais próxima a modelagem do sistema estiver das características reais, como descrito nas seções anteriores, mais precisa será a simulação.

Esse processo descrito na Figura 35 permite realizar simulações determinísticas ou estatísticas. Todas as simulações mencionadas foram realizadas com o software ATP, e o disjuntor foi modelado usando a linguagem MODELS [24].

Fluxograma da modelagem do disjuntor

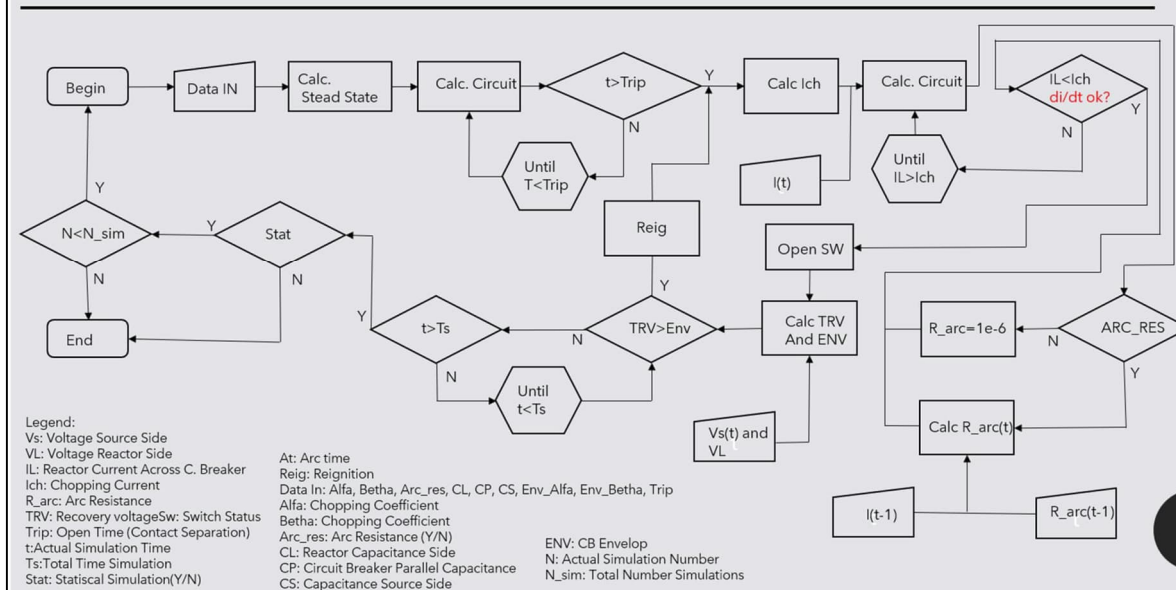


Figura 35- Processo de simulação do programa – Fonte do autor

7.2 MODELAGEM DA INTERRUPTÃO DA CORRENTE

Ao analisar os resultados de simulações, especialmente quando se deseja verificar valores de sobretensões, Tempos de Recuperação Transiente (TRTs), energia dissipada, entre outros, é crucial verificar se a corrente foi interrompida adequadamente, especialmente próxima à corrente que pode ser interrompida pelo disjuntor, considerando a corrente de *chopping* e a taxa de variação da corrente $\frac{di}{dt}$ no momento da interrupção. Por exemplo, as configurações padrão do ATP usam a variável "Imar" como critério para interrupção da corrente, comparando a corrente atual com o valor de I_{mar}. Se a corrente atual for menor que I_{mar}, o programa interrompe a corrente sem verificar a $\frac{di}{dt}$ no momento da interrupção.

O cálculo da corrente de *chopping* no tempo começa após a separação dos contatos do disjuntor. Em cada etapa da simulação, a corrente de *chopping* é calculada com base no tempo de arco, características do sistema, do reator e número de *chopping* do disjuntor. Se a corrente absoluta passante pelo disjuntor for maior do que a corrente de *chopping* calculada, a corrente continuará fluindo pelo disjuntor, e um novo valor de *chopping* será calculado para o próximo passo. Quando a corrente de *chopping* for maior que a corrente absoluta passante pelo

disjuntor, o controle deve abrir o interruptor. A TRV e as tensões de sobretensão serão simuladas no circuito pelo programa de simulação, enquanto o controle causa apenas o efeito de *chopping* da corrente na simulação.

No entanto, como mencionado na introdução desta seção, durante o desenvolvimento deste modelo, observou-se que em casos de reignições em outra fase, devido ao acoplamento eletromagnético entre as fases do barramento (conforme descrito na seção 6.6), a corrente de reignição pode ser induzida nas fases que ainda não foram interrompidas. Essa indução pode forçar a corrente a cruzar zero no passo de integração atual, resultando em uma interrupção da corrente devido à regra mencionada acima. Essa interrupção não é uma interrupção real, pois envolve altas taxas de variação da corrente $\frac{di}{dt}$ que um disjuntor real não seria capaz de interromper.

Para resolver esse problema, uma regra adicional foi incorporada ao controle do modelo, permitindo que o disjuntor interrompa a corrente somente se as duas condições a seguir forem atendidas simultaneamente:

A corrente atual deve ser menor que a corrente de *chopping*;

A taxa de variação da corrente $\frac{di}{dt}$ no momento da interrupção deve ser menor ou igual a 1,5 vezes a máxima $\frac{di}{dt}$ do reator em condições normais.

A máxima $\frac{di}{dt}$ ocorre quando a corrente passa pelo zero estando a corrente em totalmente simétrica, e pode ser calculada pela seguinte equação:

$$\frac{di}{dt} \max = I_{rms} \cdot \sqrt{2} \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \quad (15)$$

Com a implementação dessa regra adicional, o modelo do disjuntor agora calcula automaticamente o valor máximo da taxa de variação da corrente $\frac{di}{dt}$ com base nas características nominais do reator informadas. Isso resolveu o problema de interrupções indevidas da corrente, seja devido a efeitos de indução por perturbações externas ou a oscilações numéricas transitórias.

7.3 MODELAGEM DA FASE DIELÉTRICA.

Após a interrupção da corrente, o modelo do disjuntor começa a simular a fase dielétrica do disjuntor. O programa começa a criar uma curva de envoltória de

parâmetros em duas etapas, logo após a separação dos contatos. O primeiro parâmetro da curva de envoltória começa com um valor menor ou igual a zero, como descrito na seção 6.2. Esse valor deve ser extraído dos resultados do ensaio de tipo, que fornecerá coeficientes alfa e beta.

No modelo, é necessário fornecer o tempo mínimo de arco, que depende da corrente nominal do reator e da pressão de operação do disjuntor. A contagem do tempo de arco começa a partir do momento em que os contatos se separam, e quando o tempo de arco é maior do que o tempo de arco mínimo, o cálculo da curva de envoltória é iniciado. Essa curva é calculada com base na RRDS (Resistência de Recuperação de Dielétrica de Superfície) fornecida nos dados de entrada, na forma de kV/ms.

O segundo parâmetro da curva é acionado quando a isolamento interna do disjuntor atinge 80% do valor nominal da tensão suportável de impulso de manobra, conforme recomendado pelas normas. Portanto, a curva de envoltória é criada com base nas informações descritas acima.

$$\text{Se } RRDS(t1) \leq SIWL.0,8$$

$$t1 = t - t_{AB} - t_{ARCmin}$$

$$RRDS(t1) = \text{Gamma} \cdot t1$$

Senão

$$RRDS(t1) > SIWL.0,8$$

Onde:

t=tempo da simulação

t_{AB}=Tempo de abertura

t_{ARCmin}=Tempo de arco mínimo

t1=tempo decorrido após o tempo de arco mínimo.

A envoltória da isolamento interna do disjuntor não é linear ao longo do tempo. No entanto, quando a isolamento interna do disjuntor atinge um valor próximo à isolamento externa do disjuntor, ela ainda se comporta de maneira bastante próxima a uma função linear. Por esse motivo, a simulação pode ser representada por uma curva de envoltória de 2 parâmetros. A Figura 36 apresenta um exemplo da extração

dos coeficientes Alfa e Beta da característica RRDS, a partir dos dados de um relatório de teste de tipo de um disjuntor.

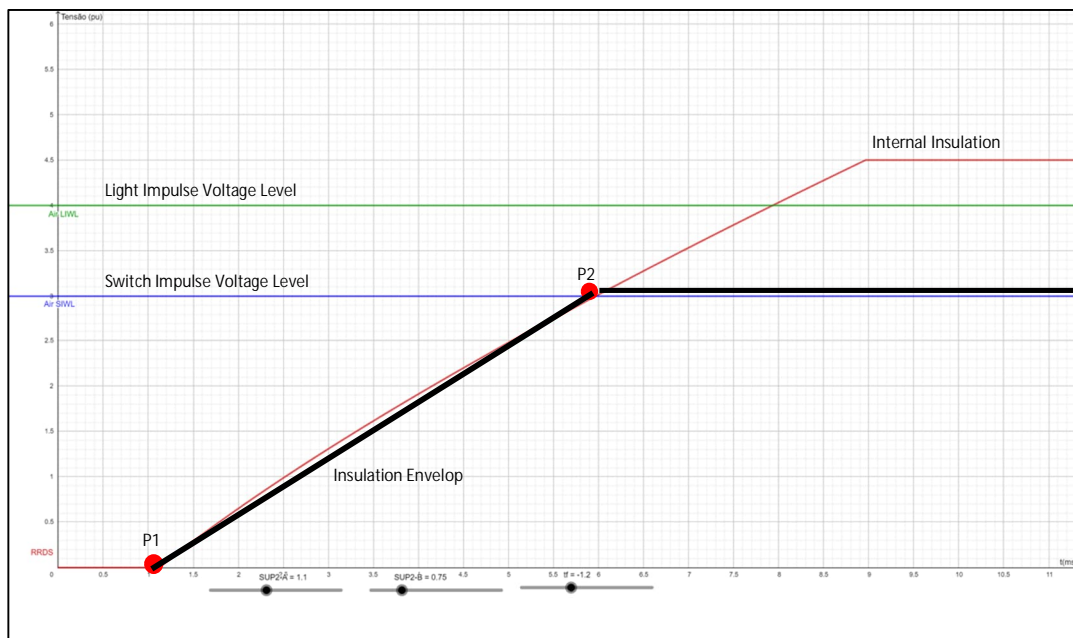


Figura 36- Envoltória da isolação do disjuntor - Do Autor

O RRDS é calculado a partir do momento da separação dos contatos do disjuntor, conforme explicado na seção 6.2. Após a interrupção da corrente, o modelo compara a TRV com a envoltória calculada em cada passo da integração. Se a TRV for maior do que a envoltória, o disjuntor deve ser fechado novamente, e o cálculo da corrente de *chopping* continua a partir do comando de abertura anterior. Um novo processo de comparação entre a corrente passando pelo disjuntor e a corrente de *chopping* é iniciado.

É possível que, na próxima interrupção, a TRV não ultrapasse a envoltória, o que significa que o disjuntor instalado é capaz de interromper a corrente no circuito atual. Caso contrário, será necessário considerar outra solução, uma vez que o disjuntor não será capaz de desenergizar o reator na situação simulada.

A Figura 37 exemplifica uma simulação que não obteve sucesso na primeira tentativa de interrupção na primeira passagem da corrente pelo zero, resultando em uma re-ignição. A separação dos contatos ocorre no instante 6 ms, e o RRDS no instante 6,5 ms, devido ao tempo de arco mínimo de 0,5 ms, relacionado às características de falha térmica do disjuntor. No instante 8,2 ms, ocorre a

interrupção da corrente, gerando um tempo de arco de 2,2 ms. A TRV gerada pela interrupção supera a RRDS no instante 8,4 ms, o que ocasiona a reigitação. A corrente é finalmente interrompida no próximo semi-ciclo, e a TRV não ultrapassa mais a RRDS, indicando uma interrupção bem-sucedida, mesmo após uma reigitação.

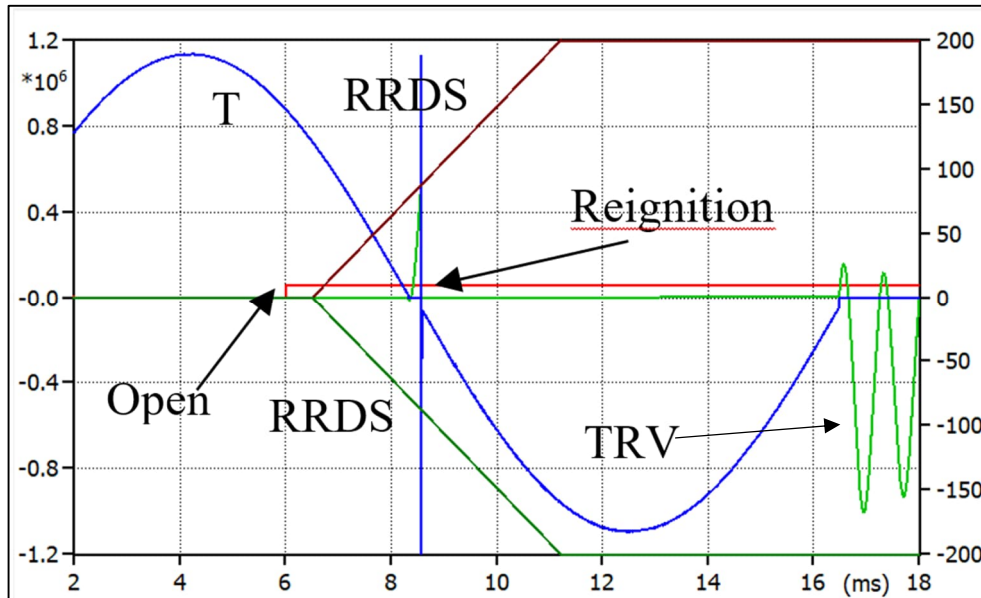


Figura 37– Cálculo da envoltória com Interrupção envolvendo reigitação (de autor – Simulação em ATP)

Nos casos em que ocorre uma interrupção bem-sucedida logo na primeira passagem por zero, a TRV será menor em comparação com os casos em que ocorrem reigitações. Isso ocorre devido ao maior tempo de arco, que resulta em uma corrente de *chopping* mais alta. Essa diferença pode ser observada ao comparar os resultados das TRTs mostrados na Figura 37 com os da Figura 38.

Quando se aplicam manobras controladas [7] [18], o objetivo é ajustar a separação dos contatos de forma que o tempo de arco seja o menor possível, mas ainda seguro, dentro da janela de tempos de arco, fora da zona de re-ignição. Isso é feito levando em consideração possíveis desvios nos tempos de abertura do disjuntor em relação à zona de re-ignição do disjuntor.

A Figura 38 mostra o resultado de uma simulação em que ocorreu uma interrupção bem-sucedida, com um tempo de arco de 5 ms, o que está muito próximo da zona de reigitação do disjuntor utilizado na simulação. Na simulação anterior, mostrada na Figura 37, o tempo de arco foi de 2,2 ms e ocorreu dentro da zona de re-ignição do disjuntor.

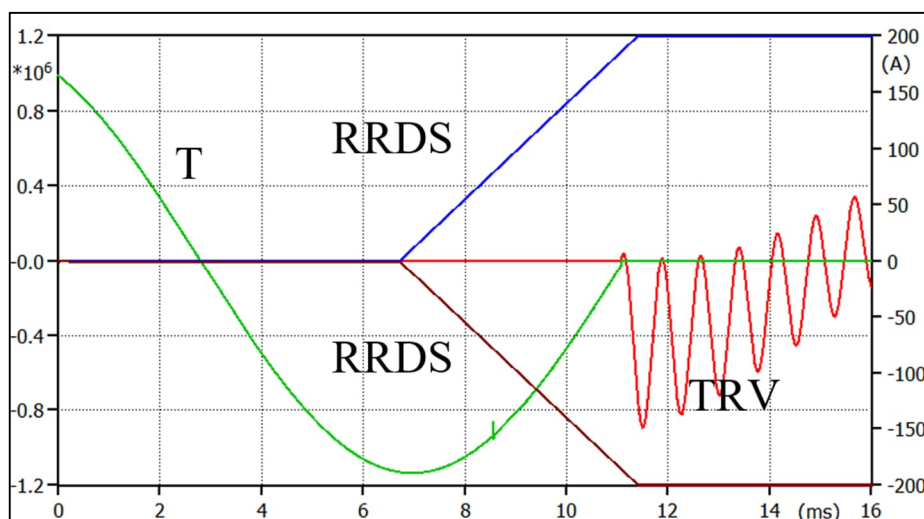


Figura 38– Cálculo de envoltório de amostras e Interrupção sem reinado (do autor – Simulação em ATP)

7.4 CONTROLE DE ABERTURA NA SIMULAÇÃO

A simulação de disjuntores de alta tensão, sendo estes equipamentos eletromecânicos, está sujeita a variações devido a diversas condições, como variações climáticas, tensão auxiliar de alimentação, cadência e número de operações mecânicas, idade e folgas mecânicas. Portanto, é fundamental levar em consideração essas variações para realizar simulações realistas. Nesse contexto, este modelo considera a opção de realizar simulações estatísticas, com o objetivo de obter resultados sob as condições mais desafiadoras devido a essas variações mencionadas.

No modelo utilizado no ATP, o controle da abertura do disjuntor é realizado por meio de uma chave que envia um sinal de tensão para o MODELS. A MODELS reconhece esse sinal como uma ordem de abertura quando a tensão atinge um valor maior que zero. Essa chave é alimentada por uma fonte de corrente contínua isolada do circuito. Dessa forma, no ambiente do ATP, é possível simplesmente adicionar uma chave estatística para simulações estatísticas. No entanto, em outros ambientes de simulação, pode-se controlar a abertura por meio de um gerador de números randômicos que represente as características de variação típicas de um disjuntor.

Para simulações que usam a manobra controlada como forma de controle de sobretensões, a chave estatística deve ser configurada para seguir uma distribuição

gaussiana. O valor médio dessa distribuição representa o tempo ajustado para a manobra controlada, e o desvio padrão (sigma) é determinado com base nas características do disjuntor. Por outro lado, para simulações que não utilizam um relé de manobra controlada, pode-se adotar uma distribuição uniforme, considerando a varredura de pelo menos um ciclo para uma fase designada como mestra. As outras fases devem ser tratadas como escravas, com uma distribuição gaussiana que ajusta o valor de sigma de acordo com a dispersão máxima entre os polos do disjuntor durante a operação de abertura. Em geral, as normas estabelecem que a dispersão máxima não deve exceder 1/6 de ciclo para a abertura do disjuntor, quando não há intenção de realizar uma manobra controlada.

No ambiente ATP, o uso do cartão estatístico permite programar a detecção dos casos em que ocorreram as maiores sobretensões nos terminais do reator, as maiores TRTs nos terminais do disjuntor, a energia dissipada nos para-raios, entre outros parâmetros, o que é fundamental para avaliar as piores condições de operação e dimensionar adequadamente os equipamentos.

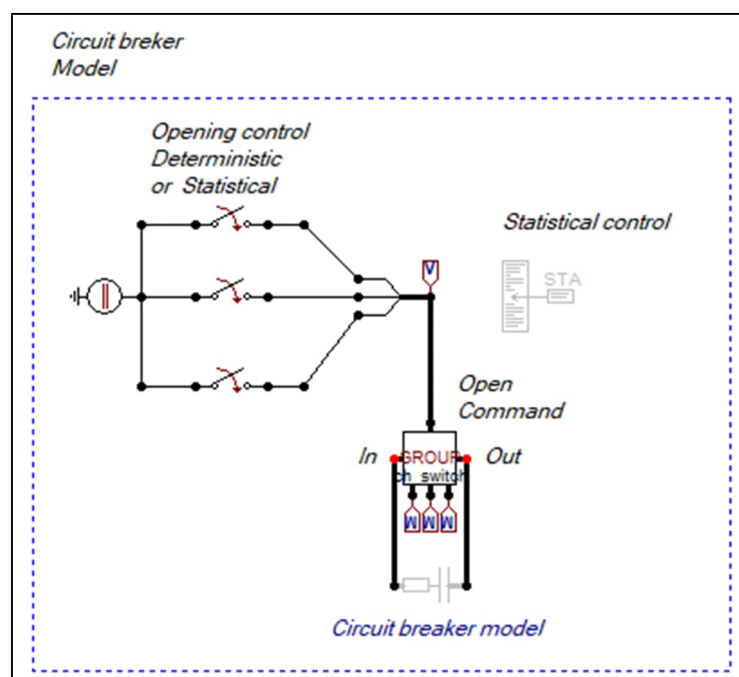


Figura 39– Controle de viagem de amostra usando ATPDraw (do Autor)

7.5 MODELAGEM DE RESISTÊNCIA E INDUTANCIA DE ARCO

A proposta de um modelo de arco para operações com correntes de baixa intensidade, em vez de utilizar o modelo universal, foi apresentada anteriormente na seção 6.3. No entanto, devido à relação complexa entre a resistência de arco e a corrente, em que a resistência de arco depende da corrente e, por sua vez, a corrente é influenciada pela resistência de arco, o uso de um modelo de resistência de arco em que a resistência é calculada com base na corrente no instante de tempo $t-1$ pode resultar em oscilações numéricas tanto na corrente (i) quanto no valor da resistência de arco (R), especialmente em cenários com re-ignições.

É importante destacar que após uma re-ignição, considerar a resistência de arco é crucial para amortecer as oscilações de alta frequência na corrente.

A solução adotada para mitigar essas oscilações numéricas na corrente e na resistência de arco foi a aplicação de uma média móvel na resistência, usando os valores dos últimos 10 passos de integração do tempo passado. Essa solução é viável, uma vez que simulações de manobras de reatores, envolvendo re-ignições, requerem passos de integração menores que 1 microssegundo. Nesse contexto, a corrente não apresenta variações de $\frac{di}{dt}$ tão altas quanto as que ocorrem em interrupções causadas por faltas elétricas.

Além disso, é importante considerar uma indutância quase desprezível (na ordem de algumas unidade/dezenas de μH) no modelo do disjuntor para estabilizar as oscilações numéricas e reproduzir os fenômenos da primeira e segunda oscilações na re-ignição com maior fidelidade, conforme descritos na TR-IEC62271-306 e na IEEE C37.015

7.6 VISÃO GERAL DO MODELO NO ATPDRAW

A Figura 40 fornece uma visão geral do modelo do disjuntor criado no software ATPDraw. Neste modelo, o programa de controle é representado por um núcleo do tipo MODELS, que gerencia os contatos do disjuntor, a resistência de arco e o sistema de controle de re-ignição por elementos do tipo TACS. Ele recebe como entradas os sinais de abertura, medição de corrente passante no disjuntor e

tensão nos lados da fonte e da carga. O programa de controle também gera as envoltórias da polaridade positiva e negativa como saídas.

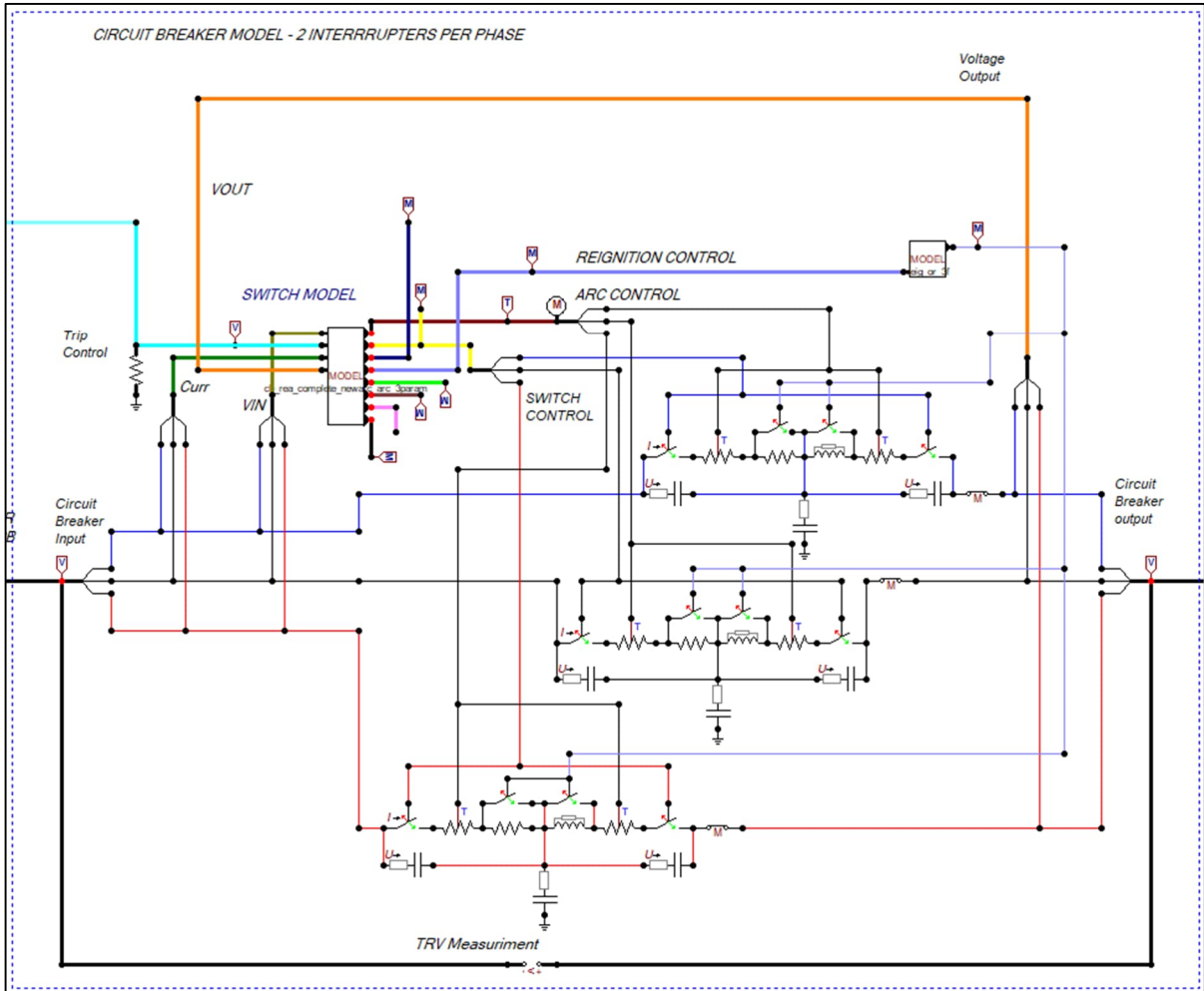


Figura 40- Modelo detalhado do disjuntor no APTDraw - Fonte do autor

As Figuras a seguir apresentam as telas de entrada de dados das variáveis do programa. A figura 41 apresenta os campos de entrada das variáveis LAMB_ALFA, LAMB_BETHA, N_POLES, CB_ARC_RES, RRDS, Arc_Min, SIWL e TCOUNT. Segue abaixo uma breve explicação da função de cada uma das variáveis mostradas na figura 41.

As variáveis LAMB_ALFA e LAMB_BETHA representam os coeficientes do número de *chopping* do disjuntor, que podem ser determinados pelas equações 5, 6 a 9 ou equação 11, dependendo do método escolhido para extrair esses coeficientes. Essas variáveis desempenham um papel fundamental no cálculo da corrente de *chopping* no domínio do tempo durante a simulação.

A variável N_POLES é um campo onde você insere o número de interruptores em série por fase. Essa variável desempenha um papel importante no cálculo da corrente de *chopping* ao longo do tempo, conforme definido na equação 1, isolando a variável I_{ch} .

A variável CB_ARC_RES é do tipo Booleana, e quando seu valor é 1, o programa considerará a resistência de arco. Se seu valor for zero, o programa não levará em conta a resistência de arco. Portanto, essa variável é responsável por determinar se a resistência de arco será incluída ou não na simulação.

A variável RRDS representa a taxa de crescimento do RRDS (*Rate of Rise of Dielectric Strength*) em função do tempo de arco, expressa em kV/ms. Essa taxa pode ser calculada usando o primeiro termo da equação 14. Ela desempenha um papel fundamental na modelagem da fase dielétrica do disjuntor.

A variável Arc_Min corresponde ao tempo de arco mínimo do disjuntor, medido em milissegundos (ms). Esse valor pode ser obtido usando a equação 14 com RRDS igual a zero e resolvendo para o tempo. O tempo de arco mínimo é um parâmetro crítico na simulação, pois afeta diretamente o comportamento do disjuntor durante a abertura.

A variável SIWL representa a tensão suportável de impulso de manobra do disjuntor. Ela está relacionada à capacidade do disjuntor de resistir a sobretensões geradas durante a operação de abertura. Portanto, essa variável desempenha um papel importante na modelagem da fase dielétrica do disjuntor.

A variável TCOUNT está relacionada ao tempo de abertura da chave de bypass do sistema de amortecimento de re-ignição. Essa chave temporariamente introduz uma resistência fixa de arco e uma indutância no disjuntor. O tempo de abertura dessa chave influencia o comportamento do sistema durante a re-ignição e é controlado por essa variável.

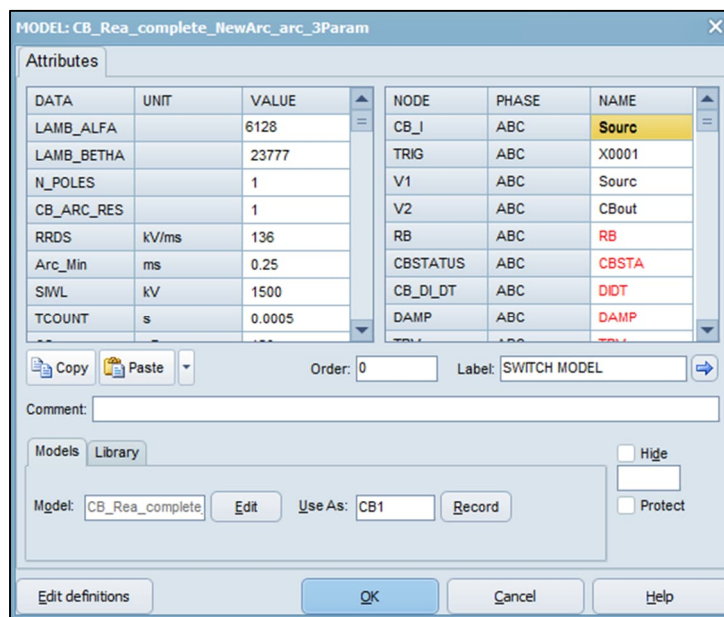


Figura 41- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor

A figura 42 apresenta os campos de entrada das variáveis CS, CP, CL, Freq, QREA, kV. Segue abaixo uma breve explicação da função de cada uma das variáveis mostradas na figura 42.

As variáveis CS, CP e CL representam, respectivamente, os valores da capacitância parasita do lado da fonte, em paralelo com o contato do disjuntor, e a capacitância parasita do lado do reator. Esses valores são fundamentais para calcular a corrente de *chopping* no domínio do tempo, em conjunto com as variáveis LAMB_ALFA e LAMB_BETHA. Além disso, essas variáveis fornecem parâmetros para calcular a resistência de arco quando essa funcionalidade está ativada.

As variáveis Freq, QREA e kV representam, respectivamente, a frequência, a potência e a tensão nominais do reator. Essas variáveis são informadas ao programa para calcular a máxima taxa de variação da corrente $\frac{di}{dt}$ quando a corrente nominal do reator atravessa zero. Como mencionado anteriormente, essa taxa de variação da corrente é um critério importante para determinar se o programa deve ou não abrir a chave que representa o disjuntor. Além disso, essas variáveis também fornecem parâmetros para calcular a resistência de arco quando necessário.

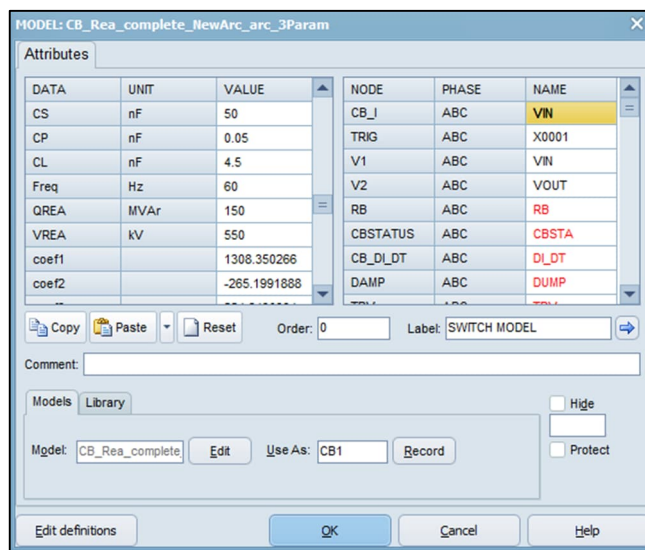


Figura 42- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor

A figura 43 apresenta os campos de entrada das variáveis coef1, coef2, coef3, coef4, Int, Varc_Reig e CB_PN. Segue abaixo uma breve explicação da função de cada uma das variáveis mostradas na figura 43.

As variáveis coef1, coef2, coef3, coef4 e Int são parâmetros usados para calcular a resistência de arco e são essenciais para modelar esse fenômeno no programa. Aqui está uma descrição detalhada de cada uma delas:

- Coef1: Este coeficiente representa a variação da resistência de arco em função do tempo de arco no domínio do tempo.
- Coef2: Este coeficiente representa a variação da resistência de arco em função da corrente no domínio do tempo.
- Coef3: Este coeficiente representa a variação da resistência de arco em função da relação entre a indutância do reator e a capacitância parasita equivalente em paralelo com o contato do disjuntor.
- Coef4: Este coeficiente representa a variação da resistência de arco em função da pressão nominal do disjuntor.
- Int: Esta é uma constante usada na equação que calcula a resistência de arco.

Os coeficientes coef3 e coef4 são calculados durante a inicialização do programa. Já as variáveis coef1 e coef2 são calculadas a cada passo de integração com base no tempo de arco e na corrente no instante atual.

A variável Varc_Reig representa um valor fixo de resistência de arco após uma reignição. Ela é usada para criar um amortecimento no decaimento da corrente

de reignição. Se a resistência de arco calculada em um determinado instante for maior que o valor de Varc_Reig, o programa utilizará a resistência de arco calculada. Caso contrário, a resistência de arco após a detecção de uma reignição será igual ao valor da variável Varc_Reig.

Por fim, a variável CB_PN representa a pressão nominal do disjuntor e é usada para calcular o parâmetro Coef4 da resistência de arco. Ela desempenha um papel importante na modelagem da resistência de arco em função da pressão.

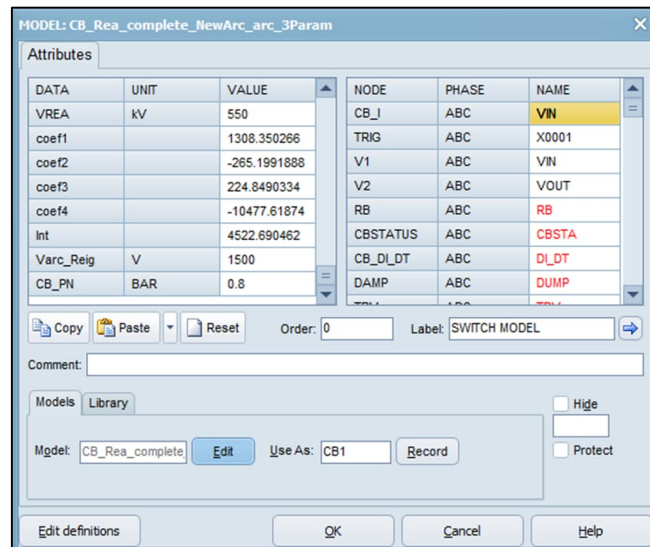


Figura 43- Variáveis de entrada do programa - Fonte do autor

8 COMPARAÇÃO DO MODELOS DO DISJUNTOR COM ENSAIOS DE TIPO.

8.1 SEQUÊNCIA DE TESTE TD1.

A validação do modelo do disjuntor e dos novos métodos de extração de parâmetros, como o número de *chopping* e o RRDS e o modelo de arco, foi realizada por meio de simulações em condições comparáveis aos ensaios de tipo realizados em um disjuntor real. Os seguintes parâmetros foram comparados entre os ensaios de tipo e as simulações:

- Tensão inicial antes do *chopping* da corrente;
- Tensão de supressão;
- Tensão de restabelecimento;
- Tensão de restabelecimento na ocorrência de re-ignição;
- Ocorrência de re-ignições para os mesmos tempos de arco.

A Tabela 4 apresenta uma comparação dos resultados entre os ensaios de tipo e as simulações na sequência de teste TD1, na qual um disjuntor de 550 kV, equipado com 2 interruptores em série por fase, e foi testado com uma corrente de 350 A e uma pressão nominal de 700 kPa abs. Os números de *chopping* e o RRDS foram ajustados para essas condições de corrente e pressão. As Figuras 44 a 47 mostram graficamente essa comparação, destacando uma pequena variação nos resultados dos parâmetros em questão, com um comportamento evolutivo semelhante em relação ao tempo de arco.

Esses resultados de simulação validam a consistência do modelo do disjuntor e dos métodos de extração de parâmetros propostos, demonstrando que as simulações são capazes de reproduzir de forma satisfatória o desempenho observado nos ensaios de tipo do disjuntor real.

Tabela 4 – Comparação dos resultados dos testes com as simulações na sequência TD1

Dur. Arco	Testes TD1				Simulação TD1			
	V_Init.	V_Sup	TRV	TRV_Reig	V_Init	V_Su p	TRV	TRV_Reig
5,8	1,013	1,021	2,158		1,017	1,088	2,158	
5,8	1,033	1,058	2,192		1,007	1,092	2,167	
6,9	1,017	1,042	2,208		1,017	1,096	2,179	
6,9	1,025	1,058	2,225		1,021	1,104	2,175	
8	1,029	1,067	2,225		1,013	1,125	2,196	
8	1,025	1,067	2,204		1,025	1,121	2,200	
8,8	1,038	1,092	2,238		1,029	1,138	2,208	
8,8	1,038	1,117	2,267		1,033	1,146	2,221	
10	1,079	1,133	2,279		1,025	1,146	2,229	
10	1,050	1,108	2,329		1,029	1,150	2,233	
10,8	1,075	1,146	2,288		1,025	1,154	2,242	
10,8	1,038	1,104	2,254		1,029	1,158	2,246	
11,9	1,075	1,204	2,342	1,379	1,046	1,179	2,250	0,546
11,9	1,063	1,117	2,275	0,342	1,050	1,179	2,263	0,538
12,8	1,046	1,167	2,304	1,104	1,063	1,204	2,288	0,954
12,8	1,058	1,108	2,267	0,458	1,058	1,213	2,292	1,096
13,6	1,050	1,154	2,292	1,333	1,038	1,225	2,300	1,675
13,6	1,067	1,163	2,325	1,550	1,042	1,229	2,317	1,455
14,5	1,050	1,179	2,333	2,146	1,038	1,225	2,325	1,963
14,5	1,042	1,096	2,254	1,500	1,025	1,221	2,325	1.871

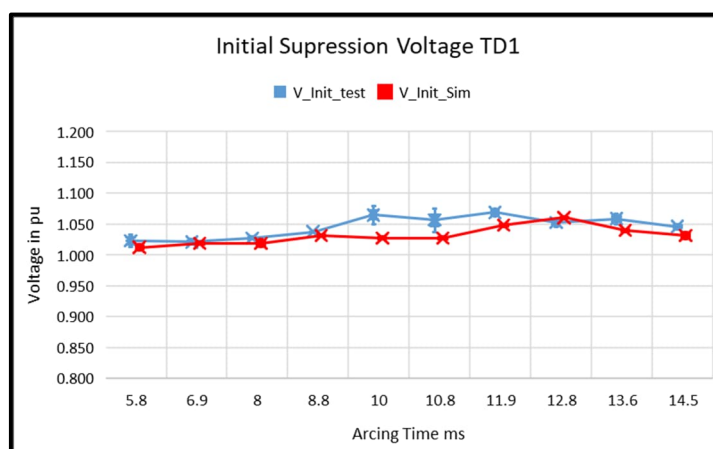


Figura 44 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor

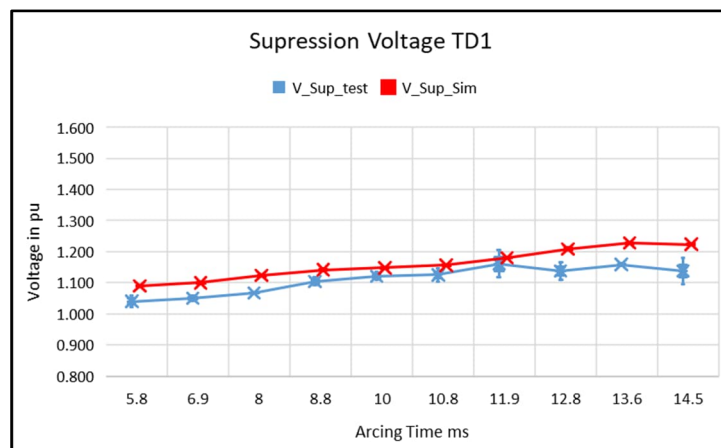


Figura 45- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor

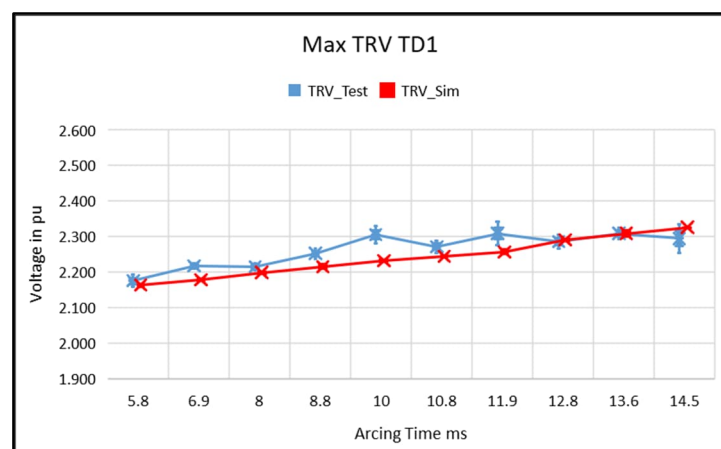


Figura 46 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor.

A Figura 47 confirma que a linha mediana da ocorrência das re-ignições manteve os valores dos TRT próximos, com um comportamento crescente do TRT no momento da re-ignição em função do tempo de arco. Um resultado crucial é que o mesmo número de re-ignições ocorreu nas faixas de tempo de arco testadas e nas simulações correspondentes.

Isso é uma indicação sólida de que o modelo do disjuntor e os métodos de extração de parâmetros são eficazes em reproduzir fielmente o comportamento do disjuntor real durante ensaios de tipo, incluindo situações de re-ignição. Essa consistência é fundamental para avaliar o desempenho do disjuntor em diferentes cenários operacionais.

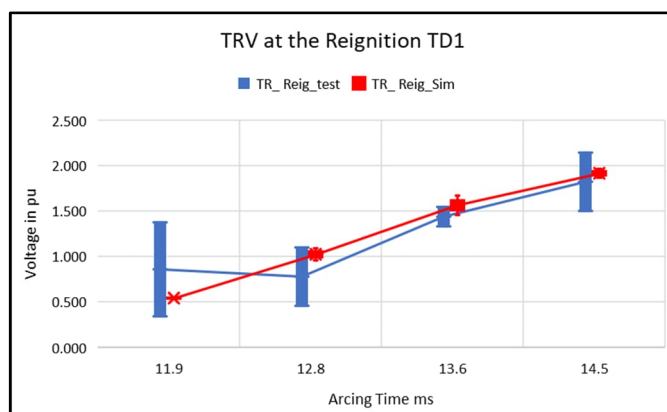


Figura 47- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD1 - Do autor

Outro ponto analisado durante as simulações de comparação entre o modelo e o resultado real do ensaio de tipo, foi o comportamento do amortecimento das tensões de restabelecimento. A figuras 48 e 49 mostram o comparativo das formas de onda da simulação e do registro do ensaio de tipo.

8.2 SEQUÊNCIA DE TESTE TD2

A Tabela 5 apresenta uma comparação entre os resultados das simulações e os resultados dos testes realizados na sequência TD1. Essas comparações estão ilustradas graficamente nas Figuras 45 a 51.

Tabela 5 – Comparação dos resultados dos testes com as simulações na sequência TD1

Dur.	Testes TD1				Simulação TD1			
	V_Init.	V_Sup	TRV	TRV_Reig	V_Init	V_Su p	TRV	TRV_Reig
4,8	1,029	1,083	2,104		1,029	1,175	2,167	
4,8	1,025	1,113	2,142		1,029	1,175	2,171	
5,7	1,038	1,113	2,150		1,033	1,204	2,208	
5,7	1,063	1,167	2,183		1,038	1,204	2,208	
6,8	1,071	1,183	2,204		1,038	1,242	2,238	
6,8	1,058	1,142	2,192		1,042	1,246	2,250	
7,5	1,067	1,150	2,221		1,042	1,271	2,267	
7,5	1,042	1,129	2,167		1,042	1,283	2,283	
8,7	1,054	1,200	2,304		1,046	1,317	2,317	
8,7	1,054	1,338	2,371		1,042	1,338	2,338	
9,6	1,071	1,413	2,429		1,046	1,363	2,358	
9,6	1,083	1,296	2,342		1,046	1,367	2,371	
10,5	1,079	1,400	2,417		1,046	1,396	2,396	
10,5	1,046	1,271	2,296	0,408	1,050	1,417	2,421	0,304
11,6	1,083	1,450	2,475	0,596	1,046	1,463	2,471	0,879
11,6	1,083	1,529	2,575	1,196	1,046	1,463	2,471	0,879
12,3	1,038	1,342	2,375	1,767	1,050	1,488	2,475	1,167
12,3	1,083	1,379	2,404	1,663	1,046	1,479	2,458	1,358
13,2	1,050	1,558	2,575	1,904	1,063	1,471	2,471	1,750
13,2	1,046	1,458	2,496	1,767	1,088	1,525	2,554	1,925

Agora, as Figuras 48 a 51 apresentam uma comparação entre os resultados obtidos nos ensaios de tipo do disjuntor mesmo disjuntor de 550 kV, e os resultados obtidos nas simulações realizadas na sequência de teste TD2. Nesse caso, o disjuntor foi testado com uma corrente de 100 A e uma pressão nominal de 700 kPa abs. Os valores de *chopping* e RDDs foram ajustados para essas condições específicas de corrente e pressão. Assim como na sequência de teste TD.

As Figuras 48 a 50 demonstram uma pequena variação nos resultados dos parâmetros analisados, mantendo um comportamento evolutivo similar em relação ao tempo de arco.

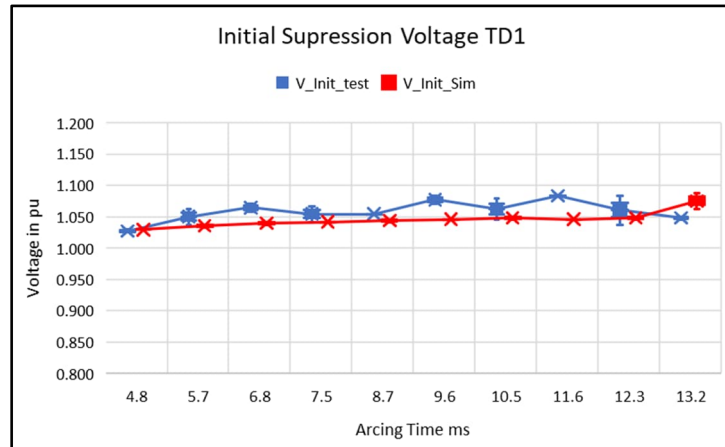


Figura 48 - Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor

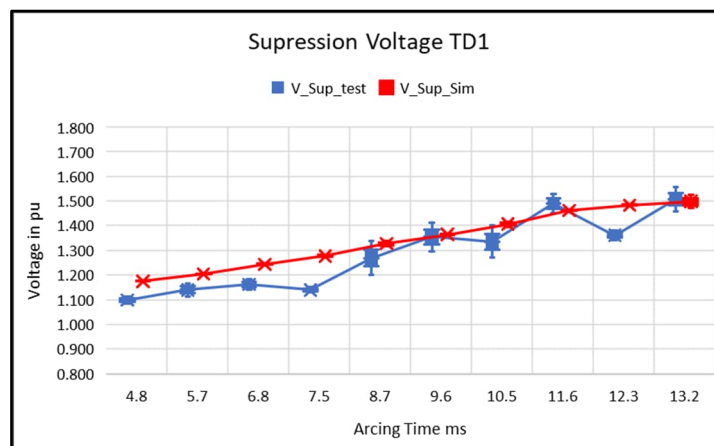


Figura 49- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor

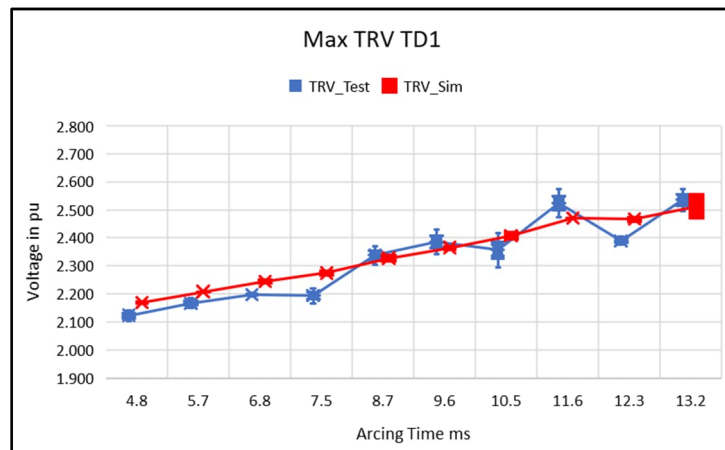


Figura 50- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor

No que diz respeito às re-ignições na sequência de testes TD2, conforme mostrado na Figura 51, a linha mediana da ocorrência das re-ignições manteve valores próximos aos resultados de teste quando comparados com os resultados simulados. Isso foi acompanhado pelo mesmo comportamento crescente da TRV

no instante da re-ignição em função do tempo de arco. Como no caso anterior, mais uma vez, observou-se que o mesmo número de re-ignições ocorreu nas faixas de tempo de arco testadas e nos tempos de arco simulados.

Esta consistência entre os resultados dos testes reais e as simulações é um indicativo positivo da validade e precisão do modelo proposto, demonstrando sua capacidade de replicar com precisão o comportamento do disjuntor em condições variadas de operação.

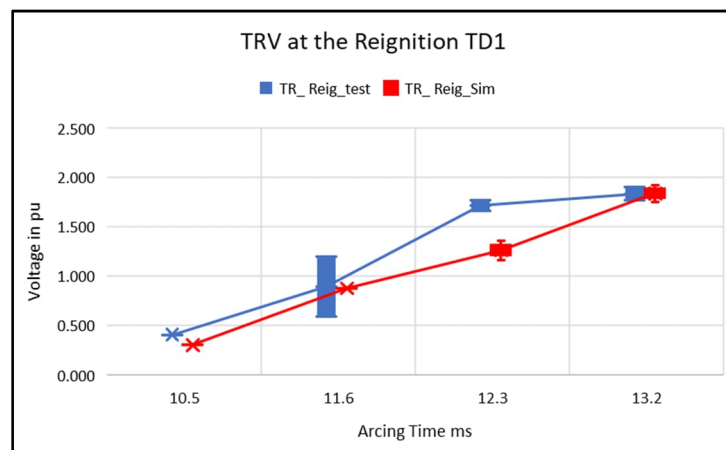


Figura 51- Comparação resultados ensaios de tipo versus simulação TD2 - Do autor

A figura 52 ilustra a comparação do resultado gráfico da comparação da tensão do lado do reator, em uma interrupção envolvendo re-ignição, demonstrando que além da comparação dos resultados numéricos entre simulação e resultado de ensaio de tipo, foi analisado também o comportamento gráfico, comparando a frequência e grau de amortecimento das tensões do lado do reator e das tensões de restabelecimento nos terminais do disjuntor.

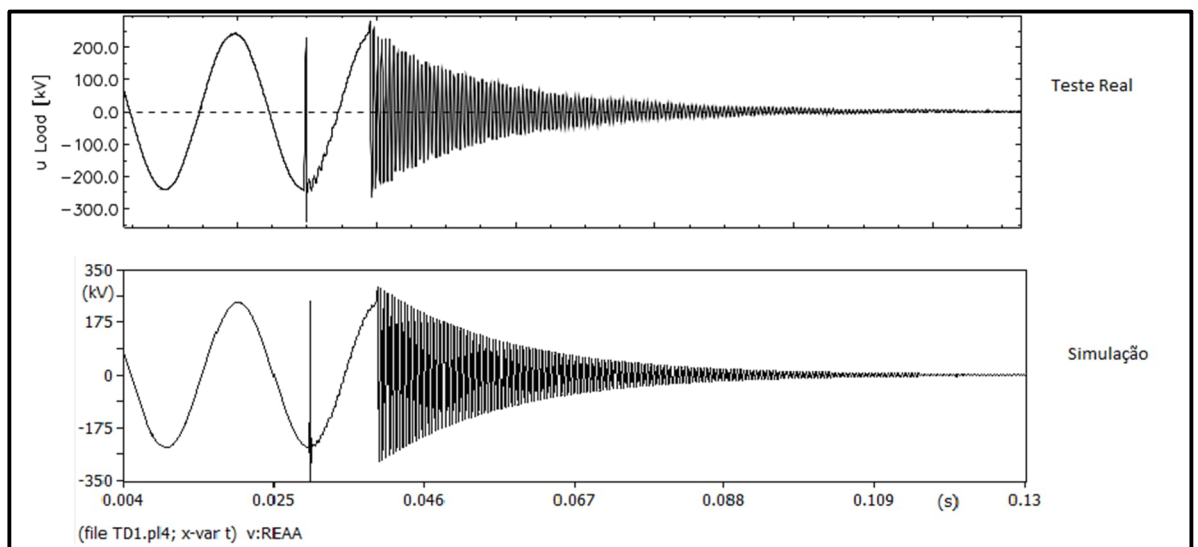


figura 52 - Comparação gráfica da tensão do lado do reator entre simulação e testes real

9 CONCLUSÃO

O método proposto pela IEC e pelo IEEE para a obtenção do número de *chopping* do disjuntor a partir dos resultados dos testes de tipo pode ser aprimorado utilizando sistemas lineares para calcular um número de *chopping* mais preciso em função da corrente do reator e da pressão de SF₆ do disjuntor. Isso é particularmente relevante, uma vez que a pressão e a corrente estão dentro ou muito próximas das condições de teste de tipo. Atualmente, os disjuntores são testados apenas na faixa de pressão/densidade de operação nominal e mínima.

A extração do número de *chopping* proposta por meio de ferramentas de análise de dados pode ser útil em aplicações com arranjos mais complexos de barramentos, como disjuntor e meio e anel, onde um disjuntor pode atender a duas cargas diferentes simultaneamente, como uma linha de transmissão e um reator. Normalmente, a linha de transmissão em vazio, por ser uma carga capacitiva, pode exigir maiores níveis de pressão de operação do disjuntor. Esse aumento de pressão, por outro lado, irá alterar as características do número de *chopping* e do RRDS do disjuntor em relação aos valores testados.

Os métodos propostos de extração do número de *chopping* e do RRDS, por meio de regressão linear de múltiplas variáveis, juntamente com o modelo de disjuntor, demonstraram consistência ao comparar os resultados das simulações com os resultados dos ensaios de tipo. Essa consistência foi evidenciada ao comparar os valores da tensão inicial antes do *chopping* da corrente, tensão de supressão, tensão de restabelecimento, tensão de restabelecimento no instante da reignição e o número de re-ignições dentro da janela de reignição do disjuntor.

Embora o modelo de disjuntor apresente maior complexidade, ele oferece uma vantagem significativa em relação aos cálculos analíticos propostos pelas normas. Isso ocorre porque em uma simulação, é possível analisar a interação entre diferentes equipamentos próximos ao reator, tanto em condições normais quanto em situações de contingência. Além disso, é possível avaliar como os efeitos da reignição afetam os equipamentos adjacentes, além dos efeitos causados no enrolamento do reator e no bocal de sopro do disjuntor.

O modelo de arco proposto para interrupções de baixas correntes demonstrou ser mais realista, tanto em relação ao comportamento do arco quanto na representação da tensão de restabelecimento. Ele permitiu capturar o efeito da

tensão de arco imediatamente antes do efeito do *chopping* da corrente. Esse modelo desempenhou um papel fundamental na comparação dos resultados das simulações com os resultados dos testes realizados, demonstrando ser importante e mais eficiente que o modelo universal

Na modelagem de reatores em derivação, é essencial considerar os parâmetros dependentes da frequência, uma vez que pelo menos três frequências devem ser levadas em conta em um reator de fase independente. Essas frequências incluem a frequência da rede, a frequência natural e a frequência de reignição. A modelagem no domínio da frequência desempenha um papel fundamental na reprodução de fenômenos como a primeira oscilação, segunda oscilação e oscilação principal. Além disso, ela é responsável pelo amortecimento da tensão de restabelecimento do lado do reator. Isso significa que a análise das características de frequência é essencial para compreender e simular com precisão o comportamento do sistema elétrico em questão.

A modelagem detalhada da barra entre o disjuntor e o reator é equivalente a uma linha de transmissão com um alto grau de compensação. Isso é uma das principais razões para adotar um modelo de reator dependente da frequência, especialmente para garantir um amortecimento rápido da tensão do lado do reator. Além disso, a interação eletromagnética entre as fases também é um fator importante a ser considerado. Em situações de reignições, essa interação pode resultar na passagem da corrente pelo zero com taxas de variação elevadas $\frac{di}{dt}$, o que pode ser interpretado de forma equivocada pelas chaves padrões dos programas de simulação, incluindo o ATP. Portanto, é fundamental analisar a interrupção da corrente em qualquer tipo de simulação antes de investigar os efeitos das tensões de restabelecimento e sobretensões. Esse aprendizado é crucial para garantir a precisão das simulações e a compreensão dos fenômenos elétricos envolvidos.

Aprimorar a modelagem do supressor de surto é crucial para obter resultados mais precisos em comparação com modelos simplificados que utilizam apenas resistores não lineares. Isso ocorre porque os supressores de surto têm características distintas de tensão residual e amortecimento que variam com a frequência. Esse refinamento na representação do supressor de surto é especialmente importante quando se estuda os efeitos das sobretensões causadas

por reinições, permitindo uma análise mais detalhada e realista desses fenômenos.

10 DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Uma vez que o modelo do disjuntor e os métodos de extração de dados demonstraram consistência, o próximo passo envolve a disponibilização do modelo do disjuntor ao público. Entretanto, apesar dos resultados apresentados neste trabalho confirmarem a consistência do modelo do disjuntor, a utilização desse modelo ainda exige um elevado nível de expertise para sua configuração. Uma configuração inadequada pode resultar em simulações com erros e inconsistências, o que, por sua vez, pode acarretar problemas no dimensionamento de equipamentos e até questões legais.

Para superar essa dificuldade, estão sendo propostas melhorias futuras, incluindo a integração dos métodos de extração de dados dos ensaios de tipo com a configuração automática dos parâmetros no modelo do disjuntor. Isso visa reduzir a necessidade de um amplo conhecimento sobre disjuntores e interpretação dos resultados dos ensaios de tipo por parte dos usuários, além de minimizar a possibilidade de erros. Além dessa integração, a validação do modelo do disjuntor e da integração dos métodos de extração de dados por outros consultores, empresas concessionárias, universidades, entidades reguladoras e fabricantes seria altamente desejável. É importante destacar que a colaboração dos fabricantes, por meio da disponibilização e autorização dos resultados dos ensaios de tipo, é de grande importância para esse processo.

Uma sugestão inicial é que a integração do processo de extração de dados dos ensaios de tipo, incluindo parâmetros para o modelo de arco, RRDS e número de corte, continue a ser realizado por um programa externo ao ATP e ATPDraw. Nessa abordagem, um programa externo receberia os resultados dos ensaios de tipo em um formato padronizado, executaria o processo de extração e geraria um arquivo de configuração para o ATP/ATPDraw. Essa alternativa poderia ser disponibilizada aos fabricantes, permitindo que eles extraíssem os dados de configuração e os disponibilizem aos clientes e consultores, sem a necessidade de compartilhar informações que possam ser consideradas confidenciais. Os usuários, por sua vez, apenas precisariam importar esse arquivo de configuração para configurar o modelo do disjuntor, sem a necessidade de serem especialistas na análise dos resultados dos ensaios de tipo.

11 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] IEEE C57.21 Standard, IEEE Standard Requirements, Terminology and Test Code for Shunt Reactors Rated above 500 kVA, IEEE, 2008.
- [2] N. H. e. A. H. H. Abdul Hamid, "Shunt Reactor Over-voltages During Shunt Reactor De-Energization," IEEE, 2009.
- [3] E. M. I. N. I. M. M. T. e. K. H. Hiroshi Tanae, "" High Frequency Reignition Current and Its Influence on Electrical Durability of Circuit Breakers Associated with Shunt Reactor Current Switching "," IEEE TRANSACTIONS ON POWER DELIVERY, vol. 19, 2004.
- [4] IEC 62271-306, High voltage switch and high voltage control – Part 306: Guide to IEC 62271-100, IEC 62271-1 and other IEC standards related to ac circuit breakers, IEC, 2018.
- [5] IEEE C37.015, Shunt reactor switching application, IEEE, 2015.
- [6] IEC 62271-110, High voltage switch and high voltage control - Part 110: Inductive load switching, IEC, 2017.
- [7] Cigre Work Group A3.07, CONTROLLED SWITCHING: unconventional applications, Cigre, 2004.
- [8] IEC 62271-100, High voltage switch and high voltage control - Part 100: ALTERNATING CURRENT CIRCUIT BREAKERS, 2017.
- [9] R. Y. a. J. Perulfi, "Oil Circuit Breakers: A Look at the Earlier Generation [History]," in IEEE Power and Energy Magazine, vol. 16, no. 3, pp. 86-97," 2018.
- [10] L. T. F. a. G. F. Montillet, "A history of fifty years of vacuum interrupter development - (the English connection)," IEEE Power Engineering Society General Meeting, Vols. 1 de 2pp. 706-711 Vol.1, nº doi: 10.1109/PES.2004.1372, 2004.
- [11] G. John and P. E. Owens, "Greenhouse Gas Emission Reductions in Power Equipment Through Use of a Sustainable Alternative to SF6," IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D), vol. doi: 10.1109/TDC.2018.8440337., pp. pp. 1-9, 2018.
- [12] "Assessment of Eco-friendly Gases for Electrical Insulation to Replace the Most Potent Industrial Greenhouse Gas SF6," Rabie, Mohamed, Franck, Christian M., vol. 52, nº 2, 2018.

- [13] W. B. Whitney, "The early history of the h.v. air-blast circuit breaker in the UK part 1 and 2," in *Electronics and Power*, vol. 14, pp. 17/20 - 365-368, 1968.
- [14] J. W. B. a. V. E. P. R. B. Shores, "Switching of Extra-High-Voltage Circuits III- Design of Air Blast Circuit Breakers," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 83, pp. 1205-1213, 1964.
- [15] L. C. Zanetta Junior, "Transitórios eletromagnéticos em Sistemas de Potência", São Paulo: USP, 2003.
- [16] M. S. E. K. a. S. Y. M. Homma, "History of vacuum circuit breakers and recent developments in Japan," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 13, pp. 85-92, 2006.
- [17] E. Schade, "Physics of high-current interruption of vacuum circuit breakers," *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 13, pp. 1564-1575, 2005.
- [18] W. P. M. O. M. F. M. F. a. P. K. D. Smugala, "Protecting distribution transformers against Very Fast Transients due to switching operation," *Modern Electric Power Systems*, nº IEEE, pp. 1-6, 2010.
- [19] Dilo, DILO Company, Inc, [Online]. Available: https://dilo.com/fileadmin/dilo_us/1._SF6_Gas/3._Useful_Information/SDS_SF6_Rev05_2020.pdf.
- [20] D. Chernskutov, "Research of Cold Rate of Rise of Dielectric Strength of SF6 Circuit Breaker," *International Siberian Conference on Control and Communications*, nº SIBCON), 2015.
- [21] Gary W. Chang, "Modeling SF6 circuit breaker to characterize shunt reactor switch transients" *IEEE TRANSACTIONS ON POWER DELIVERY*, vol. 22, nº 3, 2007.
- [22] B. Gustavsen, "Improving the Pole Relocating Properties of Vector Fitting," *IEEE transactions on power delivery*, vol. 21, nº 3, 2006.
- [23] L. F. N. L. E. C. C. e. S. K. Felipe P. Albuquerque, "Modeladores de Surtos para Analistas Transitórios Eletromagnéticos no Sistema de Energia," *Simpósio Internacional sobre Proteção Lev*, 2017.
- [24] L. Dubé, *USERS GUIDE TO MODELS IN ATP*, 1996.

12 APÊNDICE

12.1 CÓDIGO EM PYTHON PARA EXTRAÇÃO NO NÚMERO DE *CHOPPING*

```
#Codigo criado por Joao Borges Bruno
# Este programa calcula os coeficientes para o número de chopping do
# disjuntor, a partir dos resultados obtidos nos ensaios de tipo, pelo
# método de regressão linear de múltiplas variáveis.
# Será gerado um gráfico 3D, com a equação e os coeficientes do número de
# chopping

import numpy as np
from sklearn.linear_model import LinearRegression
from mpl_toolkits.mplot3d import Axes3D
import matplotlib.pyplot as plt

#Carregar aqui o arquivo com os seguintes resultados do ensaio de tipo no
formato txt:
# Coluna A = Tempo de arco,
# Coluna B = Corrente,
# Coluna C = Pressão de teste em MPa e
# Coluna D número de corte – Variável dependente

data = np.genfromtxt('Lambida-3D.txt', delimiter=' ')
# Separar as variáveis independentes (X) e a variável dependente (Y)
i = 0
for i in range(69): #Ajustar o número de linhas do arquivo
    data[i][1] = data[i][2]*data[i][1]
    data[i][2] = data[i][3]
# Nesta parte do programa a pressão é multiplicada pela corrente RMS, para
transformar o sistema em duas variáveis independente, a fim de se poder
gerar um gráfico 3D

x1 = data[:, 0]
x2 = data[:, 1]
y = data[:, 2]

# Construindo a matriz de recursos (variáveis independentes)
X = np.column_stack((x1, x2))
# Adicionando uma coluna de 1s para o coeficiente linear
X = np.column_stack((np.ones(len(x1)), X))

# Calculando os coeficientes da regressão linear
coefficients = np.linalg.inv(X.T.dot(X)).dot(X.T).dot(y)

# Gerando os pontos da superfície da regressão
x1_range = np.linspace(min(x1), max(x1), 100)
x2_range = np.linspace(min(x2), max(x2), 100)
X1, X2 = np.meshgrid(x1_range, x2_range)
```

```

Y_pred = coefficients[0] + coefficients[1] * X1 + coefficients[2] * X2

# Calculando o erro de 2 sigmas
residuals = y - X.dot(coefficients)
sigma = np.std(residuals)
error = 2 * sigma

# Limites da superfície com base no erro de 2 sigmas
upper_limit = Y_pred + error
lower_limit = Y_pred - error

# Plotando o gráfico 3D
fig = plt.figure()
ax = fig.add_subplot(111, projection='3d')
ax.scatter(x1, x2, y, c='b', marker='o') # Pontos reais
ax.plot_surface(X1, X2, Y_pred, alpha=0.5) # Superfície da regressão
ax.plot_surface(X1, X2, upper_limit, color='r', alpha=0.2) # Limite superior
ax.plot_surface(X1, X2, lower_limit, color='g', alpha=0.2) # Limite inferior
ax.set_xlabel('Arc Time (ms)')
ax.set_ylabel('Ratio Pressure/Current (MPa/A)')
ax.set_zlabel('Lambida (AF^-1)')

ax.set_zlabel('Lambida (AF^-1)')
# Adicionar um título ao gráfico
ax.set_title(
    'Linear Regression of Lambda in Function of Arc Time and Pressure *
    Current', fontweight='bold')

# Adicionar anotações na parte inferior do gráfico
ax.text2D(0.05, 0.01,
    f'Formula: RRDS = {round(coefficients[1], 4)}*t +
    {round(coefficients[2], 4)}*P*C
    + {round(coefficients[0], 4)}+{round(error, 4)}', transform=ax.transAxes)
ax.text2D(0.05, -0.06, f'Where t=time(ms), P=Pressure(MPa), C=Rated Current
    (A). \n P and C are used to adjust the offset of Sigma',
    transform=ax.transAxes)
plt.show()

```

12.2 CÓDIGO EM PYTHON PARA EXTRAÇÃO DO RRDS

```
#Codigo criado por Joao Borges Bruno
# Este programa calcula os coeficientes para obter a equação do RRDS do
# disjuntor, a partir dos resultados obtidos nos ensaios de tipo, pelo
# método de regressão linear de múltiplas variáveis.
# Será gerado um gráfico 3D, com a equação e os coeficientes do número de
# chopping

import numpy as np
from sklearn.linear_model import LinearRegression
from mpl_toolkits.mplot3d import Axes3D
import matplotlib.pyplot as plt

# Criar uma matriz com dados de exemplo com duas variáveis independentes e
uma dependente
#Carregar aqui o arquivo com os seguintes resultados do ensaio de tipo no
formato txt:
# Coluna A = Tempo de arco,
# Coluna B = Relação pressão (kPa)/Corrente(A),
# Coluna C = Tensão de reignição
data = np.genfromtxt('RRDS-3D.txt', delimiter=' ')
# Separando as variáveis independentes (X) e a variável dependente (Y)
X = data[:, :2] # Variáveis dependents Tempo arco e P/C
y = data[:, 2] # Variável dependente, tensão de reignição

# Criando o objeto de regressão linear
reg = LinearRegression().fit(X, y)

# Imprimi os coeficientes da regressão
print(reg.coef_)

# Imprimir o intercepto da regressão
print(reg.intercept_)

# Gera os pontos para o gráfico 3D
x1, x2 = np.meshgrid(np.linspace(X[:, 0].min(), X[:, 0].max(), 100),
                    np.linspace(X[:, 1].min(), X[:, 1].max(), 100))
y_pred = reg.predict(np.array([x1.ravel(), x2.ravel()]).T).reshape(x1.shape)

# Gera o gráfico 3D
fig = plt.figure()
ax = fig.add_subplot(111, projection='3d')
ax.scatter(X[:, 0], X[:, 1], y, c='r', marker='o')
ax.plot_surface(x1, x2, y_pred, alpha=0.5)
ax.set_xlabel('Arc Time (ms)')
ax.set_ylabel('Ratio Pressure/Current (kPa/A)')
ax.set_zlabel('Voltage (pu)')
```



```

# Adicionar um título ao gráfico
ax.set_title('Linear Regression in Function of Arc Time and
Pressure/Current', fontweight='bold')

# Adicionar anotações na parte inferior do gráfico
ax.text2D(0.05, 0.01,
          f'Formula: RRDS = {round(reg.coef_[0], 4)}*t +
{round(reg.coef_[1], 4)}*P/C + {round(reg.intercept_, 4)}',
          transform=ax.transAxes)
ax.text2D(0.05, -0.06, f'Where t=time(ms), P=Pressure(kPA), C=Rated Current
(A). \n P and C are used to adjust the offset of RRDD, and time is the
variable',
          transform=ax.transAxes)

plt.show()

```

12.3 CÓDIGO MALAB PARA OBTENÇÃO DOS FATORES DOS COEFICIENTES DO MODELO DE ARCO.

```
%Criado por João Borges Bruno
%Este programa calcula os coeficientes para o modelo e arco para
interrupção
%de corrente de baixas intensidades, a partir dos resultados dos
ensaios
%de tipo, através do método de regressão linear de múltiplas
variáveis

clc
clearvars

% Carregar dados do arquivo de texto contendo as seguintes
informações do
% ensaio de tipo
%Coluna A=Tempo de arco medido
%Coluna B=Corrente de chopping calculada
%Coluna C=Relação Indutância/Capacitância/Corrente.
%Coluna D=Pressão do gás
%Coluna E=Tensão de arco medida

data = load('ArcModel.txt');

% Separar as variáveis independentes (X) e a variável dependente
(Y)
X = data(:, 1:4); % assumindo que as colunas 1 a 4 são as
variáveis independentes
Y = data(:, 5); % assumindo que a coluna 5 é a variável
dependente

% Adicionar uma coluna de 1s para representar o termo de bias
(intercepto)
X = [ones(size(X, 1), 1), X];

% Calcular os coeficientes da regressão linear usando a função
'regress'
coefficients = regress(Y, X);

% Exibir os coeficientes
disp('Coeficientes: ');
disp(coefficients);

%Utilizar os coeficientes no modelo de arco do disjuntor.
```