unesp UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

AHMAD MUHAMMAD LAURENTINO

Modelagem e simulação de múltiplas reconduções de disjuntores a vácuo

Guaratinguetá
2023

Ahmad Muhammad Laurentino

Modelagem e simulação de múltiplas reconduções de disjuntores a vácuo

Trabalho de Graduação apresentado ao Conselho de Curso de Graduação em Engenharia Elétrica da Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Graduação em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Me. Nelson Clodoaldo de Jesus
Coorientador: Prof. Dr. Luiz Octavio Mattos dos Reis

Guaratinguetá
2023

Laurentino, Ahmad Muhammad
L383m Modelagem e simulação de múltiplas reconduções de disjuntores a vácuo. / Ahmad Muhammad Laurentino. – Guaratinguetá, 2023.
204 f : il.
Bibliografia: f. 166-169

Trabalho de Graduação em Engenharia de Elétrica – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia e Ciências de Guaratinguetá, 2023.
Orientador: Prof. Me. Nelson Clodoaldo de Jesus
Coorientador: Prof. Dr. Luiz Octavio Mattos dos Reis

1. Disjuntores elétricos. 2. Transitórios (Eletricidade). 3. Sobretensão. I. Título.

CDU 621.316.57

Pâmella Benevides Gonçalves
Bibliotecária/CRB-8 9203

unesp UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

AHMAD MUHAMMAD LAURENTINO

ESTE TRABALHO DE GRADUAÇÃO FOI JULGADO ADEQUADO COMO PARTE DO REQUISITO PARA A OBTENÇÃO DO DIPLOMA DE **"GRADUADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA"**

APROVADO EM SUA FORMA FINAL PELO CONSELHO DE CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Prof. Dr. Daniel Julien Barros da Silva Sampaio
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Me. Nelson Clodoaldo de Jesus
Orientador

Prof. Dr. Leonardo Mesquita
UNESP-FEG

Prof. Me. José Marcelo de Assis Wendling Júnior
UNESP-FEG

Janeiro de 2023

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, por literalmente tudo na minha vida.

Aos meus pais por todo o auxílio e apoio durante toda a minha vida;

Ao meu orientador Prof. Me. Nelson Clodoaldo de Jesus pela orientação, apoio e incentivo para me mostrar o melhor caminho a seguir para a elaboração do trabalho;

Ao meu professor e coorientador Prof. Dr. Luiz Octavio Mattos dos Reis pelo auxílio durante a minha graduação e as oportunidades que me foram dadas.

À GSI Engenharia e Consultoria LTDA por todo o suporte técnico e por tornar possível a elaboração deste trabalho, contribuindo com literaturas de referência e o ferramental de *software* necessário.

ONE LIFE
ONE CHANCE
ONE OPPORTUNITY
ONE MORE DAY TO WIN

Diogo Montenegro

RESUMO

Este trabalho de graduação tem por objetivo a implementação de um modelo de disjuntor a vácuo no programa de simulação de transitórios eletromagnéticos ATPDraw, visando a análise de manobras e seus efeitos com múltiplas reconduções (*prestrike* e *restrike*). Desta forma, é apresentado o desenvolvimento de um modelo de disjuntor a vácuo para utilização no programa ATPDraw através de um algoritmo que representa os fenômenos transitórios associados tanto às manobras de abertura quanto de fechamento de disjuntores a vácuo. O algoritmo foi desenvolvido através da linguagem MODELS do próprio ATPDraw. Após o desenvolvimento do modelo de disjuntor a vácuo, o mesmo foi testado e validado, a fim de confirmar sua funcionalidade. Em seguida, o modelo foi aplicado a dois exemplos práticos de aplicação, sendo que esses representam situações usuais em instalações elétricas industriais. Tais exemplos práticos envolvem as manobras de energização e desligamento de transformadores com meio isolante sólido (a seco) e desligamento de motores de indução trifásicos. Desta forma, esses circuitos foram modelados detalhadamente e o modelo de disjuntor foi implementado nos mesmos. Foram analisados e simulados diversos casos realizando análises paramétricas a fim de verificar os comportamentos. Por fim os resultados obtidos são apresentados e analisados, concluindo que o modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido obteve sucesso em representar os fenômenos transitórios de manobras, envolvendo diversas aplicações em sistemas elétricos.

PALAVRAS-CHAVE: Transitórios Eletromagnéticos. Disjuntores a vácuo. Modelagem. ATPDraw. Sobretensões. Múltiplas Reconduções (*Prestrike*, *Restrike*).

ABSTRACT

This undergraduate work aims to implement a vacuum circuit breaker model in the electromagnetic transients simulation program ATPDraw, aiming to analyze switchings and their effects with multiple re-conductions (restrike and prestrike). In this way, it is presented the development of a vacuum circuit breaker model for use in the program ATPDraw through an algorithm that represents the transient phenomena associated with both the opening and closing manuevers of vacuum circuit breakers. The algorithm was developed through the MODELS language of ATPDraw. After the development of the vacuum circuit breaker model, it was tested and validated, in order to confirm its functionality. Then, the model was applied to two practical examples of application, which represent usual situations in industrial electrical installations. These practical examples envolve the switching on and off of transformers with solid insulating medium (dry type) and the switching off of three phase induction motors. Thus, these circuits were modeled in detail and the circuit breaker model was implemented in them. Several cases were analyzed and simulated by performing parametric analyses in order to verify the behaviors. Finally, the results obtained are presented and analyzed, concluding that the vacuum circuit breaker developed was successful in representing the transient switching phenomena, involving various applications in electrical systems.

KEYWORDS: Electromagnetic Transients. Vacuum circuit breakers. Modeling. ATPDraw. Multiple re-conductions (Prestrike, Restrike).

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Falhas de transformadores durante eventos de manobras de energização 20
Figura 2 - Tensões instantâneas durante a ocorrência de prestrike (manobra de energização) 21
Figura 3 - Tensões instantâneas durante a ocorrência de restrikes (manobra de desligamento) 21
Figura 4 - Envoltória normalizada da TRT: (a) com dois parâmetros; (b) com quatro parâmetros..... 30
Figura 5 - TRT em conjunto com a envoltória normalizada: (a) com dois parâmetros; (b) com quatro parâmetros..... 31
Figura 6 - Comportamento da tensão de arco e da tensão do sistema durante um processo de abertura. 35
Figura 7 - Posição dos contatos do disjuntor aberto e fechado 36
Figura 8 - Disjuntor a sopro magnético 38
Figura 9 - Disjuntor de ar comprimido 40
Figura 10 - Disjuntor GVO..... 41
Figura 11 - Disjuntor PVO 42
Figura 12 - Disjuntor a SF6 44
Figura 13 - Arco difuso..... 45
Figura 14 - Arco contraído 45
Figura 15 - Contato de um disjuntor a vácuo 46
Figura 16 - Deslocamento do arco contraído 46
Figura 17 - Câmara de corte de um disjuntor a vácuo 47
Figura 18 - Magnitude e duração das sobretensões 51
Figura 19 - Classificação e tipos de sobretensões..... 53
Figura 20 - Forma geral da Tensão de Restabelecimento Transitória 54
Figura 21 - Circuito monofásico simplificado de chaveamento de capacitores..... 56
Figura 22 - Interrupção de correntes capacitivas 58
Figura 23 - Escalonamento de tensão durante interrupção de correntes capacitivas 59
Figura 24 - Características a frio de disjuntores..... 60
Figura 25 - Circuito monofásico equivalente para interrupção de pequenas correntes indutivas 61
Figura 26 - Corte de corrente e sobretensões de manobra de desligamento..... 63
Figura 27 - Corrente de chopping nos disjuntores a vácuo 63

Figura 28 - Ocorrência de múltiplas reignições 66
Figura 29 - Acoplamento nas fases R e S frente à múltiplas reignições na fase T 67
Figura 30 - Corte de correntes induzidas 67
Figura 31 - Ocorrência de múltiplas Pré-ignições 68
Figura 32 - Rigidez dielétrica em função da distância entre os contatos e do diâmetro dos contatos 72
Figura 33 - Característica da recuperação da rigidez dielétrica entre os contatos no disjuntor a vácuo com os contatos de cobre e diâmetro de 30 mm 73
Figura 34 - Modelo do disjuntor a vácuo no ATPDRAW 76
Figura 35 - Fluxograma do funcionamento do disjuntor a vácuo para o fenômeno do restrike 78
Figura 36 - Fluxograma do funcionamento do disjuntor a vácuo para o fenômeno do prestrike 79
Figura 37 - Circuito de teste para validação do modelo do disjuntor 82
Figura 38 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 83
Figura 39 - Detalhe das reignições observadas na Figura 38 84
Figura 40 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 84
Figura 41 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor 85
Figura 42 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 85
Figura 43 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a suportabilidade do dielétrico 86
Figura 44 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 86
Figura 45 - Corrente passante nos terminais do disjuntor para a) D=50 A/µs e b) D=200 A/µs 87
Figura 46 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico para a) D=50 A/µs e b) D= 200 A/µs 88
Figura 47 - Corrente do disjuntor para a) tempo de arco igual a 1,8 ms e b) tempo de arco igual a 50 µs 89
Figura 48 - Comparação entre a TRT e a curva de suportabilidade dielétrica para a) tempo de arco igual a 1,8 ms e b) tempo de arco igual a 50 µs 90
Figura 49 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 91

Figura 50 - Detalhe das reignições observadas na Figura 49 92
Figura 51 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 92
Figura 52 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor 93
Figura 53 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 94
Figura 54 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 94
Figura 55 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico para o caso em que A = 0 e B = 50 kV 95
Figura 56 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor para o caso em que A = 0 e B = 50 kV 95
Figura 57 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 96
Figura 58 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor 96
Figura 59 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 97
Figura 60 - Detalhe das reignições observadas na Figura 59 97
Figura 61 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 98
Figura 62 - Detalhe da reignição observada na Figura 61 99
Figura 63 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 99
Figura 64 - Detalhe da corrente de alta frequência passante pelo disjuntor 100
Figura 65 - Corrente através do disjuntor para a) parâmetros apresentados neste subcapítulo e b) C = 0 com esses últimos parâmetros mantidos 101
Figura 66 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor para os parâmetros definidos neste subcapítulo, porém com C = 0 e D = 0 102
Figura 67 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 102
Figura 68 - Detalhe das pré-ignições observadas na Figura 67 103
Figura 69 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor 103
Figura 70 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor 103
Figura 71 - Circuito base utilizado para as manobras envolvendo o TR-6 109
Figura 72 - Circuito base utilizado para a modelagem do equivalente do MIT 111
Figura 73 - Circuito base utilizado para simulação da manobra do MIT com a UM3 induction 112
Figura 74 - Tensões entre os terminais do disjuntor 115

Figura 75 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 115
Figura 76 - Corrente através dos terminais do disjuntor 116
Figura 77 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 116
Figura 78 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 117
Figura 79 - Tensões entre os terminais do disjuntor 117
Figura 80 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 118
Figura 81 - Corrente através dos terminais do disjuntor 118
Figura 82 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 119
Figura 83 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 119
Figura 84 - Tensões entre os terminais do disjuntor 120
Figura 85 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 120
Figura 86 - Corrente através dos terminais do disjuntor 121
Figura 87 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 121
Figura 88 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 122
Figura 89 - Tensões entre os terminais do disjuntor 122
Figura 90 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 123
Figura 91 - Corrente através dos terminais do disjuntor 123
Figura 92 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 124
Figura 93 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 124
Figura 94 - Tensões entre os terminais do disjuntor 125
Figura 95 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 125
Figura 96 - Corrente através dos terminais do disjuntor 126
Figura 97 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 126
Figura 98 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 127
Figura 99 - Tensões entre os terminais do disjuntor 127
Figura 100 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 128
Figura 101 - Corrente através dos terminais do disjuntor 128
Figura 102 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 129

Figura 103 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 129
Figura 104 - Tensões entre os terminais do disjuntor 130
Figura 105 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 130
Figura 106 - Corrente através dos terminais do disjuntor 131
Figura 107 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 131
Figura 108 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 132
Figura 109 - Tensões entre os terminais do disjuntor 132
Figura 110 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico 133
Figura 111 - Corrente através dos terminais do disjuntor 133
Figura 112 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 134
Figura 113 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6 134
Figura 114 - Tensões entre os terminais do disjuntor 136
Figura 115 - Correntes no disjuntor 136
Figura 116 - Tensões fase-terra nos terminais do TR-6 137
Figura 117 - Tensões fase-fase nos terminais do TR-6 137
Figura 118 - Tensões entre os terminais do disjuntor 139
Figura 119 - Correntes do disjuntor 139
Figura 120 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 140
Figura 121 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 140
Figura 122 - Tensões entre os terminais do disjuntor 141
Figura 123 - Correntes do disjuntor 141
Figura 124 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 142
Figura 125 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 142
Figura 126 - Tensões entre os terminais do disjuntor 143
Figura 127 - Correntes do disjuntor 143
Figura 128 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 144
Figura 129 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 144
Figura 130 - Tensões entre os terminais do disjuntor 145
Figura 131 - Correntes do disjuntor 145
Figura 132 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700 146
Figura 133 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700 146
Figura 134 - Tensões entre os terminais do disjuntor 147

Figura 135 - Correntes do disjuntor 147
Figura 136 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700 148
Figura 137 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700 148
Figura 138 - Tensões entre os terminais do disjuntor 149
Figura 139 - Correntes do disjuntor 149
Figura 140 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700 150
Figura 141 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700 150
Figura 142 - Tensões entre os terminais do disjuntor 151
Figura 143 - Detalhe das tensões entre os terminais do disjuntor 151
Figura 144 - Correntes do disjuntor 152
Figura 145 - Detalhe das correntes através do disjuntor 152
Figura 146 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 153
Figura 147 - Detalhe das tensões fase-terra nos terminais do M-200 153
Figura 148 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 154
Figura 149 – Detalhe das tensões fase-fase nos terminais do M-200 154
Figura 150 - Tensões entre os terminais do disjuntor 155
Figura 151 - Correntes do disjuntor 155
Figura 152 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 156
Figura 153 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 156
Figura 154 - Tensões entre os terminais do disjuntor 157
Figura 155 - Detalhe das tensões entre os terminais do disjuntor 157
Figura 156 - Correntes do disjuntor 158
Figura 157 - Detalhe das correntes do disjuntor 158
Figura 158 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200 159
Figura 159 - Detalhe das tensões fase-terra nos terminais do M-200 159
Figura 160 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200 160
Figura 161 – Detalhe das tensões fase-fase nos terminais do M-200 160
Figura 162 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-6 - 1 170
Figura 163 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-6 - 2 170
Figura 164 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-12 - 1 171
Figura 165 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-12 - 2 171
Figura 166 - Circuitos utilizados para os ensaios a vazio dos transformadores 173
Figura 167 - Potência a vazio no transformador TR-6 173
Figura 168 - Corrente de linha a vazio (fase A) no transformador TR-6 174

Figura 169 - Potência a vazio no transformador TR-12 174
Figura 170 - Corrente de linha a vazio (fase A) no transformador TR-12 175
Figura 171 - Circuitos utilizados para os ensaios em curto-circuito dos transformadores 176
Figura 172 - Potência de curto-circuito no transformador TR-6 177
Figura 173 – Corrente de curto-circuito (fase A) no transformador TR-6 177
Figura 174 - Potência de curto-circuito no transformador TR-12 178
Figura 175 - Corrente de curto-circuito (fase A) no transformador TR-12 178
Figura 176 - Circuito utilizado para a modelagem dos MITs 181
Figura 177 - Curvas de torque e corrente x velocidade do motor M-200 182
Figura 178 - Curvas de desempenho do motor M-200 182
Figura 179 - Curvas de torque e corrente x velocidade do motor M-1700 183
Figura 180 - Curvas de desempenho do motor M-1700 183
Figura 181 - Entrada de dados no programa induction motor data para o M-200 184
Figura 182 - Dados de entrada da UM3 - General 184
Figura 183 - Dados de entrada da UM3 - Magnet 185
Figura 184 - Dados de entrada da UM3 - Stator 185
Figura 185 - Dados de entrada da UM3 - Rotor 186
Figura 186 - Velocidade do MIT de 200 cv 188
Figura 187 - Correntes do MIT de 200 cv 189
Figura 188 - Conjugado do MIT de 200 cv 189
Figura 189 - Velocidade do MIT de 1700 cv 190
Figura 190 - Correntes do MIT de 1700 cv 190
Figura 191 - Conjugado do MIT de 1700 cv 191
Figura 192 - Circuito utilizado para modelagem do circuito equivalente do MIT 192
Figura 193 - Correntes elétricas sob condições nominais no M-200 193
Figura 194 - Correntes elétricas sob condição de partida no M-200 194
Figura 195 - Correntes elétricas sob condições nominais no M-1700 194
Figura 196 - Correntes elétricas sob condição de partida no M-1700 194

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores normalizados de tensão nominal para as Faixas I e II 26
Tabela 2 - Níveis de isolamento nominais 28
Tabela 3 - Valores preferenciais das correntes permanentes nominais 32
Tabela 4 - Valores típicos para as constantes A e B em disjuntores a vácuo 73
Tabela 5 - Valores típicos para as constantes C e D em disjuntores a vácuo 74
Tabela 6 - Parâmetros elétricos dos cabos utilizados na modelagem do sistema 105
Tabela 7 - Dados dos transformadores 106
Tabela 8 - Capacitâncias parasitas dos transformadores adotadas para as simulações 107
Tabela 9 - Dados dos motores de indução trifásicos 108
Tabela 10 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do TR-6 durante as manobras de desligamento 135
Tabela 11 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do TR-6 durante as manobras de energização 138
Tabela 12 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do MITs durante as manobras de desligamento 161
Tabela 13 - Valores típicos para as curvas de saturação e perdas a vazio dos transformadores em análise 172
Tabela 14 - Resultados obtidos da simulação do ensaio a vazio 176
Tabela 15 - Resultados obtidos da simulação do ensaio em curto-circuito 180
Tabela 16 - Principais valores utilizados para a modelagem dos motores 187
Tabela 17 - Comparação dos resultados obtidos na modelagem com a UM3 induction 191
Tabela 18 - Parâmetros dos circuitos equivalentes dos MITs 193
Tabela 19 - Comparação dos resultados obtidos na modelagem dos MITs com o circuito equivalente 195

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANSI	American National Standards Institute
ATP	Alternative Tansients Program
CIGRE	Conseil International Des Grands Réseaux Electriques
DJV	Disjuntor a vácuo
EMTP	Electromagnetic transients program
ERIAC	Encontro Regional Ibero-americano do CIGRE
GSI	GSI Engenharia e Consultoria LTDA
GVO	Grande Volume de Óleo
IEC	International Electrotechnical Commission
IEEE	Institute of Electrical and Electronic Engineers
MIT	Motor de Indução Trifásico
NBR	Norma Brasileira
PVO	Pequeno Volume de Óleo
RRDS	Rate of Rise of Dielectric Strength
RRRV	Rate of Rise of the Recovery Voltage
TACS	Transient Analysis of Control Systems
TCTRT	Taxa de Crescimento da Tensão de Restabelecimento Transitória
TRT	Tensão de Restabelecimento Transitória
TRV	Transient Recovery Voltage
VFTO	Very Fast Transient Overvoltage
VTCD	Variação de Tensão de Curta Duração

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 19
1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS 19
1.2 MOTIVAÇÃO 19
1.3 OBJETIVOS PROPOSTOS 21
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO 22
2 ASPECTOS CONCEITUAIS 24
2.1 DISJUNTORES 24
2.1.1 Principais grandezas relacionadas aos disjuntores 24
2.1.1.1 Características relacionadas a tensão 26
2.1.1.1.1 Tensão nominal 26
2.1.1.1.2 Nível de isolamento nominal 26
2.1.1.1.3 Tensão de Restabelecimento Transitória 29
2.1.1.2 Características relacionadas a corrente 31
2.1.1.2.1 Corrente permanente nominal 31
2.1.1.2.2 Corrente nominal de curta duração admissível (I_k) 32
2.1.1.2.3 Corrente nominal de curto-circuito (I_b) 32
2.1.1.2.4 Valor de pico da corrente admissível nominal (I_p) 32
2.1.1.2.5 Duração nominal do curto-circuito (t_k) 33
2.1.1.2.6 Ciclo de operação nominal 33
2.2 O ARCO ELÉTRICO 33
2.2.1 Características térmicas e dielétricas do arco elétrico 34
2.3 O PROCESSO DE INTERRUPÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA 36
2.4 MECANISMOS DE EXTINÇÃO DO ARCO ELÉTRICO 37
2.4.1 Extinção por sopro magnético 37
2.4.2 Extinção por ar comprimido 38
2.4.3 Extinção no óleo 40
2.4.3.1 Disjuntores a grande volume de óleo (GVO) 41
2.4.3.2 Disjuntores a pequeno volume de óleo (PVO) 41
2.4.4 Extinção em SF_6 42
2.4.5 Extinção no vácuo 44
2.5 PARTES CONSTITUINTES DO DISJUNTOR 47
2.5.1 Unidade de comando 47
2.5.2 Sistema de acionamento 48

2.5.3 Câmaras de extinção 48
3 MANOBRAS DE DISJUNTORES A VÁCUO E SOBRETENSÕES 50
3.1 SOBRETENSÕES NO SISTEMA ELÉTRICO 50
3.1.1 Tensão contínua de frequência fundamental 51
3.1.2 Sobretensão temporária 52
3.1.3 Sobretensão transitória 52
3.1.4 Sobretensões de origem externa ao sistema elétrico 52
3.1.5 Sobretensões de origem interna ao sistema elétrico 52
3.2 SOBRETENSÕES DE MANOBRAS DE DISJUNTORES 53
3.2.1 Características da Tensão de Restabelecimento Transitória 53
3.2.2 Interrupção de correntes capacitivas 55
3.2.2.1 Interrupção sem reignição e reacendimento 56
3.2.2.2 Interrupção com reignição e reacendimento 58
3.2.2.3 Característica fria dos disjuntores 59
3.2.3 Interrupção de pequenas correntes indutivas 60
3.2.3.1 Supressão de corrente (*chopping*) 61
3.2.3.2 Múltiplas reignições (*Restrike*) 64
3.2.3.3 Corte de correntes induzidas (*Virtual current chopping*) 66
3.2.3.4 Múltiplas Pré-ignições (*Prestrike*) 68
3.3 MÉTODOS DE PROTEÇÃO CONTRA SOBRETENSÕES DE MANOBRA 69
4 MODELAGEM DO DISJUNTOR A VÁCUO PARA EVENTOS TRANSITÓRIOS 71
4.1 TEORIA DA MODELAGEM DE DISJUNTORES A VÁCUO 71
4.2 SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA 75
4.3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO DE DISJUNTOR A VÁCUO 76
5 VALIDAÇÃO E ANÁLISE DOS MODELOS DE DISJUNTOR A VÁCUO 82
5.1 EFEITO DA TAXA DE RECUPERAÇÃO DO DIELÉTRICO (RRDS) 85
5.2 EFEITO DA CAPACIDADE DE EXTINÇÃO DE CORRENTES DE ALTAS FREQUÊNCIAS 87
5.3 EFEITO DO TEMPO DE ARCO 89
5.4 ANÁLISE DOS PARÂMETROS (A,B,C,D = 0) 91
5.4.1 Adotando o parâmetro B = 0 91
5.4.2 Adotando o parâmetro A = 0 93
5.4.3 Adotando o parâmetro C = 0 96
5.4.4 Adotando o parâmetro D = 0 98

5.5 MODIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS PARA EVIDENCIAR A INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO *C* 100
5.6 EFEITOS DO *PRESTRIKE* 102
6 EXEMPLOS PRÁTICOS DE APLICAÇÃO DO MODELO DESENVOLVIDO 105
6.1 MODELOS DOS COMPONENTES ELÉTRICOS DO SISTEMA 105
6.1.1 Modelo dos cabos elétricos 105
6.1.2 Modelo dos transformadores 106
6.1.3 Modelo dos motores de indução trifásicos 108
6.2 PARÂMETROS DOS CIRCUITOS SIMULADOS 109
6.3 CASOS ANALISADOS 113
6.4 RESULTADOS E DISCUSSÕES 114
6.4.1 Resultados das simulações das manobras envolvendo o TR-6 115
6.4.2 Análise dos resultados das simulações envolvendo as manobras do TR-6 134
6.4.3 Resultados das simulações das manobras envolvendo o desligamento dos MITs 138
6.4.4 Análise dos resultados das simulações de manobras de desligamento dos MITs 160
6.4.5 Análise geral dos resultados 162
7 CONCLUSÕES 164
8 SUGESTÕES PARA CONTINUIDADE DOS TRABALHOS 165
REFERÊNCIAS 166
APÊNDICE A - Modelagem e validação dos transformadores no ATPDraw 170
APÊNDICE B - Modelagem e validação dos motores de indução trifásicos no ATPDraw 181
APÊNDICE C - Artigo técnico 196

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Os dispositivos especiais de manobras, tais como chaves, contatores e disjuntores são equipamentos fundamentais tanto à operação normal do sistema quanto durante a realização de energizações e desligamentos, especialmente na proteção dos sistemas elétricos de um modo geral, seja em baixa, média ou alta tensão.

Sobretensões de manobras ocorrem em instalações elétricas de sistemas de transmissão e distribuição por diversas condições de operação (COGO et al., 2015a, 2015b). Este trabalho trata de sobretensões resultantes de manobras de disjuntores a vácuo em circuitos com cabos isolados, transformadores com meio isolante sólido (a seco) e motores de indução trifásicos em média tensão.

Disjuntores a vácuo possuem grande viabilidade e eficiência em sua utilização nos sistemas elétricos em média tensão. Isto se deve ao fato deles apresentarem características adequadas de interrupção, manobra e proteção, além de capacidades de extinção de arco elétrico. Entretanto, a comutação destes dispositivos durante a realização de manobras pode resultar em sobretensões transitórias e, por consequência, as solicitações impostas nos demais elementos do circuito aumentam os riscos de falhas nos mesmos, considerando especialmente manobras de transformadores com meio isolante sólido (seco) e durante a abertura da operação de motores de indução trifásicos.

1.2 MOTIVAÇÃO

A motivação principal para o tema está pautada no número de aplicações envolvendo este tipo de equipamento e, sendo assim, esse trabalho aborda a representação dos componentes do sistema elétrico, especificamente dos disjuntores a vácuo, para avaliação dos impactos de sobretensões nos equipamentos do sistema. Atualmente mais de 80% das novas instalações em média tensão empregam disjuntores com meio de extinção do arco a vácuo (MUELLER; SAEMANN, 2011).

Sobretensões de manobras associadas a disjuntores a vácuo tem sido observadas por muitos anos. Recentemente, esse fenômeno foi atribuído a uma quantidade significativa de falhas em transformadores envolvendo manobras primárias de disjuntores. Essas falhas de transformadores apresentavam fatores contribuintes em comum, tais como:

a) disjuntor a vácuo ou SF6 no lado primário do transformador,

b) cabos curtos ou conexão do disjuntor ao transformador através de barramentos,
c) aplicações envolvendo transformadores com meio isolante sólido (a seco) (SHIPP; DIONISE, 2016).

Através de medições de qualidade da energia elétrica foi possível caracterizar surtos de manobra de elevadas magnitudes provocadas durante manobras de chaveamento dos transformadores. Desta forma foi comprovado que a interação entre o sistema e o transformador durante as manobras com disjuntores a vácuo resultaram em diversas sobretensões transitórias e repetitivas, induzindo a falhas de isolamento, tendo como origem as sobretensões íngremes e de elevadas intensidades (VFTO - *Very Fast Transient Overvoltage*) (COGO et al., 2015a, 2015b).

No Brasil, foi em 2012 que ocorreram as primeiras falhas sistêmicas e consequentes perdas de produção e de faturamento bastantes significativos nas industriais que utilizavam estes equipamentos. Já em 2013, o número de transformadores que entraram em falha era bastante significativo, superando 15 unidades em um universo em torno de 60 em operação. Este foi um marco nacional em termos de aplicação de transformadores a seco em indústrias do ramo de produção de celulose. Portanto, ficou caracterizado que a combinação de disjuntores a vácuo, cabos isolados e transformadores a seco na tensão de 34,5 kV propiciavam as falhas dos transformadores (COGO et al., 2015a, 2015b).

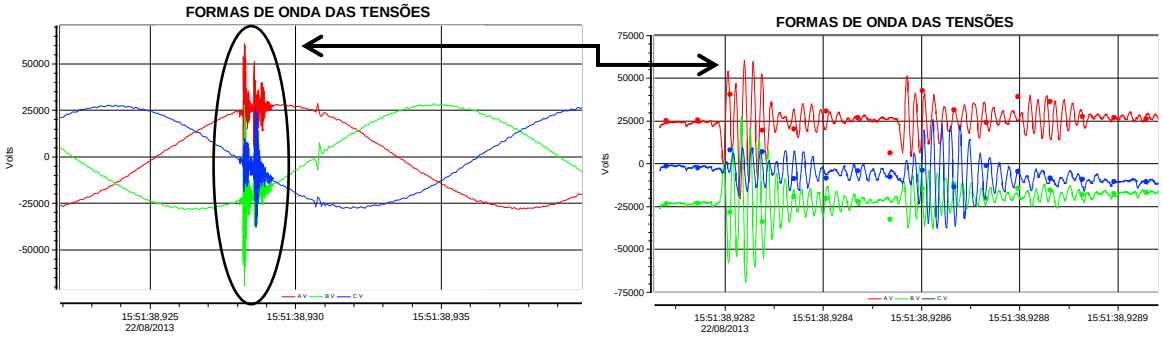
A Figura 1 ilustra dois exemplos de transformadores que sofreram queimas decorrentes de manobras de disjuntores a vácuo e sua interação com o sistema elétrico.

Figura 1 - Falhas de transformadores durante eventos de manobras de energização

Fonte: Cogo et al. (2015)

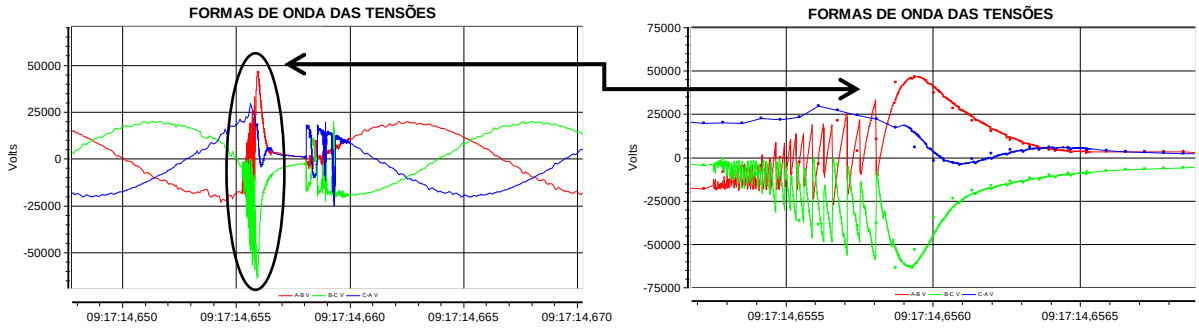
Nas Figuras 2 e 3, é possível observar os resultados de medições reais realizadas pela GSI Engenharia e Consultoria nos sistemas elétricos industriais com transformadores a seco, evidenciando as sobretensões durante as manobras de energização e desligamento dos disjuntores.

Figura 2 - Tensões instantâneas durante a ocorrência de *prestrike* (manobra de energização)



Fonte: Jesus et al. (2019)

Figura 3 - Tensões instantâneas durante a ocorrência de *restrikes* (manobra de desligamento)



Fonte: Jesus et al. (2019)

Os incidentes envolvendo as falhas mencionadas podem ser evitados se o fenômeno for estudado e analisado em fases preliminares através de simulações. Esse estudo preliminar acarretaria em redução de gastos, pois não seria necessária manutenção corretiva ou substituição de equipamentos. Portanto, a representação dos componentes do sistema elétrico se torna essencial para a avaliação dos impactos de sobretensões e análises de soluções preventivas para os equipamentos, como a utilização de supressores de surto em conjunto com para-raios, por exemplo.

1.3 OBJETIVOS PROPOSTOS

Este trabalho tem como principais objetivos a implementação e verificação de um modelo de disjuntor no programa ATPDraw para análise de manobras e seus efeitos com

múltiplas reconduções (*prestrike* e *restrike*), com base em simulações do modelo do disjuntor de forma a comparar e analisar as respostas às manobras frente às diversas condições de operação, considerando a variação dos parâmetros do modelo e sua influência devido ao comprimento de cabos na alimentação de transformadores e regime de operação de motores.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- Desenvolvimento de um modelo de disjuntor no programa ATPDraw para análise de manobras e seus efeitos com múltiplas reconduções em altas frequências, sendo essas relacionadas às múltiplas pré-ignições (*prestrike*) e múltiplas reignições (*restrike*).
- Verificar o comportamento do modelo desenvolvido a partir de uma análise de sensibilidade quanto aos principais parâmetros como tempo de arco, capacidade de extinção de correntes de altas frequências e característica a frio dos disjuntores (suportabilidade do dielétrico), de forma a validar o modelo através de comparações com comportamentos encontrados nas literaturas de referência.
- Avaliar a implementação do modelo do disjuntor em dois tipos de sistema, sendo um envolvendo manobras de energização e desligamento de transformadores em 34,5 kV e outro envolvendo manobras de desligamento de motores de indução trifásicos em 4,16 kV;
- Realizar uma análise paramétrica nas simulações de manobras envolvendo energização e desligamento de transformadores, utilizando diferentes distâncias de cabos na alimentação dos mesmos;
- Realizar uma análise paramétrica nas simulações de manobras envolvendo desligamento de motores de indução trifásicos, utilizando motores de diferentes potências nominais e variando-se o regime de operação, sendo esses: desligamento durante a partida, desligamento em regime com plena carga e desligamento em regime com rotor livre (a vazio);
- Discutir e analisar as respostas e os resultados obtidos através das simulações envolvendo os fenômenos de transitórios de manobras com o modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O trabalho está dividido em sete capítulos principais e três apêndices, sendo que o primeiro capítulo contém a parte introdutória, motivação e justificativa para o tema, além dos objetivos principais do trabalho.

No segundo capítulo são apresentados os principais conceitos sobre o tema proposto, proporcionando uma visão sobre o funcionamento dos disjuntores e suas características, sobre o processo de extinção da corrente elétrica, sobre o processo de formação do arco elétrico e seus métodos de extinção.

No terceiro capítulo são apresentados os conceitos relacionados as sobretensões no sistema elétrico, as sobretensões decorrentes de manobras de disjuntores a vácuo e alguns métodos de proteção para essas sobretensões.

No quarto capítulo é apresentado o conceito envolvido na modelagem de disjuntores a vácuo de forma a representar os efeitos das múltiplas reconduções, além de ser proporcionada uma visão sobre o programa ATPDraw e suas funcionalidades e, por fim, é também discutido como foi desenvolvido o modelo do disjuntor a vácuo.

No quinto capítulo é realizada a validação e análise dos modelos de disjuntor a vácuo desenvolvidos, de forma a explicitar a influência dos principais parâmetros contidos nos mesmos.

No sexto capítulo são apresentados exemplos práticos de aplicação do modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido e exposto também como foi implementada a modelagem dos sistemas elétricos analisados. Também são descritos os casos analisados, além de apresentados e discutidos os resultados das simulações.

No sétimo capítulo, são apresentadas as considerações finais e as conclusões sobre o trabalho desenvolvido.

No APÊNDICE A é apresentado como foi realizada a modelagem dos transformadores no programa ATPDraw, além de expor também a validação dos mesmos através dos ensaios a vazio e de curto-circuito.

No APÊNDICE B é realizado o detalhamento da modelagem dos motores de indução trifásicos e é realizada também a validação dos mesmos.

No APÊNDICE C é apresentado o artigo intitulado *Implementação de modelos de disjuntores a vácuo no programa ATP e análise da sensibilidade de parâmetros associados as ocorrências de múltiplas reconduções* que pôde ser submetido ao XIX ERIAC (XIX Encontro Regional Ibero-americano do CIGRE) como fruto da elaboração do presente trabalho. Ressalta-se que o artigo anexado se encontra de acordo com as diretrizes de formatação do referido evento, que é como o mesmo foi submetido.

2 ASPECTOS CONCEITUAIS

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os conceitos relacionados aos disjuntores de uma forma geral, incluindo sua definição, normas pertinentes, principais características nominais e partes constituintes. Também será abordado o fenômeno do arco elétrico e os principais métodos de extinção do mesmo.

2.1 DISJUNTORES

Disjuntores são dispositivos eletromecânicos de manobra e proteção, com capacidade de estabelecer, conduzir e interromper a corrente elétrica sob condições normais ou anormais do circuito elétrico. Essas condições anormais se dão basicamente pelas ocorrências de curtos-circuitos, sobrecargas ou demais transitórios.

De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a performance de um disjuntor ideal pode ser resumida como segue:

1. Quando fechado, é um bom condutor e suporta térmica e mecânicamente qualquer corrente elétrica com valor abaixo ou igual ao valor de corrente de curto-circuito nominal.
2. Quando aberto, é um bom isolante e suporta a tensão entre seus contatos, a tensão fase-terra ou a tensão entre fases. Além disso deve também suportar sobretensões, devido a surtos de manobras ou descargas atmosféricas.
3. Quando fechado, pode, de forma rápida e segura, interromper qualquer corrente com valor menor ou igual ao da corrente nominal suportável de curto-circuito.
4. Quando aberto, pode fechar de forma rápida e segura um circuito em curto-circuito.

As características mencionadas anteriormente são relativas a um disjuntor ideal. Já no caso de um disjuntor real, um arco elétrico é formado depois que os contatos começam a se separar. O efeito do arco elétrico será melhor descrito no subcapítulo 2.2.

A seguir, serão apresentadas e discutidas as principais grandezas e características nominais relacionadas aos disjuntores de acordo com as normas cabíveis.

2.1.1 Principais grandezas relacionadas aos disjuntores

As normas relacionadas aos disjuntores definem e estabelecem as condições gerais aplicáveis a todo o tipo de equipamentos de manobra em alta tensão. As principais normas

internacionais que habitualmente são utilizadas para a definição das características e ensaios desses equipamentos são:

- IEC 60038:2009 - IEC *standart voltages*;
- IEC 60060:2020 - *High-voltage test techniques - ALL PARTS*;
- IEC 61936-1:2021 - *Power installations exceeding 1 kV AC and 1,5 kV DC - Part 1: AC*;
- IEC 62271 SER:2022 - *High-voltage switchgear and controlgear - ALL PARTS*;
- IEC 62271-100:2022 - *High-voltage switchgear and controlgear - Part 100: Alternating-current circuit-breakers*;
- IEC 62271-1:2021 - *High-voltage switchgear and controlgear - Part 1: Common specifications for alternating current switchgear and controlgear*;
- IEC 62271-110:2012 - *High-voltage switchgear and controlgear - Part 110: Inductive load switching*;
- IEC 62271-203:2011 - *High-voltage switchgear and controlgear - Part 203: Gas-insulated metal-enclosed switchgear for rated voltages above 52 kV*;
- IEC 60071-1:2020 - *Insulation co-ordination - ALL PARTS*;
- IEEE C37.06-2009 - IEEE *Standard for AC High-Voltage Circuit Breakers Rated on a Symmetrical Current Basis--Preferred Ratings and Related Required Capabilities for Voltages Above 1000 V.*

Ressalta-se também que internacionalmente existem ainda as normas IEEE e ANSI que tratam do assunto. Já no Brasil, algumas das normas comumente utilizadas são baseadas nas respectivas normas IEC e sua nomenclatura adota o uso do mesmo número de identificação das normas IEC. A seguir são citadas algumas dessas normas brasileiras em vigência:

- ABNT NBR IEC 60060-1:2013 - Técnicas de ensaios elétricos de alta tensão - Parte 1: Definições gerais e requisitos de ensaio;
- ABNT NBR IEC 60060-2:2016 - Técnicas de ensaios elétricos de alta-tensão - Parte 2: Sistemas de medição;
- ABNT NBR IEC 62271-1:2020 - Manobra e comando de alta tensão - Parte 1: Especificações comuns para equipamentos de manobra e comando em corrente alternada;

- ABNT NBR IEC 62271-200:2007 - Conjunto de manobra e controle de alta-tensão - Parte 200: Conjunto de manobra e controle de alta-tensão em invólucro metálico para tensões acima de 1 kV até e inclusive 52 Kv;
- ABNT NBR 6939:2018 - Coordenação do isolamento - procedimento.

As normas internacionais citadas são consideradas como os limites mínimos designados relativos a performance esperada na operação do dispositivo durante certas condições de operação (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010). Essas características relacionadas ao disjuntor são de extrema importância para a definição e dimensionamento do mesmo considerando uma determinada aplicação no sistema.

De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), as grandezas relacionadas ao disjuntor incluem principalmente parâmetros fundamentais de tensão e corrente, mas também há outras características importantes. Tais grandezas/características serão abordadas a seguir.

2.1.1.1 Características relacionadas a tensão

2.1.1.1.1 Tensão nominal

Esta grandeza é determinada com a terminologia *tensão de operação máxima nominal* nas normas IEEE/ANSI, e como *Tensão nominal* (U_N) na ABNT/IEC. Esta característica determina o limite da tensão de operação do sistema ao qual o disjuntor está inserido. De acordo com a norma NBR IEC 62271-1:2020 (2020), os valores normalizados para a tensão nominal podem ser separados em duas faixas (Faixa I para tensões nominais inferiores ou iguais a 245 kV e Faixa II para tensões nominais superiores a 245 kV) e podem ser encontrados na Tabela 1.

Tabela 1 - Valores normalizados de tensão nominal para as Faixas I e II

Valores normalizados	Faixa I para tensões nominais inferiores ou iguais a 245 kV	Faixa II para tensões nominais superiores a 245 kV
Tensão nominal (kV)	3,6 - 7,2 - 12 - 17,5 - 24 - 36 - 40,5 - 52 - 72,5 - 100 - 123 - 145 - 170 - 245	300 - 362 - 420 - 550 - 800 - 1100 - 1200

Fonte: Adaptado de NBR IEC 62271-1:2020 (2020)

2.1.1.1.2 Nível de isolamento nominal

O nível de isolamento nominal de um equipamento de manobra, ou capacidade de rigidez dielétrica nominal de um disjuntor é especificada na forma de uma série de valores

estabelecidos para as tensões, que representam o estresse que é produzido por sobretensões sob frequência nominal da rede, causados pelas operações de chaveamento ou ainda gerados devido a descargas atmosféricas. O nível de isolamento pode ser classificado de algumas maneiras, conforme segue:

- Suportabilidade dielétrica sob frequência da rede: Esta se trata da suportabilidade do dielétrico frente à sobretensões sob a frequência da rede elétrica (60 Hz no Brasil), e é definida pelas normas IEEE e IEC considerando testes de suportabilidade com o dielétrico a seco ou isolado com líquido. No entanto, este tipo de sobretensão apresenta valores bem abaixo dos requeridos pelas normas, de forma que a definição do nível de tensão suportável nominal ao impulso atmosférico, que será abordado no próximo tópico, engloba a pior condição para o equipamento. Desta forma, através da classificação deste último, a suportabilidade sob a frequência da rede já terá sido sobredimensionada em termos de suportabilidade do isolamento (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).
- Suportabilidade ao impulso atmosférico: O impulso ou descarga atmosférica é uma das principais causas de interrupção e falhas dielétricas nos equipamentos do sistema elétrico de potência. Desta forma é de extrema importância a definição deste nível de isolamento a fim de assegurar a suportabilidade e o nível de coordenação dos equipamentos do sistema (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).
- Suportabilidade de impulso de manobra: Esta característica é aplicável a disjuntores com tensão nominal igual ou superior a 362 kV na norma IEEE, já na norma IEC está associada aos disjuntores com valores de tensão nominal iguais ou superiores a 300 kV (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Na norma NBR IEC 62271-1:2020 (2020) e NBR 6939 (2018) são apresentados os valores nominais para a tensão suportável de impulso atmosférico (U_P), tensão de impulso de manobra (U_S) (quando aplicável) e tensão de curta duração na frequência industrial nominal (U_d). Na Tabela 2, a seguir, é apresentado um resumo dos valores de referência.

Tabela 2 - Níveis de isolamento nominais

(continua)

Tensão nominal U_N (kV) (valor eficaz)	U_d (kV) (valor eficaz)	U_p (kV) (valor de pico)	U_S (kV) (valor de pico)
3,6	10	20 40	-
7,2	20	40 60	-
12	28	60 75 95	-
15	34	95 110	-
17,5	38	75 95	-
24	50	95 125	-
36	70	145 170 200	-
52	95	250	-
72,5	140	325 350	-
92,4	150 185	380 450	
100	150 185	380 450	-
123	185 230	450 550	-
145	185 230 275	450 550 650	-
170	230 275 325	550 650 750	-
245	275 325 360 395 460	650 750 850 950 1050	-
300	395	950 1050	750 850
362	450	1050 1175	850 950
420	520	1300 1425	950 1050
550	620	1425 1550	1050 1175

Tabela 2 - Níveis de isolamento nominais

(conclusão)

Tensão nominal U_N (kV) (valor eficaz)	U_d (kV) (valor eficaz)	U_p (kV) (valor de pico)	U_S (kV) (valor de pico)
800	830	2100	1425 1550
1100	1100	2250 2400	1550 1800
1200	1200	2400 2550	1800 1950

Fonte: Adaptado de NBR IEC 62271-1:2020 (2020) e NBR 6939 (2018)

Na Tabela 2, os valores das tensões apresentadas aplicam-se entre fase-terra, entre fases e entre os contatos dos dispositivos de manobra em posição aberta, isto considerando os valores de 3,6 a 245 kV na referida Tabela. Já para os valores aplicados a faixa de tensão nominal de 300 a 1200 kV, foram representados apenas os valores entre fase-terra e entre fases, embora na norma em questão sejam apresentados os valores entre contatos abertos e fechados do dispositivo de manobra, além de apresentar também os valores entre a distância de escoamento. Ressalta-se que os valores das tensões apresentados nas tabelas das referidas normas para os casos entre contatos abertos dos dispositivos de manobra são maiores que os apresentados na Tabela 2, para informações mais detalhadas recomenda-se a consulta das referidas normas.

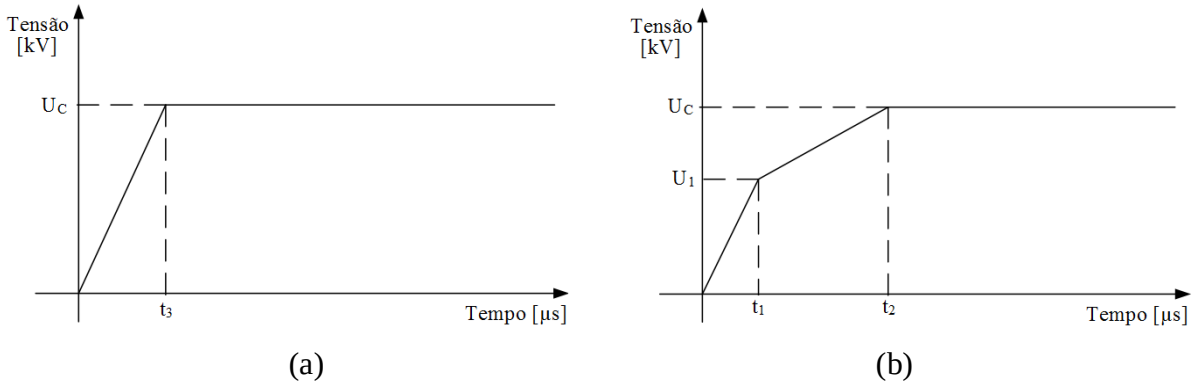
2.1.1.1.3 Tensão de Restabelecimento Transitória

A definição e o conceito da Tensão de Restabelecimento Transitória (TRT) serão apresentados de forma mais detalhada no subcapítulo 3.2.1. A TRT depende de alguns fatores tais como o tipo de falta interrompida, a configuração do sistema e as características de seus componentes. As normas possuem determinações específicas para as possíveis características do disjuntor frente as suas condições de interrupção.

De acordo com Salge et al. (2016), as normas IEEE C37.06-2009 e IEC 62271-100 estabelecem os valores limites para a amplitude e taxa de crescimento da Tensão de Restabelecimento Transitória. A IEC define duas envoltórias de TRT, sendo que a primeira é aplicável a disjuntores com tensão nominal abaixo de 100 kV e é conhecida como método de dois parâmetros. Já a outra envoltória é aplicável a disjuntores com tensão nominal igual ou superior a 100 kV, e estas são denominadas de envoltórias de quatro parâmetros (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Quanto à caracterização dessas envoltórias por dois ou quatro parâmetros, tem-se que a envoltória por dois parâmetros é definida pela tensão de referência U_C (pico da TRT) em kV e pelo tempo decorrido para alcançar a tensão U_C (t_3) em µs. O invólucro a quatro parâmetros é definido pelo ponto de intersecção que corresponde a primeira tensão de referência U_1 em kV, o tempo para alcançar U_1 (t_1) em µs, adicionando o ponto de intersecção que corresponde a segunda tensão de referência U_C (pico da TRT) em kV e o tempo decorrido pra alcançar a tensão U_C em µs (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010). A Figura 4 apresenta as envoltórias normalizadas para a TRT.

Figura 4 - Envoltória normalizada da TRT: (a) com dois parâmetros; (b) com quatro parâmetros

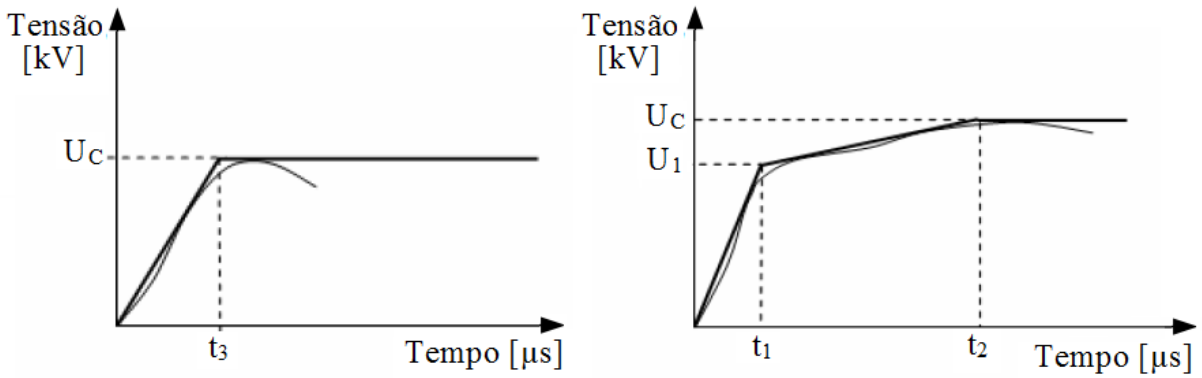


(a) (b)

Fonte: Adaptado de Sinder (2007)

De forma a respeitar a norma neste quesito, é necessário que a Tensão de Restabelecimento Transitória permaneça dentro da envoltória ou envelope, ou seja, não deve superar o limite de taxa de crescimento e de amplitude da TRT. Desta forma, para esta verificação, a curva da TRT deve se sobreposta a curva da envoltória, como pode ser verificado num caso genérico de exemplo apresentado na Figura 5.

Figura 5 - TRT em conjunto com a envoltória normalizada: (a) com dois parâmetros; (b) com quatro parâmetros



(a) (b)

Fonte: Adaptado de Alves (2012)

Quando a TRT inerente ao sistema ultrapassa a envoltória normalizada, existem algumas alternativas além da reconfiguração do sistema, tais como: utilizar um disjuntor com um valor de tensão ou corrente nominal maior, adicionar capacitâncias nos terminais do disjuntor afim de reduzir a taxa de crescimento da TRT, ou ainda consultar o fabricante do disjuntor para verificar se o mesmo suporta tais condições de operação (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

2.1.1.2 Características relacionadas a corrente

2.1.1.2.1 Corrente permanente nominal

De acordo com a norma NBR IEC 62271-1:2020 (2020), a característica nominal define o valor eficaz da corrente que o equipamento pode suportar continuamente em suas condições normais de serviço. Uma das limitações relacionadas a esta característica é o aumento da temperatura do disjuntor, que é impactado diretamente pelo tipo de material utilizado nos contatos. Desta forma, a observância da corrente permanente nominal se trata principalmente de evitar que a temperatura das partes condutoras, que estão em contato com materiais isolantes, exceda os respectivos limites desses materiais (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Na norma são definidos os valores de corrente nominal com base nos valores da série R 10 especificados na IEC 60059:2009 - IEC *Standarts current ratings*, que referencia a norma ISO 3:1973, *Preferred numbers - Series of preferred numbers*, sendo que estes valores são multiplicados pelo fator 10^n para se obter a corrente em amperes. De acordo com a ISO 3:1973 (1973), os números preferidos ou *preferred numbers* são constituídos de valores obtidos de termos de séries geométricas, sendo as principais: R 5, R 10, R 20, R 40 e R 80. Para o caso

específico da série R 10, a expressão utilizada para a obtenção de seus termos é: $\left(\sqrt[10]{10}\right)^{n}$, onde *n* é igual a 0,1,2,3... e assim por diante. A Tabela 3 apresenta os valores da série R 10 e alguns consequentes valores nominais de corrente permanente nominal.

Tabela 3 - Valores preferenciais das correntes permanentes nominais

Série R 10	1 - 1,25 - 1,6 - 2 - 2,5 - 3,15 - 4 - 5 - 6,3 - 8
Valores de corrente nominal (A)	400, 630, 800, 1250, 1600, 2000, 2500, 3150, 4000, 5000

Fonte: Adaptado de NBR IEC 62271-1:2020 (2020)

Ressalta-se que nas normas IEEE/ANSI os valores nominais de corrente permanentes diferem um pouco da IEC/ABNT.

2.1.1.2.2 Corrente nominal de curta duração admissível (I_k)

De acordo com a norma NBR IEC 62271-1:2020 (2020), esta característica nominal determina o valor eficaz da corrente de curto-circuito que o disjuntor pode suportar na posição fechada durante a sua duração nominal (vide subcapítulo 2.1.1.2.5), sob suas condições de serviço.

Os valores nominais para esta característica se dão através da utilização da série R 10, mencionada anteriormente no subcapítulo 2.1.1.2.1.

2.1.1.2.3 Corrente nominal de curto-circuito (I_b)

A corrente nominal de curto-circuito, ou capacidade nominal de interrupção corresponde ao máximo valor da corrente simétrica que pode ser interrompida pelo disjuntor, e também possui os valores definidos conforme a utilização da série R 10 (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010). Existe uma singela diferença entre este valor, a corrente nominal de curto-circuito, e o do item 2.1.1.2.2, a corrente nominal de curta duração admissível. O primeiro se trata da capacidade do disjuntor abrir/interromper o circuito frente à um curto-circuito, e o segundo trata da capacidade de o disjuntor suportar mecanicamente a corrente de curto-circuito durante sua duração nominal, sem considerar sua manobra de abertura.

2.1.1.2.4 Valor de pico da corrente admissível nominal (I_p)

De acordo com a norma NBR IEC 62271-1:2020 (2020), este valor define a corrente de pico associada ao primeiro ciclo da corrente admissível nominal de curta duração que o disjuntor pode suportar na posição fechada sob as condições de serviço. Na realidade, esta

grandeza é estabelecida para definir a capacidade mecânica do disjuntor de suportar os máximos esforços eletrodinâmicos devido a forças eletromagnéticas que podem ser geradas na situação de interrupção de faltas (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Esta característica nominal é obtida multiplicando-se o valor eficaz da corrente admissível de curto-circuito por um fator de pico, sendo que este último é função da constante de tempo da componente contínua da rede e da frequência nominal. Para uma frequência de 60 Hz o fator de pico é igual a 2,6 vezes a corrente admissível nominal de curta duração, considerando uma constante de tempo da componente contínua de 45 ms (ABNT, 2020).

2.1.1.2.5 Duração nominal do curto-circuito (t_k)

Este valor se trata do intervalo de tempo durante o qual o disjuntor pode suportar, na posição fechada, uma corrente igual à sua corrente admissível nominal de curta duração (conforme mencionada no item 2.1.1.2.2). O valor normalizado desta duração é de 1 s, porém podem ser selecionados valores alternativos de 0,5 s, 2 s ou 3 s (ABNT,2020).

2.1.1.2.6 Ciclo de operação nominal

O ciclo de operação nominal, ou ciclo de desligamento pode ser definido como a capacidade do disjuntor fechar sobre um defeito, após uma temporização, e voltar a abrir, se o defeito se mantiver, sem que o dielétrico perca as suas propriedades e possa cumprir a sua função (BOLOTINHA, 2018). Alguns ciclos de religamento habituais definidos pela norma IEC são A - 3 min - A/F - 3 min - F/A (abertura-temporização, seguido de fechamento-abertura-temporização, e então fechamento-abertura definitiva), e A - 0,3 s - A/F - 3 min - F/A (idem a operação mencionada anteriormente, porém com a mudança do valor da primeira temporização), sendo que esta última é utilizada quando um rápido religamento é necessário. Outra alternativa de sequência estabelecida pela IEC 62271-100 é F/A - 15 s - F/A (fechamento-abertura, seguido de temporização e então fechamento-abertura definitiva) (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

2.2 O ARCO ELÉTRICO

Pode-se definir o arco elétrico como sendo o efeito da ruptura dielétrica de um gás e o consequente estabelecimento de uma corrente elétrica através de um meio físico não condutor.

Esse fenômeno ocorre devido ao processo de interrupção da corrente elétrica, que se dá pela separação dos contatos metálicos do disjuntor.

De acordo com Schuartz (2014) o arco elétrico, é um fenômeno físico inerente as instalações e equipamentos elétricos e ocorre sempre que há uma passagem de corrente elétrica por um meio não condutor devido ao rompimento de suas características isolantes, sendo que normalmente envolve partes metálicas que não estão em contato direto, porém apresentam diferença de potencial. Tal fenômeno tem curta duração e consiste na transformação da energia elétrica em calor, energia acústica, onda de pressão e energia luminosa (BARROS, 2010).

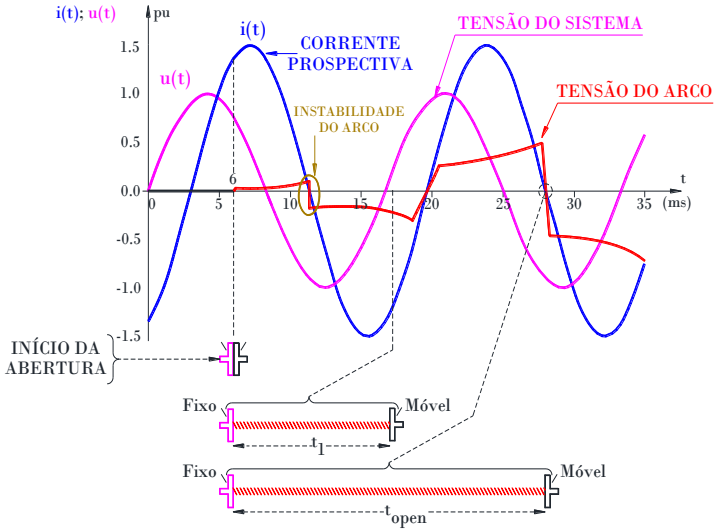
De acordo com Bolotinha (2018), a formação do arco elétrico, quando verificada a interrupção de um circuito elétrico, pode ser explicada pela lei da conservação de energia eletromagnética, visto que quando um condutor é percorrido por uma corrente elétrica, esta energia é criada. Como de acordo com o princípio da conservação de energia, a energia eletromagnética não pode passar de um estado atual para zero instantaneamente quando da interrupção do circuito, forma-se o arco elétrico como resposta ao estado energético desse circuito, de forma a manter constante o valor da referida energia eletromagnética.

Para uma melhor compreensão do efeito do arco elétrico, é necessário primeiramente discutir sobre suas características térmicas e dielétricas, conforme apresentado no subcapítulo 2.2.1, e, posteriormente, entender os princípios da interrupção da corrente elétrica, conforme apresenta-se no subcapítulo 2.3.

2.2.1 Características térmicas e dielétricas do arco elétrico

Na realidade, o arco elétrico possui o seu comportamento categoricamente definido de acordo com suas características térmicas e dielétricas. A tensão do arco elétrico, após manter um valor constante durante o período da alta intensidade da corrente, aumenta para um pico e então cai para zero com uma variação de tensão *dv/dt* abrupta. A corrente se aproxima do zero com uma variação *di/dt* mais ou menos constante, porém ela pode ser levemente distorcida pela influência da tensão do arco. O fenômeno descrito está ilustrado na Figura 6.

Figura 6 - Comportamento da tensão de arco e da tensão do sistema durante um processo de abertura.



Fonte: Cogo et al. (2015)

Tem-se que o arco elétrico é resistivo, portanto, a tensão e a corrente cruzam o zero simultaneamente. Após a interrupção da corrente, o gás presente entre os contatos do disjuntor se encontra agitado, devido à Taxa de Crescimento da Tensão de Restabelecimento Transitória (TCTRT), desta forma as partículas presentes começam a se movimentar e causar uma corrente pós-arco, o que resulta no aumento da energia no mesmo (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Desta forma, esta fase do processo é caracterizada por uma disputa, onde se a TCTRT for maior do que a taxa de recuperação térmica, ocorrerá então uma reignição com o restabelecimento da corrente (COLOMBO, 1988). Este fenômeno ocorre devido ao fato de que se a entrada de energia for tal que as moléculas se dissociem em elétrons livres e íons positivos, então o estado de plasma é criado novamente e ocorre interrupção da corrente falha. Por outro lado, se a interrupção da corrente for bem-sucedida, o canal de gás resfria e a corrente pós-arco se extingue.

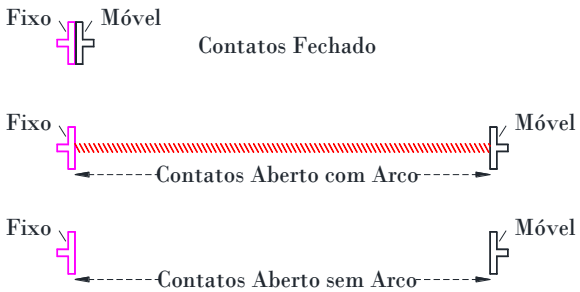
Contudo, uma posterior falha dielétrica pode ocorrer quando a rigidez dielétrica do vão entre os contatos do disjuntor não for suficiente para suportar a TRT, neste caso também é provocada a regnição. Na verdade, pode-se dividir o processo de interrupção de correntes de alta intensidade em duas fases, sendo elas a fase térmica e a dielétrica. A partir disto, é possível caracterizar as reignições térmicas e as reignições dielétricas, sendo que a primeira se dá nos primeiros instantes após a passagem pelo zero, e a segunda se dá após o encerramento do

fenômeno térmico, que possui uma duração aproximada de 100 µs. Não é possível determinar de forma evidente uma fronteira demarcada entre esses dois tipos de reignições, visto que vários fatores afetam o processo, entre eles a intensidade da corrente e o projeto da câmara de extinção (COLOMBO, 1988).

2.3 O PROCESSO DE INTERRUPÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA

Todos os métodos de interrupção de corrente em sistemas de alta tensão introduzem um vão não condutor em um meio condutor. Isto pode ser realizado pela separação mecânica dos contatos metálicos, desta forma o vão é formado e logo em seguida é preenchido por um líquido, gás ou vácuo, a depender da tecnologia da câmara de extinção utilizada no disjuntor (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010). O que foi descrito pode ser melhor compreendido através da Figura 7, que ilustra a posição aberta e fechada entre os contatos de um disjuntor a vácuo.

Figura 7 - Posição dos contatos do disjuntor aberto e fechado



Fonte: Cogo et al. (2015)

Fazendo uma descrição do processo, considera-se primeiramente que os contatos do disjuntor estejam fechados sob pressão e conduzindo a corrente da linha. A resistência entre os contatos depende de alguns fatores, dentre eles da pressão mútua entre ambos. Durante a separação dos contatos, a pressão diminui e, por conseguinte, a resistência á aumentada. Desta forma, no instante da separação dos contatos a pressão é praticamente nula e a resistência consequentemente alta. A corrente deve passar através de pequenas superfícies decorrentes de irregularidades a se tocarem, concentrando, desta forma, grandes quantidades de calor, elevando assim a temperatura dos contatos (COLOMBO, 1988).

Em função destas altas temperaturas concentradas nos contatos mencionadas anteriormente, ocorre a emissão de elétrons a partir do contato negativo dando inicio ao processo de ionização, pelo qual irá se formar o arco elétrico e a condução de corrente elétrica

pelos contatos separados. Sendo assim, a corrente do arco é constituída por elétrons que saem do catodo e vão para o anodo.

A extinção do arco normalmente se dá quando a corrente elétrica alcança o zero natural no ciclo de corrente alternada. Este efeito é alcançado levando o arco ao seu máximo comprimento, aumentando sua resistência e limitando assim a corrente. Existem várias técnicas adotadas para a extinção do arco elétrico, diferindo-se um dos outros através das dimensões, valores nominais e aplicação do disjuntor. Em disjuntores de alta tensão (>1 kV), a interrupção da corrente é alcançada através do resfriamento do arco. Os disjuntores de potência são categorizados de acordo com o meio de extinção pelo qual o arco é formado, conforme será apresentado no subcapítulo 2.4 (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

2.4 MECANISMOS DE EXTINÇÃO DO ARCO ELÉTRICO

Para alcançar uma interrupção de corrente bem-sucedida e evitar danos nos equipamentos provocados pelo arco elétrico que se forma quando o circuito elétrico é abruptamente interrompido, em particular quando verifica-se correntes elétricas elevadas (como no caso do curto-circuito), é necessário que os disjuntores disponham de mecanismos para a rápida extinção do arco elétrico. Essa extinção é realizada em câmaras construídas para esse fim (BOLOTINHA, 2018).

2.4.1 Extinção por sopro magnético

Nos disjuntores a sopro magnético a extinção do arco é atingida através da abertura dos contatos no ar, empurrando o mesmo para dentro das câmaras de extinção, onde há o aumento na resistência do arco e, por conseguinte ocorre a sua interrupção. O arco é empurrado para dentro das fendas da câmara através das forças do campo magnético da própria corrente, passando por uma ou mais bobinas. Por ventura um sopro pneumático auxiliar produzido pelo mecanismo de acionamento também é utilizado para esse fim. Este sopro pneumático é de extrema importância no caso de que o campo magnético gerado pela corrente passante seja insuficiente para empurrar o arco para dentro da câmara, o que é verificado durante a interrupção de pequenas correntes. Neste caso ainda o tempo de arco é estendido (COLOMBO, 1988).

O aumento na resistência do arco é obtido através do aumento do comprimento do arco, além da fragmentação do arco em menores arcos nas fendas da câmara de extinção, e por fim pelo resfriamento do arco através do contato com as várias paredes da câmara.

Como característica principal do disjuntor a sopro magnético, tem-se a sua grande resistência de arco voltaico. Esta alta resistência interage com o circuito, provocando um aumento do fator de potência do mesmo, desta forma tornando-o mais resistivo e diminuindo o valor da tensão de restabelecimento transitória (TRT) após a interrupção. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), esses disjuntores fornecem extinção da falta, sob condições de curto-circuito dentro de um ciclo de duração do arco e são ideais para fornecer meios de extinção tanto de altas correntes de falta quanto de baixas correntes indutivas de falta.

Quanto à aplicação dos disjuntores a sopro magnético, tem-se sua utilização em média tensão até 24 kV. Com relação a vantagem da utilização deste tipo de disjuntor, destaca-se que o mesmo não produz grandes surtos de manobra. A respeito de suas desvantagens, indica-se que queimam o arco no ar, o que provoca a oxidação dos contatos, fazendo com que manutenções sejam mais frequentes. Além disso, ressalta-se que durante a operação é gerado grande ruído (COLOMBO, 1988). Na Figura 8 é apresentado um exemplo de disjuntor a sopro magnético.

Figura 8 - Disjuntor a sopro magnético

Fonte: Adaptado de Colombo (1988)

2.4.2 Extinção por ar comprimido

Este método de extinção do arco elétrico se dá através de um mecanismo eletropneumático que executa duas funções, uma delas é a de proporcionar a operação mecânica do disjuntor através da abertura e fechamento dos contatos, e a outra é de efetuar a extinção do arco, provendo ar na quantidade e pressão adequadas para o mesmo. O princípio utilizado consiste em criar-se um fluxo de ar sobre o arco, sendo que este fluxo é provocado por um

diferencial de pressão, quase sempre descarregando-se o ar comprimido na atmosfera após o processo.

De uma forma geral, esses disjuntores utilizam o princípio de sopro axial, onde o arco é distendido e soprado axialmente em relação aos bocais e contatos, e, por conseguinte a corrente elétrica é interrompida quando o nível de ionização é diminuído em torno do zero da corrente.

Pode-se classificar em dois modelos os disjuntores a ar comprimido quanto à direção do sopro: sopro unidirecional e sopro bidirecional. No primeiro tipo, apenas um dos contatos é oco, permitindo assim a saída do ar após a extinção em somente uma direção. No outro tipo, ambos os contatos, fixo e móvel, são ocos, e o arco se expande em ambas as direções.

Quanto à aplicação dos disjuntores a ar comprimido, tem-se que são utilizados majoritariamente em tensões de transmissão (alta e extra-alta tensão), onde o tempo de eliminação de faltas muito rápido é necessário (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

De acordo com Colombo (1988), podem ser citadas algumas vantagens na utilização deste tipo de disjuntores:

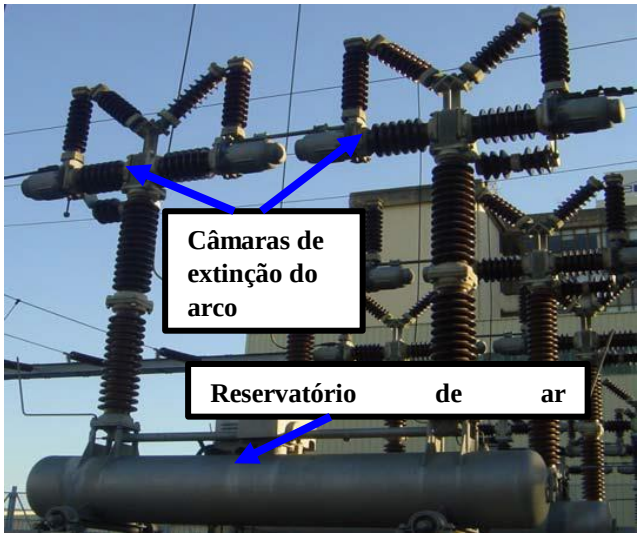
- possui rapidez de operação (abertura e fechamento);
- segurança de um meio extintor não inflamável;
- disponibilidade total do meio extintor;
- a capacidade de interrupção pode ser ajustada;
- a compressibilidade do meio extintor permite que as estruturas estejam isentas das ondas de choque transitórias, geradas pelo arco eléctrico.

Ainda são listadas algumas desvantagens, conforme segue:

- possui alto custo do sistema de geração de ar comprimido, o que pode ser especialmente observado no caso de pequenas instalações, onde cada disjuntor precisa ter a sua própria unidade geradora, bem como reservatórios de alta pressão;
- em subestações, no caso de unidades centrais de geração, a distribuição do ar comprimido em alta pressão requer uma constante manutenção;
- geram ruídos muito altos durante a operação.

A Figura 9 ilustra um exemplo de disjuntor a ar comprimido.

Figura 9 - Disjuntor de ar comprimido



Fonte: Adaptado de Bolotinha (2018)

2.4.3 Extinção no óleo

Neste tipo de disjuntor é empregado o óleo mineral, que se destaca por suas características isolantes e por sua capacidade de extinção. De acordo com Colombo (1988), para a extinção do arco voltaico neste tipo de disjuntor, verificam-se dois efeitos principais, relacionados a seguir.

1. O efeito de hidrogênio, que consiste no fato do óleo ser decomposto frente à elevada temperatura do arco elétrico, liberando assim vários gases, sendo o gás hidrogênio predominante entre eles. Desta forma pode-se dizer que o arco queima numa atmosfera de hidrogênio, que possui condutividade térmica bastante elevada, o que faz com que o escoamento de calor ao entorno do arco se dê de maneira eficiente, resfriando o mesmo.
2. O efeito do fluxo líquido, que consiste em jogar óleo mais frio sobre o arco, dando continuidade ao processo de evaporação, de forma que o calor possa ser retirado em grandes quantidades pelos gases resultantes.

Os disjuntores a óleo podem ser divididos em duas categorias, os disjuntores a grande volume de óleo (GVO) e os disjuntores a pequeno volume de óleo (PVO), que são melhores explicados a seguir.

2.4.3.1 Disjuntores a grande volume de óleo (GVO)

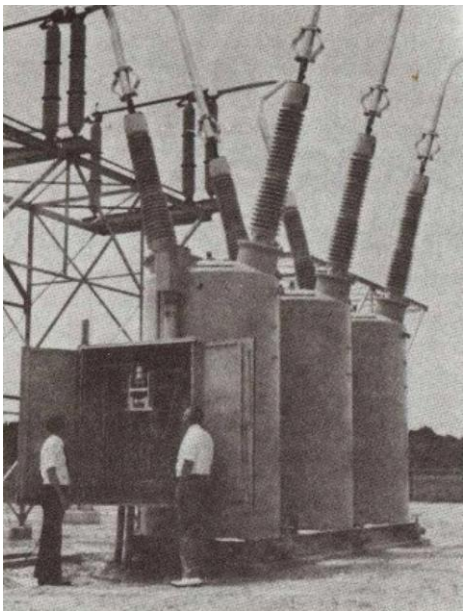
Originalmente esse disjuntor consistia apenas de um recipiente metálico com os contatos simplesmente imersos no óleo, sem nenhum tipo de câmara de extinção. Ao passar do tempo foram desenvolvidas câmaras de extinção onde é forçado um fluxo de óleo sobre o arco.

Quanto às características contstrutivas, tem-se que nas potências mais baixas, as três fases costumam ficar imersas em um único recipiente, enquanto que em potências mais elevadas o encapsulamento é monofásico, ficando as três fases em compartimentos diferentes.

No que se refere a aplicação dos disjuntores do tipo GVO, tem-se que são utilizados em média e alta tensão até 230 kV. A principal vantagem deste tipo de disjuntor é a sua grande capacidade de interromper correntes de curto-circuito. Todavia, eles não são muito apropriados para chaveamenos de linhas a vazio, bancos de capacitores, ou ainda de reatores (pequenas correntes indutivas) (COLOMBO, 1988).

A Figura 10 ilustra um exemplo de disjuntor do tipo GVO para 245 kV com capacidade de interrupção de 63 kA.

Figura 10 - Disjuntor GVO



Fonte: Adaptado de Colombo (1988)

2.4.3.2 Disjuntores a pequeno volume de óleo (PVO)

Estes disjuntores vieram com o desenvolvimento dos disjuntores GVO, de forma a implementar uma câmara de extinção com fluxo forçado de óleo sobre o arco, melhorando a

eficiência do processo de interrupção da corrente elétrica, além de diminuir significativamente o volume de óleo no disjuntor.

As câmaras de extinção podem ser do tipo sopro axial ou sopro transveral. No primeiro tipo o arco recebe o fluxo transversal de óleo ao longo de toda a circunferência da câmara, de forma axial; já no segundo tipo o óeo também é injetado transversalmente sobre o arco e este é forçado a sair por aberturas laterais.

De acodo com Colombo (1988), os disjuntores PVO cobrem em média tensão, praticamente toda a gama de capacidades de interrupção até 63 kA. Ressalta-se ainda que para maiores correntes de curto-circuito na tensão de 138 kV, deve-se empregar várias câmaras em série com o uso compulsório de capacitores para equalização e acionamento mais robusto.

Pode-se citar uma desvantagem no disjuntor PVO, que devido ao pequeno volume de óleo, a carbonização do óleo ocorre rapidamente em interrupção de faltas e por isso é necessária uma manutenção mais frequente. Se a manutenção não for realizada no tempo apropridado, esforços e deterioção elétrica interna podem ocorrer nas superfícies isolantes dentro da câmara de óleo, o que pode levar a falhas do disjuntor (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Na Figura 11 pode ser observado um disjuntor de pequeno volume de óleo.

Figura 11 - Disjuntor PVO

Fonte: Bolotinha (2018)

2.4.4 Extinção em SF_6

O gás hexafluoreto de enxofre (SF_6) possui características particulares que tornam vantajosa a sua utilização no processo de extinção do arco elétrico. Este se trata de um gás

incombustível, não venenoso, incolor, inodoro e devido a sua estrutura molecular simétrica, é extremamante estável até cerca de 500 °C. Ressalta-se que é um gás cinco vezes mais pesado que o ar, o que pode ocasionar, ao se trabalhar com grande quantidades (como por exemplo em subestações blindadas), em seu acumulo por deposição em depressões no terreno; o que pode provocar acidentes por asfixia (Colombo, 1988).

De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a performance de suportabilidade a tensões alternadas do gás SF_6 à 0,9 bar(g) é comparável com a do óleo isolante. No entanto, o arco voltaico caracteristico no SF_6 é fraco, sendo assim os requisitos para remoção da energia do arco são baixos.

Inicialmente foi implementada a tecnologia de disjuntores a dupla pressão, que incoporava em seu interior dois circuitos de SF_6, um de alta pressão e outro de baixa pressão. Neste modelo inicial, o gás a alta pressão é liberado por uma válvula de descarga através de um bocal para um reservatório de baixa pressão, em vez de ser lançado na atmosfera. Em seguida, o gás é reciclado através de filtros, e então comprimido e armazenado no reservatório de alta pressão para operações subsequentes (MARTINEZ-VELASCO;POPOV, 2018).

Posteriormente, foi desenvolvida a tecnologia de pressão única, com o objetivo de simplificar o sistema de dupla pressão, devido a sua complexidade e custo. O princípio do sistema de pressão única consiste em um sistema fechado de gás a uma dada pressão. O diferencial de pressão necessário para criar um fluxo de gás sobre o arco é obtido através da crição de uma sobrepressão transitória durante a manobra de abertura dos contatos (Colombo, 1988). Ressalta-se ainda que neste caso o bocal deve estar apto a suportar as altas temperaturas sem deterioração (MARTINEZ-VELASCO;POPOV, 2018).

Para redes com tensões nominais de 420 kV e acima, o tempo de interrupção das correntes de curto-circuito deve ser necessáriamente curto, tendo em vista a estabilidade da rede e a carga dos geradores, que estão alimentando o curto-circuito. Para este fim, são utilizados disjuntores de dois ciclos, que se tratam de disjuntores que são capazes de extinguir com eficiência as correntes de curto-circuito em apenas dois ciclos, o que significa 33,33 ms para redes de 60 Hz (COLOMBO, 1988).

Pode-se apontar uma grande vantagem do disjuntos a SF_6 em relação ao óleo, que é o de apresentar constante dielétrica superior. Este fato permite menores dimensões de disjuntores e capacidade de interrupção de correntes de curto-circuito mais elevadas (BOLOTINHA, 2018).

A Figura 12 mostra um exemplo de disjuntor a SF_6.

Figura 12 - Disjuntor a SF6

Fonte: Sieyuan (2022)

2.4.5 Extinção no vácuo

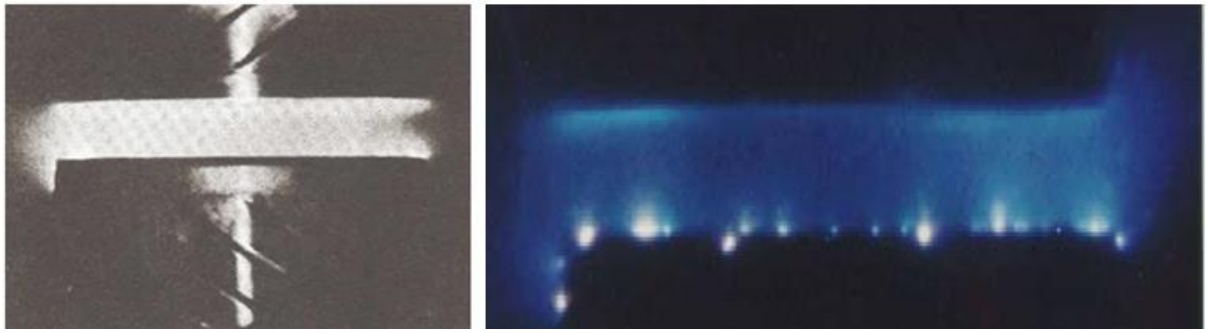
Os disjuntores a vácuo são largamente utilizados nos sistemas de média tensão até 36 kV. De acordo com Mueller e Saemann (2011) atualmente mais de 80% das novas instalações em média tensão empregam disjuntores com meio de extinção do arco à vácuo.

O processo de formação do arco voltaico no vácuo não se dá como nos outros casos, visto que não há a existência de um meio ou partículas, que contenha íons positivos e elétrons, que sirvam de veículo. Na realidade, no caso dos disjuntores a vácuo, os íons positivos e elétrons são fornecidos pela nuvem de partículas metálicas provenientes da evaporação dos contatos, formando assim o substrato para o arco elétrico. Após a interrupção da corrente elétrica, essas partículas se depositam na superfície dos contatos, recuperando assim a rigidez dielétrica entre os mesmos (COLOMBO, 1988). Ainda, o comportamendo do arco voltaico no vácuo pode ser de dois tipos, conforme segue:

- Arco difuso: Quando se interrompem pequenas correntes, até cerca de 10 kA, forma-se um arco distribuído por toda a superfície dos contatos.
- Arco contraído: A partir de um certo valor de corrente (>10 kA), o arco elétrico se contrai, tornando-se possível localizar um foco de emissão iônica sobre os contatos de alguns milimetros de diâmetro (BOLOTINHA, 2018).

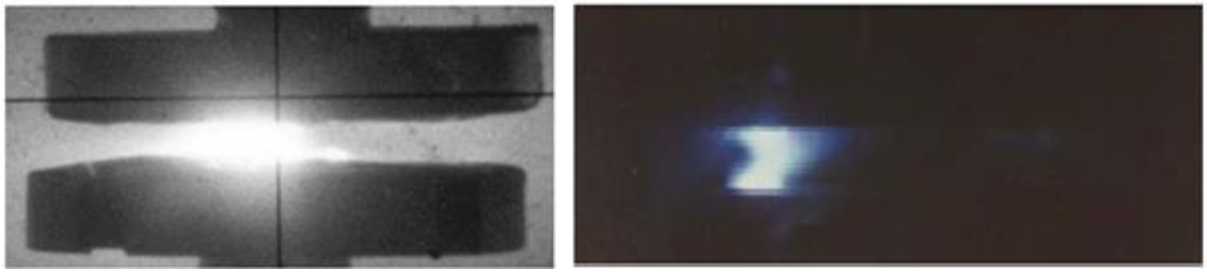
De acordo com Colombo (1988), a transição do arco difuso para o arco contraído se dá com o aumento do campo magnético dos vários arcos paralelos com o aumento da corrente, cujas forças de atração passam a superar as forças termodinâmicas do plasma que sustentavam estes arcos. Sendo assim, os focos de emissão iônica se deslocam de maneira a formar um foco único e contraindo o arco. Nas Figuras 13 e 14 são apresentadas fotografias dos comportamentos do arco difuso e arco contraído, respectivamente, obtidos em ensaios em laboratório.

Figura 13 - Arco difuso



Fonte: Adaptado de Colombo (1988) e Sämann et al. (2010)

Figura 14 - Arco contraído



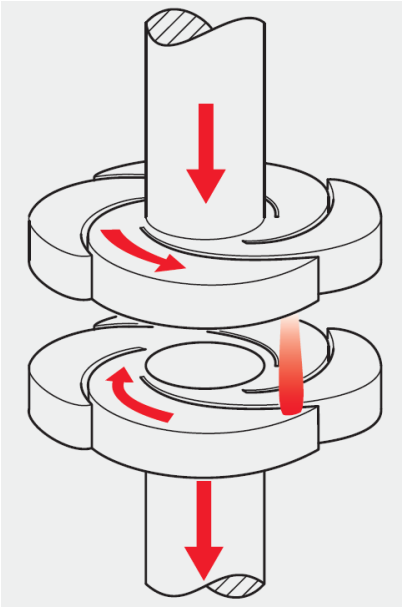
Fonte: Slade (2008) e Sämann et al. (2010)

Analisando as Figuras 13 e 14 fica nítida a diferença entre os comportamentos. Na Figura 13, observa-se que o arco difuso é uniforme em toda a superfície dos contatos do disjuntor, já na Figura 14, observa-se que o arco contraído possui um foco, onde a emissão se dá com um foco em uma área reduzida dos contatos.

Este foco de emissão sobre os contatos tem a característica de ser prejudicial, no que diz respeito à extinção do arco, pois um foco destas dimensões, fixo sobre os contatos, possui uma constante de tempo de resfriamento elevada (da ordem de ms) devido a grande quantidade de vapor emitido. Para fins de se contornar esta ação prejudicial do arco contraído, é utilizado o efeito do campo magnético gerado pelo próprio arco, a fim de fazê-lo percorrer todo o contato,

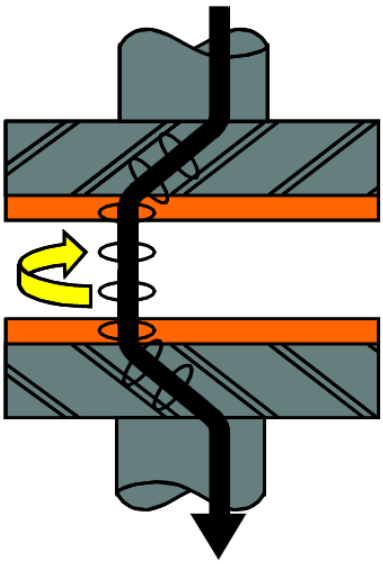
atuando, desta forma, sempre sobre a camada de metal frio. Com isto, é eliminado o efeito de erosão sobre os contatos e evita-se a formação de uma coluna de plasma estável, difícil de se extinguir. Para se obter este efeito, os projetistas desenvolveram algumas soluções, entre as quais o corte da base dos contatos em ângulos pré-determinados. Na Figura 15 é mostrado o formato e configuração do contato de um disjuntor a vácuo, enquanto que na Figura 16 é ilustrado o deslocamento do arco contraído.

Figura 15 - Contato de um disjuntor a vácuo



Fonte: (ABB, 2018)

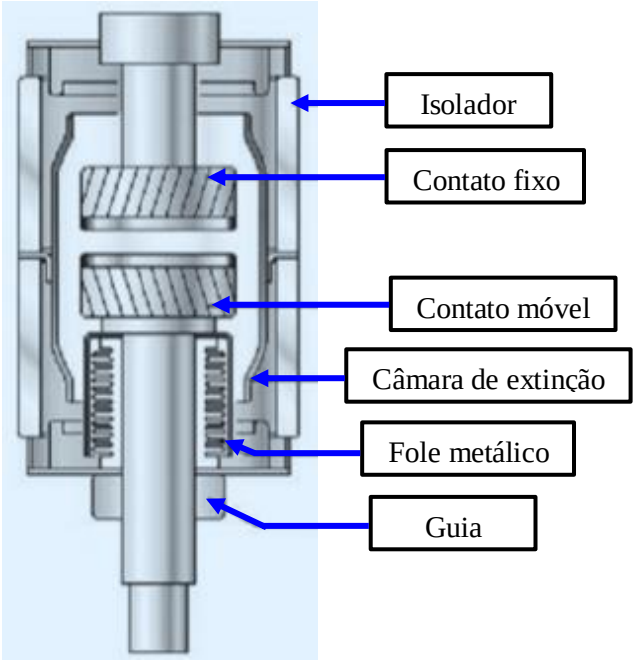
Figura 16 - Deslocamento do arco contraído



Fonte: Sämann et al. (2010)

Com relação ao funcionamento mecânico do disjuntor a vácuo, tem-se que a movimentação de seus contatos se dá através de um fole metálico. A Figura 17 ilustra a câmara de corte de um disjuntor a vácuo e indica seus principais componentes.

Figura 17 - Câmara de corte de um disjuntor a vácuo



Fonte: Adaptado de Bolotinha (2018)

Dentre as vantagens operacionais deste tipo de disjuntor, destaca-se sua vida útil e a baixa necessidade de manutenção (FLURSCHEIM, 1985). Ainda, de acordo com Colombo (1988), tem-se que esses disjuntores possuem grande segurança de operação e também possuem elevada relação capacidade de ruptura/volume. Segundo Bongiolo (2019), a maior desvantagem do disjuntor a vácuo é que, para situações específicas, dependendo das características do circuito protegido e devido a fenômenos que ocorrem durante suas manobras, sobretensões transitórias irão ocorrer no sistema podendo causar a falha de equipamentos conectados a este disjuntor.

2.5 PARTES CONSTITUINTES DO DISJUNTOR

De acordo com Colombo (1988), o disjuntor possui três subcomponentes principais, os quais são citados e explicados a seguir.

2.5.1 Unidade de comando

Este é um subconjunto que engloba todos os elementos de comando, controle e supervisão do disjuntor. Esta unidade varia de acordo com a função, do tipo de acionamento e

do meio extintor. Pode-se utilizar como exemplo o disjuntor a SF6 com acionamento eletro-hidráulico, que deve possuir sistemas de supervisão de densidade do gás e pressão do óleo incorporados nas unidades de comando. De acordo com Bolotinha (2018), algumas dentre as várias características presentes na unidade de comando são citadas a seguir:

- Impedir que haja uma ordem de fechamento caso uma ordem de abertura já esteja presente.
- Promover o bloqueio de manobra por insuficiência de reserva de energia do mecanismo de acionamento.
- Promover o bloqueio por falta de corrente contínua e/ou alimentação do sistema de comando.
- Provocar o bloqueio por discordância de polos.

2.5.2 Sistema de acionamento

Trata-se da parte responsável por possibilitar o armazenamento de energia necessária à operação mecânica do disjuntor, além de também fazer a liberação desta energia através de mecanismos adequados, quando do comando de abertura ou fechamento do mesmo. Os acionamentos podem ser monopolares ou tripolares, sendo que no primeiro caso a manobra se dá individualmente em cada polo, o que permite religamentos monopolares em caso de faltas monofásicas; já no acionamento tripolar, a atuação se dá simultaneamente nos três polos do disjuntor. Alguns dos principais tipos de sistemas de acionamentos são o acionamento por solenoide, por mola, por ar comprimido e hidráulico, de forma que cada um deles possui determinados princípios e características construtivas.

2.5.3 Câmaras de extinção

As câmaras de extinção, ou unidades interruptoras, se tratam da parte responsável por realizar a extinção do arco elétrico. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), o meio extintor precisa apresentar algumas características para proporcionar uma interrupção de corrente bem-sucedida, conforme segue:

1. possuir alta condutividade térmica na fase de extinção para remover a energia térmica do arco,
2. recuperar suas propriedades dielétricas o mais rápido possível para evitar a recondução,
3. ser um bom condutor de eletricidade em altas temperaturas afim de reduzir a resistência do arco,

4. ser um bom isolante elétrico em baixas temperaturas, para tornar mais fácil o restabelecimento da tensão.

Os meios de extinção utilizados em disjuntores, que são o principal meio para sua classificação, já foram discutidos anteriormente no subcapítulo 2.4.

3 MANOBRAS DE DISJUNTORES A VÁCUO E SOBRETENSÕES

A seguir, serão abordados os conceitos relacionados às sobretensões no sistema elétrico de uma maneira geral, incluindo também as principais classificações das mesmas. Serão apresentados também os conceitos relacionados às sobretensões de manobras de disjuntores, discutindo sobre os fenômenos transitórios decorrentes de interrupção de correntes capacitivas e indutivas. Por fim serão apresentados também alguns métodos de proteção contra as sobretensões de manobras.

3.1 SOBRETENSÕES NO SISTEMA ELÉTRICO

A rede elétrica, quando em operação, possui um estado de equilíbrio. Este equilíbrio é determinado por vários parâmetros específicos da rede, ou seja, das linhas de transmissão e os equipamentos a ela conectados. Estes parâmetros se referem a corrente elétrica, tensão de alimentação, impedância total do sistema, fator de potência, etc. De acordo com Colombo (1988), a transição de um estado de equilíbrio para um outro se faz de uma maneira instantânea e as possibilidades são citadas a seguir:

- desenergização ou energização de uma carga qualquer de caráter indutivo, capacitivo ou resistivo, realizada através de manobra de um disjuntor;
- variação brusca da configuração e consequentemente das impedâncias da rede, por exemplo devido a um curto-circuito;
- surtos de tensão provocados por descargas atmosféricas, entre outros.

Esta passagem do sistema de um estado para outro não pode, por motivos de inércia do sistema, ocorrer de maneira instantânea, mas ocorre na realidade através de um transitório eletromagnético.

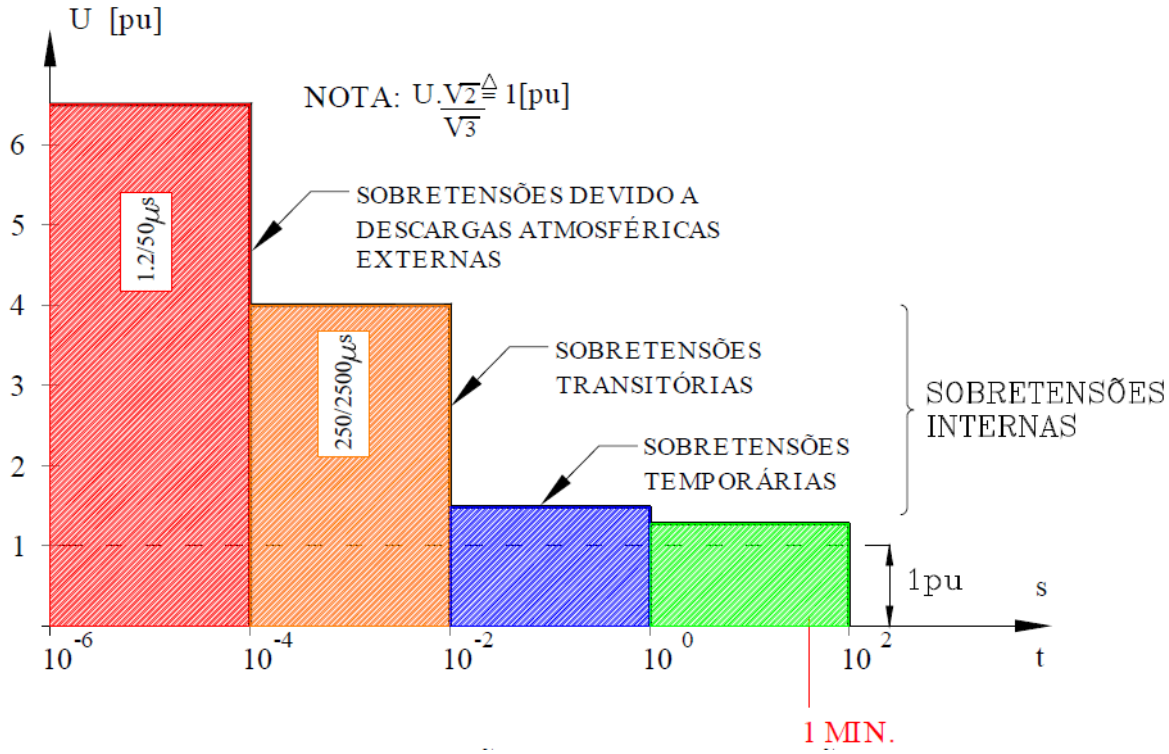
A duração do período transitório é muito pequena, e em grande parte das situações, insignificante quando comparada com a duração do período do regime permanente. Porém, são nesses eventos transitórios que os equipamentos do sistema são submetidos aos maiores estresses elétricos devido a tensões ou correntes excessivas (sobretensões e sobrecorrentes), o que caracteriza a importância do estudo deste fenômeno (GSI, 2019).

De acordo com a NBR 6939 (2018), a sobretensão pode ser definida como qualquer tensão entre fase e terra que apresente um valor de crista superior ao da tensão máxima do sistema dividida por $\sqrt{3}$ ($U_m\sqrt{2}/\sqrt{3}$) ou entre fases que apresente valor de crista superior à

amplitude máxima do sistema ($U_m\sqrt{2}$). Sendo que U_m representa a tensão eficaz máxima do sistema.

As sobretensões existentes no sistema elétrico de potência podem ser classificadas quanto à sua natureza como: externa ou interna. Na Figura 18 são apresentadas as características típicas de magnitude e duração das sobretensões, de forma a incluir as sobretensões temporárias, transitórias, de manobra ou de origem atmosférica.

Figura 18 - Magnitude e duração das sobretensões



Fonte: (GSI, 2019)

Tendo como base a Figura 18, algumas considerações podem ser feitas com relação a classificação das tensões quanto a forma e duração, conforme apresentadas nos seguintes subcapítulos.

3.1.1 Tensão contínua de frequência fundamental

É a tensão de frequência fundamental, considerada como tendo valor eficaz constante, continuamente aplicada a qualquer par de terminais de uma configuração de isolação (ABNT, 2018).

3.1.2 Sobretensão temporária

Se trata da sobretensão à frequência fundamental de duração relativamente longa. A sobretensão pode ser não amortecida ou fracamente amortecida. Em alguns casos sua frequência pode ser muito maior ou menor do que a frequência fundamental (ABNT, 2018).

3.1.3 Sobretensão transitória

É uma sobretensão de curta duração, da ordem de ms ou menos, oscilatória ou não oscilatória e em geral fortemente amortecida. As sobretensões transitórias podem ser seguidas imediatamente por sobretensões temporárias, sendo que nesses casos as duas sobretensões são consideradas como eventos separados (ABNT, 2018).

3.1.4 Sobretensões de origem externa ao sistema elétrico

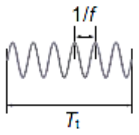
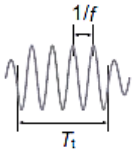
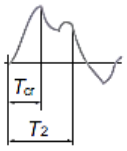
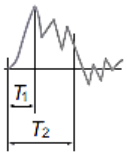
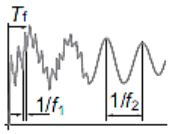
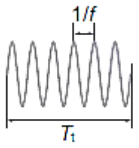
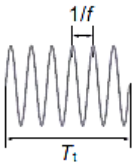
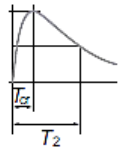
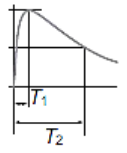
As descargas atmosféricas são as principais causas de sobretensões de origem externa ao sistema elétrico, impactando diretamente o mesmo em suas proximidades (GSI, 2019).

3.1.5 Sobretensões de origem interna ao sistema elétrico

As sobretensões de origem externa se dividem em sobretensões transitórias e temporárias. As sobretensões transitórias são decorrentes de manobras envolvendo componentes do sistema, tais como energização e/ou desenergização de cabos, linhas, bancos de capacitores, transformadores a vazio, entre outros. As sobretensões temporárias podem ocorrer em função de curto-circuito, rejeição de cargas, ressonância entre outros (GSI, 2019).

Na Figura 19 são apresentadas, de forma ilustrativa, as características normalizadas dos tipos de sobretensão apresentadas neste capítulo, com base na norma de coordenação do isolamento NBR 6939:2018 (2018).

Figura 19 - Classificação e tipos de sobretensões

Classe	Baixa frequência		Transitório		
	Contínua	Te mporária	Frente lenta	Frente rápida	Frente muito rápida
Formas de onda das tensões ou sobretensões					
Faixas de formas de onda das tensões ou sobretensões	f = 50 Hz ou 60 Hz $T_t \geq$ 3 600 s	10 Hz < f < 500 Hz 0,02 s ≤ T_t ≤ 3 600 s	20 µs < T_{cr} ≤ 5 000 µs $T_2 \leq$ 20 ms	0,1 µs < T_1 ≤ 20 µs $T_2 \leq$ 300 µs	$T \leq$ 0,1 µs 0,3 MHz < f_1 < 100 MHz 30 kHz < f_2 < 300 kHz
Formas de onda normalizada das tensões	 f = 50 Hz ou 60 Hz T_t *	 48 Hz ≤ f ≤ 62 Hz T_t = 60 s	 T_{cr} = 250 µs T_2 = 2 500 µs	 T_1 = 1,2 µs T_2 = 50 µs	a
Ensaio normalizado de tensão suportável	a	Ensaio de frequência fundamental de curta duração	Ensaio de impulso de manobra	Ensaio de impulso atmosférico	a
[a] A ser especificado pela norma do respectivo equipamento.					

Fonte: (ABNT, 2018)

3.2 SOBRETENSÕES DE MANOBRAS DE DISJUNTORES

Como mencionado no subcapítulo 3.1, as sobretensões de manobra de disjuntores podem ser classificadas como sobretensões transitórias. Um primeiro conceito importante no que diz respeito a manobra de disjuntores é a Tensão de Restabelecimento Transitória, que será explicada a seguir.

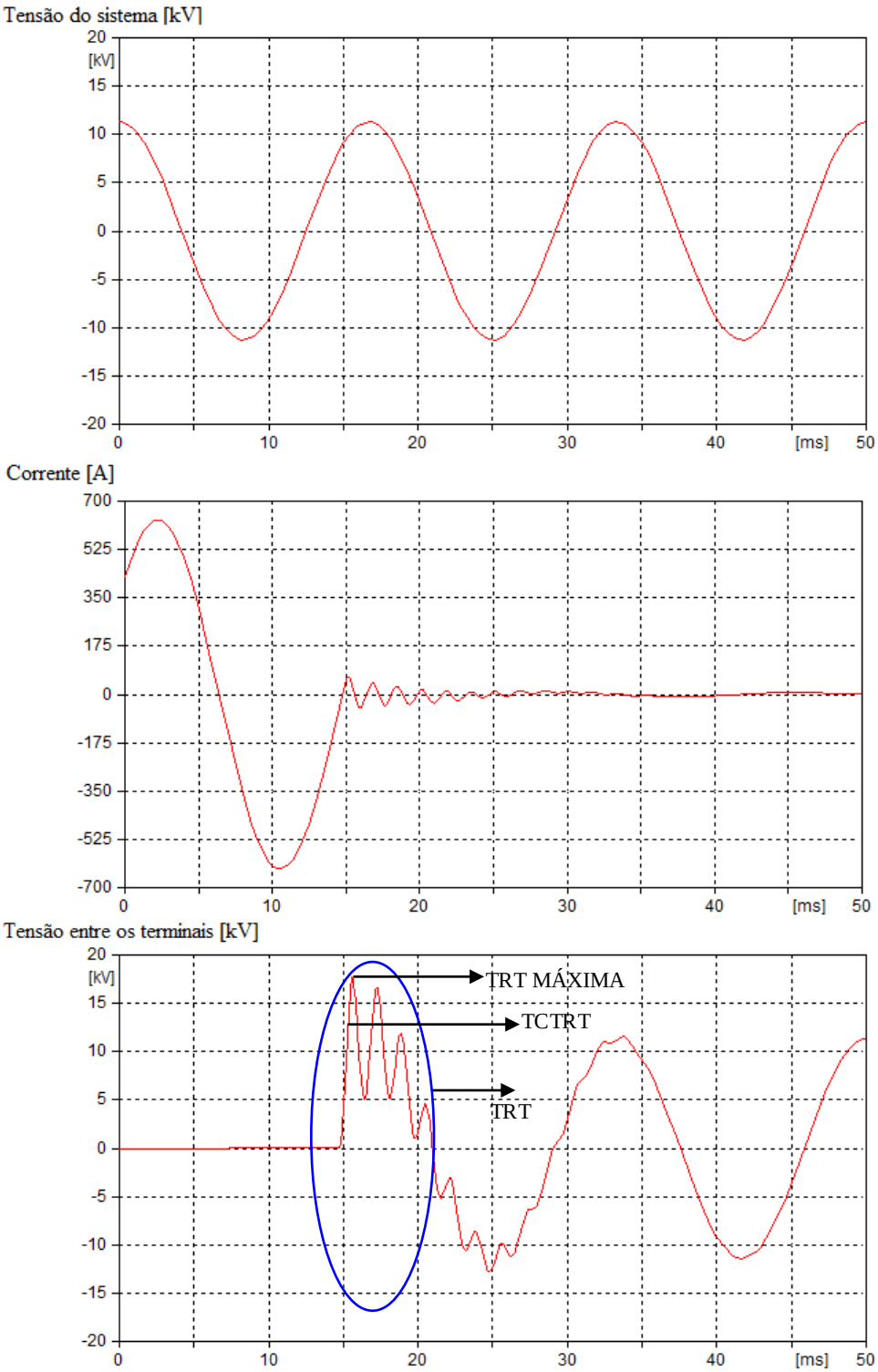
3.2.1 Características da Tensão de Restabelecimento Transitória

A Tensão de Restabelecimento Transitória (TRT), denominada internacionalmente como *Transient Recovery Voltage* (TRV), é a tensão que aparece entre os contatos do disjuntor após a interrupção da corrente, ou seja, logo após o zero da corrente (SALGE et al., 2016). O seu tempo de duração, de acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), é da ordem de ms.

Na realidade, a TRT é originada devido à reação do sistema elétrico frente a interrupção da corrente (ALVES, 2012). A forma e as características da TRT variam de acordo com a tensão do sistema, características da rede e do circuito, condições de operação durante a interrupção, tipo de falta interrompida, entre outros (COLOMBO, 1988). Na Figura 20 pode ser observada

uma forma generalizada da Tensão de Restabelecimento Transitória, a corrente nos terminais do disjuntor e os parâmetros relacionados a TRT.

Figura 20 - Forma geral da Tensão de Restabelecimento Transitória



Fonte: Autor

Como pode ser observado na Figura 20, a Tensão de Restabelecimento no disjuntor quando da interrupção da corrente é composta de uma fase transitória inicial, a própria TRT, seguida da tensão permanente do sistema.

A TRT pode ser caracterizada por um valor de pico e uma taxa de crescimento, sendo esta última denominada por Taxa de Crescimento da Tensão de Restabelecimento Transitória (TCTRT). O valor de pico da TRT é dado em kV e seu valor não pode ser superior à suportabilidade dielétrica do meio de extinção, para que não haja ruptura do meio dielétrico. A TCTRT, conhecida internacionalmente como *Rate of Rise of Recovery Voltage* (RRRV), é dada em kV/µs e está relacionada com o primeiro pico de tensão e o seu tempo de ocorrência; é necessário que o resfriamento no interior da câmara de extinção seja mais rápido que a TCTRT, afim de evitar a ionização do meio de extinção e a consequente reignição térmica (ALVES, 2012). As normas e os procedimentos utilizados para a verificação da conformidade da TRT já foram citados no subcapítulo 2.1.1.1.3.

A interrupção da corrente elétrica pode se dar basicamente em duas condições: em condições de falta e em condições normais. A TRT originada devido a interrupção de uma falta ou curto-circuito, gera solicitações dielétricas no disjuntor de forma que devido a alta taxa de crescimento da TRT, da ordem de alguns kV/µs, há uma tendência de se provocar uma reignição do tipo térmica entre os contatos. O outro motivo de solicitação no disjuntor é o pico da TRT, que se encontra bem acima do pico da tensão nominal, o que tende a provocar uma reignição do tipo dielétrica no disjuntor (COLOMBO, 1988).

A seguir, nos próximas subcapítulos, serão abordados os fenômenos associados a sobretensões de manobra de disjuntores quando da interrupção da corrente elétrica sob condições normais de operação.

3.2.2 Interrupção de correntes capacitivas

De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a interrupção de correntes capacitivas corresponde normalmente aos casos de desconexão de bancos de capacitores e de linhas a vazio.

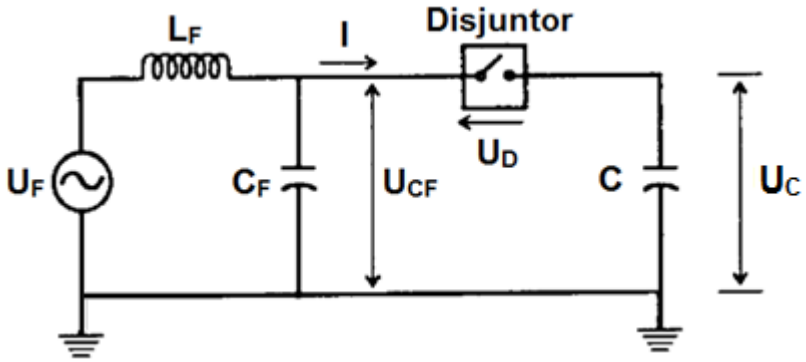
A importância dos casos deste tipo de interrupção se dá pelo fato de que este tipo de manobra sempre está associado a sobretensões, em alguns casos muito severas (COLOMBO, 1988).

O estudo do fenômeno associado a esta manobra pode ser realizado com ou sem a consideração do efeito da reignição e reacendimento, conforme discutido nos itens subsequentes.

3.2.2.1 Interrupção sem reignição e reacendimento

Para o entendimento do fenômeno, é considerado o circuito monofásico ilustrado na Figura 21. O circuito ilustrado apresenta uma fonte de alimentação equivalente U_F com a sua indutância L_F e sua capacitância C_F alimentando um banco de capacitores solidamente aterrado de capacitância C.

Figura 21 - Circuito monofásico simplificado de chaveamento de capacitores



Fonte: Adaptado de Carvalho et al. (1995)

Com o disjuntor fechado, a corrente capacitiva I produz uma queda de tensão U_C no capacitor atrasada 90°, e uma queda de tensão U_L na indutância L_F adiantada 90° em relação àquela, desta forma, as duas tensões estão em oposição (COLOMBO, 1988).

O equacionamento do circuito para a malha que contém a fonte de tensão é dado pela equação (1), de acordo com a 2° Lei de Kirchhoff.

$$\boldsymbol{U_F = U_L + U_C} \tag{1}$$

Sendo:

U_F: Tensão fasorial da fonte de alimentação (V);

U_L: Tensão fasorial da indutância (V);

U_C: Tensão fasorial do capacitor (V).

Como verificado na equação (1), a soma vetorial das tensões na indutância e no capacitor deve ser igual à tensão da fonte de alimentação. Isto implica que a presença da

indutância L_F aumenta a tensão U_C no capacitor com respeito a fonte de tensão U_F (COLOMBO, 1988).

Considerando que na abertura do disjuntor a corrente seja interrompida na sua passagem pelo zero, o capacitor fica carregado com sua tensão máxima U_{CM}, que é maior que o módulo da tensão da fonte. Sendo assim, a tensão no terminal esquerdo do disjuntor deve retornar ao valor de tensão da fonte U_F, visto que a queda de tensão no indutor tende a ser nula. Esta passagem não pode ser instantânea, visto que a tensão num capacitor não pode variar instantaneamente. Esta variação possui uma frequência oscilatória, que se trata da frequência da TRT, conforme apresentado na equação (2).

$$f_F = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_F \cdot C_F}} \tag{2}$$

Após um intervalo de meio ciclo, ou seja, t = π, o valor instantâneo da tensão entre os terminais do disjuntor é dado pela equação (3).

$$U_D = U_{CM} + U_{FM} \tag{3}$$

Sendo:

U_D: Tensão no disjuntor (V);

U_{CM}: Amplitude máxima da tensão no capacitor (V);

U_{FM}: Amplitude máxima da tensão da fonte de alimentação (V).

Porém, tem-se baseado na equação (1), que a tensão U_{CM} pode ser expressa de acordo com a equação (4).

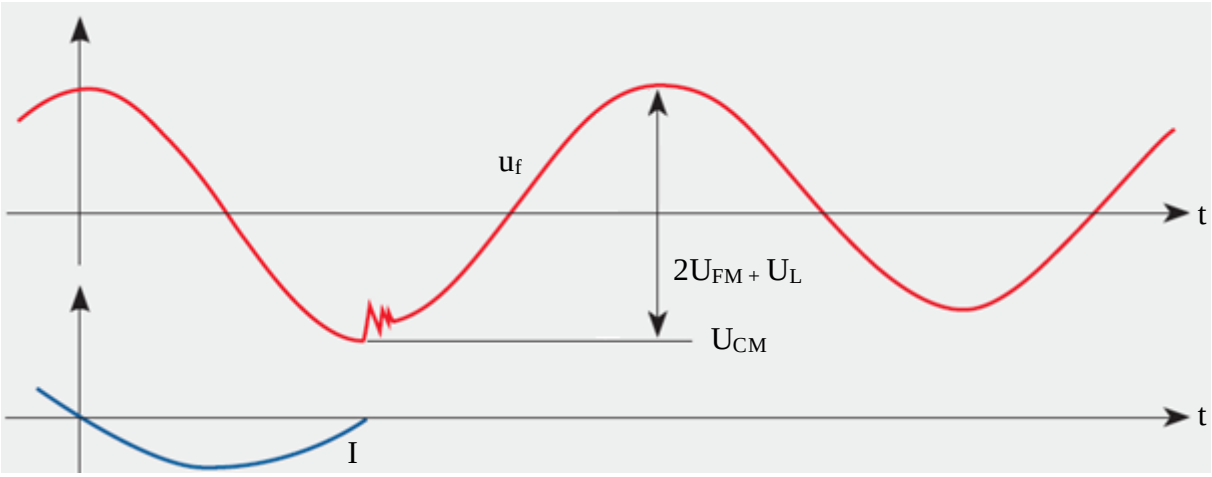
$$U_{CM} = U_{FM} + U_L \tag{4}$$

Desta forma, substituindo a equação (4) na equação (3), pode ser obtida a expressão final para a tensão máxima aplicada nos terminais do disjuntor, conforme apresentado na equação (5).

$$U_D = 2U_{FM} + U_L \tag{5}$$

Portanto, a tensão máxima entre os contatos do disjuntor normalmente é ligeiramente superior a 2 pu. O fenômeno descrito pode ser melhor compreendido através da Figura 22.

Figura 22 - Interrupção de correntes capacitivas



Fonte: Adaptado de ABB (2018)

Ressalta-se que o fenômeno descrito levou como base a consideração do banco de capacitores solidamente aterrado. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), se o circuito tivesse uma conexão com neutro isolado, então a tensão sobre o capacitor na primeira fase seria de 1,5 pu e a tensão total máxima sobre os contatos do disjuntor meio ciclo após seria de 2,5 pu.

3.2.2.2 Interrupção com reignição e reacendimento

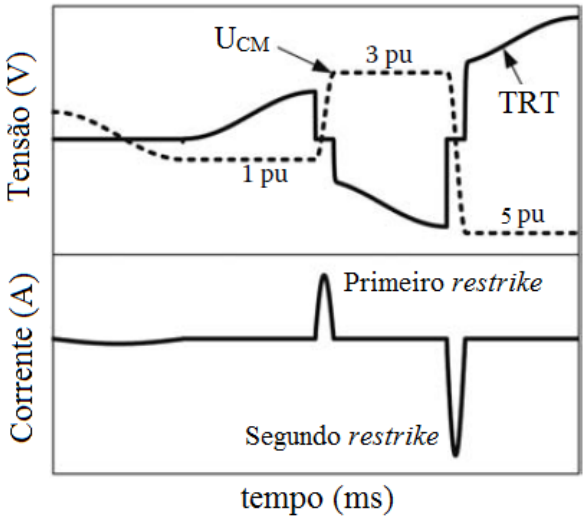
De acordo com Colombo (1988), quando ocorre o aumento nos valores de tensão nos terminais do disjuntor para valores bem superiores a tensão nominal, pode ocorrer o rompimento da rigidez dielétrica no caminho de abertura entre os contatos, ocasionando assim a circulação de uma corrente de equalização i_v com frequência diferente da industrial. Toda a energia armazenada no banco de capacitores tenderá a passar para o lado da fonte através da indutância L_F. Esta corrente de equalização tem a natureza semelhante à corrente de *inrush*.

Se a condução desta corrente de equalização i_v, causada pela ruptura do dielétrico, ocorrer até 90°, não ocasionará em grandes problemas para o disjuntor, pois os valores da tensão entre os contatos do disjuntor podem não ser proibitivos para a operação. Esse fenômeno é denominado como reignição.

No caso de o fenômeno ocorrer após 90° (1/4 de ciclo), onde os valores de U_D já são maiores, então o processo irá se desenvolver com a mesma frequência da corrente i_v, porém com valores instantâneos muito superiores. Nesta situação, o processo recebe o nome de reacendimento, ou *restrike*. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), se o *restrike*

ocorrer no instante de pico da tensão da fonte de alimentação equivalente do sistema (U_F), então a tensão sobre o capacitor alcançará um valor de 3 pu. Sob essas condições, se a corrente de *inrush* de alta frequência for interrompida na passagem pelo zero, então o capacitor irá armazenar uma carga correspondente a uma tensão de 3 pu e meio ciclo depois, uma tensão de 5 pu aparecerá entre os contatos do disjuntor, como pode ser observado na Figura 23.

Figura 23 - Escalonamento de tensão durante interrupção de correntes capacitivas



Fonte: Adaptado de Martinez-Velasco e Popov (2010)

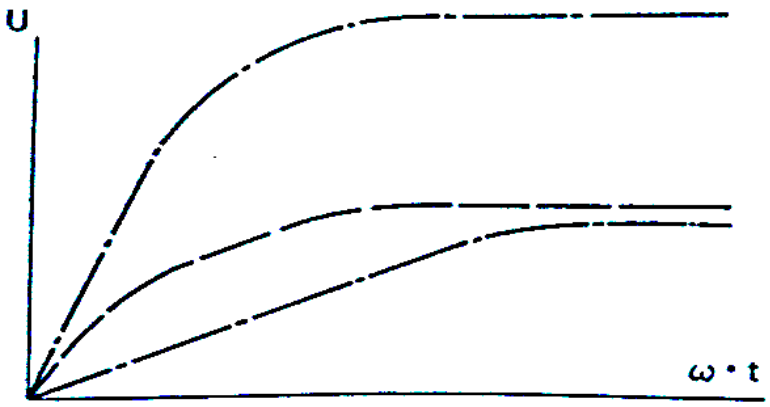
Se a sequência mencionada anteriormente se repetir, a tensão no capacitor alcança uma intensidade de 5, 7, 9, 11 pu e assim por diante. Se o efeito do amortecimento devido as resistências do circuito real fossem desconsideradas, teoricamente ocorreria uma escalada de tensão ilimitada no capacitor, até a falha dos equipamentos.

3.2.2.3 Característica fria dos disjuntores

Na realidade, o efeito das reignições, tanto para correntes capacitivas quanto indutivas, está relacionado com uma caractetística intrínseca do disjuntor, chamada de característica fria dos disjuntores, sendo esta uma curva da rigidez dielétrica em função do tempo. Esta curva é obtida através da união de todos os pontos nos quais o disjuntor apresenta reignição. A natureza desta curva está relacionada com as pequenas correntes indutivas ou capacitivas, pois nestes casos pode-se desprezar o caráter térmico da interrupção. No caso de correntes de alta intensidade, como as de curto-circuito, a influência térmica entre reignições é muito alta, desta forma define-se a característica a quente do disjuntor (COLOMBO, 1988).

A Figura 24 apresenta algumas possíveis curvas de característica a frio de disjuntores.

Figura 24 - Características a frio de disjuntores



Fonte: Adaptado de Colombo (1988)

É possível verificar que as curvas tentem a nivelar-se após decorrido um determinado tempo, devido ao fato dos contatos atingirem a sua posição final e a câmara se encontrar com o meio extintor em repouso (COLOMBO, 1988).

De uma forma geral, verifica-se que as reignições e pré-ignições ocorrem quando a TRT corta a curva da característica fria do disjuntor.

3.2.3 Interrupção de pequenas correntes indutivas

A interrupção de pequenas correntes indutivas está relacionada com fenômenos que são conhecidos por supressão de corrente (*chopping*), supressão de correntes induzidas (*virtual chopping*), *prestrike* e *restrike*.

São definidas pequenas correntes indutivas aquelas com fator de potência de no máximo 0,5 e intensidade consideravelmente menor do que a corrente de curto-circuito (*CONSEIL INTERNATIONAL DES GRANDS RÉSEAUX ELECTRIQUES*, 19--). De acordo com Colombo (1988), as pequenas correntes indutivas provêm principalmente de três fontes, conforme segue:

- motores em regime de partida e em vazio;
- reatores*;*
- transformadores em vazio.

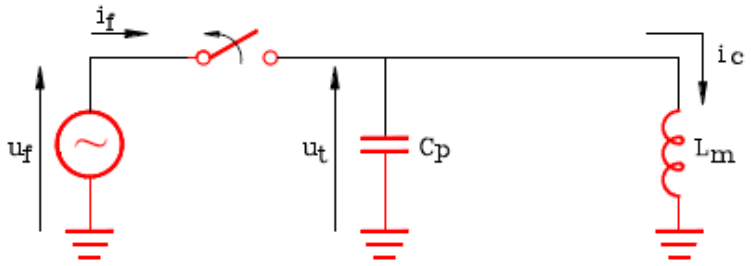
Os fenômenos associados a este tipo de interrupção serão abordados nos próximos subcapítulos.

3.2.3.1 Supressão de corrente (*chopping*)

Em um sistema ideal, os disjuntores interrompem a corrente elétrica exatamente na passagem pelo zero natural. No entanto, quando uma corrente relativamente pequena for interrompida por um disjuntor, a ação dos elementos da câmara de extinção do arco pode fazer com que a corrente seja levada a zero de forma abrupta e prematura, ou seja, antes de seu zero normal (JESUS et al., 2017, 2019). De acordo com Colombo (1988), isto pode ser compreendido através do fato que os disjuntores são projetados para a capacidade máxima de ruptura, o que significa a extinção do arco proveniente de correntes de curto-circuito de dezenas de kA.

O circuito equivalente monofásico simplificado para o estudo de abertura de pequenas correntes indutivas é apresentado na Figura 25.

Figura 25 - Circuito monofásico equivalente para interrupção de pequenas correntes indutivas



Fonte: Adaptado de Jesus et al. (2017, 2019)

Neste circuito foi desprezado o efeito da indutância de dispersão, por sem bem menor que a indutância da carga L_M e foi desprezado também a indutância e capacitância da fonte de alimentação, pois na interrupção da corrente i_c, a carga ficará separada da fonte e irá oscilar com a frequência natural (COLOMBO, 1988).

As sobretensões ocorrem em virtude da energia magnética armazenada no circuito.

Considerando como I_C o valor da corrente no instante do corte, a energia magnética armazenada é expressa pela equação (6).

$$E_{LM} = \frac{1}{2} L_M \cdot {I_C}^2 \quad (6)$$

Sendo:

E_M: Energia magnética armazenada no indutor (J);

L_M: Indutância da carga (H);

I_C: Valor da corrente no instante do corte (A).

A corrente I_C armazenada na indutância não pode variar instantaneamente, ou seja, não pode ir a zero imediatamente, sendo assim, ela se descarrega através da capacitância, carregando-a. Na realidade, a energia magnética armazenada na indutância é transformada em energia elétrica na capacitância (JESUS et al., 2017, 2019). Desta forma, a conversão da energia elétrica na capacitância resulta numa sobretensão U_M, que é dada pela expressão apresentada na equação (7) (COLOMBO, 1988).

$$\frac{1}{2}C_p \cdot {U_M}^2 = \frac{1}{2}C_p \cdot U^2 + \frac{1}{2}L_M \cdot {I_C}^2 \quad (7)$$

Sendo:

U_M: Valor de pico da sobretensão (V);

U: Valor da tensão da carga no momento do corte (V);

C_p: Capacitância da carga (F).

Isolando a tensão U_M da equação (7), obtém-se uma expressão para a mesma, conforme mostrada na equação (8).

$$U_M = \sqrt{{I_C}^2 \cdot \frac{L_M}{C_p} + U^2} \quad (8)$$

De acordo com Colombo (1988), para o caso de correntes de magnetização de transformadores a vazio, o corte prematuro (*chopping*) ocorre frequentemente no valor de pico de i_c, sendo assim, a tensão U é aproximadamente igual a 0, neste caso, fazendo a substituição na equação (8), obtém-se a equação (9).

$$U_M = Z_O \cdot I_O = \sqrt{\frac{L_M}{C_p}} \cdot I_C \quad (9)$$

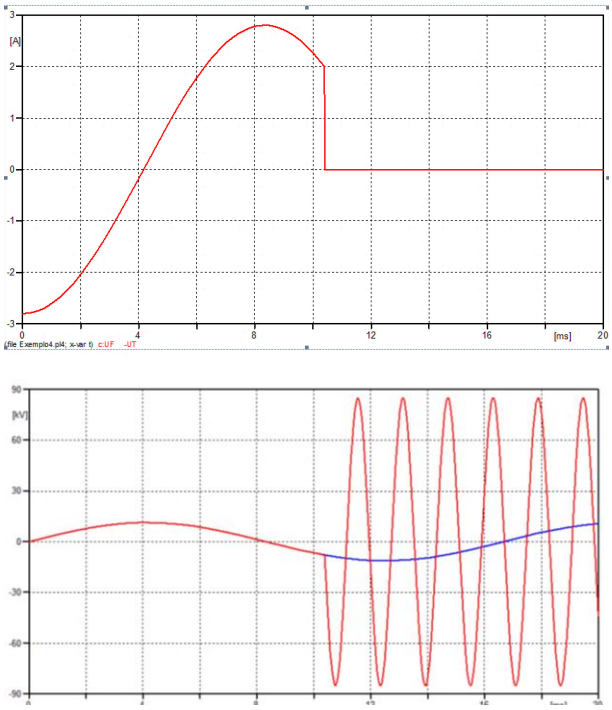
Sendo:

Z_O: Impedância de surto do transformador em vazio (Ω).

Ressalta-se que a tensão U_M não depende da tensão de operação do sistema.

A Figura 26 mostra o conceito do corte prematuro da corrente e o respectivo efeito das sobretensões resultantes.

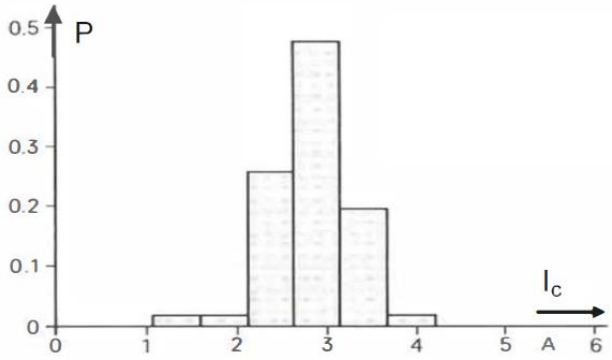
Figura 26 - Corte de corrente e sobretensões de manobra de desligamento



Fonte: Jesus et al. (2019)

De acordo com Mueller e Saemann (2011), o valor da corrente de *chopping* no caso dos disjuntores a vácuo depende apenas do material de contato, o que difere dos disjuntores que utilizam gás para extinção do arco, nos quais os aspectos construtivos da câmara de extinção determinam o valor da corrente de corte. Na Figura 27 é apresentado um gráfico contendo a probabilidade de ocorrência *P* do *chopping* em função do valor da corrente de corte I_C nos disjuntores a vácuo.

Figura 27 - Corrente de *chopping* nos disjuntores a vácuo



Fonte: (MUELLER; SAEMANN, 2011)

3.2.3.2 Múltiplas reignições (*Restrike*)

Quando chaveamentos de pequenas correntes indutivas são realizados, grandes sobretensões podem ser geradas se ocorrer a reignição do arco após a primeira interrupção da corrente e se o dispositivo de manobra for capaz de interromper correntes transitórias de altas frequências, essas que se estabelecem durante as ocorrências das reignições (JESUS et al., 2017, 2019).

De acordo com Colombo (1988), as múltiplas reignições em pequenas correntes indutivas com escalonamento de tensão se caracterizam por um transitório de frequência elevada, que pode danificar o equipamento conectado à carga, se este não estiver protegido de maneira adequada.

O circuito da Figura 25 utilizado para a explicação do fenômeno do corte de corrente (*chopping*) pode ser utilizado também para a análise do fenômeno das múltiplas reignições, a não ser que neste caso a capacitância e indutância da fonte não são desconsideradas (C_F e L_F na Figura 21), além de que é considerada também uma indutância da linha L_C à montante do disjuntor.

Desta forma, considera-se que a corrente i_c é interrompida no seu zero, ou seja, sem o corte prematuro (*chopping*). A tensão da fonte de alimentação u_F se encontra no seu valor máximo U_{FM}, que pode ser considerada constante, pelo fato de a frequência do fenômeno ser muito maior que a frequência industrial. Após a interrupção da corrente i_c, o terminal do disjuntor do lado da fonte irá oscilar com u_F à frequência industrial, ou seja, permanecerá com valor igual a U_{FM}, já que esta pode ser considerada constante, como mencionado anteriormente (COLOMBO, 1988).

A tensão u na qual o disjuntor no lado da carga irá oscilar pode ser expressa pela equação (10).

$$u = U_{FM} \cdot \cos(\omega_0 t) \tag{10}$$

Sendo ω_0 a frequência de oscilação, definida pela equação (11)

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_M \cdot C_p}} \tag{11}$$

Ressalta-se que na prática essa oscilação é amortecida, porém as resistências ôhmicas de amortecimento estão sendo desconsideradas a fim de simplificar o raciocínio e o desenvolvimento deste tipo de fenômeno.

Se a tensão *u* apresentada na equação (10) cortar a curva de característica dielétrica do disjuntor (também conhecida como característica fria do disjuntor), então a corrente i_c é interrompida com os contatos ainda muito próximos, o que fará com que ocorra uma reignição. Na reignição, uma corrente de equalização circula pelo circuito equivalente, como já mencionado no subcapítulo 3.2.2.2, cujas características, no caso, advém da troca oscilatória de carga entre a capacitância da carga C_p e a capacitância da fonte C_F, através da indutância da linha L_C. Neste caso, a frequência de oscilação é dada pela equação (12) (COLOMBO, 1988).

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_C \cdot \frac{C_p \cdot C_F}{C_p + C_F}}} \tag{12}$$

Assumindo que a capacitância da carga C_P é muito menor que a capacitância da fonte *CF*, ou seja, Cp ≪ CF, então a equação (12) pode ser simplificada para a equação (13).

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_C \cdot C_p}} \tag{13}$$

Devido à corrente de equalização, a tensão *u* é forçada a oscilar em torno de U_{FM}, conforme a equação (14).

$$u = U_{FM} - (U_{FM} - u_1)\cos(\omega_1 t) \tag{14}$$

Sendo que ($U_{FM} - u_1$) equivale a tensão entre os terminais do disjuntor que originou a primeira reignição.

Se o disjuntor for capaz de interromper a corrente de equalização, a qual possui alta frequência, em sua primeira passagem por zero, então a tensão estará no seu valor máximo, expressa pela equação (15).

$$u_2 = 2U_{FM} - u_1 \tag{15}$$

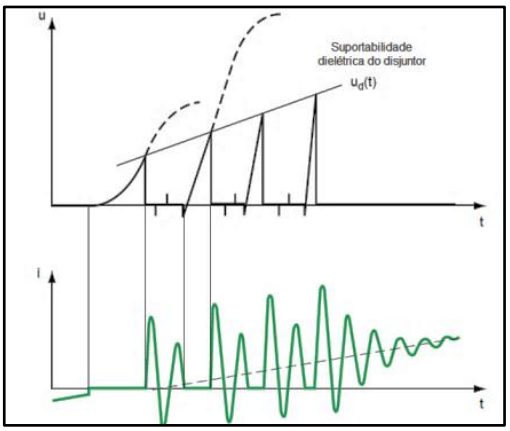
Neste instante, com a interrupção da corrente, o terminal do disjuntor do lado da fonte oscilará com a frequência ω_1 rumo ao valor U_{FM}, e o terminal do lado da carga irá oscilar mais uma vez com a frequência ω_0 através da expressão apresentada na equação (16) (COLOMBO, 1988).

$$u = 2U_{FM} - u_1 \cos(\omega_0 t) \quad (16)$$

Se esta tensão u, mostrada na equação (16), cortar novamente a curva característica do dielétrico, então uma nova reignição ocorrerá e o processo se repete com tensões cada vez maiores. Por isso, este fenômeno pode ser denominado como múltiplas reignições com escalonamento de tensão (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

Na Figura 28 é apresentado um exemplo da característica dielétrica dos disjuntores e a ocorrência de múltiplas reignições.

Figura 28 - Ocorrência de múltiplas reignições



Fonte: Jesus et al. (2019)

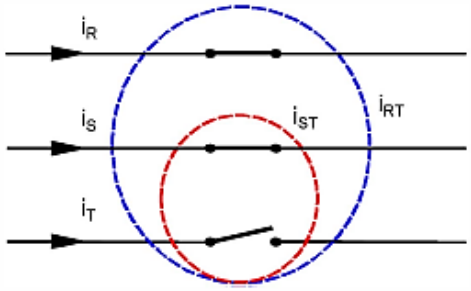
3.2.3.3 Corte de correntes induzidas (*Virtual current chopping*)

Este fenômeno decorre do fato que em sistemas trifásicos, utilizando disjuntores trifásicos a vácuo com três polos, no momento em que a corrente é interrompida num polo, ela não será interrompida simultaneamente nos outros polos (BONGIOLO, 2019). De acordo com Jesus et al. (2017, 2019), este efeito citado é chamado de dispersão entre os polos do sistema trifásico. O fenômeno do corte de correntes induzidas (*virtual current chopping*) não ocorre em toda manobra do disjuntor ou em todo circuito. Na realidade, este fenômeno é fortemente dependente dos parâmetros do sistema e sua ocorrência é mais rara que os demais eventos discutidos anteriormente (MUELLER; SAEMANN, 2011).

De acordo com Jesus et al. (2017, 2019), durante uma manobra de abertura com a ocorrência de reignições, o que ocasiona o aumento das amplitudes das tensões, as correntes respondem com transitórios de altas frequências e aumentos de amplitude a cada reignição, ou seja, a manobra provoca sobrecorrentes de altas frequências. Se este transitório da respectiva corrente interrompida estiver acoplado por meio magnético ou eletrostático, devido aos efeitos

das indutâncias e capacitâncias do sistema, às outras duas fases, que ainda estão conduzindo corrente a frequência fundamental, passam a conter também em suas formas de onda correntes transitórias superpostas. Se o disjuntor interromper uma dessas componentes de altas frequências, então será caracterizado o corte de correntes induzidas (*virtual current chopping*). Na Figura 29 é possível observar o efeito mencionado anteriormente do acoplamento magnético/elétrico entre as fases.

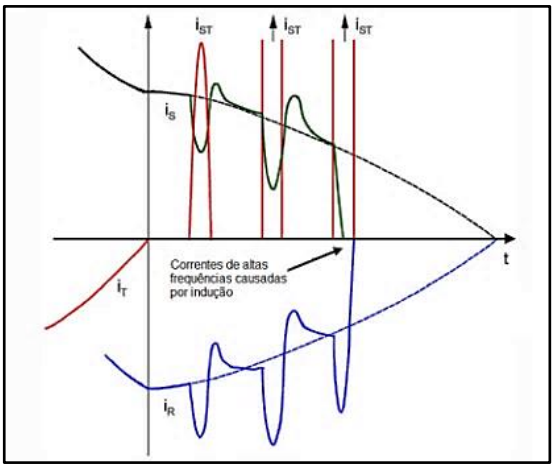
Figura 29 - Acoplamento nas fases R e S frente à múltiplas reignições na fase T



Fonte: (MUELLER; SAEMANN, 2011)

A interrupção dessas correntes com carga conforme as condições mencionadas, conduzindo ainda a corrente na frequência fundamental, possui os mesmos efeitos que o *chopping* apresentado no subcapítulo 3.2.3.1. Em função disso ocorrerão sobretensões possivelmente severas (MUELLER; SAEMANN, 2011). A Figura 30 ilustra o conceito relacionado aos efeitos de acoplamentos e a característica dos cortes de correntes induzidas.

Figura 30 - Corte de correntes induzidas



Fonte: Jesus et al. (2019)

De acordo com Colombo (1988), devido a ocorrência de sobretensões severas causadas por múltiplas reignições quando das manobras de interrupções em disjuntores a vácuo, é

necessário proteger a carga com para-raios ou elementos RC, de forma a amortecer as oscilações e aumentar a capacitância da carga, reduzindo e limitando assim a ocorrência desses fenômenos.

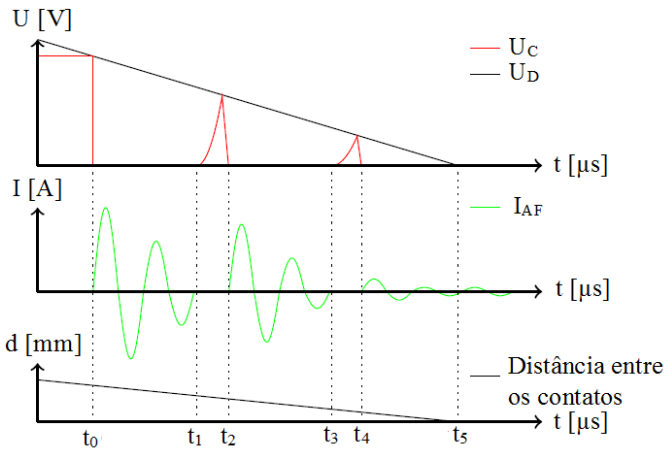
3.2.3.4 Múltiplas Pré-ignições (*Prestrike*)

Os eventos discutidos anteriormente tratavam de sobretensões decorrentes de manobras de desligamentos, ou seja, de abertura do disjuntor. O fenômeno das múltiplas pré-ignições está relacionado com manobras de fechamento do disjuntor, ou seja, energização do circuito.

De acordo com Mueller e Saemann (2011), os transitórios de manobras de fechamento podem ocorrer em todos os tipos de disjuntores, independentemente do método de extinção do arco elétrico. A energização de um circuito elétrico em sistemas de alta tensão causa um pré-arco com oscilações transitórias. Na realidade, o fenômeno por trás desse pré-arco advém do fato que durante a manobra de fechamento, com a proximidade dos contatos, o gradiente de potencial aplicado no dielétrico pode ser suficientemente grande para superar a característica fria do disjuntor, causando a ruptura dielétrica. Se isto ocorrer, a condução de corrente será estabelecida através das pré-ignições, sem o efetivo toque mecânico entre os contatos do disjuntor (BONGIOLO, 2019).

De acordo com Jesus et al. (2017, 2019), a ocorrência de pré-ignições pode resultar em sobretensões repetitivas de altas frequências. A Figura 31 apresenta a ocorrência de múltiplas pré-ignições.

Figura 31 - Ocorrência de múltiplas Pré-ignições



Fonte: Adaptado de Glasdam, Bak e Hjerrild (2012)

No gráfico apresentado na Figura 31, observa-se que no tempo igual a t_0 a tensão imposta aos contatos do disjuntor (U_C) se torna igual a tensão de suportabilidade dielétrica do vão dos contatos (U_D), ou pode-se dizer ainda igual a característica fria do disjuntor; então esta tensão U_C cai a zero, permitindo que uma corrente de *inrush* de alta frequência (I_{AF}) circule pelo circuito, sendo esta interrompida na sua passagem pelo zero no instante t_1. Em seguida, no instante t_2 a tensão entre os contatos do disjuntor se iguala mais uma vez a característica fria do disjuntor e cai a zero novamente. Esta sequência é repetida até que os contatos finalmente se acoplem mecanicamente (GLASDAM; BAK; HJERRILD, 2012).

3.3 MÉTODOS DE PROTEÇÃO CONTRA SOBRETENSÕES DE MANOBRA

Para a proteção de equipamentos sujeitos a sobretensões de manobras de disjuntores, existem alguns métodos, dentre os quais alguns são citados a seguir.

I. Utilização de disjuntores com resistência de pré-inserção: A resistência é inserida no circuito no momento de fechamento do mesmo em série com a fonte de alimentação e o equipamento a energizar, dividindo assim a sobretensão de manobra aplicada. Após um tempo pré-determinado esta resistência é curto-circuitada, ou *bypassada*. Este método não elimina completamente a sobretensão de manobra, mas diminui sua amplitude em relação ao caso sem a utilização da resistência (BOLOTINHA, 2018).
II. Fechamento controlado dos contatos do disjuntor: Este método envolve a utilização de uma unidade microprocessada, que através da tensão medida no barramento tem a capacidade de estimar os sinais de referência em instantes futuros baseando-se nos últimos valores registrados para os períodos, amplitudes e passagens por zero dos sinais senoidais. Desta forma o tempo de fechamento do disjuntor deve coincidir com o instante em que o valor instantâneo da onda de tensão entre os contatos do disjuntor seja zero (BOLOTINHA, 2018).
III. Para-raios: Os para-raios limitam o pico das sobretensões de manobra e sua utilização satisfaz a maioria das aplicações (MUELLER; SAEMANN, 2011). Os para-raios basicamente são constituídos por resistores não lineares que mudam sua resistência conforme o nível de tensão aplicado. Quando da sua atuação, permite o escoamento para a terra das altas correntes induzidas provenientes de sobretensões.
IV. Capacitores de surto: Esses reduzem a taxa de crescimento de surtos de manobra através do aumento da capacitância fase-terra (MUELLER; SAEMANN, 2011). De acordo com Jesus et al. (2017, 2019), para chaveamentos em circuitos indutivos, onde múltiplas pré-

ignições ou reignições podem ocorrer, a utilização de capacitores puros não é considerada favorável.

V. Supressores de surto: São constituídos por circuitos RC e formam um caminho de baixa impedância para correntes de altas frequências, de forma a desviar a possível ocorrência de efeitos transitórios ao equipamento. De uma forma geral, tem-se verificado que na maioria dos casos onde é prudente a utilização de supressores de surto, os mesmos devem ser instalados preferencialmente próximos aos terminais do equipamento a ser protegido (JESUS et al., 2017, 2019). De acordo com Jesus et al. (2017, 2019), a utilização de supressores de surto *RC* reduz as taxas de crescimento das tensões *dv/dt*, assimetrias e proporcionam amortecimento. Esta configuração, em conjunto com para-raios é a que vem sendo recomendada e empregada atualmente no Brasil em aplicações nas quais os mesmos são cabíveis.

Vale ressaltar que cada método é aplicável a um tipo de carga e condições do sistema, não tendo uma abordagem totalmente padrão a ser utilizada em todos os casos.

4 MODELAGEM DO DISJUNTOR A VÁCUO PARA EVENTOS TRANSITÓRIOS

Neste capítulo será discutido a respeito da teoria envolvida na modelagem dos disjuntores a vácuo, o meio utilizado para a simulação de transitórios eletromagnéticos e também será apresentado como foi realizado o desenvolvimento do modelo de disjuntor a vácuo.

4.1 TEORIA DA MODELAGEM DE DISJUNTORES A VÁCUO

De um modo geral, modelos de disjuntores são essenciais para analisar os efeitos no sistema elétrico decorrentes de manobras de abertura ou fechamento. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), os principais objetivos de um modelo de disjuntor são:

- do ponto de vista do sistema elétrico, determinar todas as tensões e correntes que são produzidas no mesmo como resultado das manobras do disjuntor;
- do ponto de vista do disjuntor, determinar se o disjuntor será bem-sucedido ao operar em um dado sistema sob determinadas condições.

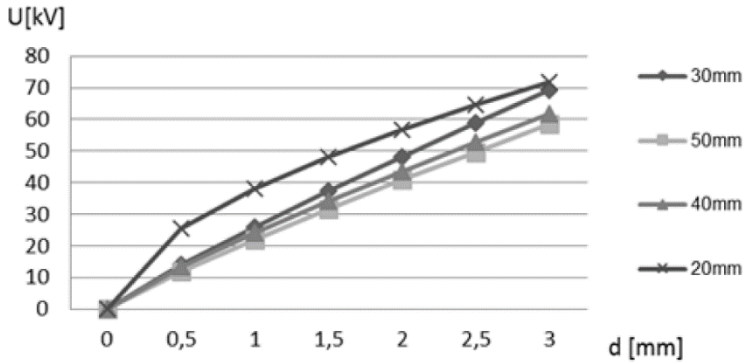
No que se refere aos disjuntores a vácuo, devido à complexa natureza das sobretensões transitórias resultantes de manobras do mesmo, tem-se a necessidade de representar seu comportamento através de um modelo equivalente a ser utilizado em simulações numéricas (BONGIOLO, 2019).

Como já discutido no subcapítulo 3.2, os disjuntores a vácuo estão sujeitos a diversos fenômenos transitórios como resultado de suas manobras de abertura ou fechamento. Sendo alguns desses fenômenos as múltiplas reignições (*restrike*) e as múltiplas pré-ignições (*prestrike*), conforme mencionados nos subcapítulos 3.2.3.2 e 3.2.3.4, respectivamente. Tendo em vista esses fatores, Martinez-Velasco e Popov (2010) analisam a representação de disjuntores a vácuo durante a interrupção de pequenas correntes de forma a considerar os fatores mencionados anteriormente, conforme será discutido.

Tem-se o conhecimento que os disjuntores a vácuo possuem uma elevada capacidade de interrupção de correntes de altas frequências, que podem ser originadas de sobretensões de manobra. No estudo de interrupção de pequenas correntes indutivas, o modelo do disjuntor a vácuo precisa incluir a característica a frio do disjuntor, a capacidade de extinção de correntes de altas frequências e o nível de *chopping* (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010).

No que diz respeito a característica a frio do disjuntor, que está diretamente relacionada com a tensão de ruptura dielétrica, Budzisz e Wróblewski (2016) indicam que a escolha do material, dimensões e formato geométrico dos contatos influenciam diretamente na mesma. Na Figura 32 pode ser observada a rigidez dielétrica do vão entre os contatos de um disjuntor a vácuo feito de cobre em função do diâmetro dos contatos e da distância entre os mesmos.

Figura 32 - Rigidez dielétrica em função da distância entre os contatos e do diâmetro dos contatos



Fonte: Adaptado de Budzisz e Wróblewski (2016)

A característica da curva apresentada na Figura 32 é governada pela equação (17).

$$U_{D1} = A_1 \cdot d^b \tag{17}$$

Sendo:

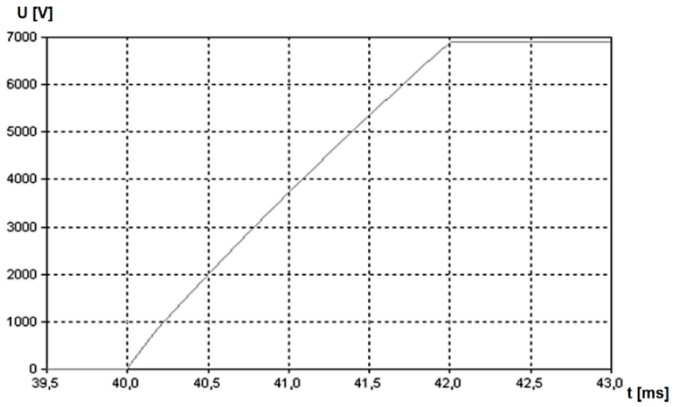
U_{D1}: Tensão de ruptura dielétrica (V);

A_1 e b: Constantes que dependem do material dos contatos (A_1 (V/mm) e b adimensional);

d: distância entre os contatos (mm).

Outra maneira de representação da tensão de ruptura dielétrica é em função do tempo, embora da mesma maneira a mesma ainda dependa da distância. Na realidade, a característica fria do disjuntor em função do tempo representa a velocidade de recuperação da rigidez dielétrica entre os contatos após a extinção do arco. A Figura 33 apresenta a forma de onda da recuperação da rigidez dielétrica entre os contatos de um disjuntor a vácuo com contatos de cobre e com diâmetro de 30 mm, obtida através de ensaios experimentais.

Figura 33 - Característica da recuperação da rigidez dielétrica entre os contatos no disjuntor a vácuo com os contatos de cobre e diâmetro de 30 mm



Fonte: Adaptado de Budzisz e Wróblewski (2016)

Como é possível observar na Figura 33, a curva apresentada pode ser representada por duas retas, sendo esta a forma mais popular de representação desta propriedade do disjuntor (BONGIOLO, 2019). De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a característica da suportabilidade do dielétrico (U_{D1}) é dada pela equação (18).

$$U_{D1} = A(t - t_A) + B \tag{18}$$

Sendo:

A e B: Constantes que dependem das características do disjuntor (A (V/s) e B (V));

t: Variável tempo (s);

t_A: Instante de abertura dos contatos (s).

A constante *A* é determinada experimentalmente e retrata a taxa de recuperação da suportabilidade dielétrica, conhecida internacionalmente como *Rate of Rise of Dieletric Strength* (RRDS), tendo sua unidade definida como tensão por tempo. A constante *B* se trata da suportabilidade dielétrica inicial do disjuntor em (V) (BONGIOLO, 2019). Na Tabela 4 são apresentados alguns valores típicos das constantes *A* e *B*.

Tabela 4 - Valores típicos para as constantes *A* e *B* em disjuntores a vácuo

Capacidade de interrupção	A (V/s)	B (V)
Alta	$1{,}7.10^7$	$3{,}4.10^3$
Média	$1{,}3.10^7$	$0{,}69.10^3$
Baixa	$0{,}47.10^6$	$0{,}69.10^3$

Fonte: Adaptado de Martinez-Velasco e Popov (2010)

No que diz respeito à capacidade de interrupção de correntes de altas frequências, a mesma é definida pela inclinação da corrente que foi restabelecida através da reignição no ponto onde a corrente é nula (MARTINEZ-VELASCO; POPOV, 2010). De acordo com Bongiolo (2019), esta capacidade de interrupção pode inicialmente ser assumida como constante, com valores entre 100 A/µs e 600 A/µs. Porém, de acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a mesma depende da tensão que foi restabelecida pela reignição e também apresenta um comportamento dependente do tempo. Desta forma, a equação (19) pode ser utilizada para descrever as características relacionadas à capacidade de interrupção de correntes de altas frequências.

$$\frac{di}{dt} = C(t - t_A) + D \tag{19}$$

Sendo:

$\frac{di}{dt}$: Capacidade de extinção do arco (A/s);

C e D: Constantes que dependem das características do disjuntor (C (A/s²) e D (A/s)).

A capacidade de extinção de arco expressa na equação (19) pode ser denominada também como a inclinação crítica da corrente de alta frequência em função do tempo. Na Tabela 5 são apresentados alguns valores típicos das constantes *C* e *D*.

Tabela 5 - Valores típicos para as constantes C e D em disjuntores a vácuo

Capacidade de interrupção	C (A/s²)	D (A/s)
Alta	$-3{,}4.10^{11}$	255.10^{6}
Média	$0{,}32.10^{12}$	155.10^{6}
Baixa	$1{,}00.10^{12}$	190.10^{6}

Fonte: Adaptado de Martinez-Velasco e Popov (2010)

Outro fenômeno que precisa ser representado no modelo do disjuntor a vácuo é o nível de *chopping*, como já mencionado anteriormente. De acordo com Martinez-Velasco e Popov (2010), a corrente de *chopping* depende principalmente do material dos contatos, apesar de que a impedância de surto da carga possa ter influência sobre o mesmo. O comportamento da corrente de *chopping* pode ser determinado pela equação (20).

$$I_C = (\omega \cdot i \cdot \alpha \cdot \beta)^q \tag{20}$$

Sendo:

I_C: Corrente de corte do disjuntor (A);

i: Amplitude da corrente da carga (A);

α e β: Constantes que dependem do tipo de contatos do disjuntor (α (s) e β adimensional);

A variável q é dada pela equação (21).

$$q = (1 - \beta)^{-1} \quad (21)$$

Para contatos de liga cobre-cromo, α = 6,2.10^{-16} s e β = 14,3.

4.2 SIMULAÇÃO DE FENÔMENOS DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

A utilização de ferramentas computacionais como um meio de modelar a realidade que ocorre nos sistemas elétricos tornou-se indispensável ao longo dos anos. Tal importância se dá pela possibilidade de verificação de eventuais falhas de um sistema, antes mesmo que o mesmo ocorra fisicamente, o dimensionamento de dispositivos de segurança, uma maior compreensão dos sistemas, maior economia do capital, entre outras (GSI, 2019).

Dentre os programas digitais voltados para a simulação e análise de transitórios eletromagnéticos em sistemas elétricos de potências, tem-se o ATP - *Alternative Transients Program*, derivado do programa original EMTP - *Eletromagnetic Transients Program* (BONGIOLO, 2019). O ATP é um *software* livre e altamente difundido no meio acadêmico, além de ser o programa oficial de simulação e estudos de transitórios eletromagnéticos relacionados aos empreendimentos do Sistema Interligado Nacional (SIN), estabelecido pelos Procedimentos de Rede do Operador Nacional do Sistema (ONS) (GSI, 2019).

O ATPDraw é uma interface gráfica para o ATP e é utilizado para criar e editar circuitos elétricos. A saída dessa interface é um arquivo texto, utilizado para a simulação no ATP (BONGIOLO, 2019). De acordo com GSI (2019), os estudos típicos realizados com o programa de transitórios eletromagnéticos ATPDraw estão listados a seguir:

- Energização probabilística e determinística de linhas de transmissão;
- Energização de transformadores;
- Ferrorressonância;
- Transitórios de chaveamentos e manobras;
- Manobras de bancos de capacitores;
- Tensões de restabelecimento transitórias;
- Impulsos de descargas atmosféricas;

- Especificação de para-raios;
- Coordenação de isolamento;
- Variações de tensão de curta duração (VTCD);
- Acionamento e partida de motores;
- Avaliação de faltas simétricas e assimétricas;
- Estudos de sobretensões estatísticas e determinísticas;
- Modelagem de máquinas elétricas;
- Capacidade de disjuntores (arco voltaico), capacidade de interrupção de corrente, TRT, etc;
- Aplicações de eletrônica de potência;
- Análise de harmônicos e qualidade da energia, dentre outros.

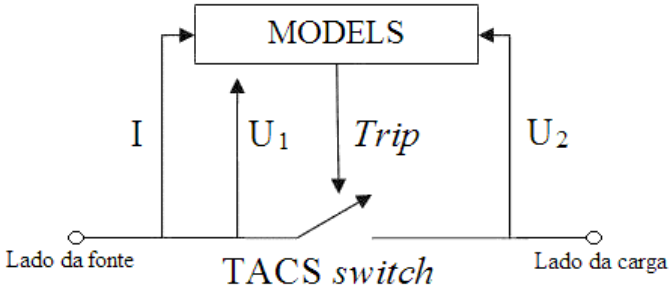
Desta forma, este trabalho será desenvolvido com o auxílio do programa ATPDraw.

4.3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO DE DISJUNTOR A VÁCUO

Para o desenvolvimento do modelo de disjuntor a vácuo no programa ATPDraw foi utilizado o componente TACS (*Transient Analysis of Control Systems*) *switch type* 13, que se trata de uma chave monofásica controlada por um sinal de *trip* externo. Desta forma, este componente permite seu acionamento por meio de sinais provenientes de um código computacional na linguagem MODELS do próprio ATPDraw.

Para a modelagem do comportamento do disjuntor a vácuo, foi desenvolvido um algoritmo em MODELS que tem como entradas a tensão no terminal do disjuntor no lado da fonte, a tensão no terminal no lado da carga e a corrente através do disjuntor. A saída da MODELS é o sinal de *trip* que controla o estado aberto ou fechado da chave. Na Figura 34 é apresentado um esquemático ilustrando o que foi descrito.

Figura 34 - Modelo do disjuntor a vácuo no ATPDRAW



Fonte: Autor

De acordo com Popov (2002), as condições de abertura da chave são:

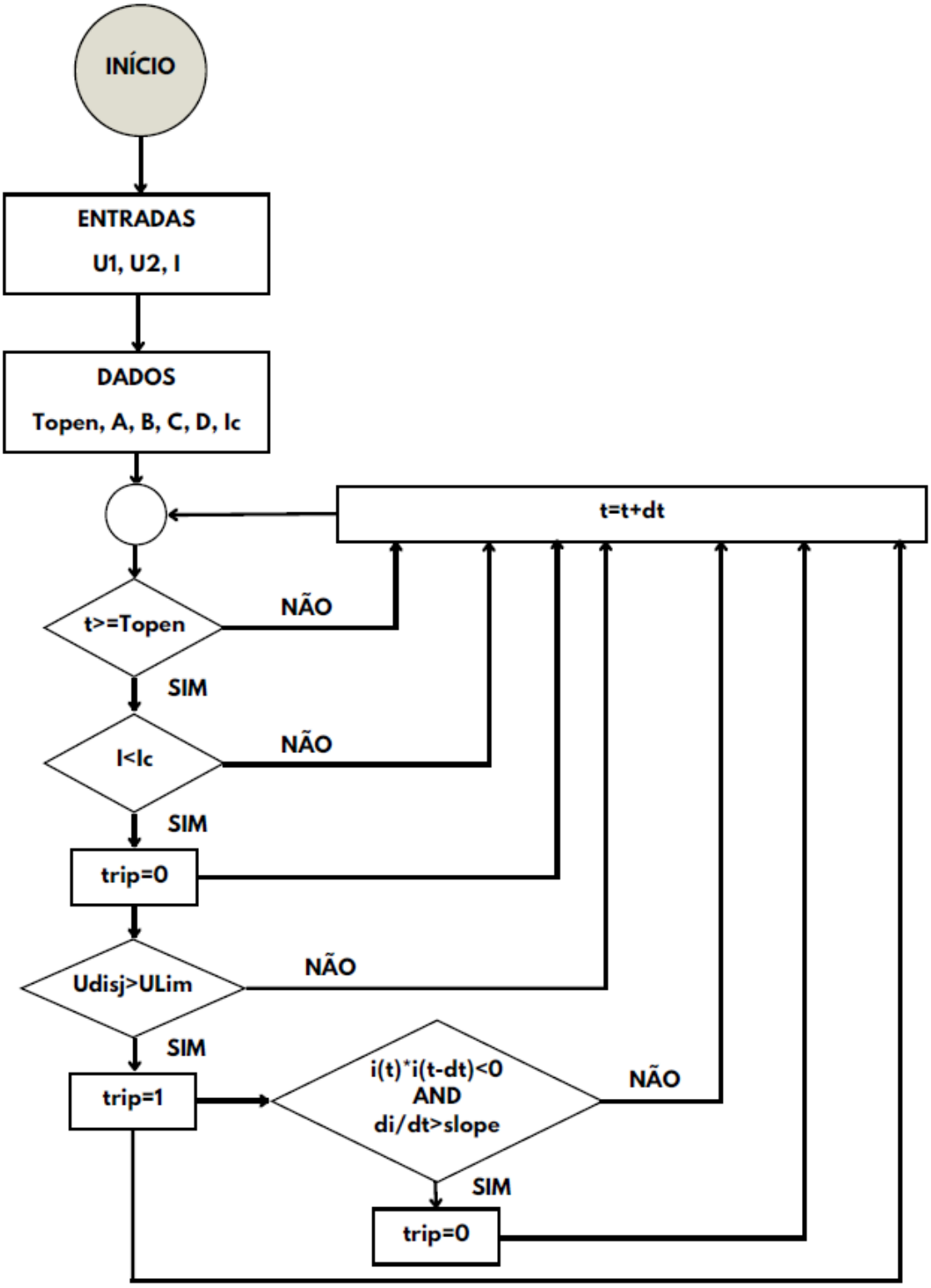
- o tempo de simulação deve ser maior que o instante de abertura (T_{open}) definido,
- a chave deve estar fechada,
- a corrente atual deve ser menor que a corrente de *chopping*,
- a derivada da corrente de alta frequência no zero da corrente não deve ser maior que a capacidade de interrupção de correntes de altas frequências calculadas de acordo com a equação (19).

As condições para fechamentos repetitivos da chave (reignições) são:

- a chave deve estar aberta,
- a TRT entre os terminais do disjuntor deve exceder a característica de suportabilidade dielétrica do disjuntor.

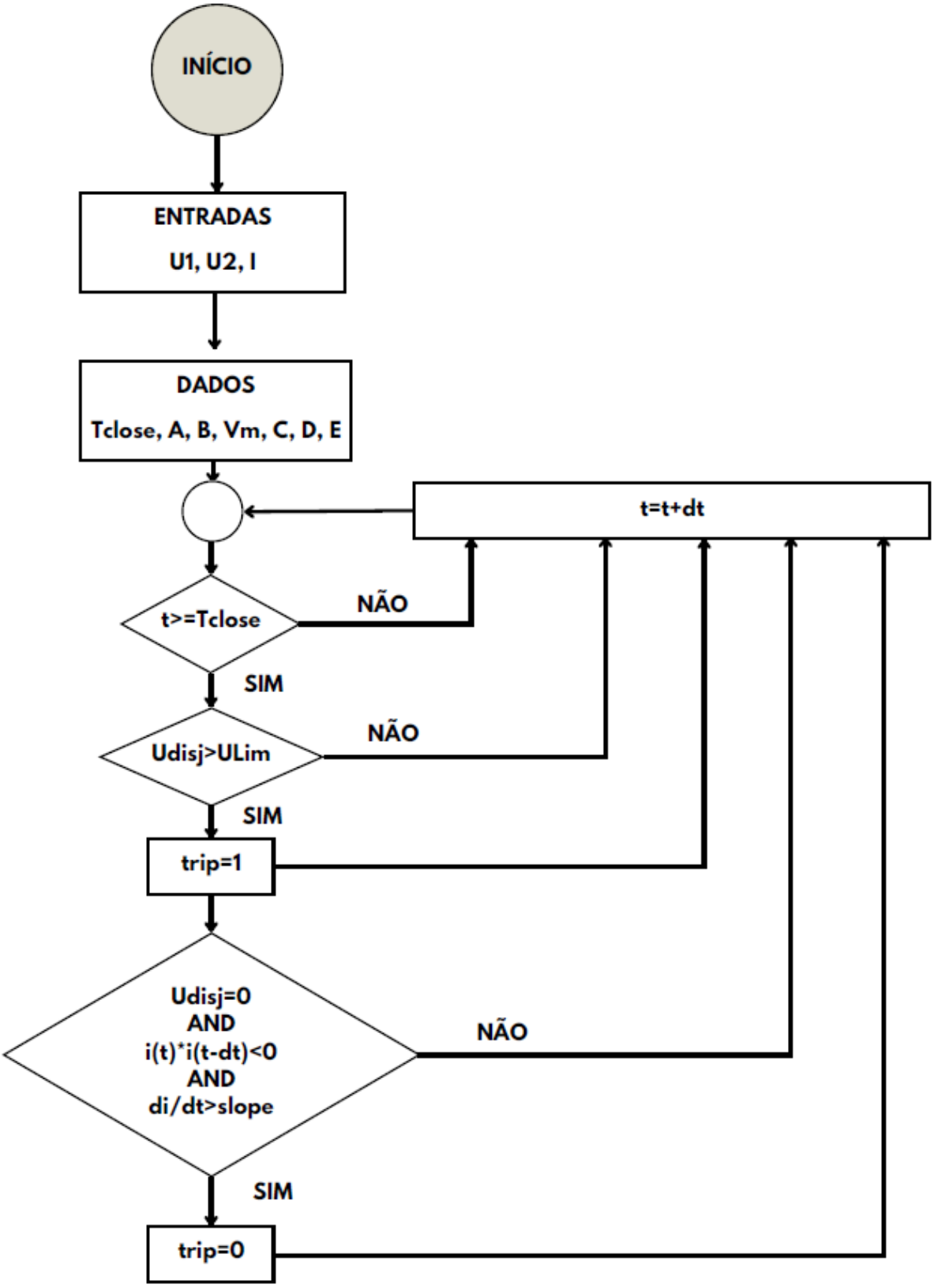
Portanto, para o desenvolvimento do algoritmo foram utilizados esses preceitos descritos anteriormente de forma que o fluxograma da Figura 35 mostra o funcionamento do mesmo para o fenômeno das múltiplas reignições, enquanto que a Figura 36 mostra o fluxograma para o fenômeno das múltiplas pré-ignições.

Figura 35 - Fluxograma do funcionamento do disjuntor a vácuo para o fenômeno do *restrike*



Fonte: Autor

Figura 36 - Fluxograma do funcionamento do disjuntor a vácuo para o fenômeno do p*restrike*



Fonte: Autor

As variáveis apresentadas no fluxograma da Figura 35 são descritas a seguir: Primeiramente, no início do código são definidas as entradas que são obtidas diretamente do

circuito a todo momento da simulação, sendo essas a tensão em um dos terminais do disjuntor U_1, a tensão no outro terminal U_2 e a corrente que passa através do disjuntor I. Em seguida, são processados os parâmetros/dados definidos pelo usuário através de uma interface gráfica, sendo esses:

- T_{open}: Instante de início da abertura dos contatos do disjuntor (s);
- A: RRDS - taxa de recuperação do dielétrico (V/s);
- B: Tensão inicial de suportabilidade do dielétrico (V);
- C: Constante referente a inclinação da capacidade de extinção de correntes de altas frequências (A/s^2);
- D: Constante referente a capacidade de extinção de correntes de altas frequências (A/s);
- I_C: Corrente de *chopping* do disjuntor (A).

As variáveis U_{LIM} e di/dt se referem as características do disjuntor descritas nas equações (18) e (19) respectivamente e a variável *slope* se trata da inclinação da corrente que passa pelo disjuntor, sendo computada a todo momento da simulação para cada Δt.

O algoritmo e o controle da operação do disjuntor consistem de basicamente quatro passos:

1. Checar se a corrente do disjuntor alcançou o nível de *chopping*.
2. Checar se os critérios de reconduções são cumpridos.
3. Se houve reignição, checar se os critérios de extinção do arco são satisfeitos.
4. Determinar o valor atual da variável *trip*, que controla efetivamente se o disjuntor está aberto (*trip=0*) ou fechado (*trip=1*).

O algoritmo que controla os efeitos das múltiplas pré-ignições (Figura 36) quando do fechamento dos contatos do disjuntor é muito similar ao desenvolvido para a abertura, sendo que a diferença é que não há o *chopping* da corrente (GHASEMI et al., 2020). Além disso, na manobra de fechamento a tensão suportada pelo disjuntor é dada pela equação (22) a seguir.

$$U_{D1} = V_M - [A(t - t_{close}) + B] \tag{22}$$

Nesta equação, V_M é a tensão máxima suportada pelo dielétrico (V), A e B são as mesmas constantes definidas na equação (18) e t_{close} é o instante que inicia o fechamento dos contatos em (s) (BONGIOLO, 2019).

Com relação a capacidade de extinção de correntes de altas frequências, no caso das manobras de fechamentos, a mesma é calculada pela equação (23) a seguir.

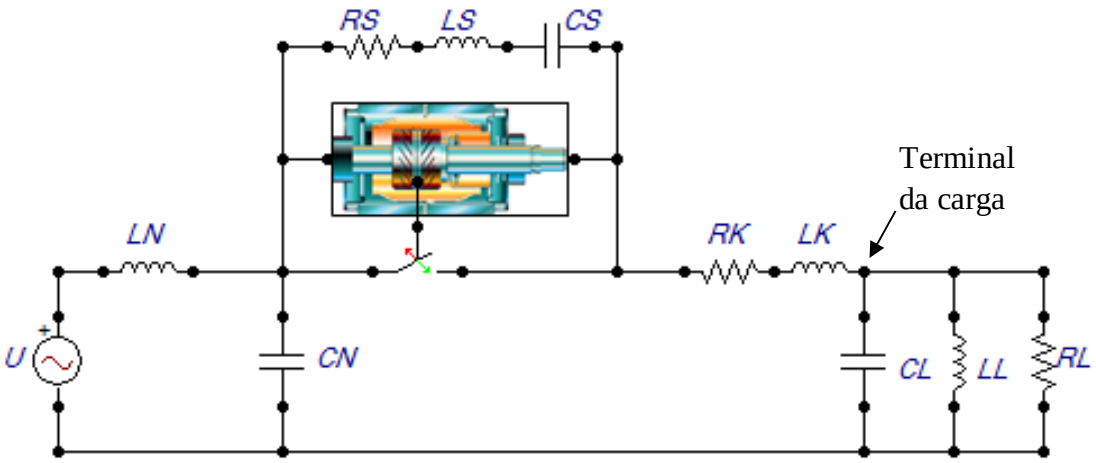
$$\frac{di}{dt} = E - [C(t - t_F) + D] \tag{23}$$

Nesta equação, *E* é uma constante determinada a partir do máximo valor de capacidade de extinção de correntes de alta frequência (A/s) e *C* e *D* são as mesmas constantes definidas anteriormente no subcapítulo 4.1.

5 VALIDAÇÃO E ANÁLISE DOS MODELOS DE DISJUNTOR A VÁCUO

Para a validação do modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido no ATPDraw foi utilizado como base o circuito de Helmer e Lindmayer (1996), que pode ser observado na Figura 37.

Figura 37 - Circuito de teste para validação do modelo do disjuntor



Fonte: Autor

No circuito monofásico ilustrado a fonte de tensão *U*, a indutância L_N, e a capacitância C_N representam a tensão da fonte do sistema e sua impedância. A indutância L_K e resistência R_K representam o cabo que conecta o disjuntor à carga (representada por L_L e R_L). A capacitância C_L contempla a junção da capacitância da carga e do cabo (HELMER; LINDMAYER, 1996).

Os parâmetros em paralelo com o disjuntor R_S, L_S e C_S representam o estado do disjuntor com contatos abertos, incluindo os efeitos das capacitâncias entre o vão dos contatos e o amortecimento.

Os valores dos elementos indicados na Figura 37 são descritos a seguir.

R_s = 50 Ω, R_K = 2 Ω, R_L = 10 kΩ;

L_N = 5 mH, L_S = 50 nH , L_K = 40 µH, L_L = 120 mH ;

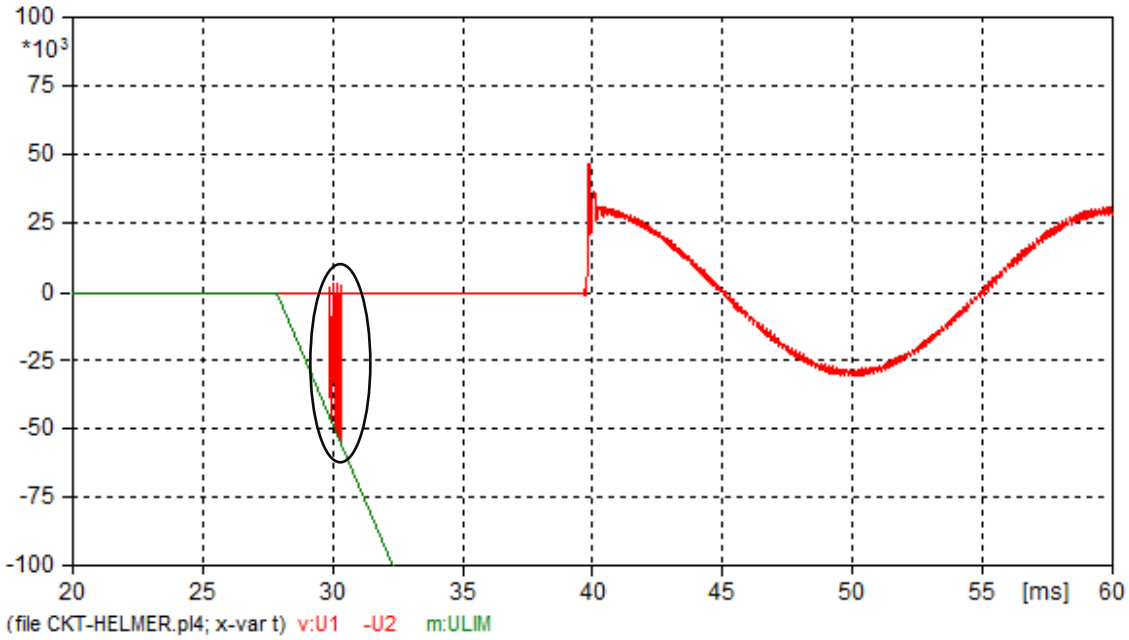
C_N = 100 nF, C_S = 200 pF, C_L = 10 nF.

O valor eficaz utilizado na fonte de alimentação *U* foi de 21 kV e a frequência base do sistema teste é 50 Hz.

A metodologia utilizada para a validação do modelo de disjuntor no circuito de Helmer foi similar a utilizada por Rao e Gajjar (2006), onde são considerados alguns casos, explicitando a influência do tempo de arco, da capacidade de extinção de correntes de altas frequências, da taxa de recuperação da suportabilidade dielétrica (RRDS), dos parâmetros *A, B, C* e *D* de forma específica, e os efeitos de *prestrikes.*

Primeiramente é simulado um caso da abertura do disjuntor ajustando o parâmetro *A* do modelo em 22 V/µs, o parâmetro B igual a 4 kV, C igual a 20 A/µs², D igual a 50 A/µs e o nível de *chopping* igual a 3 A. O instante de abertura dos contatos foi estabelecido como 28 ms. Os resultados de simulação envolvendo a corrente e a TRT através do disjuntor estão apresentadas nas Figuras 38 a 41.

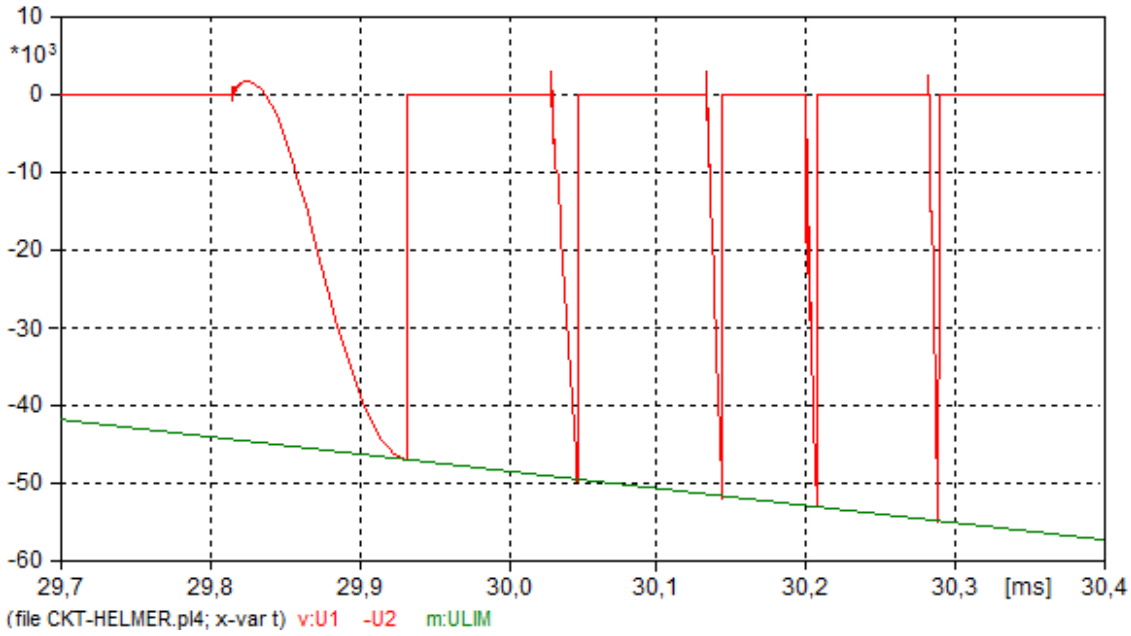
Figura 38 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



Fonte: Autor

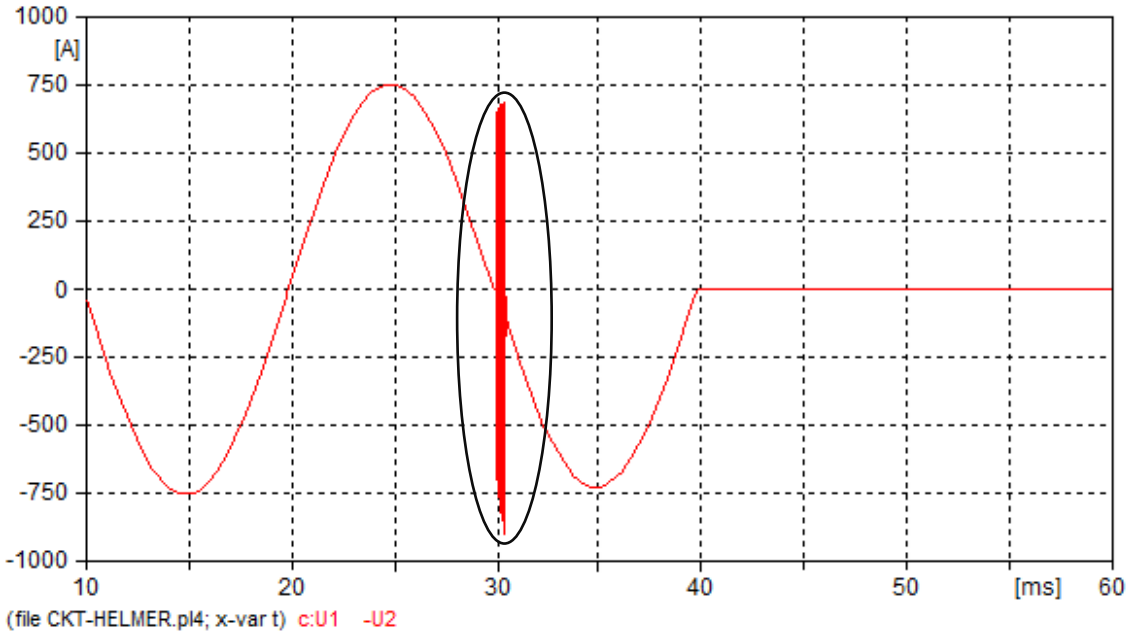
Na Figura 39 é apresentado o detalhe da região circulada na Figura 38.

Figura 39 - Detalhe das reignições observadas na Figura 38



Fonte: Autor

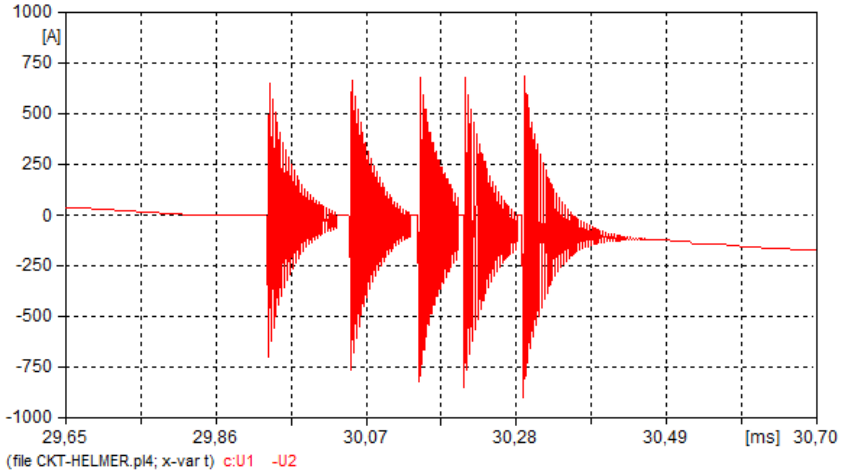
Figura 40 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



Fonte: Autor

Na Figura 41 a seguir é apresentado o detalhe da região circulada na Figura 40.

Figura 41 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor



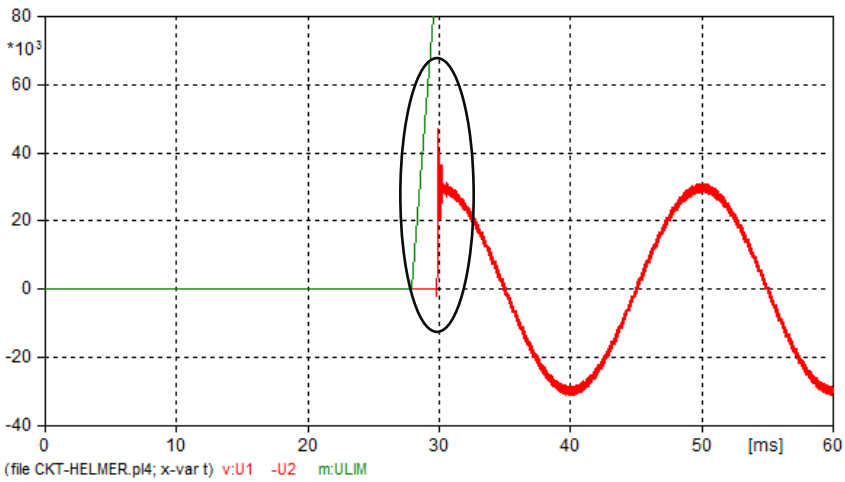
Fonte: Autor

Como é possível observar nas Figuras 38 a 41, no primeiro zero da corrente após o tempo inicial de abertura dos contatos (28 ms) a tensão de restabelecimento transitória (TRT) desenvolvida através dos terminais do disjuntor atinge a curva limite estabelecida pela suportabilidade do dielétrico, ou seja, a TRT supera a RRDS, o que ocasiona a ocorrência de reignições. No segundo zero da corrente, o disjuntor desenvolve uma rigidez dielétrica suficientemente grande de forma a possibilitar uma extinção do arco bem-sucedida.

5.1 EFEITO DA TAXA DE RECUPERAÇÃO DO DIELÉTRICO (RRDS)

Para a ilustração do efeito deste parâmetro, é realizada uma alteração do valor de *A* de 22 V/µs para 50 V/µs. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 42 a 44.

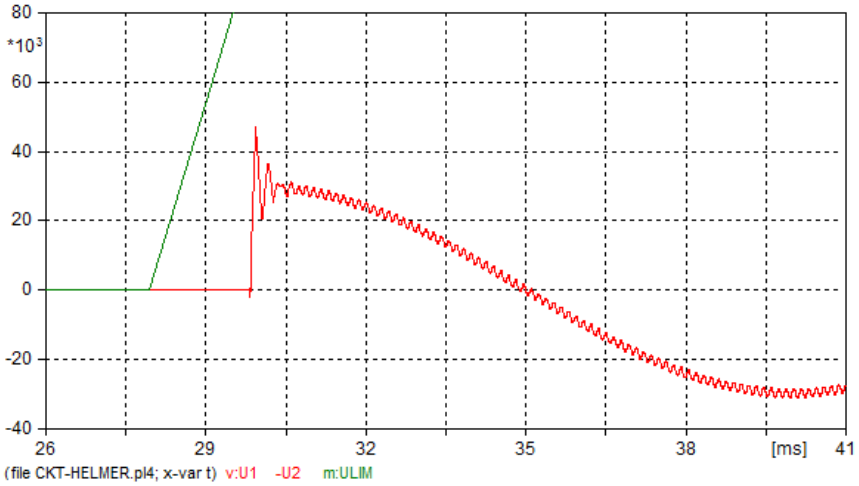
Figura 42 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



Fonte: Autor

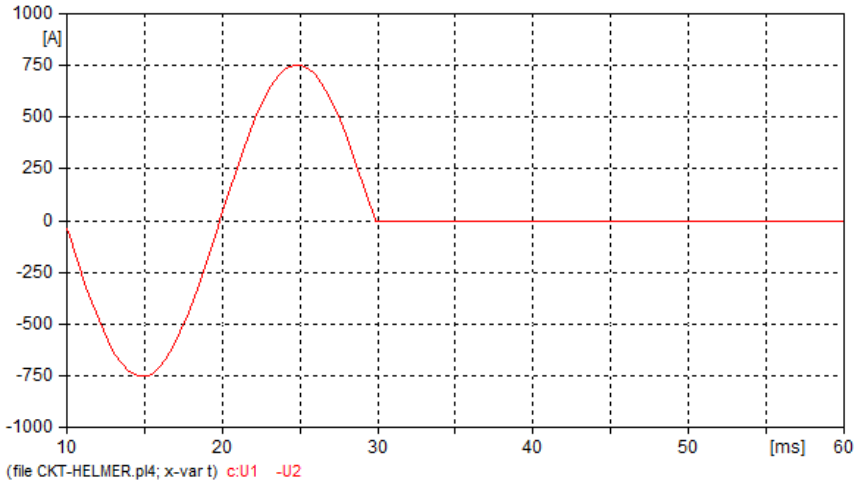
Na Figura 43 é apresentada uma ampliação da área circulada na Figura 42.

Figura 43 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a suportabilidade do dielétrico



Fonte: Autor

Figura 44 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



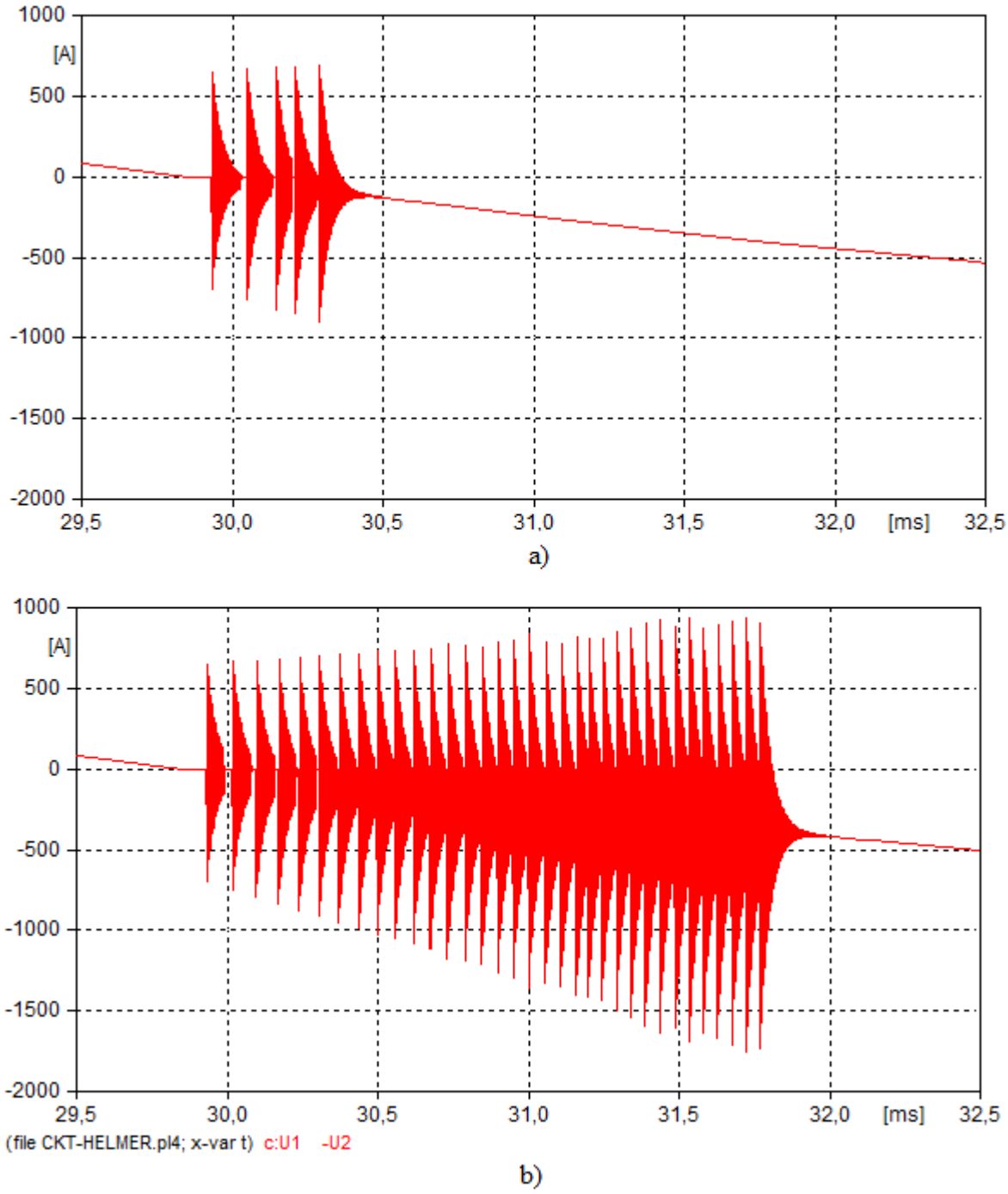
Fonte: Autor

Como é possível observar nas Figuras 42 a 44, devido ao aumento no valor do parâmetro *A*, o arco pôde ser extinguido com sucesso já no primeiro zero da corrente. Isto se deve ao fato que a velocidade de recuperação da suportabilidade do dielétrico foi suficientemente grande de forma que a TRT não ultrapassou esse limite. Desta forma houve uma interrupção bem-sucedida no primeiro zero da corrente sem a ocorrência de reignições.

5.2 EFEITO DA CAPACIDADE DE EXTINÇÃO DE CORRENTES DE ALTAS FREQUÊNCIAS

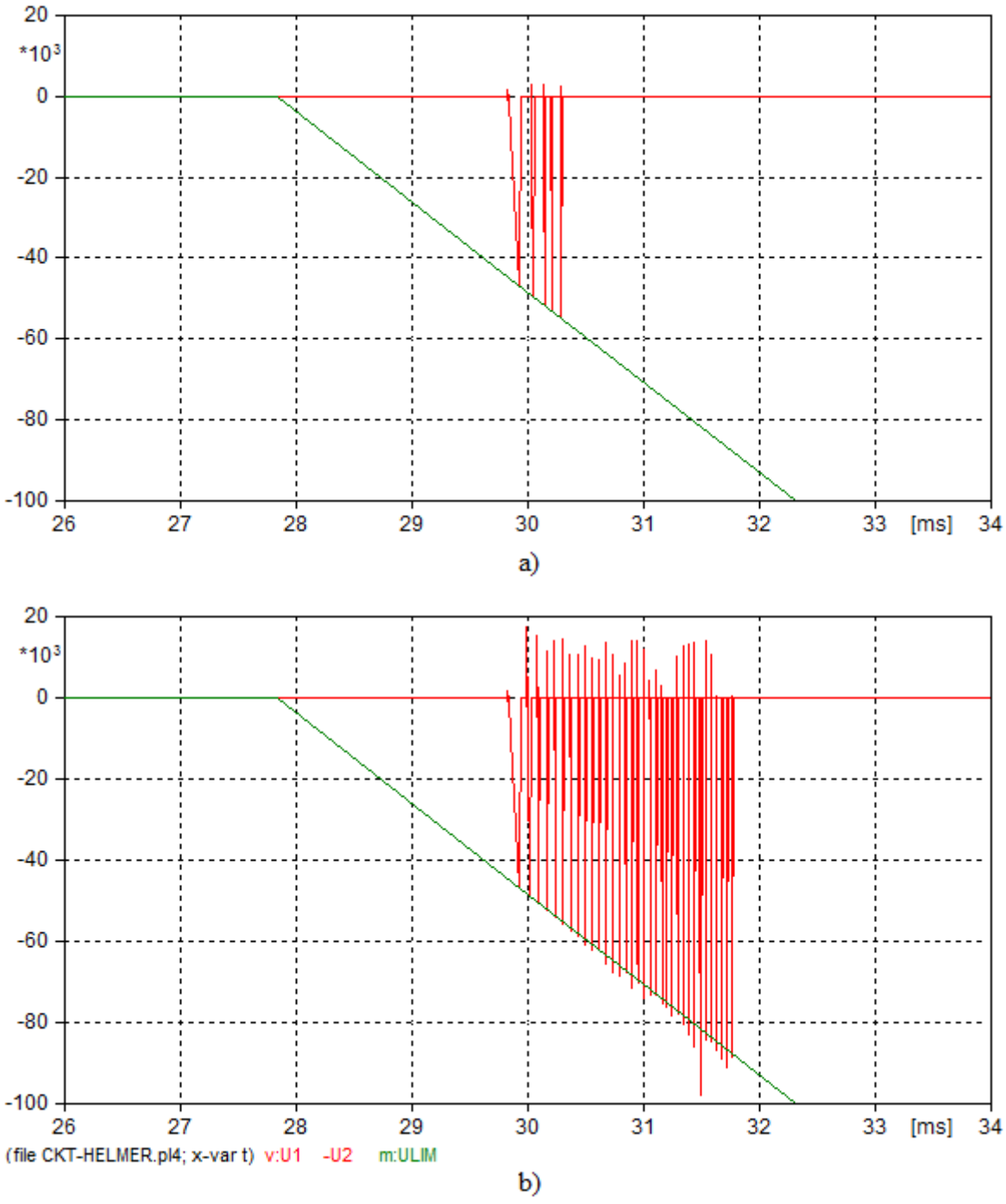
Para este caso, a capacidade de extinção das correntes de altas frequências é aumentada de 50 A/µs para 200 A/µs, mantendo todos os outros parâmetros iguais ao caso inicial. Os resultados de simulação estão apresentados nas Figuras 45 e 46.

Figura 45 - Corrente passante nos terminais do disjuntor para a) D=50 A/µs e b) D=200 A/µs



Fonte: Autor

Figura 46 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico para a) D=50 A/µs e b) D= 200 A/µs



Fonte: Autor

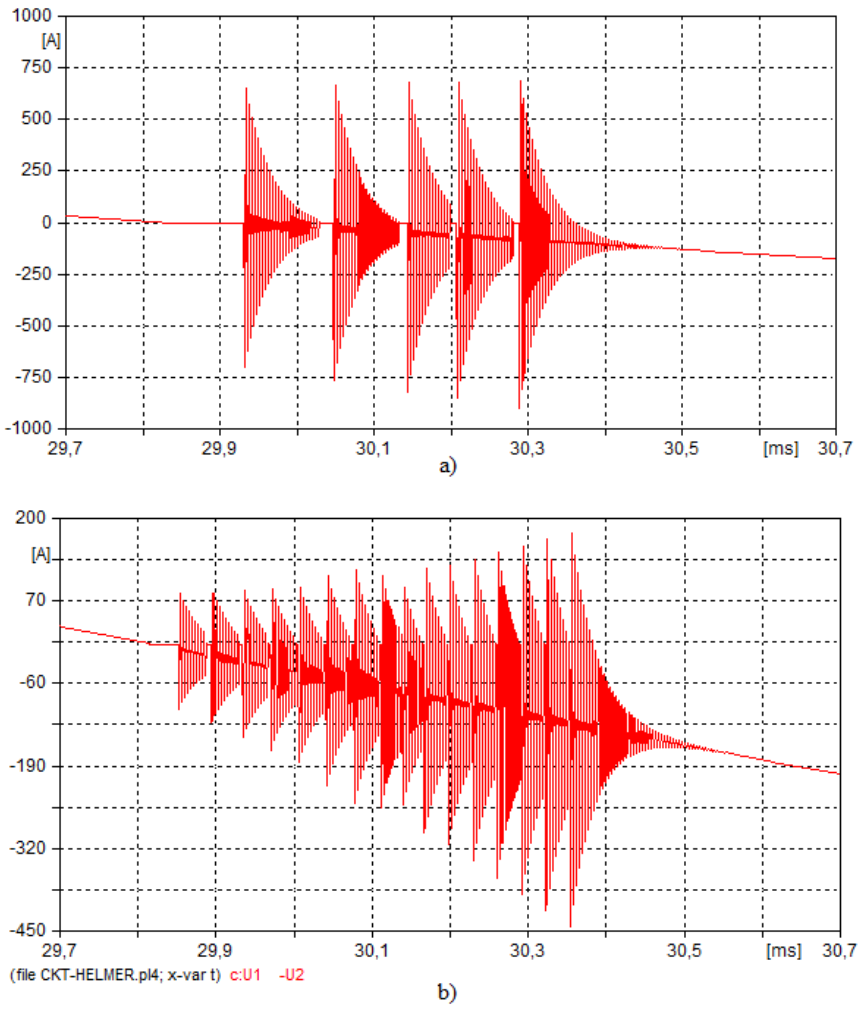
Através do comportamento observado nas Figuras 45 e 46, verificou-se que houve um aumento no número de reignições. Isto se deve ao fato do disjuntor a vácuo ter a capacidade de interromper correntes com uma alta taxa de *di/dt*¸ assim o período de condução da componente

de alta frequência foi aumentado, o que provocou um aumento no número de reignições (RAO; GAJJAR, 2006).

5.3 EFEITO DO TEMPO DE ARCO

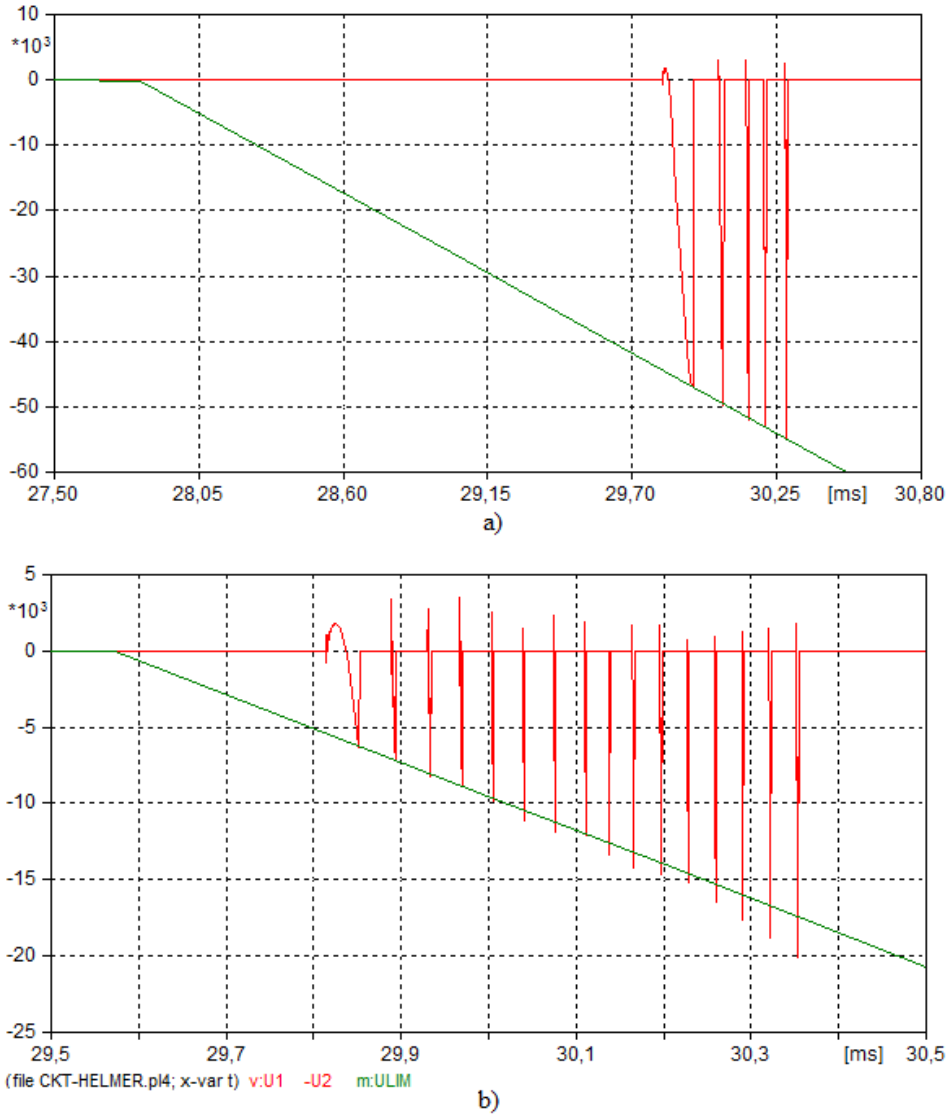
O tempo de arco se refere ao intervalo de tempo desde o início da separação dos contatos do disjuntor até a próxima passagem pelo zero da corrente (SISI LI et al., 2021). Como é possível observar na Figura 44, o próximo zero da corrente ocorre no instante 29,8 ms, desta forma, nas condições do caso inicial de simulação, com o tempo de abertura definido inicialmente em 28 ms, o tempo de arco adicional foi de 1,8 ms. Para a ilustração do efeito do tempo de arco, foi modificado o tempo de abertura para 29,75 ms, mantendo-se os demais parâmetros inalterados, tornando assim o tempo de arco igual a 50 µs. A comparação das curvas da TRT e das correntes passantes pelo disjuntor são apresentadas nas Figuras 47 e 48.

Figura 47 - Corrente do disjuntor para a) tempo de arco igual a 1,8 ms e b) tempo de arco igual a 50 µs



Fonte: Autor

Figura 48 - Comparação entre a TRT e a curva de suportabilidade dielétrica para a) tempo de arco igual a 1,8 ms e b) tempo de arco igual a 50 µs



Fonte: Autor

Como é possível observar nas Figuras 47 e 48, houve um aumento no número de reignições quando o tempo de arco foi diminuído para 50 µs. Isto ocorre porque quanto maior é o tempo de arco, mais tempo é provido para o disjuntor desenvolver sua rigidez dielétrica, extinguindo o arco mais rapidamente desta forma (RAO; GAJJAR, 2006).

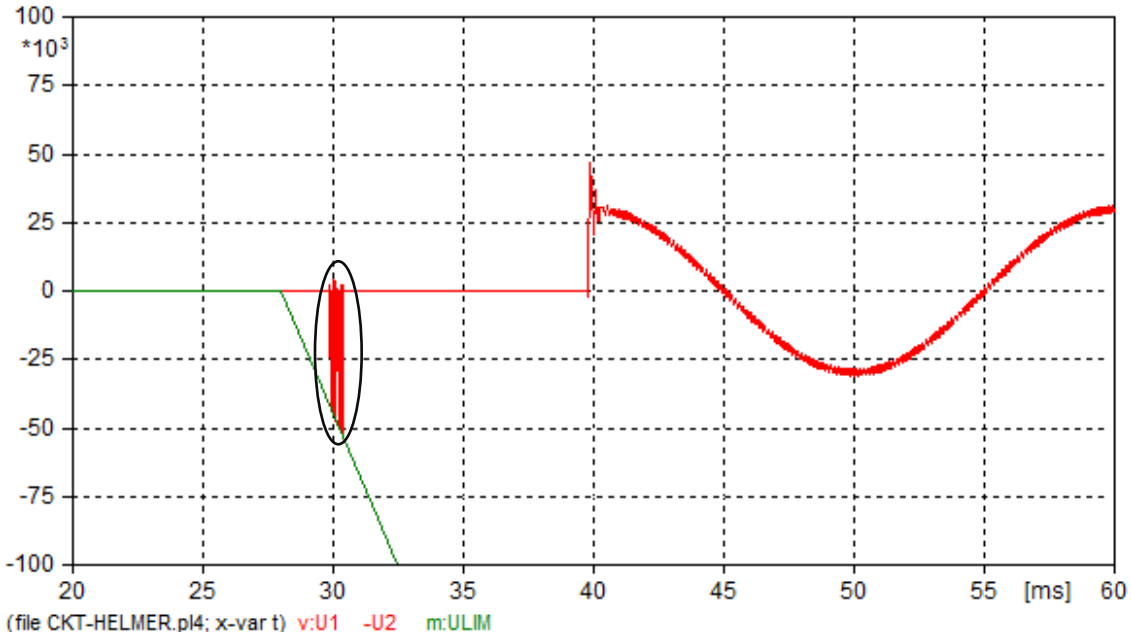
A seguir, são apresentados outros casos mostrando uma variação na consideração dos parâmetros, que influenciam os eventos transitórios das manobras dos disjuntores.

5.4 ANÁLISE DOS PARÂMETROS (A,B,C,D = 0)

5.4.1 Adotando o parâmetro B = 0

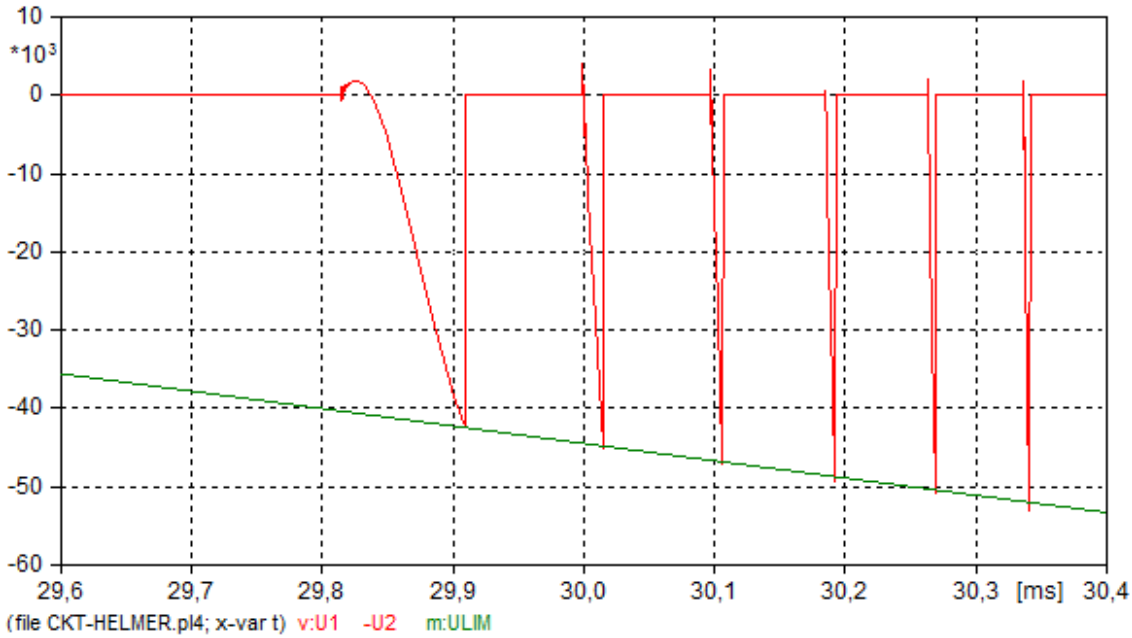
Quando a variável B é zerada, mantendo-se constantes as demais condições do caso inicial apresentado, ocorre uma pequena mudança no comportamento, conforme apresentado nas Figuras 49 a 52.

Figura 49 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



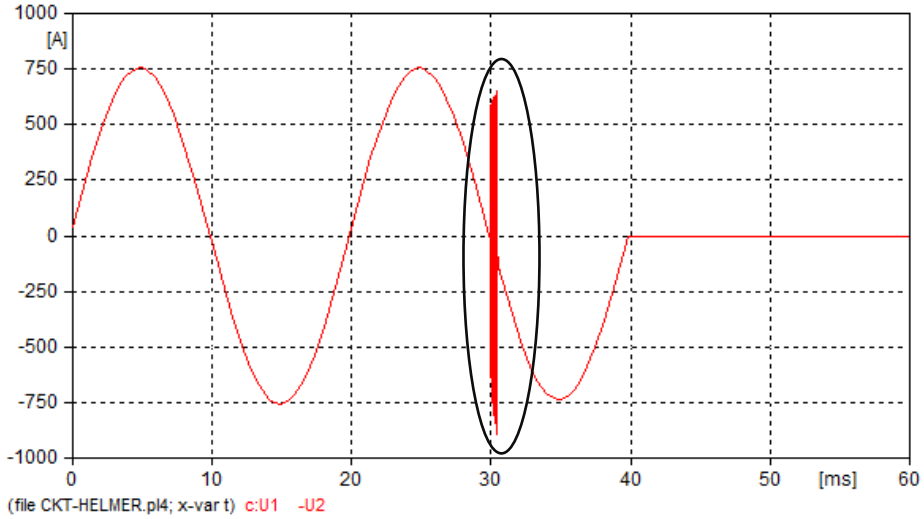
Fonte: Autor

Figura 50 - Detalhe das reignições observadas na Figura 49



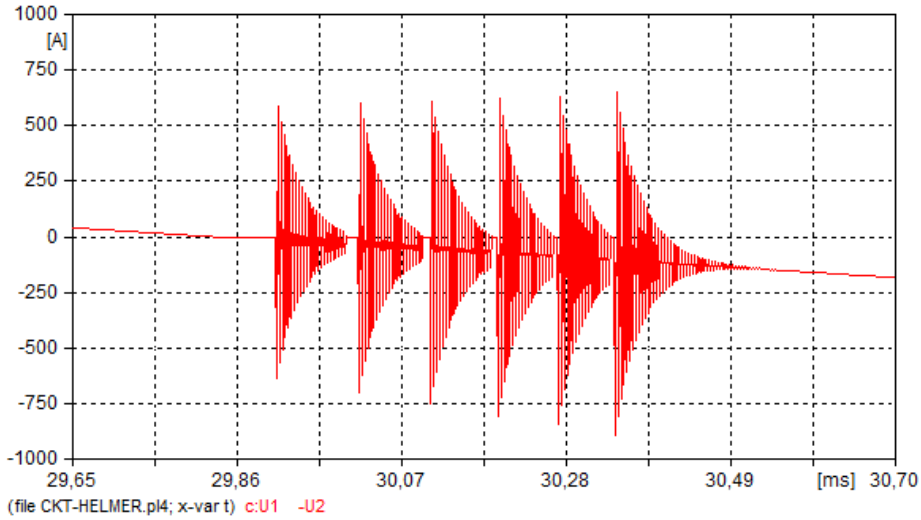
Fonte: Autor

Figura 51 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



Fonte: Autor

Figura 52 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor



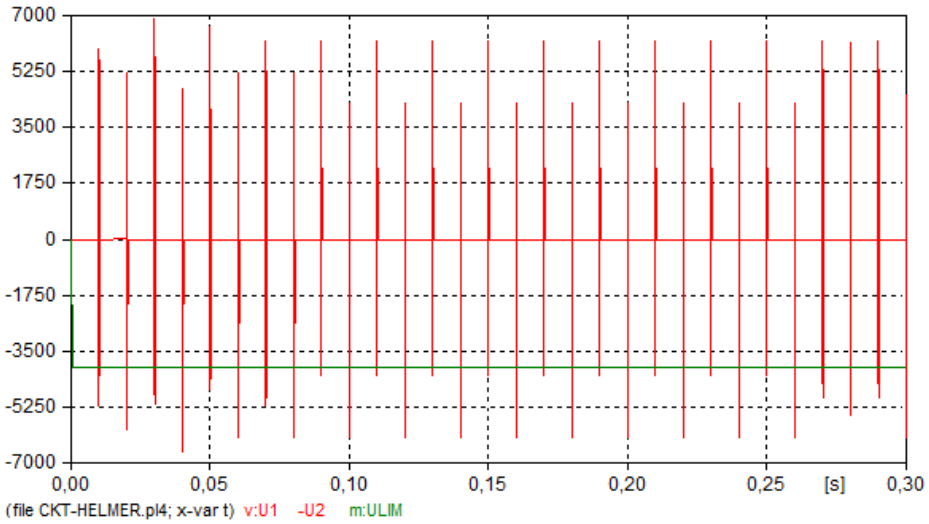
Fonte: Autor

Como é possível observar nas Figuras 49 a 52, houve um aumento no número de reignições, que era 5 no caso de referência e passou a ser 6 no caso onde B = 0. Este comportamento é esperado, visto que o *B* na equação (18) é o coeficiente linear da reta; quanto maior o coeficiente linear, mantendo os outros parâmetros constantes, faz com que a reta se desloque para a esquerda. Quando o coeficiente linear é diminuido, a reta se desloca para a direita. Como esta reta se trata da suportabilidade do dielétrico, uma vez que a mesma é deslocada para a direita, faz com que a TRT atinja mais vezes esse limite, causando mais reignições. Por fim, através do exposto, verifica-se que no caso deste circuito de teste, a eliminação do parâmetro *B* não teve grande influência, visto que só houve uma reignição a mais que no caso base.

5.4.2 Adotando o parâmetro A = 0

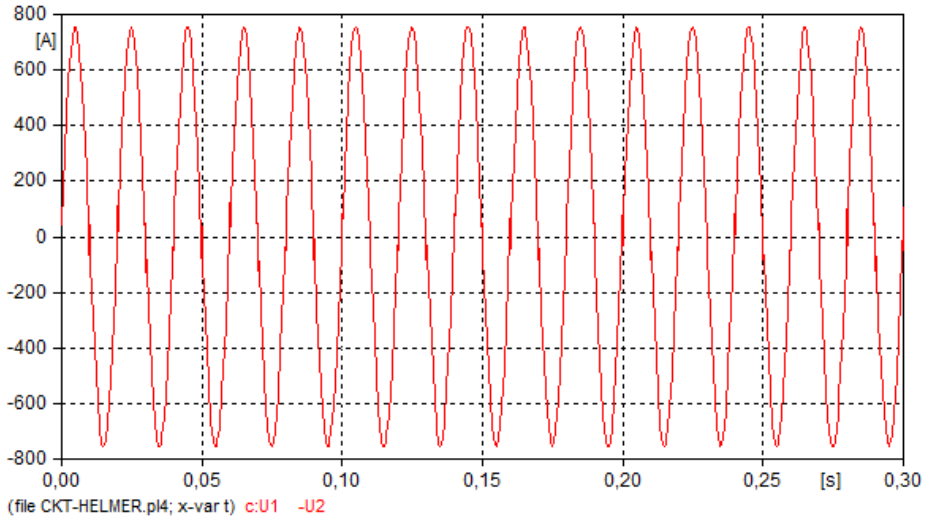
Para o caso de A = 0, mantendo-se os demais parâmetros como no caso inicial, têm-se os resultados apresentados nas Figuras 53 e 54.

Figura 53 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



Fonte: Autor

Figura 54 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor

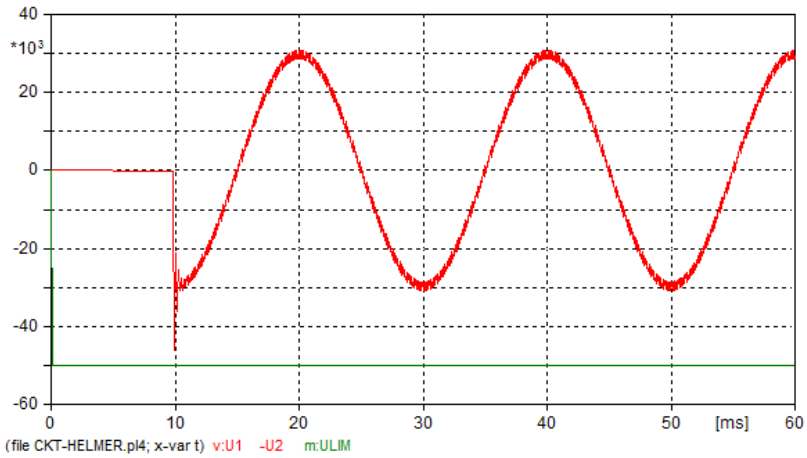


Fonte: Autor

Como é possível observar nas Figuras 53 e 54, quando o parâmetro A é zerado, o disjuntor não é capaz de extinguir o arco elétrico em momento algum, ressalta-se que o tempo de simulação foi aumentado neste caso para observar tal acontecimento. Isto se deve ao fato de que se o coeficiente angular *A* da equação (18) é igual a 0, a suportabilidade do dielétrico passa a ser igual a uma constante, de valor *B*, neste caso B = 4 kV. Desta forma, como apresentado na Figura 53, a TRT entre os terminais do disjuntor sempre será maior que o limite da curva do dielétrico, causando assim inúmeras reignições. Se, por ventura, o valor de *B* fosse aumentado, de forma que a TRT não supere a capacidade do dielétrico (vide Figura 55), o arco seria extinguido com sucesso no primeio zero da corrente, sem a ocorrência de nenhuma reignição

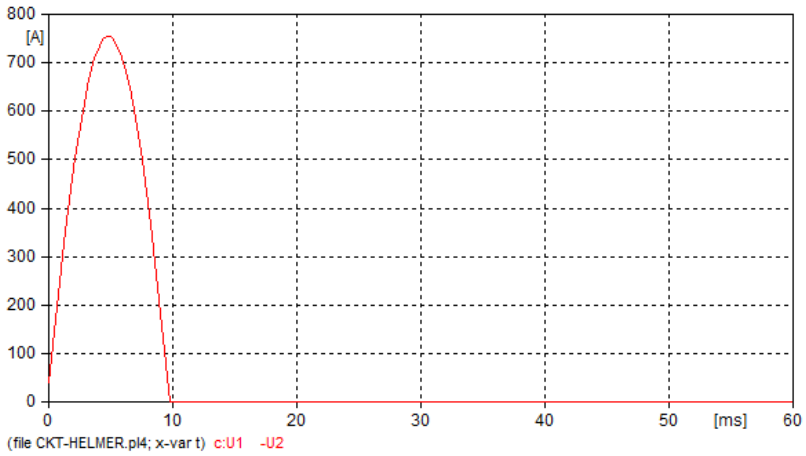
(vide Figura 56); indicando assim que o modelo falhou em representar o fenômeno das múltiplas reignições. Por fim, conclui-se que o parâmetro *A* é imprescindível para o correto funcionamento do modelo do disjuntor a vácuo quanto aos eventos transitórios.

Figura 55 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico para o caso em que A = 0 e B = 50 kV



Fonte: Autor

Figura 56 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor para o caso em que A = 0 e B = 50 kV

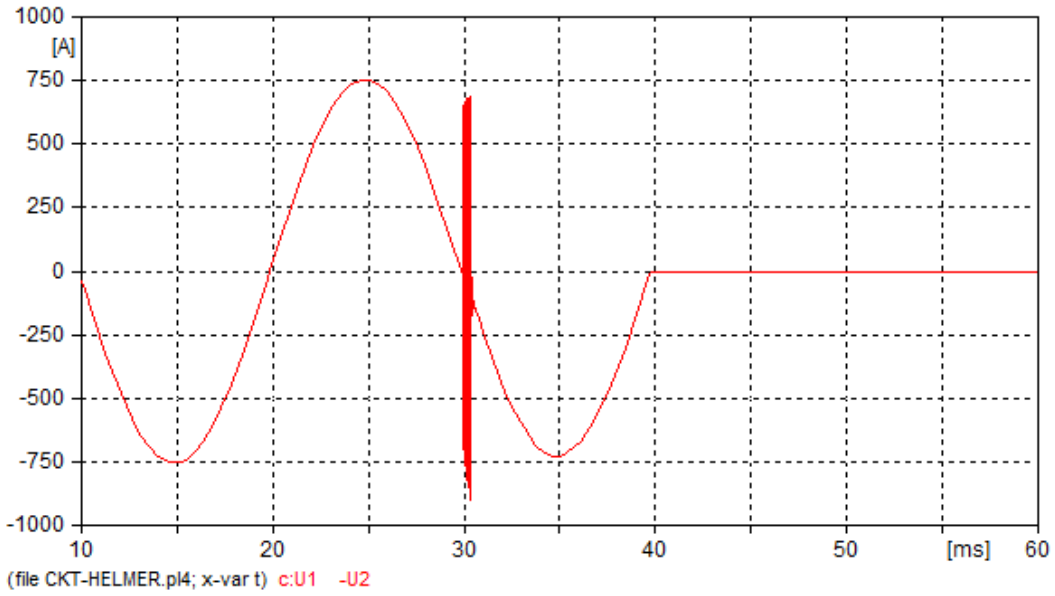


Fonte: Autor

5.4.3 Adotando o parâmetro C = 0

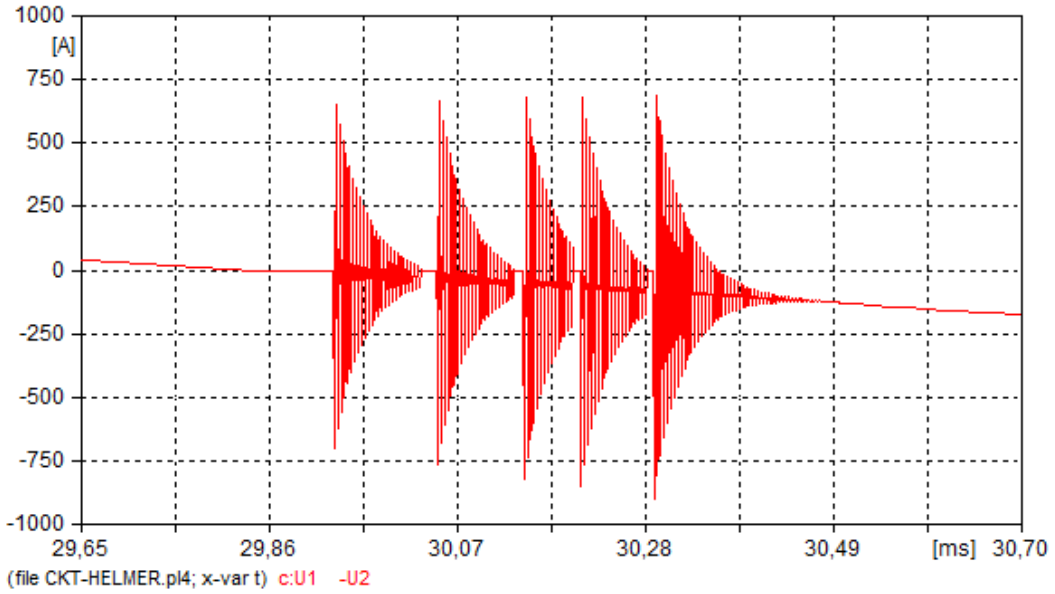
Para o caso de C = 0, com os demais parâmetros iguais como no caso original, os resultados não se alteram para esse circuito teste, como é possível observar nas Figuras 57 a 60.

Figura 57 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



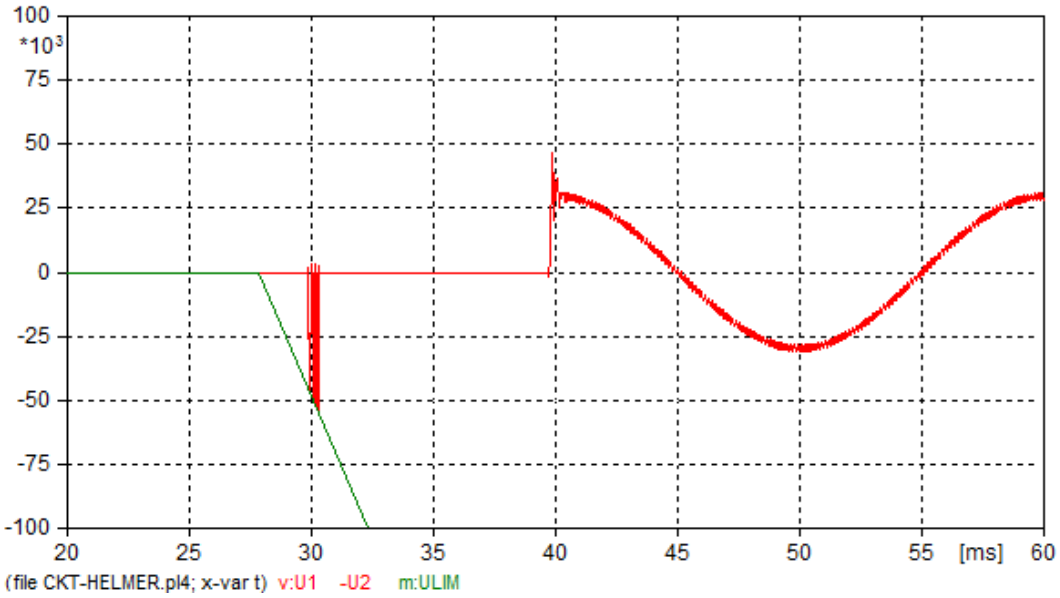
Fonte: Autor

Figura 58 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor



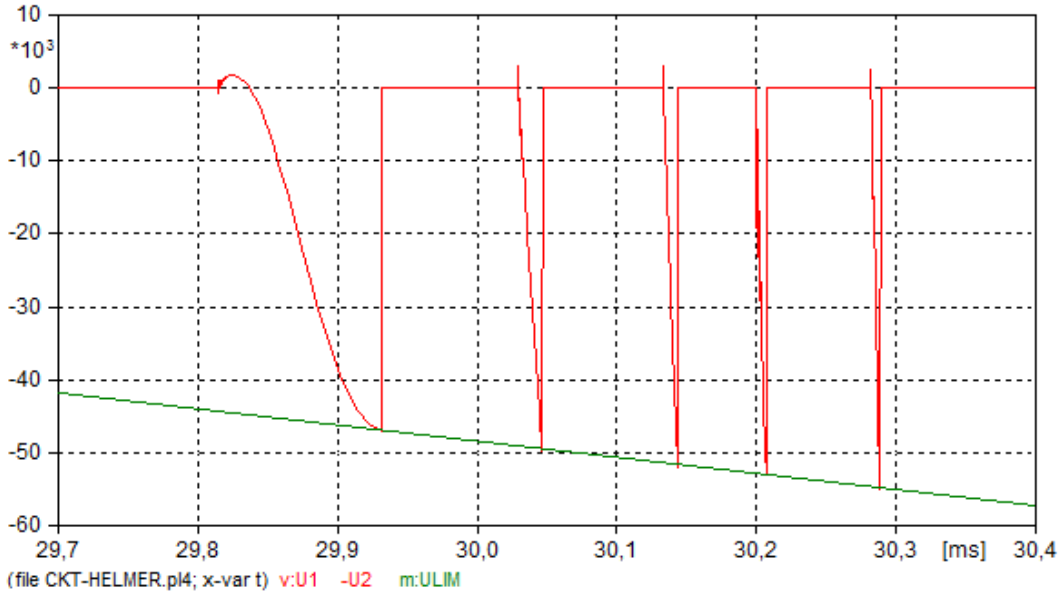
Fonte: Autor

Figura 59 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



Fonte: Autor

Figura 60 - Detalhe das reignições observadas na Figura 59



Fonte: Autor

Como pode ser observado, as Figuras 57 a 60 são idênticas as Figuras 38 a 41, evidenciando que não houve mudança no comportamento com o C = 0. Isto se deve principalmente ao arranjo dos parâmetros do circuito no caso inicial não proporcionarem relevância para o parâmetro *C*, sendo os principais responsáveis por isso o tempo de abertura dos contatos e o próprio valor de *D*. Como o *C* se trata da inclinação da reta que define a capacidade de extinção de correntes de altas frequências, o tempo de abertura de 28 ms como

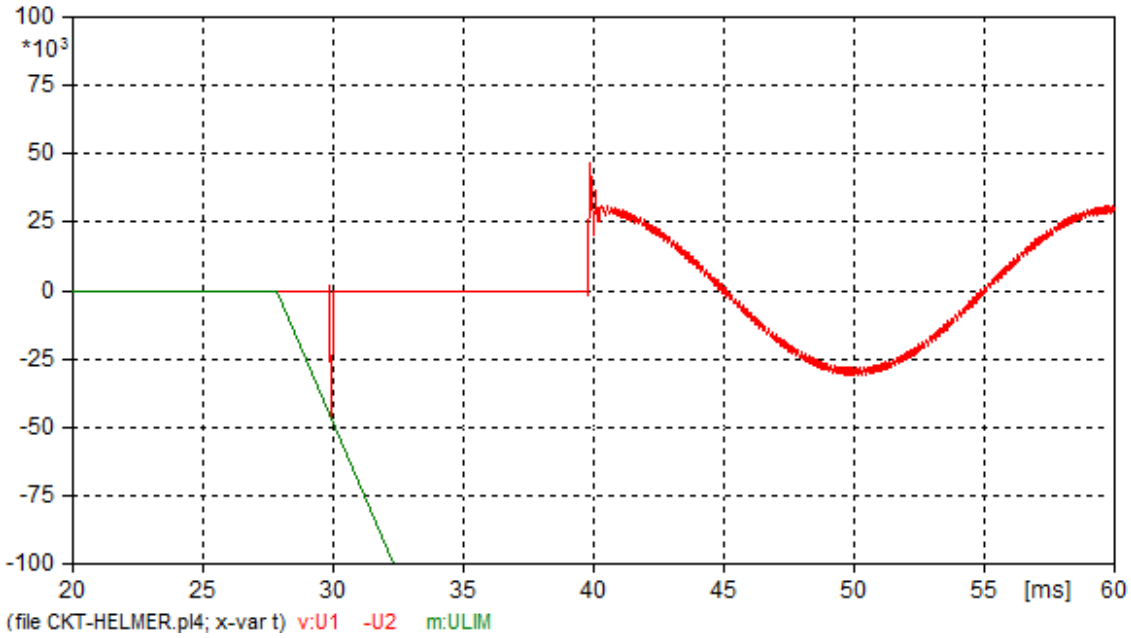
no caso inicial faz com que a inclinação não atue na definição do limite do *di/dt*, ficando o mesmo definido somente por *D*, que é uma reta paralela ao eixo do tempo e constante. Ainda mais, nas configurações dos parâmetros no circuito inicial, tem-se que o valor de *D* é maior que o de *C*, o que faz o coeficiente linear ter predominância sobre o angular, anulando a influência do último.

Porém, não são em todas as situações que o *C* é irrelevante, isto pode ser evidenciado no subcapítulo 5.5, onde é apresentado um caso com os valores dos parâmetros diferentes do caso inicial e a influência de se zerar o parâmetro *C* individualmente, o *D* individualmente e o *C* e *D* simultaneamente.

5.4.4 Adotando o parâmetro D = 0

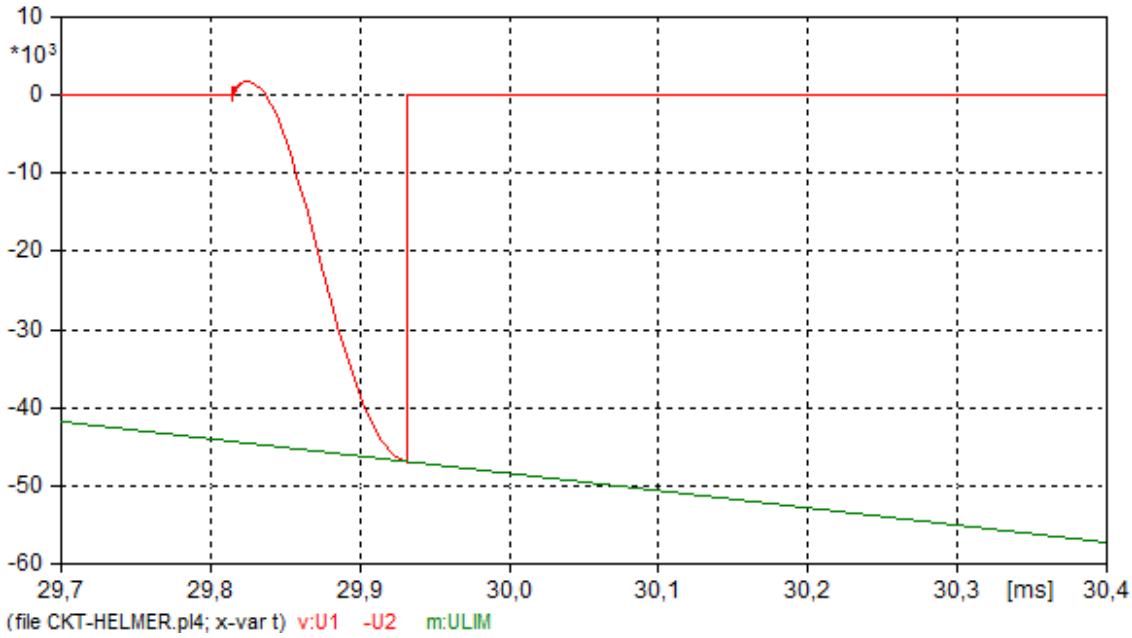
Neste caso, D = 0 enquanto os demais parâmetros se conservam como no caso inicial. Os resultados de simulação para este caso são apresentados nas Figuras 61 a 64.

Figura 61 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



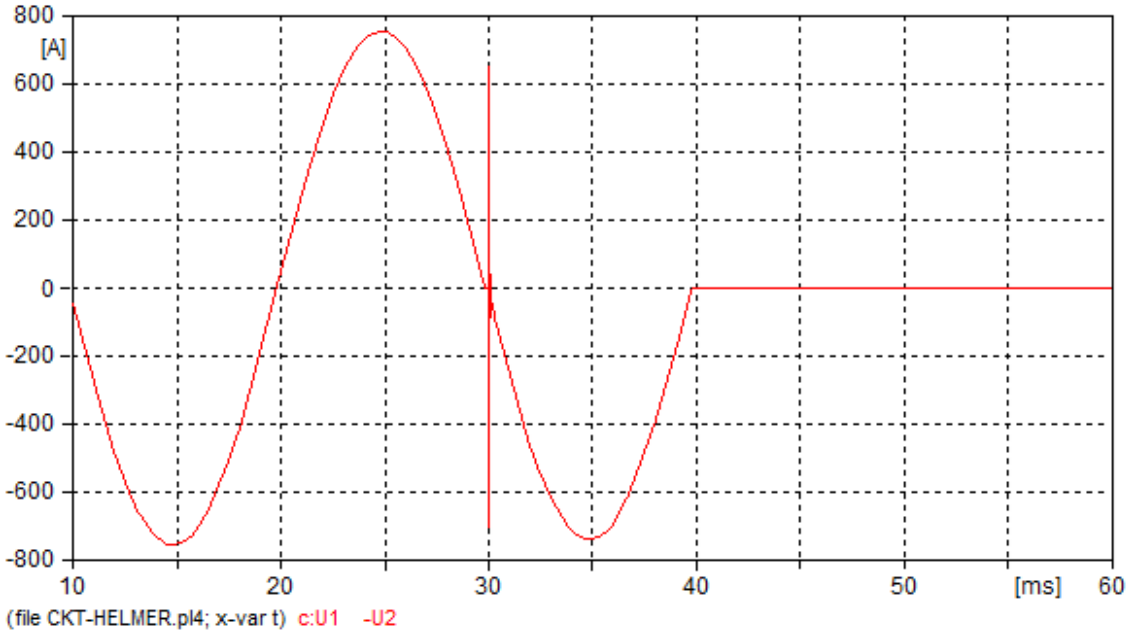
Fonte: Autor

Figura 62 - Detalhe da reignição observada na Figura 61



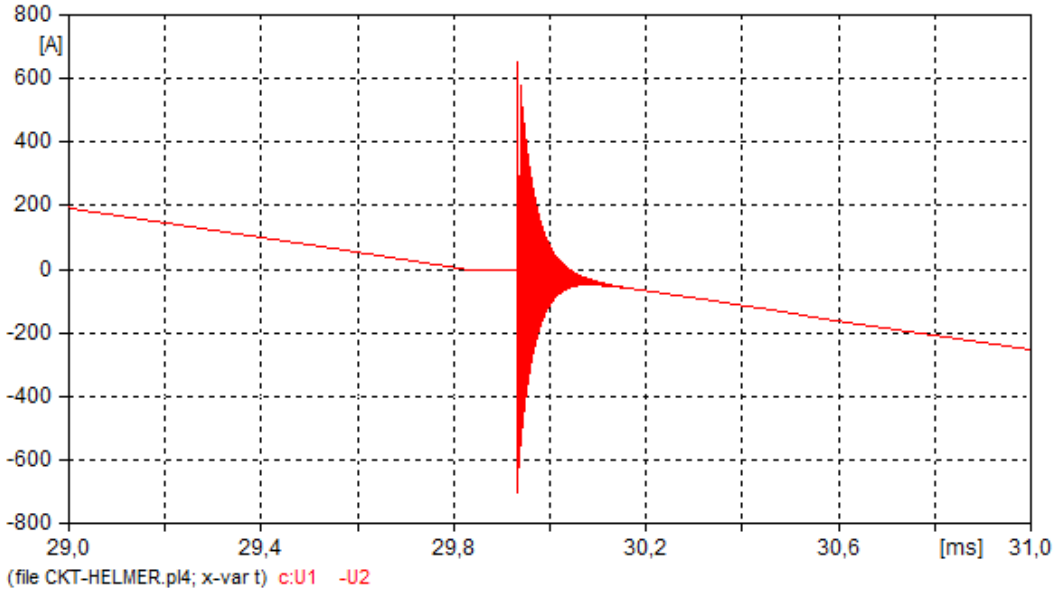
Fonte: Autor

Figura 63 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



Fonte: Autor

Figura 64 - Detalhe da corrente de alta frequência passante pelo disjuntor



Fonte: Autor

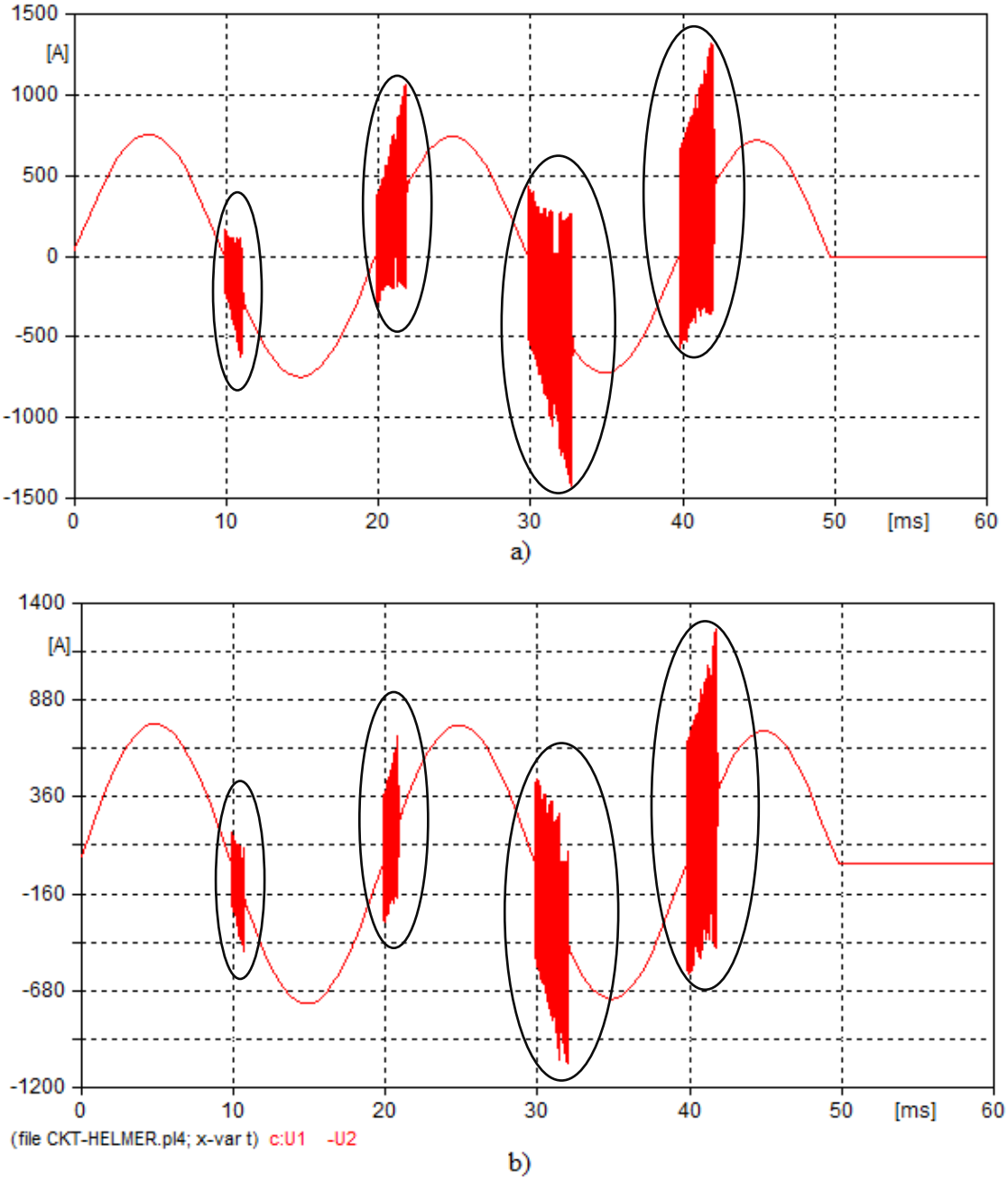
O resultado observado nas Figuras 61 a 64 foi de acordo com o esperado, conforme já foi apresentado no subcapítulo 5.2 o efeito da capacidade de interrupção de correntes de altas frequências. Quanto maior esta capacidade (ou seja, quanto maior o *D*), maior o número de reignições. Analogamente, quanto menor o valor de *D*, menor será o número de reignições; neste caso com D = 0 o número de reignições se reduziu ao mínimo possível (desconsiderando o caso de não ocorrência de reignições), ou seja, houve apenas uma reignição.

Para a análise que está sendo realizada, tem-se que para o caso de *C* e *D* iguais a zero simultaneamente, o efeito será o mesmo que para somente D = 0, devido ao exposto no subcapítulo 5.4.3.

5.5 MODIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS PARA EVIDENCIAR A INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO *C*

Para este caso, foi adotado que o instante de abertura dos contatos é igual a 100 µs, A= 1 V/µs, B = 4 kV, C = 100.000 A/µs² e D = 1000 A/µs. A comparação dos resultados de simulação envolvendo a corrente através do disjuntor para o caso com os parâmetros apresentados e para C = 0 estão apresentados na Figura 65.

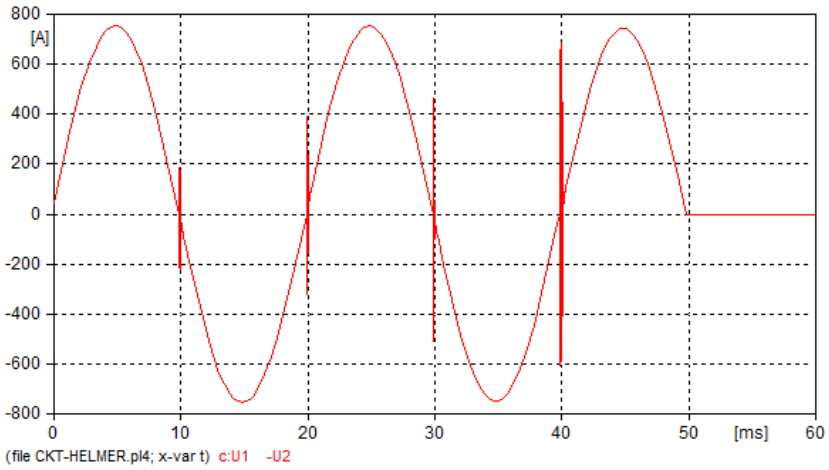
Figura 65 - Corrente através do disjuntor para a) parâmetros apresentados neste subcapítulo e b) C = 0 com esses últimos parâmetros mantidos



Fonte: Autor

Através dos resultados observados na Figura 65, fica evidente que o número de reignições diminuiu como resultado de considerar C = 0. Isto confirma a explicação exposta no subcapítulo 5.4.3, ou seja, assim como o C diminui, o número de reignições também diminui. A seguir é analisado o caso onde *C* e *D* são iguais a zero simultaneamente, sendo que os resultados de simulação estão apresentados na Figura 66.

Figura 66 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor para os parâmetros definidos neste subcapítulo, porém com C = 0 e D = 0



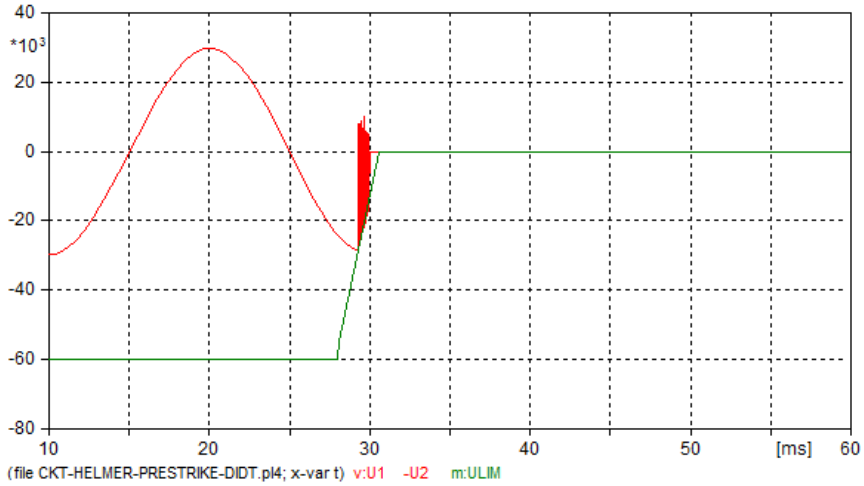
Fonte: Autor

Como já era esperado, com os parâmetros C = 0 e D = 0, as ocorrências das reignições são reduzidas.

5.6 EFEITOS DO *PRESTRIKE*

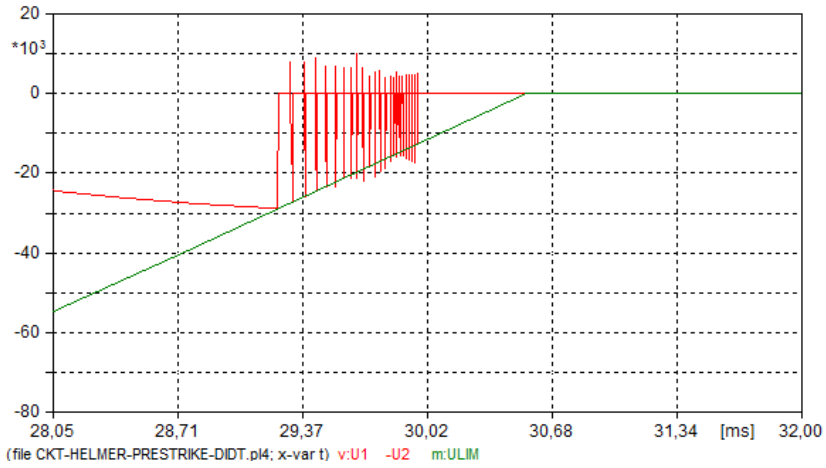
Finalmente são considerados os efeitos do *prestrike*, que se trata das múltiplas pré-ignições decorrentes da manobra de fechamento do disjuntor. Os parâmetros adotados no modelo foram: tempo de fechamento dos contatos igual a 28 ms, A = 22 V/µs, B = 4 kV, V_M = 60 kV, C = 1000 A/s, D = 1000 A/s e E = 120 A/µs. Os resultados de simulação para a TRT e a corrente através dos terminais do disjuntor estão apresentados nas Figuras 67 a 70.

Figura 67 - TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



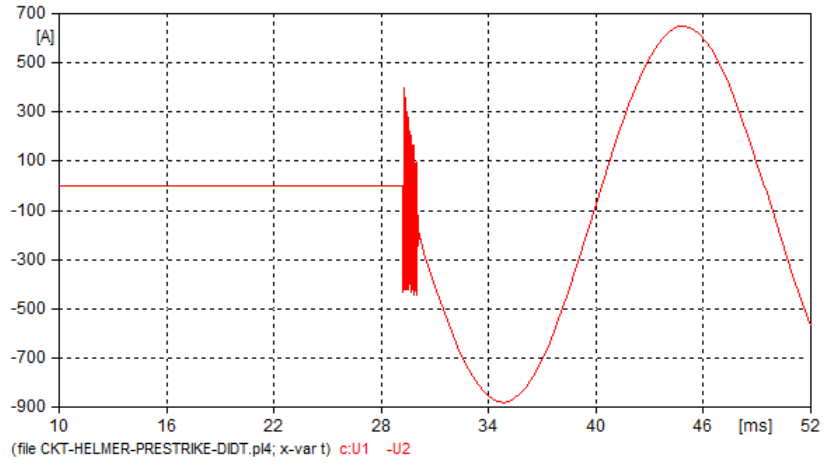
Fonte: Autor

Figura 68 - Detalhe das pré-ignições observadas na Figura 67



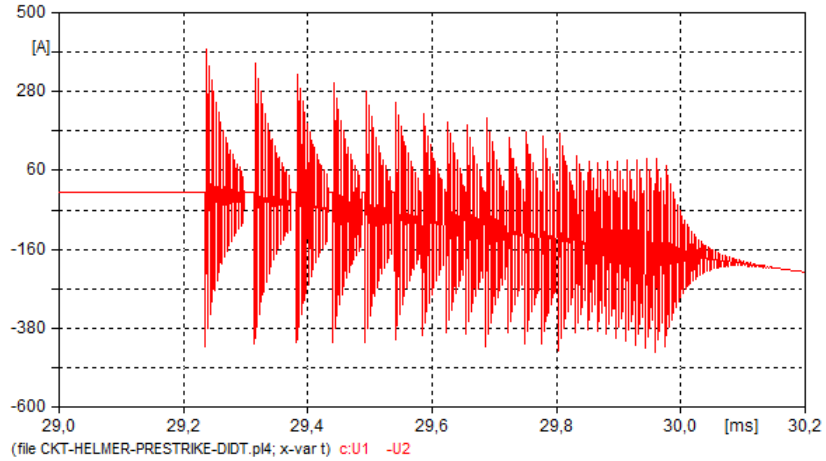
Fonte: Autor

Figura 69 - Forma de onda da corrente passante através do disjuntor



Fonte: Autor

Figura 70 - Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor



Fonte: Autor

Por fim, pode-se concluir que a validação do modelo de disjuntor desenvolvido e sua implementação no ATPDraw foi bem-sucedida, visto que os resultados obtidos seguiram os comportamentos observados nas literaturas de referência, como Popov (2002), Rao e Gajjar (2006), Sisi Li et al. (2021), entre outros.

6 EXEMPLOS PRÁTICOS DE APLICAÇÃO DO MODELO DESENVOLVIDO

Para a verificação e simulação do comportamento do modelo de disjuntor a vácuo em um sistema elétrico, foram modelados circuitos que representam situações práticas em instalações elétricas industriais, que se tratam das manobras envolvendo a energização e desligamento de transformadores a seco e o desligamento de motores de indução trifásicos. Desta forma, nos próximos subcapítulos serão apresentados os modelos utilizados para os componentes elétricos do circuito.

6.1 MODELOS DOS COMPONENTES ELÉTRICOS DO SISTEMA

6.1.1 Modelo dos cabos elétricos

Os cabos foram modelados com o componente LINEZT_3 do ATPDraw, que faz sua representação através de parâmetros distribuídos. Os principais dados necessários para a utilização deste modelo estão descritos a seguir:

R'+: Resistência de sequência positiva por unidade de comprimento [Ω/m];

R'0: Resistência de sequência zero por unidade de comprimento [Ω/m];

L'+: Indutância de sequência positiva por unidade de comprimento [Ω/m];

L'0: Indutância de sequência zero por unidade de comprimento [Ω/m];

C'+: Capacitância de sequência positiva por unidade de comprimento [μF/m];

C'0: Capacitância de sequência zero por unidade de comprimento [μF/m];

L: Comprimento do cabo.

Os dados utilizados para os cabos elétricos presentes no estudo foram obtidos com base no catálogo do fabricante INDUSCABOS (2018) e estão apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros elétricos dos cabos utilizados na modelagem do sistema

TAG	Tensão de isolação (kV)	Seção (mm²)	NCF	L (m)	R (Ω/km)	XL (Ω/km)	C (μF/km)
CB-TR6	20/35	240	1	50	0,100587	0,12790	0,3276
CB-MIT	3,6/6	240	1	200	0,100587	0,10970	0,7335

Fonte: Autor

Os cabos em 34,5 kV são do modelo EPRONAX SLIM 105 20/35 kV de cobre, com disposição em trifólio. Os cabos em 4,16 kV são do mesmo modelo, porém com tensão de isolação igual a 3,6/6 kV. Na Tabela 6, o comprimento *L* indicado para o cabo CB-TR6 se trata do comprimento inicial adotado, que será variado nos casos simulados. As resistências por

comprimento do cabo *R* foram considerados para a temperatura de operação igual a 105 °C, conforme catálogo do fabricante.

Para a utilização dos parâmetros elétricos no componente LINEZT_3 do ATPDraw, foi considerado que as resistências, reatâncias indutivas e capacitâncias de sequência zero possuem os mesmos valores das resistências, reatâncias indutivas e capacitâncias de sequência positiva, respectivamente.

6.1.2 Modelo dos transformadores

Os transformadores foram modelados por meio do componente BCTRAN do ATPDraw, sendo que os principais dados necessários para a utilização do mesmo são, além de suas características básicas nominais, os resultados dos ensaios a vazio e de curto-circuito dos transformadores; de forma complementar é necessária a inserção de capacitores entre fases e entre fase-terra a fim de simular o comportamento do transformador para altas frequências.

Para o estudo foram considerados dois transformadores, sendo um de 6/3-3 MVA e 34,5/0,69-0,69 kV para a análise das manobras envolvendo o transformador e o outro de 12 MVA e 34,5/4,16 kV utilizado nas análises envolvendo as manobras com motores de indução trifásicos.

Os dados utilizados nesse estudo foram retirados de relatórios de ensaio de rotina do fabricante e são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 - Dados dos transformadores

(continua)

Dados	Valores		Unidade
TAG	TR-6	TR-12	-
Potência nominal	6/3-3	12	MVA
Tensão nominal primária	34,5	34,5	kV
Tensão nominal secundária	0,69	4,16	kV
Tensão nominal terciária	0,69	-	kV
Frequência	60	60	Hz

Tabela 7 - Dados dos transformadores

(conclusão)

Dados	Valores		Unidade
Impedância percentual	7,7	10	%
Corrente a vazio	0,74	0,42	%
Perdas em vazio	19	26	kW
Perdas em carga	52	47	kW
Tipo de conexão do primário	Delta	Delta	-
Tipo de conexão do secundário	Estrela aterrada por resistor	Estrela aterrada por resistor	-
Tipo de conexão do terciário	Estrela aterrada por resistor	-	-
Resistor do centro estrela	135	6	Ω

Fonte: Autor

As capacitâncias parasitas adotadas na modelagem dos transformadores do sistema elétrico em análise são apresentadas na Tabela 8.

Tabela 8 - Capacitâncias parasitas dos transformadores adotadas para as simulações

Descrição	TR-6	TR-12	Unidade
Capacitância - Primário para terra	0,000200	0,000200	µF
Capacitância - Secundário para terra	0,000250	0,000200	µF
Capacitância - Terciário para terra	0,000250	-	µF
Capacitância - Primário para secundário	0,000150	0,000350	µF
Capacitância - Primário para terciário	0,000150	-	-
Capacitância - Secundário para terciário	0,000150	-	-

Fonte: Autor

A validação dos modelos dos transformadores através dos ensaios a vazio e curto-circuito se encontram no APÊNDICE A.

6.1.3 Modelo dos motores de indução trifásicos

Para a modelagem dos motores de indução trifásicos foram utilizados dois métodos, sendo um através do circuito equivalente do MIT. Para o outro modelo foi utilizado o componente UM3 *induction*, que para sua utilização necessita de alguns elementos adicionais no circuito para a representação do coeficiente de atrito do eixo do motor, do momento de inércia do motor e a carga acionada, torque da carga, dentre outros.

Os dados dos motores utilizados nesse estudo foram retirados de folha de dados do fabricante WEG (2022) e são apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 - Dados dos motores de indução trifásicos

Dados	Valores		Unidade
TAG	M-200	M-1700	-
Potência nominal	200	1700	cv
Corrente nominal (I_N)	29,8	209	A
Tensão nominal	4,16	4160	kV
Frequência nominal	60	60	Hz
Fator de potência nominal	0,75	0,86	pu
Rendimento nominal	93	96,5	%
Rotação nominal	889	1791	rpm
Número de polos	8	4	-
Escorregamento	1,22	0,50	%
Corrente de partida (I_P)	188	1340	A
I_P/I_N	6,3	6,4	pu
Conjugado nominal	1612	6669	Nm
Conjugado de partida	1,3	0,8	pu
Conjugado máximo	2,5	2,5	pu
Momento de inércia	8,39	34,15	kgm^2

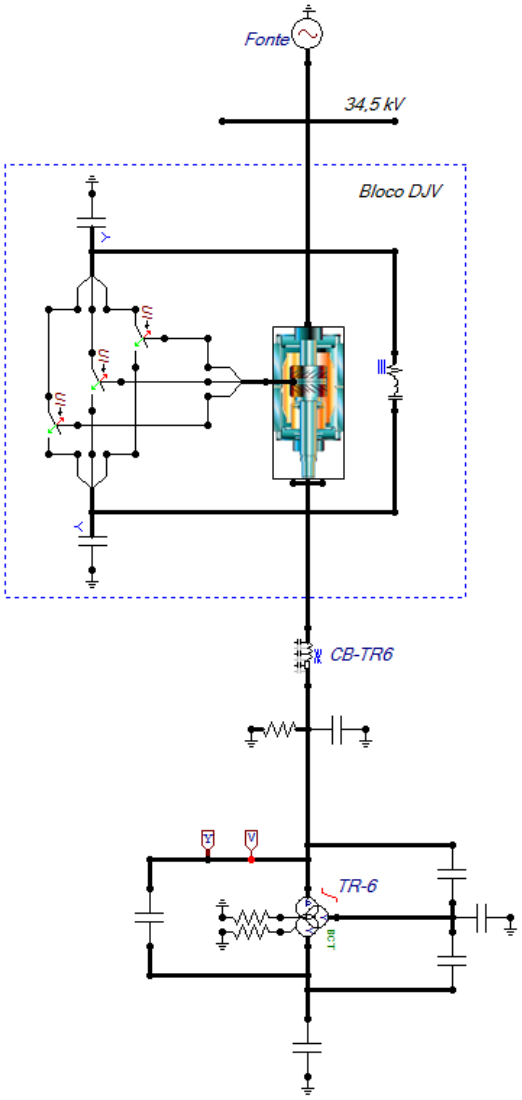
Fonte: Autor

O detalhamento da modelagem dos motores assim como a validação do modelo se encontra no APÊNDICE B.

6.2 PARÂMETROS DOS CIRCUITOS SIMULADOS

Para as simulações de manobras do disjuntor a vácuo envolvendo a energização e desligamento do transformador TR-6 foi utilizado o circuito base apresentado na Figura 71.

Figura 71 - Circuito base utilizado para as manobras envolvendo o TR-6



Fonte: Autor

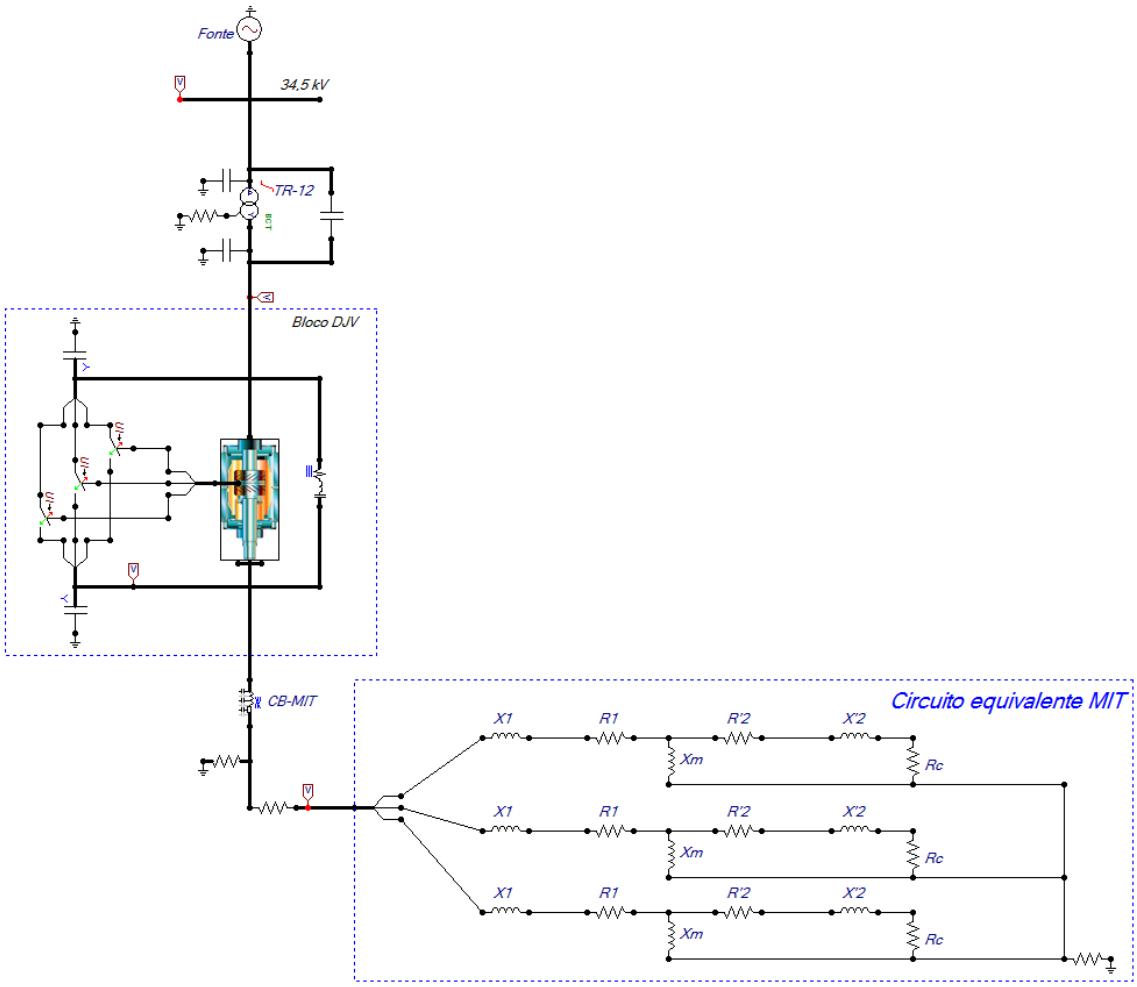
A tensão eficaz utilizada para a fonte de alimentação foi de 34,5 kV fase-fase para uma frequência de 60 Hz, enquanto que o cabo utilizado foi de 240 mm², com comprimento inicial de 50 m (conforme apresentado na Tabela 6). As capacitâncias observadas ao redor do transformador se tratam daquelas já mencionadas, as capacitâncias parasitas, que servem para representar o comportamento do transformador para altas frequências, e tem seus valores descritos na Tabela 8.

Com relação ao modelo do disjuntor a vácuo, as capacitâncias ligadas a terra em cada um de seus polos também se tratam de capacitâncias parasitas e, neste caso, possuem o valor típico de 10 pF. Nas manobras de abertura do disjuntor a vácuo, os parâmetros relacionados ao modelo do mesmo foram ajustados conforme segue: tempo de abertura igual a 10 ms, *A* igual a 3,5 kV/ms, *B* igual a 200 V, *C* igual a 5.10^5 A/s², *D* igual a 1.10^6 A/s e a corrente de *chopping* igual a 0,5 A. Para as manobras de fechamento, os parâmetros descritos na abertura foram mantidos, e em adição têm-se: tempo de fechamento igual a 10 ms, V_M igual a 60 kV e *E* igual a 2.10^7 A/s, sendo essas duas últimas as variáveis descritas nas equações (22) e (23).

Para as simulações de manobras de desligamentos dos motores de indução trifásicos foram utilizadas duas abordagens. Na primeira abordagem foi utilizado o circuito equivalente do MIT para as simulações, fazendo as modificações necessárias para a representação do desligamento de cada regime de operação, sendo eles: desligamento no meio da partida, desligamento em regime permanente com plena carga e desligamento em regime permanente com o rotor livre (a vazio). A representação através do circuito equivalente foi utilizada tanto no motor de 200 cv quanto no de 1700 cv. A outra abordagem para a simulação do motor foi realizada utilizando-se o componente UM3 *induction* do ATPDraw, sendo que para fins comparativos adotou-se o motor com potência nominal de 200 cv.

O circuito base utilizado para a modelagem do equivalente do MIT é apresentado na Figura 72.

Figura 72 - Circuito base utilizado para a modelagem do equivalente do MIT



Fonte: Autor

A tensão eficaz utilizada para a fonte de alimentação foi de 34,5 kV fase-fase para uma frequência de 60 Hz, enquanto que o cabo utilizado foi de 240 mm², com comprimento de 200 m (conforme apresentado na Tabela 6). As capacitâncias observadas ao redor do transformador TR-12 são as parasitas e tem seus valores descritos na Tabela 8.

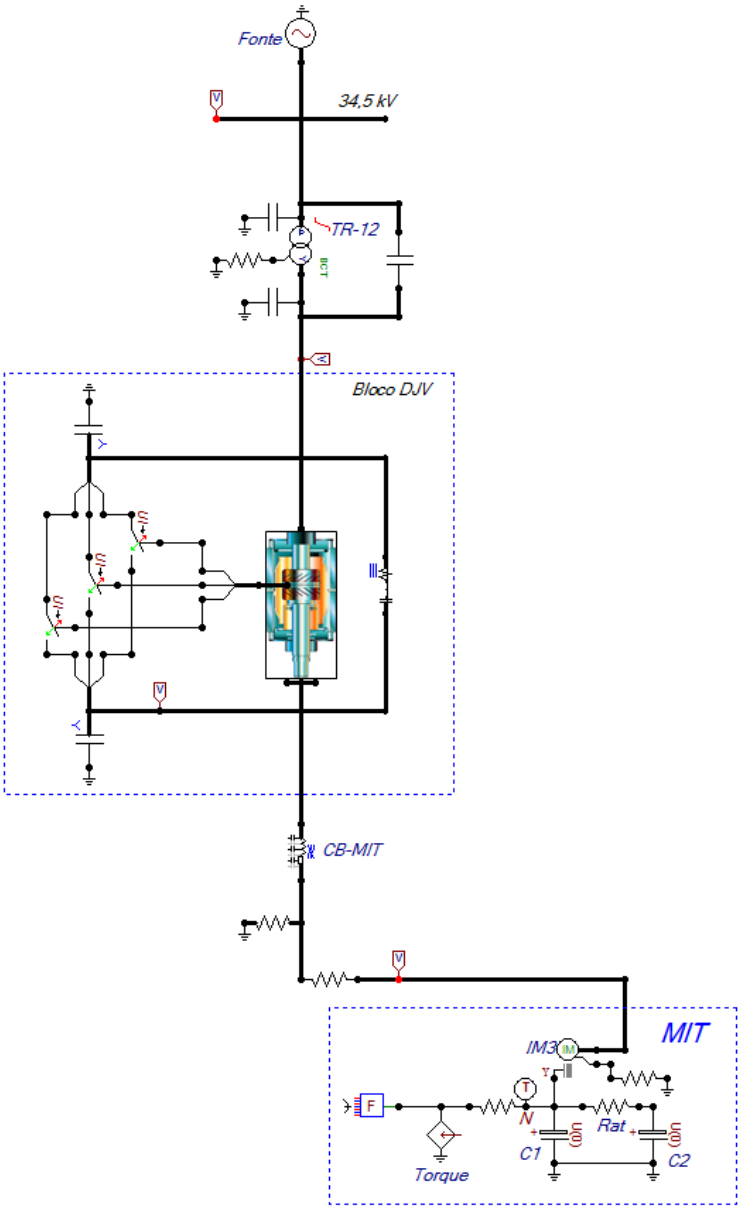
Com relação ao modelo do disjuntor a vácuo, as capacitâncias parasitas ligadas a terra possuem os mesmos valores que no caso das manobras com o TR-6, de 10 nF. Os parâmetros utilizados na abertura do disjuntor foram ajustados conforme segue: tempo de abertura igual a 30 ms, *A* igual a 100 V/ms, *B* igual a 200 V, *C* igual a 2.10^9 A/s², *D* igual a 1.10^{10} A/s e o nível de *chopping* igual a 3 A.

No que diz respeito ao circuito equivalente do MIT, a modificação necessária para a representação das condições previstas (partida, plena carga e a vazio) se deu pela variação da

resistência de carga *Rc*. Os respectivos valores utilizados para o circuito equivalente estão apresentados na Tabela 18 do Apêndice B.

No caso da utilização do componente UM3 *induction* para a representação do motor, foi utilizado o circuito base apresentado na Figura 73.

Figura 73 - Circuito base utilizado para simulação da manobra do MIT com a UM3 *induction*



Fonte: Autor

Todos os parâmetros utilizados são os mesmos para o circuito utilizando os dados equivalentes do motor, com a única diferença no tempo de abertura do disjuntor, visto que este precisa se adequar à condição analisada. O motor M-200 atinge o regime permanente com rotação nominal em cerca de 1 s, desta forma os tempos de abertura ajustados no modelo do

disjuntor foram: 0,5 s para abertura durante a partida e 1,03 s para aberturas em regime com plena carga e com rotor livre.

6.3 CASOS ANALISADOS

Os casos analisados neste trabalho envolvem tanto as manobras de energização e desligamento do transformador de 6/3-3 MVA em 34,5/0,69-0,69 kV quanto as manobras de desligamento dos motores de indução trifásicos em 4,16 kV. Nas manobras envolvendo o transformador foram feitas alterações no comprimento do cabo, a fim de evidenciar a influência do mesmo perante as sobretensões transitórias.

Para as manobras envolvendo o desligamento dos motores de indução trifásicos M-200 e M-1700 foram consideradas as seguintes condições de operação:

- Desligamento durante condições de partida, que geralmente ocorre devido a um falso *trip* (atuação) da proteção (XUE; POPOV, 2013);
- Desligamento durante condições nominais e plena carga, que pode ocorrer como um processo normal de interrupção;
- Desligamento em regime com rotor livre (a vazio).

Nessas manobras de desligamento dos MITs foram utilizados os modelos através do circuito equivalente e através da UM3 *induction* (para o M-200 apenas), conforme mencionado anteriormente.

Desta forma, a descrição dos casos de simulação analisados é apresentada a seguir:

Caso 1.1.1 - Desligamento do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 50 m;

Caso 1.1.2 - Desligamento do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 10 m;

Caso 1.1.3 - Desligamento do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 500 m;

Caso 1.1.4 - Desligamento do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 1000 m;

Caso 1.2.1 - Energização do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 50 m;

Caso 1.2.2 - Energização do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 10 m;

Caso 1.2.3 - Energização do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 500 m;

Caso 1.2.4 - Energização do transformador TR-6 com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 1000 m;

Caso 2.1.1 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em condições nominais e à plena carga (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.1.2 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em condições de partida (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.1.3 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em regime e à vazio (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.2.1 - Desligamento do motor M-1700 com o mesmo em condições nominais e à plena carga (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.2.2 - Desligamento do motor M-1700 com o mesmo em condições de partida (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.2.3 - Desligamento do motor M-1700 com o mesmo em regime e à vazio (modelo com circuito equivalente);

Caso 2.3.1 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em condições nominais e à plena carga (modelo UM3 *induction*);

Caso 2.3.2 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em condições de partida (modelo UM3 *induction*);

Caso 2.3.3 - Desligamento do motor M-200 com o mesmo em regime e à vazio (modelo UM3 *induction*);

6.4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

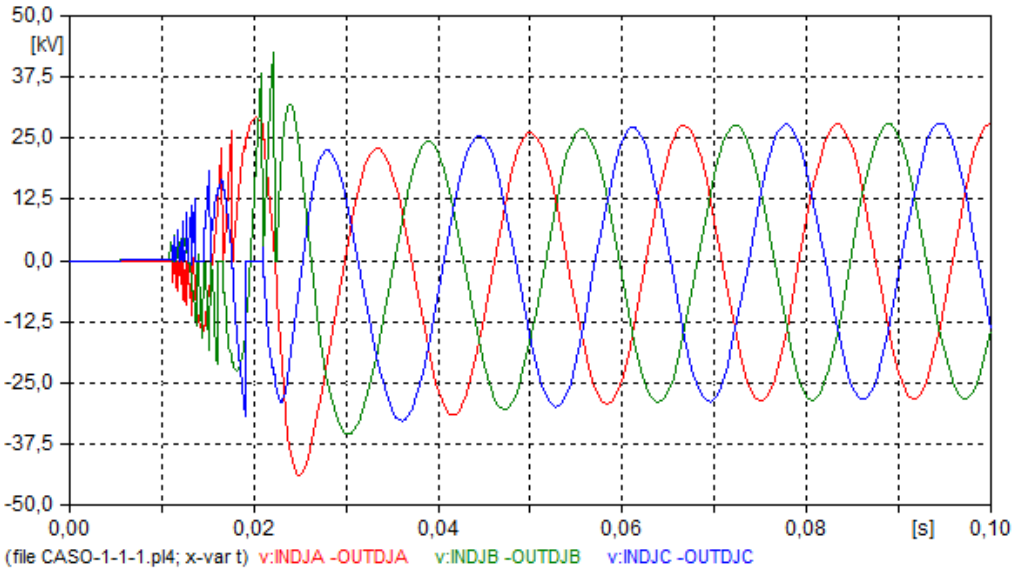
Neste subcapítulo os resultados obtidos através das simulações dos casos analisados serão expostos e discutidos.

6.4.1 Resultados das simulações das manobras envolvendo o TR-6

As principais grandezas analisadas durante a manobra de desligamento do TR-6 foram: Tensões entre os terminais do disjuntor, correntes elétricas passantes pelos terminais do disjuntor e tensões fase-terra e fase-fase nos terminais em 34,5 kV do transformador. Os resultados das simulações serão apresentados a seguir.

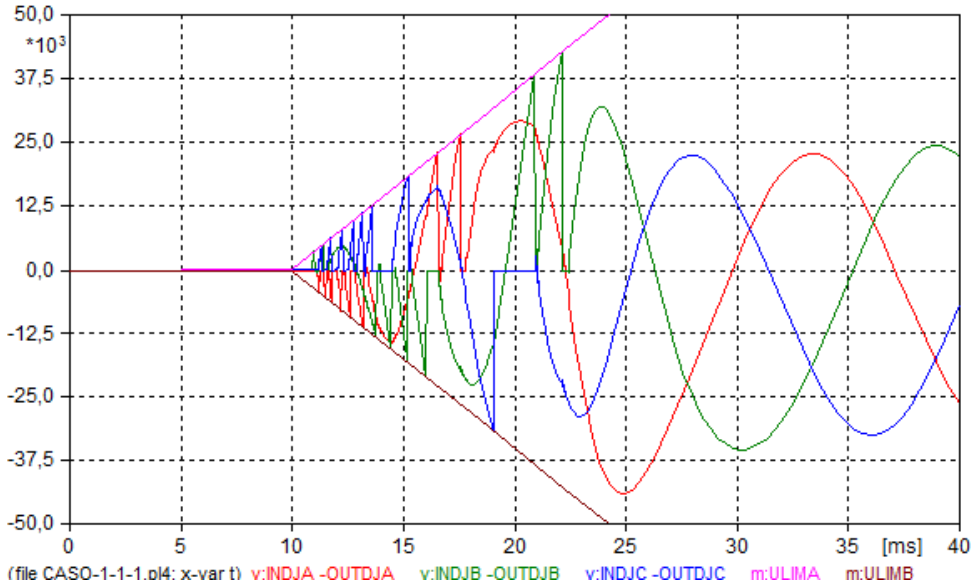
a) Resultados de simulação do Caso 1.1.1

Figura 74 - Tensões entre os terminais do disjuntor



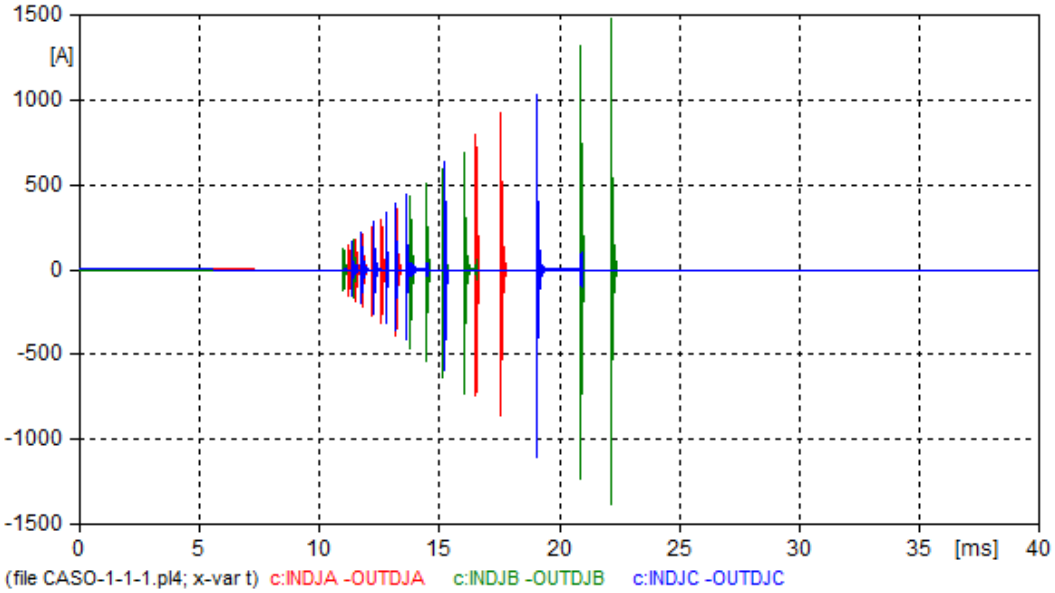
Fonte: Autor

Figura 75 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



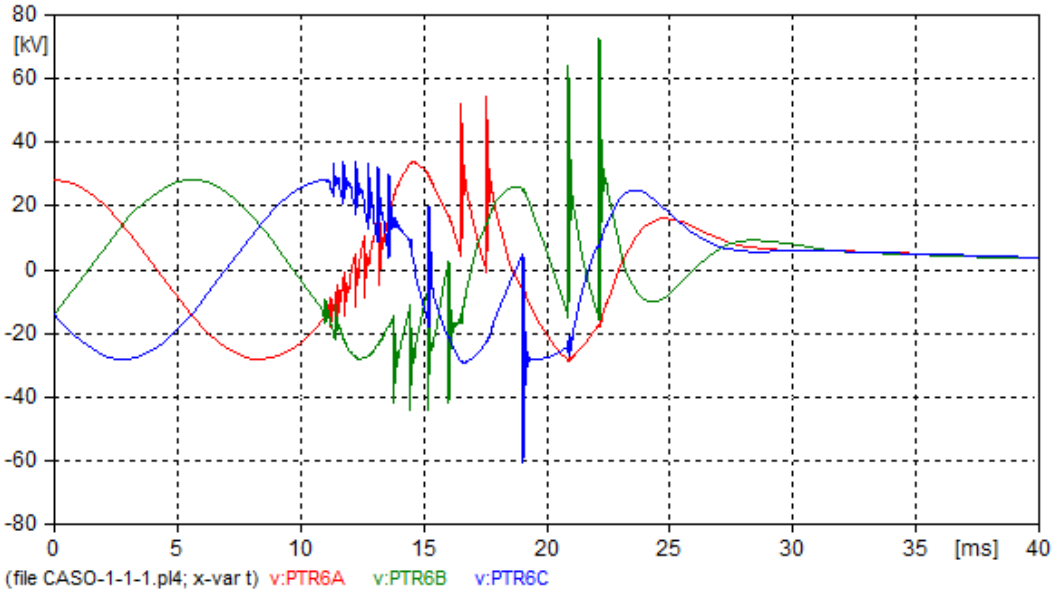
Fonte: Autor

Figura 76 - Corrente através dos terminais do disjuntor



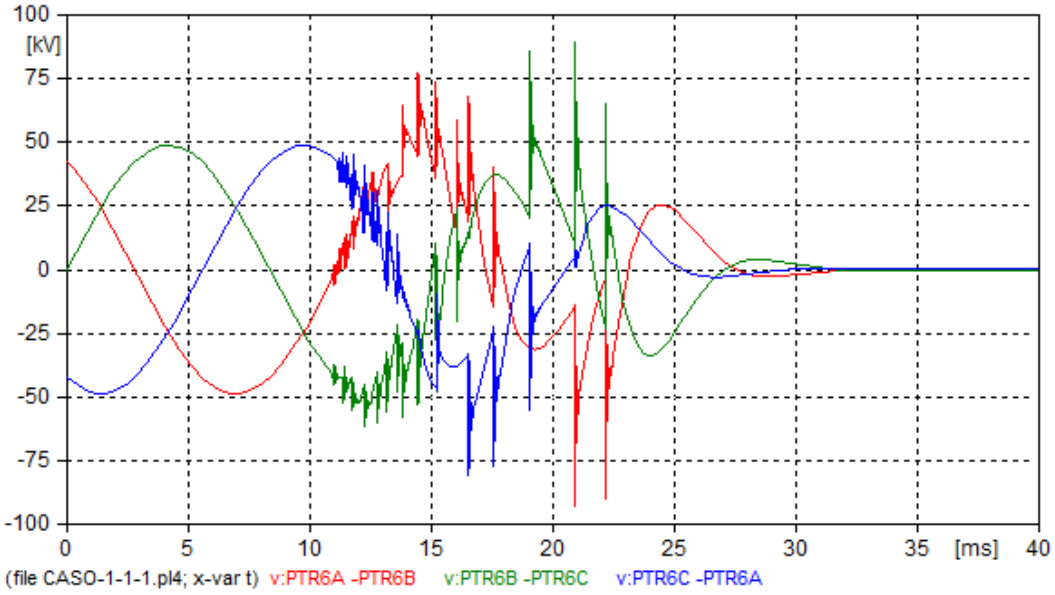
Fonte: Autor

Figura 77 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

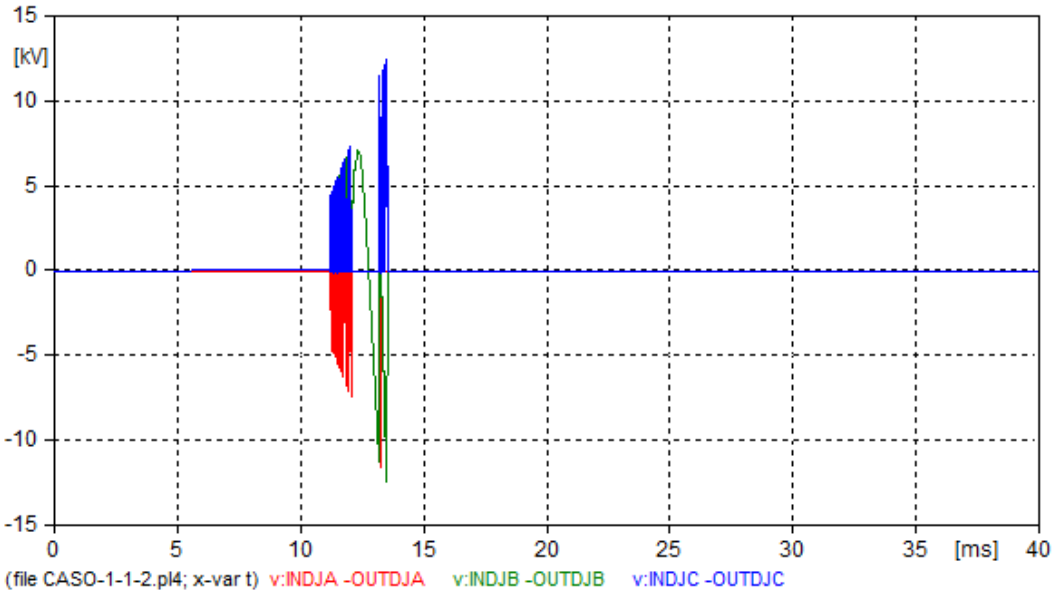
Figura 78 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

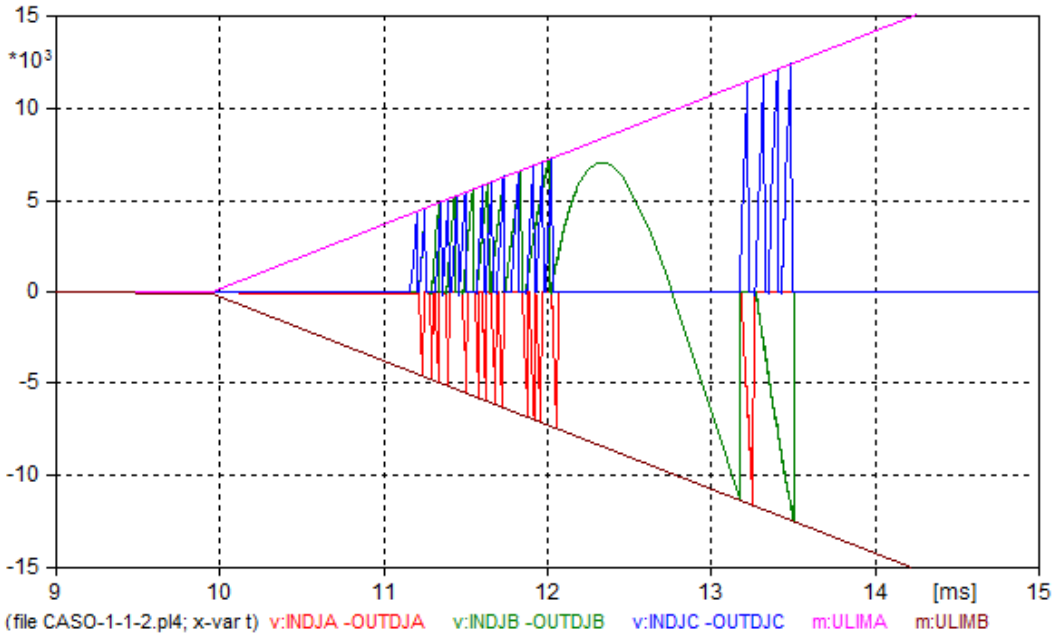
b) Resultados de simulação do Caso 1.1.2

Figura 79 - Tensões entre os terminais do disjuntor



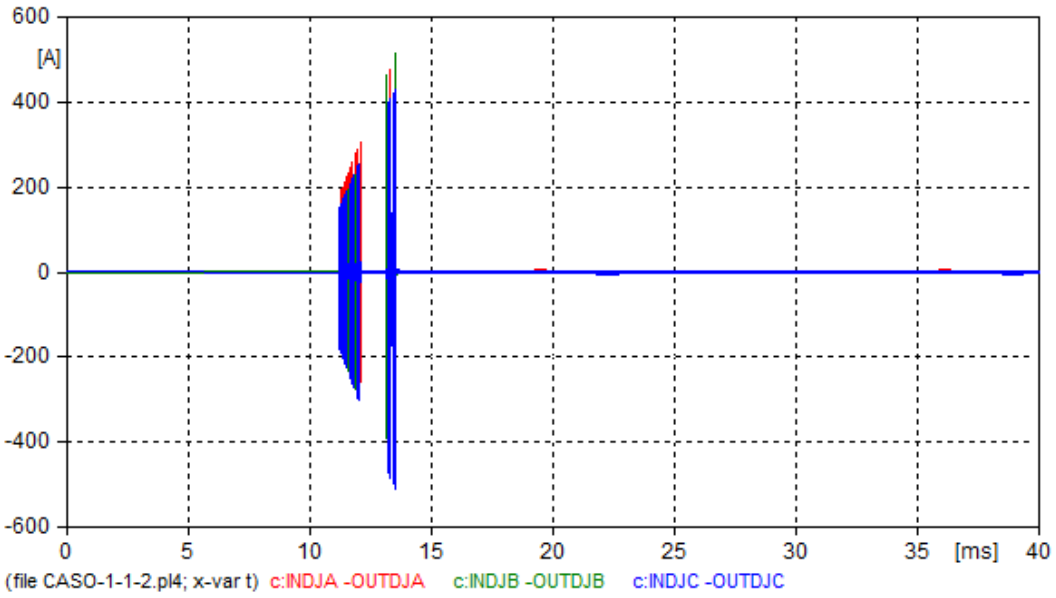
Fonte: Autor

Figura 80 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



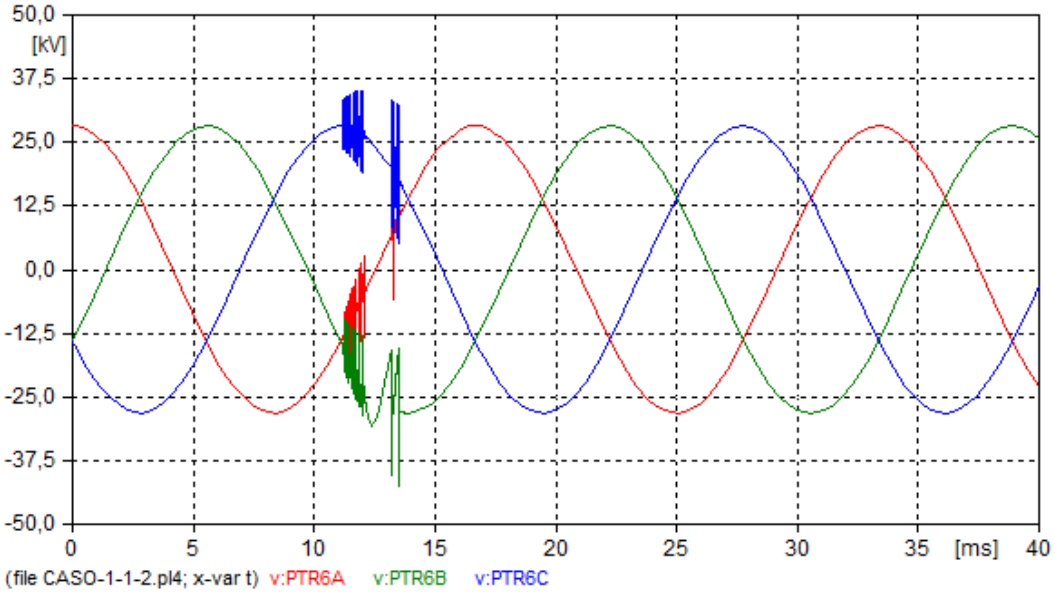
Fonte: Autor

Figura 81 - Corrente através dos terminais do disjuntor



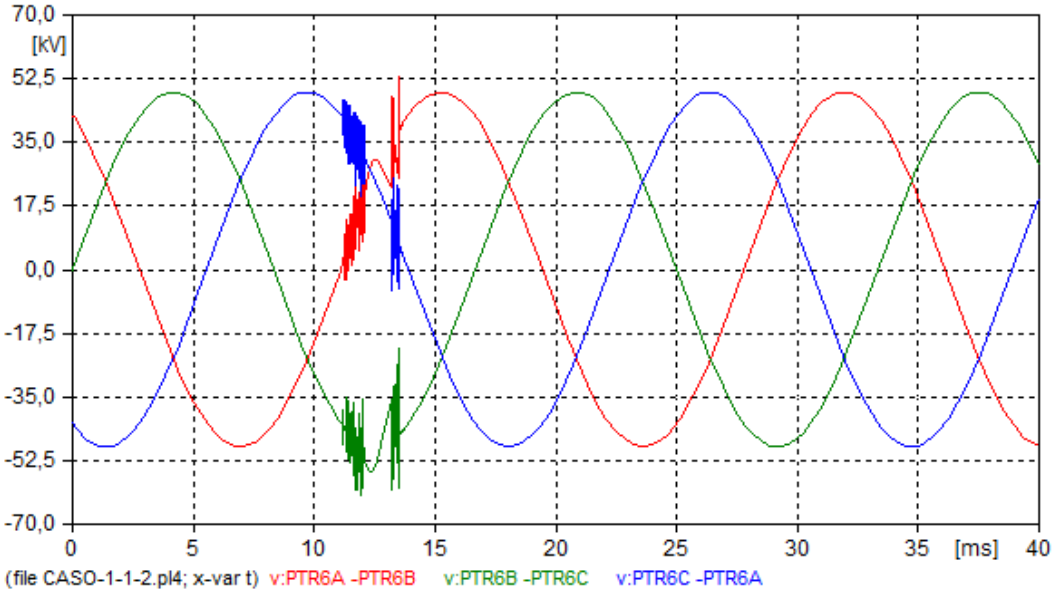
Fonte: Autor

Figura 82 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

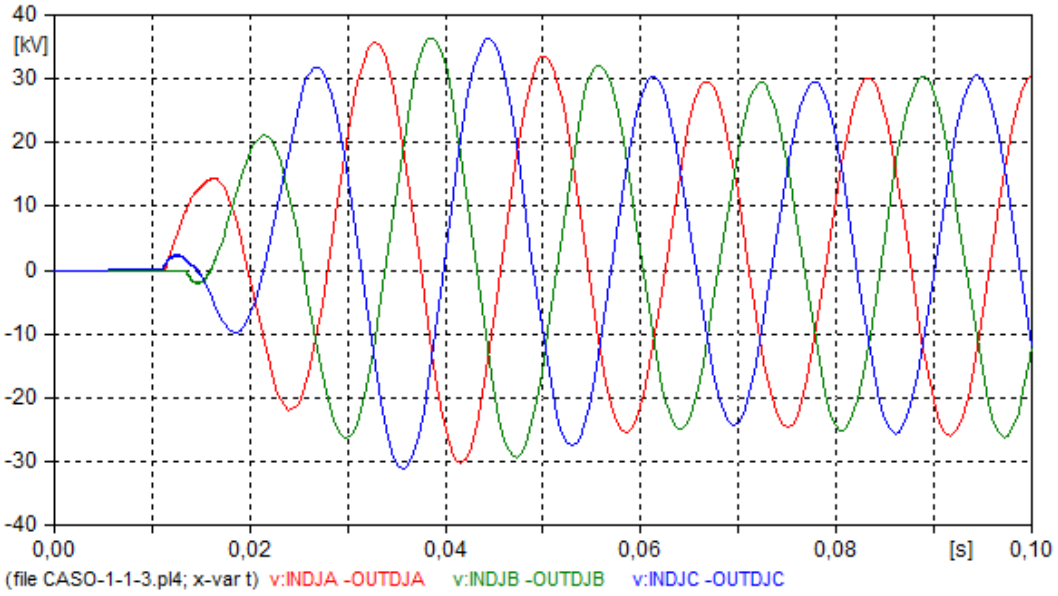
Figura 83 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

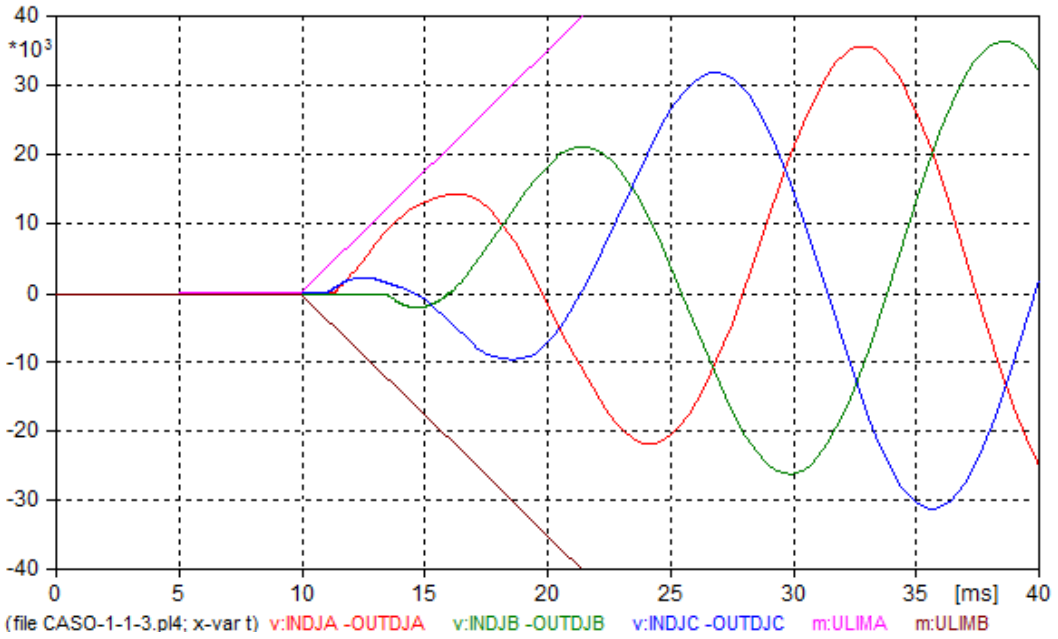
C) Resultados de simulação do Caso 1.1.3

Figura 84 - Tensões entre os terminais do disjuntor



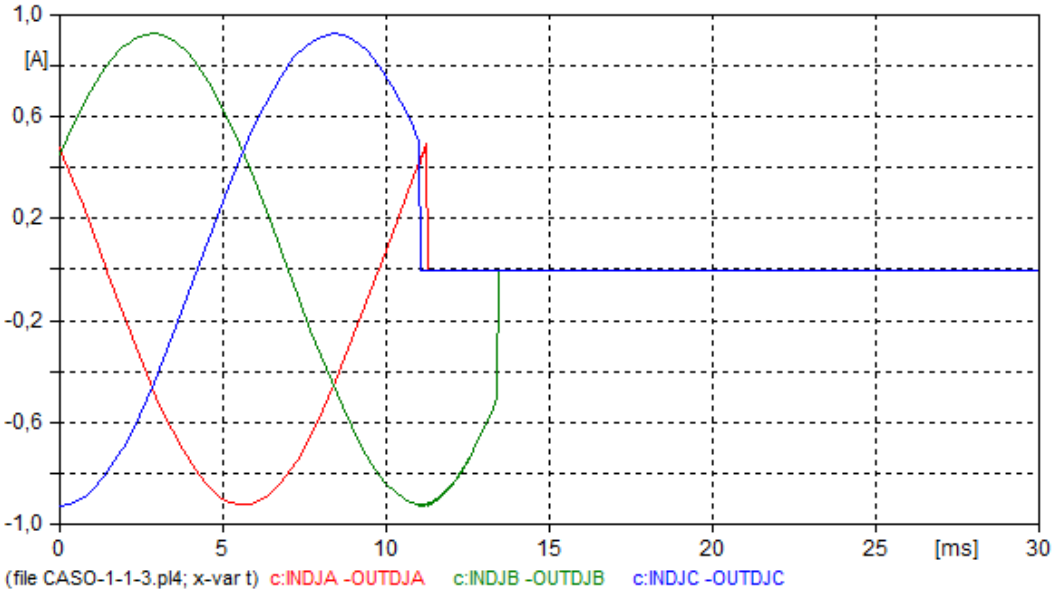
Fonte: Autor

Figura 85 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



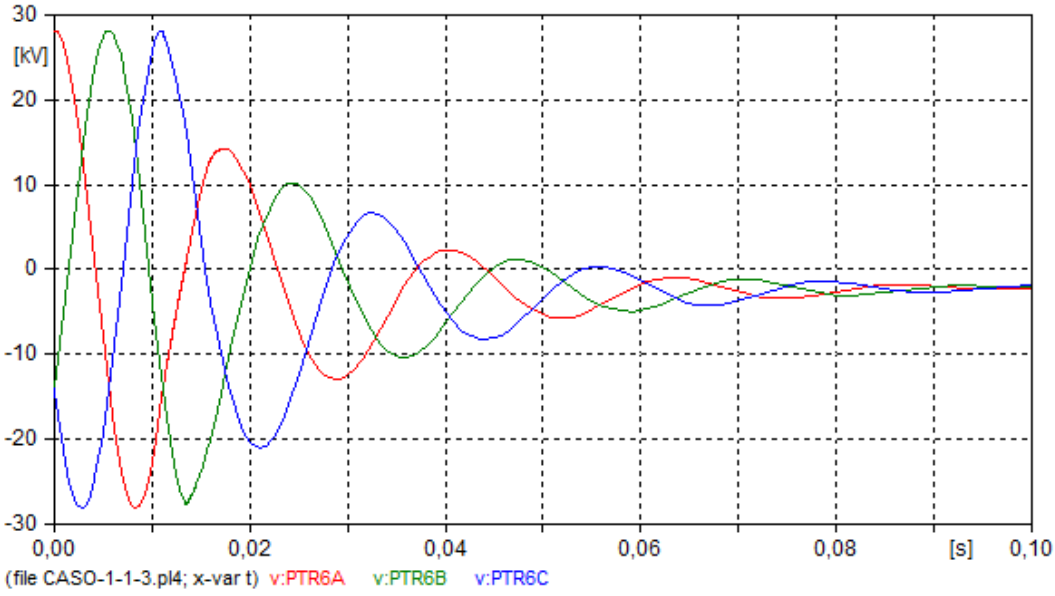
Fonte: Autor

Figura 86 - Corrente através dos terminais do disjuntor



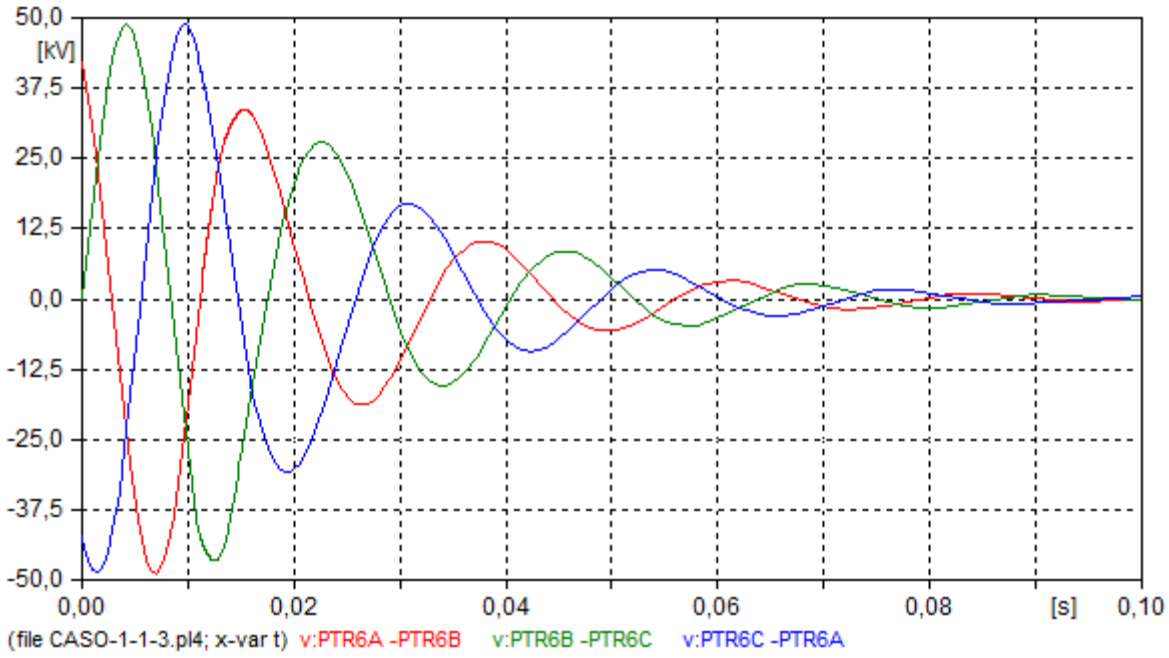
Fonte: Autor

Figura 87 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

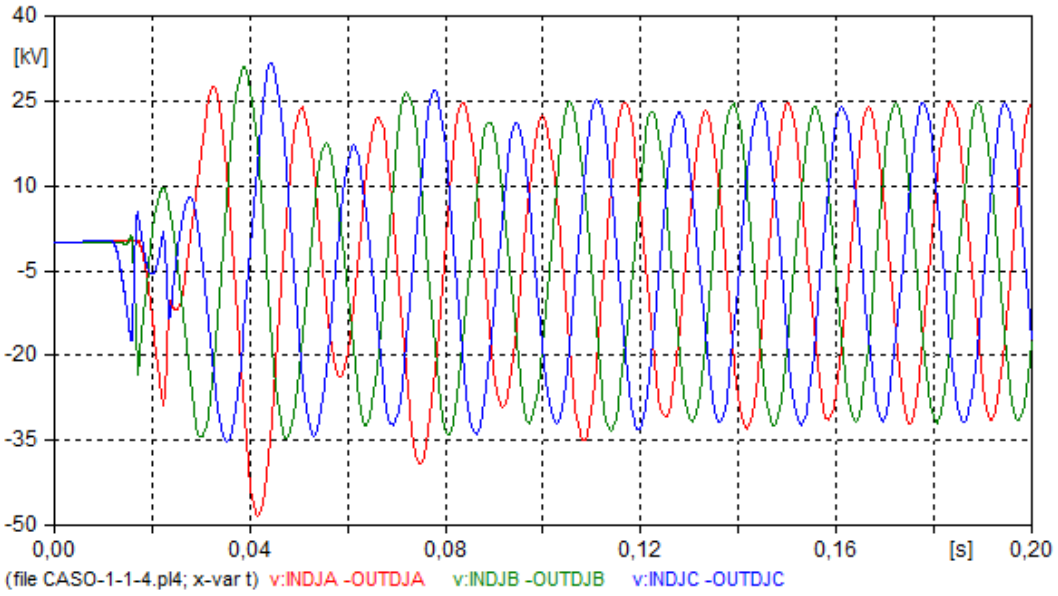
Figura 88 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

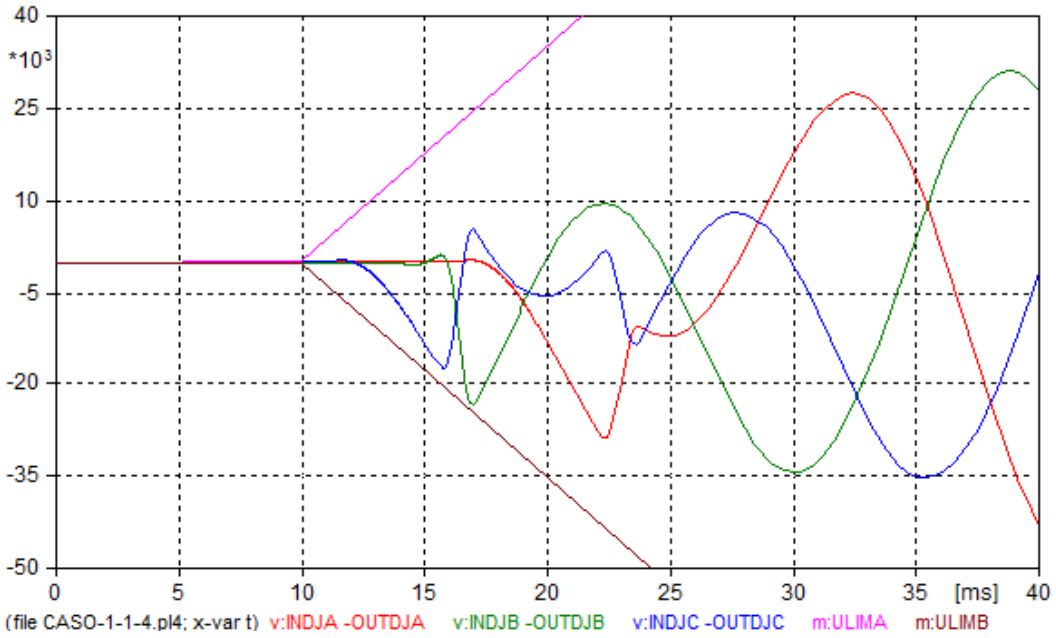
d) Resultados de simulação do Caso 1.1.4

Figura 89 - Tensões entre os terminais do disjuntor



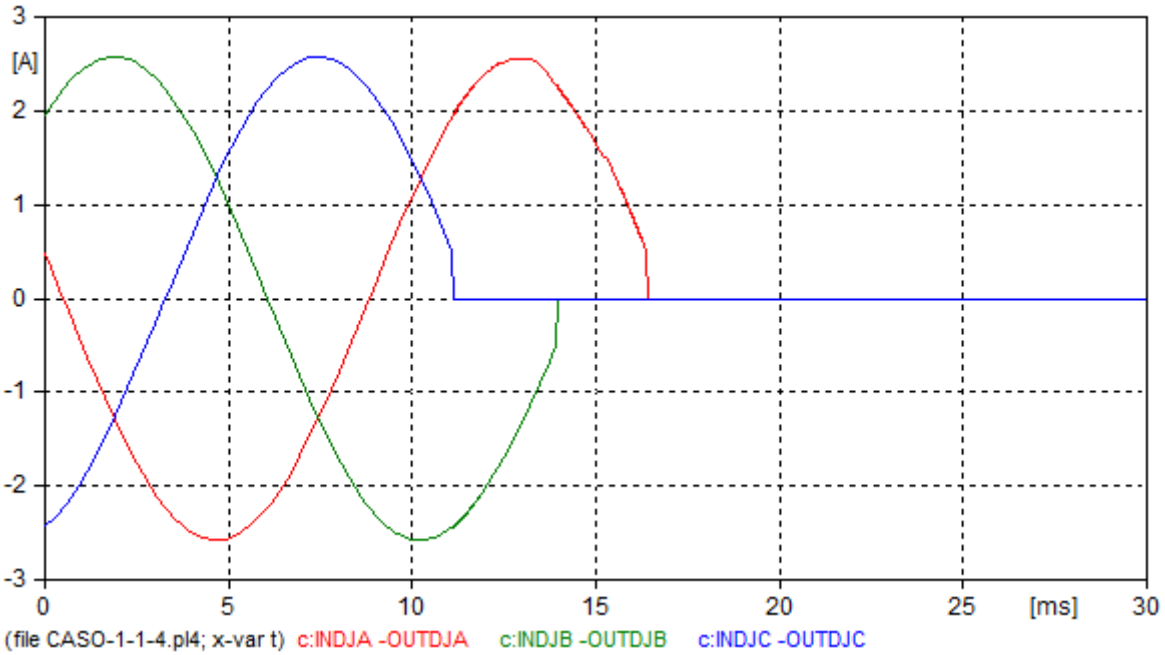
Fonte: Autor

Figura 90 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



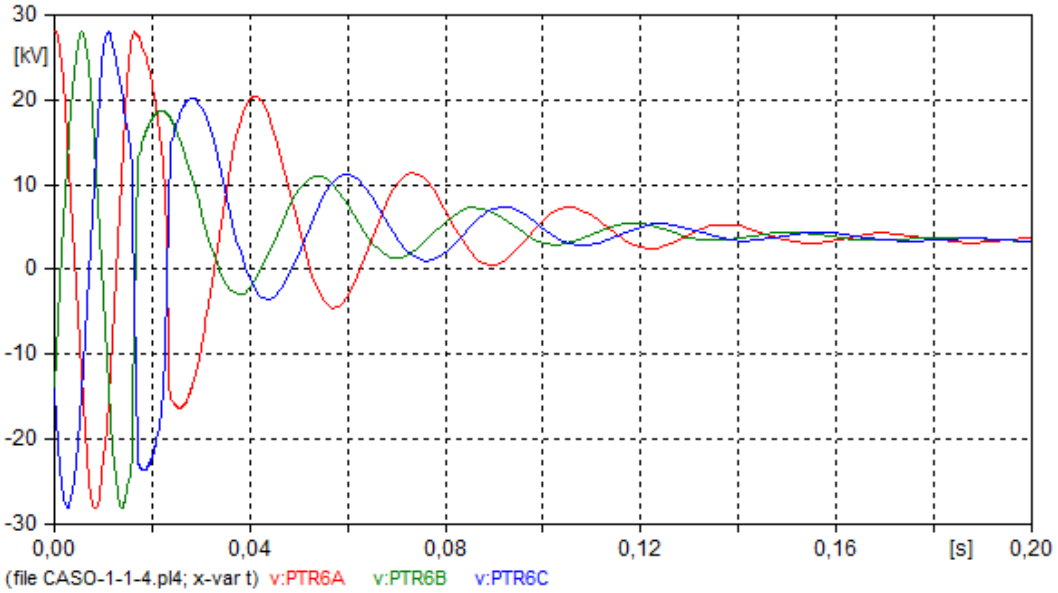
Fonte: Autor

Figura 91 - Corrente através dos terminais do disjuntor



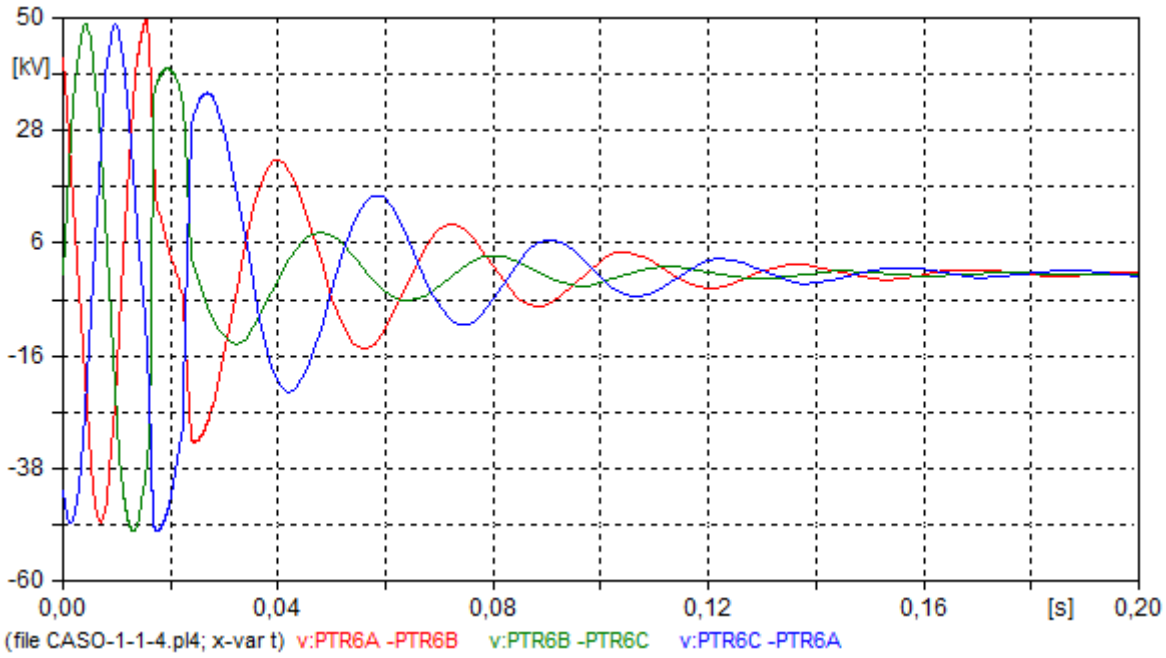
Fonte: Autor

Figura 92 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

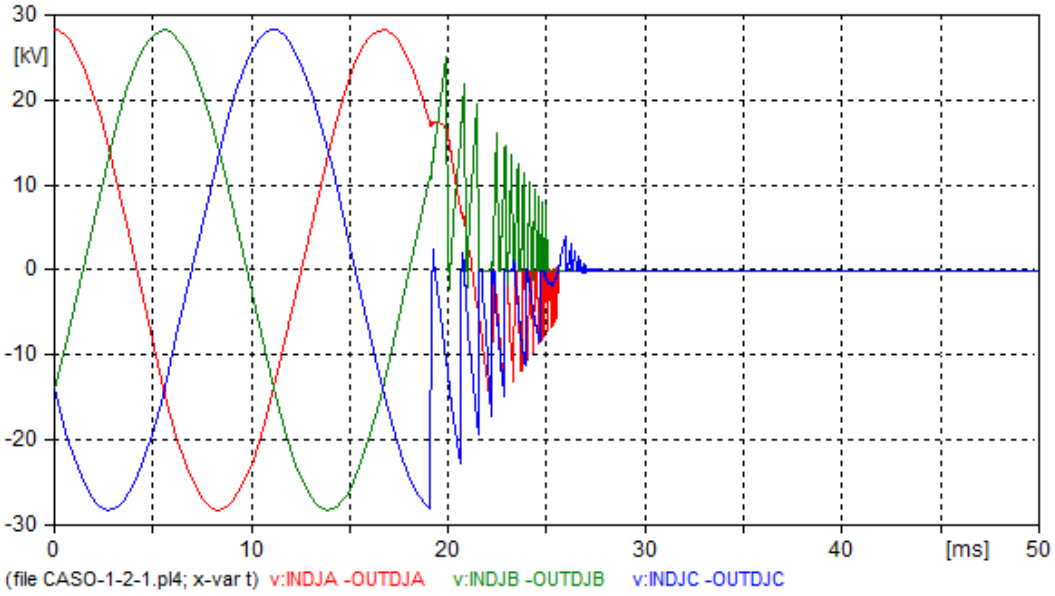
Figura 93 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

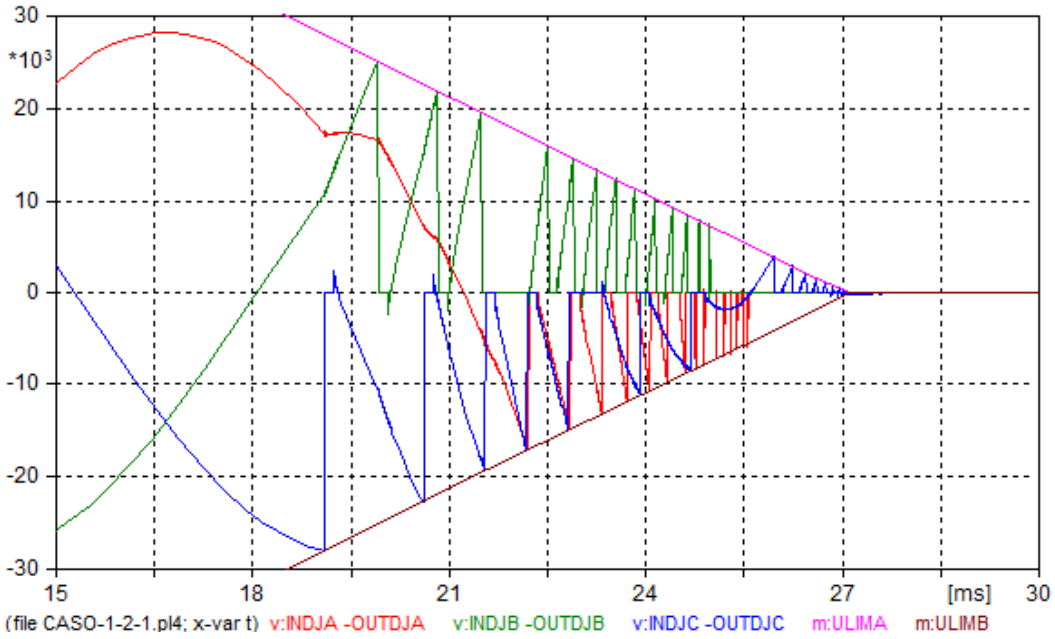
e) Resultados de simulação do Caso 1.2.1

Figura 94 - Tensões entre os terminais do disjuntor



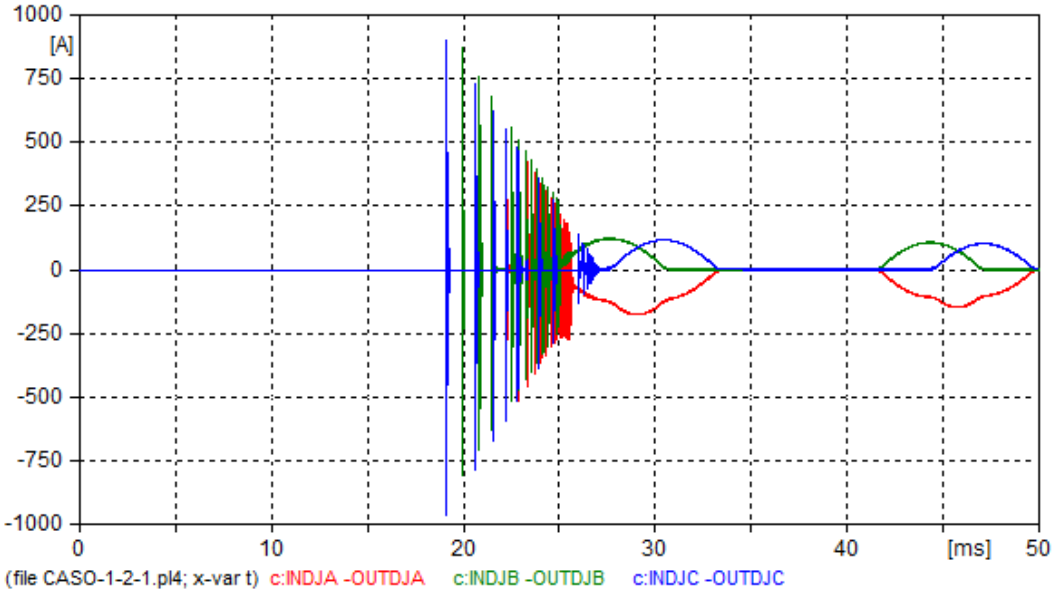
Fonte: Autor

Figura 95 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



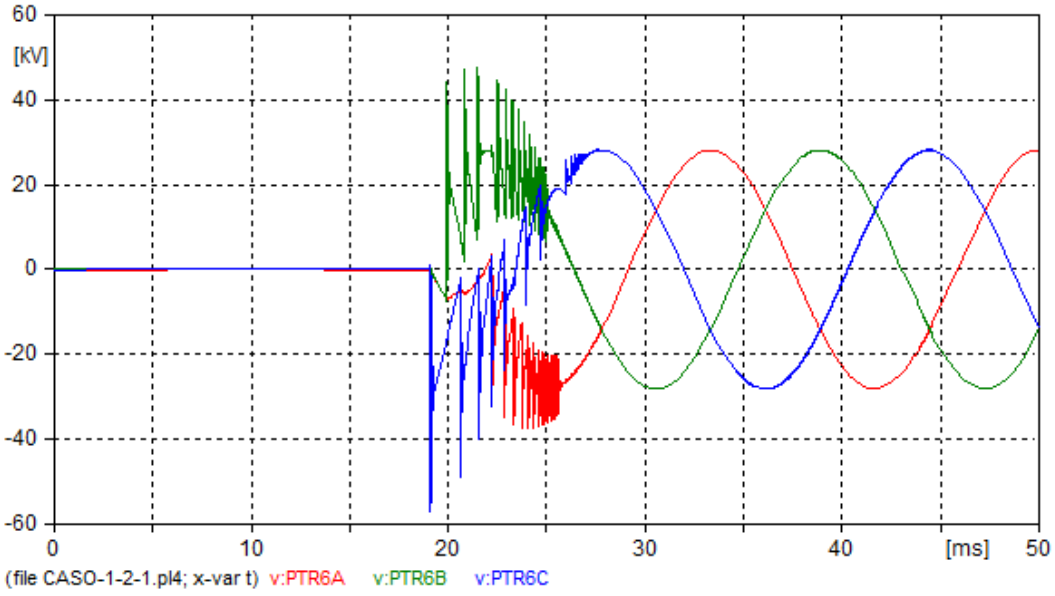
Fonte: Autor

Figura 96 - Corrente através dos terminais do disjuntor



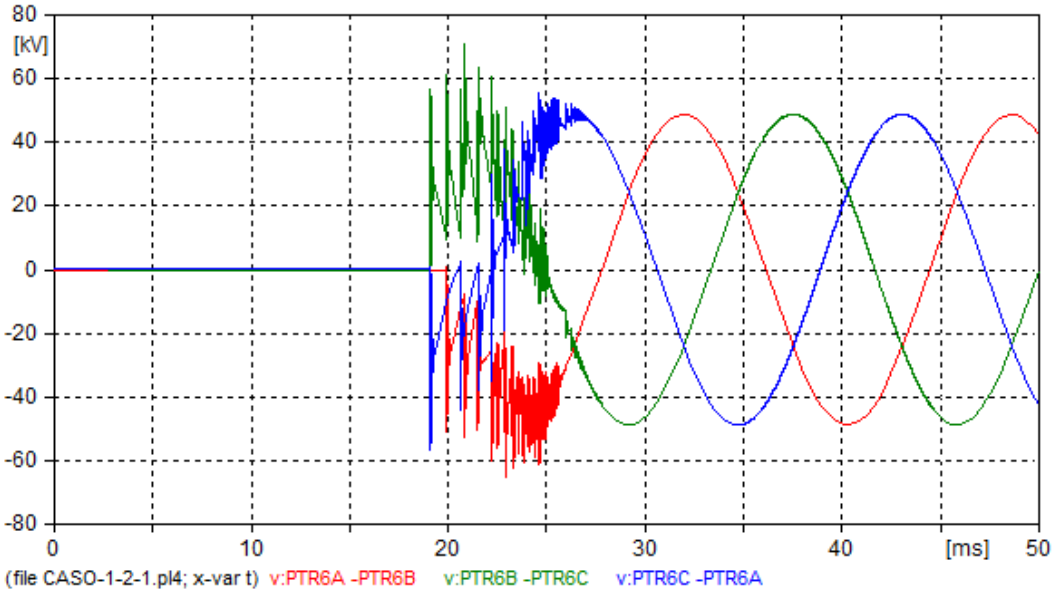
Fonte: Autor

Figura 97 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

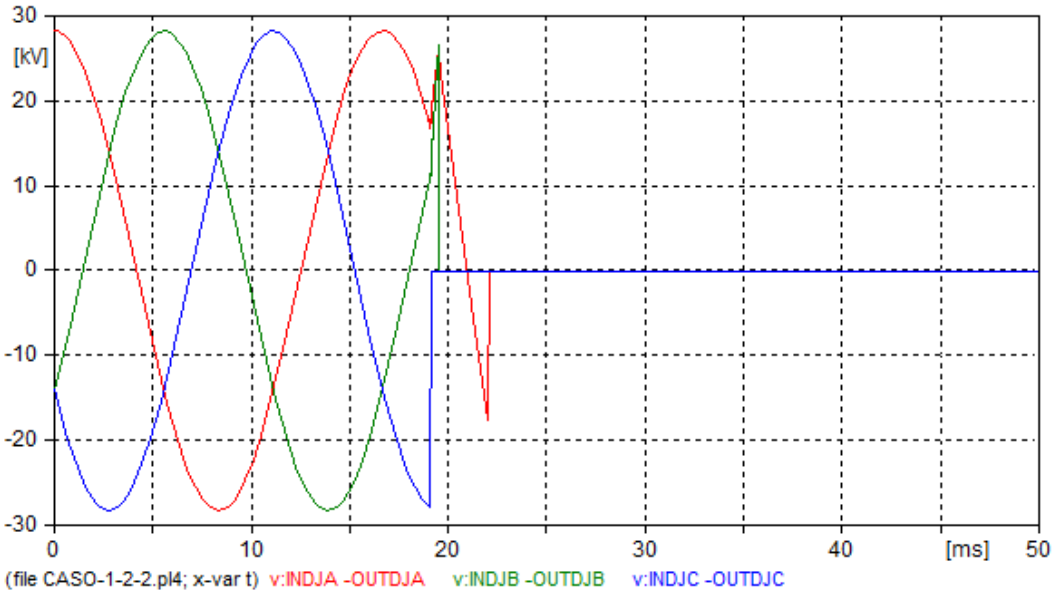
Figura 98 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

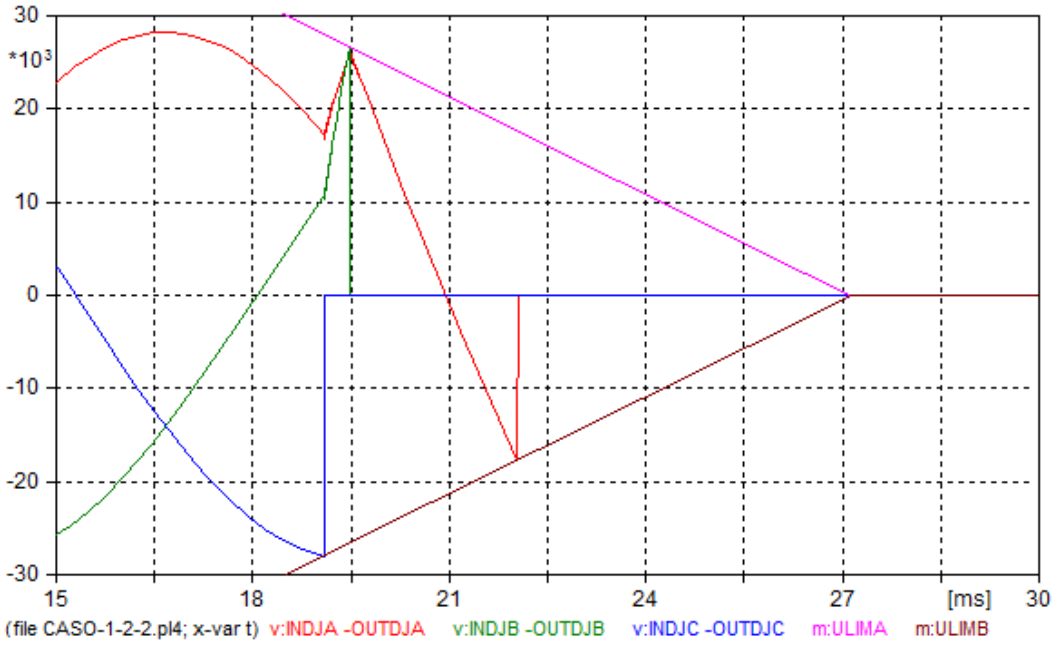
f) Resultados de simulação do Caso 1.2.2

Figura 99 - Tensões entre os terminais do disjuntor



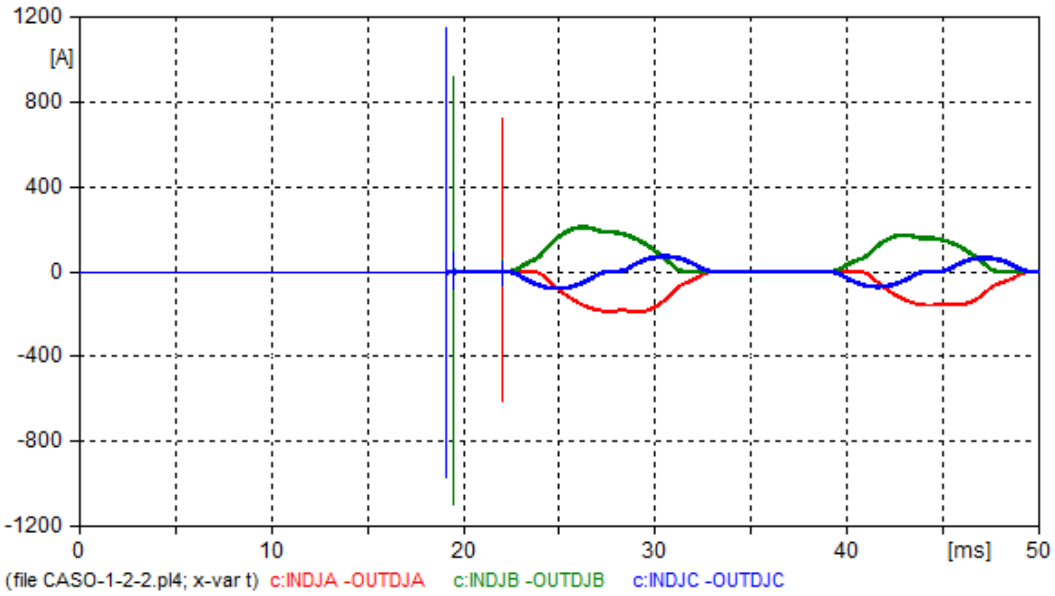
Fonte: Autor

Figura 100 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



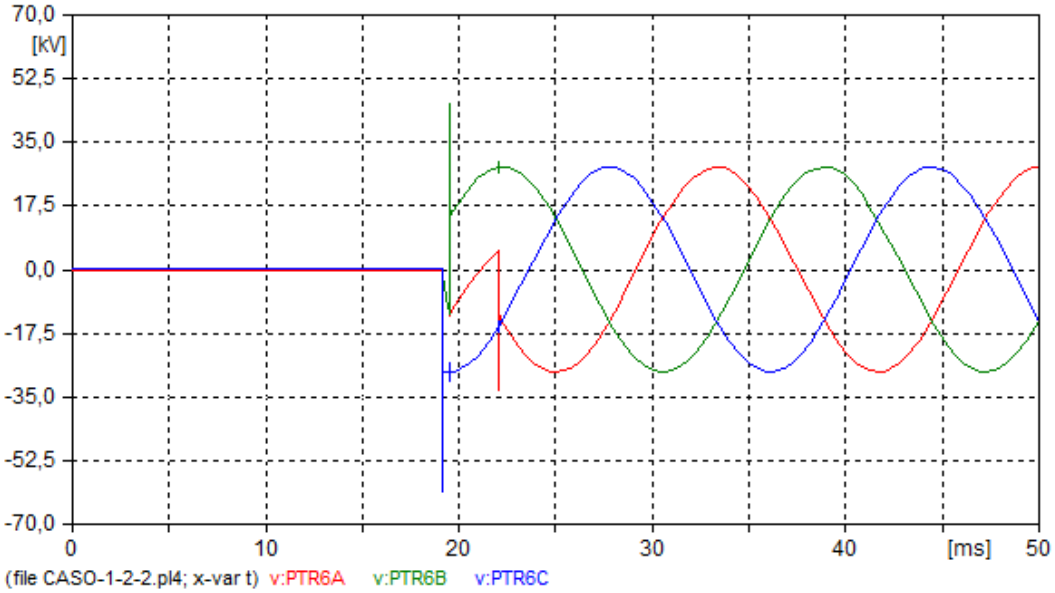
Fonte: Autor

Figura 101 - Corrente através dos terminais do disjuntor



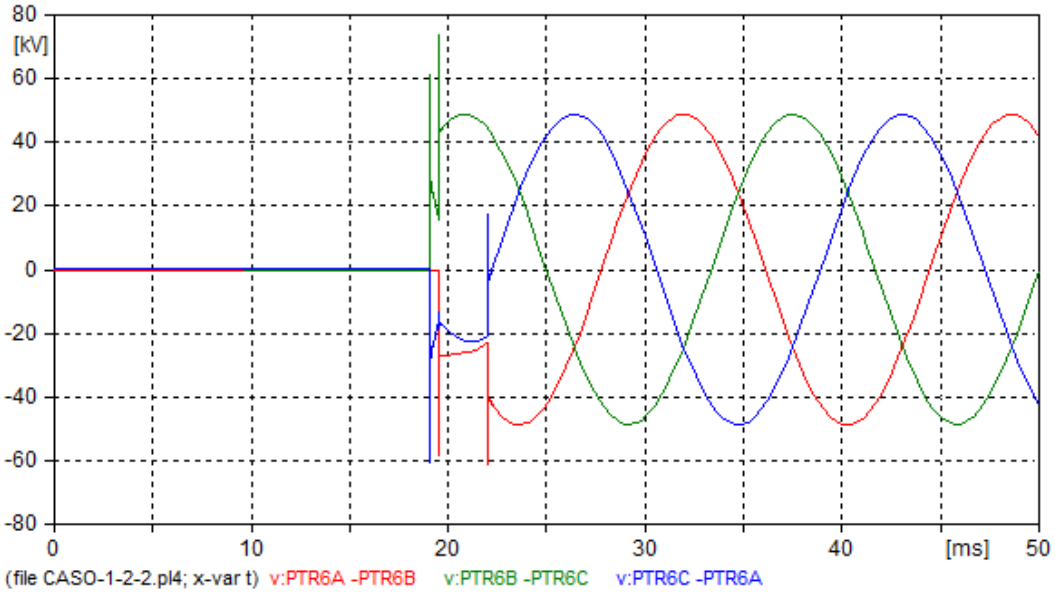
Fonte: Autor

Figura 102 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

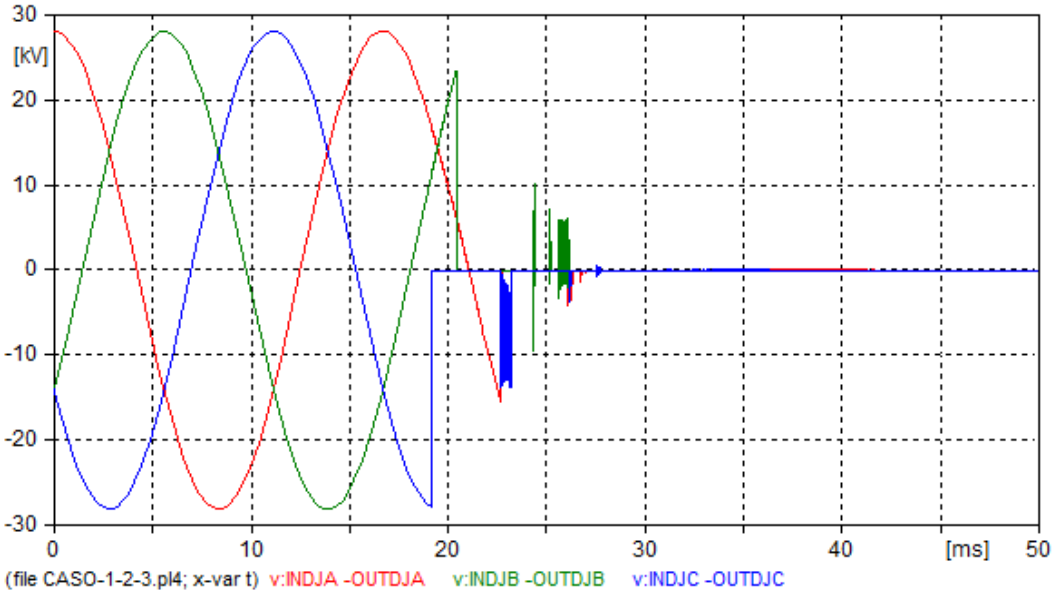
Figura 103 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

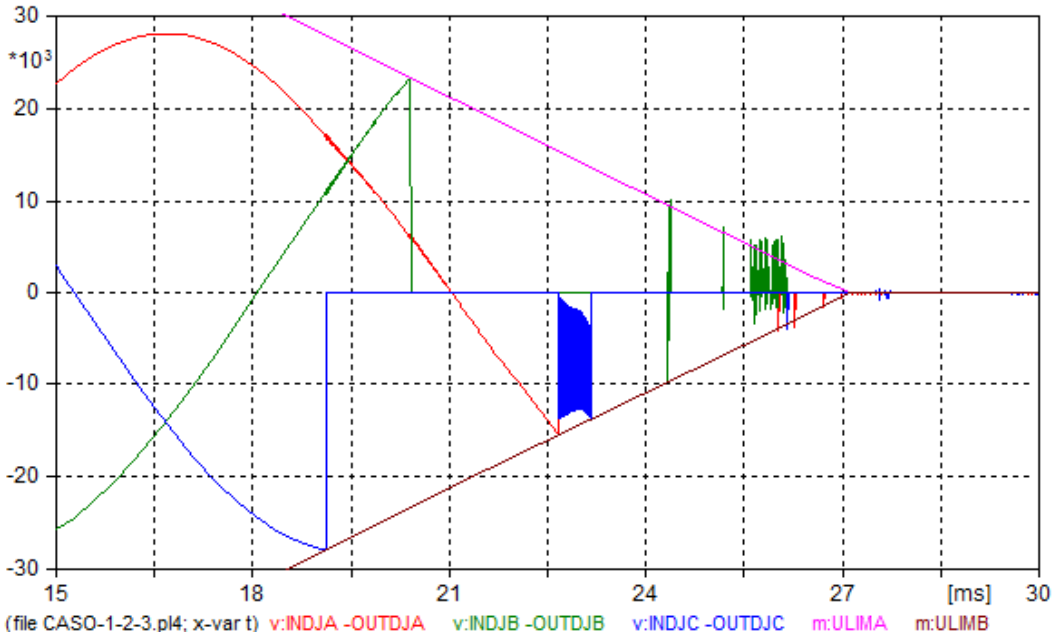
g) Resultados de simulação do Caso 1.2.3

Figura 104 - Tensões entre os terminais do disjuntor



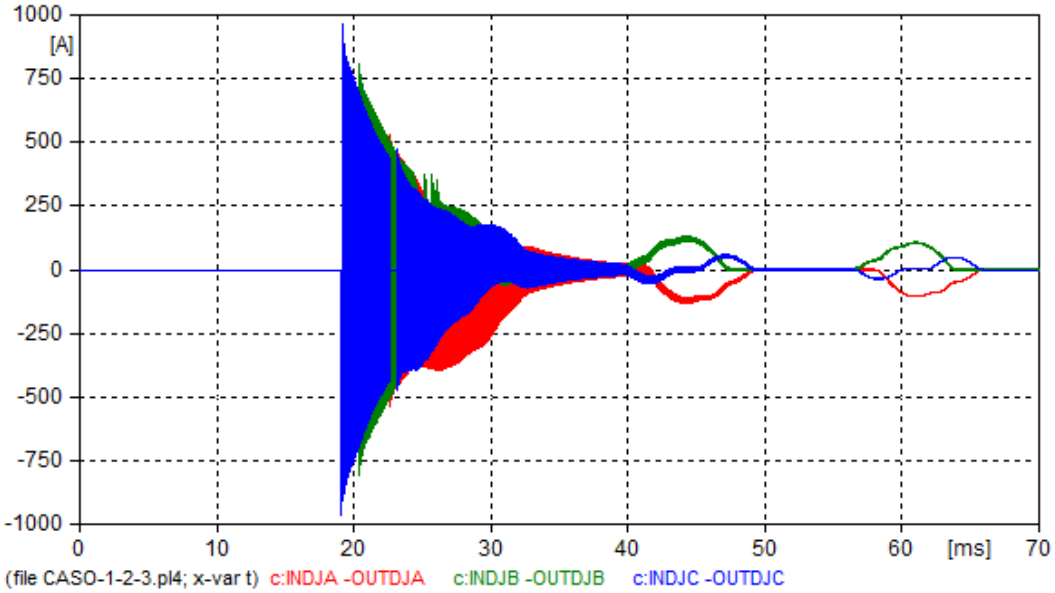
Fonte: Autor

Figura 105 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



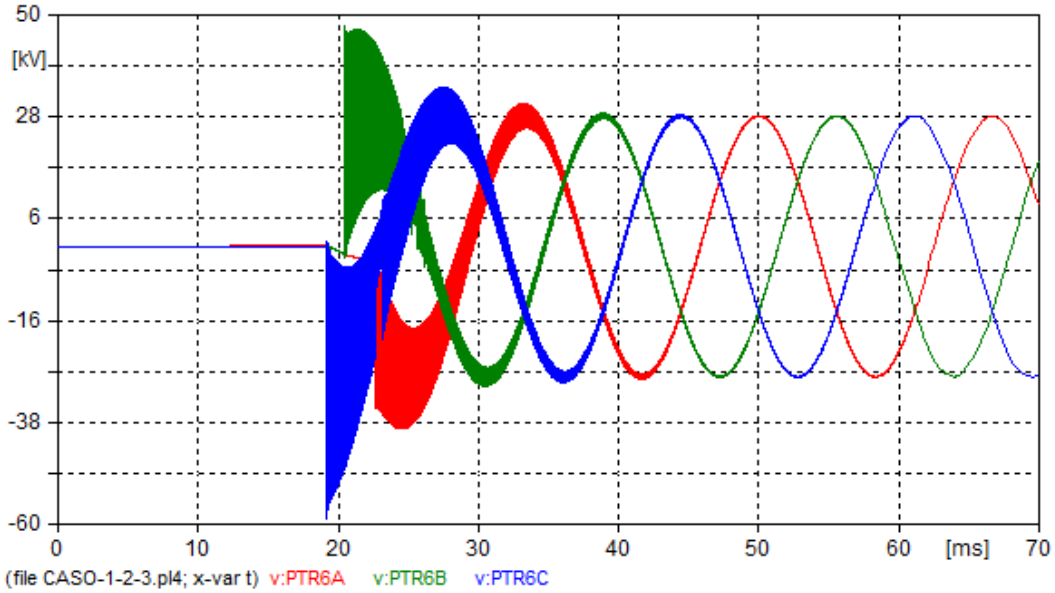
Fonte: Autor

Figura 106 - Corrente através dos terminais do disjuntor



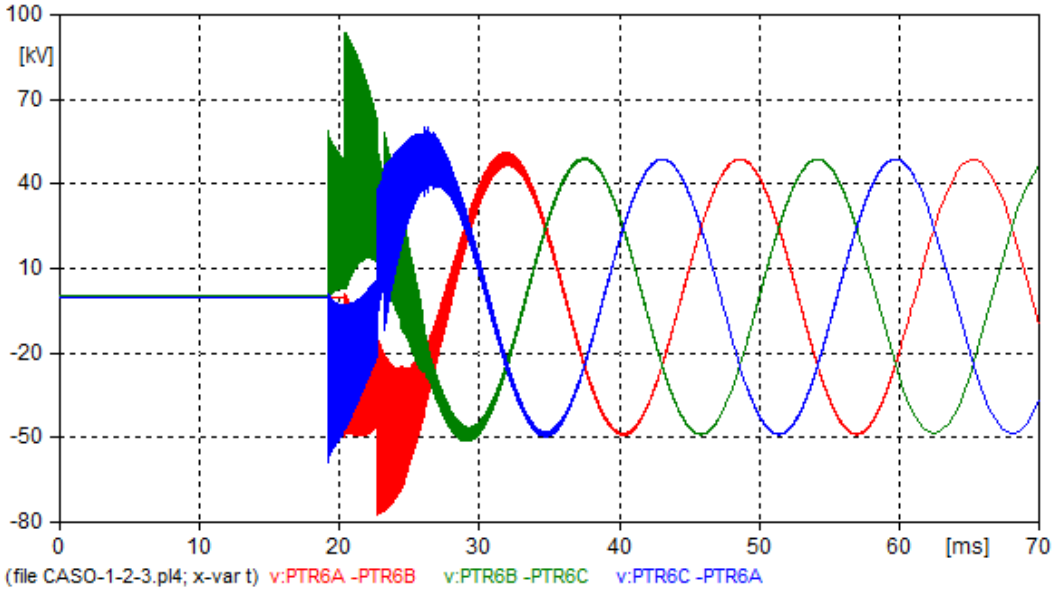
Fonte: Autor

Figura 107 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

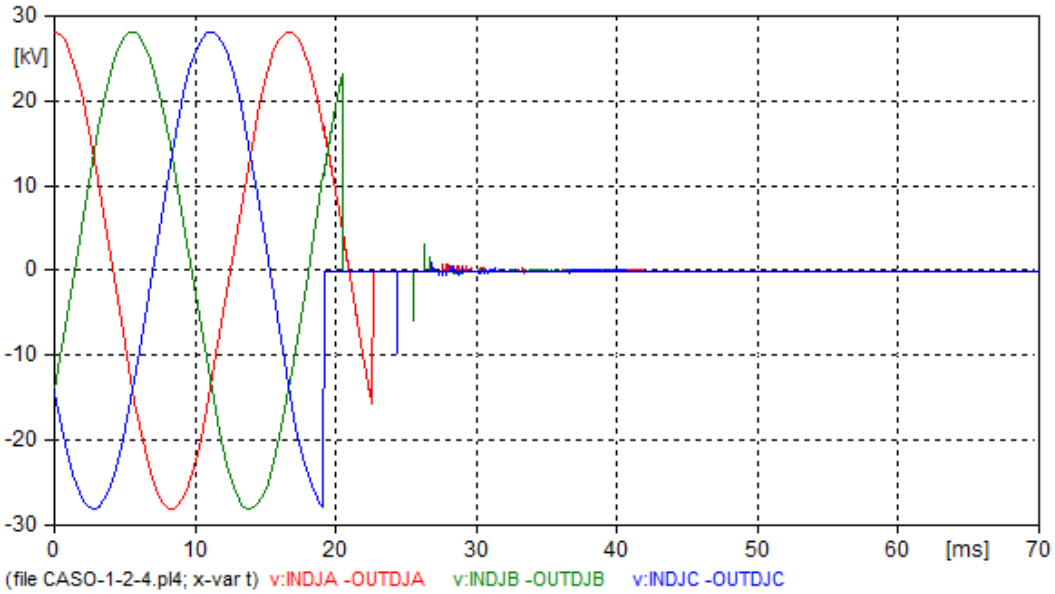
Figura 108 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

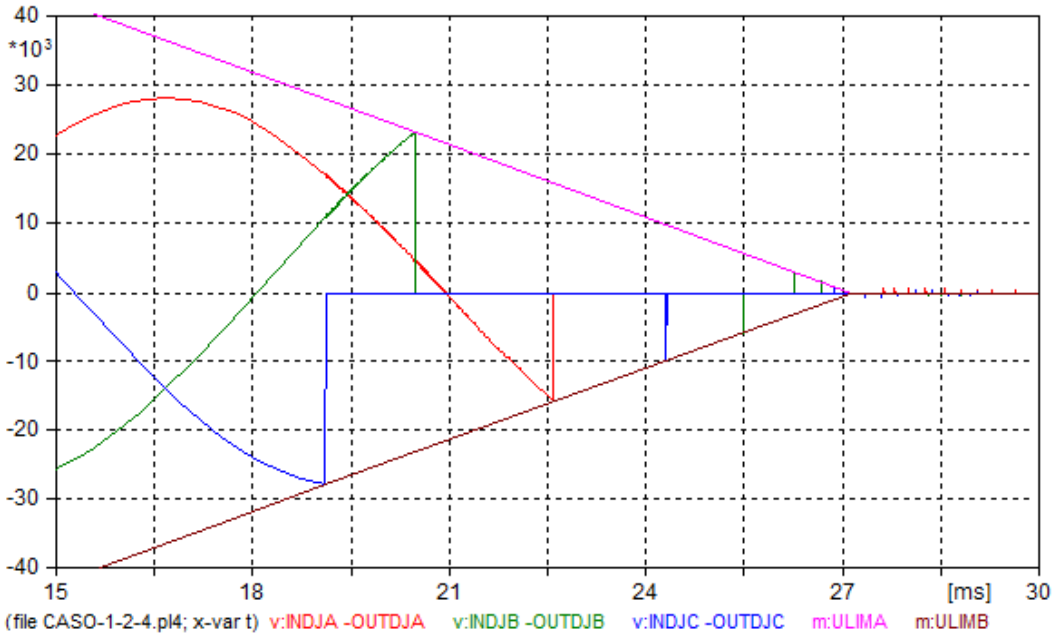
h) Resultados de simulação do Caso 1.2.4

Figura 109 - Tensões entre os terminais do disjuntor



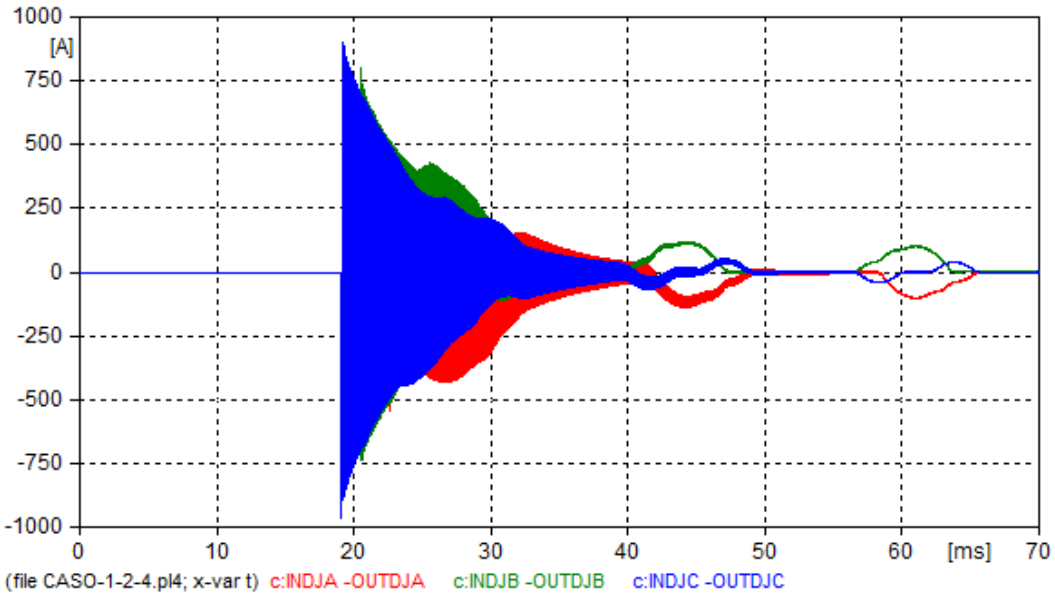
Fonte: Autor

Figura 110 - Detalhe da TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico



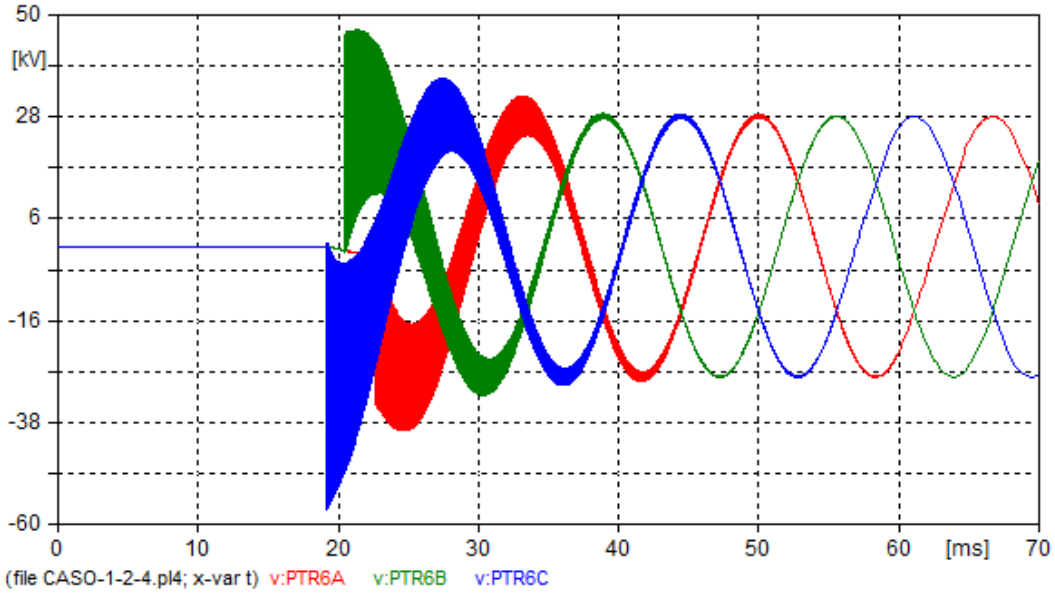
Fonte: Autor

Figura 111 - Corrente através dos terminais do disjuntor



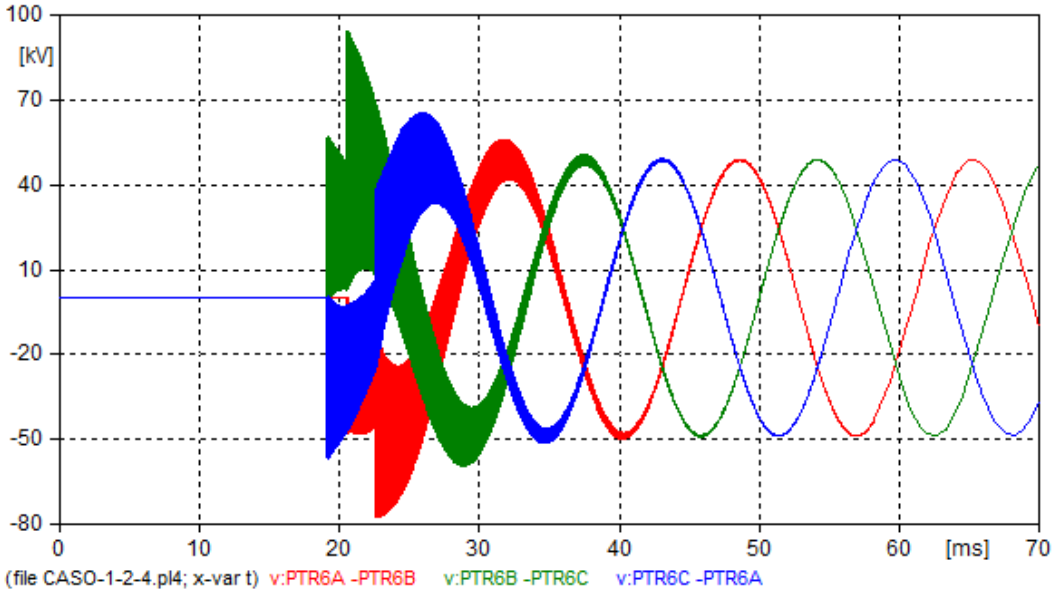
Fonte: Autor

Figura 112 - Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

Figura 113 - Tensões fase-fase nos terminais em 34,5 kV do TR-6



Fonte: Autor

6.4.2 Análise dos resultados das simulações envolvendo as manobras do TR-6

A Tabela 10 a seguir apresenta um resumo das máximas sobretensões obtidas nas simulações envolvendo o desligamento do transformador TR-6.

Tabela 10 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do TR-6 durante as manobras de desligamento

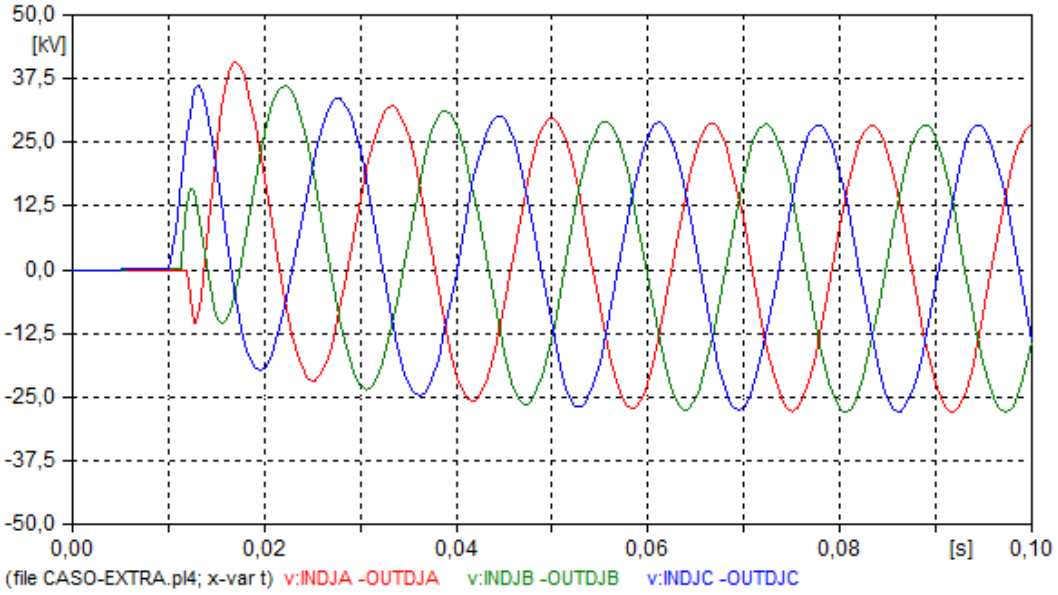
Caso	Fase-terra TR-6 (kV_{pico})	Fase-terra TR-6 (pu)	Fase-fase TR-6 (kV_{pico})	Fase-fase TR-6 (pu)	Comprimento do CB-TR6 (m)
1.1.1	72,42	2,57	92,59	1,90	50
1.1.2	42,62	1,51	62,06	1,27	10
1.1.3	28,14	1,00	48,79	1,00	500
1.1.4	28,16	1,00	50,34	1,03	1000

Fonte: Autor

Através dos resultados obtidos, pode-se fazer algumas observações a respeito da influência do comprimento do cabo no comportamento das tensões. No caso 1.1.1, com o comprimento do CB-TR6 igual a 50 m, a tensão entre os terminais do disjuntor atingiu a curva de suportabilidade do dielétrico algumas vezes, de forma que houveram reignições antes da completa abertura e extinção da corrente no disjuntor (vide Figura 75), que ocasionaram valores de sobretensões fase-terra de cerca de 72 kV (2,57 pu) e valores fase-fase próximos a 93 kV (1,9 pu), conforme apresentado na Tabela 10. Com a diminuição do comprimento do cabo para 10 m no caso 1.1.2, o disjuntor não obteve sucesso em desenergizar o circuito; como podem ser observadas as tensões na Figura 82, o TR-6 continuou energizado. Nos casos 1.1.3 e 1.1.4, com os comprimentos do CB-TR6 iguais a 500 m e 1000 m respectivamente, não ocorreram reignições, pois a TRT entre os terminais do disjuntor não atingiu a curva do dielétrico (vide Figuras 85 e 90). A principal diferença observada entre os casos 1.1.3 e 1.1.4 é o tempo que a tensão nos terminais do disjuntor demora para zerar efetivamente (tempo maior para comprimento de 1000 m). Desta forma, pode-se concluir que nos casos analisados, quanto mais curto o cabo, maiores serão as possibilidades de ocorrências das múltiplas reignições.

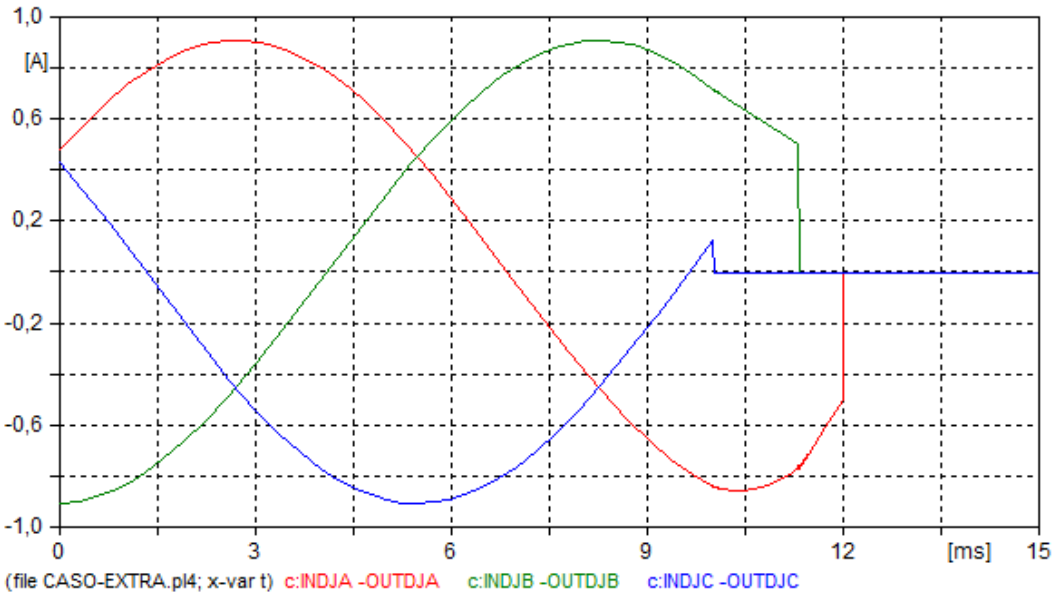
De forma a complementar a discussão, o caso 1.1.1 foi repetido **sem** a utilização do modelo de disjuntor desenvolvido, utilizando a chave ideal TSWITCH, que é uma chave controlada por tempo que representa apenas o corte da corrente (*chopping*). Desta forma o tempo de abertura e o nível de *chopping* foram os mesmos do caso original, iguais a 10 ms e 0,5 A, respectivamente. Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

Figura 114 - Tensões entre os terminais do disjuntor



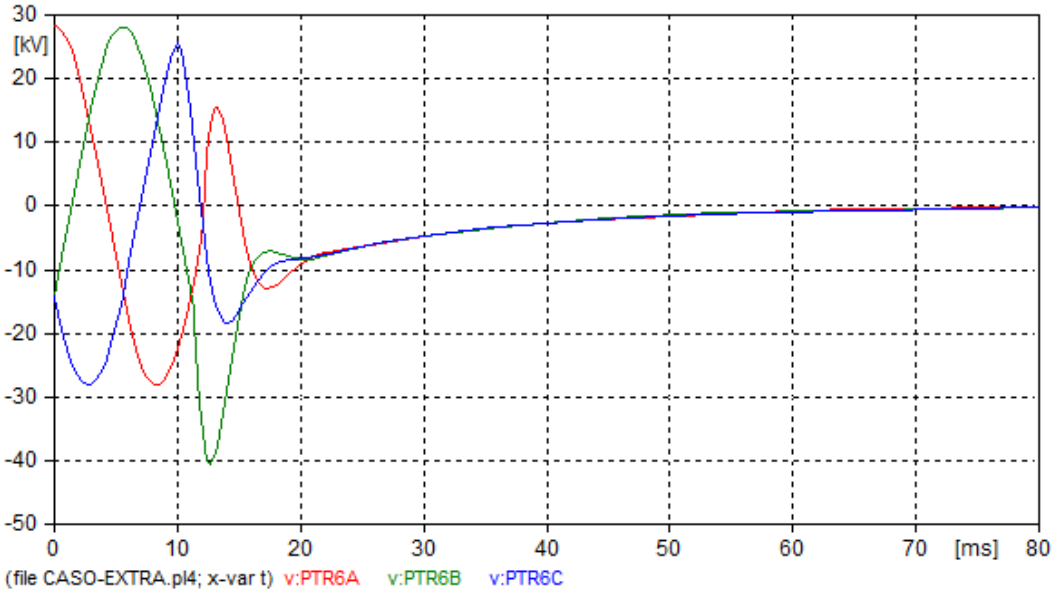
Fonte: Autor

Figura 115 - Correntes no disjuntor



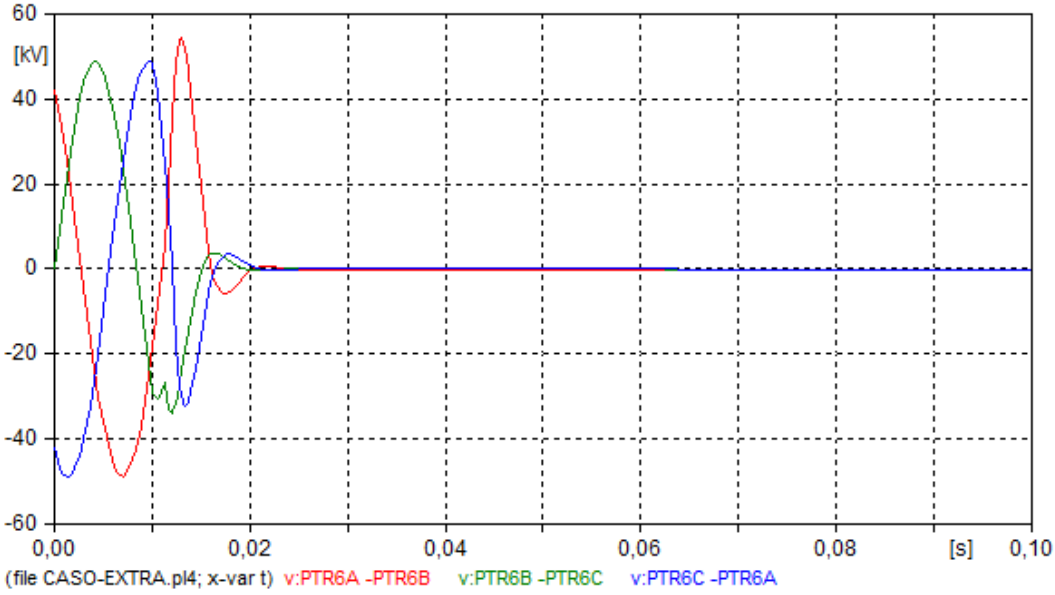
Fonte: Autor

Figura 116 - Tensões fase-terra nos terminais do TR-6



Fonte: Autor

Figura 117 - Tensões fase-fase nos terminais do TR-6



Fonte: Autor

Como pode ser observado nas Figuras 114 a 117, as máximas sobretensões observadas nos terminais do TR-6 foram de 40,52 kV (1,44 pu) fase-terra e 54,48 kV (1,12 pu) fase-fase, além de que não houve reignição alguma, evidenciando assim a funcionalidade e importância da utilização do modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido.

A seguir, na Tabela 11, são apresentadas as máximas sobretensões observadas nas manobras energização do TR-6.

Tabela 11 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do TR-6 durante as manobras de energização

Caso	Fase-terra TR-6 (kV_{pico})	Fase-terra TR-6 (pu)	Fase-fase TR-6 (kV_{pico})	Fase-fase TR-6 (pu)	Comprimento do CB-TR6 (m)
1.2.1	56,95	2,02	70,29	1,44	50
1.2.2	60,92	2,16	73,97	1,52	10
1.2.3	58,89	2,09	93,52	1,92	500
1.2.4	56,77	2,02	93,23	1,91	1000

Fonte: Autor

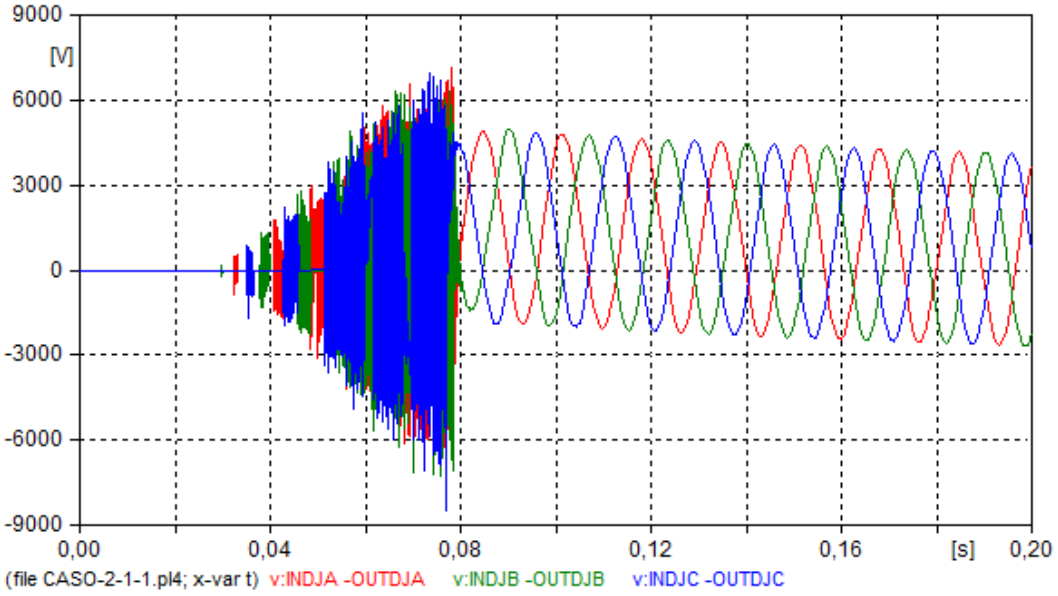
Para os casos de energização do TR-6 (fechamento do disjuntor), pôde-se observar que no caso 1.2.1, com o comprimento do cabo CB-TR6 igual a 50 m, houve a ocorrência de múltiplas pré-ignições (*prestrike*) de forma que as máximas sobretensões observadas nos terminais do transformador foram de aproximadamente 57 kV fase-terra (2 pu) e 70 kV fase-fase (1,4 pu). No caso em que o comprimento do cabo foi diminuído para 10 m a ocorrência de pré-ignições reduziu significativamente. Já nos casos para 500 m e 1000 m o comportamento foi bem parecido, ocorrendo poucas pré-ignições, porém alcançando maiores valores de sobretensão nos terminais do TR-6. Desta forma, para as situações analisadas, o comprimento de cabo que causou mais exemplos de pré-ignições foi o de 50 m.

6.4.3 Resultados das simulações das manobras envolvendo o desligamento dos MITs

As principais grandezas analisadas durantes as manobras de desligamento dos motores M-200 e M-1700 foram: Tensões entre os terminais do disjuntor, correntes passantes pelos terminais do disjuntor e tensões fase-terra e fase-fase nos terminais em 4,16 kV do MIT. Os resultados das simulações estão apresentados a seguir.

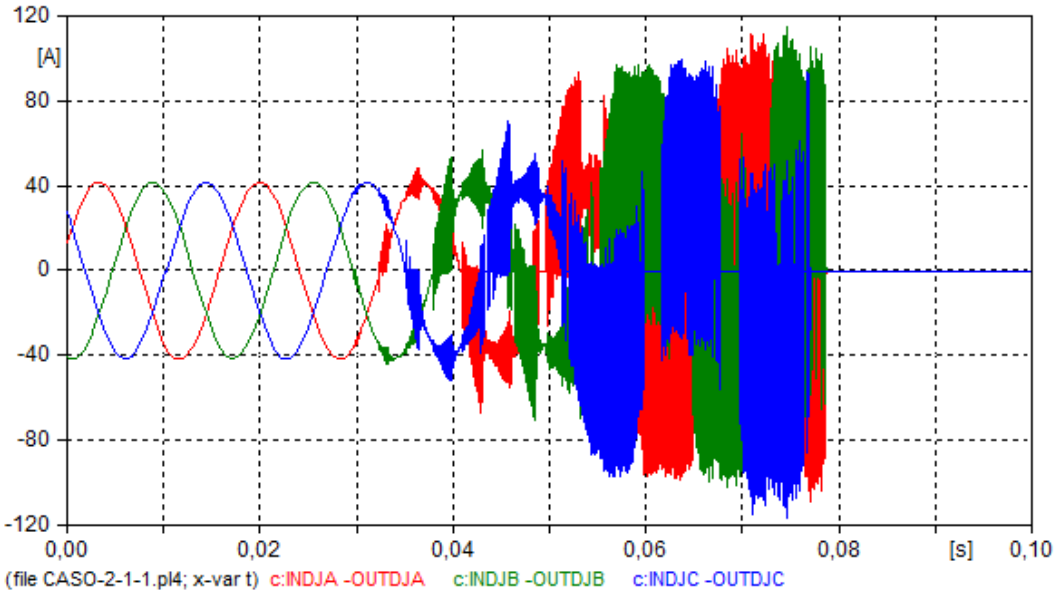
a) Resultados de simulação do Caso 2.1.1

Figura 118 - Tensões entre os terminais do disjuntor



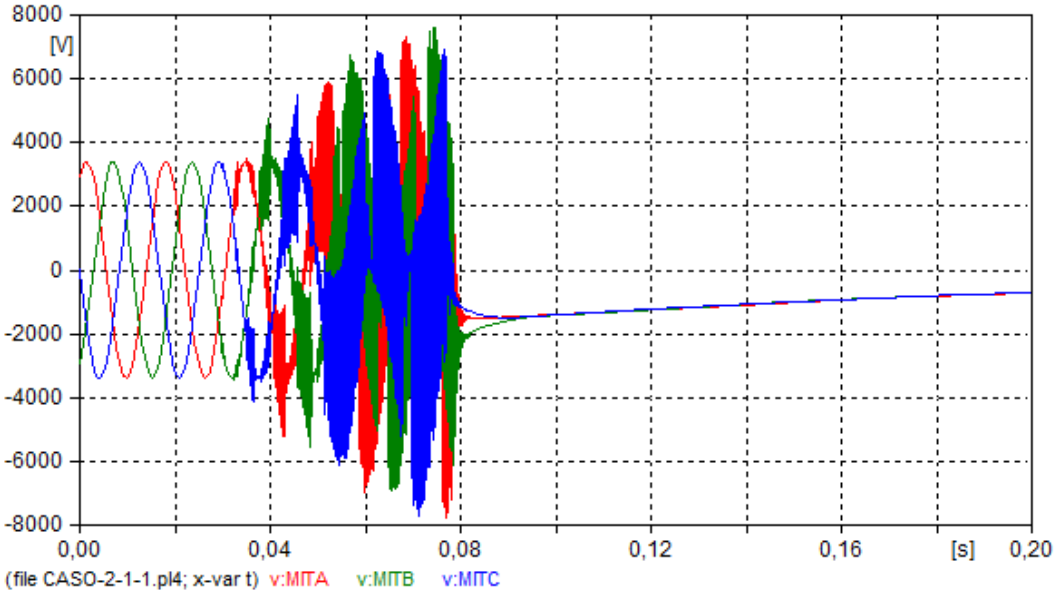
Fonte: Autor

Figura 119 - Correntes do disjuntor



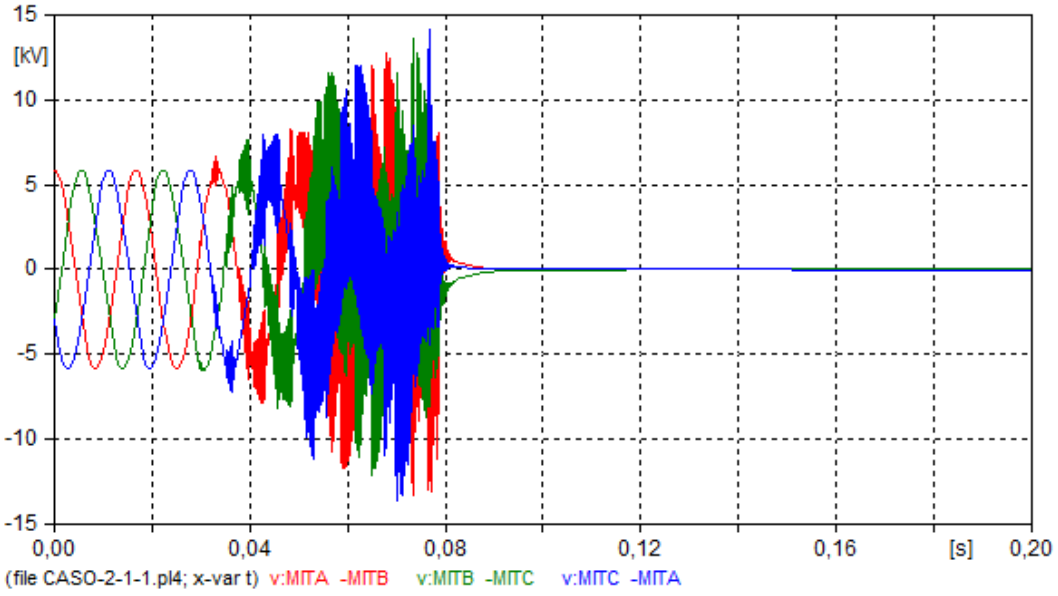
Fonte: Autor

Figura 120 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



Fonte: Autor

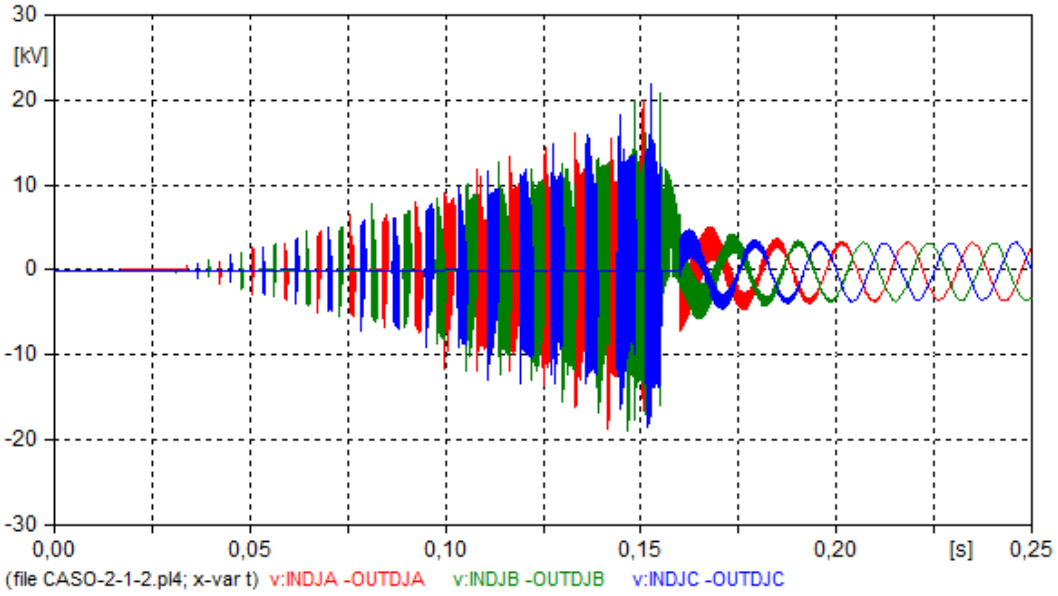
Figura 121 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

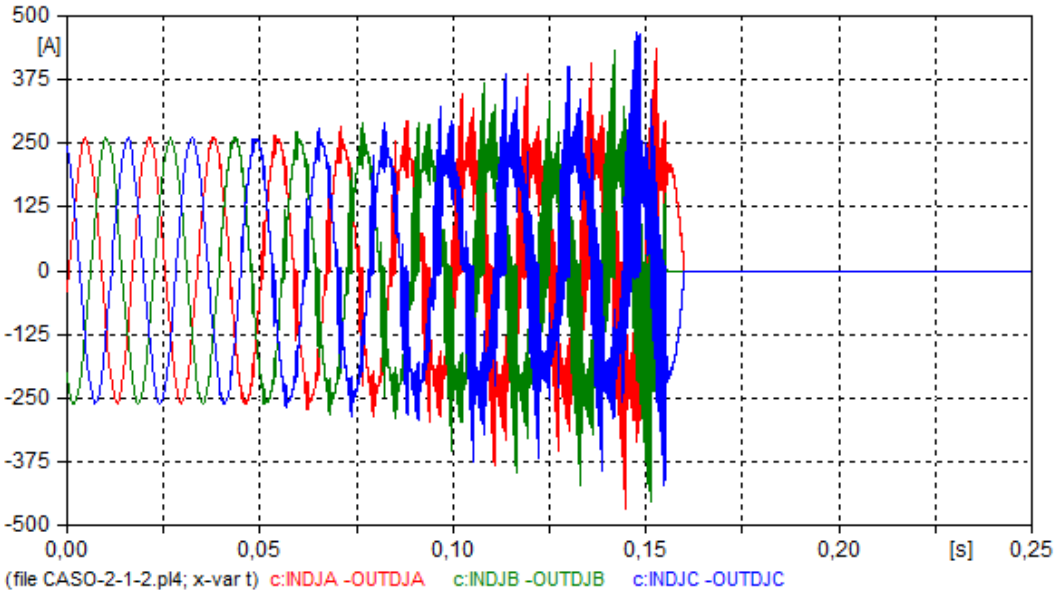
b) Resultados de simulação do Caso 2.1.2

Figura 122 - Tensões entre os terminais do disjuntor



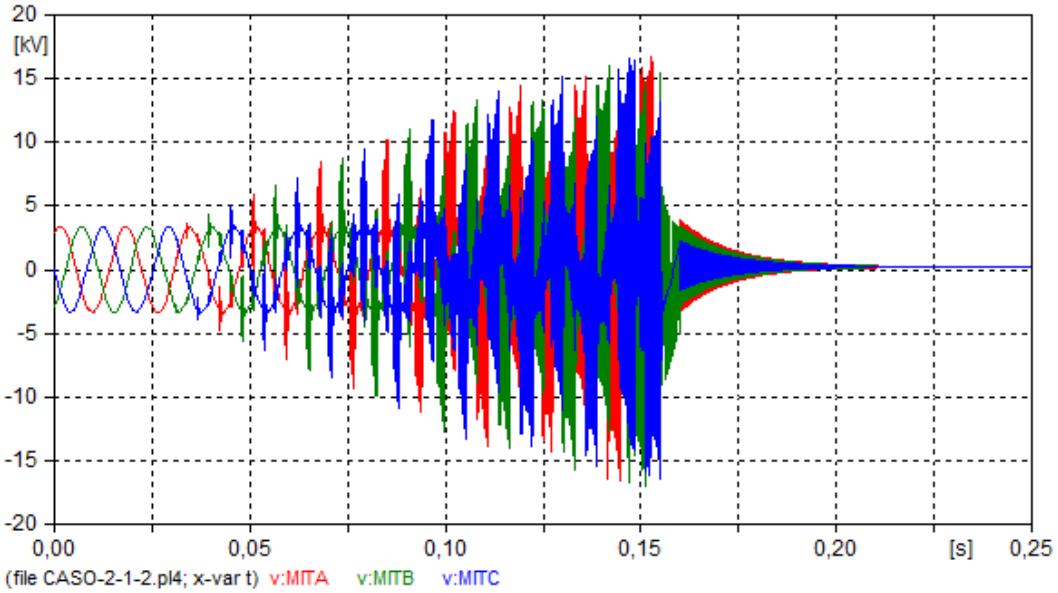
Fonte: Autor

Figura 123 - Correntes do disjuntor



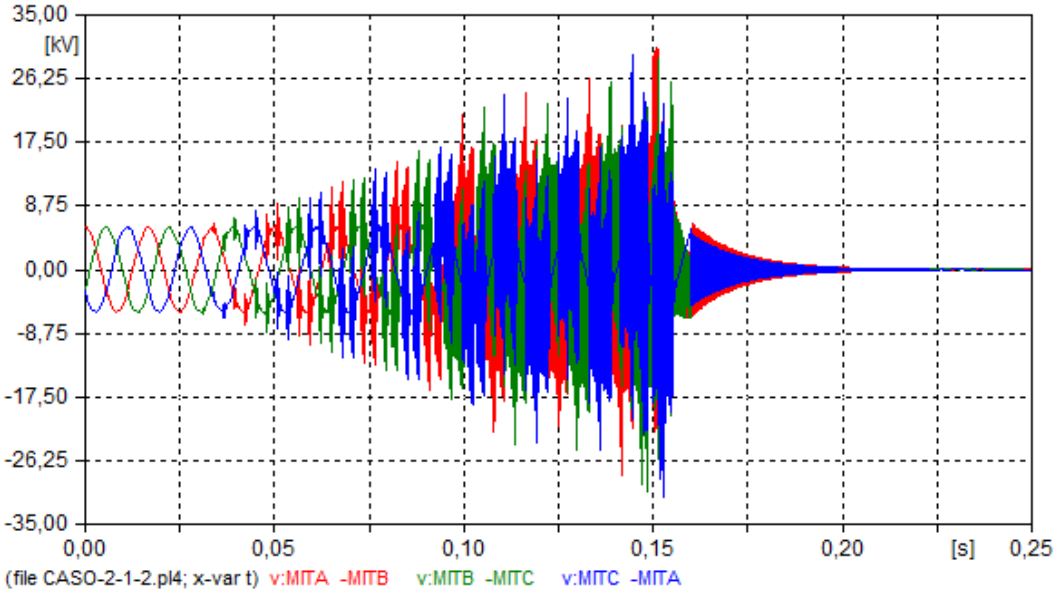
Fonte: Autor

Figura 124 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



Fonte: Autor

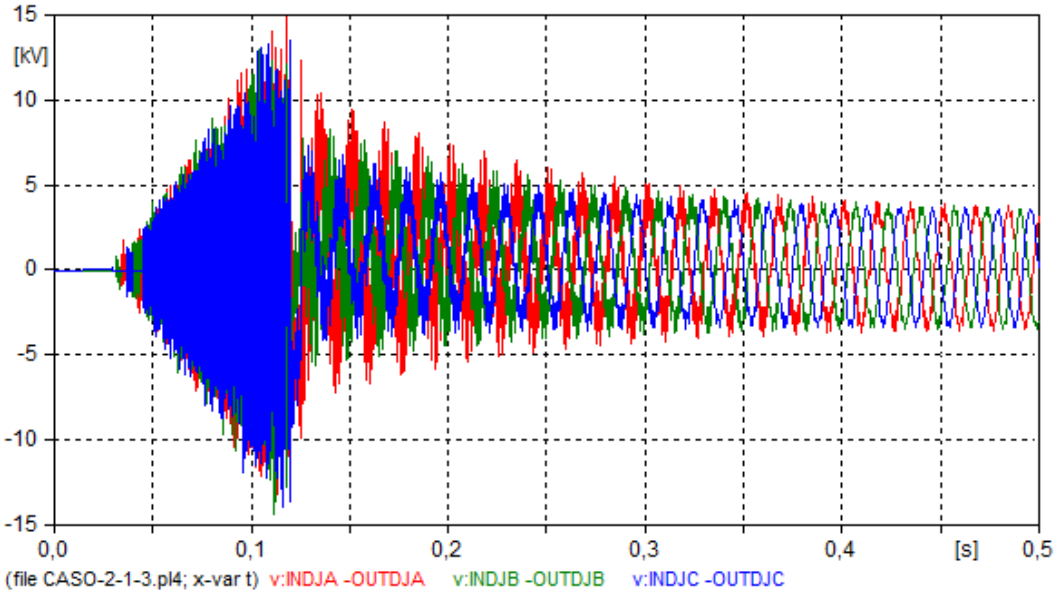
Figura 125 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

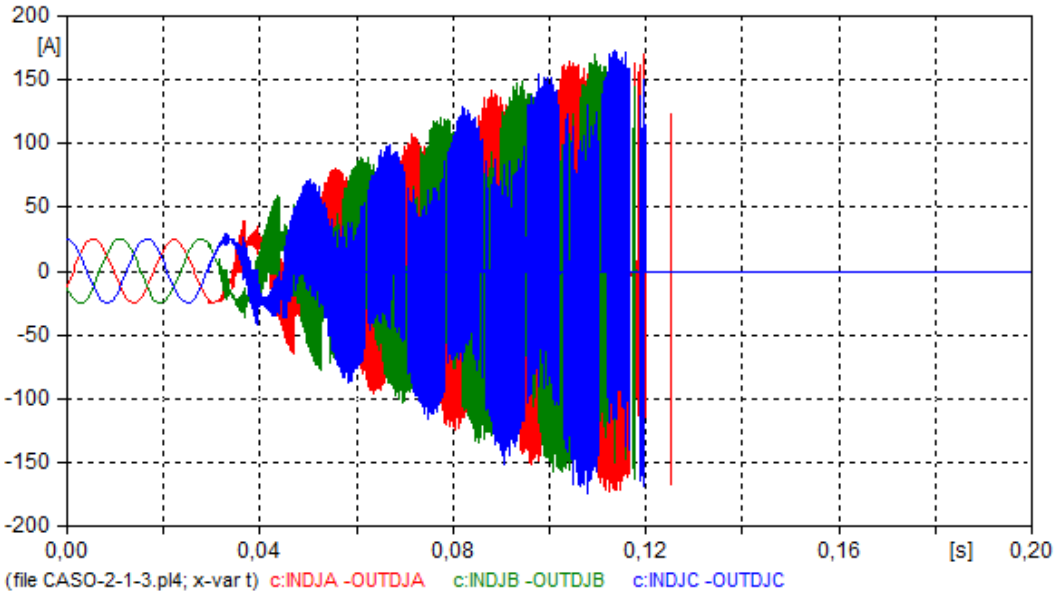
c) Resultados de simulação do Caso 2.1.3

Figura 126 - Tensões entre os terminais do disjuntor



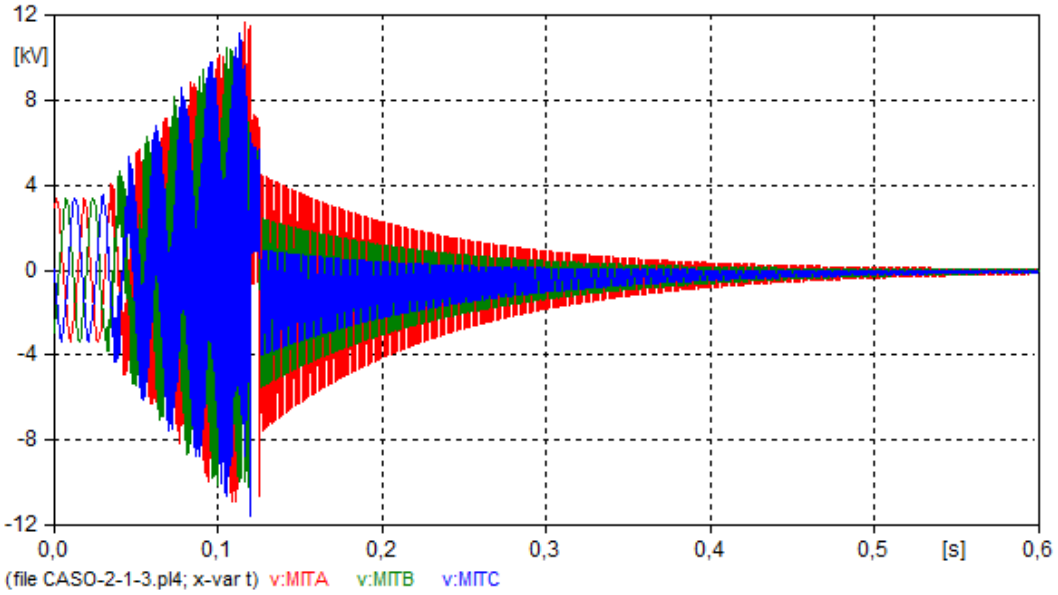
Fonte: Autor

Figura 127 - Correntes do disjuntor



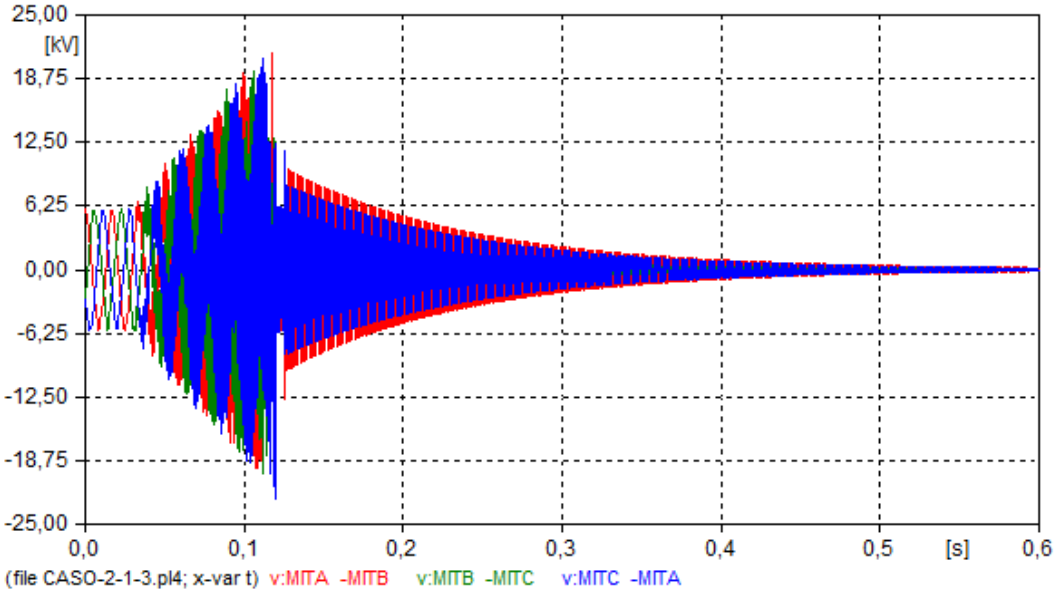
Fonte: Autor

Figura 128 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



Fonte: Autor

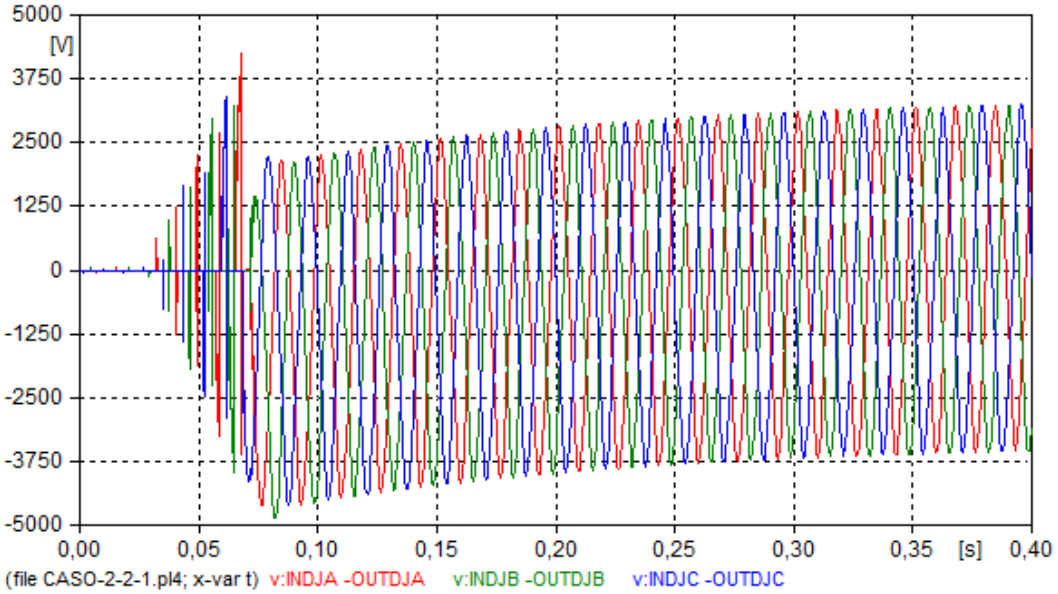
Figura 129 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

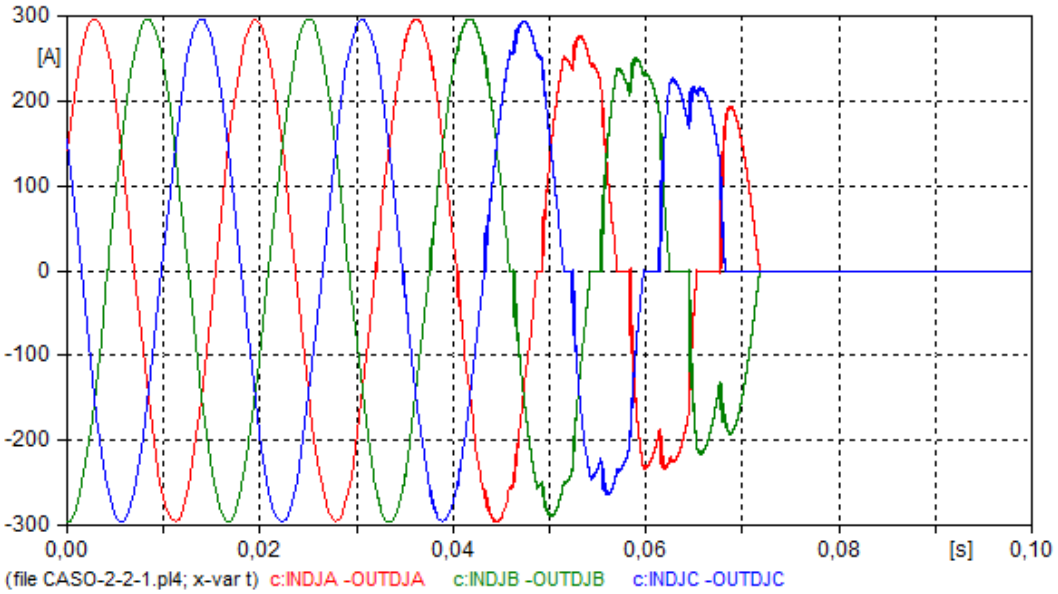
d) Resultados de simulação do Caso 2.2.1

Figura 130 - Tensões entre os terminais do disjuntor



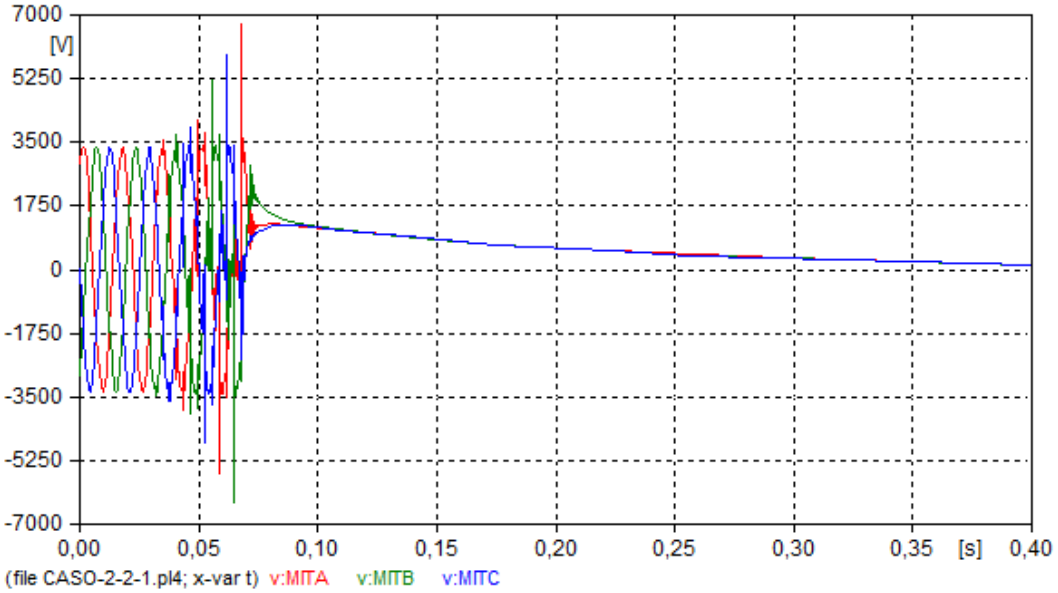
Fonte: Autor

Figura 131 - Correntes do disjuntor



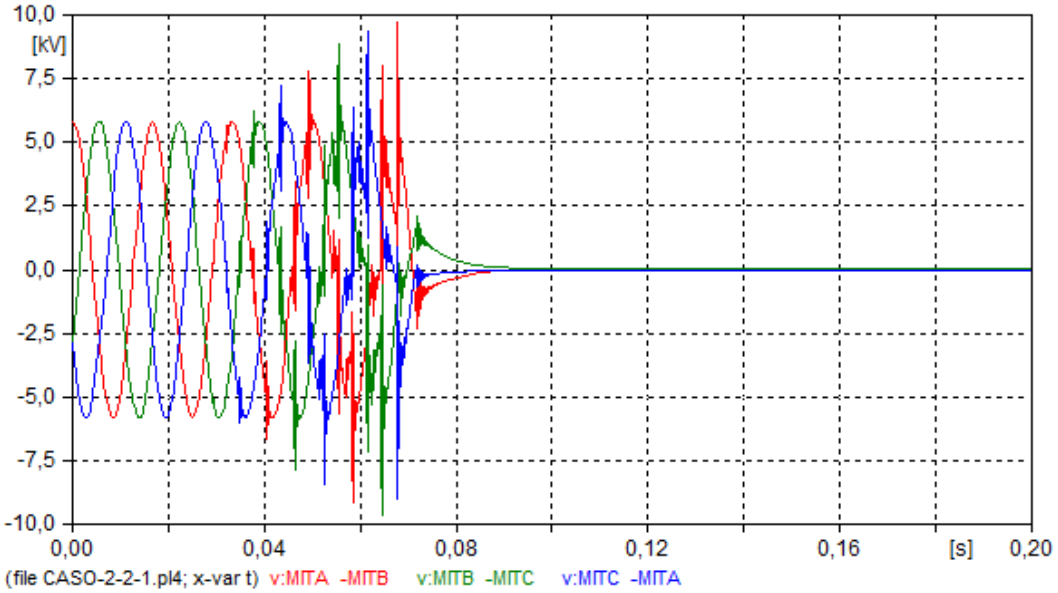
Fonte: Autor

Figura 132 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

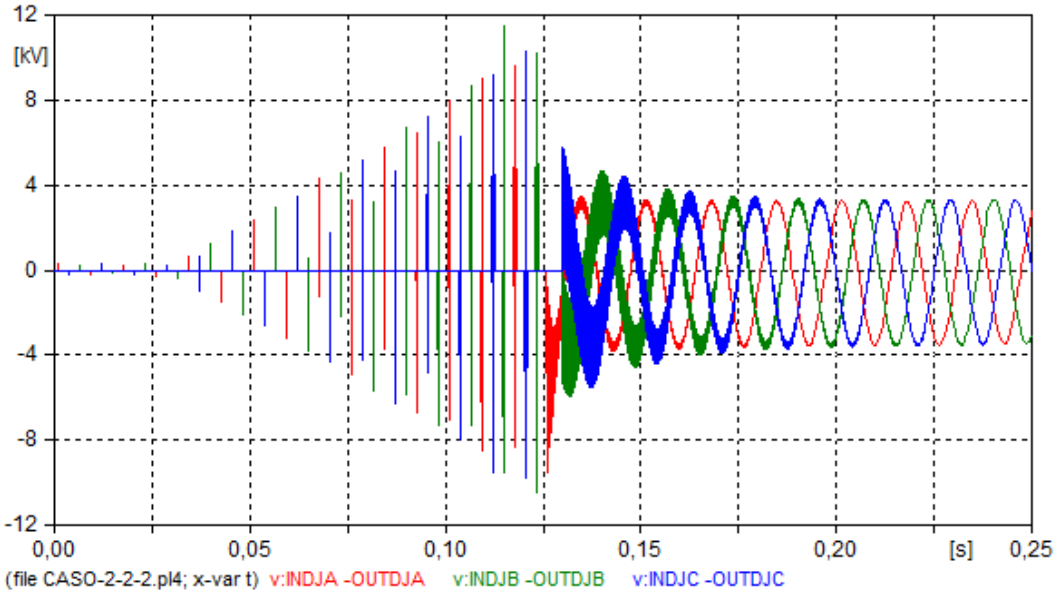
Figura 133 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

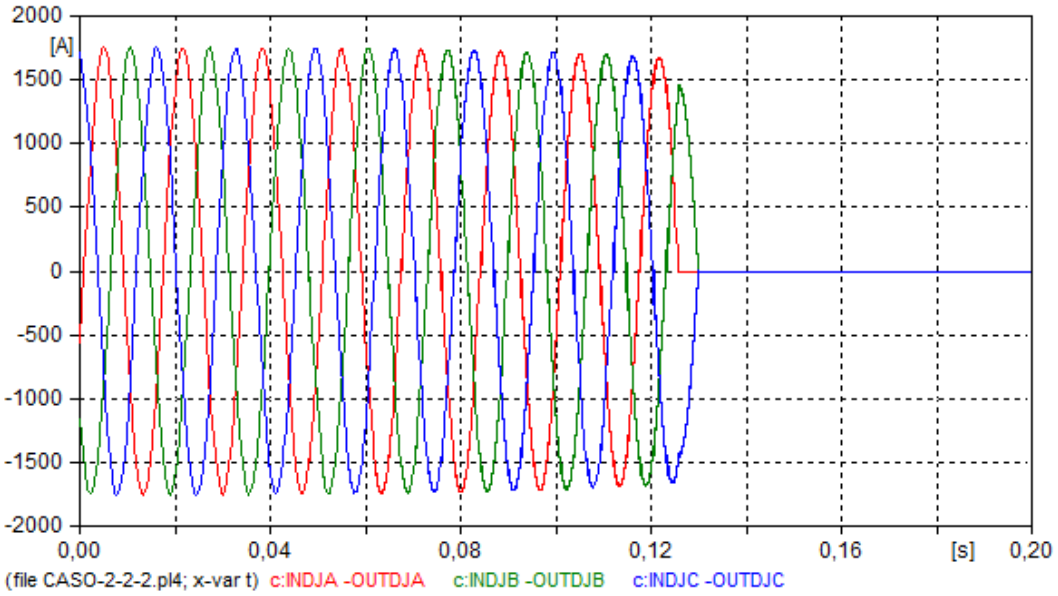
e) Resultados de simulação do Caso 2.2.2

Figura 134 - Tensões entre os terminais do disjuntor



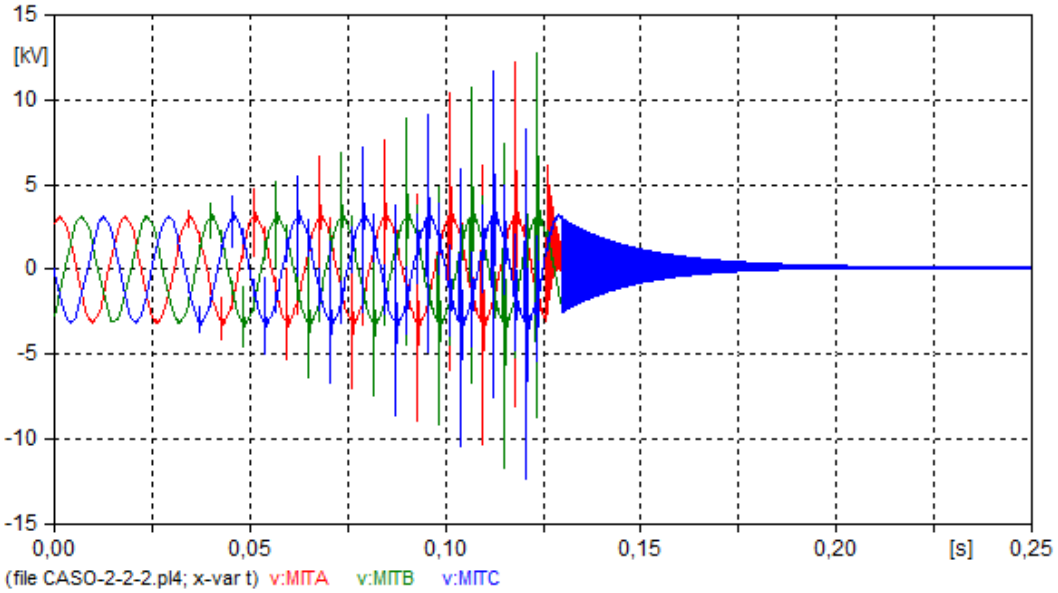
Fonte: Autor

Figura 135 - Correntes do disjuntor



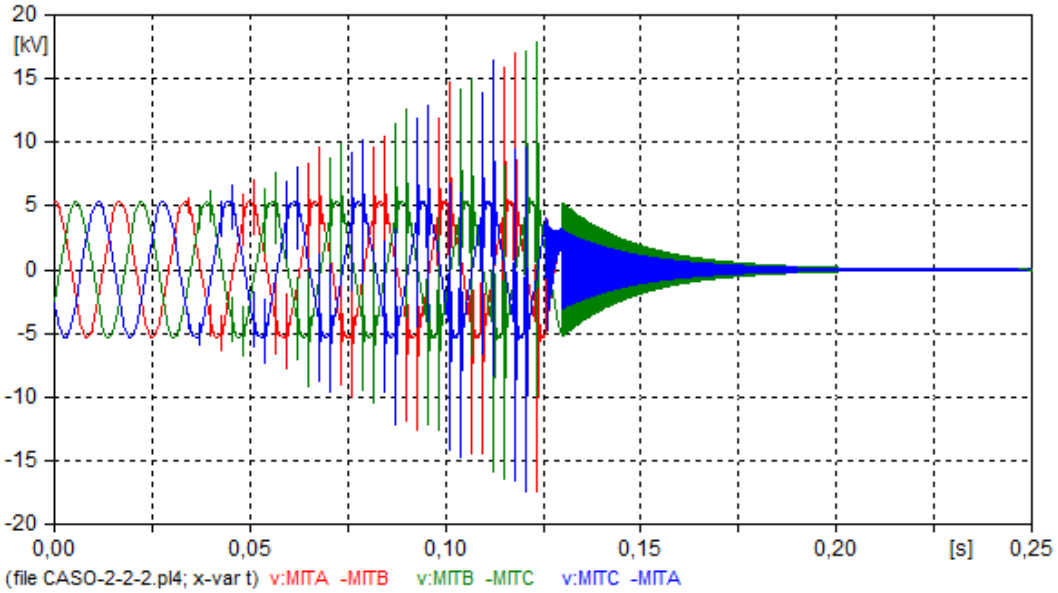
Fonte: Autor

Figura 136 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

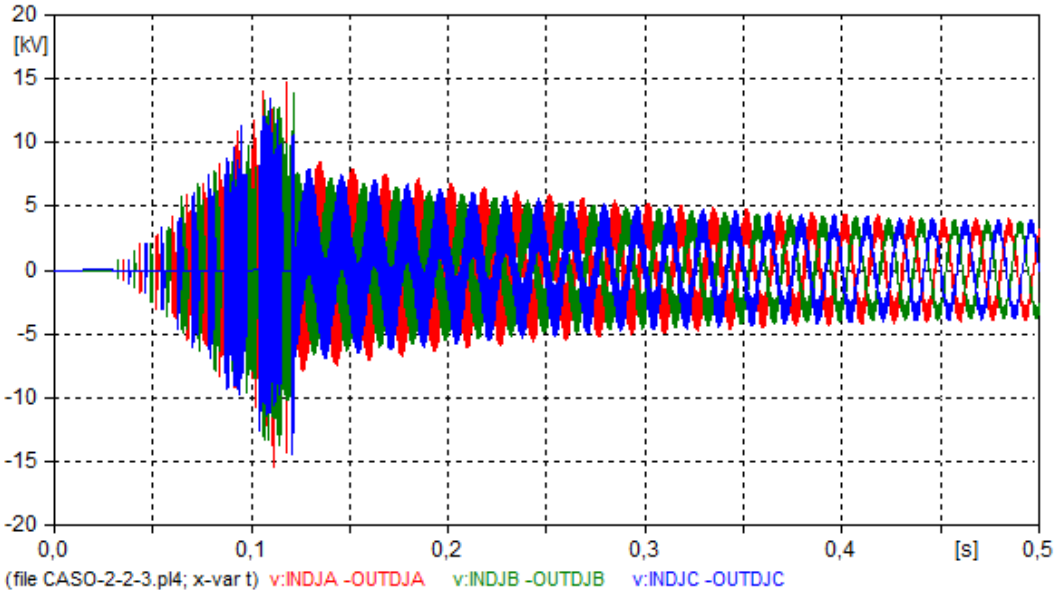
Figura 137 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

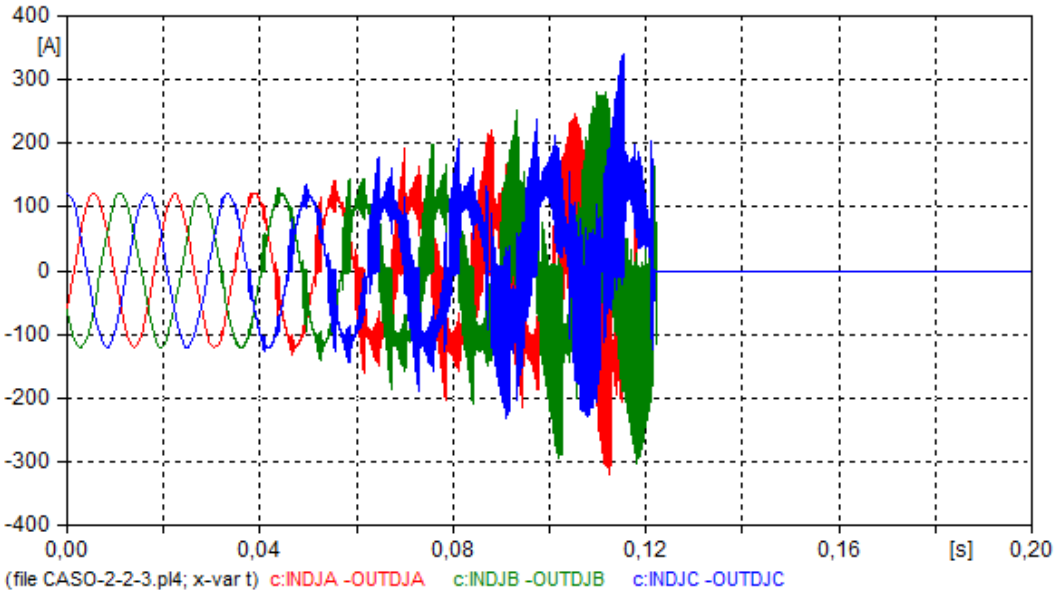
f) Resultados de simulação do Caso 2.2.3

Figura 138 - Tensões entre os terminais do disjuntor



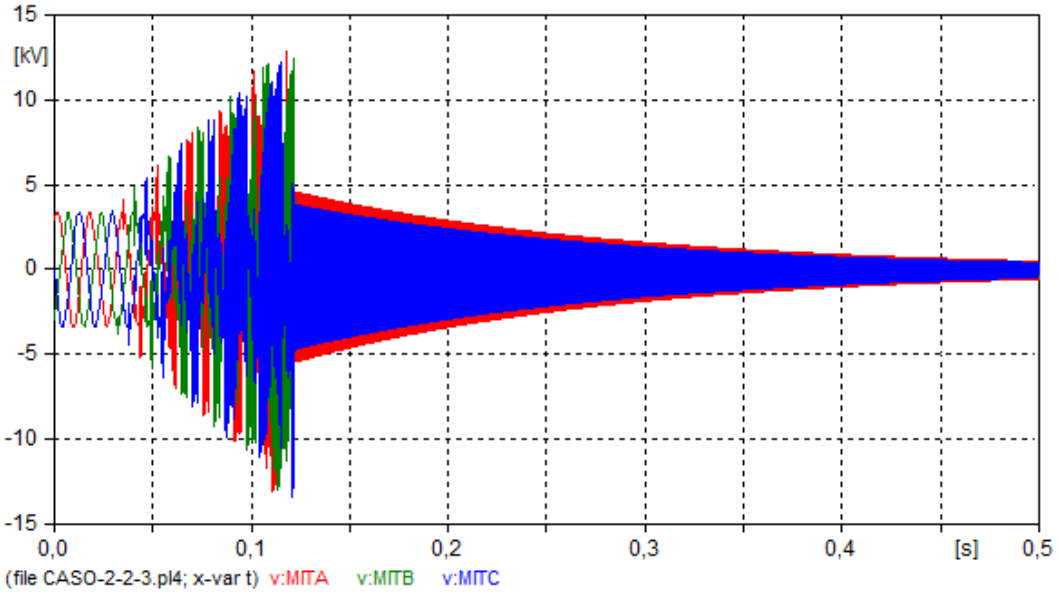
Fonte: Autor

Figura 139 - Correntes do disjuntor



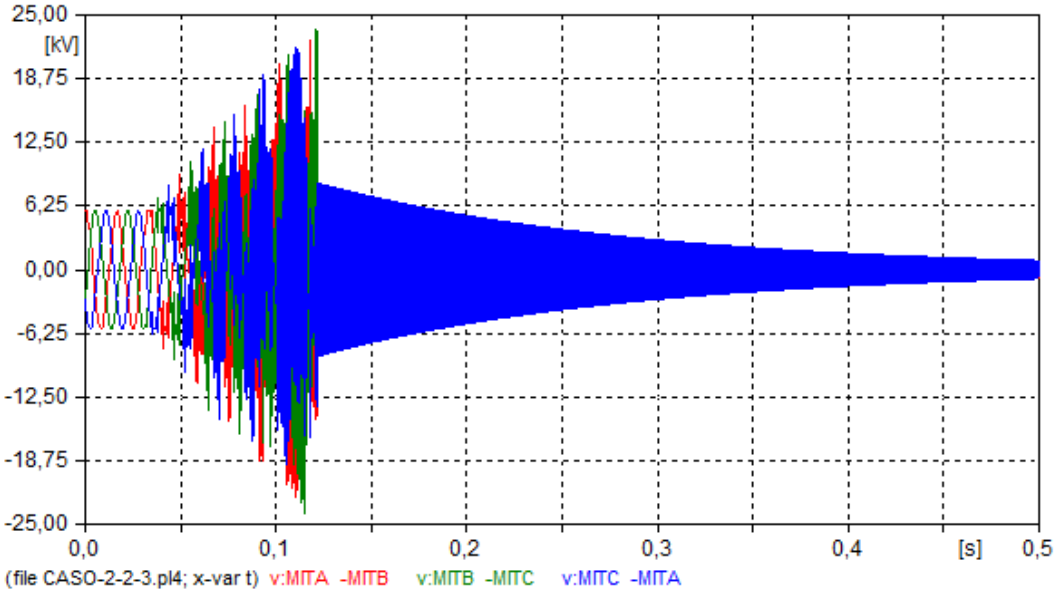
Fonte: Autor

Figura 140 - Tensões fase-terra nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

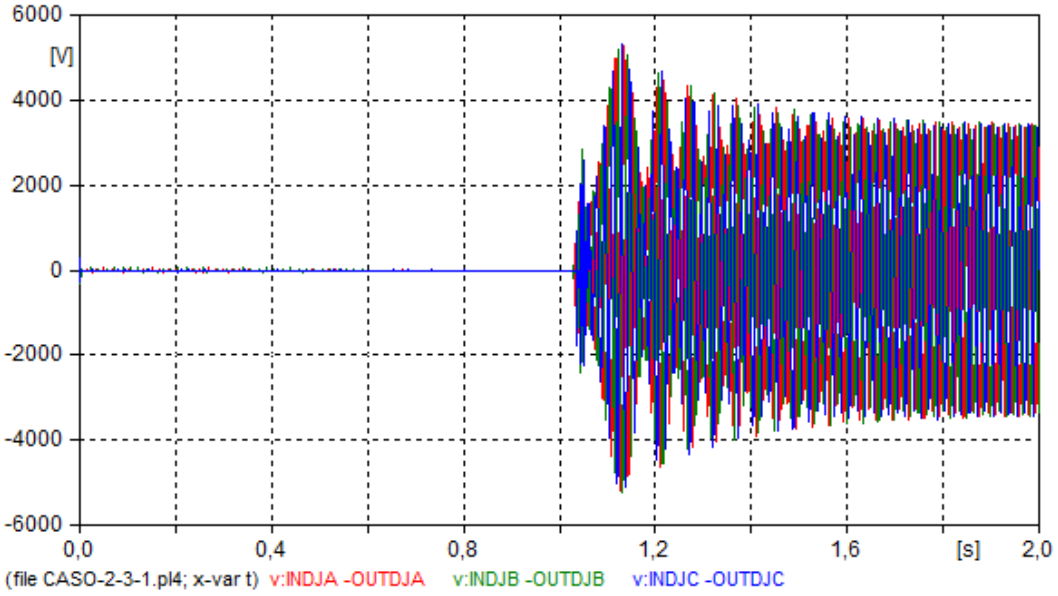
Figura 141 - Tensões fase-fase nos terminais do M-1700



Fonte: Autor

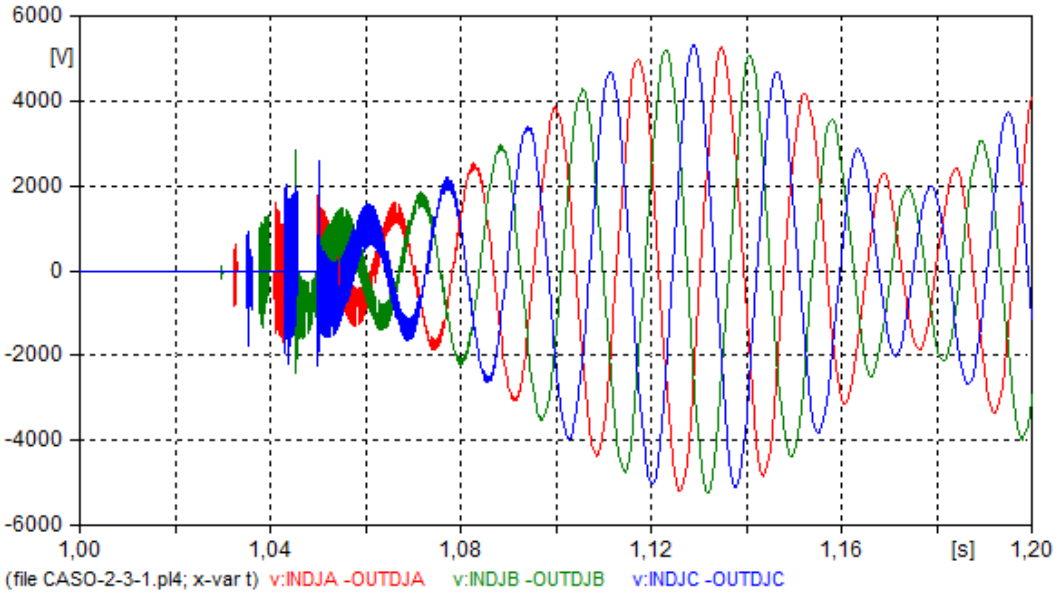
g) Resultados de simulação do Caso 2.3.1

Figura 142 - Tensões entre os terminais do disjuntor



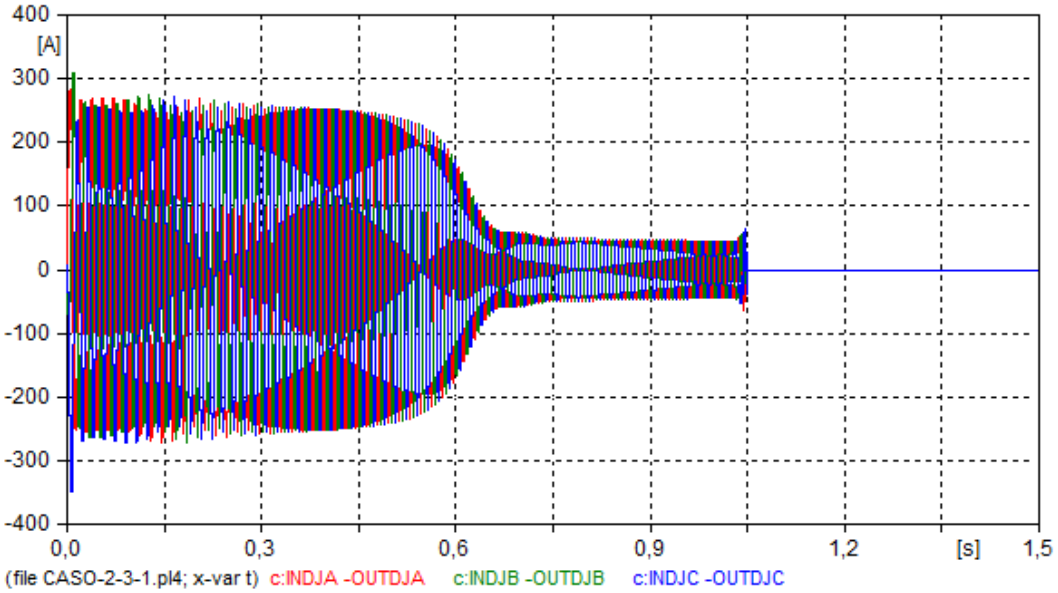
Fonte: Autor

Figura 143 - Detalhe das tensões entre os terminais do disjuntor



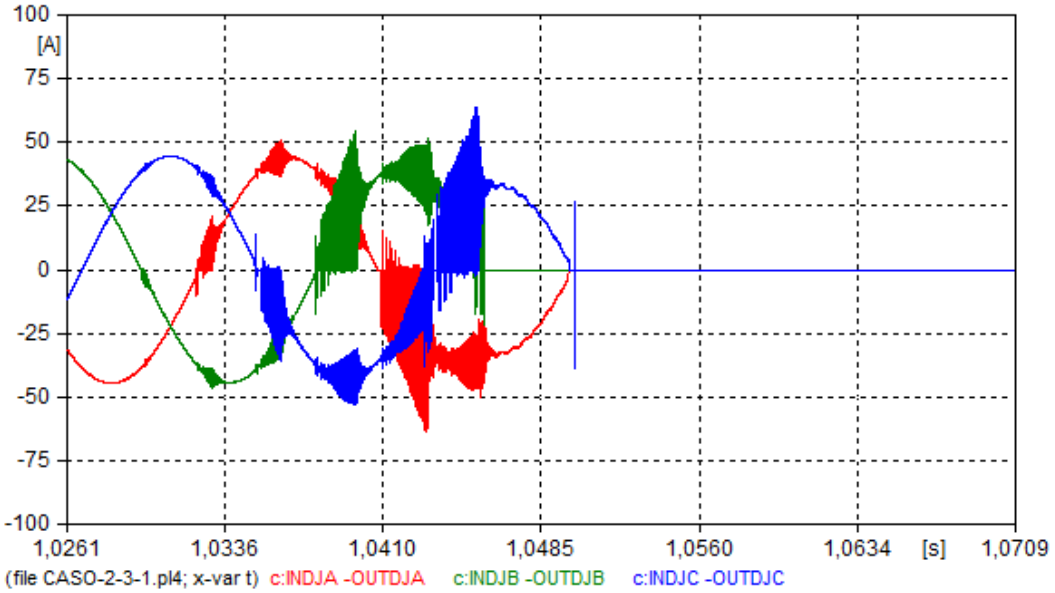
Fonte: Autor

Figura 144 - Correntes do disjuntor



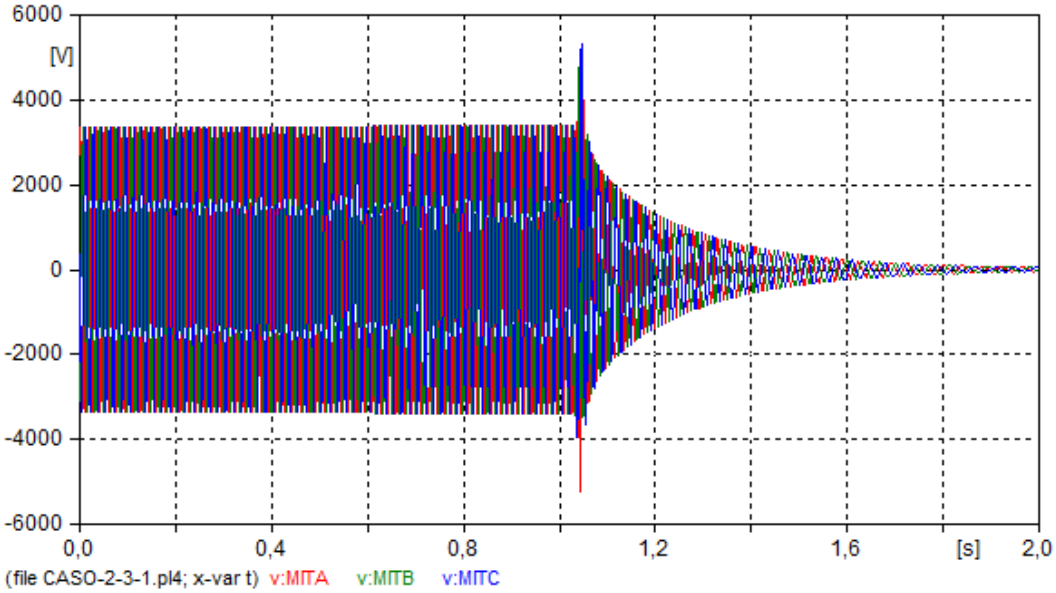
Fonte: Autor

Figura 145 - Detalhe das correntes através do disjuntor



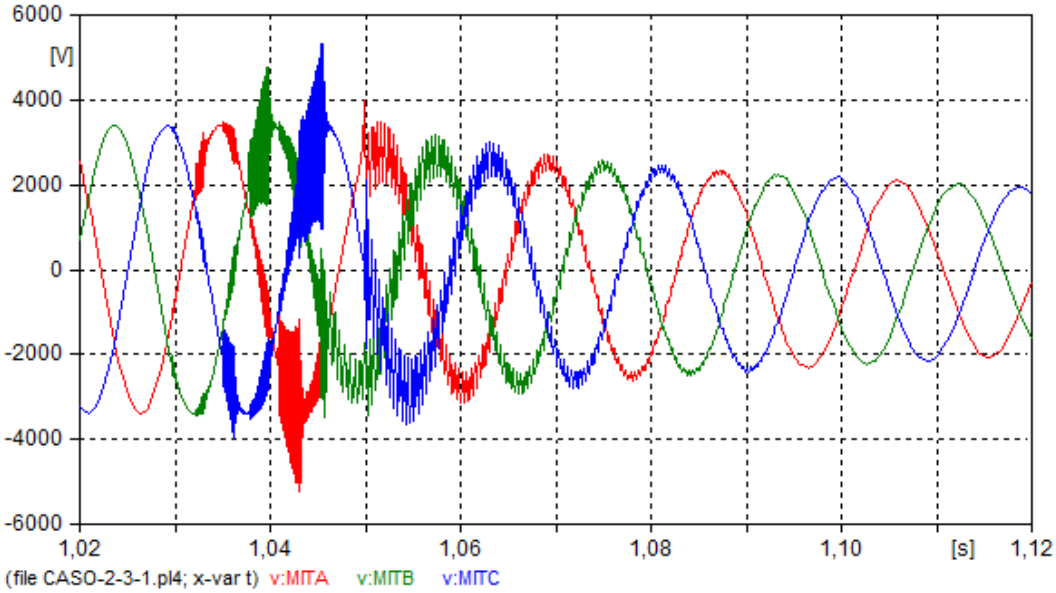
Fonte: Autor

Figura 146 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



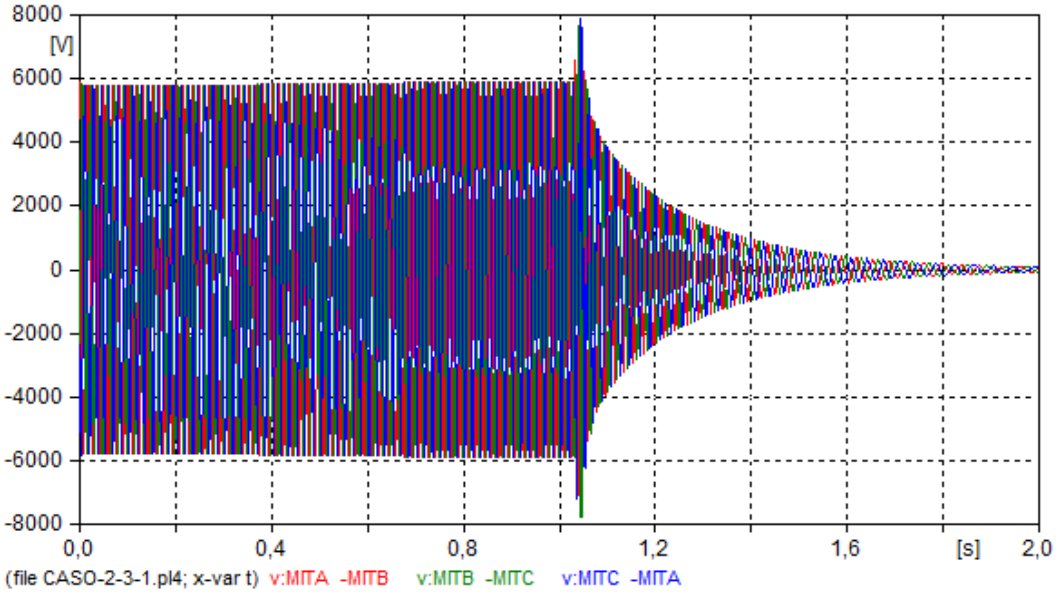
Fonte: Autor

Figura 147 - Detalhe das tensões fase-terra nos terminais do M-200



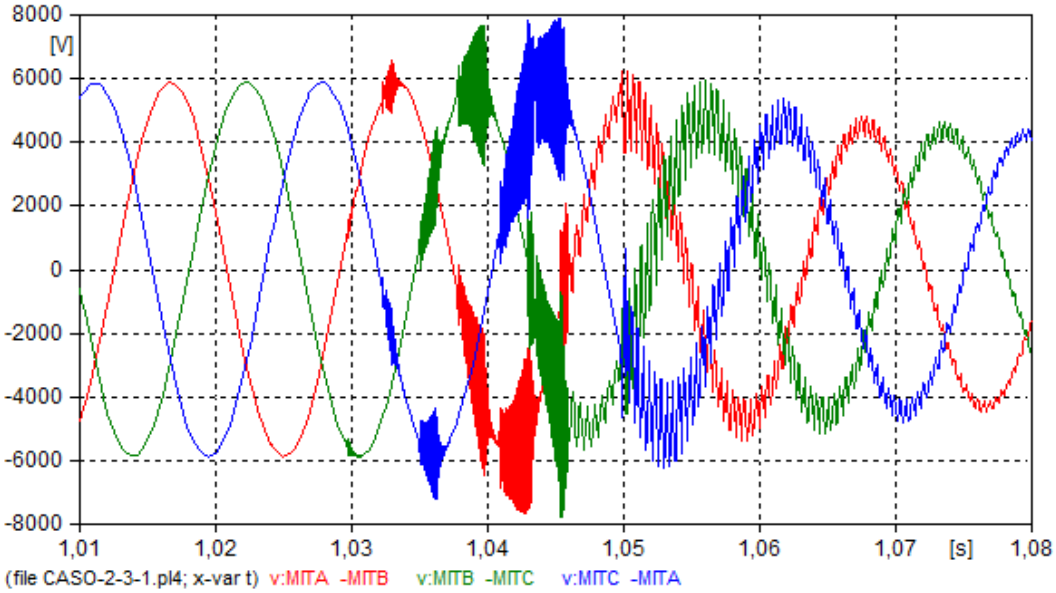
Fonte: Autor

Figura 148 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

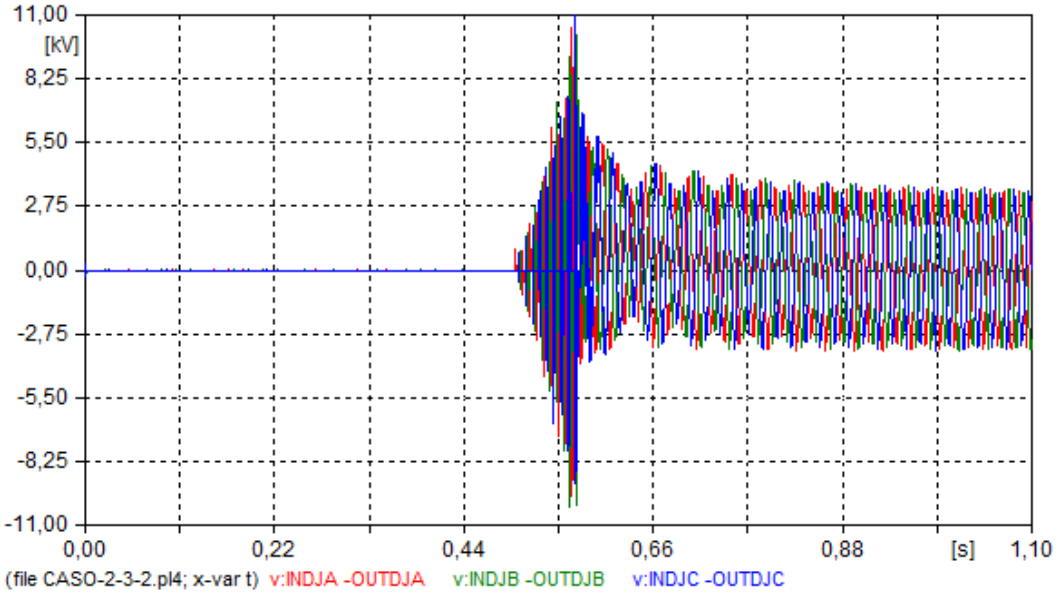
Figura 149 – Detalhe das tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

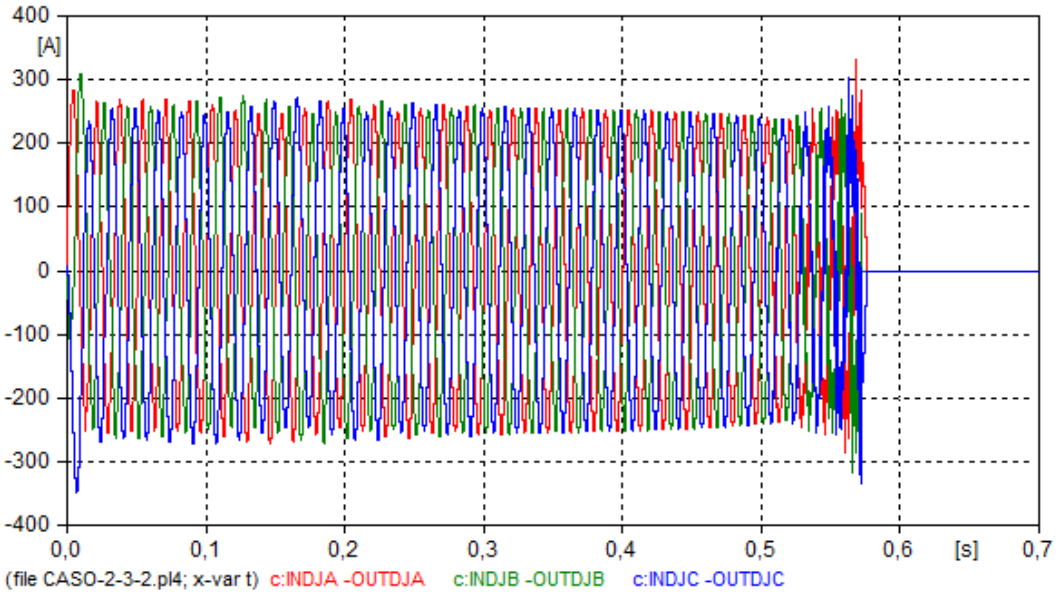
h) Resultados de simulação do Caso 2.3.2

Figura 150 - Tensões entre os terminais do disjuntor



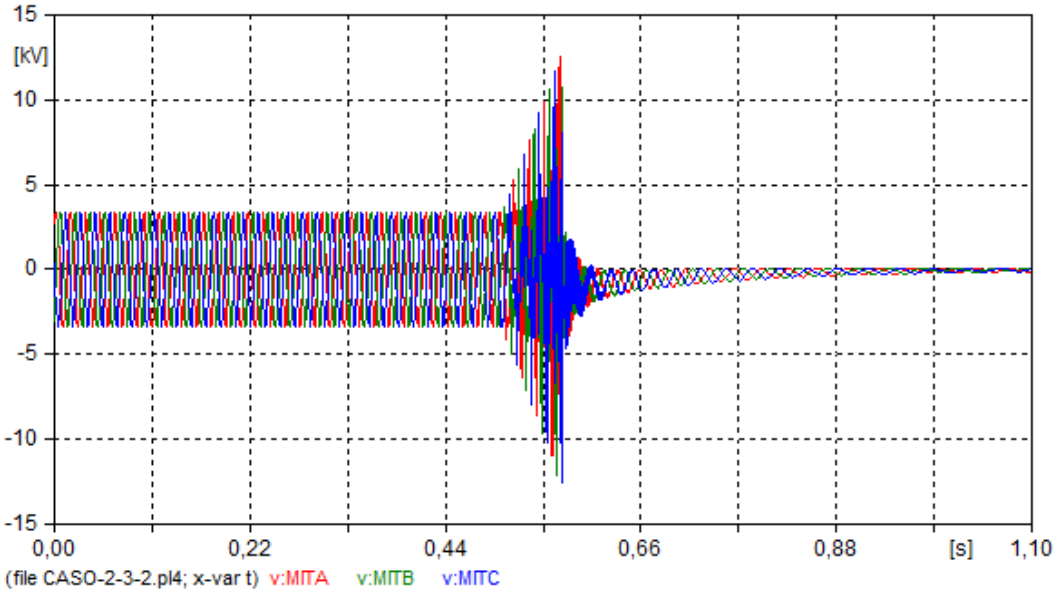
Fonte: Autor

Figura 151 - Correntes do disjuntor



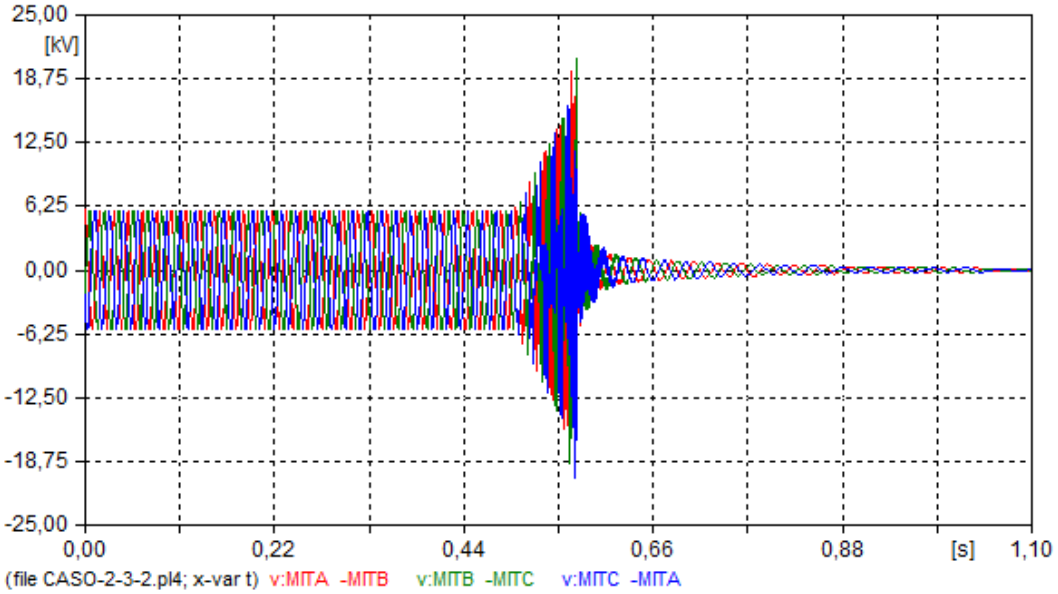
Fonte: Autor

Figura 152 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



Fonte: Autor

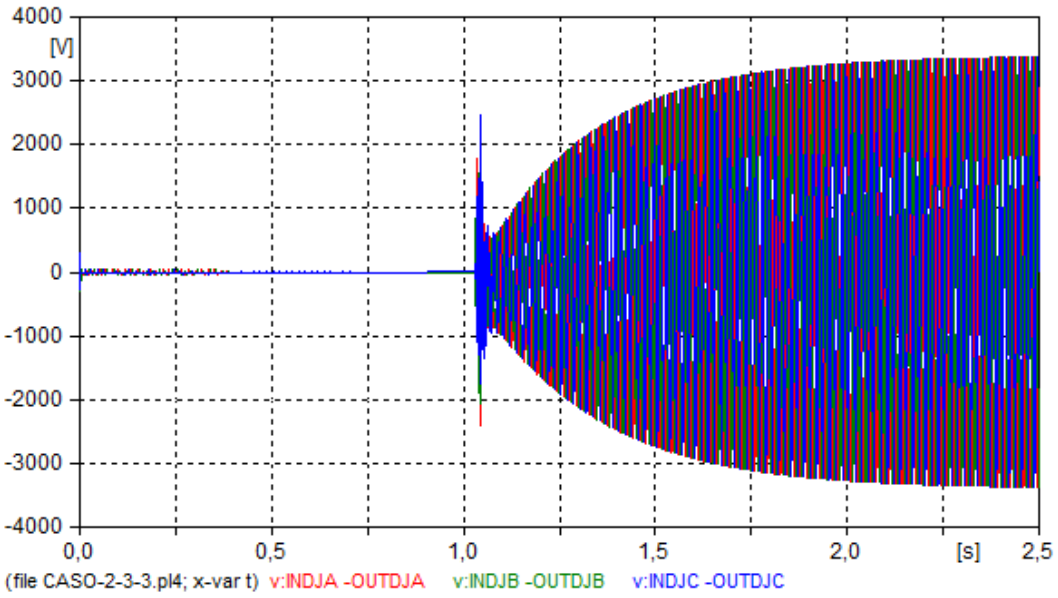
Figura 153 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

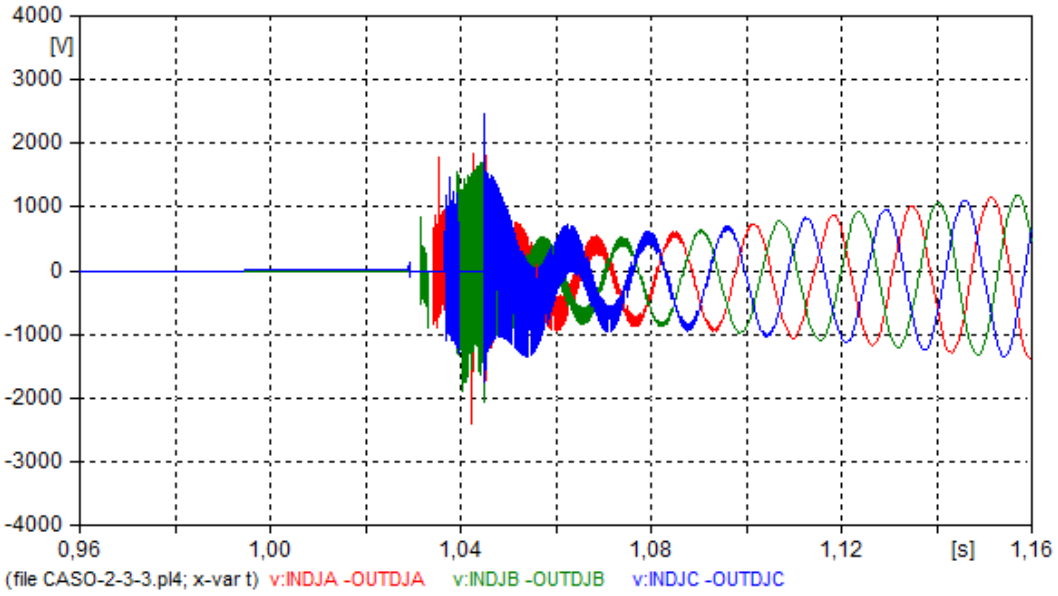
i) Resultados de simulação do Caso 2.3.3

Figura 154 - Tensões entre os terminais do disjuntor



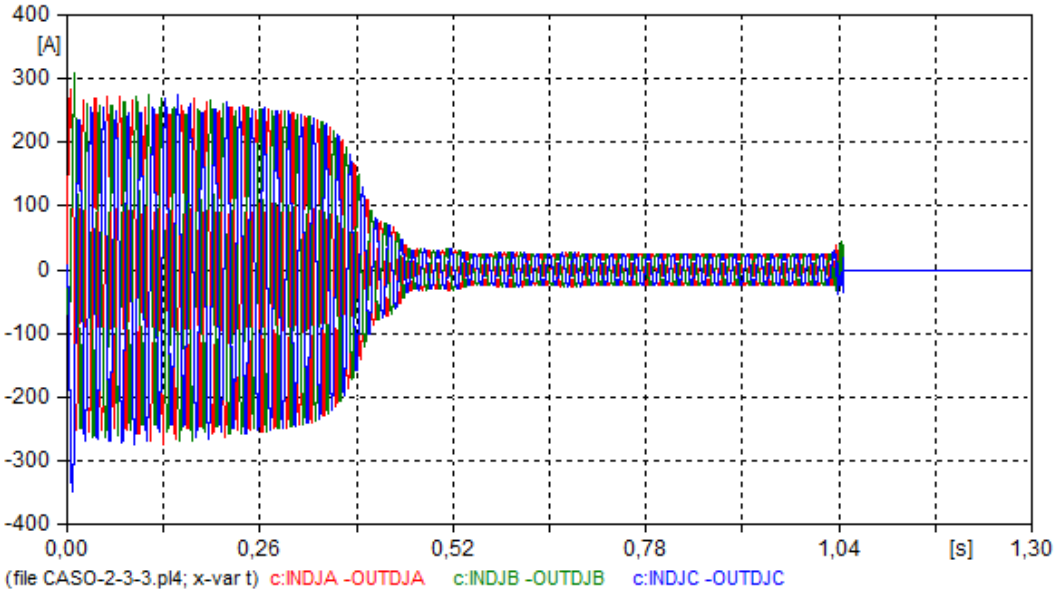
Fonte: Autor

Figura 155 - Detalhe das tensões entre os terminais do disjuntor



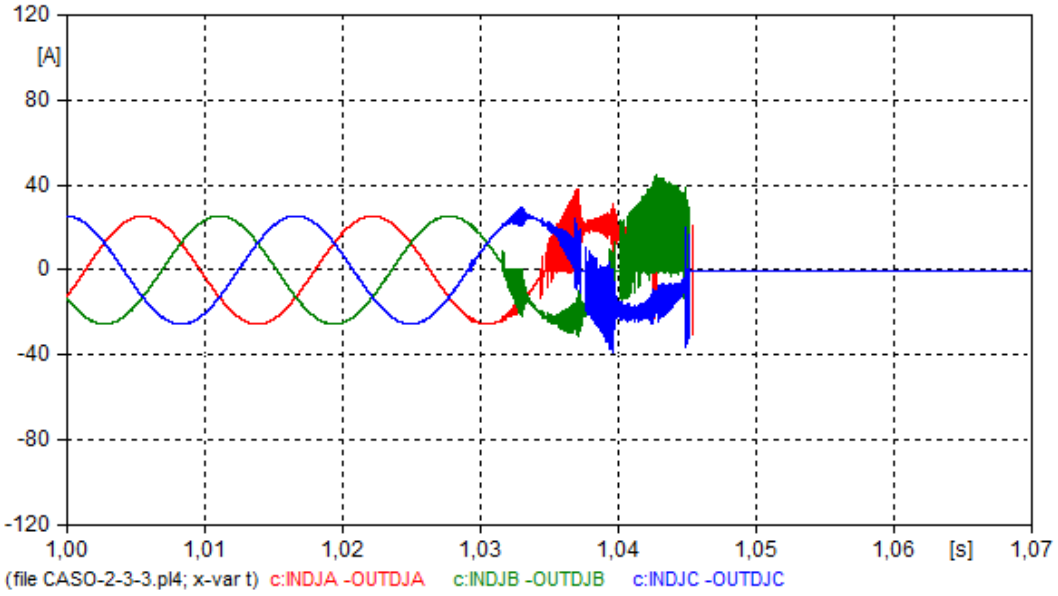
Fonte: Autor

Figura 156 - Correntes do disjuntor



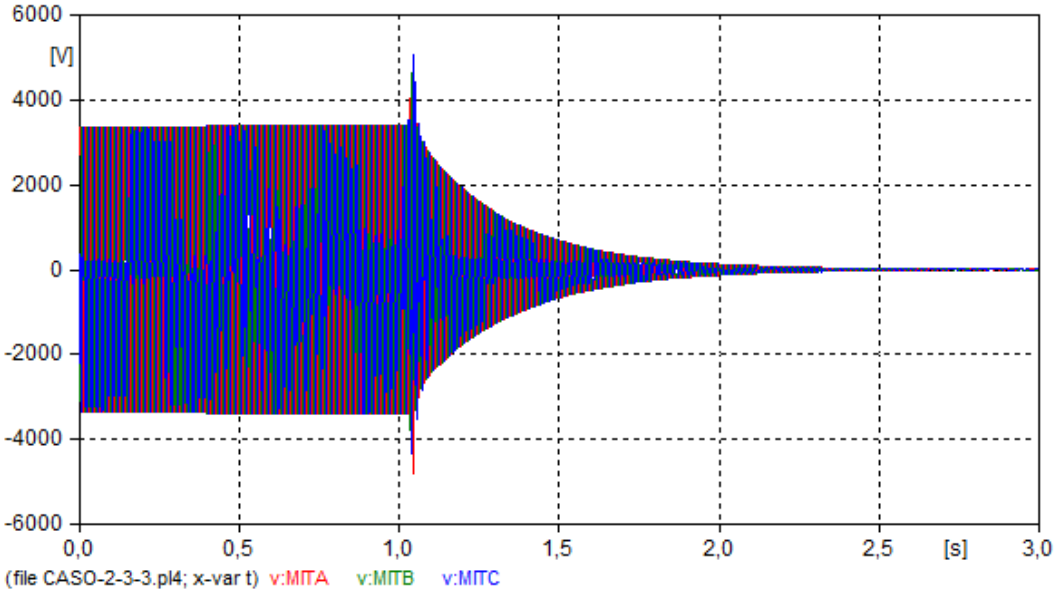
Fonte: Autor

Figura 157 - Detalhe das correntes do disjuntor



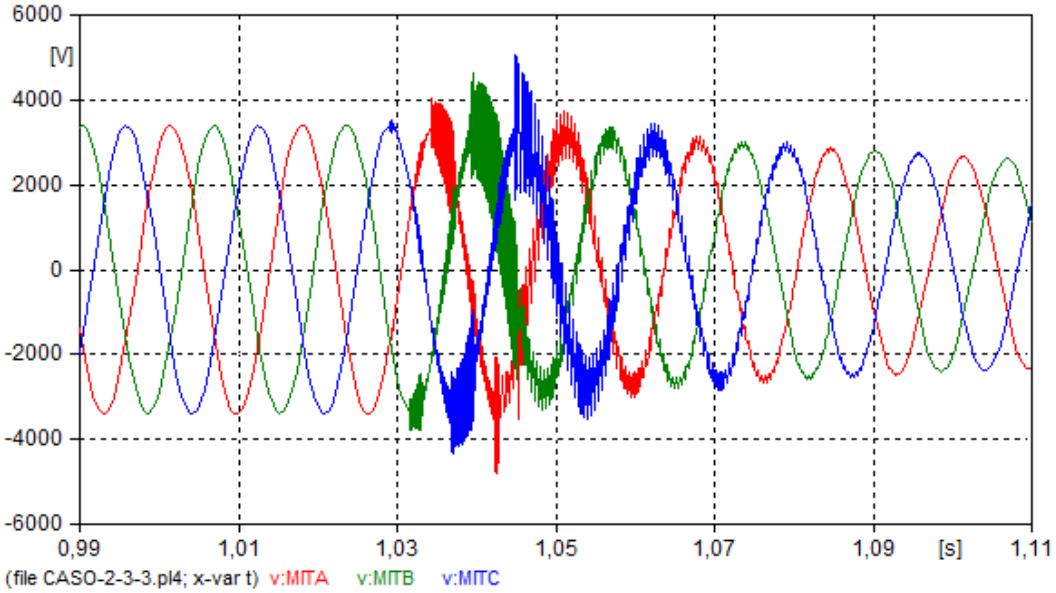
Fonte: Autor

Figura 158 - Tensões fase-terra nos terminais do M-200



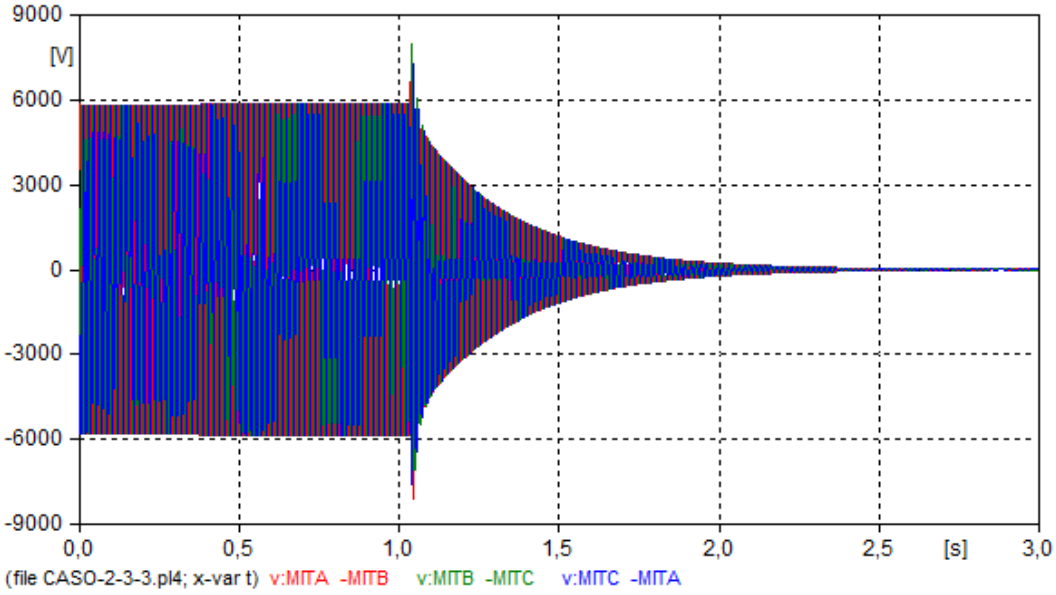
Fonte: Autor

Figura 159 - Detalhe das tensões fase-terra nos terminais do M-200



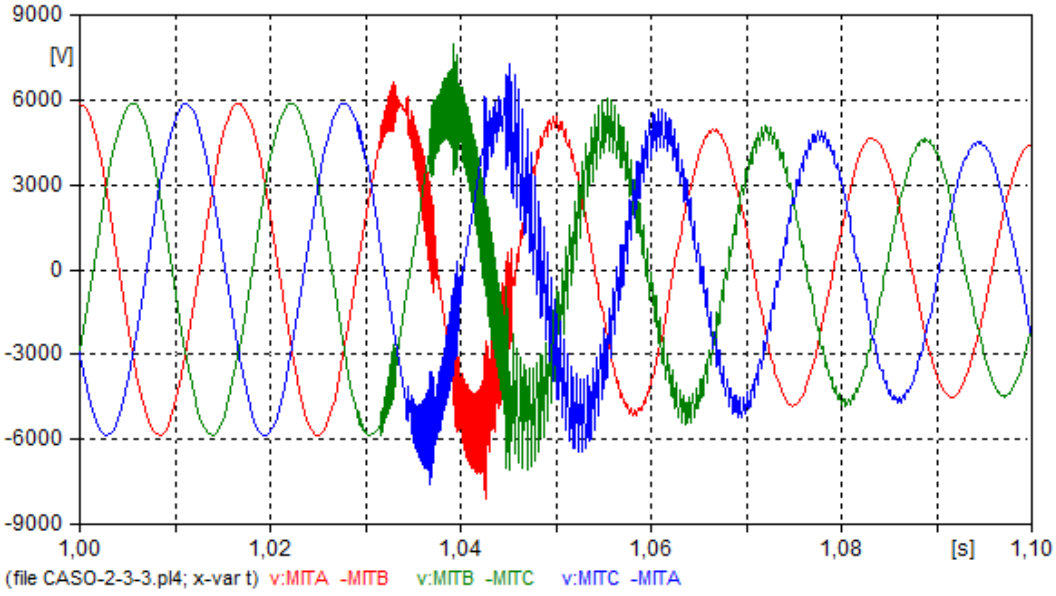
Fonte: Autor

Figura 160 - Tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

Figura 161 – Detalhe das tensões fase-fase nos terminais do M-200



Fonte: Autor

6.4.4 Análise dos resultados das simulações de manobras de desligamento dos MITs

A Tabela 12 a seguir apresenta um resumo das máximas sobretensões observadas nas simulações de desligamentos dos MITs.

Tabela 12 - Máximas sobretensões de pico observadas nos terminais do MITs durante as manobras de desligamento

Caso	Fase-terra MIT (kV_{pico})	Fase-terra MIT (pu)	Fase-fase MIT (kV_{pico})	Fase-fase MIT (pu)	Descrição
2.1.1	7,75	2,28	14,08	2,39	M-200 (circuito equivalente) - plena carga
2.3.1	5,29	1,56	7,91	1,34	M-200 (UM3 *induction*) - plena carga
2.1.2	17,02	5,01	31,38	5,33	M-200 (circuito equivalente) - partida
2.3.2	12,57	3,70	20,65	3,51	M-200 (UM3 *induction*) - partida
2.1.3	11,68	3,44	22,51	3,83	M-200 (circuito equivalente) - a vazio
2.3.3	5,05	1,49	8,13	1,38	M-200 (UM3 *induction*) - a vazio
2.2.1	6,77	1,99	9,70	1,65	M-1700 (circuito equivalente) - plena carga
2.2.2	12,76	3,76	17,84	3,03	M-1700 (circuito equivalente) - partida
2.2.3	13,43	3,95	23,87	4,06	M-1700 (circuito equivalente) - a vazio

Fonte: Autor

Através dos resultados obtidos pode-se fazer algumas observações a respeito da influência das condições de operação do motor na manobra de abertura do disjuntor.

Primeiramente são analisados os casos envolvendo o motor M-200 representado através do circuito equivalente. No caso 2.1.1, com o motor em operação nominal e plena carga, as máximas sobretensões fase-terra foram de até 2,3 pu e fase-fase próximas a 2,4 pu, além disso, pode-se observar que houve grande ocorrência de múltiplas reignições, como observado nas Figuras 118 a 121. Já no caso 2.1.2, com a abertura do disjuntor com o motor em condições de partida, as máximas sobretensões fase-terra observadas foram de 5 pu e fase-fase de até 5,3 pu, além disso a ocorrência de múltiplas reignições foi muito mais intensa que no caso 2.1.1, como apresentam as Figuras 122 a 125. No caso 2.1.3 com o motor em condição de rotor livre (a vazio), as máximas sobretensões observadas foram de 3,4 pu fase-terra e 3,8 pu fase-fase, além disso a ocorrência de múltiplas reignições se apresentou maior que no caso 2.1.1 e menor que no caso 2.1.2, sendo que a principal diferença notada neste caso com rotor livre foi o tempo para estabilização das tensões após a abertura do disjuntor, conforme observado nas Figuras 126 a 129. Analisando agora os casos do desligamento do M-1700, observou-se que as maiores sobretensões ocorreram no caso 2.2.3 com o motor a vazio com valores fase-terra e fase-fase em cerca de 4 pu, enquanto que o caso mais crítico no quesito da ocorrência de múltiplas

reignições também foi o caso 2.2.3. Observa-se também que o caso 2.2.3 foi o que apresentou maior tempo para estabilização das tensões após a abertura do disjuntor.

Para o caso do desligamento do M-200 com o modelo UM3 *induction*, os valores de sobretensões obtidos foram um pouco diferentes dos casos com o circuito equivalente, como pode ser observado na Tabela 12. Porém, os comportamentos observados foram similares, de forma que as maiores sobretensões foram observadas no caso 2.3.2, com o desligamento do motor durante a partida, apresentando valores fase-terra e fase-fase próximos a 3,7 e 3,5 pu, respectivamente. Além do mais, o caso mais crítico no quesito ocorrência de múltiplas reignições também foi o caso 2.3.2. Com relação ao caso 2.3.3, com o motor a vazio, observou-se que os valores de sobretensões foram próximos ao caso 2.3.1 com o motor a plena carga, de forma que a principal diferença observada foi que que no caso 2.3.3 as tensões demoraram mais para se estabilizar após a abertura do disjuntor, conforme observado nas Figuras 154, 158 e 160.

A diferença observada nos resultados obtidos para o motor M-200 nos casos com modelagem através do circuito equivalente e da UM3 *induction* pode ser explicada pelo fato de o modelo com circuito equivalente possui apenas elementos simples como resistores e indutores. Já no modelo UM3 são representadas condições dinâmicas adicionais, tais como a inércia do eixo do motor, inércia da carga, o torque da carga, força contraeletromotriz e assim por diante, justificando assim as diferenças observadas. Por fim, pode-se analisar que os casos envolvendo o motor M-200 apresentaram maiores sobretensões que nos casos com o M-1700. Conclui-se também que o caso de abertura do disjuntor durante a partida dos motores é o mais severo, possuindo as maiores sobretensões e maiores ocorrências de múltiplas reignições.

6.4.5 Análise geral dos resultados

Vale ressaltar aqui algumas dificuldades envolvidas na utilização do modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido, sendo que a principal está relacionada aos valores utilizados para os parâmetros *A*, *B*, *C* e *D* do modelo. Os valores teóricos apresentados na Tabela 4 e Tabela 5 não funcionam para todos os casos e circuitos, sendo que para os casos realizados no presente trabalho foi realizada uma análise de sensibilidade dos parâmetros a fim de encontrar valores adequados para o correto funcionamento do modelo.

Outra dificuldade foi com relação ao passo de simulação (*step*), que para o caso das manobras envolvendo o transformador o valor de 1.10^{-7} foi satisfatório, sendo que para os casos envolvendo os motores, o valor de *step* igual a 1.10^{-6} foi bem-sucedido.

A definição dos parâmetros do modelo do disjuntor a vácuo varia para cada caso, visto que frente aos parâmetros da carga e interações dos equipamentos os fenômenos transitórios são únicos para cada sistema. Desta forma para cada aplicação é necessária uma verificação específica. Através das simulações foi possível verificar a influência dos comprimentos dos cabos elétricos nas sobretensões transitórias, onde foi possível observar que para as manobras de desligamento dos transformadores as piores condições foram observadas para os cabos curtos, enquanto que para as manobras de energização dos transformadores, os cabos longos apresentaram as piores condições. Porém tal fato não pode ser levado plenamente como regra, visto que outros fatores também influenciam na severidade dos fenômenos transitórios, tais como as características do disjuntor e a interação entre os componentes do sistema.

Por meio das simulações foi possível variar as condições de operação dos MITs durante as manobras de desligamento e verificar quais delas causam os maiores impactos nos fenômenos transitórios. Dentre as condições analisadas, de desligamento durante a partida, desligamento em condições nominais a plena carga e desligamento com rotor livre (a vazio), foi possível concluir que a condição mais severa é a de desligamento sob condições de partida, que apresentou os maiores valores de sobretensões e a maior ocorrência de múltiplas reignições. Tal fato evidencia também a importância dos corretos ajustes nos dispositivos de proteção a fim de se evitar o desligamento da partida pelo falso *tripping* da proteção. Adicionalmente verificou-se que os desligamentos do motor de 200 cv foram mais críticos que os do motor de 1700 cv.

Foram analisadas as sobretensões transitórias decorrentes de manobras de desligamentos e energizações de transformadores a seco, sendo que nesses equipamentos as falhas geralmente ocorrem devido as altas taxas de variação da tensão (*dv/dt*), excitando ressonâncias internas nos transformadores. Essas falhas ocorrem também devido às múltiplas repetições dos impulsos de tensão sobre o isolamento dos transformadores, mesmo que os valores de sobretensões em si não ultrapassem o nível de isolamento suportável (NBI) pelos transformadores. Foram analisadas também as sobretensões transitórias decorrentes das manobras de desligamento de motores de indução trifásicos, sendo que as causas de falhas são similares aos casos dos transformadores, podendo ser devido a superação da tensão com relação a suportabilidade do isolamento do motor, ou pelas elevadas taxas de variação da tensão (*dv/dt*), bem como devido aos impulsos de tensão repetitivos.

7 CONCLUSÕES

Por meio deste trabalho foi possível mostrar a importância da representação e modelagem de disjuntores a vácuo para análises e estudos de sobretensões transitórias e seus impactos decorrentes das manobras de desligamentos e energizações de equipamentos no sistema elétrico.

Foi desenvolvido um modelo de disjuntor a vácuo capaz de representar os efeitos das múltiplas reconduções em altas frequências (*restrikes* e *prestrikes*). Para a verificação da funcionalidade do modelo desenvolvido foi realizada a validação do mesmo, realizando uma análise de sensibilidade e influência dos parâmetros do mesmo. Verificou-se que quanto maior a taxa de recuperação do dielétrico (RRDS), menor a probabilidade de ocorrência de reignições. Verificou-se também que quanto maior o tempo de arco, há um número menor de reignições. Verificou-se também a influência da capacidade de extinção de correntes de altas frequências, que quanto maior seu valor, maior é o número de reignições.

Foi realizada a implementação do modelo de disjuntor desenvolvido em circuitos práticos de aplicação, envolvendo manobras de energização e desligamento de transformadores a seco em 34,5 kV e manobras de desligamento de motores de indução trifásicos em 4,16 kV.

Desta forma, o trabalho contribuiu para um melhor entendimento e análise desse tema que tem extrema importância nos sistemas elétricos, propondo um modelo de disjuntor a vácuo que serve de ferramenta para estudo e análise de sistemas elétricos em fases preliminares à execução, através de simulações, evitando assim a ocorrência de falhas nos equipamentos e a necessidade de manutenções corretivas ou substituição dos mesmos. Sendo assim, esta ferramenta proporciona a possibilidade de se analisar proteções contra as sobretensões transitórias, tais como a utilização de supressores de surto em conjunto com para-raios nos terminais dos equipamentos em questão, podendo diminuir assim as taxas de crescimento das tensões e os picos das sobretensões.

Por fim, o desenvolvimento do presente trabalho possibilitou a submissão de um resumo de artigo técnico com o título *Implementação de modelos de disjuntores a vácuo no programa ATP e análise da sensibilidade de parâmetros associados as ocorrências de múltiplas reconduções* ao XIX ERIAC (XIX Encontro Regional Ibero-americano do CIGRE). Após a primeira etapa de avaliação do comitê do evento, o resumo foi aprovado para a submissão do artigo técnico completo. Desta forma o artigo técnico submetido é apresentado no APÊNDICE C.

8 SUGESTÕES PARA CONTINUIDADE DOS TRABALHOS

Como sugestões para trabalhos futuros, propõe-se:

a) Simulações de circuitos e análise comparativa utilizando supressores de surto/para-raios nos terminais dos transformadores e motores, a fim de se verificar a influência detalhada dos mesmos nos fenômenos transitórios;
b) Modelagem de disjuntores a vácuo em alta tensão;
c) Modelagem mais específica do disjuntor a vácuo, representando os efeitos do corte de correntes induzidas (*virtual chopping*) entre as fases frente aos acoplamentos elétricos e magnéticos;
d) Análise e definição dos valores das capacitâncias parasitas e as influências nos fenômenos transitórios;
e) Modelagem do arco elétrico nos disjuntores a vácuo;
f) Modelagem e análise de disjuntores a SF6 para as manobras;
g) Utilização de outras equações para a característica do dielétrico, tais como exponencias, quadráticas, etc;
h) Análise paramétrica e comparativa com medições de eventos transitórios.

REFERÊNCIAS

ABB. **Technical Application Papers No. 26 - Medium voltage switching devices:** technologies and applications. [2018]. Disponível em: https://library.e.abb.com/public/619009ca06434972a40b3479a1ed3c69/AP_Apparecchi-manovra-MT(EN)C_1VCP000735.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

ALVES, Rimon de Oliveira. **Tensão de restabelecimento transitória (TRT)**. 2012. Monografia de Final de Curso (Especialização em Sistemas de Energia Elétrica - Ênfase em Qualidade da Energia Elétrica) - UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, Belo Horizonte, 2012. Disponível em: https://repositorio.ufmg.br/bitstream/1843/VRNS-9RMMHK/1/monografia_rimon_alves_tensao_de_restabelecimento_transitoria.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6939**: Coordenação do isolamento – Procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR IEC 62271-1**: Manobra e comando de alta tensão – Parte 1: Especificações comuns para equipamentos de manobra e comando em corrente alternada. Rio de Janeiro: ABNT, 2020.

BARROS, Benjamim Ferreira de *et al*. **NR-10 Norma Regulamentadora de Segurança em Instalações e Serviços de Eletricidade:** Guia Prático de Análise e Aplicação. São Paulo: Erica, 2010.

BOLOTINHA, Manuel. Disjuntores de muito alta, alta e média tensão. **O electricista**: revista técnico-profissional, [*S. l.*], n. 64, 6 ago. 2018. Disponível em: https://www.voltimum.pt/sites/www.voltimum.pt/files/pdflibrary/disjuntores_mat-at-mt.pdf. Acesso em: 10 set. 2022.

BONGIOLO, Guilherme Grazziotin. **Análise de sobretensões transitórias causadas por manobras de disjuntores a vácuo**. 2018. Dissertação (Mestrado em Ciências) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2018. Disponível em: https://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/3/3143/tde-20032019-152652/publico/GuilhermeGrazziotinBongioloCorr19.pdf. Acesso em: 10 set. 2022.

BUDZISZ, Joanna; WRÓBLEWSKI, Zbigniew. Digital model of a vacuum circuit breaker for the analysis of switching waveforms in electrical circuits. **The european physical journal b**, Poland, v. 89, ed. 70, 16 mar. 2016. Disponível em: https://www.researchgate.net/publication/298209668_Digital_model_of_a_vacuum_circuit_breaker_for_the_analysis_of_switching_waveforms_in_electrical_circuits. Acesso em: 20 set. 2022.

CARVALHO, Antônio Carlos Cavalcanti de *et al*. **Disjuntores e chaves**: aplicação em sistemas de potência. Niterói: EdUFF, 1995. 365 p.

COGO, João Roberto *et al*. Análise de transitórios devido a manobras de disjuntores a vácuo em transformadores com meio isolante sólido (a seco). *In:* CBQEE - CONFERÊNCIA

BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA, 2015, Campina Grande. **Trabalhos apresentados** [...] Campina Grande: 2015.

COGO, João Roberto *et al*. Medições de Manobras de Energização de Transformadores Considerando a Instalação de Supressores de Surto. *In:* CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA, 2015, Campina Grande. **Trabalhos apresentados** [...] Campina Grande: 2015.

COLOMBO, Roberto. **Disjuntores de Alta Tensão**. São Paulo: Nobel, 1988.

CONSEIL INTERNATIONAL DES GRANDS RÉSEAUX ELECTRIQUES - CIGRE. Interruption of Small Inductive Currents. **Electra**, [S. *l*.], v. 72, p. 73-104, 19--.

FLURSCHEIM, Cedrick Harold. **Power circuit breaker theory and design**. 3rd. ed. Londres: Institution of Electrical Engineers, v. I, 1985.

GHASEMI, Sajjad *et al*. Probabilistic analysis of switching transients due to vacuum circuit breaker operation on wind turbine step-up transformers. **Electric Power Systems Research**, [*S. l.*], v. 182, 18 jan. 2020. Disponível em: https://pure.tudelft.nl/ws/portalfiles/portal/90343079/1_s2.0_S0378779620300110_main.pdf. Acesso em: 15 out. 2022.

GLASDAM, Jakob; BAK, Claus Leth; HJERRILD, Jesper. Transient studies in large offshore wind farms employing detailed circuit breaker representation. **Energies**, [*S. l.*], p. 2214-2231, 5 jul. 2012. Disponível em: https://vbn.aau.dk/ws/files/65675959/energies_05_02214.pdf. Acesso em: 10 set. 2022.

GSI. **RT 1264/011-19**: treinamento de simulação de sistemas elétricos utilizando o programa atpdraw - curso básico - parte 1. Taubaté, 2019.

HELMER, J.; LINDMAYER, Manfred. Mathematical modeling of the high frequency behaviour of vacum interrupter and comparison with measured transiente in power systems. *In:* 17 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON DISCHARGES AND ELECTRICAL INSULATION IN VACUUM. **Trabalhos apresentados** [...]. Berkeley: IEEE. 1996. P. 323-331.

INDUSCABOS. **Parâmetros elétricos:** cabos de média tensão, [2018]. Disponível em: https://www.induscabos.com.br/wp-content/uploads/2018/03/induscabos-parametros-eletricos-cabos-de-media-tensao.pdf. Acesso em: 10 dez. 2022.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 3**: Preferred numbers – series of preferred numbers. [*S.l.*]: ISO, 1973. Disponível em: https://cdn.standards.iteh.ai/samples/3564/b371a39798db4f9fbd40f09ca0b7d71d/SIST-ISO-3-1995.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

JESUS, Nelson Clodoaldo de *et al*. A importância atual de estudos de transitórios eletromagnéticos para definição de sistemas de proteção de transformadores contra sobretensões e as aplicações recentes com a instalação de supressores de surto. *In:* 25 SNPTEE - SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, Belo Horizonte**. Trabalhos apresentados** [...] Belo Horizonte: 2019.

JESUS, Nelson Clodoaldo de *et al*. Modelagem, Simulação e Análise de Transitórios de Manobras para Definição de Supressores de Surto Como Proteção de Transformadores. *In:* CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA, 2017, Curitiba. **Trabalhos apresentados** [...] Curitiba: 2017.

MARTINEZ-VELASCO, Juan Antonio; POPOV, Marjan. Circuit Breakers. *In*: MARTINEZ-VELASCO, Juan Antonio. **Power System Transients**: parameter determination. New York: CRC Press, 2010. p. 447-545.

MUELLER, Ansgar; SAEMANN, Dieter. Switching phenomena in medium voltage systems - good engineering practice on the application of vacuum circuit-breakers and contactors. **Petroleum and Chemical Industry Conference Europe Electrical and Instrumentation Applications**, [*S. l.*], 2011.

POPOV, Marjan. **Switching three-phase distribution transformers with a vacuum circuit breaker**: analysis of overvoltages and the protection of equipment. 2002. Tese (Doutorado) - Delft University of Technology, Delft, 2002.

RAO, Bandaru. Kondala; GAJJAR, Gopal. Development and application of vacuum circuit breaker model in eletromagnetic transient simulation. *In:* Power India Conference, 2006 [*S.l.*]. **Trabalhos apresentados** [...]. New Delhi: IEEE. 2006. Disponível em: https://www.ee.iitb.ac.in/student/~gopal/papers/piconf_2006.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

SALGE, Gustavo Silva *et al*. Avaliação de desempenho de disjuntores em relação à tensão de restabelecimento transitória (TRT). *In:* 8 WORKSPOT – International Workshop on Power Transformers, Equipment, Substations and Materials, 2016, Pernambuco. **Trabalhos apresentados** [...] Pernambuco: 2016. Disponível em: https://conprove.com/wp-content/uploads/2020/05/2016_WORKSPOT_DESEMPENHO_DE_DISJUNTORES_EM_RELACAO_A_TENSAO_DE_REESTABELECIMENTO_TRANSITORIA_TRT_TRV_ARTIGO.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

SÄMANN, Dieter *et al*. **O princípio de chaveamento a vácuo para a média tensão**. [*S. l.*], 2010.

SCHUARTZ, Felipe Mafioletti. **Manutenção de disjuntores em uma subestação de 13,8 kV conforme a NR-10**. 2014. Projeto Final (Especialização em Engenharia de Segurança do Trabalho) – Departamento Acadêmico de Construção Civil, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2014. Disponível em: https://repositorio.utfpr.edu.br/jspui/bitstream/1/17665/3/CT_CEEST_XXVII_2014_12.pdf. Acesso em: 20 set. 2022.

SHIPP, David; DIONISIE, Thomas James. **Switching transients, transformer failures and practical solutions**. Houston, 2016. Disponível em: https://r5.ieee.org/houston/wp-content/uploads/sites/32/2016/01/2016-02-09-Switching-Transients-Transfomer-Failures.pdf. Acesso em: 10 out. 2022.

SIEYUAN. **Disjuntores de tanque vivo SF6–MOD. LW36 (123-145 kV)**, [2022]. Disponível em: http://en.sieyuan.com/188/207/. Acesso em: 3 out. 2022.

SINDER, Daniel. **Métodos de cálculo da tensão de restabelecimento transitória para análise da superação de disjuntores de alta tensão**. 2007. Dissertação (Mestrado em Ciências em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007. Disponível em: http://pee.ufrj.br/teses/textocompleto/2007033003.pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

SISI, Li *et al*. Research on measures suppressing high frequency transient overvoltage in offshore wind farms**. Journal of Physics: Conference Series**, [*S. l.*], 2021. Disponível em: https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/1983/1/012054/pdf. Acesso em: 3 out. 2022.

SLADE, Paul. **The vacuum interrupter:** theory, design and application. Boca Raton: CRC Press, 2008.

WEG. **Seleção de motores elétricos**. [2022]. Disponível em: https://ecatalog.weg.net/tec_cat/tech_motor_sel_web.asp. Acesso em: 10 dez. 2022.

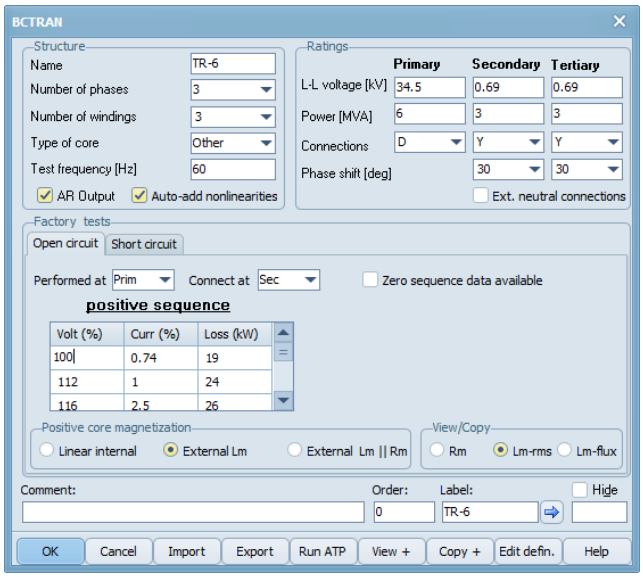
XUE, Haoyan; POPOV, Marjan. Analysis of switching transient overvoltages in the power system of floating production storage and offloading vessel. **International Conference on Power Systems Transients**, Vancouver, 2013. Disponível em: https://www.ipstconf.org/papers/Proc_IPST2013/13IPST007.pdf. Acesso em: 10 out. 2022.

APÊNDICE A - Modelagem e validação dos transformadores no ATPDraw

A modelagem dos transformadores foi realizada através do componente BCTRAN do ATPDraw, que como já foi mencionado, utiliza, além dos dados básicos nominais como tensão, potência, tipo de conexão, entre outros, os resultados dos ensaios a vazio e de curto-circuito.

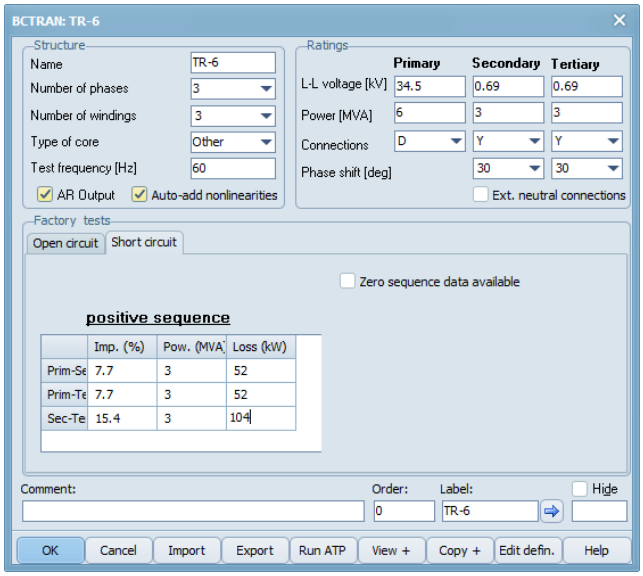
Os dados dos transformadores apresentados na Tabela 7 são inseridos na janela do componente, conforme mostra as Figuras 162 a 165.

Figura 162 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-6 - 1



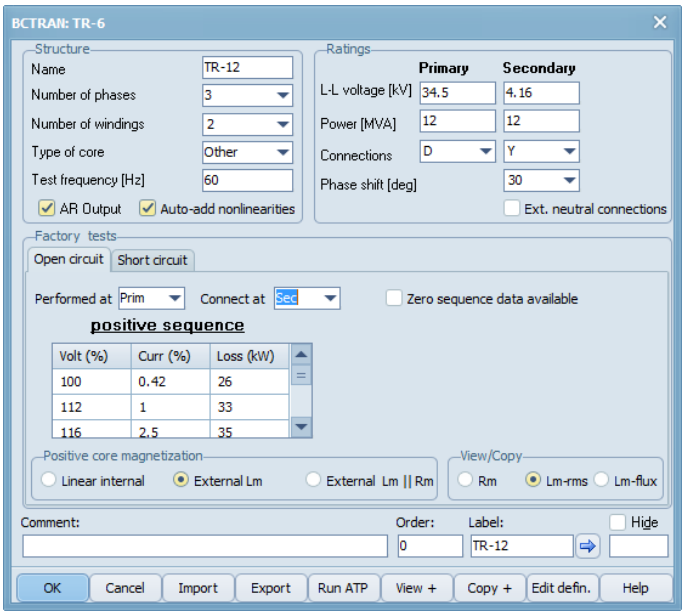
Fonte: Autor

Figura 163 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-6 - 2



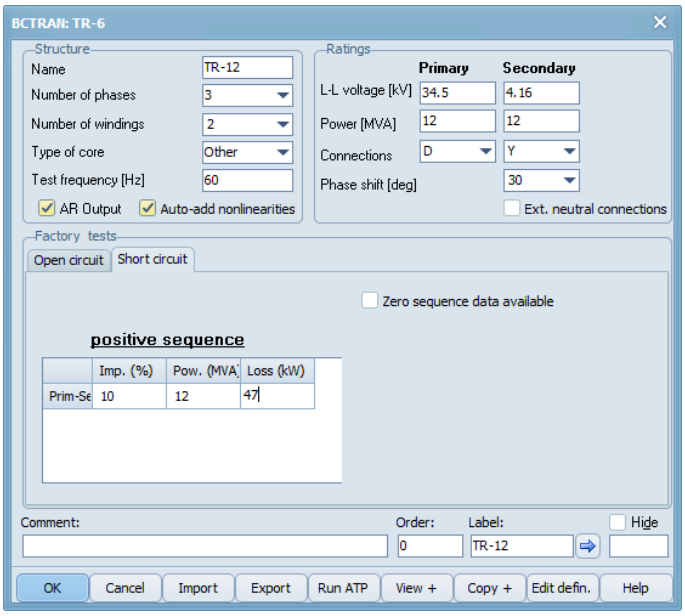
Fonte: Autor

Figura 164 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-12 - 1



Fonte: Autor

Figura 165 - Entrada de dados no BCTRAN para o TR-12 - 2



Fonte: Autor

No que diz respeito aos pontos da curva de saturação e perdas no ensaio a vazio foram considerados valores típicos, alterando-se somente o ponto para U_0=100%, os quais são obtidos dos ensaios a vazio dos transformadores (Vide Tabela 7). A Tabela 13 apresenta os valores utilizados.

Tabela 13 - Valores típicos para as curvas de saturação e perdas a vazio dos transformadores em análise

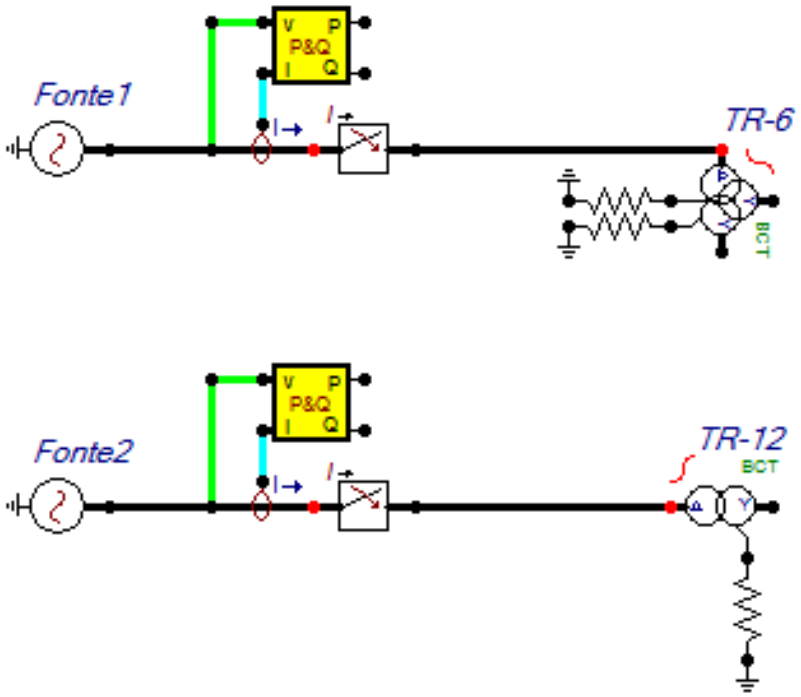
TAG transformador	U_0 (%)	I_0 (%)	P_0 (kW)
TR-6	0	0	0
	100	0,74	19
	112	1,0	24
	116	2,5	26
	120	5	27
	123	10	29
	150	100	43
TR-12	0	0	0
	100	0,42	26
	112	1,0	33
	116	2,5	35
	120	5	37
	123	10	39
	150	100	59

Fonte: Autor

Para a validação dos modelos dos transformadores é necessário que se façam as simulações dos ensaios em vazio e de curto-circuito, a fim de verificar se os valores obtidos são condizentes com os esperados.

Os circuitos utilizados para as simulações de ensaios a vazio dos transformadores de 6/3-3 e 12 MVA são mostrados na Figura 166.

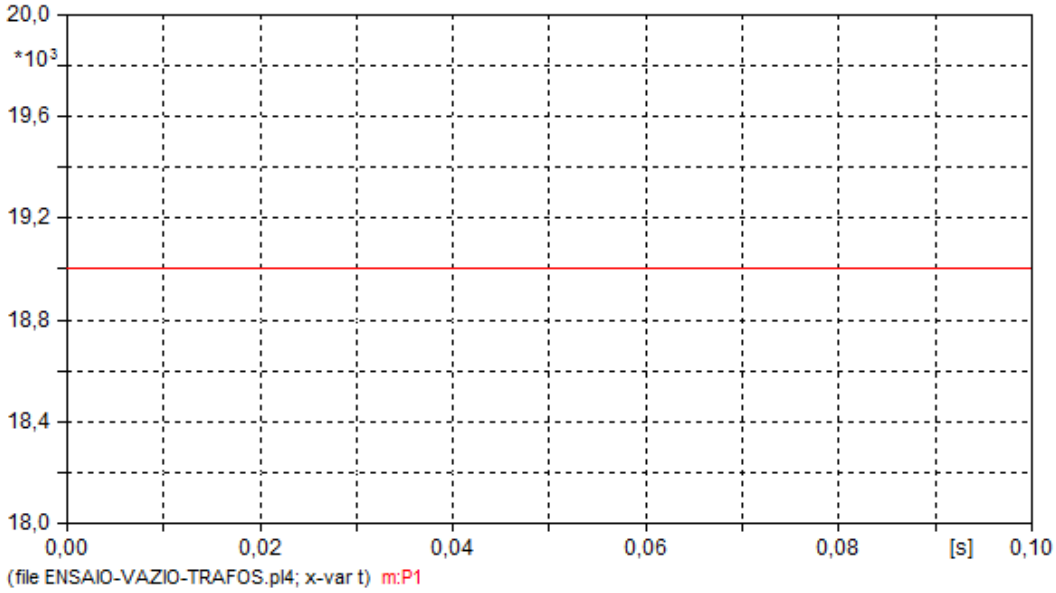
Figura 166 - Circuitos utilizados para os ensaios a vazio dos transformadores



Fonte: Autor

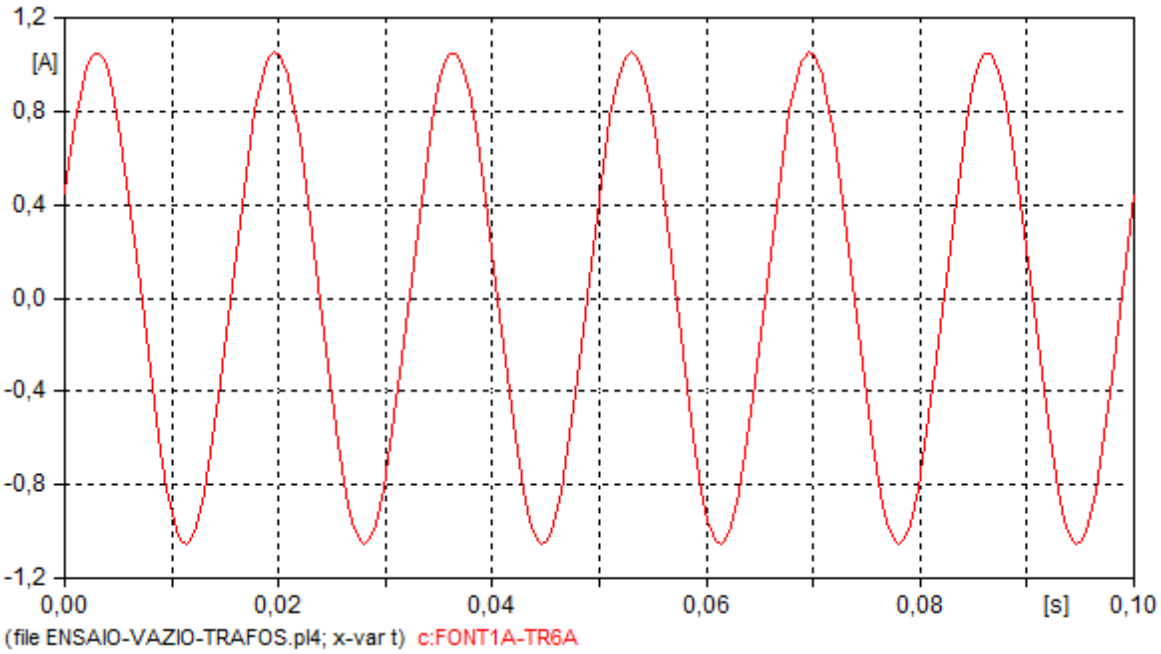
As Figuras 167 a 170 apresentam os resultados de simulação para os valores das potências e correntes de linha a vazio nos transformadores em análise.

Figura 167 - Potência a vazio no transformador TR-6



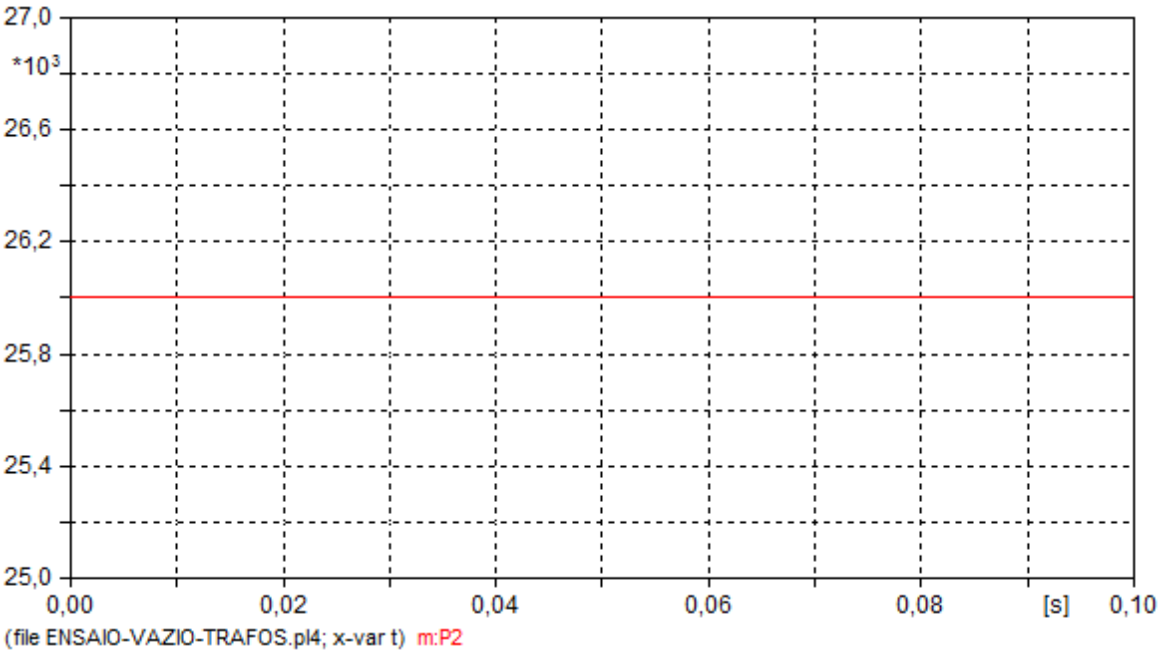
Fonte: Autor

Figura 168 - Corrente de linha a vazio (fase A) no transformador TR-6



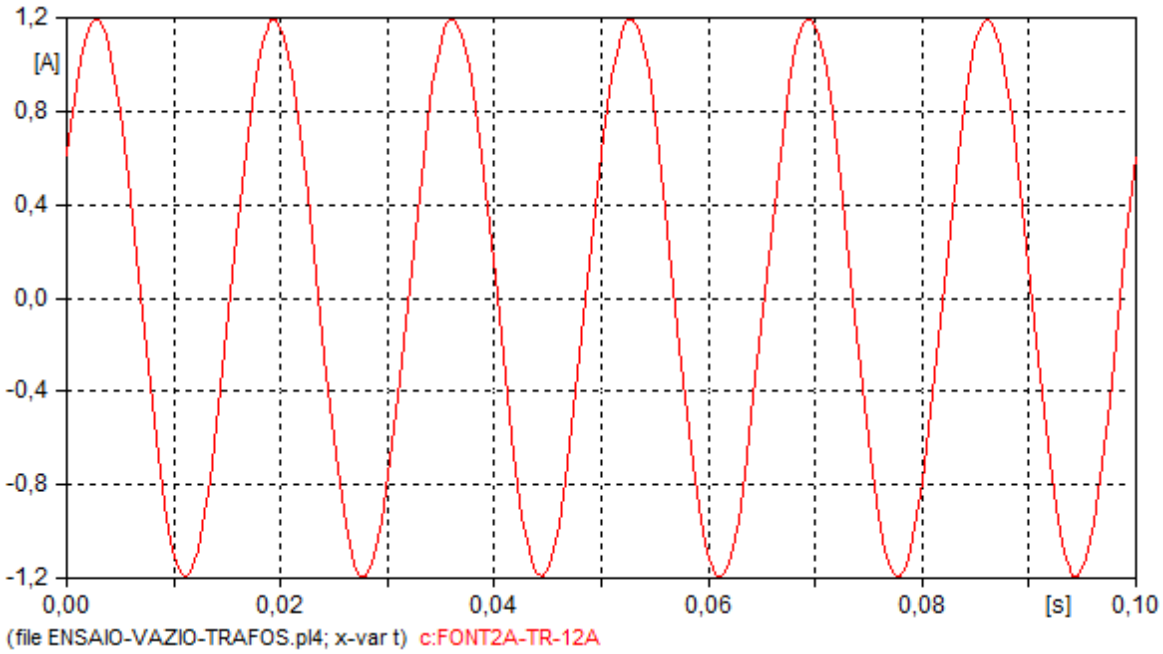
Fonte: Autor

Figura 169 - Potência a vazio no transformador TR-12



Fonte: Autor

Figura 170 - Corrente de linha a vazio (fase A) no transformador TR-12



Fonte: Autor

As correntes de linha a vazio I_{0L} dos transformadores podem ser calculadas através da equação (24) apresentada a seguir (GSI, 2019).

$$I_{0L} = I_0\% \cdot \frac{S_N}{\sqrt{3} \cdot U_{1N}} \tag{24}$$

Sendo:

I_{0L}: Corrente de linha do transformador a vazio (A);

$I_0\%$: Corrente percentual a vazio do transformador;

S_N: Potência nominal do transformador (VA);

U_{1N}: Tensão nominal primária do transformador (V).

Desta forma, é possível substituir os valores necessários na equação (24) para obter os valores esperados de correntes a vazio, conforme segue:

Para o TR-6:

$$I_{0L} = \frac{0{,}74}{100} \cdot \frac{6 \cdot 10^6}{\sqrt{3} \cdot 34500} = 0{,}7430\ A$$

Para o TR-12:

$$I_{0L} = \frac{0{,}42}{100} \cdot \frac{12 \cdot 10^6}{\sqrt{3} \cdot 34500} = 0{,}8434\ A$$

A Tabela 14 a seguir mostra uma comparação das correntes de linha a vazio I_{0L} e das potências a vazio P_0 obtidas nas simulações em relação aos valores esperados.

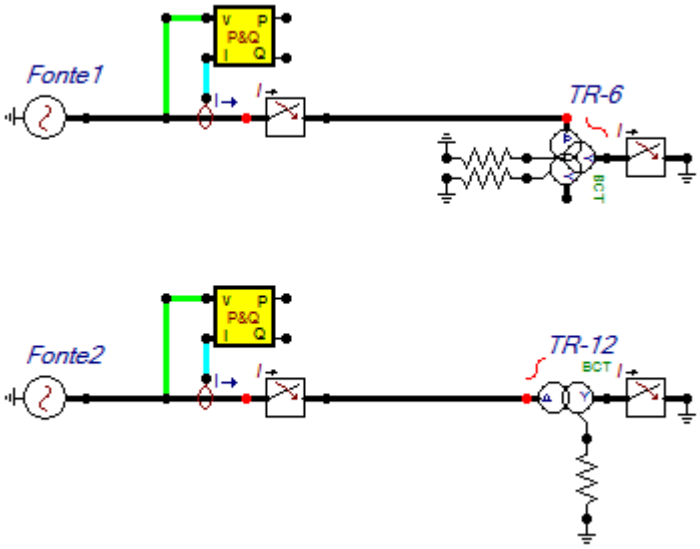
Tabela 14 - Resultados obtidos da simulação do ensaio a vazio

Transformador	I_{0L} esperado (A)	P_0 esperado (kW)	I_{0L} obtido (A)	Erro (%)	P_0 obtido (kW)	Erro (%)
TR-6	0,7430	19	0,7433	0,04	18,969	0,16
TR-12	0,8434	26	0,8447	0,15	25,982	0,07

Fonte: Autor

Para a simulação dos ensaios de curto-circuito foram utilizados os circuitos apresentados na Figura 171. O curto-circuito é representado pela chave aterrada.

Figura 171 - Circuitos utilizados para os ensaios em curto-circuito dos transformadores



Fonte: Autor

Neste caso são adotados valores reduzidos para as fontes de tensão, equivalentes às impedâncias percentuais, para se obter as correntes nominais no ensaio em curto-circuito:

Para o TR-6:

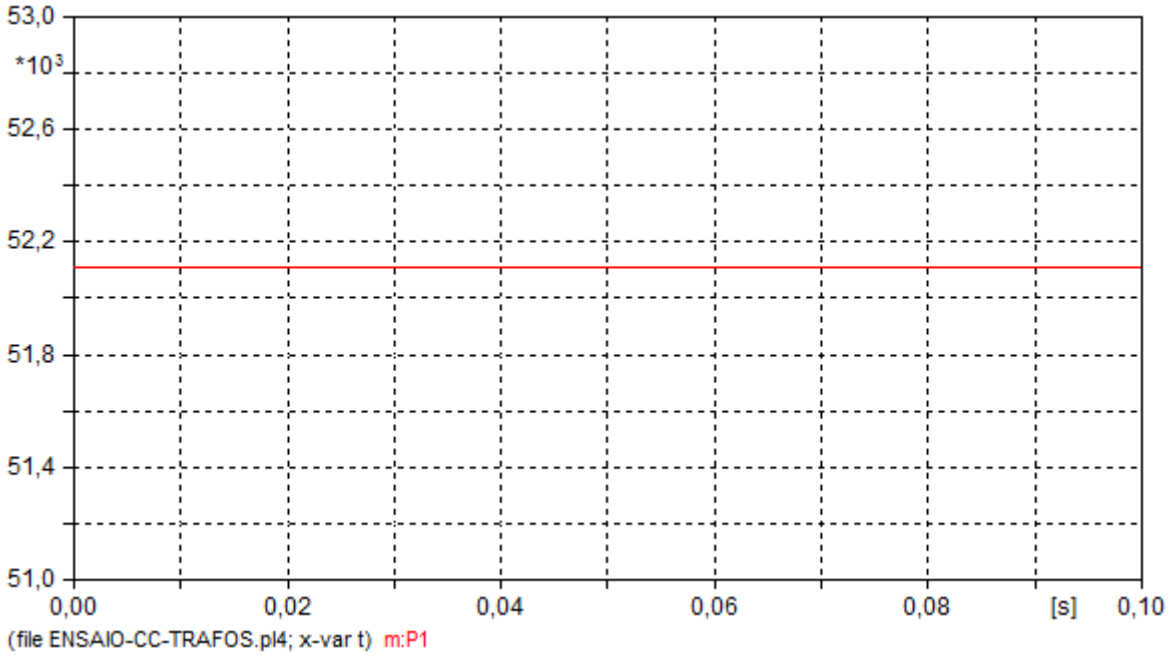
$$U_{Ensaio-CC} = 7{,}7\% \cdot 34500 = 2656{,}5\ V$$

Para o TR-12:

$$U_{Ensaio-CC} = 10\% \cdot 34500 = 3450\ V$$

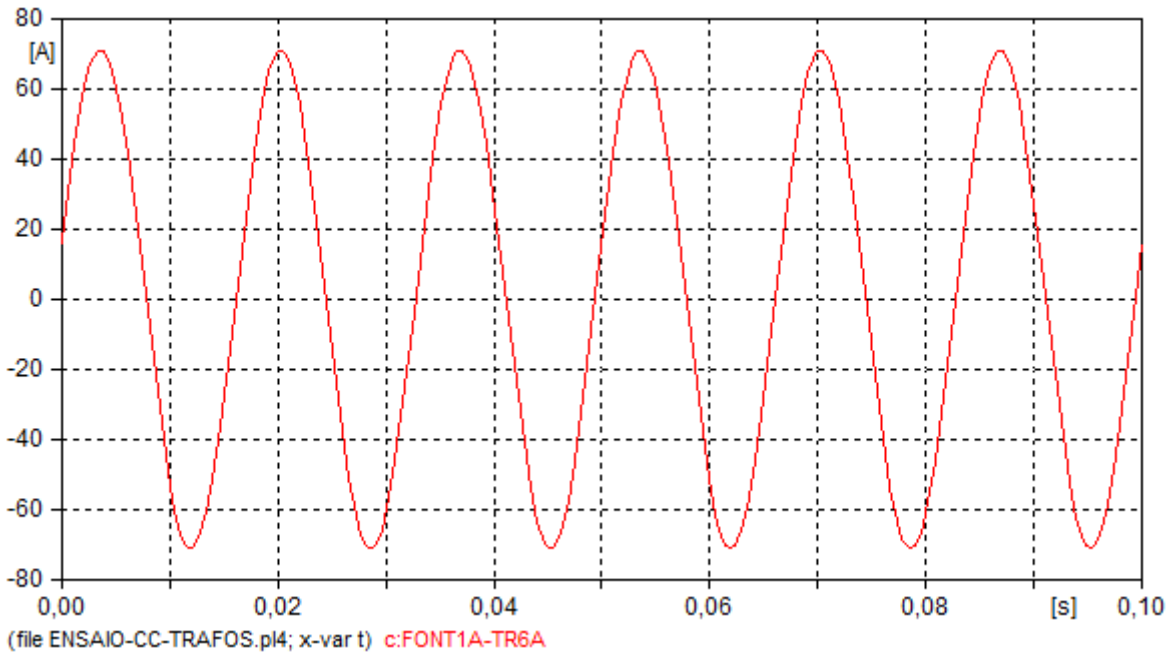
As Figuras 172 a 175 apresentam os resultados de simulação para os valores das potências de curto-circuito e das correntes de linha de curto-circuito.

Figura 172 - Potência de curto-circuito no transformador TR-6



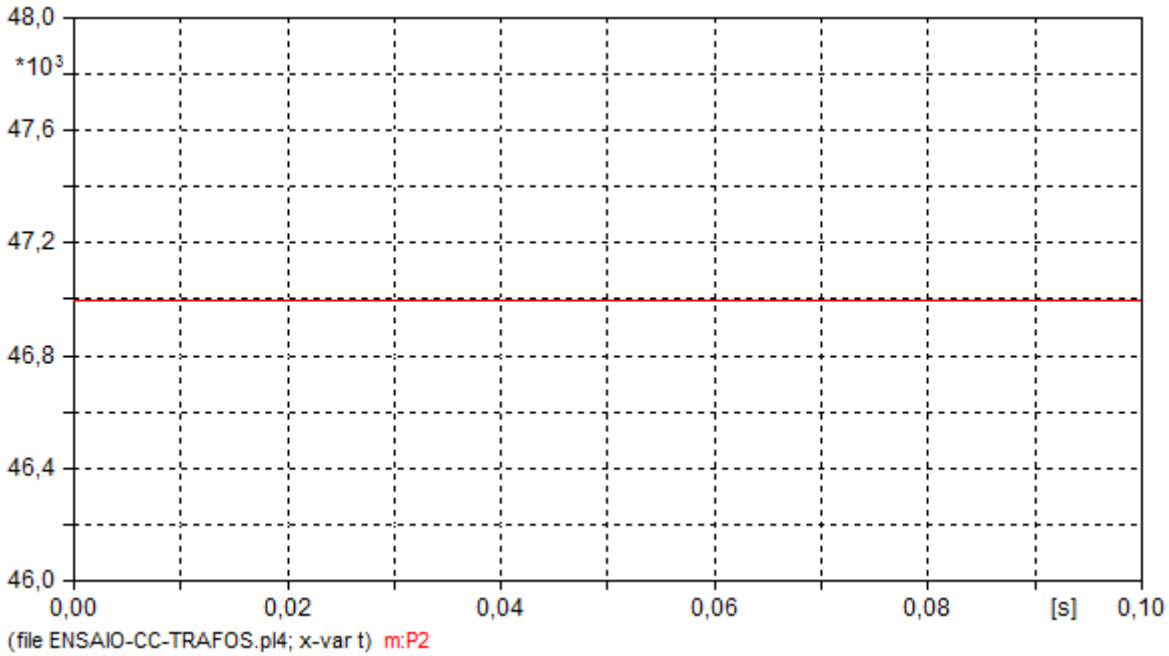
Fonte: Autor

Figura 173 – Corrente de curto-circuito (fase A) no transformador TR-6



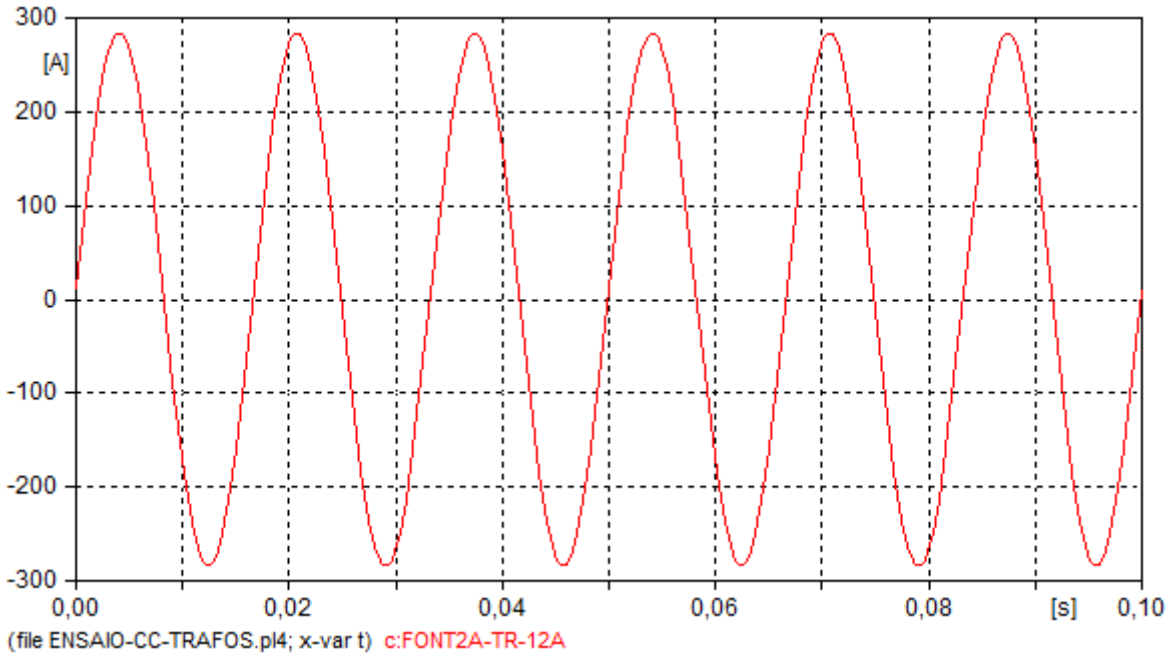
Fonte: Autor

Figura 174 - Potência de curto-circuito no transformador TR-12



Fonte: Autor

Figura 175 - Corrente de curto-circuito (fase A) no transformador TR-12



Fonte: Autor

Como já foi mencionado, a tensão da fonte de alimentação foi corrigida a fim de que a corrente circulante no ensaio de curto-circuito possua o mesmo valor da corrente nominal do

lado primário do transformador. Desta forma, pode-se calcular a corrente nominal do transformador através da equação (25).

$$I_N = I_{CC} = \frac{S_N}{\sqrt{3} \cdot U_{1N}} \quad (25)$$

Sendo:

I_N: Corrente nominal do transformador (A);

I_{CC}: Corrente do ensaio de curto-circuito (A);

Substituindo os valores na equação (25), tem-se que as correntes nominais são iguais a:

Para o TR-6:

$$I_N = I_{CC} = \frac{3 \cdot 10^6}{\sqrt{3} \cdot 34500} = 50{,}2044\ A$$

Para o TR-12:

$$I_N = I_{CC} = \frac{12 \cdot 10^6}{\sqrt{3} \cdot 34500} = 200{,}8175\ A$$

Nota-se que para o cálculo da corrente nominal no TR-6 a potência utilizada foi de 3 MVA e não 6 MVA, isto se deve ao fato desse transformador ser de três enrolamentos e o ensaio ser realizado com alimentação do enrolamento primário com tensão reduzida enquanto o enrolamento secundário é curto-circuitado, mantendo-se o enrolamento terciário em aberto. Desta forma o ensaio é limitado pela potência nominal do enrolamento secundário (3 MVA) e não pela potência nominal total do transformador, que é a soma das potências dos enrolamentos secundário e terciário (6 MVA).

Já para o caso do TR-12, como o mesmo é de dois enrolamentos, a potência utilizada para o cálculo foi a sua nominal de 12 MVA.

A Tabela 15 a seguir mostra uma comparação das correntes de linha de curto circuito I_{CC} e potências de curto-circuito P_{CC} obtidas nas simulações em comparação aos valores esperados.

Tabela 15 - Resultados obtidos da simulação do ensaio em curto-circuito

Transformador	I_{CC} esperado (A)	P_{CC} esperado (kW)	I_{CC} obtido (A)	Erro (%)	P_{CC} obtido (kW)	Erro (%)
TR-6	50,2044	52	50,2597	0,1100	52,11	0,21
TR-12	200,8175	47	200,8183	0,0004	47	0,00

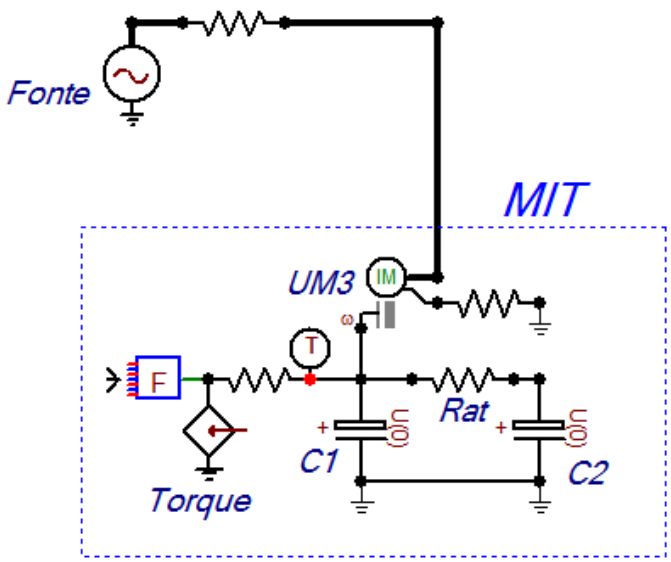
Fonte: Autor

Por fim, pode-se concluir que a modelagem e validação dos transformadores foram bem-sucedidas, visto que os valores de simulação dos ensaios se encontraram praticamente iguais aos valores de referência.

APÊNDICE B - Modelagem e validação dos motores de indução trifásicos no ATPDraw

Para a modelagem dos motores de indução trifásicos no ATPDraw com o componente UM3 *induction*, foi utilizado o circuito apresentado na Figura 176.

Figura 176 - Circuito utilizado para a modelagem dos MITs



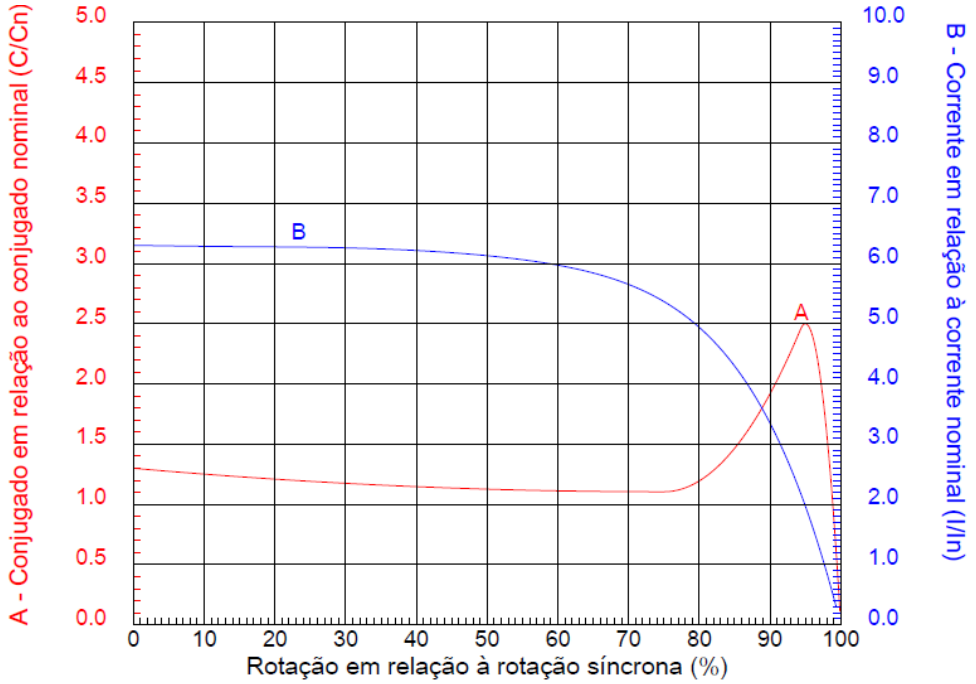
Fonte: Autor

A tensão de alimentação da fonte é de 4,16 kV fase-fase eficaz. No circuito apresentado, as capacitâncias C_1 e C_2 são utilizadas para a representação da inércia do motor e da carga, respectivamente, enquanto que a resistência *Rat* se trata da representação do coeficiente de atrito do eixo do motor. A representação do torque é realizada através dos componentes FORTRAN1 e TACSSOUR, através dos quais é possível definir a equação do torque da carga aplicada ao motor.

Para a utilização do modelo UM3 *induction* é necessário um programa auxiliar chamado *Induction motor data*. Este programa, através dos valores da folha de dados do motor (vide Tabela 9), calcula as resistências e indutâncias do circuito equivalente do motor de indução trifásico, sendo que essas podem ser usadas diretamente no modelo UM3 *induction* no ATPDraw.

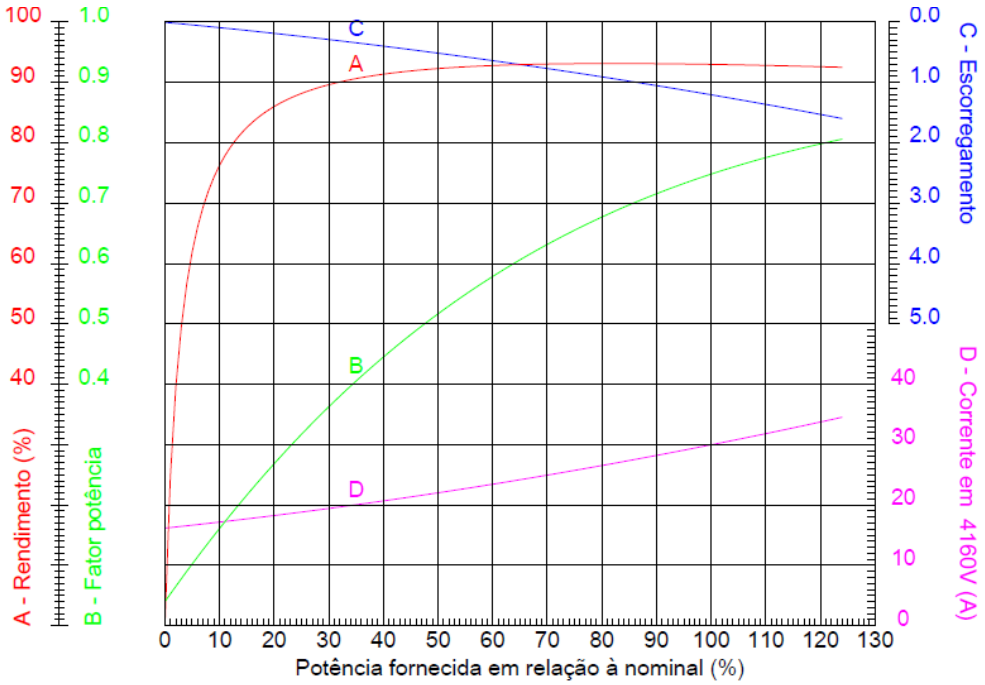
As curvas de torque e corrente x velocidade e desempenho dos motores de 200 cv e 1700 cv, obtidas das folhas de dados do fabricante, são apresentadas nas Figuras 177 a 180 a seguir.

Figura 177 - Curvas de torque e corrente x velocidade do motor M-200



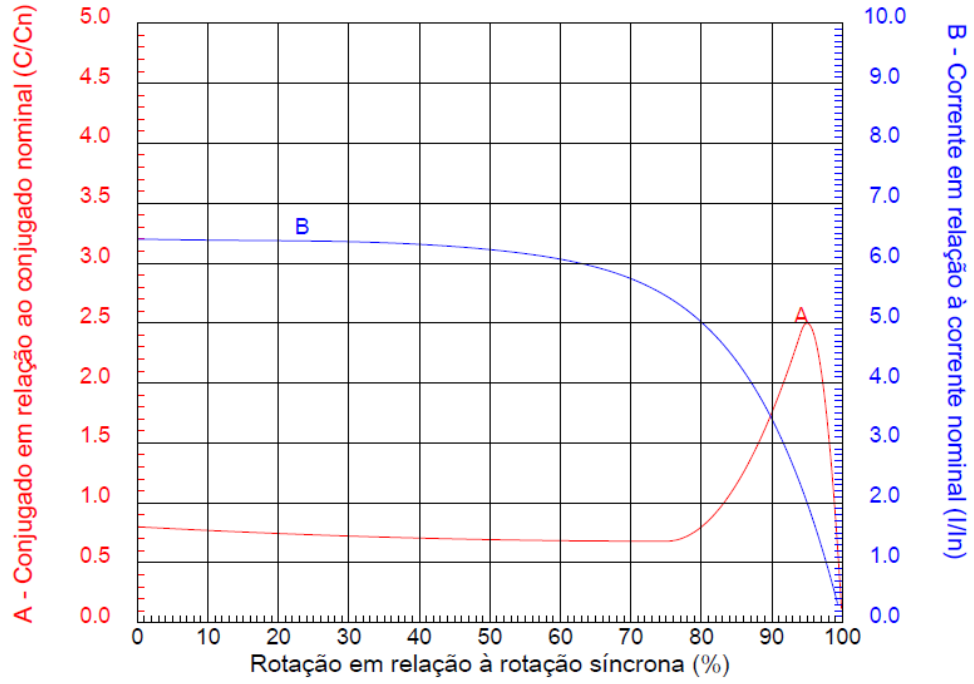
Fonte: (WEG, 2022)

Figura 178 - Curvas de desempenho do motor M-200



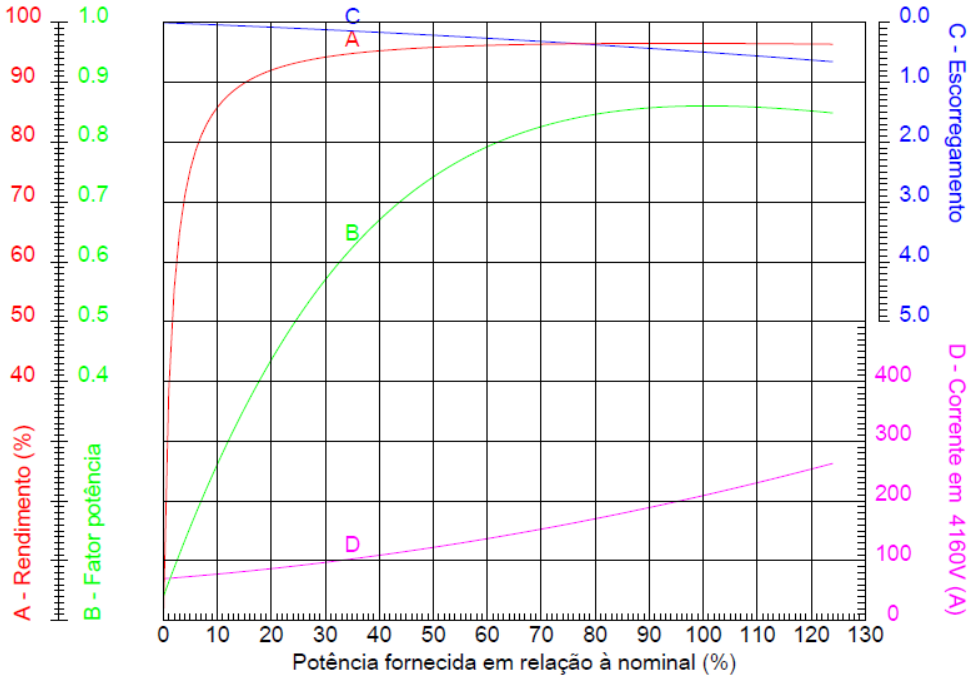
Fonte: (WEG, 2022)

Figura 179 - Curvas de torque e corrente x velocidade do motor M-1700



Fonte: (WEG, 2022)

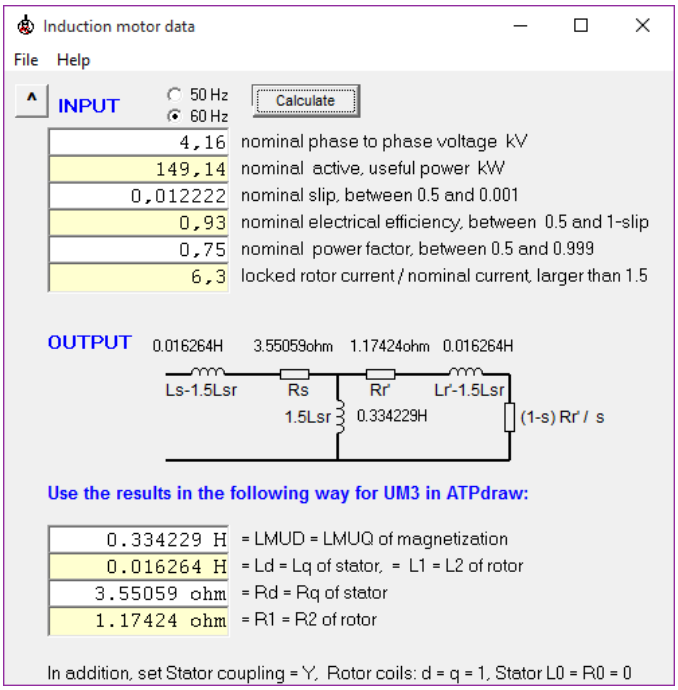
Figura 180 - Curvas de desempenho do motor M-1700



Fonte: (WEG, 2022)

A inserção dos dados nominais no programa *induction motor data* e os valores retornados para o caso do motor de 200 cv (149,14 kW) são apresentados na Figura 181.

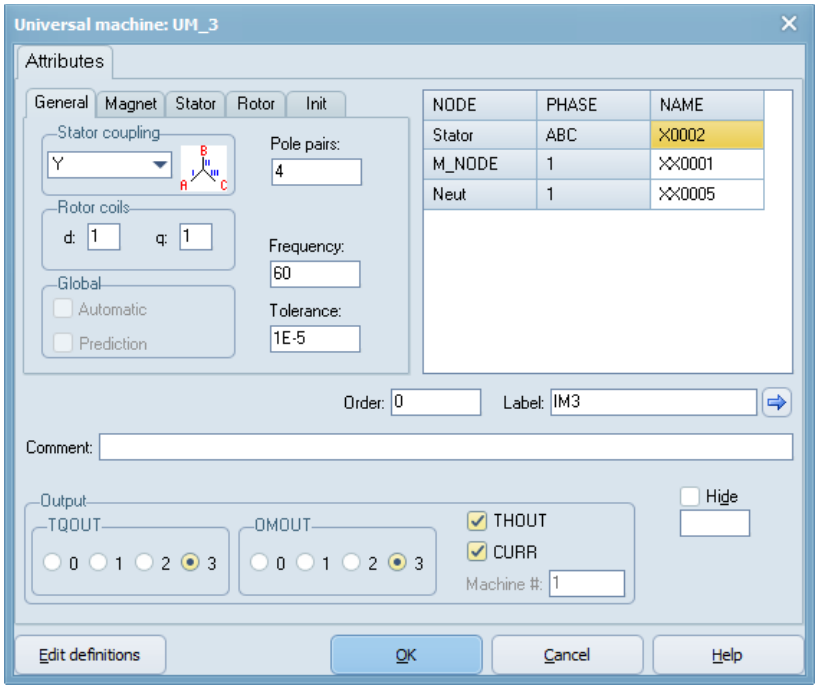
Figura 181 - Entrada de dados no programa *induction motor data* para o M-200



Fonte: Autor

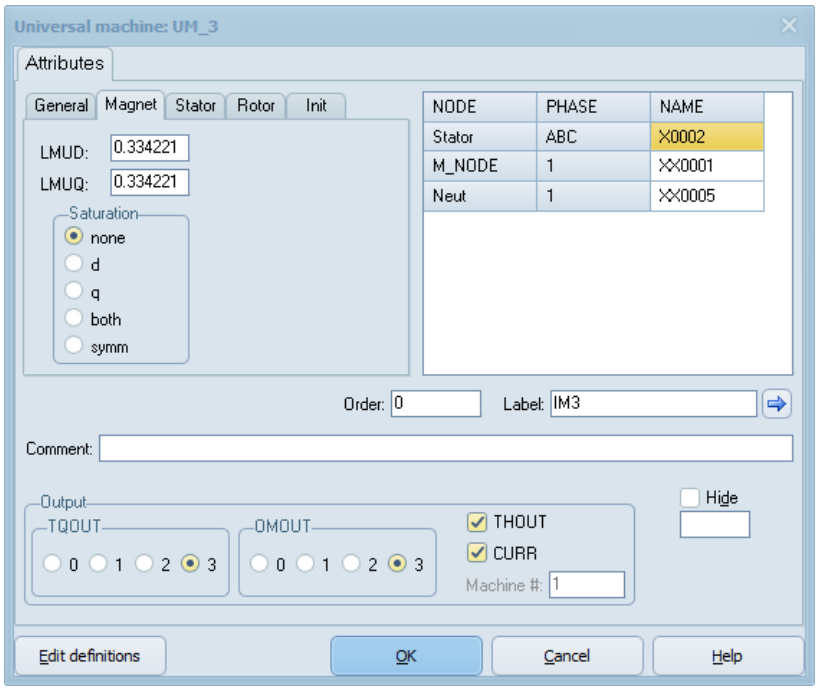
Os valores retornados pelo programa devem ser inseridos no componente UM3 *induction* no ATPDraw, como mostrado nas Figuras 182 a 185.

Figura 182 - Dados de entrada da UM3 - *General*



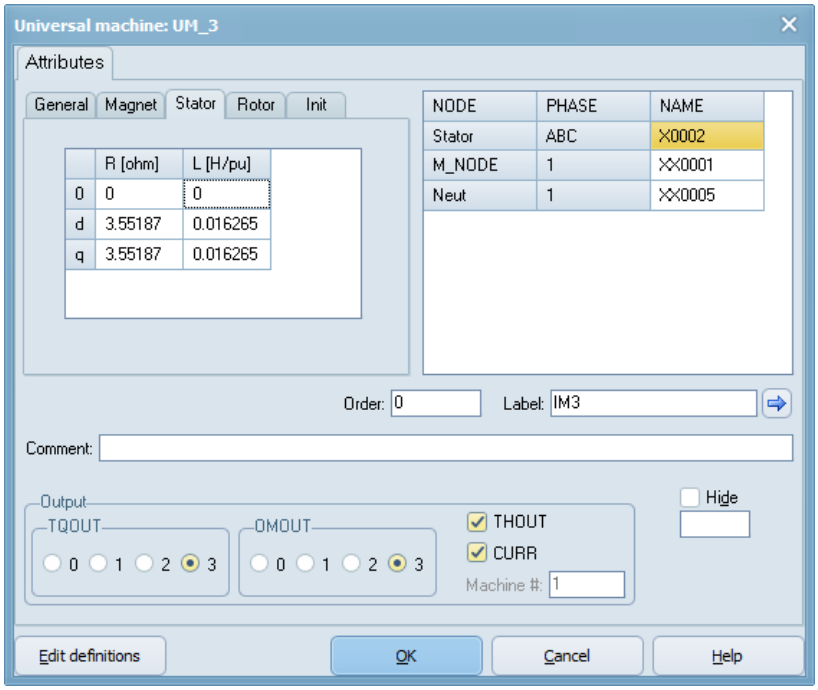
Fonte: Autor

Figura 183 - Dados de entrada da UM3 - *Magnet*



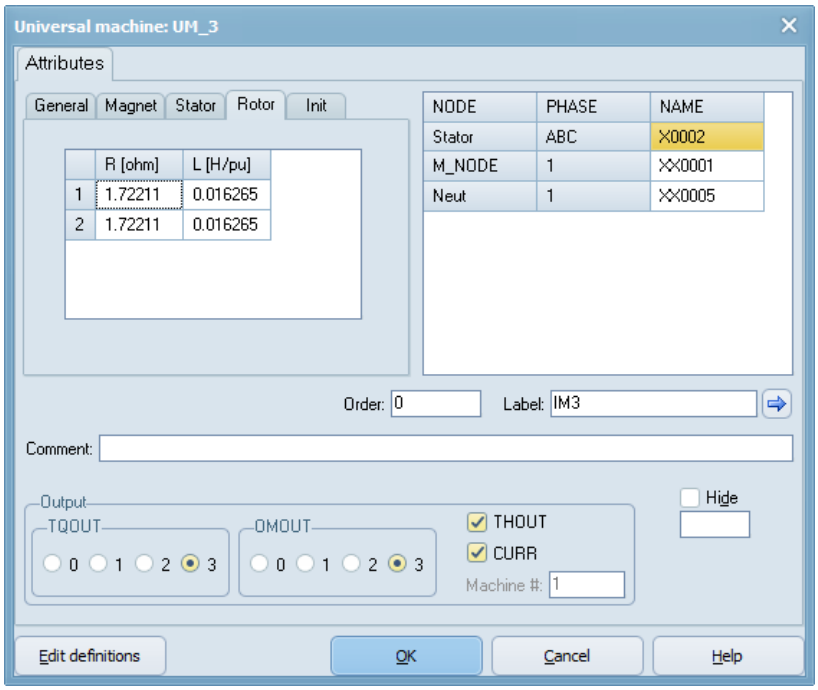
Fonte: Autor

Figura 184 - Dados de entrada da UM3 - *Stator*



Fonte: Autor

Figura 185 - Dados de entrada da UM3 - *Rotor*



Fonte: Autor

Para a modelagem da carga acionada pelo motor, foi considerado o torque nominal da carga igual ao torque nominal do motor e o momento de inércia da carga foi considerado igual a 50% do momento de inércia do motor. Também foi adotado uma curva típica para a carga, que é descrita pela equação (26) (GSI, 2019).

$$T_C = T_{NM} = T_0 + K \cdot {\omega_N}^2 \quad (26)$$

Sendo:

T_C: Torque da carga (N.m);

T_{NM}: Torque nominal do motor (N.m);

T_0: Torque de carga inicial = 0,1*T_{NM} (N.m);

K: Constante de multiplicação (Nm.s²/rad²);

ω_N: Velocidade nominal (rad/s);

Isolando o *K* na equação (26), obtém-se a equação (27), como segue:

$$K = \frac{0{,}9 \cdot T_{NM}}{{\omega_N}^2} \quad (27)$$

Para o caso do motor em análise de 200 cv, substituindo-se os dados conforme Tabela 9 nas equações (26) e (27), é obtida a expressão do torque da carga acionada pelo motor, apresentada na equação (28).

$$T_C = 161,+0{,}16739 \cdot {\omega_N}^2 \tag{28}$$

Para a inserção do momento de inércia no modelo, são definidos valores para as capacitâncias mostradas na Figura 176, de forma que o valor da capacitância é diretamente proporcional ao momento de inércia do motor/carga, ou seja, 1 kgm²=1F. Desta forma, os valores das capacitâncias C_1 e C_2 no modelo devem ser de 8.390.000 µF e 4.195.000 µF respectivamente.

Para a resistência que representa o coeficiente de atrito do eixo do motor, foi utilizada a equação (29) descrita a seguir.

$$R_{atrito} = \frac{1}{\left(\frac{T_{NM}}{\omega_N}\right)} \tag{29}$$

Desta forma, tem-se R_{atrito} = 0,06 Ω neste caso do M-200.

De forma análoga ao motor de 200 cv, foi também realizado o mesmo procedimento para a modelagem do motor de 1700 cv. A Tabela 16 resume os principais valores necessários para a modelagem conforme mencionado anteriormente.

Tabela 16 - Principais valores utilizados para a modelagem dos motores

(continua)

Dados	Valores		Unidade
Potência do MIT (cv)	200	1700	cv
Potência do MIT (kW)	149,14	1267,69	kW
LMUD / LMUQ	0,334229	0,071536	H
Ld / Lq / L1 / L2	0,016264	0,002338	H
Rd / Rq	3,55059	0,293763	Ω
R1 / R2	1,17424	0,059624	Ω
Torque nominal da carga	1612	6669	Nm
Torque de carga inicial	161,2	666,9	Nm
Rotação nominal (ω_N)	93,09	187,55	rad/s
K	0,16739	0,17063	Nm.s²/rad²

Tabela 13 - Principais valores utilizados para a modelagem dos motores

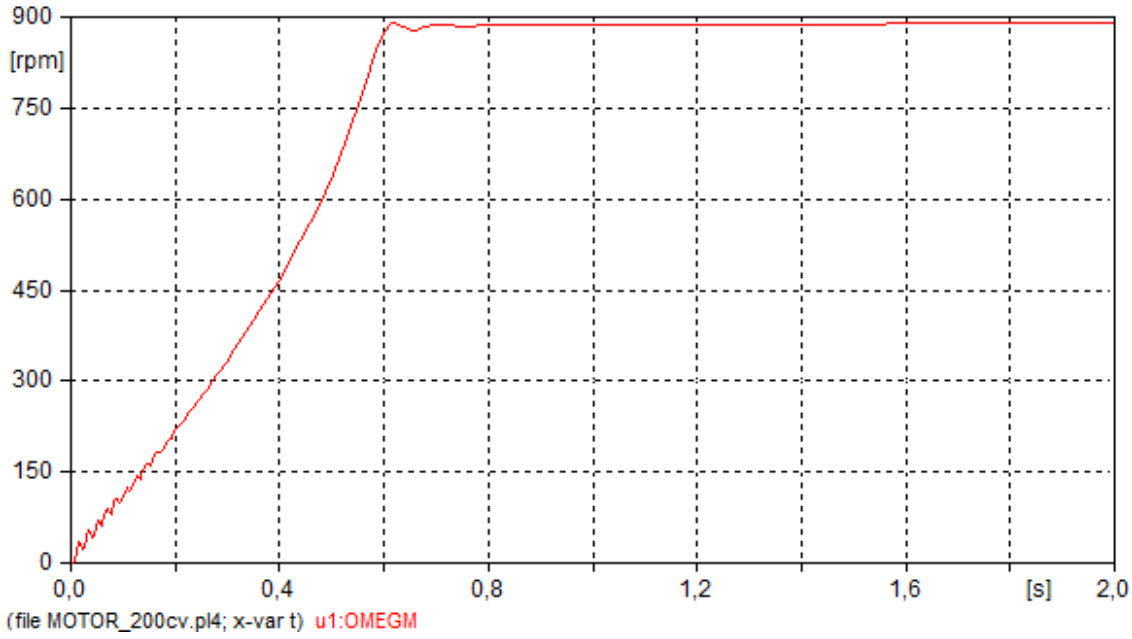
(conclusão)

Dados	Valores		Unidade
C1 (momento de inércia do motor)	8390000	34150000	µF
C2 (momento de inércia da carga)	4195000	17075000	µF
R_{atrito}	0,057	0,028	Ω

Fonte: Autor

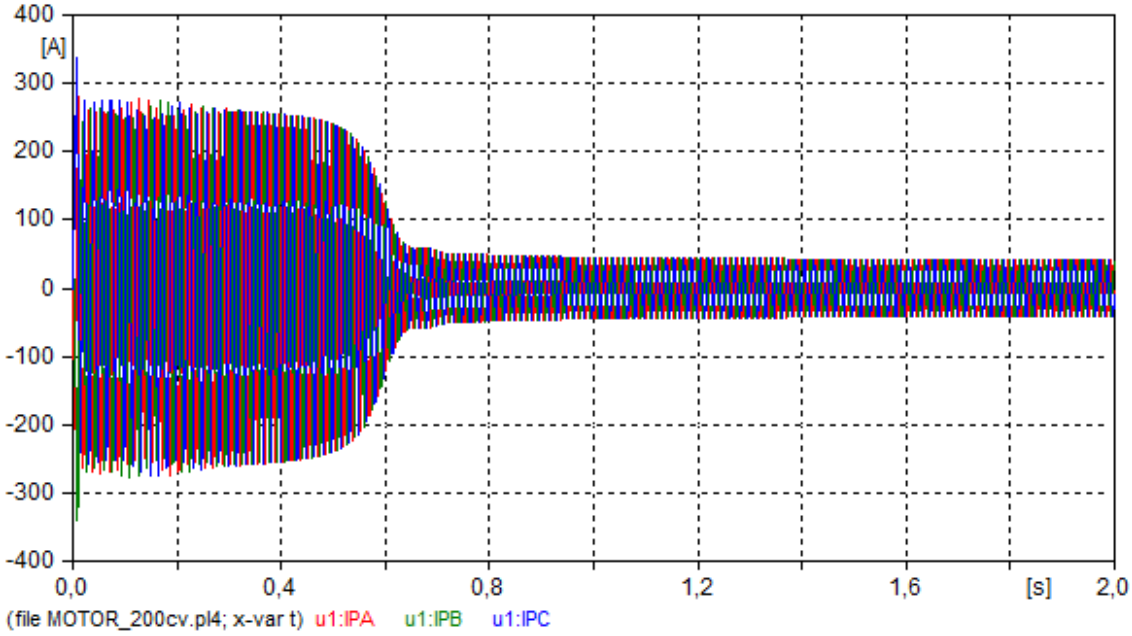
De posse desses valores, foram realizadas as simulações a fim de validar os modelos dos MITs. As Figuras 186 a 191 apresentam as principais grandezas verificadas, tais como a velocidade rotórica, corrente elétrica e o conjugado.

Figura 186 - Velocidade do MIT de 200 cv



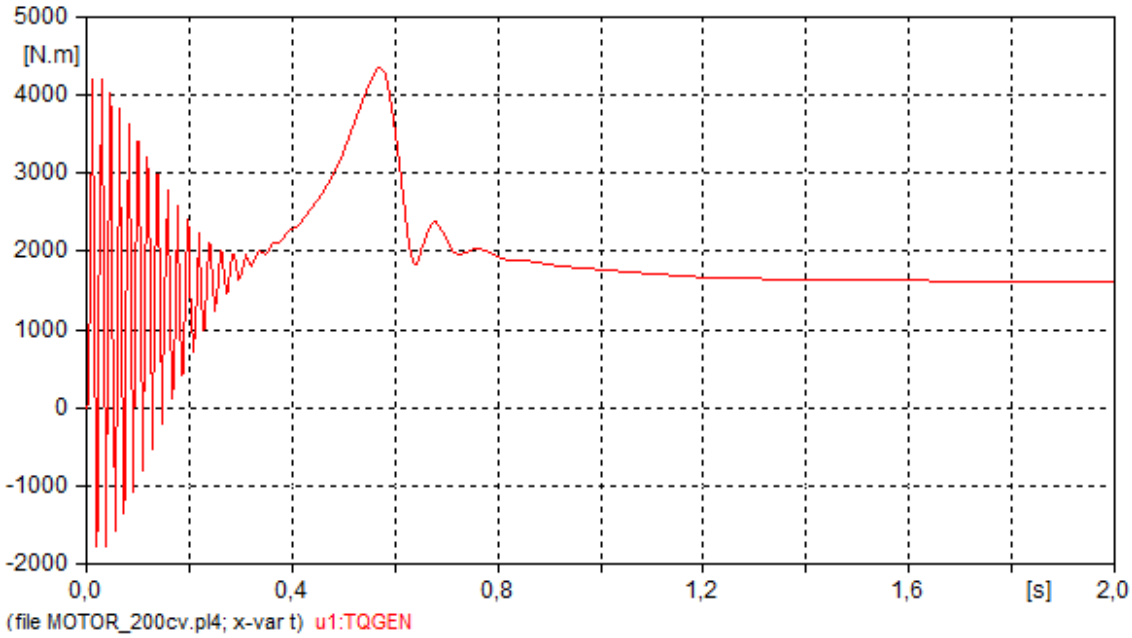
Fonte: Autor

Figura 187 - Correntes do MIT de 200 cv



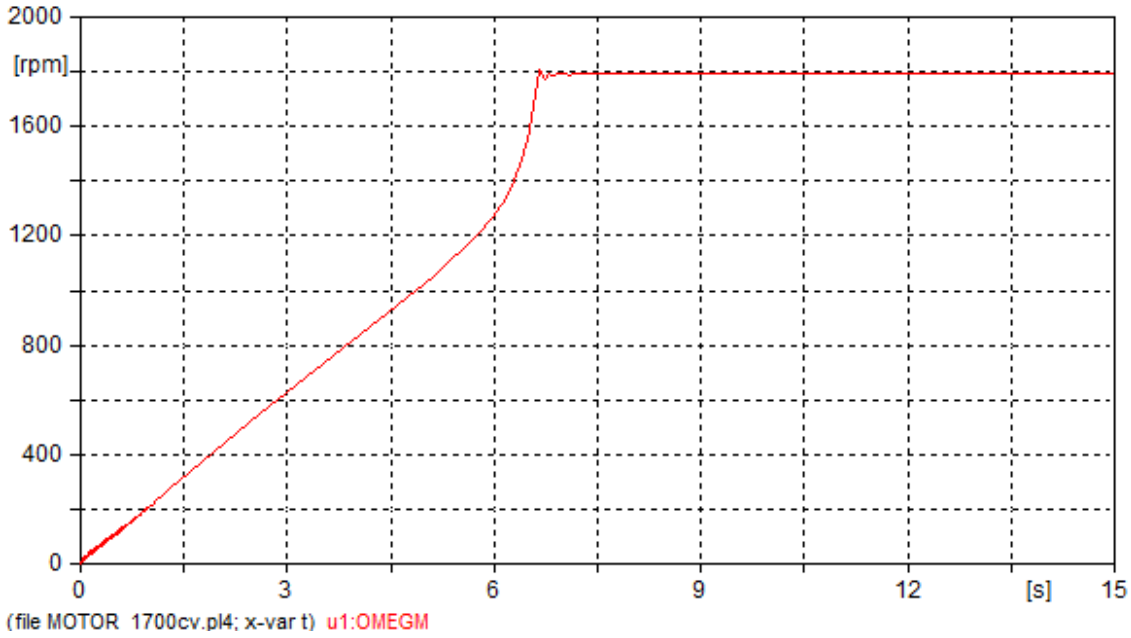
Fonte: Autor

Figura 188 - Conjugado do MIT de 200 cv



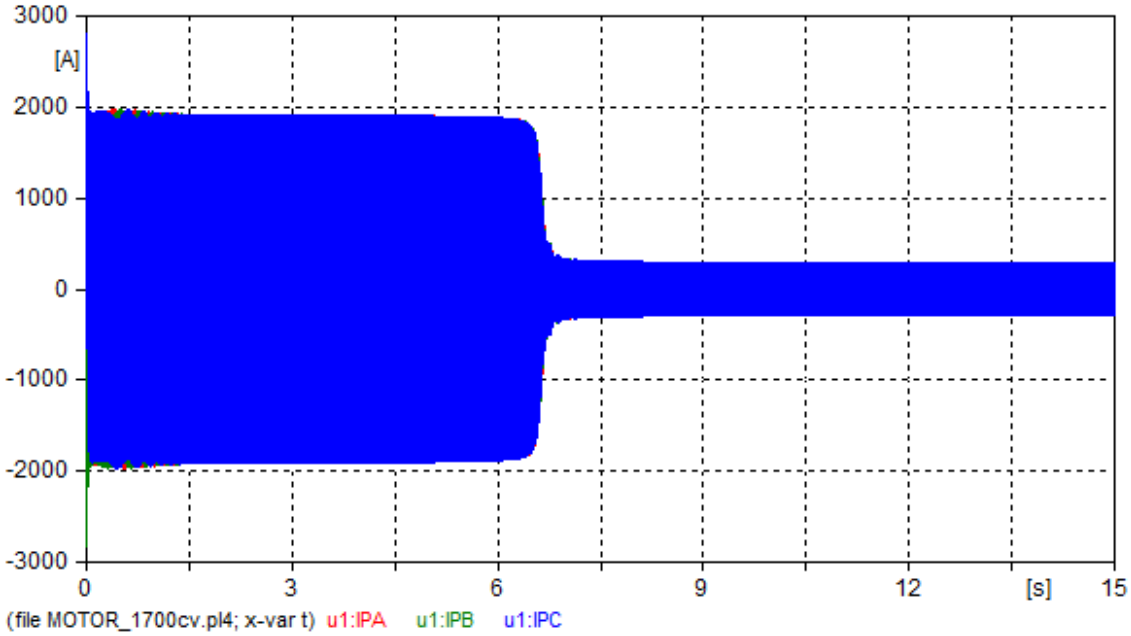
Fonte: Autor

Figura 189 - Velocidade do MIT de 1700 cv



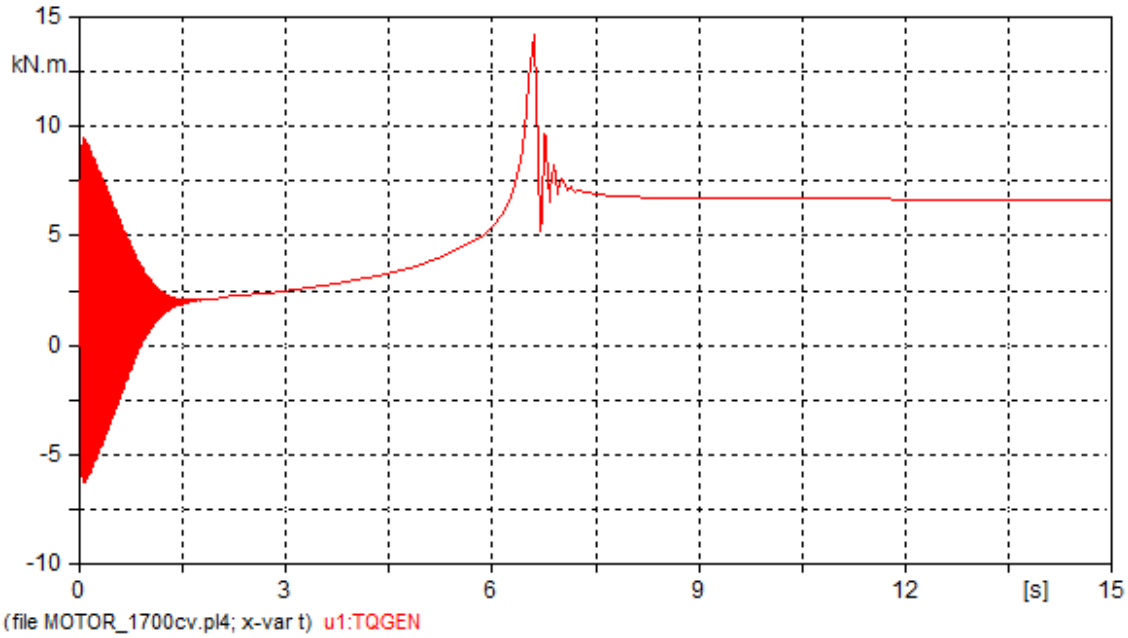
Fonte: Autor

Figura 190 - Correntes do MIT de 1700 cv



Fonte: Autor

Figura 191 - Conjugado do MIT de 1700 cv



Fonte: Autor

A Tabela 17 apresenta um resumo dos resultados obtidos considerando os motores com potências nominais de 200 e 1700 cv. Verifica-se que as principais grandezas obtidas nas simulações tais como velocidade, corrente, fator de potência e torque são praticamente idênticas aos valores de referência do catálogo do fabricante.

Tabela 17 - Comparação dos resultados obtidos na modelagem com a UM3 *induction*

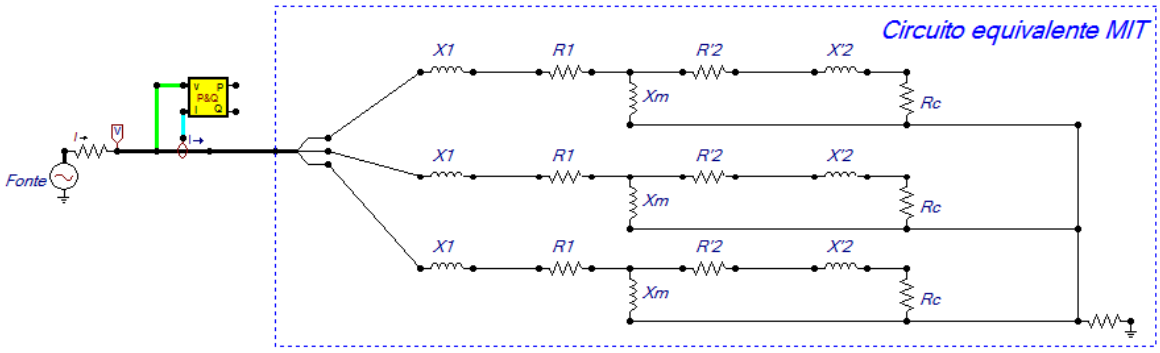
	Dados do fabricante	ATP	Dados do fabricante	ATP	Erro % máximo
P_N (cv)	200		1700		-
n (rpm)	889	888,90	1791	1791,1	0,01
I_N (A)	29,80	29,79	209	209,55	0,26
FP	0,75	0,75	0,86	0,86	0,00
T_{NM} (Nm)	1612	1611,80	6669	6670,1	0,02

Fonte: Autor

Desta forma, verifica-se que os modelos dos motores de indução trifásicos com o componente UM3 *induction* foram validados com sucesso, visto que os resultados obtidos em simulação foram praticamente idênticos aos esperados.

Para a modelagem dos motores de indução trifásicos com o circuito equivalente, foi utilizado o circuito apresentado na Figura 192.

Figura 192 - Circuito utilizado para modelagem do circuito equivalente do MIT



Fonte: Autor

Na Figura 192, têm-se:

X1: Reatância de dispersão do estator (Ω);

R1: Resistência do enrolamento do estator (perdas cobre) (Ω);

Xm: Reatância de magnetização (Ω);

R'2: Resistência do enrolamento do rotor (perdas cobre) referida ao lado do estator (Ω);

X'2: Reatância de dispersão do rotor referida ao lado do estator (Ω);

Rc: Resistência de carga que é dependente da resistência rotórica e do escorregamento (Rc = (1-s)*R'2/s)) (Ω).

Os parâmetros do circuito equivalente podem ser obtidos inserindo os dados nominais do motor no programa *induction motor data*, assim como apresentado na Figura 181. Os valores são então retornados pelo programa.

Para o cálculo da resistência de carga *Rc* são realizadas alterações no valor do escorregamento de forma a representar cada regime de funcionamento do motor, conforme segue:

- Na partida o escorregamento é igual a 1;
- Em regime com rotação nominal e plena carga, o escorregamento é o nominal apresentado na folha de dados;
- Em regime com o rotor livre (a vazio) o escorregamento tende a 0, de forma que o *Rc* tende a infinito.

A Tabela 18 apresenta os parâmetros do circuito equivalente para os motores M-200 e M-1700 para suas condições nominais

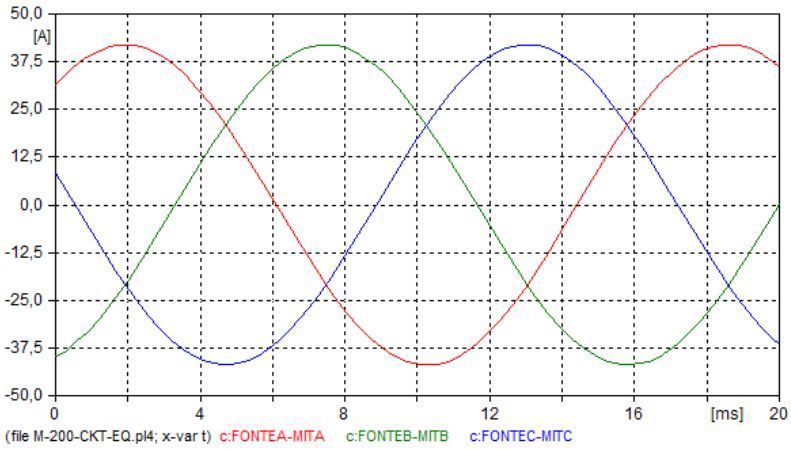
Tabela 18 - Parâmetros dos circuitos equivalentes dos MITs

Parâmetros	M-200	M-1700	Unidade
X1	6,131	0,881	Ω
R1	3,551	0,294	Ω
Xm	126,0	26,97	Ω
R'2	1,174	0,059	Ω
X'2	6,131	0,881	Ω
Rc (regime, plena carga)	94,90	11,86	Ω
Rc (partida)	0	0	Ω
Rc (a vazio)	∞	∞	Ω

Fonte: Autor

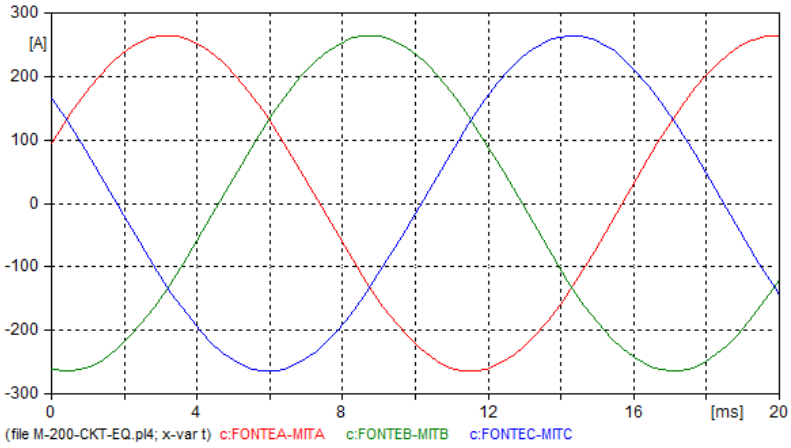
Para a validação do modelo do MIT através do circuito equivalente foram verificadas as grandezas através de simulações para serem comparadas com os dados nominais apresentados na Tabela 9, sendo essas a corrente nominal, o fator de potência nominal e a corrente de partida. As formas de onda da corrente elétrica sob condição nominal e na partida são apresentadas nas Figuras 193 a 196.

Figura 193 - Correntes elétricas sob condições nominais no M-200



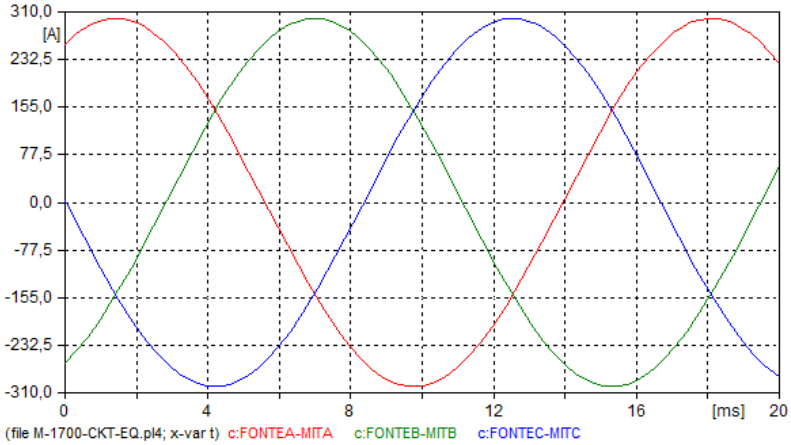
Fonte: Autor

Figura 194 - Correntes elétricas sob condição de partida no M-200



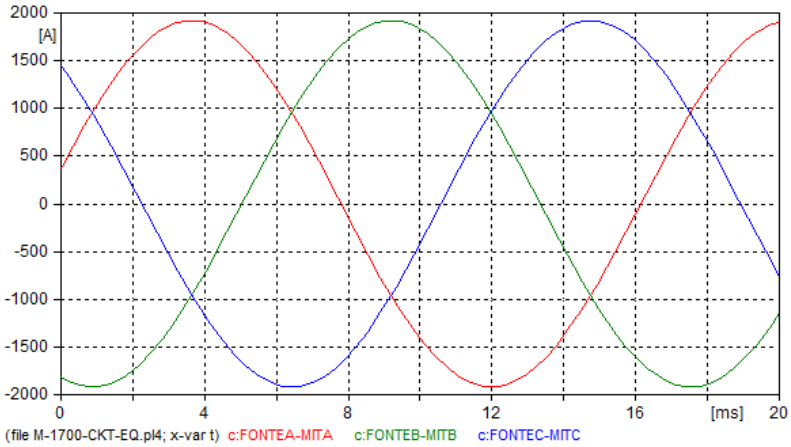
Fonte: Autor

Figura 195 - Correntes elétricas sob condições nominais no M-1700



Fonte: Autor

Figura 196 - Correntes elétricas sob condição de partida no M-1700



Fonte: Autor

A Tabela 19 apresenta uma comparação entre os valores verificados nas simulações e os nominais (vide Tabela 9).

Tabela 19 - Comparação dos resultados obtidos na modelagem dos MITs com o circuito equivalente

	Dados do fabricante	ATP	Dados do fabricante	ATP	Erro % máximo
P_N (cv)	200		1700		-
I_N (A)	29,8	29,67	209	211,99	1,43
I_P (A)	188	186,96	1340	1356,94	1,26
FP	0,75	0,75	0,86	0,86	0,00

Fonte: Autor

Por fim, verifica-se que os modelos dos motores de indução trifásicos através de seus circuitos equivalentes foram validados com sucesso, visto que os resultados obtidos em simulação foram praticamente idênticos aos esperados.

APÊNDICE C - Artigo técnico

XIX ERIAC
DÉCIMO NONO ENCONTRO
REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRE
Foz do Iguaçu, Brasil
21 a 25 de maio de 2023
CE-NN

Comitê de Estudos CE - Desempenho de Sistemas Elétricos C4

IMPLEMENTAÇÃO DE MODELOS DE DISJUNTORES A VÁCUO NO PROGRAMA ATP E ANÁLISE DA SENSIBILIDADE DE PARÂMETROS ASSOCIADOS AS OCORRÊNCIAS DE MÚLTIPLAS RECONDUÇÕES

A.M. LAURENTINO*
GSI
Brasil
ahmad.laurentino@unesp.br

N.C. JESUS
GSI
Brasil
nelson@gsiconsultoria.com,br

L.M. DUARTE
GSI
Brasil
marlus@gsiconsultoria.com.br

B.D. BONATTO
UNIFEI
Brasil
bonatto@unifei.edu.br

R. TORQUATO
UNICAMP
Brasil
torquato@ieee.org

J.R. COGO
GSI
Brasil
gsi@gsiconsultoria.com.br

A.G. NOGUEIRA
GSI
Brasil
adriano.nogueira56@gmail.com

G.R. SANTOS
GSI
Brasil
grsantosv1@gmail.com

W.S. JESUS
GSI
Brasil
william.jesus@gsiconsultoria.com.br

Resumo *– Este trabalho tem como objetivo a implementação de um modelo de disjuntor a vácuo no programa ATPDraw para análise de manobras e seus efeitos com múltiplas reconduções (prestrike e restrike). Com base em simulações do modelo transitório do disjuntor no ATPDraw serão analisadas e comparadas as respostas às manobras frente às diversas condições de operação, considerando a variação dos parâmetros do modelo e sua influência devido ao comprimento de cabos na alimentação de transformadores e condições de operação de motores.*

Palavras-chave: Transitórios Eletromagnéticos – Disjuntores a vácuo – Modelagem – ATPDraw – Sobretensões – Manobras – Análise de sensibilidade – Múltiplas Reconduções

1 INTRODUÇÃO

Os dispositivos especiais de manobras, tais como chaves, contatores e disjuntores são equipamentos fundamentais tanto à operação normal do sistema quanto durante a realização de energizações e desligamentos, especialmente na proteção dos sistemas elétricos de um modo geral, seja em baixa, média ou alta tensão.
Sobretensões de manobras ocorrem em instalações elétricas de sistemas de transmissão e distribuição por diversas condições de operação [1]. Este trabalho trata de sobretensões resultantes de manobras de disjuntores a vácuo em circuitos com cabos isolados, transformadores com meio isolante sólido (a seco) e motores de indução trifásicos em média tensão. Disjuntores a vácuo possuem grande viabilidade e eficiência em sua utilização nos sistemas elétricos em média tensão. Isto se deve ao fato deles apresentarem características adequadas de interrupção, manobra e proteção, além de capacidades de extinção de arco elétrico. Entretanto, a comutação destes dispositivos durante a realização de manobras pode resultar em sobretensões transitórias e, por consequência, as solicitações impostas nos demais elementos do circuito aumentam os riscos de falhas nos mesmos, considerando especialmente manobras de transformadores com meio isolante sólido (seco) e durante a abertura da operação de motores de indução trifásicos.

* GSI Engenharia e Consultoria LTDA - Rua Mato Grosso, n° 120, CEP 12062-120, Taubaté, SP – Brasil
Tel.: (12) 99683-1106 – Email: ahmad.laurentino@unesp.br / ahmad.laurentino@gsiconsultoria.com.br

2 TRANSITÓRIOS DE MANOBRAS DE DISJUNTORES

As sobretensões de manobras de disjuntores podem ser classificadas como sobretensões transitórias. Este trabalho envolve a análise de sobretensões decorrentes de interrupções de pequenas correntes indutivas (manobras envolvendo transformadores a vazio e motores), que estão associados a fenômenos que são conhecidos por supressão de corrente (“current chopping”), supressão de correntes induzidas (“virtual current chopping”), “prestrikes” e “restrikes”.

2.1 Supressão de corrente (“chopping”)

Em um sistema ideal, os disjuntores interrompem a corrente elétrica exatamente na passagem pelo zero natural. No entanto, quando uma corrente relativamente pequena for interrompida por um disjuntor, a ação dos elementos da câmara de extinção do arco pode fazer com que a corrente seja levada a zero de forma abrupta e prematura, ou seja, antes de seu zero normal [2]. Este fenômeno é conhecido por “current chopping” ou supressão de corrente e pode dar origem a sobretensões em virtude da energia magnética armazenada no circuito equivalente, que pode ser observado na Fig. 1.

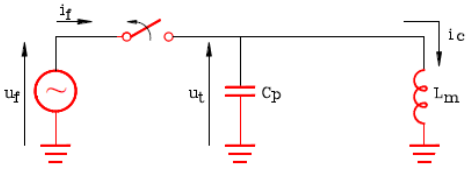


Fig.1. Circuito monofásico equivalente para interrupção de pequenas correntes indutivas

Na realidade, a energia magnética armazenada na indutância ($1/2*L_M*I_C^2$) é transformada em energia elétrica na capacitância ($1/2*C_P*U^2$), de forma que esta conversão resulta em sobretensões. A Fig. 2 ilustra o conceito do corte prematuro da corrente e o respectivo efeito das sobretensões resultantes.

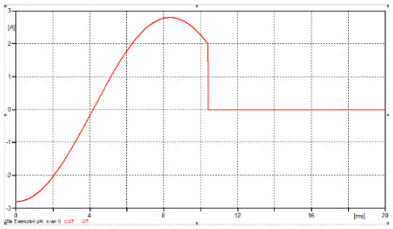


Fig. 2–(a). Corte prematuro de corrente

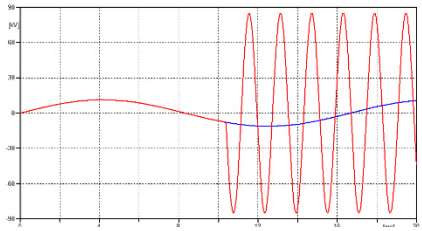


Fig. 2–(b). Sobretensões de manoba de desligamento

2.2 Múltiplas reignições (“Restrike”)

Quando chaveamentos de pequenas correntes indutivas são realizados, grandes sobretensões podem ser geradas se ocorrer a reignição do arco após a primeira interrupção da corrente e se o dispositivo de manobra for capaz de interromper correntes transitórias de altas frequências, que se estabelecem durante as ocorrências das reignições [2]. As múltiplas reignições em pequenas correntes indutivas com escalonamento de tensão se caracterizam por transitórios de frequências elevadas, que pode danificar os equipamentos conectados aos sistema, se este não estiver protegido de maneira adequada [3]. Na realidade, as reignições ocorrem toda vez que a tensão entre os terminais do disjuntor atinge a curva característica do dielétrico. Na Fig. 3 é apresentado um exemplo da característica a frio dos disjuntores e a ocorrência de múltiplas reigniçoes.

2.3 Múltiplas Pré-ignições (“Prestrike”)

O fenômeno das múltiplas pré-ignições está relacionado com manobras de fechamento do disjuntor, ou seja, energização do circuito. Os transitórios de manobras de fechamento podem ocorrer em todos os tipos de disjuntores, independentemente do método de extinção do arco elétrico [4].
A energização de um circuito elétrico em sistemas de alta tensão causa um pré-arco com oscilações transitórias. Na realidade, o fenômeno por trás desse pré-arco advém do fato que durante a manobra de fechamento, com a proximidade dos contatos, o gradiente de potencial aplicado no dielétrico pode ser suficientemente grande para superar a característica fria do disjuntor, causando a ruptura dielétrica. Se isto ocorrer, a condução de corrente

será estabelecida através das pré-ignições, sem o efetivo toque mecânico entre os contatos do disjuntor, que pode resultar em sobretensões repetitivas. A Fig. 4 apresenta a ocorrência de múltiplas pré-ignições.

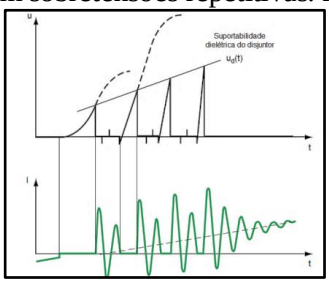


Fig. 3. Ocorrência de múltiplas reignições

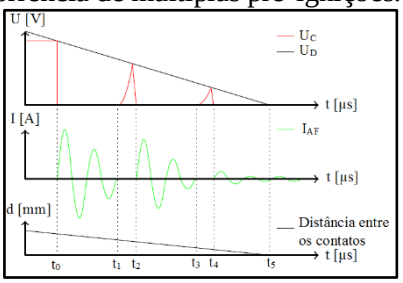


Fig. 4. Ocorrência de múltiplas pré-ignições

2.4 Corte de correntes induzidas (“Virtual current chopping”)

Este fenômeno decorre do fato que em sistemas trifásicos, utilizando disjuntores trifásicos a vácuo com três polos, no momento em que a corrente é interrompida num polo, ela não será interrompida simultaneamente nos outros polos. Este efeito citado é chamado de dispersão entre os polos do sistema trifásico. Na realidade, este fenômeno é fortemente dependente dos parâmetros do sistema e sua ocorrência é mais rara que os demais eventos discutidos anteriormente [4]. Este fenômeno é caracterizado pela interrupção das componentes de altas frequências das correntes existentes entre as fases acopladas elétrica e magneticamente no sistema.

3 MODELAGEM DO DISJUNTOR A VÁCUO PARA EVENTOS TRANSITÓRIOS

3.1 Teoria da modelagem de disjuntores a vácuo

De um modo geral, modelos de disjuntores são essenciais para analisar os efeitos no sistema elétrico decorrentes de manobras. No que se refere aos disjuntores a vácuo, devido à complexa natureza das sobretensões transitórias resultantes de suas manobras, tem-se a necessidade de representar seu comportamento através de um modelo equivalente a ser utilizado em simulações em programas de transitórios. No estudo de interrupção de pequenas correntes indutivas, o modelo do disjuntor a vácuo precisa incluir a característica a frio do disjuntor, a capacidade de extinção de correntes de altas frequências e o nível de “chopping” [5]. No que diz respeito à característica a frio do disjuntor, que está diretamente relacionada com a tensão de ruptura dielétrica, têm-se que a escolha do material, dimensões e formato geométrico dos contatos influenciam diretamente na mesma. Uma maneira usual de representação da tensão de ruptura dielétrica é em função do tempo e pode ser expressa pela equação (1).

$$U_D = A(t - t_A) + B \tag{1}$$

Sendo:
U_D: Suportabilidade do meio dielétrico [V];
A: Taxa de recuperação da suportabilidade dielétrica, ou “Rate of Rise of Dielectric Strength” (RRDS) [V/s];
B: Suportabilidade dielétrica inicial do disjuntor [V];
t: Variável tempo [s];
t_A: Instante de abertura dos contatos [s].

Em relação à capacidade de interrupção de correntes em altas frequências, a mesma é definida pela inclinação da corrente que foi restabelecida através da reignição no ponto onde a corrente é nula. Esta capacidade depende da tensão que foi restabelecida pela reignição e também apresenta um comportamento dependente do tempo, dessa forma, a equação (2) pode ser utilizada para descrever as características relacionadas às capacidades de extinção de correntes em altas frequências.

$$\frac{di}{dt} = C(t - t_A) + D \tag{2}$$

Sendo:
$\frac{di}{dt}$: Capacidade de extinção do arco [A/s];
C e D: Constantes que dependem das características do disjuntor (C [A/s²] e D [A/s]).

A capacidade de extinção de arco expressa na equação (2) pode ser denominada também como a inclinação crítica da corrente de alta frequência em função do tempo, sendo que quando o valor absoluto da taxa de

variação da corrente elétrica no instante zero for maior que este limite, a extinção de arco não será bem-sucedida. A corrente de "chopping" depende principalmente do material dos contatos, apesar de que a impedância de surto da carga possa ter influência sobre o mesmo. O comportamento da corrente de "chopping" pode ser determinado pela equação (3) a seguir.

$$I_C = (\omega \cdot I \cdot \alpha \cdot \beta)^q \quad (3)$$

Sendo:
I_C: Corrente de corte do disjuntor [A];
i: Amplitude da corrente da carga [A];
α, β e q: Constantes que dependem do tipo de contatos do disjuntor;
Na realidade, embora o nível de "chopping" possa ser calculado pela equação (3), este fenômeno não é determinístico e possui um comportamento estatístico de forma que o valor médio desta grandeza varia geralmente entre 3 e 8 A.

3.2 Análise, implementação e validação dos modelos do disjuntor a vácuo

Para o desenvolvimento do modelo do disjuntor a vácuo no programa ATPDraw foi utilizado o componente TACS (Transient Analysis of Control Systems) switch type 13, que se trata de uma chave monofásica controlada por um sinal de trip externo. Desta forma, este componente permite seu acionamento por meio de sinais provenientes de um código computacional na linguagem MODELS do próprio ATPDraw. Para a validação do modelo de disjuntor a vácuo desenvolvido no ATPDraw foi utilizado como base o circuito de Helmer e Lindmayer [6]. Na Fig. 5 são apresentados o modelo do disjuntor a vácuo e o circuito equivalente.

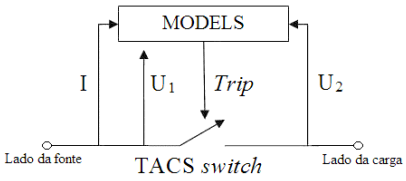


Fig. 5–(a). Modelo do disjuntor a vácuo no ATPDraw

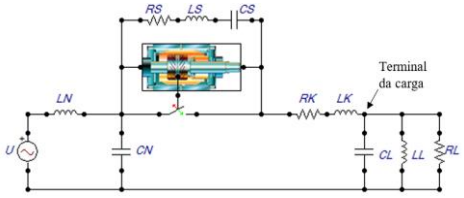


Fig. 5–(b). Circuito de teste utilizado para validação do modelo do disjuntor

Para a validação do modelo do disjuntor no circuito de Helmer, foram considerados alguns casos, explicitando a influência dos parâmetros A, B, C e D, conforme será apresentado no próximo item.

4 ANÁLISE DE CASOS DO MODELO DESENVOLVIDO

Primeiramente, foi simulado um caso da abertura do disjuntor ajustando os parâmetros típicos do modelo, A igual a 22 V/µs, B igual a 4 kV, C igual a 20 A/µs², D igual a 50 A/µs e o nível de "chopping" igual a 3 A. O instante de abertura dos contatos foi estabelecido como 28 ms. Os resultados de simulação envolvendo a corrente e a TRT através do disjuntor estão apresentadas na Fig. 6 e Fig. 7 [5], [6].

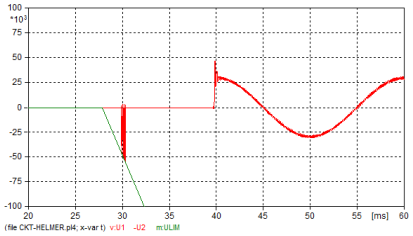


Fig. 6–(a). TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico

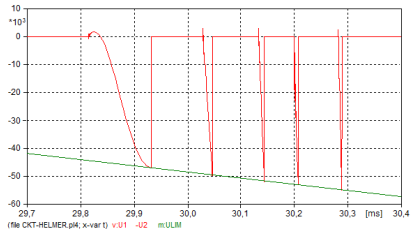


Fig. 6–(b). Detalhe da TRT em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico

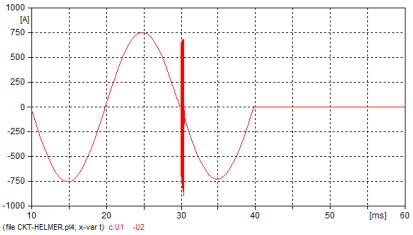


Fig. 7–(a). Forma de onda da corrente passante através do disjuntor

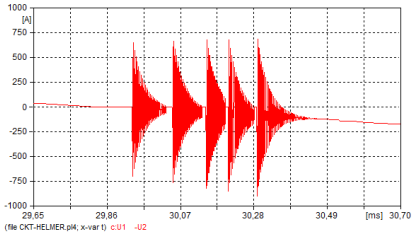


Fig. 7–(b). Detalhe das correntes de altas frequências passantes pelo disjuntor

Como é possível observar na Fig. 6 e Fig. 7, no primeiro zero da corrente após o tempo inicial de abertura dos contatos (28 ms) a tensão de restabelecimento transitória (TRT) desenvolvida através dos terminais do disjuntor atinge a curva limite estabelecida pela suportabilidade do dielétrico, ou seja, a TRT supera a RRDS, o que ocasiona a ocorrência de reignições. No segundo zero da corrente, o disjuntor desenvolve uma rigidez dielétrica suficientemente grande de forma a possibilitar uma extinção do arco bem-sucedida.

4.1 Validação dos parâmetros A, B, C e D

4.1.1 Influência do parâmetro A

Foram realizadas duas análises para a verificação da influência do parâmetro A, sendo que a primeira foi a alteração de seu valor de 22 V/µs (utilizado no caso base) para 50 V/µs e a outra foi utilizar o valor de A igual a 0. Os principais resultados obtidos estão apresentados na Fig. 8.

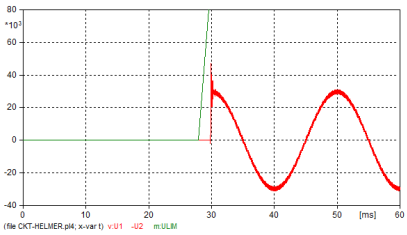


Fig. 8–(a). TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico para A = 50 V/µs

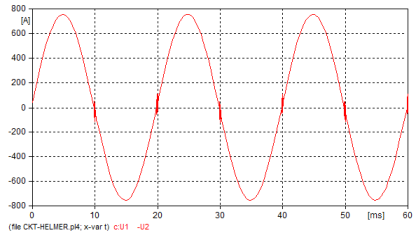


Fig. 8–(b). Falha na interrupção da corrente do disjuntor para A = 0

Como é possível observar na Fig. 8, devido ao aumento no valor do parâmetro A, o arco pôde ser extinguido com sucesso já no primeiro zero da corrente. Isto se deve ao fato que a velocidade de recuperação da suportabilidade do dielétrico ser suficientemente grande de forma que a TRT não ultrapassou esse limite. Desta forma houve uma interrupção bem-sucedida no primeiro zero da corrente sem a ocorrência de reignições. Já no caso em que o parâmetro A é igual a 0, o disjuntor não é capaz de extinguir o arco elétrico em momento algum. Por fim, conclui-se que o parâmetro A é imprescindível para o correto funcionamento do modelo.

4.1.2 Influência do parâmetro B

Foi realizado um caso adotando o parâmetro B igual a 0, mantendo-se constantes as demais condições do caso inicial apresentado, onde ocorreu uma pequena mudança no comportamento. Houve um aumento no número de reignições, que era 5 no caso de referência (vide Fig. 7–(b).) e passou a ser 6 no caso onde B = 0. Dessa forma pôde-se concluir que o parâmetro B não teve grande influência, visto que só houve uma reignição a mais que no caso base. Portanto, para a representação da característica a frio do dielétrico (vide equação (1)), o parâmetro A é mais dominante.

4.1.3 Influência dos parâmetros relacionados à capacidade de extinção de correntes de altas frequências

A capacidade de extinção de correntes de altas frequências, depende dos parâmetros C e D, conforme mostrado na equação (2). Foram analisados casos de forma a verificar a influência dos mesmos, sendo que o parâmetro D tem maior dominância na capacidade de extinção de correntes de altas frequências. A Fig. 9 apresenta os resultados de simulação quando o parâmetro D é aumentado de 50 A/µs (utilizado no caso base) para 200 A/µs, mantendo todos os outros parâmetros iguais; e mostra também o caso em que o parâmetro D é adotado igual a 0.

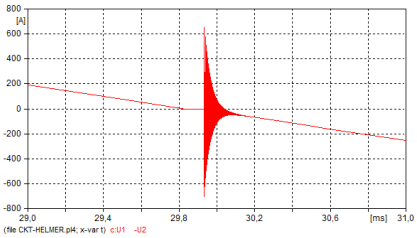


Fig. 9–(a). Corrente passante nos terminais do disjuntor para D = 0

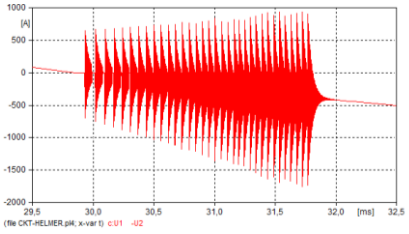


Fig. 9–(b). Corrente passante nos terminais do disjuntor para D = 200 A/ µs

Verificou-se que houve um aumento no número de reignições quando o valor de D foi aumentado. Isto se deve ao fato do disjuntor a vácuo ter a capacidade de interromper correntes com uma alta taxa de di/dt¸ assim o período de condução da componente de alta frequência foi aumentado, o que provocou um aumento no número de reignições. Observou-se também que para D = 0, o número de reignições se reduziu ao mínimo possível (desconsiderando o caso de não ocorrência de reignições), ou seja, houve apenas uma reignição. Concluindo desta forma que quanto maior a capacidade de extinção de correntes de altas frequências (ou seja, quanto maior o D), maior o número de reignições. Analogamente, quanto menor o valor de D, menor será o número de reignições.

5 APLICAÇÃO EM SISTEMAS INDUSTRIAIS

Para a verificação e simulação do comportamento do modelo de disjuntor a vácuo em um sistema elétrico, foram modelados circuitos que representam situações práticas em instalações elétricas industriais, que se tratam das manobras envolvendo a energização e desligamento de transformadores a seco e o desligamento de motores de indução trifásicos.

5.1 Transformadores com meio isolante sólido (a seco)

Para o estudo foi considerado um transformador de 6/3-3 MVA em 34,5/0,69-0,69 kV, que foi identificado como TR-6. Para as simulações de manobras do disjuntor a vácuo envolvendo a energização e o desligamento do TR-6 foi utilizado o circuito base apresentado na Fig. 10.

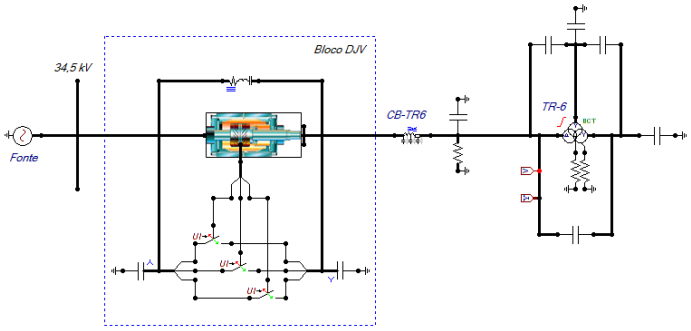


Fig. 10. Circuito base adotado para as simulações de manobras do disjuntor envolvendo o transformador TR-6

A tensão eficaz de linha utilizada para a fonte de alimentação foi de 34,5 kV para uma frequência de 60 Hz, enquanto que o cabo utilizado foi de 240 mm², com comprimento inicial de 50 m. Foram realizadas simulações de manobras de energização e desligamento do transformador TR-6, realizando alterações no comprimento do cabo a fim de evidenciar a influência do mesmo perante as sobretensões transitórias. Os resultados de simulação para o caso com comprimento do cabo igual a 50 m estão apresentados na Fig. 11 e Fig. 12.

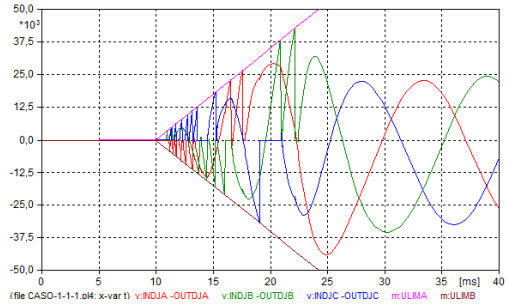


Fig. 11–(a). TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico na manobra de desligamento

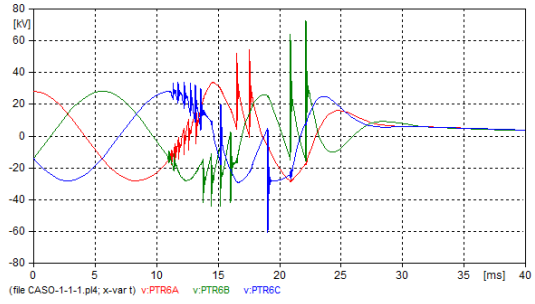


Fig. 11–(b). Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 na manobra de desligamento

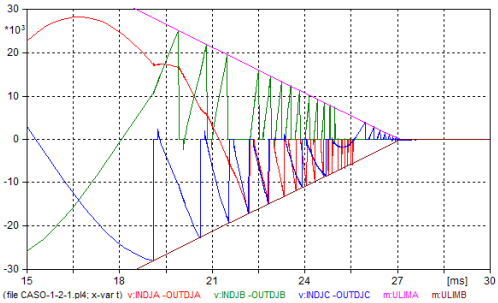


Fig. 12–(a). TRT entre os terminais do disjuntor em comparação com a curva de suportabilidade do dielétrico na manobra de energização

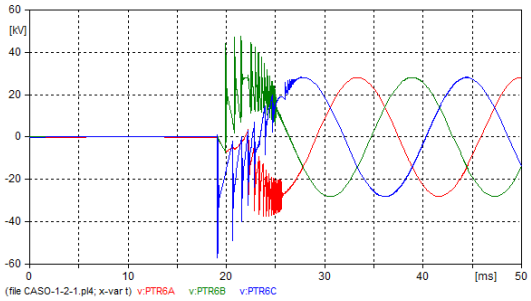


Fig. 12–(b). Tensões fase-terra nos terminais em 34,5 kV do TR-6 na manobra de energização

Durante as manobras de desligamento do TR-6, o caso com o comprimento do cabo igual a 50 m apresentou múltiplas reignições (vide Fig. 11) e elevadas sobretensões, enquanto para o comprimento de 1000 m não houve a ocorrência de múltiplas reignições. Desta forma, pode-se concluir que nos casos analisados, quanto mais curto o cabo, maiores serão as possibilidades de ocorrências das múltiplas reignições.
Já para as manobras de energização do TR-6 (fechamento do disjuntor), no caso com comprimento do cabo igual a 50 m houve a ocorrência de múltiplas pré-ignições apresentando sobretensões máximas de até 2 pu. Já para o caso com comprimento de 1000 m, ocorreram poucas pré-ignições, alcançando também sobretensões de até 2 pu. Desta forma, para as situações analisadas, o comprimento de cabo que causou mais exemplos de pré-ignições foi o de 50 m.

5.2 Motores de indução trifásicos

Foram avaliadas manobras de desligamentos de motores de indução trifásicos (MIT) em 4,16 kV com potências nominais de 200 cv e 1700 cv, identificados como M-200 e M-1700, respectivamente. Para as simulações foram utilizadas duas abordagens para a modelagem do MIT, sendo uma através do circuito equivalente e a outra através do componente UM3 “induction” do ATPDraw.
A tensão eficaz utilizada para a fonte de alimentação foi de 34,5 kV fase-fase para uma frequência de 60 Hz, enquanto a bitola do cabo utilizado foi a de 240 mm², com comprimento de 200 m. Foi utilizado um transformador de 12 MVA em 34,5/4,16 kV (identificado como TR-12).
Para as manobras envolvendo o desligamento dos motores de indução trifásicos M-200 e M-1700 foram consideradas as seguintes condições de operação:

- Desligamento durante condições de partida, que geralmente ocorre devido a um falso trip (atuação) da proteção;
- Desligamento durante condições nominais a plena carga, que pode ocorrer como um processo normal de interrupção;
- Desligamento em regime com rotor livre (a vazio).

Com o objetivo de comparação, o modelo UM3 foi utilizado somente para as simulações do motor M-200. Na Fig. 13 e Fig. 14 são apresentados os principais resultados de simulação para o caso mais severo quanto à ocorrência de reignições, que ocorreu durante o desligamento em condições de partida no motor M-200.

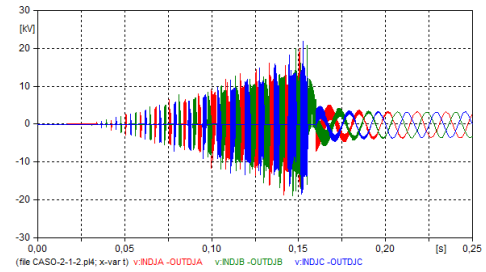


Fig. 13–(a). Tensões entre os terminais do disjuntor (modelo com circuito equivalente)

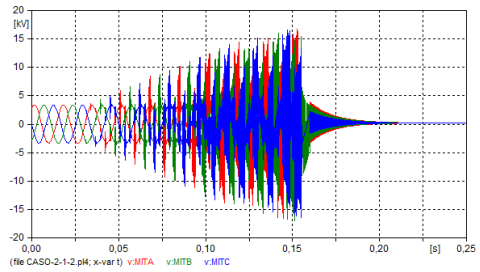


Fig. 13–(b). Tensões fase-terra nos terminais do motor M-200 (modelo com circuito equivalente)

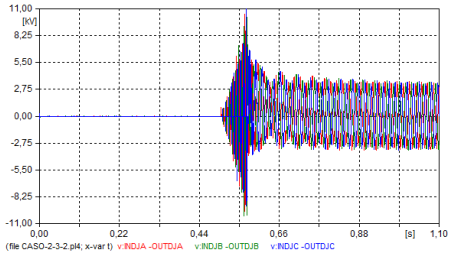


Fig. 14–(a). Tensões entre os terminais do disjuntor (modelo com UM3 “induction”)

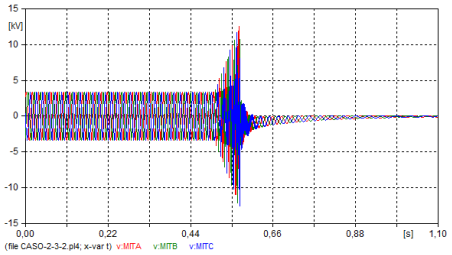


Fig. 14–(b). Tensões fase-terra nos terminais do motor M-200 (modelo com UM3 “induction”)

A diferença observada nos resultados obtidos para o motor M-200 nos casos com modelagem através do circuito equivalente e da UM3 induction pode ser explicada pelo fato do modelo com o circuito equivalente possui apenas elementos simples como resistores e indutores. Já no modelo UM3 são representadas condições dinâmicas adicionais, tais como a inércia do eixo do motor, inércia da carga, o torque da carga, força contraeletromotriz, justificando assim as diferenças observadas. Os casos envolvendo o motor M-200 apresentaram maiores sobretensões que nos casos com o M-1700. Conclui-se também que o caso de abertura do disjuntor durante a partida dos motores foi o mais severo, possuindo as maiores sobretensões (em torno de 5 pu) e um número maior de ocorrências de múltiplas reignições.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho destacou a importância da representação e modelagem de disjuntores a vácuo para análises e estudos de sobretensões transitórias e seus impactos decorrentes das manobras de desligamentos e energizações de equipamentos no sistema elétrico. Os disjuntores a vácuo possuem características que podem ocasionar alguns fenômenos transitórios quando de sua manobra, como discutido, sendo eles a supressão de corrente (“chopping”), as múltiplas reignições (“restrike”), cortes de correntes induzidas (“virtual chopping currents”), e múltiplas pré-ignições (“prestrike”). A ocorrência desses fenômenos ocasiona sobretensões transitórias de altas frequências, podendo causar falhas ou queimas nos equipamentos submetidos a essas solicitações, seja em função das amplitudes ou das variações (dv/dt). Foi desenvolvido assim um modelo de disjuntor a vácuo capaz de representar os efeitos das múltiplas reconduções em altas frequências (“restrikes” e “prestrikes”). Ressalta-se que a definição dos parâmetros do modelo do disjuntor a vácuo varia para cada caso, visto que frente aos parâmetros da carga e interações dos equipamentos os fenômenos transitórios são únicos para cada sistema. Desta forma, o trabalho contribuiu para um melhor entendimento e análise desse tema que tem extrema importância nos sistemas elétricos, propondo um modelo de disjuntor a vácuo que serve de ferramenta para estudo e análise de sistemas elétricos em fases preliminares à execução, através de simulações, evitando assim possíveis ocorrências de falhas nos equipamentos, manutenções corretivas ou substituição dos mesmos, bem como propostas de mitigação, como a instalação de supressores de surto.

7 REFERÊNCIAS

[1] J. R. Cogo et al., “Medições de Manobras de Energização de Transformadores Considerando a Instalação de Supressores de Surto”, CBQEE - Conferência Brasileira sobre Qualidade da Energia Elétrica, Campina Grande, 2015.

[2] N. C. Jesus et al., “A importância atual de estudos de transitórios eletromagnéticos para definição de sistemas de proteção de transformadores contra sobretensões e aplicações recentes com a instalação de supressores de surto”, SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Curitiba, 2017.

[3] R. Colombo, *Disjuntores de Alta Tensão*. [s.l], Nobel, 1988.

[4] A. Mueller and D. Saemann, “Switching Three-Phase Distribution Transformers with a Vacuum Circuit Breaker”, [s.l], 2011.

[5] J. A. Martinez-Velasco and M. Popov, *Circuit Breakers. In: J. A. Martinez-Velasco, Power system Transients: Parameter Determination*. New York, CRC Press, 2010.

[6] J. Helmer and M. Lindmayer, “Mathematical modeling of the high frequency behaviour of vacuum interrupter and comparison with measured transient in power systems”, XVIIth Internacional Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum, Berkeley: IEEE, pp. 323-331, 1996.