

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ANÁLISE DE DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE
MOTORES DE INDUÇÃO DE MÉDIA TENSÃO
UTILIZANDO SIMULAÇÃO DIGITAL EM TEMPO
REAL**

ARTHUR HENRIQUE PERINI DE MEDEIROS

Itajubá, Março de 2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ARTHUR HENRIQUE PERINI DE MEDEIROS

**ANÁLISE DE DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE
MOTORES DE INDUÇÃO DE MÉDIA TENSÃO
UTILIZANDO SIMULAÇÃO DIGITAL EM TEMPO
REAL**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

ORIENTAÇÃO: Dr. JOSÉ MARIA DE CARVALHO FILHO

Março de 2015
Itajubá – MG

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ARTHUR HENRIQUE PERINI DE MEDEIROS

**ANÁLISE DE DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE
MOTORES DE INDUÇÃO DE MÉDIA TENSÃO
UTILIZANDO SIMULAÇÃO DIGITAL EM TEMPO
REAL**

Dissertação aprovada por banca examinadora em 31 de Março de 2015, conferindo ao autor o título de **Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.**

Banca Examinadora

Prof. Dr. José Maria de Carvalho Filho
(Orientador)

Prof. Dr. Paulo Márcio da Silveira

Prof. Dr. Ronaldo Rossi

Itajubá – MG

DEDICATÓRIA

*A Deus, pela graça de me permitir
concluir este trabalho.*

*A todos os meus familiares, minha
mãe Madalena.*

*Especialmente em memória do meu
avô Antônio e a minha avó Terezinha, os quais sempre me deram forças e conselhos nos
momentos em que mais precisei.*

AGRADECIMENTOS

A minha mãe pelo grande apoio e incentivo em todos os momentos;

A minha namorada Aline pelo incentivo e companheirismo ao longo do desenvolvimento do trabalho;

Ao professor Dr. José Maria de Carvalho Filho pela orientação, serenidade, paciência e motivação para a realização deste trabalho;

Ao colega e professor da UNIFEI Aurélio Coelho pelos primeiros passos no RTDS, pelas experiências trocadas e companheirismo durante o trabalho;

Ao colega MSc. Carlos Villegas pelo grande apoio na UNIFEI, pelo esforço incondicional para com os ensinamentos no RTDS;

Aos demais colegas do GQEE em especial ao colega MSc. Tiago Galvão pelo apoio proporcionado;

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de estudos concedida;

Ao colega e Engenheiro Ítalo Almeida, Coordenador de Manutenção do Grupo Farias pela atenção e ensinamentos;

A SEL pelo empréstimo do relé de proteção;

A CPFL RENOVÁVEIS pelo incentivo e oportunidade.

SUMÁRIO

| | |
|--|-------------|
| DEDICATÓRIA | I |
| AGRADECIMENTOS..... | II |
| LISTA DE FIGURAS | VI |
| LISTA DE TABELAS..... | X |
| LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E UNIDADES..... | XI |
| RESUMO | XII |
| ABSTRACT | XIII |
| 1 INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 RELEVÂNCIA DO TEMA..... | 1 |
| 1.2 ESTADO DA ARTE..... | 3 |
| 1.3 OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO..... | 4 |
| 1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO..... | 4 |
| 2 PROTEÇÃO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE MÉDIA TENSÃO 5 | 5 |
| 2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS | 5 |
| 2.2 SISTEMAS DE ISOLAÇÃO | 5 |
| 2.3 CURVAS CARACTERÍSTICAS SOB O FOCO DA PROTEÇÃO..... | 7 |
| 2.4 PROTEÇÃO CONTRA PARTIDA LONGA E ROTOR BLOQUEADO..... | 10 |
| 2.5 PROTEÇÃO TÉRMICA DO ESTATOR | 11 |
| 2.6 PROTEÇÃO TÉRMICA DO ROTOR | 12 |
| 2.7 PROTEÇÃO CONTRA FALHAS NA ALIMENTAÇÃO | 13 |
| 2.7.1 Tensões Anormais..... | 13 |
| 2.7.1.1 Proteção contra Subtensão | 13 |
| 2.7.1.2 Proteção contra Sobretensão | 14 |
| 2.7.1.3 Proteção contra Desequilíbrios..... | 14 |
| 2.7.2 Frequência Anormal..... | 15 |
| 2.8 CONDIÇÕES ANORMAIS DE OPERAÇÃO | 16 |
| 2.8.1 Sequência de partida incompleta..... | 16 |
| 2.8.2 Reenergização fora de fase..... | 16 |
| 2.9 PROTEÇÃO DE CURTO-CIRCUITO NO ESTATOR | 16 |
| 2.9.1 Proteção de Fase..... | 17 |
| 2.9.1.1 Relé Instantâneo 50..... | 18 |
| 2.9.1.2 Relé temporizado 51..... | 19 |
| 2.9.1.3 Fusíveis | 20 |
| 2.9.2 Proteção de terra | 20 |
| 2.9.3 Proteção Diferencial..... | 24 |
| 2.10 PROTEÇÃO DE CURTO-CIRCUITO NO ROTOR | 26 |
| 2.11 RELÉS DE MULTI FUNÇÕES MICROPROCESSADOS | 26 |
| 2.11.1 Proteção Térmica..... | 27 |
| 2.11.1.1 Proteção térmica da partida..... | 27 |
| 2.11.1.2 Proteção térmica em regime..... | 27 |
| 2.11.2 Funções tipicamente incorporadas | 28 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 2.11.2.1 | Sobrecarga Térmica (49) | 29 |
| 2.11.2.2 | Rotor bloqueado (51) | 29 |
| 2.11.2.3 | Sobrecorrente de fase instantânea (50) | 29 |
| 2.11.2.4 | Sobrecorrente de terra (50G, 51N) | 29 |
| 2.11.2.5 | Desequilíbrio de corrente (46) | 29 |
| 2.11.2.6 | Jam/Stall (51) | 29 |
| 2.11.2.7 | Perda de Carga ou Subcorrente (37) | 29 |
| 2.11.2.8 | Subtensão (27) | 29 |
| 2.11.2.9 | Números de Partidas (66) | 29 |
| 2.11.3 | Funções adicionais dos relés microprocessados | 30 |
| 2.11.3.1 | Interface de RTD externa (49R) | 30 |
| 2.11.3.2 | Diferencial de Fase (87) | 30 |
| 2.11.3.3 | Sequência de fase (47) | 30 |
| 2.11.3.4 | Tempo máximo de partida (48) | 30 |
| 2.11.3.5 | Incremento de Carga (51L) | 30 |
| 2.11.3.6 | Sobretensão (59) | 30 |
| 2.12 | CONSIDERAÇÕES FINAIS | 30 |
| 3 | ESTUDO DE CASO | 31 |
| 3.1 | CONSIDERAÇÕES INICIAIS | 31 |
| 3.2 | A SIMULAÇÃO DIGITAL EM TEMPO REAL | 31 |
| 3.2.1 | Hardware in The Loop (H-I-L) | 32 |
| 3.3 | DESCRIÇÃO DO SISTEMA SIMULADO | 33 |
| 3.3.1 | Concessionária e Sistema Industrial | 34 |
| 3.3.2 | Cargas e Equipamentos de Processo | 34 |
| 3.3.2.1 | Picador de Cana | 35 |
| 3.3.2.2 | Desfibrador de Cana | 36 |
| 3.3.2.3 | Ternos da Moenda | 37 |
| 3.3.2.4 | Bombas da Caldeira | 38 |
| 3.3.2.5 | Cargas da Casa de Força, Movimentação de Bagaço e da ETA | 38 |
| 3.3.2.6 | Cargas da Usina de Açúcar e Álcool e Outros | 39 |
| 3.3.3 | Geradores da UTE | 39 |
| 3.3.4 | Acordo Operativo Usina - UTE | 41 |
| 3.4 | MODELAGEM DO SISTEMA SIMULADO | 41 |
| 3.4.1 | Sistema da Concessionária | 41 |
| 3.4.2 | Motor de Indução - Desfibrador | 45 |
| 3.4.3 | Turbogeradores | 47 |
| 3.4.4 | Outras Cargas | 50 |
| 3.4.5 | Ponto de Operação da UTE | 53 |
| 3.5 | MODELAGEM DOS CONTROLES NO RTDS | 55 |
| 3.5.1 | Controle da Fonte-Equivalente do Sistema na SE Goianinha 69 kV | 55 |
| 3.5.2 | Controle de acionamento de disjuntor | 57 |
| 3.5.3 | Controle do curto-circuito | 57 |

| | | |
|------------|---|------------|
| 3.5.4 | Controles de entrada e saída e Hardware in the loop..... | 58 |
| 3.5.5 | Controles da carga do Desfibrador | 60 |
| 3.6 | BANCADA DE TESTES..... | 62 |
| 3.7 | METODOLOGIA UTILIZADA NOS TESTES E RESULTADOS..... | 64 |
| 3.7.1 | Cenários das Simulações | 64 |
| 3.7.2 | Eventos simulados..... | 66 |
| 3.7.3 | Simulações e resultados..... | 67 |
| 3.7.3.1 | Defeitos internos à zona de proteção | 67 |
| 3.7.3.1.1 | Rotor bloqueado na partida | 68 |
| 3.7.3.1.2 | Travamento do rotor em operação | 70 |
| 3.7.3.1.3 | Teste de proteção de sobrecarga..... | 72 |
| 3.7.3.1.4 | Subcorrente – Perda de Carga..... | 74 |
| 3.7.3.1.5 | Curto-circuito trifásico | 76 |
| 3.7.3.1.6 | Curto-circuito entre fase e terra | 77 |
| 3.7.3.1.7 | Curto-circuito | 78 |
| 3.7.3.1.8 | Desequilíbrio de corrente..... | 79 |
| 3.7.3.1.9 | Partidas repetitivas | 81 |
| 3.7.3.1.10 | Defeitos externos à zona de proteção | 82 |
| 3.7.3.1.11 | Subtensão | 82 |
| 3.7.3.1.12 | Sobretensão | 83 |
| 3.7.3.1.13 | Curto-circuito nas barras vizinhas..... | 84 |
| 3.7.3.1.14 | Desconexão com a concessionária..... | 86 |
| 3.7.4 | Síntese dos Resultados | 88 |
| 3.7.5 | Considerações Finais | 88 |
| 4 | CONCLUSÕES..... | 90 |
| 4.1 | CONCLUSÕES E CONTRIBUIÇÕES..... | 90 |
| 4.2 | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS..... | 91 |
| | REFERÊNCIAS CITADAS | 92 |
| | REFERÊNCIAS CONSULTADAS..... | 94 |
| | ANEXO A - O MOTOR ELÉTRICO DE INDUÇÃO TRIFÁSICO | 95 |
| | A.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS | 95 |
| | A.2 FUNDAMENTOS FÍSICOS DA MÁQUINA DE INDUÇÃO | 95 |
| | A.2.1 Campo Magnético Girante..... | 95 |
| | A.2.2 A indução no rotor em gaiola..... | 98 |
| | A.2.3 A reação do rotor..... | 100 |
| | A.3 O CIRCUITO EQUIVALENTE MONOFÁSICO | 101 |
| | A.4 CURVA CARACTERÍSTICA DE CONJUGADO | 108 |
| | ANEXO B - RELÉ DE PROTEÇÃO SEL 710..... | 110 |
| | ANEXO C - COORDENOGRAMA DOS AJUSTES ATUAIS DA PROTEÇÃO | 112 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 1.1- Distribuição do consumo de energia elétrica no Brasil. (Eletrobrás, 2014) | 1 |
| Figura 2.1 - Comportamento da temperatura. Fonte WEG | 6 |
| Figura 2.2- Temperaturas limites normalizadas para as classes de isolamento Térmico em motores industriais. | 7 |
| Figura 2.3 - Características típicas de um motor de indução..... | 8 |
| Figura 2.4- Apresentação das características de partida e limites segundo a IEEE Std 620-1996. | 9 |
| Figura 2.5 - Curva de partida típica utilizando-se de uma chave de partida (ANSI 12) supervisionando o relé 51 START. (IEEE, 2012) | 11 |
| Figura 2.6 - Ajuste típico das funções 50 e 51 pela IEEE C37.96-2012 | 18 |
| Figura 2.7 - Ajuste típico para relés de sobrecorrente 50/51 com ajustes de elementos instantâneos com delay separados segundo a IEEE C37.96-2012..... | 19 |
| Figura 2.8 - Proteção do limite térmico utilizando dois relés de sobrecorrente temporizado segundo a IEEE C37.96-2012 | 20 |
| Figura 2.9 - Combinação de três relés de fase um de terra temporizado 51N conectado residualmente (IEEE, 2012)..... | 21 |
| Figura 2.10 - Esquema típico de proteção com disjuntor e relé 50G para proteção de faltas fase-terra (IEEE, 2012). | 22 |
| Figura 2.11 - Alocação dos condutores em um TC toroidal (IEEE, 2012)..... | 22 |
| Figura 2.12 - Proteção de terra do barramento através de transformador de distribuição e relé de sobretensão..... | 23 |
| Figura 2.13 - Detecção de faltas a terra para sistemas isolados ou aterrados com alta resistência. | 24 |
| Figura 2.14- Proteção diferencial de motores conectados em estrela (a) e delta (b).24 | |
| Figura 2.15 - Esquema diferencial de balanço de fluxo (IEEE, 2012)..... | 25 |
| Figura 2.16 - Proteção diferencial sensível de terra (IEEE, 2012). | 26 |
| Figura 2.17 -Relé multifunções de proteção de motores - Funções básicas (IEEE, 2012). | 28 |
| Figura 3.1 - Diagrama de blocos do hardware in the loop | 33 |
| Figura 3.2 - Diagrama unifilar da UTE para o estudo de caso..... | 34 |
| Figura 3.3 - Esquemático do preparo da cana para moagem. (RIBEIRO,2003)..... | 35 |
| Figura 3.4 - Picador de cana. (CALTAROSSO, 2008)..... | 35 |
| Figura 3.5 - Esquema do conjunto desfibrador horizontal. a) tambor alimentador, b) placa desfibradora, c) desfibrador. (CALTAROSSO, 2008)..... | 36 |
| Figura 3.6 – Esteira de preparo da cana, em destaque o motor do desfibrador. | 37 |
| Figura 3.7 – Fotos dos ternos de uma moenda. | 38 |
| Figura 3.8 – Esquema de ciclo fecha com turbina de contrapressão. (Fonte TGM Turbinas, 2014) | 40 |
| Figura 3.9 - Esquema de ciclo fechado com turbina de condensação com extração. (Fonte TGM Turbinas, 2014) | 40 |
| Figura 3.10 - Estrutura da usina com a participação do agente comercializador de energia..... | 41 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.11 - Diagrama unifilar e fluxo de potência na vizinhança da SE Bioformosa. | 42 |
| Figura 3.12 - Dados de curto-circuito na SE Goianinha 69 kV sem a UTE Bioformosa. | 43 |
| Figura 3.13 – Diagrama trifilar - Setor de 69 kV..... | 44 |
| Figura 3.14 - Circuito equivalente monofásico (KUNDUR, 1994) | 45 |
| Figura 3.15 - Parâmetros Elétricos do Motor 3500 c.v. no RSCAD. | 46 |
| Figura 3.16 - Curvas características plotadas em tempo real no RSCAD – RUNTIME. | 47 |
| Figura 3.17 - Parâmetros elétricos nos eixos d e q. (Fonte RTDS, 2008)..... | 47 |
| Figura 3.18 - Diagrama de blocos do regulador de velocidade..... | 48 |
| Figura 3.19 - Diagrama de blocos do regulador automático de tensão. | 49 |
| Figura 3.20 - Diagrama de blocos do limitador de Subexcitação..... | 49 |
| Figura 3.21 - Diagrama de blocos do limitador de Sobre-excitação. | 49 |
| Figura 3.22 - Diagrama de blocos do compensador de queda de reativo..... | 50 |
| Figura 3.23 - Tela de entrada de dados e resultados do software MOTO. | 52 |
| Figura 3.24 – Diagrama Trifilar - Cargas..... | 53 |
| Figura 3.25 - Valores de despacho da geração. | 53 |
| Figura 3.26 - Diagrama Trifilar – Turbogeneradores..... | 54 |
| Figura 3.27 - Lógica de controle da fonte por fase. | 55 |
| Figura 3.28 - Lógica de seleção de eventos na concessionária. | 55 |
| Figura 3.29 - Lógica de duração do afundamento e ângulo da fase..... | 56 |
| Figura 3.30 - Lógica de abertura e fechamento do disjuntor do motor. | 57 |
| Figura 3.31 - Lógica de seleção do tipo de curtos-circuitos..... | 58 |
| Figura 3.32 - Lógica de configuração do cartão DA GTA0..... | 59 |
| Figura 3.33 - Lógica de interface das entradas e saídas digitais. | 60 |
| Figura 3.34 - Lógica de controle de torque. | 61 |
| Figura 3.35 - Lógica de controle de velocidade. | 61 |
| Figura 3.36 - Blocos de cálculos para as correntes diferenciais e corrente de neutro. | 62 |
| Figura 3.37 - Fotos dos equipamentos utilizados na simulação. No sentido horário i) Rack do RTDS; ii) Relé de Proteção SEL-710; iii) Amplificadores CMS 156; iv) Mala de testes CMS 256..... | 63 |
| Figura 3.38 - Tela de supervisão da simulação no RTDS..... | 63 |
| Figura 3.39 -Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de rotor bloqueado na partida. Ajustes atuais..... | 68 |
| Figura 3.40 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de rotor bloqueado na partida. Ajustes propostos | 69 |
| Figura 3.41 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de travamento de carga em funcionamento. Ajustes atuais. | 70 |
| Figura 3.42 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de travamento de carga em funcionamento. Ajustes propostos..... | 71 |
| Figura 3.43 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) no alarme e c) no <i>trip</i> d teste de sobrecarga mecânica. Ajustes atuais. | 73 |
| Figura 3.44 - Tela de monitoramento durante o teste de sobrecarga. Ajustes atuais | 72 |
| Figura 3.45 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de subcorrente. Ajustes propostos. | 75 |

| | |
|--|-----|
| Figura 3.46 - Oscilografias da atuação da proteção 50P. a) Ajuste de operação. b) Ajustes propostos. | 77 |
| Figura 3.47 - Oscilografias da atuação da proteção 50N. a) Ajuste atuais. b) Ajustes propostos. | 78 |
| Figura 3.48 - Oscilografias da atuação da proteção 87. a) Ajuste atuais. b) Ajustes propostos. | 79 |
| Figura 3.49 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de subcorrente. Ajustes atuais | 80 |
| Figura 3.50 - Oscilografias da atuação da proteção 50Q durante o teste de desequilíbrio de correntes a) <i>Pick-up</i> . b) <i>Trip</i> | 81 |
| Figura 3.51 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> durante o teste de subtensão. Ajustes propostos. | 83 |
| Figura 3.52 - Oscilografia no relé SEL-710 no <i>trip</i> durante o teste de subtensão. a) <i>pick-up</i> e b) <i>trip</i> . Ajustes propostos. | 84 |
| Figura 3.53 - Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta trifásica na barra 13, 8 kV. | 85 |
| Figura 3.54 – Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta trifásica na barra de 69 kV da SE Goianinha. | 85 |
| Figura 3.55 - Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta monofásica na barra 13, 8 kV da UTE | 86 |
| Figura 3.56 - Correntes e tensões do motor durante a abertura do DJ da concessionária. | 87 |
| Figura 3.57 – Potências, torque e velocidade do motor 3500 c.v. no RSCAD durante a abertura do DJ da concessionária. | 87 |
| Figura A.1 - Deslocamento da fmm ao longo do entreferro em instantes de tempos diferentes (MARTINS NETO, 1996). | 97 |
| Figura A.2 - Representação do motor de indução linearizado (MARTINS NETO, 1996). | 98 |
| Figura A.3 – a) Tensão induzida nas barras do rotor. b) Corrente gerada na barra do rotor no tempo t (MARTINS NETO, 1996). | 98 |
| Figura A.4 - Distribuição da Fmms com o rotor parado (MARTINS NETO, 1996). | 99 |
| Figura A.5 - Representação dos torques elétricos produzidos pela defasagem das fmm (MARTINS NETO, 1996). | 100 |
| Figura A.6 - Diagrama fasorial (MARTINS NETO, 1996). | 101 |
| Figura A.7 - Diagrama fasorial completo (MARTINS NETO, 1996). | 101 |
| Figura A.8 - Representação das grandezas do rotor (MARTINS NETO, 1996). | 102 |
| Figura A.9 - Circuito equivalente do rotor em função do escorregamento (MARTINS NETO, 1996). | 104 |
| Figura A.10 – Representação parcial do circuito magnético do motor como um transformador ideal (MARTINS NETO, 1996). | 105 |
| Figura A.11 – Circuito equivalente monofásico do motor de indução trifásico. | 106 |
| Figura A.12 - Circuito equivalente. Forma alternativa (KUNDUR, 1993) | 106 |
| Figura A.13 - Circuito equivalente monofásico representando as perdas por histerese e correntes parasitas. | 108 |
| Figura A.14 - Circuito equivalente simplificador pelo teorema de Thevenin | 108 |

Figura A.15 - Característica típica de conjugado versus escorregamento..... 109

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|----|
| Tabela 1-1- Estatística de taxa de falhas em motores (Robinson, 2001). | 2 |
| Tabela 3-1 - Dados de placa - Motor de MT do picador..... | 36 |
| Tabela 3-2- Dados do motor de MT - 3500 c.v. | 37 |
| Tabela 3-3 - Perdas | 37 |
| Tabela 3-4 - Dados do motor de MT – 750 c.v. | 38 |
| Tabela 3-5 - Lista das cargas instaladas na UTE | 39 |
| Tabela 3-6 - Potência de curto-circuito na SE Goianinha para cálculo do equivalente.43 | |
| Tabela 3-7 - Parâmetros Elétricos dos Geradores..... | 48 |
| Tabela 3-8 - Agrupamento das cargas - Casa de Força..... | 50 |
| Tabela 3-9 – Agrupamento de cargas - Usina | 51 |
| Tabela 3-10 – Agrupamento de Cargas..... | 51 |
| Tabela 3-11 – Média das medições..... | 54 |
| Tabela 3-12 - Tabela de distúrbios na fonte. | 56 |
| Tabela 3-13- Ajustes atuais da proteção do motor do desfibrador | 64 |
| Tabela 3-14- Novos ajustes propostos para a proteção do motor do desfibrador | 66 |
| Tabela 3-15 - Defeitos e resultados para as proteções atuais e novos ajustes..... | 88 |

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E UNIDADES

| | |
|-------|---|
| ABB | Asea Brown Boveri |
| ABNT | Associação Brasileira de Normas Técnicas |
| ANSI | American National Standards Institute |
| D/A | Conversor Digital para Analógico |
| DC | Direct Current |
| DSP | Digital Signal Processors |
| EPRI | Electric Power Research Institute |
| FMM | Força Magnetomotriz |
| Gbps | Gigabits por segundo |
| GPC | Giga-Processor Card |
| GPS | Global Positioning System |
| GTAI | Gigabit Transceiver Analogue Input Card |
| GTAO | Gigabit Transceiver Analogue Output Card |
| GTDI | Gigabit Transceiver Digital Input Card |
| GTDO | Gigabit Transceiver Digital Output Card |
| GTFPI | Front Panel Interface Card |
| GTNET | Network Interface Card |
| GTWIF | WorkStation Interface Card |
| H-I-L | Hardware-in-the-Loop |
| Hz | Hertz |
| IEC | International Electrotechnical Commission |
| IED | Intelligent Electronic Device |
| IEEE | Institute of Electrical and Electronics Engineers |
| IHM | Interface Homem-Máquina |
| LT | Linha de Transmissão |
| MIT | Motor de Indução Trifásico |
| NEC | National Electric Code |
| NEMA | National Electrical Manufacturers Association |
| RPM | Rotação Por Minuto |
| RSCAD | Real Time Simulation Computer-Aided Design Software |
| RTDS | Real Time Digital Simulator |
| RTD | Resistance Temperature Detector |
| SEL | Schweitzer Engineering Laboratories |
| UTE | Usina Termoelétrica |

RESUMO

Este trabalho de dissertação teve como objetivos: (i) avaliar e validar os ajustes propostos pelo estudo de proteção existente de um motor de indução de desfibrador de cana com potência de 3.500 c.v, através da realização de testes *Hardware-in-the-Loop*, utilizando o Simulador Digital em Tempo Real (RTDS), (ii) investigar possíveis melhorias nos ajustes da proteção do motor do desfibrador, (iii) trazer para o âmbito dos sistemas industriais a utilização do RTDS.

O caso teste utilizado consiste de um sistema industrial de produção de açúcar e álcool, com carga instalada de 12 MW e cogeração de energia com o reaproveitamento do bagaço da cana. A produção de energia elétrica é realizada através de dois turbogeradores, um movido à vapor de contrapressão de 15 MW e outro de condensação com extração de 25 MW.

Foram simuladas faltas internas e externas à zona de proteção do motor, considerando dois conjuntos de ajustes no relé SEL 710: o primeiro corresponde aos ajustes atuais implantados em campo e o segundo, corresponde aos ajustes propostos neste trabalho.

Os resultados obtidos mostram que os ajustes propostos representam um ganho significativo nos tempos de atuação da proteção, sobretudo das funções subtensão (27), desequilíbrio de corrente (51Q e 46) e rotor travado (50 LJ).

ABSTRACT

PERFORMANCE ANALYSIS OF MEDIUM VOLTAGE INDUCTION MOTOR PROTECTION USING REAL-TIME DIGITAL SIMULATION

This dissertation work had as objectives: (i) evaluate and validate the adjustments proposed by the existing protection study of a 3,500 h.p. shredder medium voltage induction motor, through of Hardware-in-the-Loop testes, using the real-time Digital Simulator (RTDS), (ii) to investigate possible improvements in motor protection settings, (iii) bring the use of RTDS to the scope of the industrial systems.

The test case used consists of an industrial system for the production of sugar and ethanol, with 12 MW installed load and cogeneration of energy with the reuse of the sugar cane bagasse. The production of electrical energy is performed by two Turbo-Generators, a steam-powered 15 MW backpressure and other condensation with extraction of 25 MW.

Internal and external faults were simulated to motor protection zone, considering two sets of adjustments in the SEL 710 relay: the first corresponds to current settings deployed in the field and the second corresponds to the adjustments proposed in this work.

The results obtained show that the adjustments proposed represent a significant gain in the time of actuation of protection, especially of the undervoltage (27), current imbalance (51Q and 46) and locked rotor (50 Load Jam).

1 INTRODUÇÃO

1.1 RELEVÂNCIA DO TEMA

O consumo de energia elétrica no ano de 2013 no Brasil foi 463,7 bilhões de kWh e o setor industrial é responsável por 40% deste total segundo dados do Relatório de Resultado do Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica (PROCEL) (ELETROBRAS, 2014). O relatório indica que os sistemas motrizes, compostos de acionamentos, motores elétricos, acoplamentos, cargas acionadas e instalações fluido mecânicas, são responsáveis por 62% do consumo de energia elétrica no setor industrial e 25% do consumo total de eletricidade no país, conforme Figura 1.1.

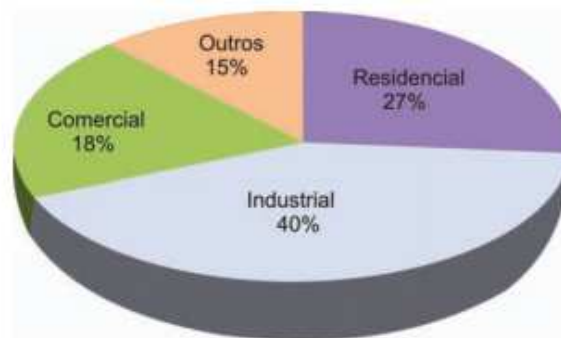


Figura 1.1- Distribuição do consumo de energia elétrica no Brasil. (Eletrobrás, 2014)

Sendo os motores elétricos uma das cargas mais amplamente utilizadas na indústria brasileira, a sua proteção de forma eficiente é de grande importância para minimizar os custos gerados devido aos danos a estes equipamentos. Em relação aos dados trazidos no relatório do PROCEL, pode-se inferir que o consumo de energia elétrica por motores elétricos e sistemas motrizes no país é equiparado ao consumo residencial.

A indesejável ocorrência de defeitos ou falhas é inevitável ao longo da vida útil dos motores. Estas podem ser de origem interna (no próprio motor) ou de origem externa (no sistema supridor). Entende-se como falhas de origem interna as sobrecargas, curtos-circuitos internos, desgaste de isolamento, desgaste térmico e mecânico. Já as falhas de origem externa são os problemas originários do sistema de suprimento (concessionária), tais como sub e sobre frequências, subtensões e sobretensões e tensões distorcidas devido à presença de harmônicos.

A proteção de motores de indução trifásicos (MITs) industriais, realizada de maneira adequada, garante a preservação da máquina ao longo da sua vida útil, sem que defeitos

de origem interna ou externa danifiquem-na por completo ou suas partes constituintes. A Tabela 1-1 mostra as estatísticas de uma pesquisa realizada pelo IEEE-IAS e EPRI (*Electric Power Research Institute*) em 1985 das ocorrências dos principais defeitos em motores industriais (Robinson, 2001).

Tabela 1-1- Estatística de taxa de falhas em motores (Robinson, 2001).

| Tipos de falhas | Taxa de falha |
|------------------------|----------------------|
| Falhas em mancais | 41% |
| Falhas no estator | 37% |
| Falhas no rotor | 10% |
| Outros tipos | 12% |

Como apresentado na Tabela 1-1, as principais falhas são de origem mecânica e em seguida observa-se uma predominância de falhas no estator. Embora possam ser tratados de maneira separada, os agentes mecânicos são intimamente ligados aos defeitos elétricos de origem térmica, como por exemplo aqueles causados por aquecimentos devido à sobrecarga mecânica e travamento do eixo do motor. Existe uma grande quantidade de anormalidades (Blackburn, 2006) que os motores industriais de indução trifásicos podem ser submetidos e que representam riscos para sua integridade. São estes:

- Falta entre fases ou fase-terra;
- Danos térmicos provenientes de:
 - Sobrecarga (contínua ou cíclica);
 - Rotor bloqueado (partida ou travamento durante operação);
- Condições anormais:
 - Operação com tensões desbalanceadas;
 - Subtensão ou sobretensão;
 - Reversão de fases;
 - Repartida (com o eixo girando);
 - Condições ambientais adversas (atmosfera explosiva, temperatura ambiente elevada, particulado em suspensão).

Estas condições são aplicáveis à maioria dos motores em operação e deste modo os dispositivos de proteção precisam ser ajustados de forma a minimizar os danos

resultantes das condições operativas anormais citadas. As técnicas de manutenção preditiva e preventiva devem ter a mesma importância que as práticas de proteção aplicadas com relés, pois, ambas não são substituíveis, mas sim complementares.

1.2 ESTADO DA ARTE

Foram realizadas pesquisas sobre o tema da simulação digital utilizando o RTDS, proteção de MITs e o método *Hardware-in-the-Loop* (H-I-L) nas bibliotecas do IEEE (*IEEE Xplore Digital Library*), no banco de teses da Coordenação de Aperfeiçoamento Pessoal de Nível Superior (Capes) e no Banco de Dados Bibliográficos da Universidade de São Paulo (USP). A total de publicações encontradas variam de acordo com as palavras chaves e reduz de forma considerável quando a pesquisa se restringe ao uso do RTDS para avaliar a proteção de motores.

Os testes utilizando o método H-I-L de forma geral resultaram em aproximadamente 800 publicações no banco de dados da CAPES e 1652 resultados no IEEE Xplore e algumas dezenas no banco de teses da USP. As publicações do IEEE Xplore foram encontradas desde 1989 e a primeira utilizando o método, demonstra simulações de armamentos guiados por imagens infravermelhas (Seldlar, 1989)

Refinando a pesquisa para as publicações utilizando especificamente o RTDS, o portal CAPES de periódicos apontou para 137 publicações voltadas para o sistema de potência, no qual este trabalho faz parte, e 347 na base de dados do IEEE. Destaca-se primeira publicação encontrada em 1991 sobre o uso do RTDS para testes em relés de proteção e mostra que testes interativos podem ser realizados (McLaren, 1992). Testes em relés de distância comerciais são utilizados para exemplificar a aplicação.

A simulação de plantas industriais com cogeração utilizando o RTDS foi realizada por (Oliveira Passos, 2014) para investigar afundamentos de tensão e (Jang G., 2009) utilizou o RTDS para simulação de sistemas de cogeração distribuída baseado em microreatores nucleares. (Morais, 2012) avaliou a proteção de sobrecorrente direcional e de distância na interconexão de uma planta industrial provida de cogeração e a concessionária. Em 2014 o autor realizou um estudo de caso detalhado na dissertação de mestrado (Morais, 2014) onde são apresentadas as melhorias obtidas através da análise do desempenho dos ajustes do relé de interconexão com a concessionária, utilizando o RTDS.

Nas bases de dados pesquisadas, não foram encontradas publicações utilizando o RTDS para investigar a proteção de motores trifásicos.

1.3 OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO

A proteção de motores de indução industriais de média tensão é objeto de estudo deste trabalho destacando-se a utilização do *Real Time Digital Simulator* (RTDS) para avaliação do desempenho dos dispositivos de proteção.

O método de análise utilizando o RTDS permite realizar simulações utilizando o recurso *Hardware-in-the-Loop* (H-I-L) que possibilita exportar sinais analógicos da simulação para o “mundo real” e utilizar dispositivos de proteção, controladores e outros Hardwares integrados na simulação. Um dos objetivos deste trabalho é apresentar os resultados obtidos com o estudo de caso, baseados em dados reais, aplicando uma metodologia de ensaios que pode ser realizada para avaliar o desempenho de relés de proteção de motores de média tensão.

Como contribuição deste trabalho, destaca-se a aplicação do H-I-L para realizar testes em relés multifunções aplicados na proteção de motores de grande porte em sistemas industriais.

1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O capítulo 2 apresenta as funções típicas de proteção utilizadas na proteção de motores industriais de média tensão e as características do sistema de isolamento.

O capítulo 3 apresenta um estudo de caso, utilizando o *Hardware-in-the-Loop*, para avaliar o desempenho da proteção de um motor de 3500 c.v. de um sistema industrial real.

O quarto capítulo apresenta as principais conclusões obtidas deste trabalho e as sugestões para trabalhos futuros.

No quinto capítulo são apresentadas as referências bibliográficas citadas e consultadas.

O Anexo - A apresenta uma visão da análise clássica da máquina de indução trifásica operando como motor em regime permanente e as suas particularidades.

No Anexo – B, são apresentadas as principais características do relé SEL 710 utilizado nos testes de *Hardware-in-the-Loop*.

No Anexo – C é apresentada a folha de verificação gráfica da proteção do MIT de 3500 c.v.

2 PROTEÇÃO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DE MÉDIA TENSÃO

2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Neste capítulo são apresentadas as diversas técnicas de proteção de motores de indução trifásicos de média tensão, tomando como base a norma IEEE C37.96 (IEEE, 2012) e as principais características do sistema de isolação.

O escopo deste capítulo contempla métodos gerais para proteção de motores industriais de indução do tipo gaiola de esquilo. As recomendações ora apresentadas são baseadas em instalações típicas e que as informações complementares e detalhadas devem ser adquiridas junto aos manuais dos dispositivos de proteção como relés, disjuntores, contadores e outros.

2.2 SISTEMAS DE ISOLAÇÃO

A função do sistema de isolação é impedir o contato dos condutores com diferentes potenciais elétricos como outros condutores e a carcaça no motor de indução trifásico. Adicionalmente o sistema de isolação representa o principal meio que permite a transferência do calor gerado nos enrolamentos para o ambiente externo. O sistema de isolação é um conjunto de materiais com a função descrita anteriormente tais como: isolação do fundo da ranhura onde são assentados os condutores, isolação entre fases, vernizes ou resinas de impregnação e isolação dos cabos conexão. A Figura 2.1 ilustra um exemplo do comportamento da temperatura nas diversas partes constituintes desde as ranhuras até as aletas de refrigeração em um tipo de sistema de refrigeração onde o meio refrigerante é o ar.

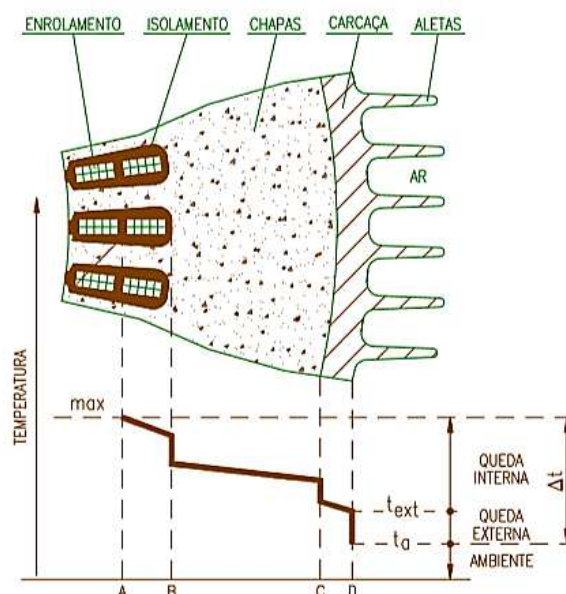


Figura 2.1 - Comportamento da temperatura. Fonte WEG

A dissipação do calor gerado pelas perdas no interior do motor para o ar ambiente é realizada através da superfície externa da carcaça ou através de algum dispositivo de refrigeração, como trocador de calor, ou dutos. Em motores fechados essa dissipação é auxiliada pelo ventilador montado no próprio eixo do motor. Uma boa dissipação depende (WEG, 2011):

- Da eficiência do sistema de ventilação;
- Da área total de dissipação da carcaça;
- Da diferença da temperatura entre a superfície externa da carcaça e do ar ambiente.

Para que se possa ter uma boa compreensão deste último fenômeno, a Figura 2.1 ilustra a queda temperatura interna entre os pontos A e D. Como o sistema de refrigeração atua na troca de calor da superfície externa da carcaça, deve-se haver uma transferência de calor otimizada do interior do motor até a superfície externa.

As classes de temperatura são primordialmente regidas pela norma IEC 60085 (IEC, 2004) que apresenta diversas classes de temperatura, desde a classe Y, com temperatura característica de 90 °C, até a classe 250 com temperatura de 250 °C. Para utilização destas classes em equipamentos eletromecânicos, especificamente os motores industriais, outras normas dão suporte referente às precauções e particularidades técnicas como a NBR 7094, substituída pela NBR 17094-1 (NBR, 2008) e a IEC 60034-11 (IEC, 2004). A Figura 2.2, apresenta as principais faixas de temperaturas normalizadas de sobre-

elevação média e o acréscimo de temperatura referente à temperatura esperada no ponto mais quente das classes B, F e H, sendo estas as mais utilizadas em motores industriais (BULGARELLI, 2006).

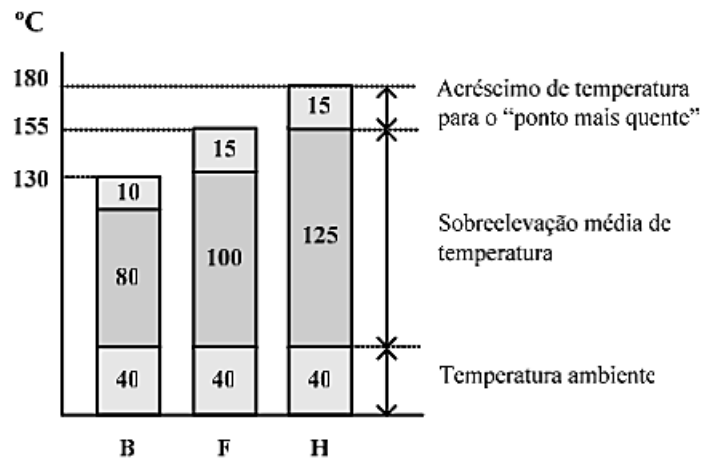


Figura 2.2- Temperaturas limites normalizadas para as classes de isolamento Térmico em motores industriais.

No projeto de proteção dos motores, a temperatura do ponto mais quente dos enrolamentos deve estar abaixo da temperatura limite da classe que é a soma da temperatura ambiente considerada 40 °C com a sobre-elevação média de temperatura da classe, e um acréscimo de temperatura referente a diferença entre a temperatura média dos enrolamentos e o ponto mais quente.

2.3 CURVAS CARACTERÍSTICAS SOB O FOCO DA PROTEÇÃO

O entendimento da estrutura construtiva e das características elétricas e mecânicas do MIT é primordial para que se possa implementar boas técnicas de proteção e garantir uma operação com maior eficiência possível sem que haja redução da vida útil do equipamento. É necessário conhecer as características construtivas dos motores como a sua representação pelo circuito equivalente. Adicionalmente as principais variáveis envolvidas na proteção dos motores que devem ser obtidas com o fabricante são:

- Curva de corrente de partida;
- Curva de capacidade térmica que deve incluir o limite térmico para o rotor bloqueado;
- Relação entre resistências de sequência positiva e negativa.

As curvas referentes às tais características são mostradas na Figura 2.3 onde estão plotadas duas curvas de tempo *versus* corrente referente à partida do motor com tensões

terminais diferentes (0,9 e 1 p.u.) e característica assimétrica da corrente de partida nos ciclos iniciais.

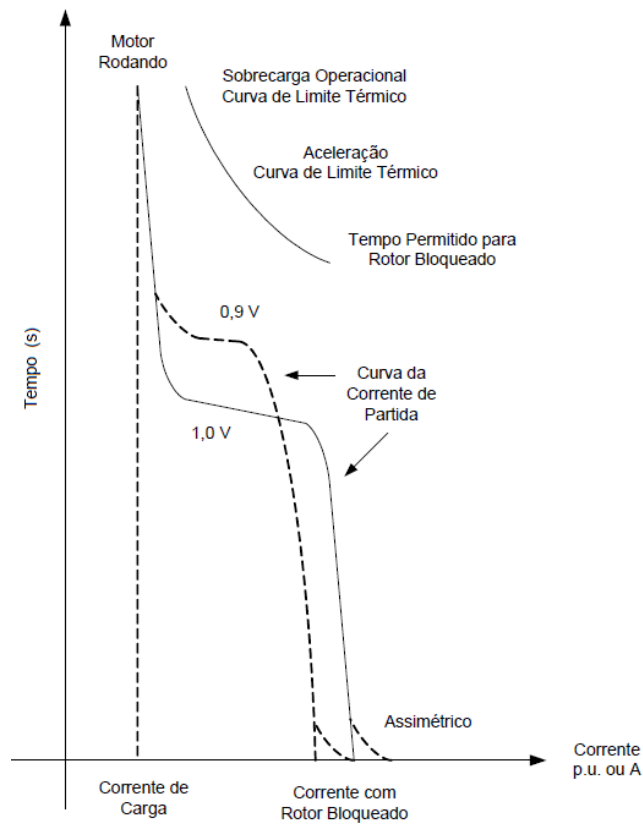


Figura 2.3 - Características típicas de um motor de indução

Dependendo do projeto, o motor pode ser limitado termicamente pelo estator ou rotor durante a aceleração ou condições de rotor bloqueado. Em projetos de grandes motores o aquecimento do rotor e a elevação de temperatura resultante são fatores limitantes e o fabricante precisa fornecer as curvas térmicas do rotor e estator em duas situações a frio (*cold*) e a quente (*hot*) que representam a partida na temperatura ambiente e na temperatura nominal do motor. Segundo a norma IEEE Std 620 (IEEE, 1996), as curvas de aceleração com tensão terminal de 80, 90 e 100% devem ser plotadas no mesmo gráfico das curvas de limite térmico. Em casos de motores de pequeno porte, os fabricantes fornecem apenas pontos no plano tempo *versus* corrente referente aos limites de rotor bloqueado e capacidade térmica do estator. A Figura 2.4 ilustra a padronização proposta pela norma IEEE Std 620 (IEEE, 1996).

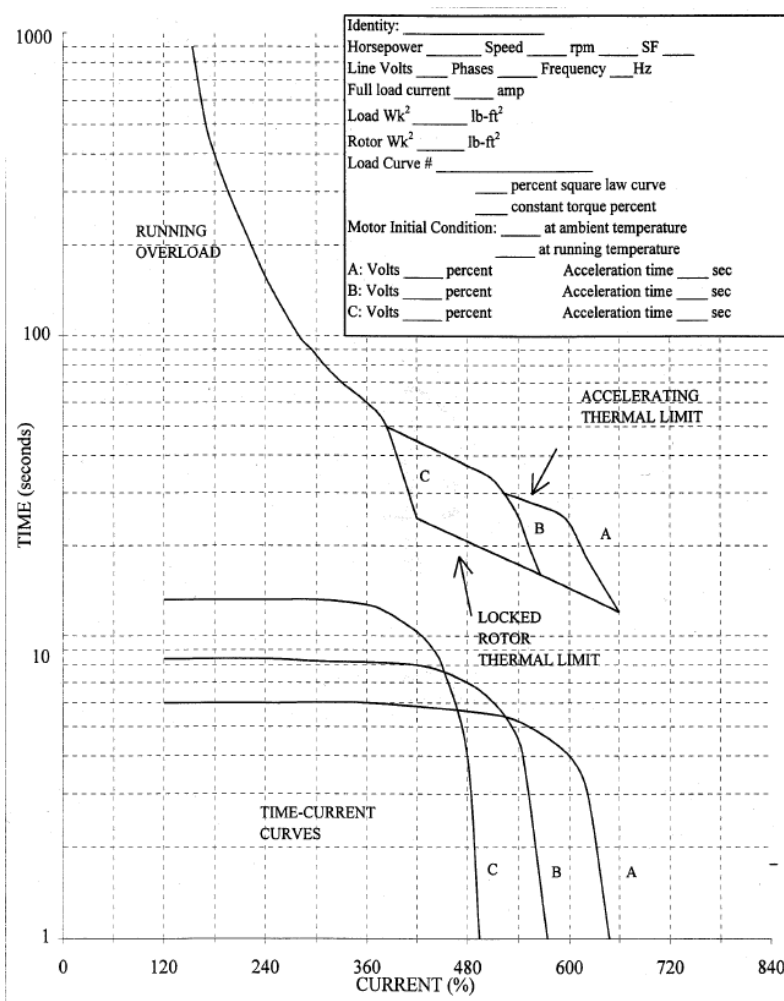


Figura 2.4- Apresentação das características de partida e limites segundo a IEEE Std 620-1996.

As condições apresentadas pela norma representam as três seguintes condições:

- A curva de capacidade térmica do rotor é plotada desde aproximadamente 60% a 100% da corrente de rotor bloqueado e indica o máximo intervalo de tempo que a máquina pode operar com o rotor bloqueado sem ocorrer danos.
- A curva que representa a capacidade térmica durante a aceleração é plotada desde a corrente de rotor bloqueado até aproximadamente a corrente de torque máximo.
- A curva limitante de sobrecarga térmica em regime permanente é plotada desde a corrente nominal ou corrente no fator de serviço até aproximadamente a corrente de torque máximo.

Outras informações adicionais são mostradas no gráfico como as curvas de aceleração em diversas tensões terminais de partida.

É importante ressaltar que as curvas de limite térmico não podem ser utilizadas para representar a capacidade de sobrecarga contínua do motor e não podem ser usadas em um planejamento de operação com sobrecarga. A operação contínua acima da

temperatura limite da isolação do estator pode reduzir a vida útil pela metade dos enrolamentos a cada 10 °C que esta temperatura for ultrapassada (IEEE, 1996).

2.4 PROTEÇÃO CONTRA PARTIDA LONGA E ROTOR BLOQUEADO

O rotor de uma máquina de indução pode bloquear quando o torque da carga excede o torque máximo do motor. Um exemplo de rotor bloqueado na partida é a falha em um acionamento mecânico qualquer e no caso de acréscimo abrupto de carga. Um exemplo comum é falha dos rolamentos ou mancais da máquina.

Para a detecção do travamento do rotor, segunda a norma IEEE C.37.96, deve-se utilizar relés de sobrecorrente de tempo inverso (ANSI 51) ajustado para detectar a corrente acima do ponto de torque máximo. A característica de tempo corrente do relé é ajustada acima da curva de aceleração e abaixo da curva de limite de sobrecarga térmica do motor em regime e da curva de limite térmico em aceleração. A sua temporização precisa ser escolhida para proporcionar de 2 a 5 s de margem acima do tempo de partida na tensão nominal. Quando o tempo de partida é entre 5-10 s a margem de 2 s é suficiente e para o tempo de partida entre 40-50 s uma margem de 5 s é mais apropriada. Nos casos onde o relé 51 não consegue temporização suficiente para garantir a operação adequada da partida, deve-se utilizar outro dispositivo para supervisionar o relé de tempo inverso.

Em aplicações onde se tem motores acoplados a cargas com grande momento de inércia, a característica inversa dos relés de sobrecorrente pode sobrepor à curva de partida do motor e causar uma atuação indesejada. Então neste sentido deve-se analisar a situação sob o ponto de vista de elevação de temperatura da máquina durante a aceleração. Sabendo-se que a elevação de temperatura no rotor deve-se a perda térmica representada por I^2R , e também por consequência da variação da frequência da tensão induzida no rotor (efeito *skin*) pelo estator devido a velocidade relativa entre o rotor e o campo girante, a resistência do rotor sofre uma redução de 3 vezes do instante da partida até o instante de escorregamento nominal (BULGARELLI, 2006; ZOCHOLL, 2003). De modo a flexibilizar a proteção de partida de motores com grande inércia, a atuação pode ser realizada através da supervisão da proteção de sobrecorrente na partida (51 START), utilizando-se de um relé de velocidade (ANSI 12) como mostrado na Figura 2.5.

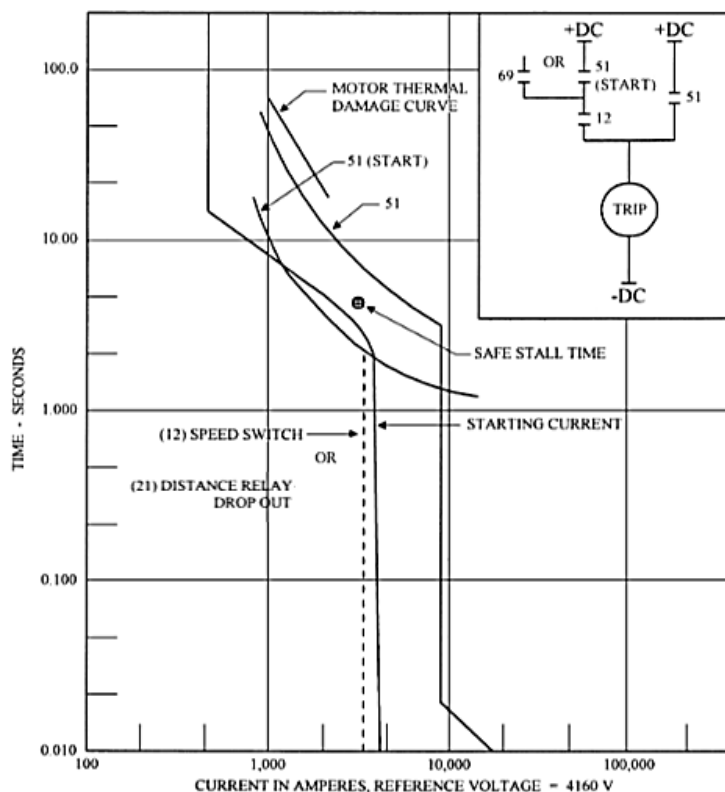


Figura 2.5 - Curva de partida típica utilizando-se de uma chave de partida (ANSI 12) supervisionando o relé 51 START. (IEEE, 2012)

2.5 PROTEÇÃO TÉRMICA DO ESTATOR

A deterioração do sistema de isolamento dos enrolamentos do estator é uma causa comum da perda da vida útil do motor e isto pode ser resultado de inúmeras causas como stress mecânico, térmico ou dielétrico. O processo de envelhecimento do isolante é aumentado com a elevação da temperatura como exposto no item 2.5.

Problemas nos enrolamentos devido à falha na isolamento dielétrica são atribuídos às condições como surtos de tensão por impulsos ou manobras de chaveamento, umidade, ou contaminação e penetração de agentes nocivos à isolamento. Estresses mecânicos também podem ser prejudiciais aos enrolamentos como vibração e ação de forças torcionais.

Sobrecargas podem produzir uma elevação de temperatura total (ponto mais quente) acima das admitidas pela classe de isolamento, contudo o fator tempo é uma variável muito importante na análise de desgaste da isolamento. Sobrecargas leves por períodos curtos de tempo podem não levar a deterioração da isolamento, em contraste a situação de rotor bloqueado onde a taxa de elevação da temperatura é grande devido às correntes elevadas.

Os grandes motores podem ser protegidos por relés de proteção como os relés de sobrecarga térmica (ANSI 49), que são conectados ao secundário de transformadores de corrente (TCs) e desta maneira, respondendo a corrente do motor. Também podem atuar em conjunto com *Resistance Temperature Detectors* (RTDs) instalados junto ao motor com função de monitoramento da temperatura, que correspondem aos códigos ANSI (49/26), e através de relés de sobrecorrente baseados em microprocessadores que obtêm a replica das características térmicas dos motores propiciando funções apropriadas de proteção.

Os relés de sobrecarga operados somente pela corrente do motor não o protegem no caso de defeitos devido a uma ventilação ineficiente, pois, a modelagem é através da corrente e uma falha da ventilação irá acarretar elevação da temperatura pela falta da refrigeração que não altera os níveis de corrente drenada pelo motor. Uma solução para este problema é a utilização de RTDs.

Os efeitos da temperatura ambiente devem ser considerados quando o motor opera em temperatura ambiente extrema, pois motores para aplicações gerais e industriais são projetados para trabalhar tipicamente em temperatura ambiente de 40°C. Para estes casos é recomendado o uso de relés que possam ser compensados devido à variação da temperatura ambiente.

Os relés de proteção microprocessados são providos, em geral, de funções de proteção de sobrecarga que levam em consideração o número de partidas sucessivas que podem ser ajustadas de acordo com as recomendações do fabricante.

2.6 PROTEÇÃO TÉRMICA DO ROTOR

Durante a partida e condições de rotor bloqueado, a elevação de temperatura cresce em uma grande taxa no enrolamento do estator, do rotor e seus componentes. Isto pode causar perda das características isolantes devido ao stress térmico como exposto no item 3.2, sendo assim é necessário a aplicação das proteções de partida e rotor bloqueado. Em casos onde o enrolamento do rotor é termicamente limitado (casos mais comuns são os enrolamentos amortecedores de máquinas síncronas) pode-se utilizar relés de sobrecorrente de tempo inverso longo (ANSI 51) no estator para a proteção térmica do rotor.

Durante a operação em rotação nominal, grandes motores podem ser representados como cargas de potência constante para determinadas cargas no eixo. Problemas com desequilíbrio de tensão e subtensões prolongadas acarretam aumento

substancial na corrente drenada pelo equipamento, principalmente a corrente de sequência negativa circulante devido ao desequilíbrio. A norma NEMA MG-1 (NEMA, 2006) apresenta um guia para aplicação da redução da capacidade (*derating*) na presença de desequilíbrios de tensão. As correntes de sequência negativa reduzem o torque acelerante o que aumenta o tempo de partida e contribui para o aquecimento do rotor e estator.

2.7 PROTEÇÃO CONTRA FALHAS NA ALIMENTAÇÃO

Os motores são projetados para operarem com sucesso em condições de pequenas variações na tensão e frequência de alimentação como definido pela norma NEMA MG-1. Entretanto, quaisquer destas variações resultam em modificações no desempenho da máquina. De modo geral, as seguintes mudanças podem ser consideradas:

- O torque irá variar com o quadrado da tensão aplicada.
- A velocidade irá variar diretamente com a frequência e aumentar ligeiramente com o aumento da tensão.
- A elevação de temperatura nominal irá variar com o quadrado da corrente do motor.
- A eficiência é relacionada diretamente com as perdas. Qualquer aumento na corrente irá acarretar em redução da eficiência.
- O fator de potência é relacionado diretamente com a corrente a vazio (magnetização), qualquer aumento na corrente de magnetização irá reduzir o fator de potência.

2.7.1 Tensões Anormais

Tensões de operações que são diferentes das citadas na norma NEMA MG-1 podem trazer riscos a integridade do motor e diferentes formas de proteção podem ser necessárias. Neste sentido, tensões anormais podem ser classificadas em:

- Subtensão;
- Sobretensão;
- Desequilíbrio de módulos e fases da tensão.

2.7.1.1 Proteção contra Subtensão

Para a determinação da proteção contra subtensão é necessário considerar dois tipos: subtensão por longo período e subtensão por curto período (0 – 15 ciclos).

- Subtensão de longa duração

Alguns motores de grande porte conseguem partir sem danos com tensões baixas entre 70% a 85% da tensão nominal. Contudo, uma redução tão grande da tensão pode

impedir que o motor alcance a velocidade nominal ou prolongar o período de aceleração causando aquecimento excessivo.

As subtensões de regime permanente também podem causar danos ao motor, devido à elevação das correntes nas fases.

Os tipos de dispositivos para proteção contra subtensão utilizados dependem do tipo do motor, por exemplo em motores de média tensão utiliza-se normalmente um relé de subtensão (ANSI 27).

- Subtensão de curta duração

As subtensões de curto período são também denominadas de afundamentos de tensão de curta duração e se o motor de indução for permitido permanecer conectado à rede, segundo a norma, nenhum dano é causado ao mesmo. Em contrapartida, caso o motor for desconectado quando da ocorrência de afundamentos, os custos com paradas de produção serão elevados.

2.7.1.2 Proteção contra Sobretensão

A elevação da tensão nominal faz com que aumente a corrente de magnetização (a vazio) e com isto as perdas no núcleo também aumentam. Para uma determinada carga no eixo, se há uma sobretensão a corrente de carga do motor se reduz mesmo com o aumento da corrente a vazio pois, esta é equivalente somente a uma parcela de 20 a 30% da corrente nominal.

Durante a partida o motor comporta-se como uma impedância constante e uma elevação de tensão pode alterar de maneira significativa o nível da corrente de rotor bloqueado.

Normalmente, a proteção utilizada em grandes motores é a ANSI 59 temporizada.

2.7.1.3 Proteção contra Desequilíbrios

Os fenômenos de desequilíbrios e falta de fase são problemas similares com gravidades diferentes. A identificação dos níveis de desequilíbrios de tensão ou de corrente é relativamente simples, porém, o que traz maior risco ao motor é a componente de sequência negativa. Portanto, simples medições de desequilíbrios podem talvez não proteger corretamente o motor.

A componente de sequência negativa começa aparecer em função do desequilíbrio e, por exemplo, no caso de uma falta de fase a corrente resultante de sequência positiva e

negativa pode vir a ser 1,7 vezes o valor da corrente de carga nominal nas demais fases. A perda de uma das fases de um motor de indução trifásico pode não causar o bloqueio do eixo a menos que as fases remanescentes se mantiverem em níveis reduzidos e a carga no eixo for superior a 80% da carga nominal (IEEE, 2012). Entretanto há uma redução na velocidade e um aumento significativo das perdas. É necessária a ação de relés e desligamento do motor.

Durante a operação do motor em condições de desequilíbrio, o rotor é submetido a um campo girante com frequência dupla (120 Hz considerando a frequência nominal de 60 Hz) devido à velocidade relativa entre o campo girante produzido pela componente de sequência negativa da corrente e os enrolamentos do rotor que giram no mesmo sentido do campo de sequência positiva. Diante desta circulação de corrente de frequência elevada nas barras do rotor, estas são submetidas ao efeito pelicular, ou efeito *Skin*, que é um fenômeno que aumenta a resistência aparente dos condutores e com isto ocorre aumento das perdas e por consequência há uma sobre-elevação da temperatura do motor.

Quando na partida uma das fases é interrompida, o motor não consegue partir e uma ação para desligá-lo deve ser tomada de imediato. Nesta situação, o valor das correntes pode ser de até 0,9 vezes o valor da corrente de rotor bloqueado e é uma situação similar à de falha de partida (IEEE, 2012).

Para proteção do motor nestas circunstâncias utiliza-se normalmente a função ANSI 46.

2.7.2 Frequência Anormal

A velocidade de um motor varia diretamente com a frequência aplicada e em geral são construídos para operarem com a relação entre tensão e frequência constante (Volts/Hertz). Uma elevação de frequência que não ultrapasse 5% da frequência nominal sem uma elevação correspondente de tensão, não é considerada um risco para o motor.

Em um decréscimo de frequência sem uma correspondente diminuição na tensão, a densidade de fluxo magnético no núcleo é aumentada e por consequência as correntes de Foucault sofrem também elevação e com isto a temperatura nos pacotes magnéticos cresce. Para a proteção deste tipo de operação são utilizados relés de frequência (ANSI 81) e relés Volts por Hertz (ANSI 24). A função de proteção ANSI 24 é geralmente utilizada para proteger transformadores contra a sobreexcitação, o que pode causar saturação no núcleo magnético e em geradores prevenindo a subexcitação e a sobreexcitação.

De acordo com a norma NEMA MG1, espera-se que motores operem satisfatoriamente em carga nominal com variações de $\pm 10\%$ da tensão nominal, $\pm 5\%$ da frequência nominal ou a combinação dos dois sendo que a soma dos valores absolutos não pode exceder 10% sem que a frequência exceda $\pm 5\%$.

Motores operados com dispositivos estáticos de frequência variável, ou tensão de alimentação variável como os inversores de frequência e os soft starters necessitam ser individualmente avaliados e especificados para que a elevação de temperatura final não ultrapasse a temperatura da classe de isolamento usada.

2.8 CONDIÇÕES ANORMAIS DE OPERAÇÃO

2.8.1 Sequência de partida incompleta

Um relé de sequência incompleta (ANSI 48) é um relé que desliga o motor quando a sequência de partida não é completada em um determinado tempo. Esta proteção pode ser obtida através de relés de tempo definido tipicamente incorporada em relés microprocessados.

2.8.2 Reenergização fora de fase

Correntes anormais podem surgir em motores quando reenergizados após uma interrupção na tensão de suprimento e com o rotor ainda girando. Sob estas condições, correntes de *inrush* podem ser até 2.5 vezes a corrente nominal de rotor bloqueado (IEEE, 2012) para qual o motor foi projetado e este fenômeno depende dos seguintes fatores:

- Grau de saturação dos caminhos magnéticos;
- Impedância do sistema;
- Tensão e ângulo de fase da tensão no instante da reenergização;
- Velocidade do rotor no instante da reenergização.

A reenergização fora de fase pode ser fruto de uma transferência de barramento quando o motor ainda está girando.

2.9 PROTEÇÃO DE CURTO-CIRCUITO NO ESTATOR

Os principais fatores que afetam a magnitude das correntes de falta no estator são: (i) a fonte, (ii) a impedância de aterramento, (iii) tipo de falta e a localização da falta no enrolamento do motor.

Em alguns casos onde a magnitude da corrente de falta é pequena (alguns amperes) e o motor é uma carga crítica, o envio de um sinal de alarme ao operador é justificado sem que ocorra o *trip* imediato.

A magnitude da corrente de falta fase-terra em sistemas aterrados por resistência ou impedância é inversamente proporcional a impedância de aterramento e em sistemas solidamente aterrados a corrente de falta fase-terra pode se aproximar dos altos valores da corrente de falta trifásica (sólida). Em alguns casos torna-se difícil para os relés distinguirem entre corrente de carga, partida ou corrente de curto-circuito.

Faltas internas em motores são usualmente fase-terra, fase-fase com ou sem a presença da terra. As faltas também podem ocorrer entre espiras da mesma fase e entre enrolamentos paralelos. Certos tipos de faltas são mais prováveis do que outras devido ao projeto do motor e a sua aplicação. Em motores conectados em estrela, as faltas podem ser:

- Próximo da conexão com a linha;
- Próximo ao centro dos enrolamentos;
- Próximo ao fechamento do neutro – fim dos enrolamentos.

No primeiro caso a tensão através da porção do enrolamento em falta é a tensão de alimentação. Com uma falta próximo ao fechamento do neutro a tensão sobre a porção do enrolamento em curto é extremamente pequena ou zero. Já no caso de motores conectados em delta em sistemas com aterramento do neutro, a tensão no ponto de falta é no mínimo 50% da tensão de fase-neutro em todo o enrolamento o que garante uma maior sensibilidade aos dispositivos de proteção.

2.9.1 Proteção de Fase

De acordo com os critérios NEC (National Electric Code) apresentados na norma IEEE C37.96, os motores devem ter uma unidade de sobrecorrente em cada fase (dispositivo de seccionamento serie, relés de proteção ou fusível). Para o uso de fusíveis, devem ser considerados os fatores que podem provocar a fusão do elo devido a contribuição do motor para curtos no barramento onde ele está conectado. São utilizados também, tanto relés instantâneos (ANSI 50) como temporizados (ANSI 51).

As premissas básicas para a correta atuação da proteção incluem além de proteger os enrolamentos contra correntes de curto-circuito é permitir a partida e aceleração do motor sem que ocorra *trip* indesejável e que estes estejam compatíveis com as curvas de

limites térmicos do estator e rotor. Os relés instantâneos podem ser do tipo tempo definido para que não atuem devido a corrente assimétrica de inrush na partida.

2.9.1.1 Relé Instantâneo 50

Uma falta nos terminais do motor é alimentada pela rede com correntes de magnitude que pode ser considerada muito maior do que a contribuição do motor para a mesma falta. Um ajuste adequado para a função 50 deve ser de 165% a 250% a corrente de rotor bloqueado conforme visto na Figura 2.6 (IEEE, 2012).

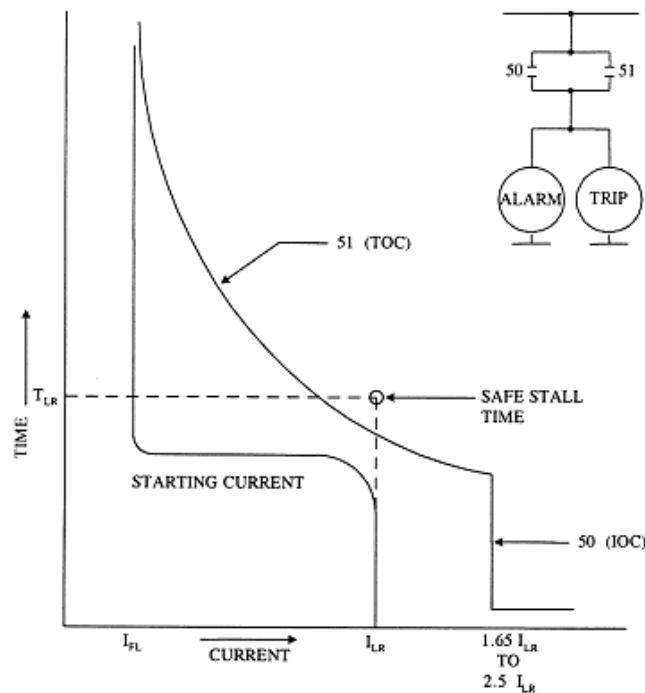


Figura 2.6 - Ajuste típico das funções 50 e 51 pela IEEE C37.96-2012

Estes valores devem-se ao fator de assimetria atribuído à corrente de inrush que depende do ângulo de fase da tensão da linha no momento da partida e sua duração depende da relação X/R do sistema que pode levar a um fator de assimetria que pode chegar até 1,73 para motores de 4,16 a 13,8 kV. Se o relé não apresentar boa resposta para a componente DC, pode-se utilizar um fator adicional de 10 a 25% como fator de segurança e ainda somando a tolerância do relé que pode ser até de 10%.

Quando há necessidade que a proteção instantânea atue para baixos valores, porém acima da corrente de rotor bloqueado, por exemplo quando o nível de curto circuito da barra na qual o motor está ligado é relativamente baixo, um relé 50 com um delay de tempo definido poderá ser utilizado (6 a 15 ciclos – 100 a 250 ms). Entretanto, o projetista deve ter certeza que os equipamentos envolvidos suportam esta corrente durante novo

tempo de resposta do relé mais o tempo de atuação do disjuntor. O esquema em questão é mostrado na Figura 2.7.

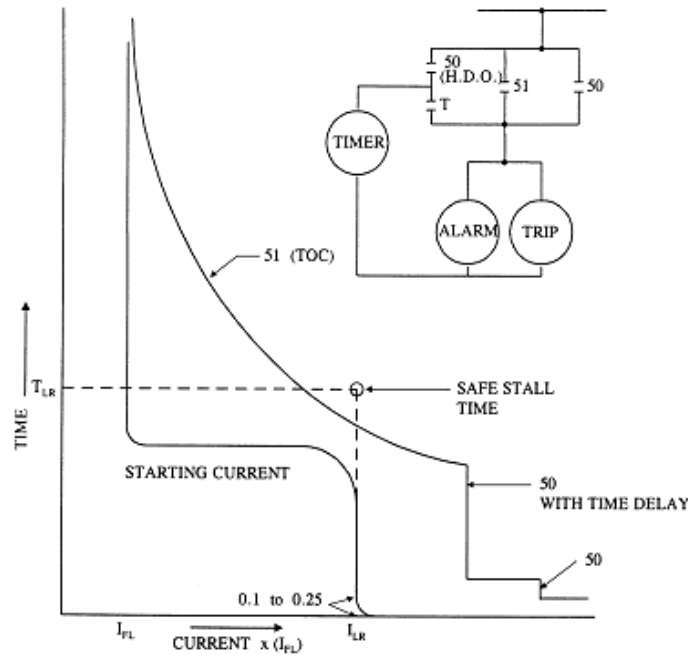


Figura 2.7 - Ajuste típico para relés de sobrecorrente 50/51 com ajustes de elementos instantâneos com delay separados segundo a IEEE C37.96-2012

2.9.1.2 Relé temporizado 51

Os ajustes de um relé de proteção temporizado contra curtos no estator devem estar seletivos com outros dispositivos de proteção. Vale ressaltar que a unidade 51 pode também realizar a função de proteção contra sobrecarga como mostrado na Figura 2.6 e Figura 2.7.

É possível obter melhor combinação com as características de limite térmico do motor utilizando dois relés 51 com características tempo-corrente diferentes. O primeiro ajuste precisa ser mais sensível com o *pick-up* de 115% a 125% da corrente nominal ou de fator de serviço, protegendo a maior parte da curva de limite térmico do estator. O segundo relé poderá ter o ajuste maior de *pick-up* de 200% a 300% com característica inversa que protege a curva térmica de aceleração enquanto permite margem adequada para a partida do motor conforme Figura 2.8.

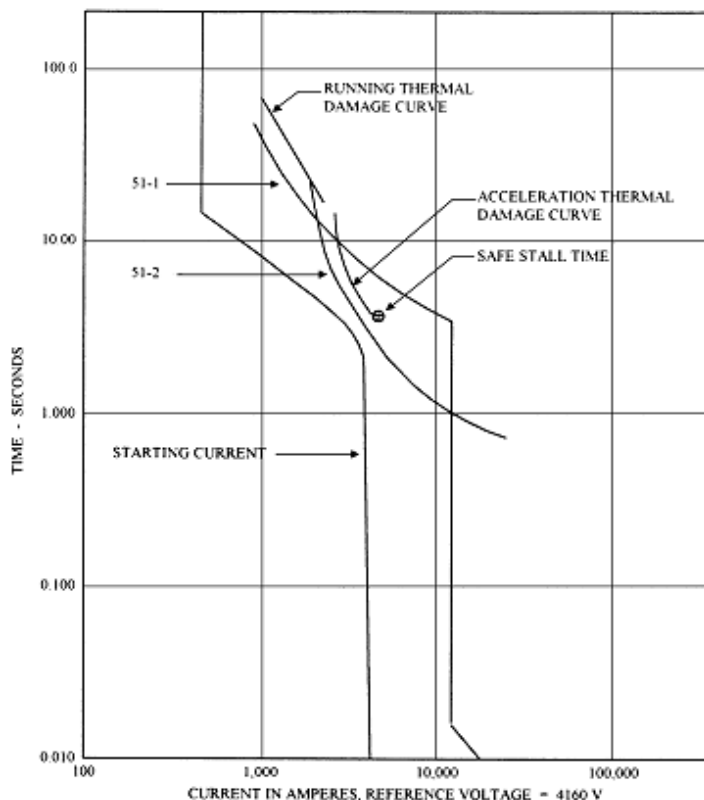


Figura 2.8 - Proteção do limite térmico utilizando dois relés de sobrecorrente temporizado segundo a IEEE C37.96-2012

2.9.1.3 Fusíveis

Os fusíveis utilizados na proteção de motores podem ser do tipo rápido, retardados e limitadores de corrente. O fusível sempre deve acompanhar outros dispositivos de proteção contra sobrecarga, e devem permitir a partida do motor sem atuação indevida.

As curvas características dos fusíveis e relés devem se cruzar e cada dispositivo deve fazer separadamente a sua função, ou seja, o relé deve atuar para a sobrecarga e o fusível para correntes de curto-circuito (sobrecorrente).

A utilização de fusíveis é associada ao uso de contadores de média tensão para proteção de motores de média tensão. A escolha entre disjuntores e contadores mais fusíveis deve levar em consideração vários fatores como a corrente de interrupção, a quantidade de manobras, e o custo.

2.9.2 Proteção de terra

Em sistemas solidamente aterrados, os dispositivos de sobrecorrente de fase, podem proporcionar em certa medida a proteção de terra. Para motores onde é desejado grande sensibilidade de proteção contra defeitos à terra, são utilizados relés de terra que

podem estar conectados em TCs com conexão residual ou através de um TC toroidal envolvendo os condutores das três fases.

A Figura 2.9, mostra um relé de sobrecorrente temporizado de neutro (51N) conectado de forma residual. Esta conexão teoricamente somente possibilitaria a circulação da componente de sequência zero da corrente. Contudo, devido às diferenças na fabricação dos TCs, *burden*, e saturação devido a corrente de partida, poderá ocorrer a circulação de corrente no neutro. Devido a estas correntes o uso de um relé temporizado com conexão residual é justificado.

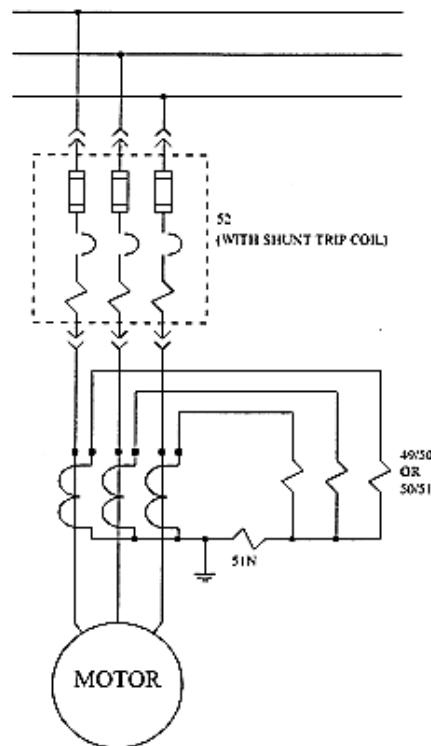


Figura 2.9 - Combinação de três relés de fase um de terra temporizado 51N conectado residualmente (IEEE, 2012).

Quando há utilização de um relé de proteção de neutro instantâneo (50N), devem ser tomados certos cuidados para que não ocorra *trips* indesejados. Um alto valor de *pick-up* é desejado a menos que o sistema apresente baixo valor corrente de curto-circuito como em sistemas aterrados com impedância de alto valor. Para sistemas com alta corrente de curto-circuito não há maiores problemas a menos da partida do motor, como citado anteriormente.

Para maior precisão da detecção de faltas fase-terra a conexão de um TC toroidal é utilizado juntamente com um relé de sobrecorrente instantâneo (50G) como mostrado na Figura 2.10. Este arranjo, como o residual, também permite o cancelamento das

componentes desequilibradas de (sequência positiva e negativa) incluindo suas componentes DC através da soma dos fluxos magnéticos produzidos. O relé 50G é utilizado também em casos onde os TCs de fase tem relação de transformação elevada e geram erros durante a detecção de uma falta monofásica de baixa intensidade.

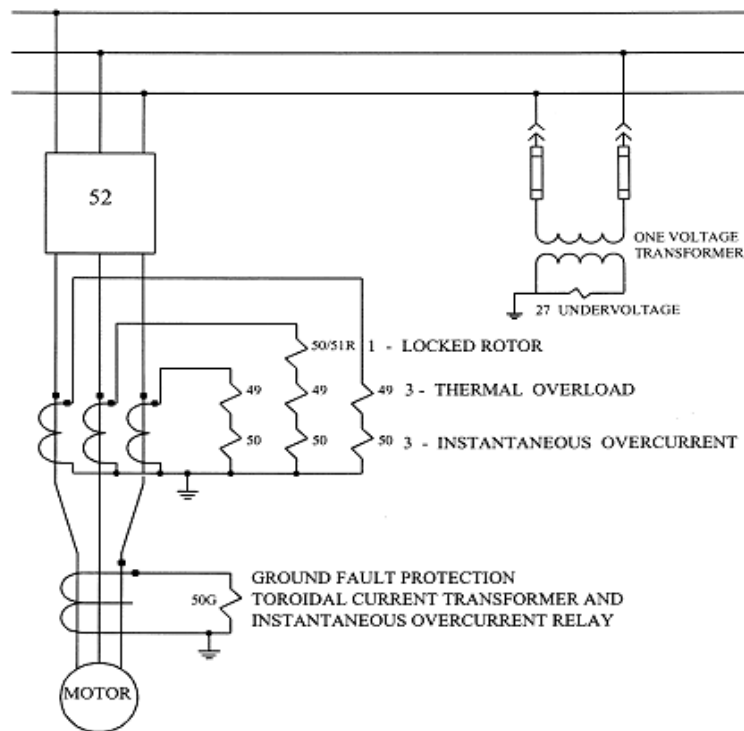


Figura 2.10 - Esquema típico de proteção com disjuntor e relé 50G para proteção de faltas fase-terra (IEEE, 2012).

Para garantir o cancelamento da corrente de saída da fonte com a corrente de retorno pelo neutro ou pela malha de terra dos condutores, os esquemas mostrados na Figura 2.11 (a) e na Figura 2.11 (b) respectivamente, devem ser seguidos.

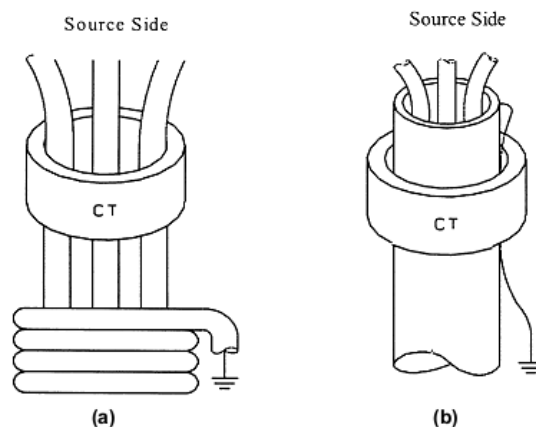


Figura 2.11 - Alocação dos condutores em um TC toroidal (IEEE, 2012)

Em sistemas aterrados com alta impedância, a conexão residual pode não apresentar sensibilidade desejável devido às baixas correntes circulantes quando ocorre contato entre a fases e a terra. Neste caso podem-se utilizar relés de tensão no neutro (59N) dos transformadores de alimentação dos motores conectados através de transformadores de distribuição em estrela com o primário aterrado, como pode ser visto na Figura 2.12. A coordenação pode ser feita de acordo com temporização dos relés 51N em cada alimentador.

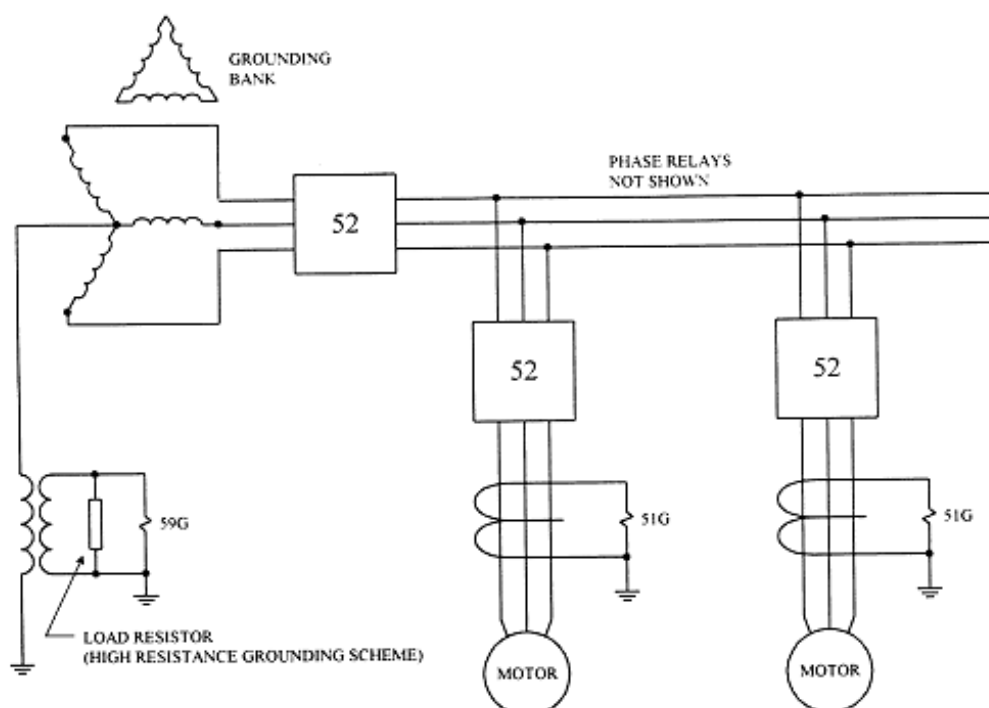


Figura 2.12 - Proteção de terra do barramento através de transformador de distribuição e relé de sobretensão.

Em sistemas com o neutro isolado pode-se também fazer a proteção utilizando um relé de sobretensão 59N e três transformadores de potencial ligados em delta aberto no secundário e com o primário conectado em estrela aterrado como mostrado na Figura 2.13. O relé que deve ser insensível a terceiro harmônico e conectado em paralelo com um resistor.

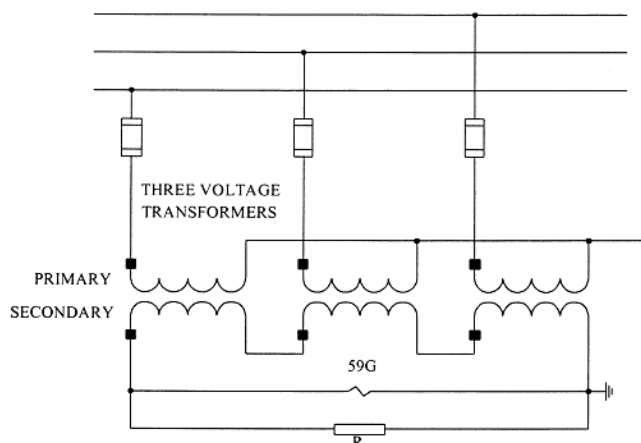


Figura 2.13 - Detecção de faltas a terra para sistemas isolados ou aterrados com alta resistência.

2.9.3 Proteção Diferencial

A proteção diferencial (ANSI 87) proporciona a detecção de faltas de pequena magnitude entre a entrada e a saída do enrolamento protegido mesmo sob condições de carga nominal. Adicionalmente este relé não é sensível a faltas externas ao motor ou a corrente no período de partida. Porém, esta proteção não pode detectar faltas entre espiras de um mesmo enrolamento.

As conexões mais comuns são mostradas na Figura 2.14. Seis condutores precisam ser levados para fora da carcaça do motor e os cabos e conexões desde o cubículo até o fechamento do neutro do motor podem ser incluídos na zona de proteção. O relé responde a diferença percentual da corrente que entra e a que sai dos TCs, e devem ser utilizados somente para este fim. Também é imprescindível que os TCs tenham as mesmas características construtivas.

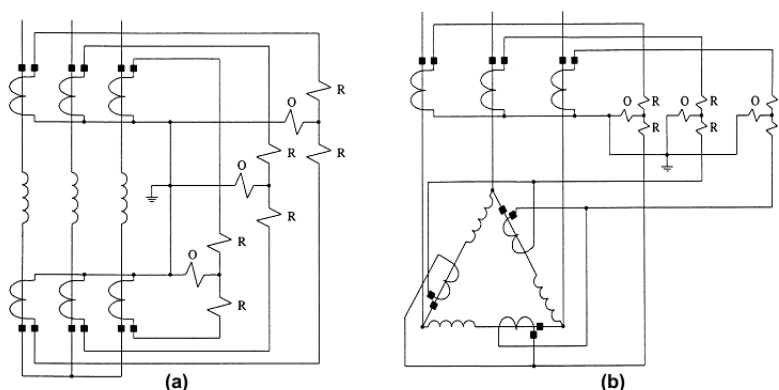


Figura 2.14- Proteção diferencial de motores conectados em estrela (a) e delta (b).

A Figura 2.15 mostra o esquema diferencial de balanço de fluxo primário (autobalanceada). Ambas as entradas e saídas de cada enrolamento suprem o primário do

transformador de corrente que é localizado próximo ao motor e com isto os condutores de linha não são protegidos por este esquema de conexão. A sensibilidade é grande tanto para faltas fase-fase ou fase-terra com o uso de um único relé.

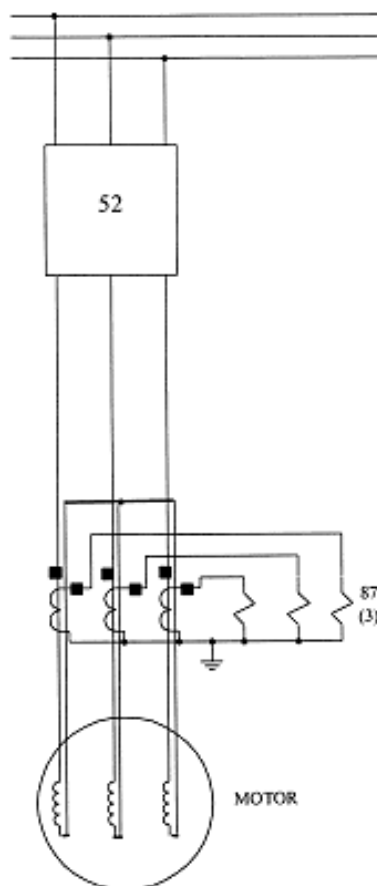


Figura 2.15 - Esquema diferencial de balanço de fluxo (IEEE, 2012).

Os ajustes do relé diferencial 87 são baseados na porcentagem da diferença entre as correntes e o parâmetro de tolerância desta diferença é chamado de slope, que é comumente ajustado de 5% a 10%, de modo a garantir que a proteção não atuará indevidamente devido aos erros dos TCs e em condições nas quais as correntes de fase estejam desbalanceadas.

Um outro método alternativo para detecção de faltas fase terra em sistemas aterrados com impedância de alto valor é também, sugerido pela norma IEEE Std C37.96 e pode ser visto na Figura 2.16.

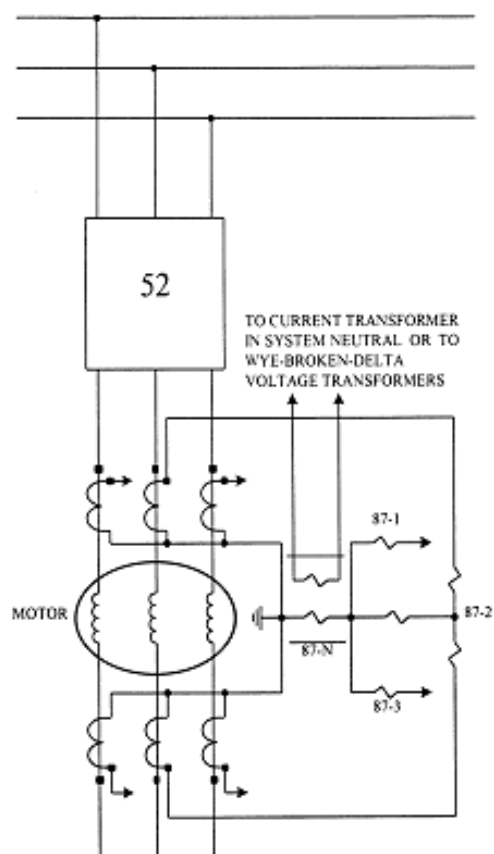


Figura 2.16 - Proteção diferencial sensível de terra (IEEE, 2012).

A grandeza de polarização para o relé diferencial é tomada no ponto de aterramento do neutro transformador que alimenta o sistema através do TC ou também a polarização por tensão pode ser feita através de TPs conectados com secundário em delta aberto. A sensibilidade é extremamente grande e pode ser utilizado como forma alternativa a utilização de TCs toroidais.

2.10 PROTEÇÃO DE CURTO-CIRCUITO NO ROTOR

Devido ao tipo construtivo dos rotores de motores de gaiola de esquilo objeto deste trabalho, a proteção não se faz necessária.

2.11 RELÉS DE MULTI FUNÇÕES MICROPROCESSADOS

Os relés de multifunções microprocessados estão sendo usados amplamente na proteção de diversos dispositivos no sistema de potência e os motores estão incluídos neste contexto. Estes podem integrar modelagem térmica, integração de múltiplas funções em um único pacote, recursos de controle, aquisição de dados/relatórios/comunicação remota e outras soluções.

2.11.1 Proteção Térmica

A proteção térmica é uma das maiores áreas onde o relé microprocessado ou numérico trouxe melhorias devido à medição de temperatura com RTD e algoritmos do modelo térmico do motor. Os métodos mais avançados utilizam o aquecimento provocado pelas componentes de sequência positiva e negativa em várias modelagens das características térmicas do rotor e do estator dos motores de indução.

2.11.1.1 Proteção térmica da partida

Durante a partida um relé microprocessado pode medir corrente, tensão, temperatura, velocidade/escorregamento.

Com a aproximação do torque da carga com o torque de partida do motor somando ao aumento da inércia da carga, a margem entre o tempo de partida e o tempo de rotor bloqueado diminui. Este problema requer curvas de tempo inverso modificadas para resguardar os limites térmicos do motor durante a partida.

Para motores de grande inércia onde o tempo de partida excede o tempo de rotor bloqueado, a determinação do aquecimento do rotor em função do escorregamento precisa ser determinado durante a partida. Este dado é usado no modelo térmico do rotor para incluir a redução do efeito do aquecimento enquanto a velocidade do motor aumenta (Zocholl, 2007).

Alguns relés de proteção de motores detectam a temperatura do motor e compensam os cálculos térmicos para fornecer um monitoramento mais preciso do aquecimento. Em sistemas sofisticados são utilizados algoritmos que incluem o cálculo do resfriamento do rotor para partidas múltiplas e permite estimar a capacidade térmica atual para as próximas partidas e assim bloquear ou não a operação do motor. Este algoritmo se baseia no que é chamado de memória térmica.

2.11.1.2 Proteção térmica em regime

A proteção do motor em carga nominal é usualmente realizada por uma combinação da simulação térmica do motor e a compensação com medições de RTDs para limitar a temperatura do estator em um valor pré-definido, que leva em conta a constante de tempo térmica do estator. As características de resfriamento são calculadas e corrigidas usando a constante de tempo dos RTDs. Ações são tomadas automaticamente quando há falhas nas medições.

O aquecimento devido às correntes de sequência negativa é incluído em ambos os algoritmos de proteção térmica do estator e do rotor e a sua parcela é adicionada ao aquecimento natural e isto fornece uma aproximação integrada do aquecimento do motor.

2.11.2 Funções tipicamente incorporadas

Os dispositivos de multifunção (ANSI 11) englobam uma grande gama de funções típicas de proteção para motores trifásicos com rotor em gaiola como mostrado na Figura 2.17. A escolha do relé microprocessado de múltiplas funções dependem da especificação do motor.

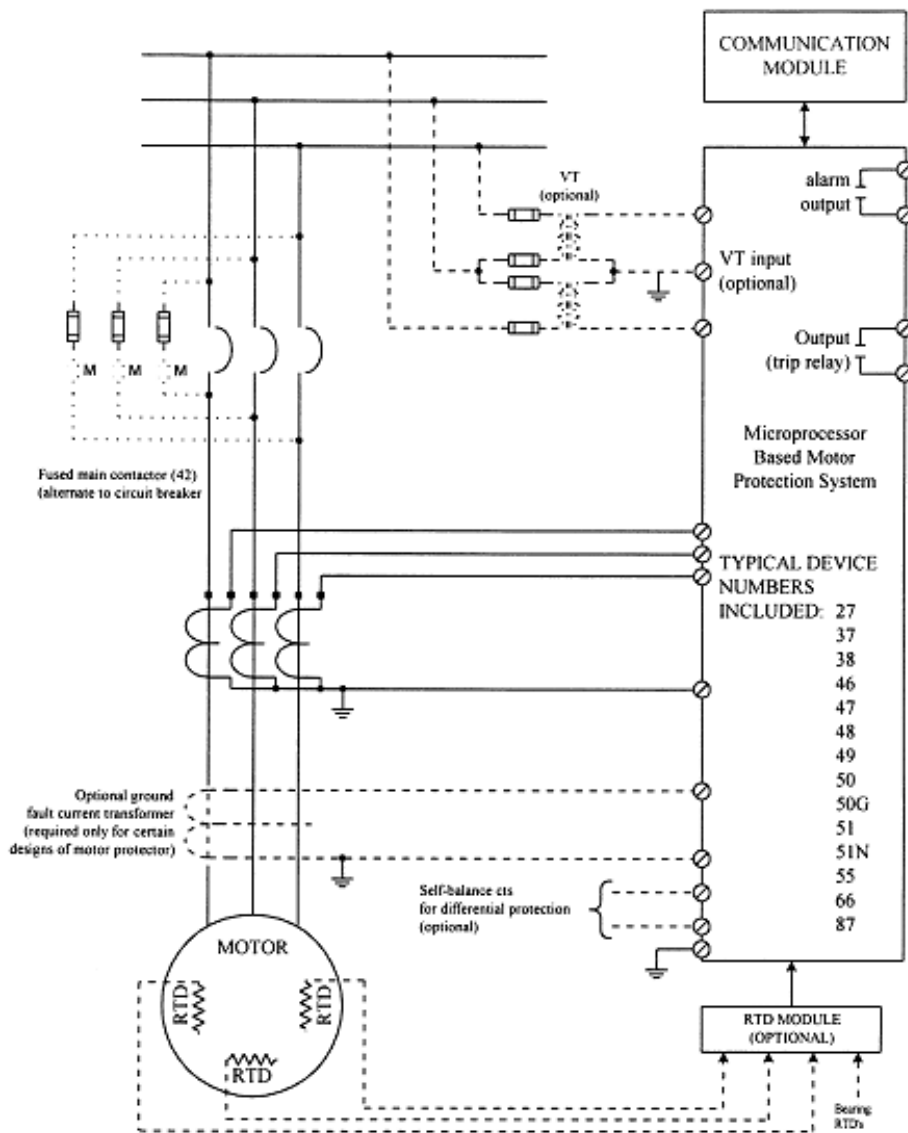


Figura 2.17 -Relé multifunções de proteção de motores - Funções básicas (IEEE, 2012).

A maioria dos dispositivos permite a utilização das seguintes funções básicas:

2.11.2.1 Sobrecarga Térmica (49)

Esta função propicia proteção enquanto o motor está operando através de um modelo térmico com ou sem entradas de RTDs (49R) inclusos nos enrolamentos do estator.

2.11.2.2 Rotor bloqueado (51)

Realiza a proteção de sobrecorrente temporizada durante a partida.

2.11.2.3 Sobrecorrente de fase instantânea (50)

Utilizada para limitar os danos por faltas entre fases e pode bloquear abertura do disjuntor quando a capacidade de interrupção do mesmo for superada.

2.11.2.4 Sobrecorrente de terra (50G, 51N)

Esquemas de proteção de falta à terra que inclui um TC de sequência zero para o dispositivo instantâneo 50G ou TCs de fase residualmente conectados 51N.

2.11.2.5 Desequilíbrio de corrente (46)

Realiza a detecção de falta de fase, desequilíbrios, curtos entre enrolamentos do motor, e usualmente inclui um elemento de sequência negativa.

2.11.2.6 Jam/Stall (51)

Detecta uma condição de travamento da carga no eixo após o motor estar operando em rotação nominal.

2.11.2.7 Perda de Carga ou Subcorrente (37)

Detecta a perda de carga mecânica.

2.11.2.8 Subtensão (27)

Previne o aquecimento do motor devido à subtensões prolongadas.

2.11.2.9 Números de Partidas (66)

Realiza *trip* ou sinalização quando o número de partidas ultrapassa um valor pré-definido em um determinado período de tempo. Geralmente ajustado em número de partidas por hora.

2.11.3 Funções adicionais dos relés microprocessados

2.11.3.1 Interface de RTD externa (49R)

Melhora a proteção por elementos térmicos e para detecção excessiva de temperatura nos rolamentos ou mancais.

2.11.3.2 Diferencial de Fase (87)

Geralmente aplicada em grandes motores.

2.11.3.3 Sequência de fase (47)

Protege contra reversão de fase ou perda de fase.

2.11.3.4 Tempo máximo de partida (48)

Proteção contra partida incompleta.

2.11.3.5 Incremento de Carga (51L)

Detecta um aumento inesperado de carga durante um período prolongado.

2.11.3.6 Sobretensão (59)

Previne a danificação do motor devido a corrente excitação excessiva.

2.12 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou as principais funções de proteção utilizadas em motores de indução de média tensão e foi dado destaque às funções tipicamente incorporadas nos relés multifunções microprocessados. Os coordenogramas apresentados, bem como as definições de ajustes típicos foram retirados da norma IEEE Std. C37.96-2012.

3 ESTUDO DE CASO

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A confiabilidade dos ajustes do sistema de proteção de motores de média tensão é um fator crítico em sistemas elétricos industriais, devido à dificuldade da execução de testes que os validem antes da entrada em operação. Normalmente, os ajustes são definidos utilizando dados de placa dos MITs, além dos resultados dos estudos de curto-circuito e fluxo de carga, utilizando fontes de corrente para a injeção de sinais nos relés de proteção.

O Simulador Digital em Tempo Real (RTDS) é um recurso amplo e completo que simula o comportamento do sistema em diversas condições operacionais, cuja aplicação tem sido focada principalmente em sistemas de geração e transmissão, havendo raras aplicações em sistemas industriais (MORAIS, 2014).

Neste contexto, este capítulo apresenta os resultados da simulação em tempo real da proteção de um motor de 3500 c.v. instalado em uma planta de cogeração – CPFL Bioformosa.

Para efetuar a proteção do motor, foi utilizado um relé de proteção (SEL 710-5) conectado ao RTDS, de forma a avaliar o desempenho da proteção diante de perturbações simuladas tanto no motor como no sistema de suprimento (concessionária e sistema industrial). A modelagem do sistema foi feita visando obter de forma mais fiel possível o seu comportamento, considerando todos os controles, como reguladores de tensão e velocidade de geradores, e também a dinâmica da carga, sobretudo dos motores de indução agrupados ou não.

3.2 A SIMULAÇÃO DIGITAL EM TEMPO REAL

O RTDS resolve as equações que representam os circuitos continuamente e em tempo real (MORAIS, 2014), simulando toda a dinâmica do sistema, permitindo a simulação de sistemas elétricos de potência em malha fechada com equipamentos de proteção e controle, reproduzindo o comportamento dinâmico das correntes e tensões do sistema para as diversas condições de carga e de falta. Estes sinais, podem ser injetados no sistema de proteção de forma a verificar o seu desempenho, permitindo a validação dos ajustes propostos emulando cenários que seriam extremamente difíceis de constatar em campo. Esta característica faz do RTDS uma ferramenta de extrema importância na análise do desempenho da proteção, devido ao seu alto potencial e flexibilidade na reprodução do

sistema real, tornando a relação custo-benefício destes ensaios muito baixa.

Todas as condições de falta podem ser avaliadas, permitindo o teste e a validação das filosofias de proteção estudadas, identificando eventuais falhas que seriam improváveis de avaliar em campo, principalmente, em sistemas elétricos industriais, onde eventuais desligamentos impactam severamente o processo produtivo.

Os ensaios em malha fechada permitem a aquisição de sinais de controle externos, tais como (RTDS, 2012; MORAIS, 2014):

- Sinais de *trip* de disjuntores provenientes das funções de proteção;
- Controle de reguladores de tensão;
- Controle de reguladores de velocidade, etc.

O RTDS também permite o desenvolvimento e testes de novos equipamentos em diversos seguimentos como:

- Testes em sistemas de proteção, controle e monitoramento de sistemas de potência;
- Instrumentação e processamento digital de sinais para sistemas de potência;
- Transmissão de dados em redes elétricas;
- Sistemas eletrônicos de potência;
- Transitórios eletromagnéticos, etc.

3.2.1 Hardware in The Loop (H-I-L)

Na maioria das aplicações é impossível testar e avaliar o comportamento de sistemas de proteção em campo, uma vez que muitas das ocorrências não acontecem frequentemente e mesmo que ocorram, o desempenho da proteção pode não ser conforme o esperado, causando sérios prejuízos ao processo produtivo.

Em sistemas de proteção, a validação de ajustes e filosofias sempre se depara com a impossibilidade de realização de ensaios que possam certificar e garantir sua confiabilidade, devido a limitação existente nos testes tradicionais com caixas de corrente e tensão. Para esta validação há necessidade de simuladores que possam gerar os sinais de corrente e tensão em tempo real, ou seja, de forma contínua e conforme as respostas do sistema elétrico de interesse. Sinais externos oriundos dos equipamentos também são utilizados, de forma a realimentar o ambiente de simulação, como por exemplo, sinais de *trip* de relés de proteção, comando para rejeição de cargas, etc. (Morais, 2014).

Na Figura 3.1, é mostrada a forma de ligação do RTDS com os relés de proteção para a execução das simulações em tempo real. O RTDS é responsável pela geração dos sinais de tensão e corrente resultantes da simulação do sistema, onde o mesmo está modelado. Devido ao valor da tensão de saída destes sinais ser reduzida (até 5 Vac), é necessária a utilização de amplificadores de tensão e corrente, compatibilizando os mesmos com as tensões e correntes padronizadas dos relés de proteção, ou seja, 115 Vac e 5 A.

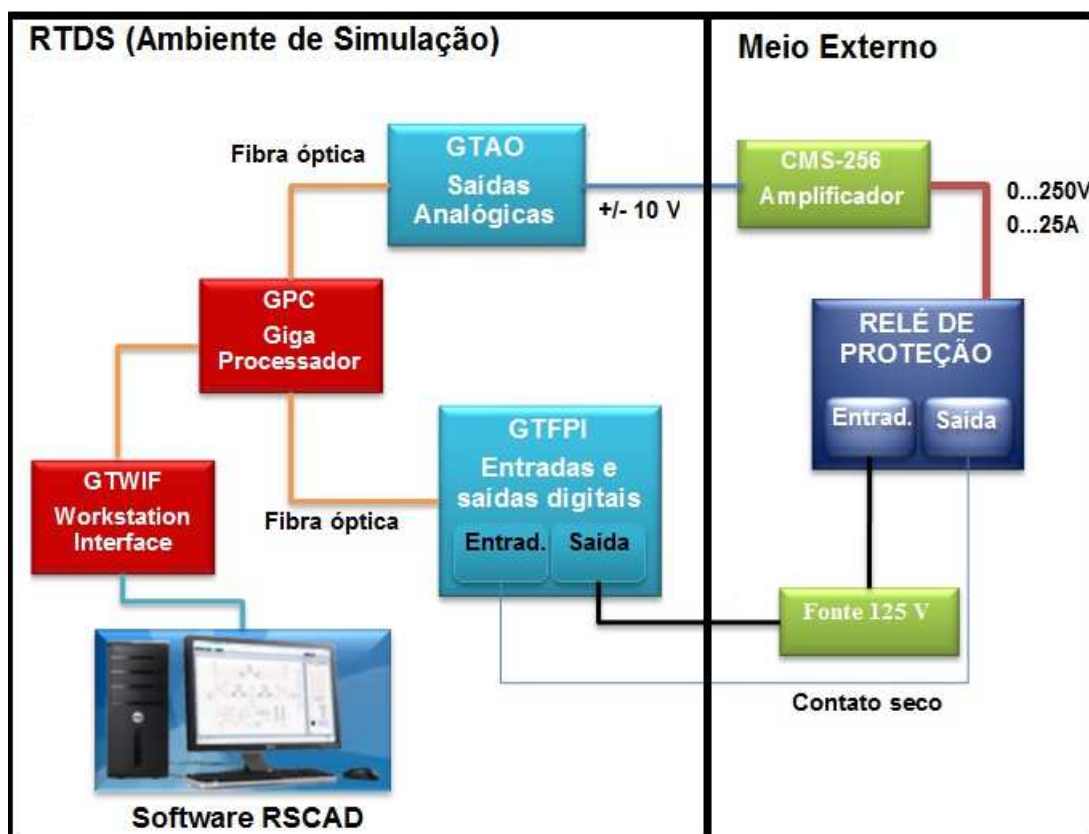


Figura 3.1 - Diagrama de blocos do hardware in the loop

3.3 DESCRIÇÃO DO SISTEMA SIMULADO

A planta industrial simulada é constituída pelos principais equipamentos da usina de cogeração CPFL Bioformosa, localizada na cidade Baía Formosa – RN. A usina é conectada à rede de 69 kV do sistema de distribuição da empresa Cosern através de uma LT de 14,5 km de uso próprio no bay de entrada de linha da SE Canguaretama 69/13.8 kV. A capacidade nominal de geração da UTE é 40 MW, sendo que 12,26 MW são para consumo próprio no processo de fabricação de derivados e cogeração.

3.3.1 Concessionária e Sistema Industrial

Como mostrado no diagrama da Figura 3.2, foram representadas as barras vizinhas do ponto de conexão da LT Bioformosa e suas respectivas cargas tais como a SE Goianinha 69 kV (GNA) e a SE Canguaretama 69 kV (CAN) onde está localizado o ponto de conexão. Optou-se por modelar também o transformador 69/13,8 kV e o barramento da SE CAN de média tensão denominado CAN 13,8 kV.

Os barramentos de alta e média tensão da UTE são denominados, respectivamente, UBF 69 kV e UBF 13,8 kV. Neste último, estão conectados dois geradores, quatro motores de média tensão da UTE, uma carga equivalente da moenda e uma carga equivalente, representado o restante da carga da casa de força e o processo fabril.

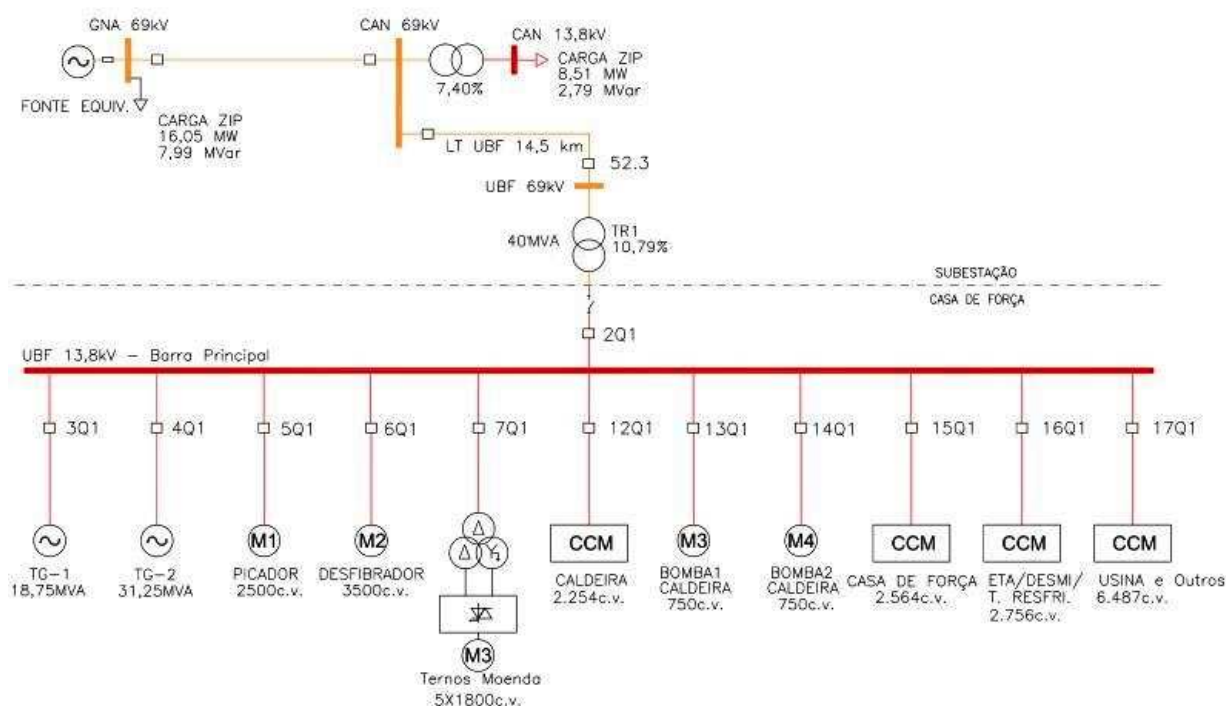


Figura 3.2 - Diagrama unifilar da UTE para o estudo de caso.

Todos os equipamentos e cargas foram modelados software denominado *Real Time Simulation Computer Aided Design Software* (RSCAD) e o fluxo de potência resultante foi comparado com os dados reais através do supervisor da UTE.

3.3.2 Cargas e Equipamentos de Processo

Os motores de grande porte, aplicados na planta de biomassa, estão localizados na etapa do preparo da cana e extração do caldo como pode ser visto na Figura 3.3. Suas

funções no processo de moagem é preparar a cana, picando e desfibrando-a para permitir a extração do caldo pelos ternos.

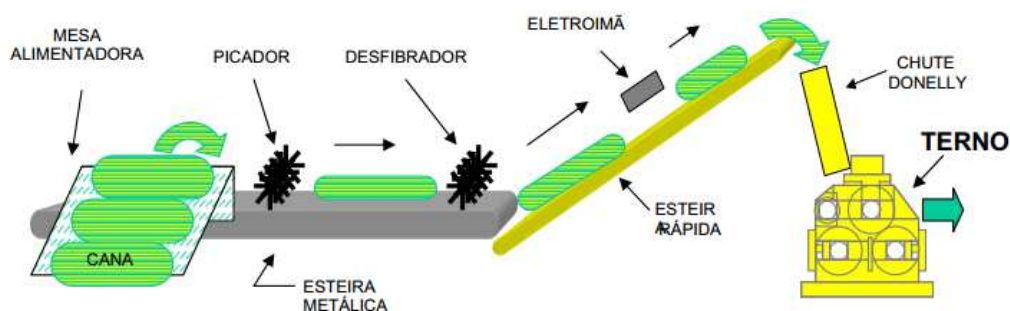


Figura 3.3 - Esquemático do preparo da cana para moagem. (RIBEIRO,2003)

3.3.2.1 Picador de Cana

O picador é montado na esteira que leva o bagaço até a moenda e realiza a função de picar a cana de açúcar sem a extração do caldo, preparando-a para o desfibrador. O acionamento com redutor de velocidade é realizado através de um motor de indução trifásico, potência de 2.500 c.v., 13,8 kV e partida direta. A Figura 3.4, mostra a imagem de um picador de faca oscilantes.

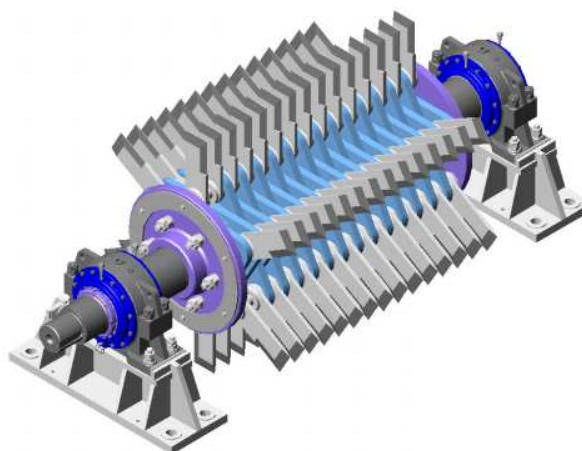


Figura 3.4 - Picador de cana. (CALTAROSSO, 2008).

Os dados de placa do motor do picador estão mostrados na Tabela 3-1.

Tabela 3-1 - Dados de placa - Motor de MT do picador

| | | | |
|--|---|------------------------------|--------|
| Potência (c.v.) | 2500 | Corrente Nominal (A) | 89,3 |
| Frequência (Hz) | 60 | Corrente de Partida (A) | 509,0 |
| Polos | 2 | Conjugado Nominal (Nm) | 14429 |
| Rotação Nominal (rpm) | 1192 | Conjugado de Partida (%) | 80 |
| Tensão Nominal (kV) | 13,8 | Conjugado Máximo (%) | 250 |
| Fator de potência | 0,88 | Rendimento (%) | 95,8 |
| Momento de Inércia (kgm ²) | 99,05 | Tempo de rotor bloqueado (s) | 15 |
| Corrente a Vazio (A) | 28,6 | Acoplamento: | Direto |
| Número de Partidas por hora | 3 partidas diretas à frio e 2 à quente consecutivas | | |

3.3.2.2 Desfibrador de Cana

O desfibrador é responsável por desintegrar o colmo da cana, preparando-a para a extração do caldo. Um tambor alimentador compacta a cana e a direciona para um rotor que gira no sentido contrário. Em seguida a cana é forçada a passar por pequenas aberturas ao longo da placa desfibradora conforme Figura 3.5. O acionamento é realizado através de um motor de indução trifásico de 3500 c.v., 13,8 kV e partida direta, sendo que sua proteção será objeto de análise deste trabalho, utilizando o recurso de H-I-L do RTDS.

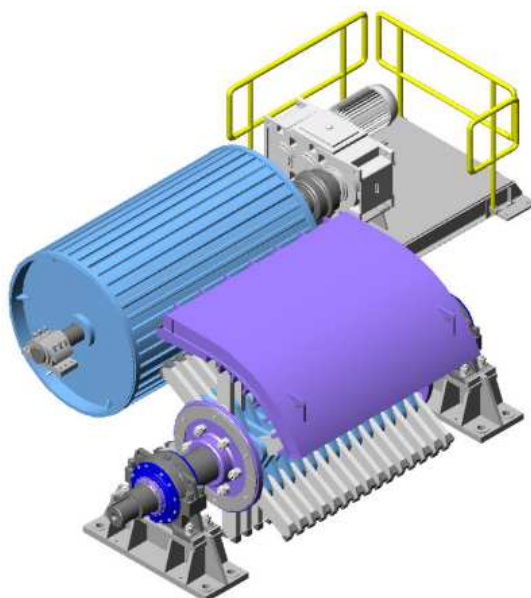


Figura 3.5 - Esquema do conjunto desfibrador horizontal. a) tambor alimentador, b) placa desfibradora, c) desfibrador. (CALTAROSSO, 2008)

Os dados do motor do desfibrador foram obtidos com o fabricante WEG e estão apresentados na Tabela 3-2 e Tabela 3-3.

Tabela 3-2- Dados do motor de MT - 3500 c.v.

| | | | |
|--|---|---------------------------------|---------------|
| Potência (c.v.) | 3500 | Corrente Nominal (A) | 127,6 |
| Frequência (Hz) | 60 | Corrente de Partida (A) | 740,0 |
| Polos | 6 | Conjugado Nominal (Nm) | 20,621 |
| Rotação Nominal (rpm) | 1193 | Conjugado de Partida (%) | 80 |
| Tensão Nominal (kV) | 13,8 | Conjugado Máximo (%) | 240 |
| Classe de Isolamento | F | Fator de Serviço | 1,15 |
| Fator de potência | 0,88 | Rendimento (%) | 96 |
| Elevação de temperatura (°C) | 100 | Refrigeração | Vent. Forçada |
| Constante de aquecimento (min) | 76 | Constante de resfriamento (min) | 383 |
| Momento de Inércia (kgm ²) | 309,5 | Tempo de rotor bloqueado (s) | 20 |
| Massa aproximada (kg) | 7550 | Fator de potência na partida | 0,17 |
| Corrente a Vazio (A) | 29,73 | Acoplamento: | Direto |
| Número de Partidas por hora | 3 partidas diretas à frio e 2 à quente consecutivas | | |

Tabela 3-3 - Perdas

| | |
|--------------------------|-----------------------------|
| POTÊNCIA (%) | 100% |
| Perdas (kW) | 107 |
| Perdas Suplementares (%) | 0.50% da Potência Absorvida |

A Figura 3.6 mostra uma esteira de preparo da cana para extração de caldo em operação, onde pode ser visto o motor de MT do desfibrador.



Figura 3.6 – Esteira de preparo da cana, em destaque o motor do desfibrador.

3.3.2.3 Ternos da Moenda

O terno é o conjunto de rolos para extração do caldo tanto para fabricação de açúcar, como para a fabricação de álcool. A UTE possui cinco ternos para extração do caldo

acionados por motores elétricos e inversor de frequência de 1800 c.v., 4,16 kV. A Figura 3.7, mostra os motores dos ternos.



Figura 3.7 – Fotos dos ternos de uma moenda.

3.3.2.4 Bombas da Caldeira

Estas bombas são responsáveis por levar a água de alimentação para a caldeira. São acionadas por dois motores de 750 c.v., 13,8 kV, partida direta. Os dados são os mostrados na Tabela 3-4.

Tabela 3-4 - Dados do motor de MT – 750 c.v.

| | | | |
|--|---|------------------------------|--------|
| Potência (c.v.) | 750 | Corrente Nominal (A) | 26 |
| Frequência (Hz) | 60 | Corrente de Partida (A) | 167,0 |
| Polos | 2 | Conjugado Nominal (Nm) | 1496 |
| Rotação Nominal (rpm) | 3576 | Conjugado de Partida (%) | 80 |
| Tensão Nominal (kV) | 13,8 | Conjugado Máximo (%) | 240 |
| Fator de potência | 0,92 | Rendimento (%) | 94,3 |
| Momento de Inércia (kgm ²) | 16,87 | Tempo de rotor bloqueado (s) | 12 |
| Corrente a Vazio (A) | 4,86 | Acoplamento: | Direto |
| Número de Partidas por hora | 3 partidas diretas à frio e 2 à quente consecutivas | | |

3.3.2.5 Cargas da Casa de Força, Movimentação de Bagaço e da ETA

Há inúmeras outras cargas necessárias ao funcionamento da moenda, geração de energia e tratamento de água. Os três CCMs de BT que alimentam a caldeira, casa de

força, movimentação de bagaço, torre de resfriamento e tratamento de água tem uma potência total instalada de 7.574 cv.

3.3.2.6 Cargas da Usina de Açúcar e Álcool e Outros

Há outras cargas antigas na UTE que também fazem parte do preparo da cana, movimentação de bagaço e equipamentos auxiliares dos grandes motores como refrigeração e lubrificação totalizando 6787 c.v., distribuídos em 12 CCMs de BT alimentados através de 5 transformadores de 1000 kVA.

O resumo das principais cargas da UTE é mostrado na Tabela 3-5 onde observa-se em destaque os motores de média tensão.

Tabela 3-5 - Lista das cargas instaladas na UTE

| Carga | Potência (c.v.) | Potência (kW) |
|------------------|------------------------|----------------------|
| Desfibrador | 3.500 | 2.683 |
| Picador | 2.500 | 1.380 |
| Bomba 1 Caldeira | 750 | 593 |
| Bomba 2 Caldeira | 750 | 593 |
| 5 Ternos Moenda | 9.000 | 6.855 |
| Caldeira | 2.254 | 1.659 |
| ETA / Desmi | 2.756 | 2.028 |
| Casa de Força | 2.564 | 1.891 |
| Usina e Outros | 6.487 | 4.474 |
| Total | 30.561 | 22.156 |

3.3.3 Geradores da UTE

Os dois turbos geradores que compõem a UTE Bioformosa são de fabricação nacional - WEG. O TG-1 é acoplado através de redutor à uma turbina de contrapressão de

15 MW, 8000 rpm. A turbina à contrapressão recebe diretamente o vapor da caldeira e a exaustão de vapor é utilizada no processo, conforme mostra a Figura 3.8.

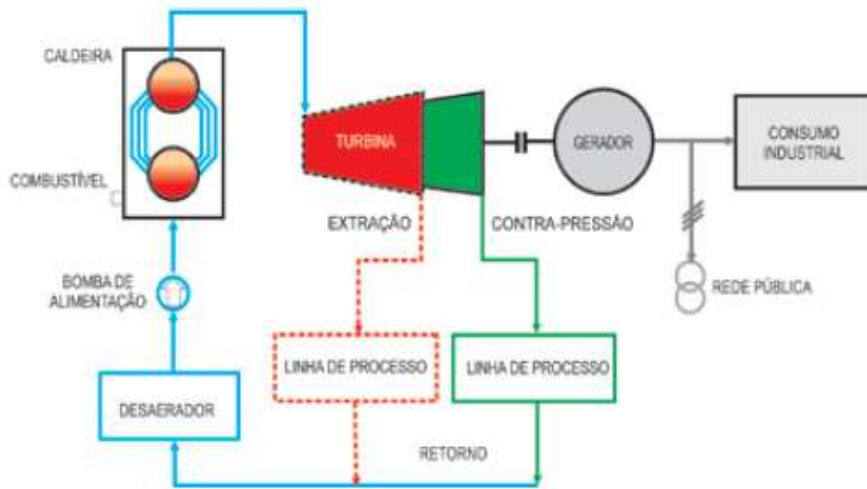


Figura 3.8 – Esquema de ciclo fecha com turbina de contrapressão. (Fonte TGM Turbinas, 2014)

O TG-1 tem potência nominal de 18,75 MVA, 13,8 kV.

A turbina a vapor que compõe o turbo gerador 2, é do tipo condensação com extração de 25 MW e 8000 rpm. Neste ciclo térmico denominado condensação, após o vapor passar pela turbina, ela passa por um condensador que tem a função de convertê-lo em água novamente, retornando à caldeira em um ciclo fechado. A extração de vapor é realizada para obtenção de vapor para o processo industrial, conforme apresentado Figura 3.9.

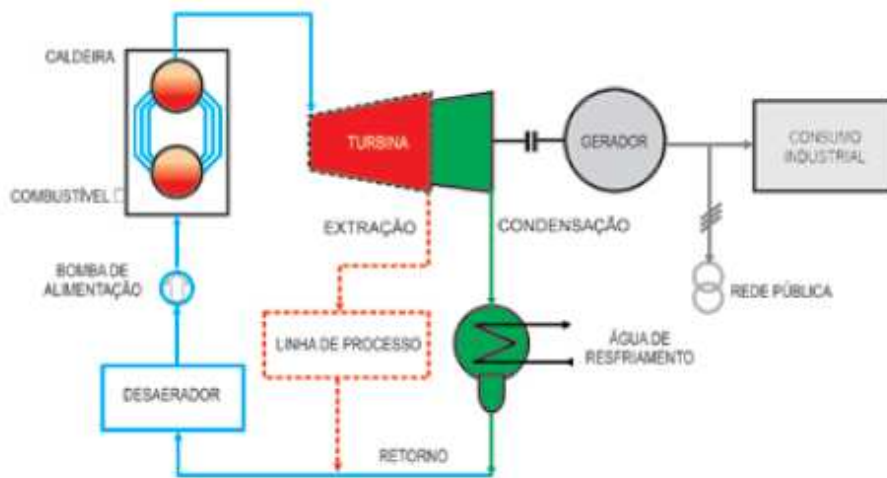


Figura 3.9 - Esquema de ciclo fechado com turbina de condensação com extração. (Fonte TGM Turbinas, 2014)

O TG-2 tem potência nominal de 31,25 MVA, tensão nominal de 13,8 kV e a turbina a vapor tem potência nominal de 25 MW. Este tipo de turbina pode fornecer potência com um consumo de vapor relativamente baixo e é indicada onde há produção excedente de vapor (TGM, 2014).

3.3.4 Acordo Operativo Usina - UTE

Na modalidade de cogeração a partir da queima de bagaço de cana, o produtor de açúcar e álcool em parceria com um agente comercializador de energia realiza obras nas unidades fabris de modo a propiciar a conexão com a rede elétrica permitindo a exportação da energia excedente. Na Figura 3.10 é mostrada a interação de ambas as partes nos processos comuns como a obtenção de vapor, água tratada e energia.

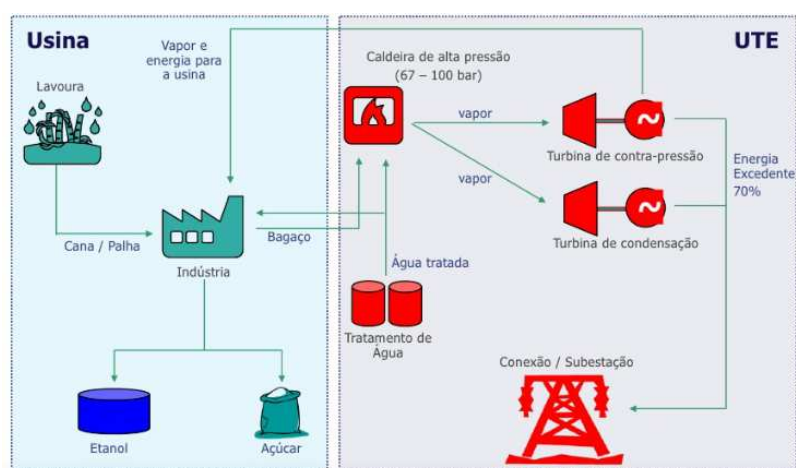


Figura 3.10 - Estrutura da usina com a participação do agente comercializador de energia.

A responsabilidade da UTE, além de comercializar a energia é disponibilizar a energia elétrica e vapor necessário para a usina. Por outro lado, a usina fornece a biomassa, água nos valores estipulados em contrato e também realiza a operação e manutenção de todos os equipamentos da UTE.

3.4 MODELAGEM DO SISTEMA SIMULADO

3.4.1 Sistema da Concessionária

Na Figura 3.11, tem-se o diagrama unifilar compreendendo parte do sistema de distribuição de 69 kV e a conexão da UTE no sistema da COSERN. Para melhor visualização, foi mostrado na figura apenas a região próxima à UTE. O regime da carga utilizado na simulação foi o patamar de carga pesada do Sistema Regional Natal III, incluindo a LT e a SE Bioformosa 69 kV. O fluxo de carga foi rodado no software ANAREDE.

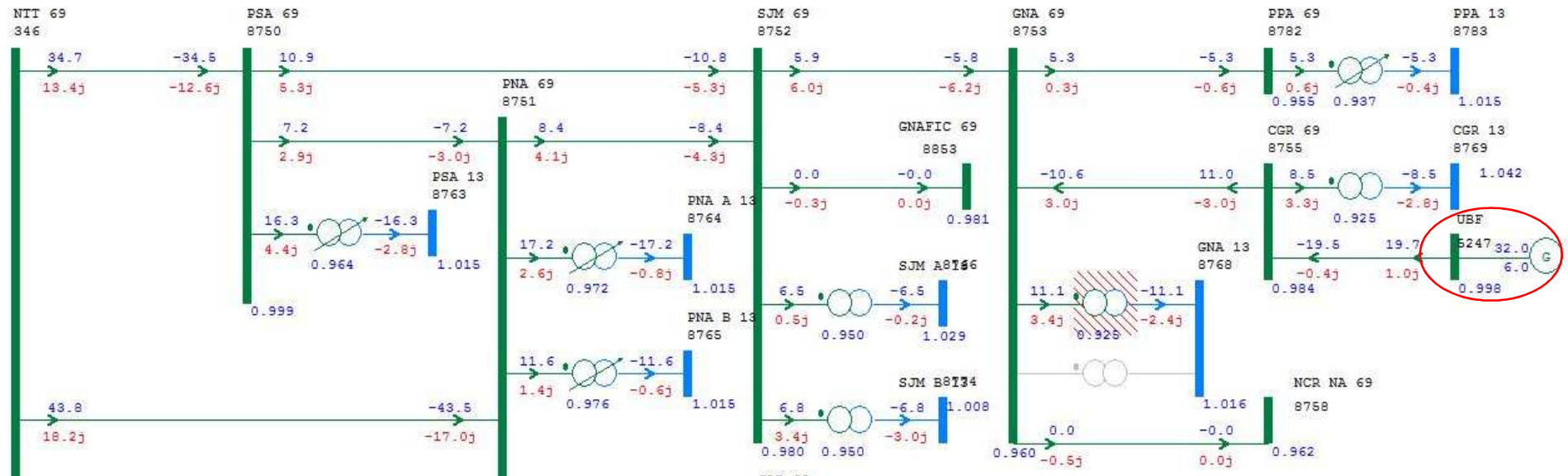


Figura 3.11 - Diagrama unifilar e fluxo de potência na vizinhança da SE Bioformosa.

Foi contemplado na modelagem as barras vizinhas à SE Bioformosa 69 kV e o cálculo do equivalente do sistema na SE Goianinha foi realizado utilizando o programa ANAFAS. A Figura 3.12 mostra o resultado dos níveis de curto-circuito na SE Goianinha e os dados das respectivas impedâncias.

```
SAPRE - REDE:<vazia> CASO:12_01_15
X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X
IDENTIFICACAO          Z1          Z0          X0/X1  T R I F A S I C O  M O N O F A S I C O  R0/X1  KV  ATERR
NUM.    NOME    MOD(pu)  ANG(gr)  MOD(pu)  ANG(gr)          MOD(MVA)  ANG(gr)  MOD(MVA)  ANG(gr)
X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X
8753  GNA 69      0.4202   70.35   1.7079   81.00   4.26   238.00  -70.35   118.18  -77.49   0.68   54.56  ATR
X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X-----X
```

Figura 3.12 - Dados de curto-circuito na SE Goianinha 69 kV sem a UTE Bioformosa.

No software RSCAD, o equivalente do sistema foi modelado através de uma fonte de tensão controlada incluindo as impedâncias referentes aos níveis de curto-circuito indicado na Tabela 3-6.

Tabela 3-6 - Potência de curto-circuito na SE Goianinha para cálculo do equivalente.

| | S (MVA) | φ (Graus) | Z (ohm) |
|-------------------|---------|-----------|---------|
| Trifásico | 238 | -70.35 | 20,0 |
| Monofásico | 118,18 | -77,49 | 40,3 |

A Figura 3.13 mostra o diagrama trifilar das barras vizinhas com as respectivas linhas de transmissão e o setor de 69 kV da UTE Bioformosa modelado no software RSCAD. Os parâmetros de circuito equivalente das linhas de transmissão e transformadores representados foram obtidos a partir de modelos utilizados no programa ANAFAS e fornecidos pela concessionária.

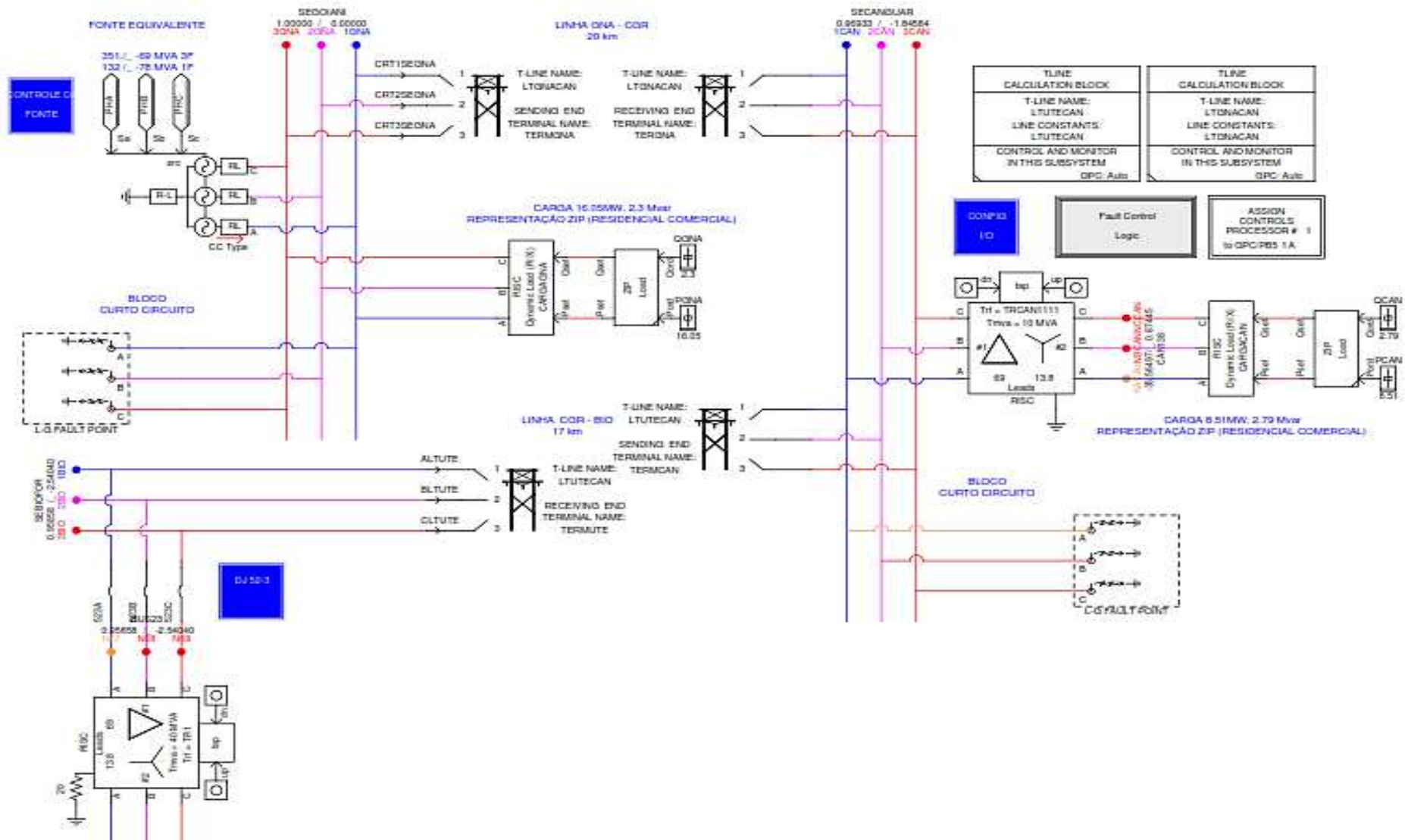


Figura 3.13 – Diagrama trifilar - Setor de 69 kV.

As cargas da SE GNA e SE CAN foram modeladas através do equivalente ZIP na proporção de 50 % de potência e impedância constante, tanto para a parcela ativa como reativa. De acordo com a concessionária, estas cargas são tipicamente residenciais e comerciais.

3.4.2 Motor de Indução - Desfibrador

O software RSCAD apresenta dois modelos de motor indução em sua biblioteca. O modelo utilizado, segundo o fabricante do RTDS, é descrito em (KUNDUR, 1994) e representa o circuito equivalente monofásico conforme Figura 3.14.

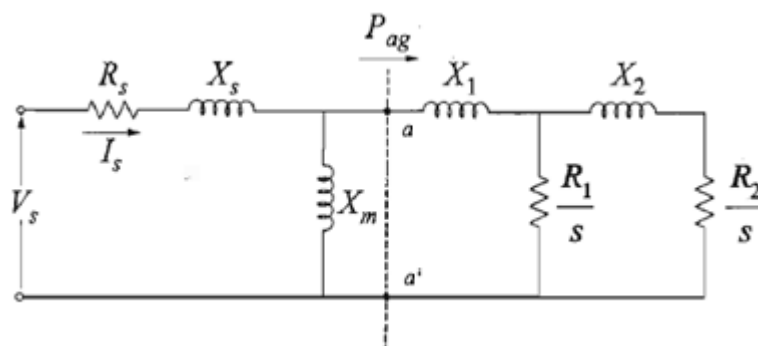


Figura 3.14 - Circuito equivalente monofásico (KUNDUR, 1994)

Onde,

- R_s é a resistência do estator por fase;
- X_s é a reatância de dispersão do estator por fase;
- X_m é a reatância de magnetização por fase;
- X_1 é a reatância de dispersão da gaiola superior do rotor por fase;
- R_1 é a resistência da gaiola superior do rotor por fase;
- X_2 é a reatância de dispersão da gaiola inferior do rotor por fase;
- R_2 é a resistência da gaiola inferior do rotor por fase;
- a, a', P_{ag} representa a linha de entreferro e a potência transferida respectivamente.

Os dados do motor do desfibrador (3500 cv) foram inseridos no software RSCAD e são mostrados na tela de configuração conforme Figura 3.15.

| Name | Description | Value | Unit | Min | Max |
|-------|-------------------------------------|---------|-------|--------|-------|
| vbsll | Rated Stator Voltage (L-L RMS) | 13.8 | kV | 0.01 | |
| trato | Turns Ratio, Rotor over Stator | 1.0 | | 0.01 | |
| pbase | Rated MVA | 3.04924 | MVA | 0.0001 | |
| hrtz | Rated Frequency | 60.0 | Hertz | 5.0 | 150.0 |
| ra | Stator Resistance | 0.00652 | p.u. | 0.002 | |
| xa | Stator Leakage Reactance | 0.12452 | p.u. | 0.01 | |
| xmd0 | Unsaturated Magnetizing Reactance | 3.25 | p.u. | 0.75 | |
| rfd | First Cage Rotor Resistance | 0.00692 | p.u. | 0.003 | |
| xfd | First Cage Rotor Leakage Reactance | 0.065 | p.u. | 0.003 | |
| rkd | Second Cage Rotor Resistance | 0.04574 | p.u. | 0.003 | 1.0e6 |
| xkd | Second Cage Rotor Leakage Reactance | 0.035 | p.u. | 0.0 | 1.0e6 |
| xkf | Rotor Mutual Leakage Reactance | 0.0 | p.u. | 0.0 | 1.0e6 |

Figura 3.15 - Parâmetros Elétricos do Motor 3500 c.v. no RSCAD.

A carga mecânica no eixo do motor foi modelada com característica quadrática, ou seja, o torque varia com o quadrado da velocidade.

Para possibilitar a inclusão dos dados mecânicos do motor e carga mecânica acionada, foi realizada a conversão de unidades e o somatório da constante de inércia H da carga com a do motor, totalizando 3,16 MWs/MVA.

As características elétricas dos cabos condutores de interligação do motor ao barramento principal de 13,8 kV também foram considerados na simulação. Os valores obtidos do catálogo de fabricante e inseridos do modelo do RSCAD são: R igual a 0,030535 ohm, L igual a 0,571485uH; e C igual 0,254536 uF.

Os resultados da modelagem do motor durante a partida, podem ser visos através das variáveis plotadas no módulo RUNTIME do software RSCAD, conforme mostrado na Figura 3.16.

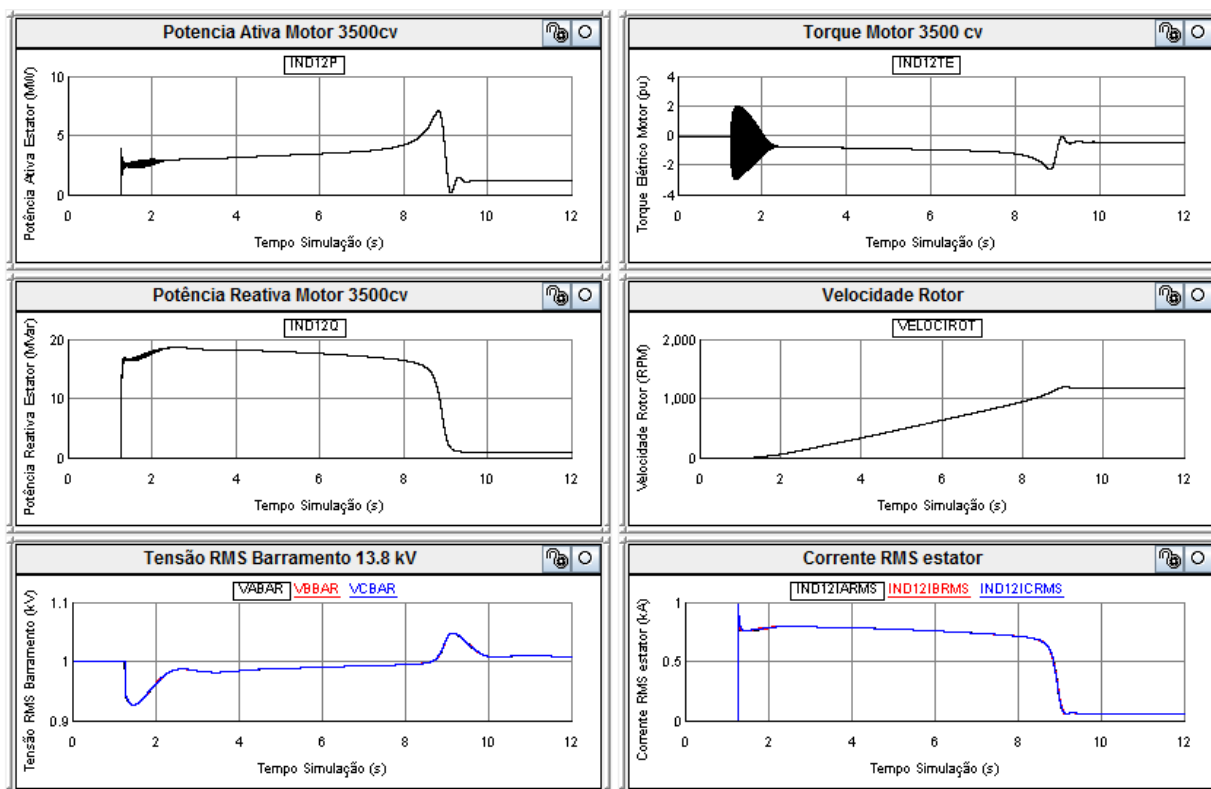


Figura 3.16 - Curvas características plotadas em tempo real no RSCAD – RUNTIME.

3.4.3 Turbogeneradores

Foram modelados os dois geradores síncronos, os reguladores de tensão e velocidade e seus respectivos limitadores e controles. O modelo do circuito equivalente representando os parâmetros elétricos nos eixos d e q do modelo da máquina utilizado no software é mostrado na Figura 3.17.

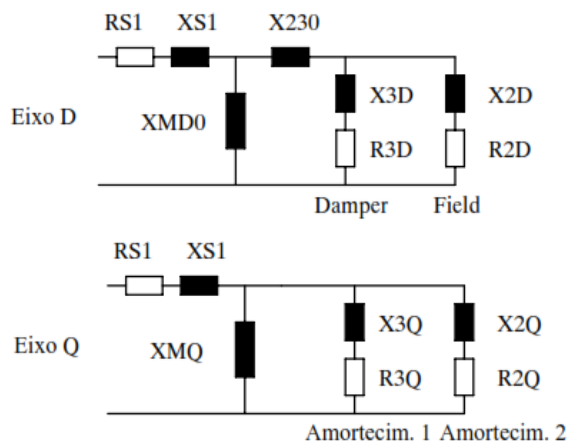


Figura 3.17 - Parâmetros elétricos nos eixos d e q. (Fonte RTDS, 2008).

Os parâmetros elétricos e mecânicos foram inseridos no RSCAD, respeitando as devidas conversões de unidades. Os dados dos geradores podem ser vistos na Tabela 3-7.

Tabela 3-7 - Parâmetros Elétricos dos Geradores

| GERADOR 1 (Valores Saturados/ Não Saturados) | | | |
|---|-----------------|---------------|-----------------|
| Potência (MVA) | 18,75 | Excitação | BRUSHLESS |
| Inércia H (kgm ²) | 1130 | Rotação (RPM) | 1800 |
| Xd'(pu) | 0,25 / 0,25 | X2(pu) | 0,22 / 0,23 |
| Xd'' (pu) | 0,18 / 0,19 | X0(pu) | 0,05 / 0,05 |
| Xq(pu) | 1,49 / 1,79 | Xd(pu) | 1,51 / 1,82 |
| Xq''(pu) | 0,25 / 0,27 | Td''(s) | 0,0168/0,0183 |
| Tdo'(s) | 2,6857/3,2172 | Ta (s) | 0,1884 / 0,2015 |
| Tdo''(s) | 0,0224/0,0242 | Td'(s) | 0,4379/0,4453 |
| GERADOR 2 (Valores Saturados/ Não Saturados) | | | |
| Potência (MVA) | 31,25 | Excitação | BRUSHLESS |
| Inércia H (MWs/MVA) | 1,26 | Rotação (RPM) | 1800 |
| Xd'(pu) | 0,24 / 0,25 | X2(pu) | 0,24 / 0,25 |
| Xd'' (pu) | 0,19 / 0,20 | X0(pu) | 0,06 / 0,07 |
| Xq(pu) | 1,56 / 1,71 | Xd(pu) | 1,59 / 1,74 |
| Xq''(pu) | 0,28 / 0,30 | Td''(s) | 0,0331 / 0,0367 |
| Tdo'(s) | 3,6098 / 3,9524 | Ta (s) | 0,2522 / 0,2683 |
| Tdo''(s) | 0,0417 / 0,0455 | Td'(s) | 0,555 / 0,556 |

A modelagem do regulador de velocidade foi realizada no RSCAD utilizando os mesmos modelos utilizados no estudo de transitórios eletromecânicos quando da realização dos estudos de conexão da UTE ao SIN. A Figura 3.18 mostra o diagrama de blocos correspondente.

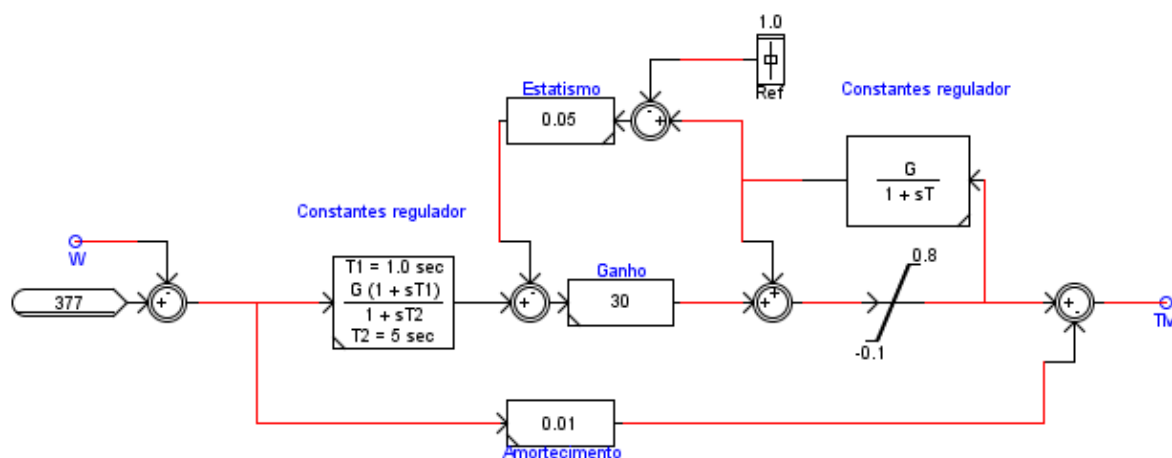


Figura 3.18 - Diagrama de blocos do regulador de velocidade

O modelo de regulador de tensão também foi extraído dos estudos de conexão cujos parâmetros estão representados nas funções de transferência conforme Figura 3.19.

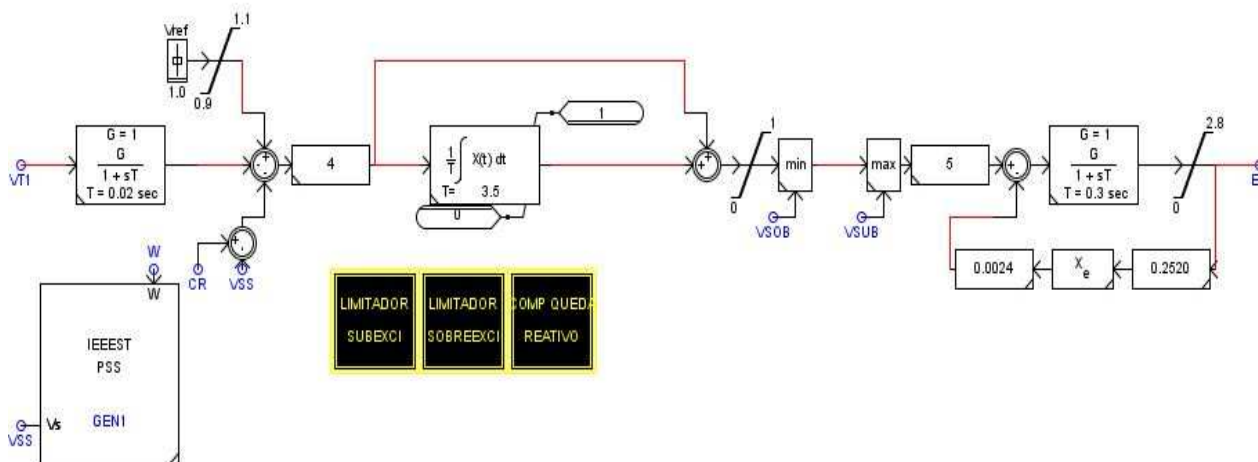


Figura 3.19 - Diagrama de blocos do regulador automático de tensão.

Os limitadores de sobre excitação, subexcitação e compensador de queda de reativa foram modelados para integrar o regulador de tensão. Os diagramas de blocos dos limitadores são mostrados na Figura 3.20, Figura 3.21 e Figura 3.22.

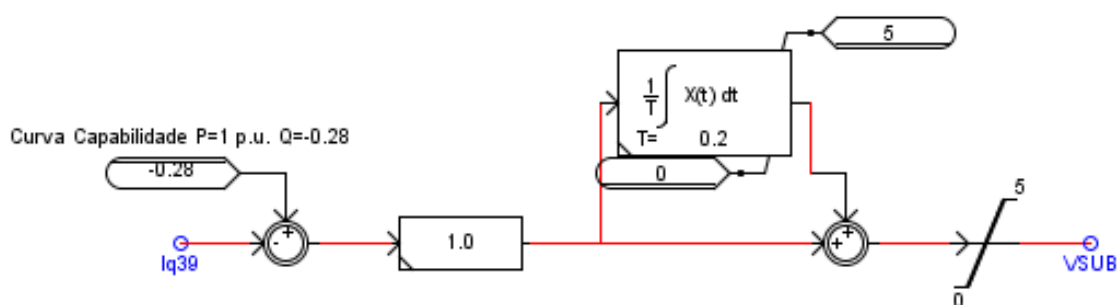


Figura 3.20 - Diagrama de blocos do limitador de Subexcitação.

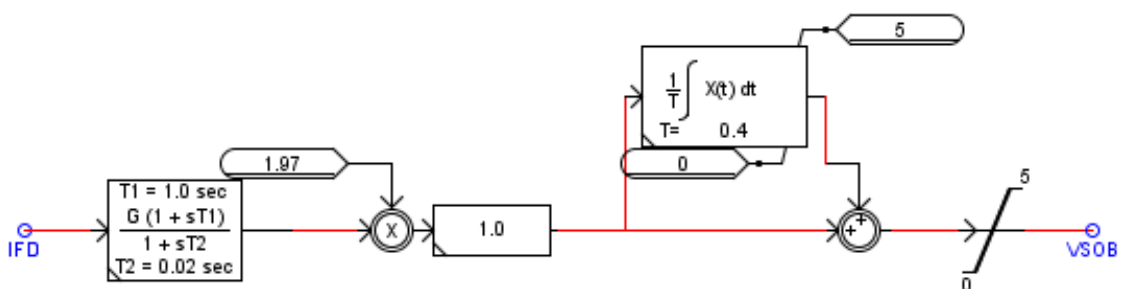


Figura 3.21 - Diagrama de blocos do limitador de Sobre-excitação.

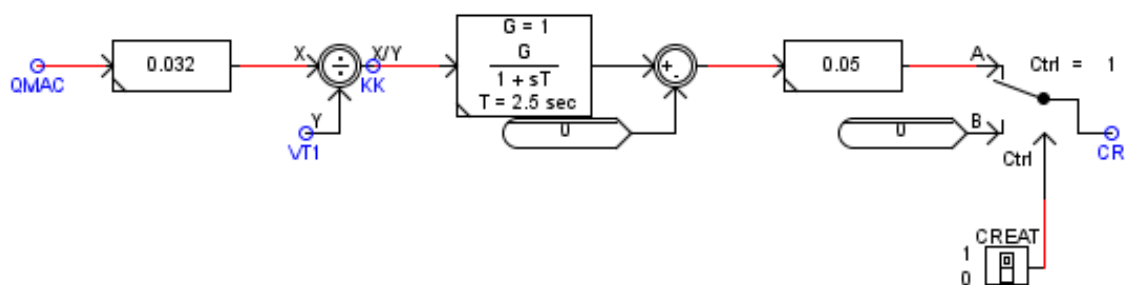


Figura 3.22 - Diagrama de blocos do compensador de queda de reativo.

3.4.4 Outras Cargas

A modelagem do picador e das bombas da caldeira foram realizadas de forma semelhante ao desfibrador. Os parâmetros elétricos e mecânicos foram inseridos no modelo _RTDS_INDM no software RSCAD. As outras cargas que compõem a planta foram divididas em dois grandes grupos e são alimentadas através de transformadores rebaixadores 13,8/0,38 kV que por simplificação não foram mostrados neste trabalho. O primeiro grupo é composto pelas cargas da casa de força da UTE e o segundo pelas cargas da Usina, conforme Tabela 3-8 e Tabela 3-9.

Tabela 3-8 - Agrupamento das cargas - Casa de Força.

| | Tipo de Conexão | Quantidade | Potência (c.v.) | Potência (kW) | Percentual Potência (%) |
|---------------------|-------------------------|------------|-----------------|---------------|-------------------------|
| CCMs Casa de Força | Inversor / Soft Starter | 46 | 5.178 | 3.811 | 72 |
| | Partida Direta | 72 | 2.091 | 1.539 | 28 |
| | Total | 118 | 7.269 | 5.350 | 100 |
| Moenda Eletrificada | Inversor | 6 | 9.000 | 6.855 | 100 |

Tabela 3-9 – Agrupamento de cargas – Usina

| Tipo de Conexão | Descrição | Potência (KW) | Potência (CV) |
|-----------------|---------------------------------|---------------|---------------|
| Partida Direta | CCM da Sonda | 20 | 28 |
| | CCM Tombador de Moagem | 50 | 68 |
| | CCM da Mesa Alimentadora | 285 | 387 |
| | CCM Moenda | 778 | 1.057 |
| | CCM Casa de Bomba Agua Suja | 552 | 750 |
| | CCM Casa de Bomba Nº 01 & Nº 02 | 1.210 | 1.645 |
| | CCM de Refrig. Industria | 272 | 370 |
| | CCM Tratamento D'água Ant. Ind. | 117 | 160 |
| | CCM Carregamento de Álcool | 32 | 44 |
| | CCM Lab. Sacarose | 3 | 5 |
| | CCM Destilaria | 1.163 | 1.581 |
| | CCM Turbina Destilaria | 287 | 390 |
| | Total | | 4.769 |

A modelagem de todos os motores acionados por inversores e soft starters na planta foi realizada como sendo uma carga do tipo potência constante ativa e reativa, com fator de potência adotado de 0,95.

As cargas da casa de força e usina foram agrupadas sob a forma de motores equivalentes e modelo ZIP, conforme mostra a Tabela 3-10.

Tabela 3-10 – Agrupamento de Cargas.

| Cargas | Equivalente MIT | | | Equivalente ZIP | | |
|----------------|-----------------|----------------|---------------|-----------------|----------------|---------------|
| | Percentual (%) | Instalada (kW) | Operação (MW) | Percentual (%) | Instalada (kW) | Operação (MW) |
| CCMs CF | 28,78% | 1,49 | 0,68 | 71,22% | 4,11 | 1,69 |
| Moenda | - | - | - | 100,00% | 6,86 | 1,82 |
| Usina | 100,00% | 4,77 | 4,82 | - | - | - |
| Total | - | 6,26 | 5,50 | - | 10,96 | 3,51 |

A estimação dos parâmetros de gaiola dupla do motor equivalente foi realizada com o auxílio do software MOTO, versão v0.2, criado pela empresa SIGMA POWER (SIGMA, 2014). A tela de entrada de dados e parâmetros obtidos pode ser vista na Figura 3.23.

Motor

Description: EQUIVALENTE WEG 7500 c.v.

Synchronous speed: 1800 rpm

Rated speed: 1794 rpm

Rated power factor: 0.9 pf

Rated efficiency: 0.968 pu

Model: Double cage

Breakdown torque: 2.4 T/Tn

Locked rotor torque: 0.6 T/Tn

Locked rotor current: 5.5 pu

Settings

Algorithm: Newton-Raphson

Maximum # iterations: 30

Convergence criterion: 1e-5

Linear constraint k_r: 1

Linear constraint k_x: 0.5

Buttons: Calculate, Plot

Results

| | | | | | |
|-----|----------|------|---------|---------------|-----------|
| R_s | 0.00359 | X_r1 | 0.09211 | Converged? | Yes |
| X_s | 0.13638 | R_r1 | 0.00359 | Squared Error | 2.595e-06 |
| X_m | 3.80685 | X_r2 | 0.06819 | Iterations | 3 |
| R_c | 42.14829 | R_r2 | 0.05829 | | |

Figura 3.23 - Tela de entrada de dados e resultados do software MOTO.

O motor equivalente de 5,5 MW, indicado na Tabela 3-10 corresponde a um motor equivalente de 7.500 c.v. aproximadamente. A constante de inércia foi adotada como sendo valor típico de um motor de 7500 c.v. obtida através de catálogos de fabricante e igual a 281,71 kgm² e a constante de inércia da carga igual a duas vezes a constante de inércia do motor.

O diagrama trifilar mostrando as cargas podem ser vistas na Figura 3.24

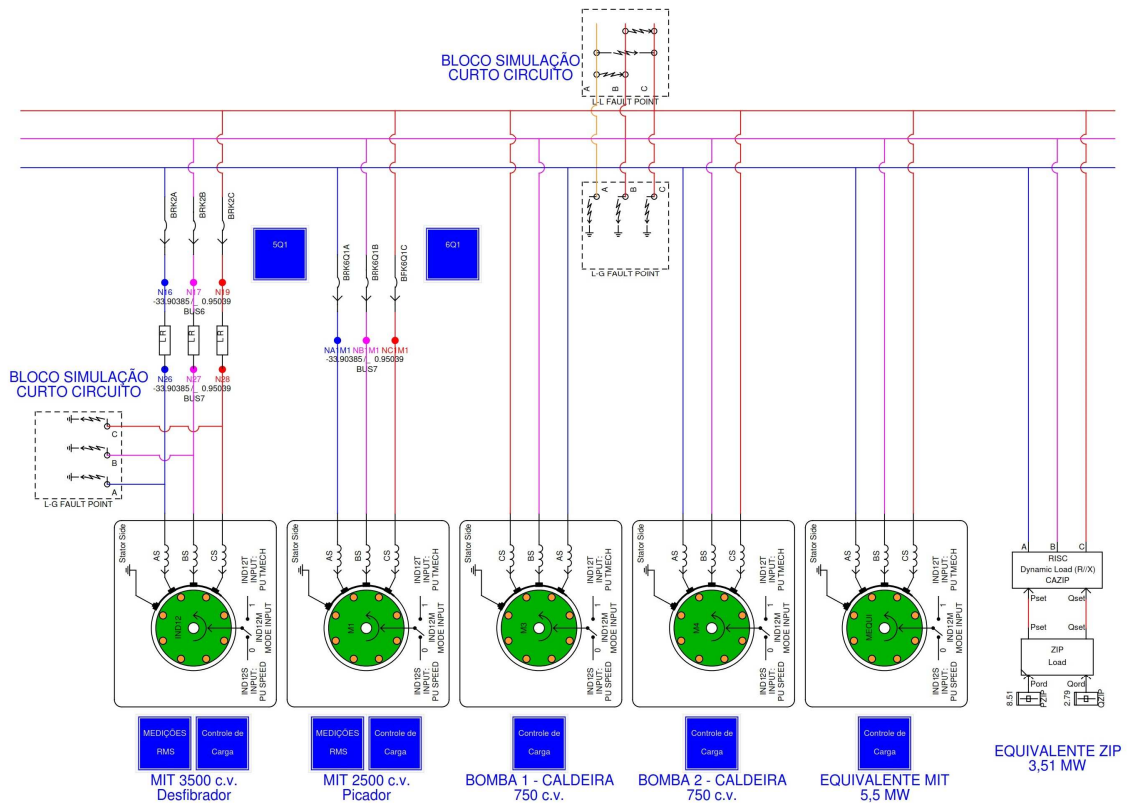


Figura 3.24 – Diagrama Trifilar - Cargas.

3.4.5 Ponto de Operação da UTE

Os despachos dos geradores para a condição normal de operação são de 15 MW para o TG-1 e 14 MW para o TG-2, conforme Figura 3.25.

| Potência Gerada | Controle exportação - entrada | | |
|--------------------------|-------------------------------|----------|----------|
| | Entrada - SE | G1 | G2 |
| 29016,0 | | | |
| Potência Consumida | | | |
| 11676,0 | | | |
| Operação | REMOTO | REMOTO | REMOTO |
| Tensão (KV) | 13,80 | 13,84 | 13,79 |
| Frequência (Hz) | 59,99 | 60,00 | 60,00 |
| Referência de FP | OK 0,90 | OK 0,95 | OK 0,95 |
| | On - Off | On - Off | On - Off |
| Potência Ativa (KW) | 17340,0 | 14922 | 14094 |
| Energia Ativa(KVh) | 34714 | 36333 | 24543 |
| Referência de carga (Kw) | OK 15,00 | OK 15,00 | OK 14,00 |
| | On/Off | On/Off | On/Off |
| Potência Reativa(KVA) | -5960 | -905 | -450 |
| Energia Reativa(kVArh) | 1,07 | 639,51 | 756,06 |

Figura 3.25 - Valores de despacho da geração.

O valor exportado pela UTE durante a safra pode chegar a 25 MW e o valor considerando a condição operativa utilizado neste trabalho é de 19MW. O diagrama trifilar mostrando os geradores conectados a barra principal de 13,8 kV da UTE pode ser visto na Figura 3.26.

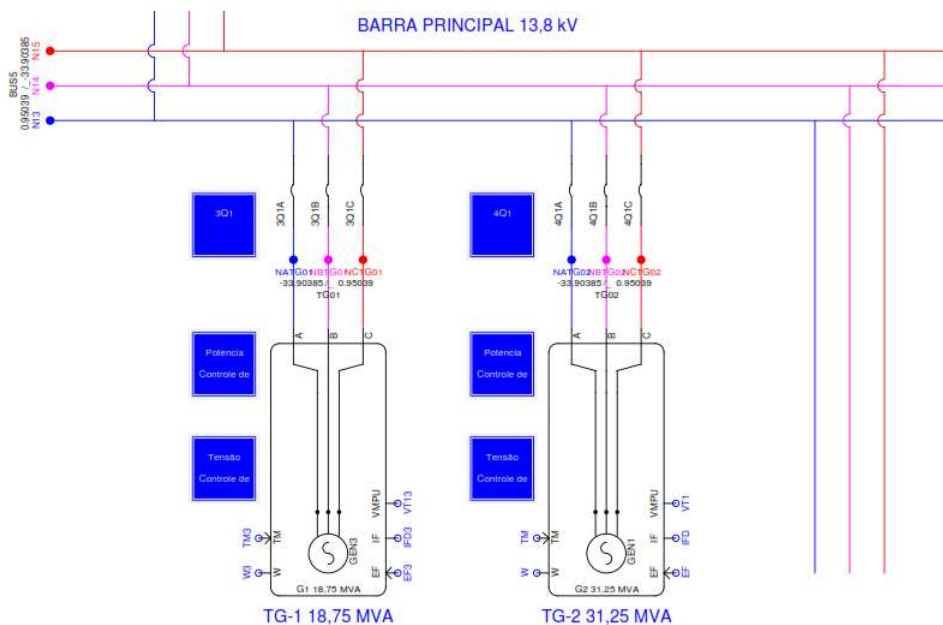


Figura 3.26 - Diagrama Trifilar – Turbogeneradores.

Os valores de carga observados durante 2 meses contínuos de operação puderam ser registrados através da energia acumulada nos bancos de dados dos relés de proteção dos alimentadores da barra de 13,8 kV principal. A Tabela 3-11 apresenta o resultado da média das medições obtidas.

Tabela 3-11 – Média das medições.

| Descrição | Consumo Médio Operação (MW) | Potência Instalada (MW) | Carregamento médio (%) |
|---------------|-----------------------------|-------------------------|------------------------|
| Picador | 0,79 | 1,38 | 57,38 |
| Desfibrador | 1,25 | 2,68 | 46,57 |
| Moenda | 1,82 | 6,86 | 26,58 |
| Bomba 1 | 0,34 | 0,59 | 57,72 |
| Bomba 2 | 0,35 | 0,59 | 58,72 |
| Casa de força | 0,58 | 1,89 | 30,90 |
| Eta/Desmi | 0,79 | 2,03 | 38,74 |
| Caldeira | 1,01 | 1,70 | 59,25 |
| Usina | 4,82 | 4,77 | 100,96 |
| Total | 11,76 | 22,49 | 52,28 |

3.5 MODELAGEM DOS CONTROLES NO RTDS

3.5.1 Controle da Fonte-Equivalente do Sistema na SE Goianinha 69 kV.

Para simular de forma prática os distúrbios na rede, foi implementado um controle da fonte de alimentação na SE Goianinha. A Figura 3.27 mostra que são controladas as grandezas magnitude, ângulo e frequência da tensão em cada fase.

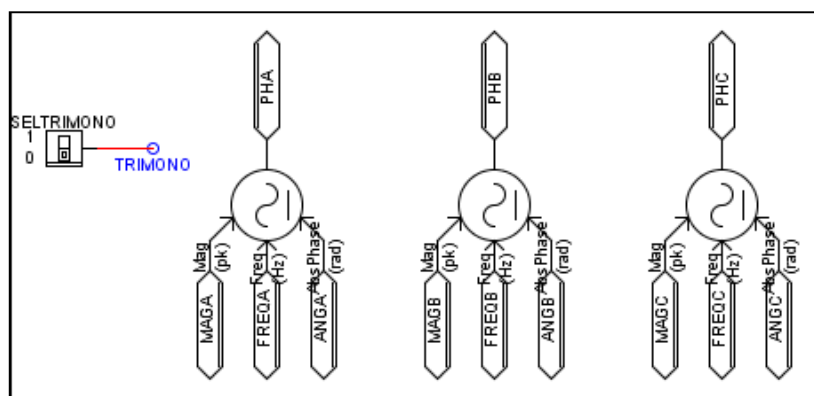


Figura 3.27 - Lógica de controle da fonte por fase.

A Figura 3.28 representa o diagrama lógico construído para a realização do controle da fonte. Para uma melhor visualização, está representado para apenas a fase “A”. Os diais e chaves são utilizados para selecionar o valor em p.u. trifásicos ou monofásicos da tabela de controle quando o trigger é disparado através da variável EVENT. O valor em p.u. desejado é multiplicado pela tensão nominal fase-neutro do sistema e pelo fator $\sqrt{2}$, para se obter a tensão de pico.

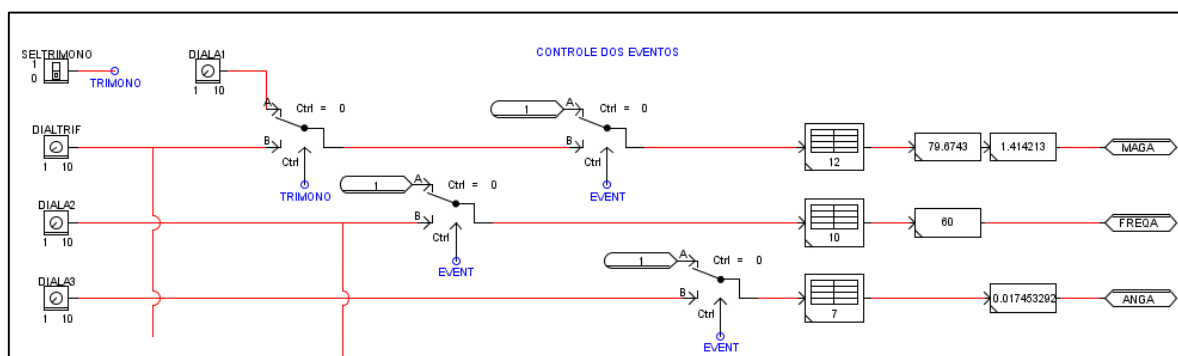


Figura 3.28 - Lógica de seleção de eventos na concessionária.

A duração do evento, assim como o seu instante de aplicação é determinado pela lógica mostrada na Figura 3.29.

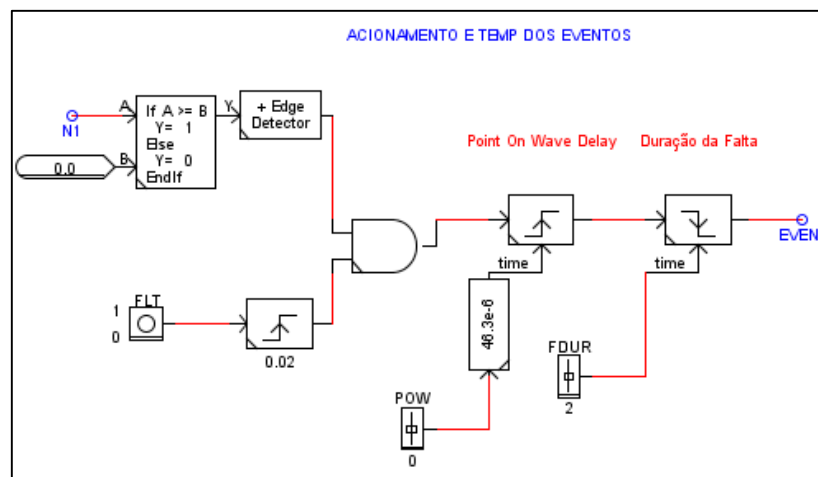


Figura 3.29 - Lógica de duração do afundamento e ângulo da fase.

É possível selecionar através dos *sliders* POW e FDUR o valor em graus e a duração em segundos do evento. Através desta lógica, os seguintes ensaios são realizados neste trabalho:

- Afundamentos de tensão por fase ou trifásicos;

Os afundamentos podem ser gerados com diferentes intensidades e desvios de ângulo de fase. Também é possível selecionar a duração e o ângulo de fase da tensão do instante de início da falta;

- Variações na frequência.

A Tabela 3-12 mostra as diversas intensidades dos eventos que podem ser simulados através do controle da fonte.

Tabela 3-12 - Tabela de distúrbios na fonte.

| TABELA DE CÓDIGOS DE EVENTOS | | | |
|------------------------------|-----------------|------------------|-------------------|
| | MAGNITUDE (P.U) | FREQUÊNCIA (P.U) | DEFASAGEM (Graus) |
| 1 | 1 | 1 | 0 |
| 2 | 0.95 | 0.990 | 30 |
| 3 | 0.9 | 0.985 | 60 |
| 4 | 0.85 | 0.981 | 120 |
| 5 | 0.8 | 0.975 | 180 |
| 6 | 0.75 | 1.010 | 240 |
| 7 | 0.7 | 1.015 | 270 |
| 8 | 0.6 | 1.020 | - |
| 9 | 1.05 | 1.030 | - |
| 10 | 1.10 | 1.050 | - |
| 11 | 1.15 | - | - |
| 12 | 1.20 | - | - |

3.5.2 Controle de acionamento de disjuntor

Para o acionamento do disjuntor, foi implementada uma lógica que permite simular o tempo de abertura e fechamento dos contatos através de um temporizador. Como pode ser visto na Figura 3.30 o tempo de 0,05 s foi escolhido.

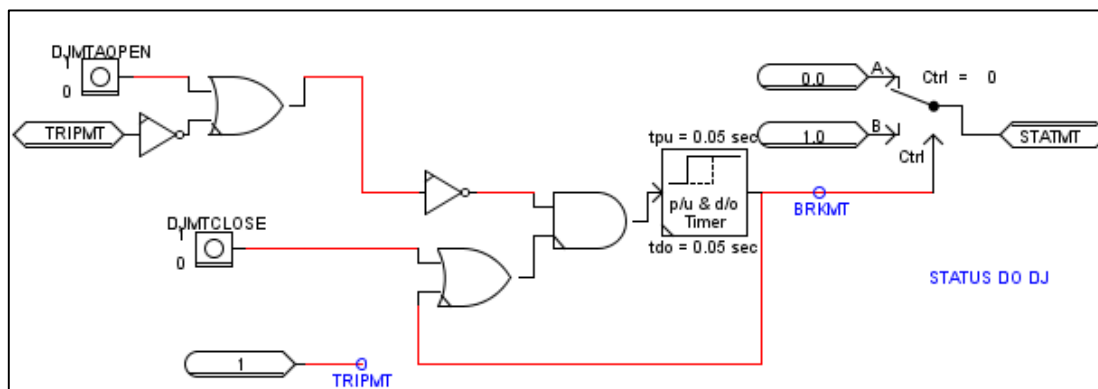


Figura 3.30 - Lógica de abertura e fechamento do disjuntor do motor.

Em se tratando do disjuntor do motor, objeto de estudo deste trabalho, o acionamento da abertura foi implementado de forma a possibilitar a abertura monopolar ou tripolar. Deste modo, é possível simular a abertura de uma das fases e verificar o comportamento da proteção.

3.5.3 Controle do curto-circuito

Para que se possa simular defeitos entre fases e fase-terra, foram implementados controles que facilitam a seleção da barra em curto e o tipo falta. A seleção do tipo de curto se dá através das chaves de controle e é possível escolher a impedância da falta, além da duração e o ângulo de fase conforme pode ser visto na Figura 3.31.

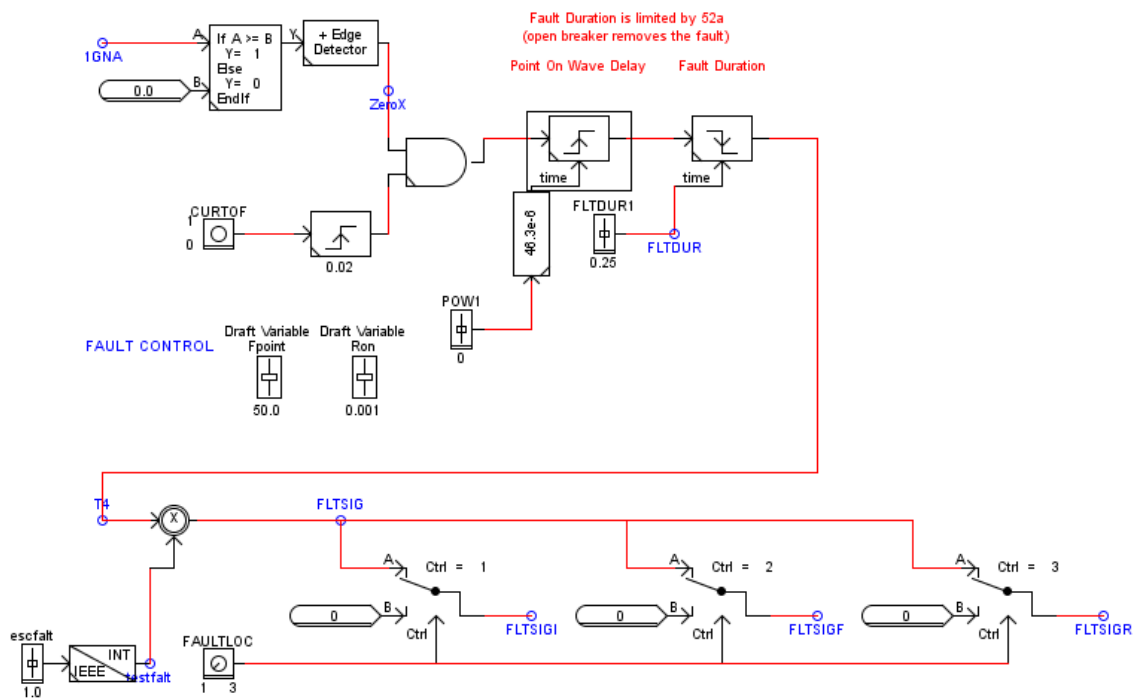


Figura 3.31 - Lógica de seleção do tipo de curtos-circuitos.

3.5.4 Controles de entrada e saída e Hardware in the loop.

Utilizou-se dos cartões de interface GTAO (*Gigabyt Transceiver Analog Output Card*) e o GTFPI (*Gigabyt Transceiver FrontPanel Interface Card*), que realizam a interface analógica e digital com os dispositivos externos na configuração H-I-L. As conexões com o relé de proteção foram realizadas conforme diagrama de blocos apresentado na Figura 3.1.

Foi necessário utilizar um amplificador de sinais para compatibilizar os valores de tensão e corrente nominais das entradas analógicas do relé e uma fonte externa de 125 Vcc para a entrada digital. Para tornar possível a interface com os dispositivos externos, é necessário configurar as lógicas dos cartões GTFPI e GTA0 como pode ser visto na Figura 3.32.

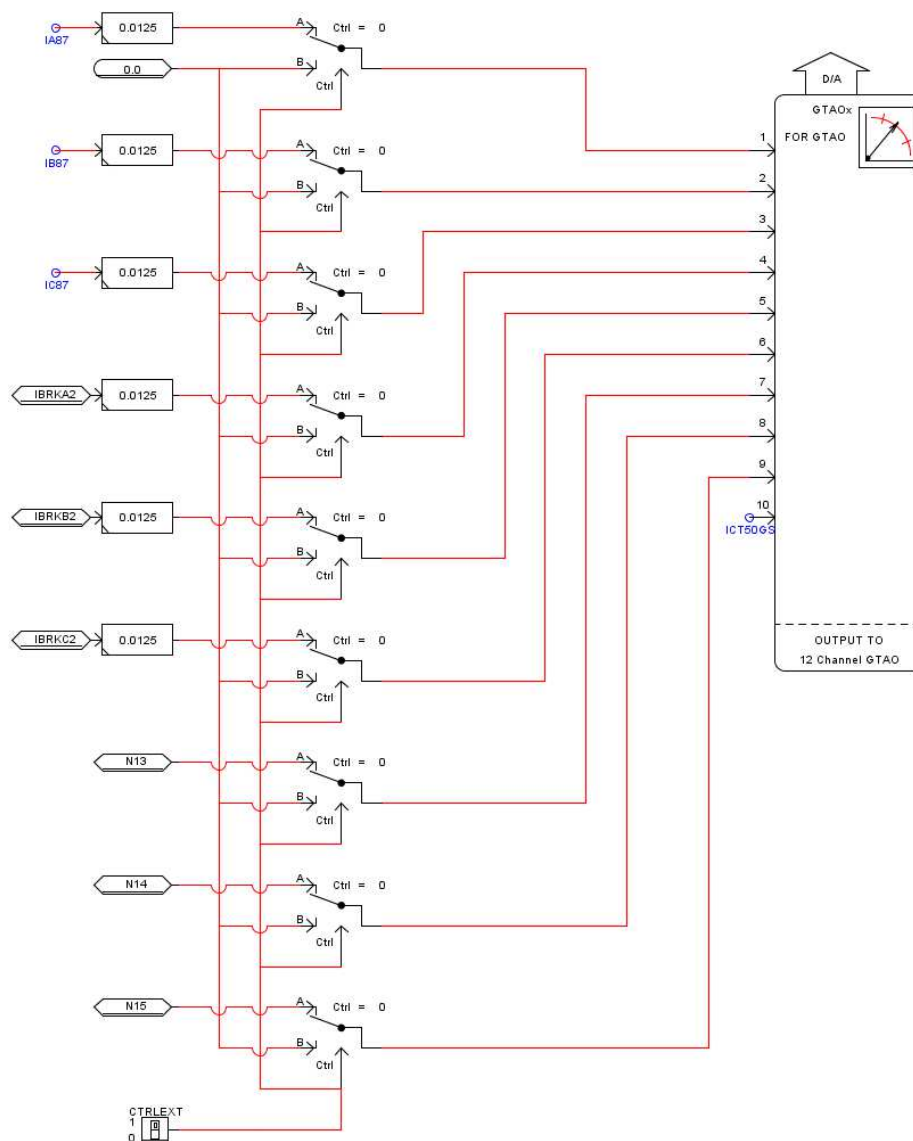


Figura 3.32 - Lógica de configuração do cartão DA GTA0.

As correntes e tensões do estator do motor de 3500 c.v. são exportadas para o conversor D/A através do bloco rtds_risc_ctl_GTAOOUT mostrado na Figura 3.32. Foi necessário realizar a configuração dos fatores de escala para adequação dos sinais com o amplificador CMS156 do fabricante Omicron. Os sinais analógicos de tensão são levados até as portas físicas do GTA0 7, 8 e 9 através das variáveis N13, N14 e N15. As correntes dos enrolamentos do motor e as correntes que circulam através do disjuntor do motor de 3500 c.v. são levadas até as portas 1 à 6 do GTA0. A porta 10 do cartão de saída analógico foi reservada para a corrente de neutro do motor.

As entradas e saídas digitais realizam interface com os equipamentos internos através do cartão GTFPI e configurado através do diagrama lógico mostrado na Figura 3.33.

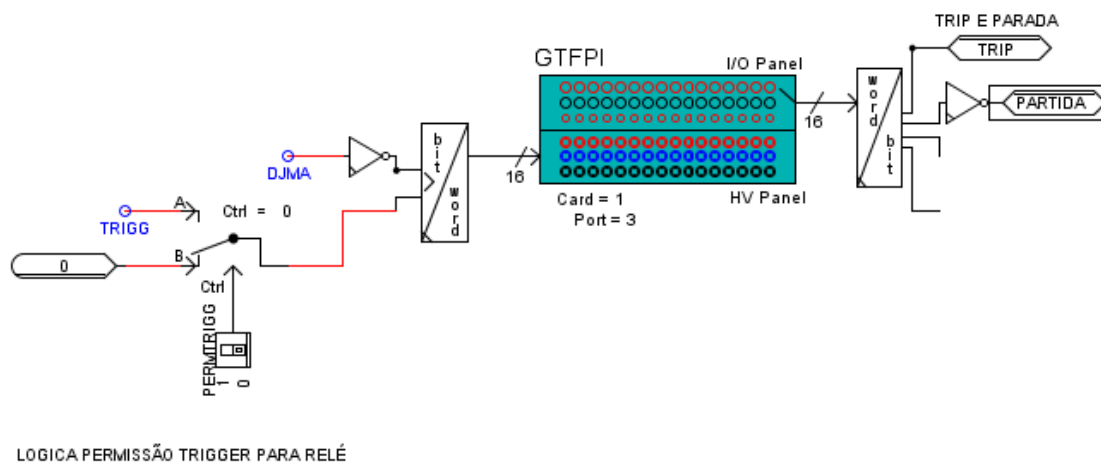


Figura 3.33 - Lógica de interface das entradas e saídas digitais.

Para possibilitar a partida e parada e, o comando de *trip* do relé no RTDS, o painel de entradas e saídas foi conectado fisicamente ao relé através de cabos condutores. As variáveis TRIGG e DJMA são o comando de trigger de oscilografia e a posição do disjuntor que são enviadas do RTDS para relé de proteção.

3.5.5 Controles da carga do Desfibrador

O controle da carga do motor no RTDS é realizado através de lógicas externas ao bloco de simulação. O modelo de simulação utilizado permite a seleção entre o controle de torque e o controle de velocidade através da variável IND12M. Para cada um dos modos, há um diagrama lógico correspondente sendo o controle de torque representado na Figura 3.34 e o controle de velocidade pela Figura 3.35.

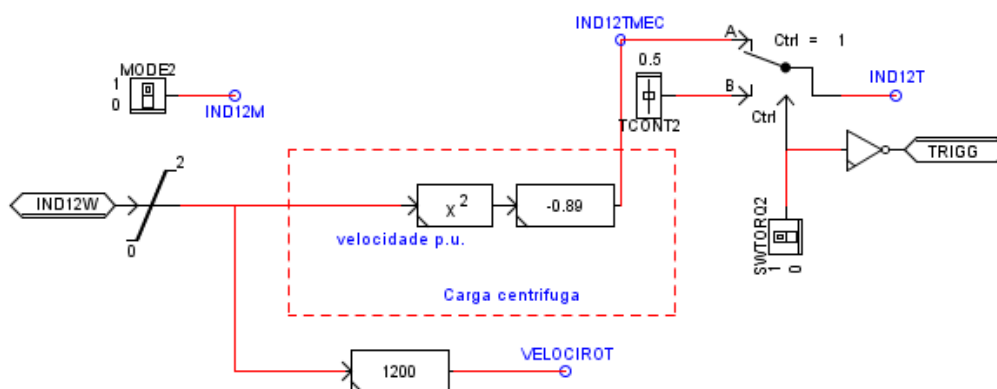


Figura 3.34 - Lógica de controle de torque.

A adoção do sentido sinal positivo (+) para os valores de velocidade do eixo do motor deve respeitar a convenção para os valores de intensidade do torque utilizada pelo RSCAD que é o sinal negativo (-) para a operação da máquina como motor e positivo (+) para operação como gerador.

O controle de velocidade realiza o incremento da rampa de aceleração de partida conforme intervalos definidos pelo integrador mostrado na Figura 3.35. Deste modo o parâmetro associado a velocidade é passado ao motor através da variável **IND12S**. A chave seletora é utilizada para escolher entre os modos de controle de velocidade constante ou por rampa.

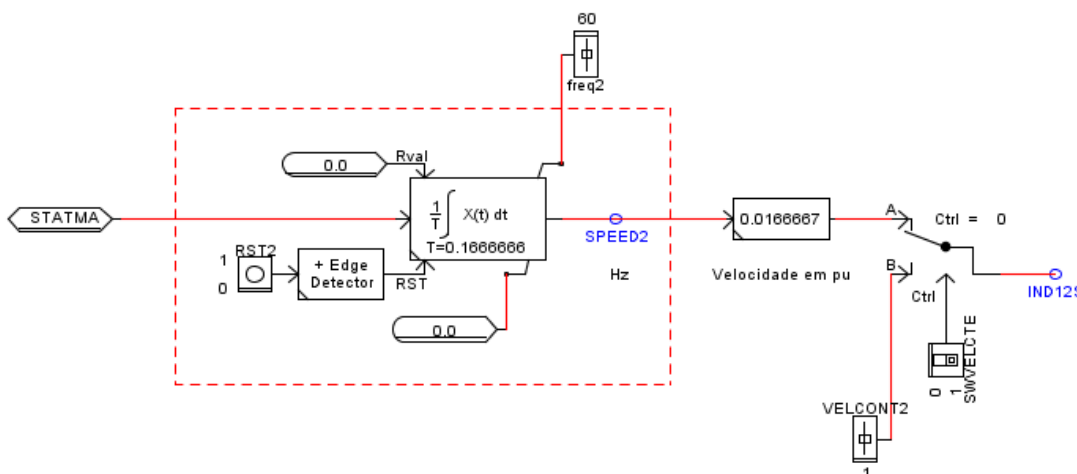


Figura 3.35 - Lógica de controle de velocidade.

Como o trabalho não considerou a modelagem de TCs e TPs as correntes diferenciais e a corrente do TC *ground sensor*, são calculadas através dos blocos de controle mostrados na Figura 3.36.

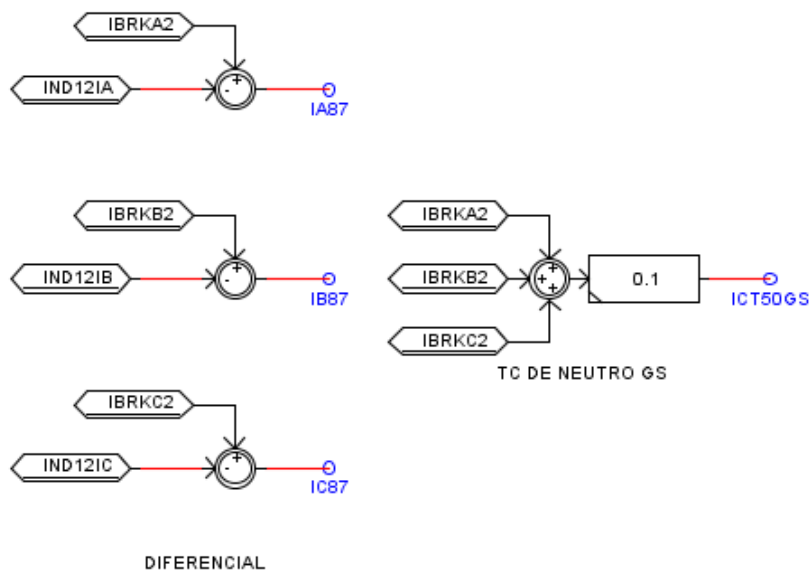


Figura 3.36 - Blocos de cálculos para as correntes diferenciais e corrente de neutro.

3.6 BANCADA DE TESTES

Na Figura 3.37 pode ser visto a bancada de simulação composta pelo RTDS, relé de proteção, computador com o software RSCAD, amplificador de sinais e mala de testes. Foram utilizadas 6 saídas de corrente para a simulação das correntes de linha e 3 saídas de tensão. Para realizar os testes com a função de proteção neutro, foi necessária uma saída de corrente adicional.



Figura 3.37 - Fotos dos equipamentos utilizados na simulação. No sentido horário i) Rack do RTDS; ii) Relé de Proteção SEL-710; iii) Amplificadores CMS 156; iv) Mala de testes CMS 256.

A Figura 3.38, mostra a simulação em regime permanente, com os despachos dos geradores e os carregamentos dos motores da UTE.

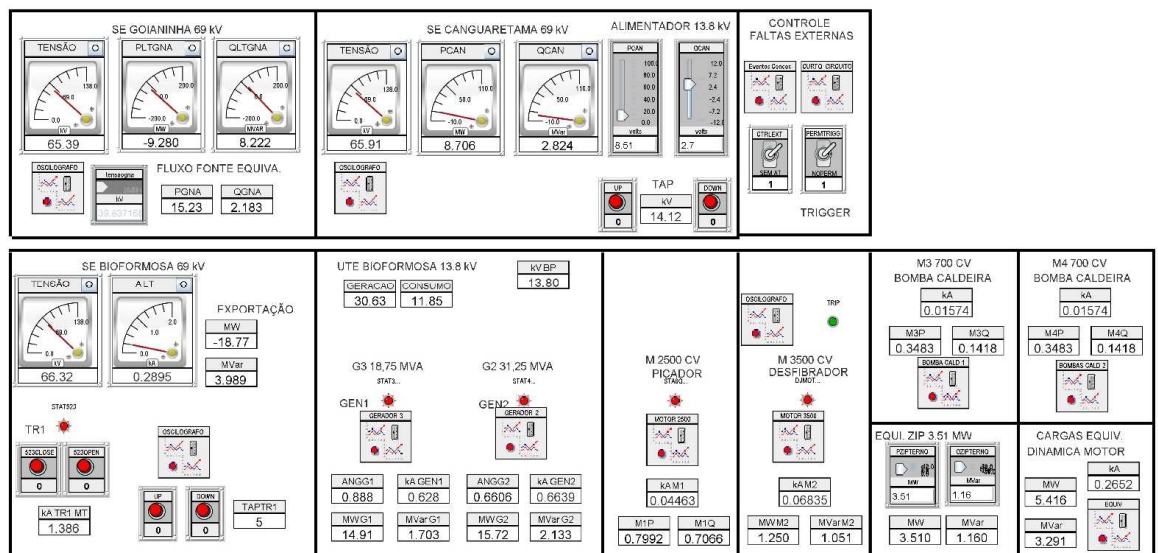


Figura 3.38 - Tela de supervisão da simulação no RTDS.

3.7 METODOLOGIA UTILIZADA NOS TESTES E RESULTADOS OBTIDOS

O objetivo deste item é apresentar os resultados das simulações utilizando o método Hardware in the loop, utilizando-se de dados reais de um sistema existente. Os testes realizados visam:

1. Validar os ajustes propostos pelo estudo de proteção existente;
2. Investigar possíveis melhorias nos ajustes da proteção do motor do desfibrador;
3. Trazer para o âmbito de sistemas industriais a utilização do RTDS.

3.7.1 Cenários das Simulações

As simulações foram realizadas considerando dois cenários.

No primeiro cenário, os ajustes do relé de proteção, modelo ABB 543 instalado na UTE, foram implementados no relé SEL 710 em conformidade com o estudo de proteção existente. Os parâmetros ajustados em cada função de proteção podem ser vistos na Tabela 3-13.

Tabela 3-13- Ajustes atuais da proteção do motor do desfibrador

| Descrição | Sigla | Ajustes | | |
|--|-------|--------------|----------|----------------|
| | | Pick-up | Delay(s) | Curva |
| Subtensão | 27 | 0,8 p.u. | 5 | Tempo definido |
| Desequilíbrio de Corrente / Seq. Negativa | 51Q | 60 A | DT = 2 | Normal Inversa |
| Reversão de Fase | 47 | - | - | Instantânea |
| Partida Longa/Rotor Bloqueado | 48 | - | 10 | Tempo definido |
| Sobrecarga | 49 | - | - | Modelo térmico |
| Falta à terra | 50N | 10 A | 0,05 | Tempo definido |
| Sobrecorrente Instantânea | 50 | 1264 A | 0,05 | Tempo definido |
| Sobrecorrente temporizada | 51 | 236 A | DT = 1 | Extrem Inversa |
| Partidas Repetitivas | 66 | 2 partidas/h | - | Instantânea |
| Diferencial | 87 | 5% | 0,03 | Tempo definido |

A função de proteção contra desequilíbrio é implementada de forma diferente entre os relés ABB REM 543 e o relé SEL 710. No relé ABB a função de desequilíbrio

é do tipo sobrecorrente temporizada e para utilizar estes ajustes no relé SEL 710 a função 51Q foi habilitada no lugar da função 46.

No segundo cenário foram habilitadas outras funções de proteção do motor além de propor novos ajustes conforme Tabela 3-14 baseados nas recomendações do relé SEL 710 (SEL, 2012) e na norma IEEE c37.96 (IEEE, 2012).

Dentre as funções habilitadas destacam-se Load Jam (50LJ), sobretensão (59) subcorrente (37C), sobrecorrente instantânea de sequência negativa (50Q).

A função de proteção de sobrecorrente temporizada (51) será testada somente no cenário 1 pois, segundo a recomendação do fabricante (SEL, 2012) o elemento de proteção 49 deverá atuar para sobrecorrentes de fase temporizadas através do cálculo do aquecimento do motor através do modelo térmico.

Tabela 3-14- Novos ajustes propostos para a proteção do motor do desfibrador

| Descrição | Sigla | Ajustes | | |
|----------------------------------|-------------|---------------------|----------|-----------------------|
| | | Pick-up | Delay(s) | Curva |
| Subtensão | 27 | 0,8 p.u. | 2 | Tempo definido |
| Subcorrente | 37LL | 40 A | 1 | Tempo definido |
| Corrente Sequência Neg | 50Q | 40 A | 3 | Tempo definido |
| Desequilíbrio de Corrente | 46 | 20% | 5 | Tempo definido |
| Reversão de Fase | 47 | - | - | - |
| Partida Longa/Rotor Bloqueado | 48 | - | 8 | Tempo definido |
| Sobrecarga | 49 | - | - | Modelo térmico |
| Carga Travada (Load Jam) | 50LJ | 2,5 p.u. | 2 | Tempo definido |
| Falta à terra | 50N | 10 A | - | Instantânea |
| Sobrecorrente Instantânea | 50 | 1531 A | - | Instantânea |
| Sobretensão | 59 | 1,10 | 2 | Tempo definido |
| Partidas Repetitivas | 66 | 2 partidas/h | - | - |
| Diferencial | 87 | 5% | - | Instantânea |

Vale ressaltar que durante as simulações foi necessário desabilitar a função diferencial 87 para a análise das funções de sobrecorrente quando da aplicação de curto-circuito dentro da zona de proteção do relé do motor do desfibrador.

3.7.2 Eventos simulados

Os eventos simulados podem ser divididos em dois grupos. O primeiro representa aqueles eventos externos à zona de proteção do relé do motor e o segundo, os eventos internos à zona de proteção ou no próprio motor.

Os eventos internos à zona de proteção são:

- Rotor travado na partida;
- Rotor travado em operação;
- Sobrecarga em operação;
- Subcorrente – Perda de Carga;
- Curto-circuito FT e 3F nos terminais do motor de 3500 c.v. com proteção diferencial desabilitada;
- Curto-circuito FT nos terminais do motor de 3500 c.v. com proteção diferencial habilitada;

- Desequilíbrio de corrente;
- Partidas repetitivas;

Os eventos externos são:

- Subtensão de regime permanente;
- Sobretensão de regime permanente;
- Curto-circuito FF e FT na barra principal de 13,8 kV e 69 kV da vizinhança;
- Reversão de fase;
- Desconexão da concessionária.

3.7.3 Simulações e resultados

Este item descreve a estratégia de simulação utilizada para cada evento externo e interno à zona de proteção do motor de 3.500 c.v., apresentando os resultados obtidos através de oscilografias e das telas de supervisão do módulo *RUNTIME* do software RSCAD.

A análise da proteção é realizada através da partida (*pick-up*), que indica o início da atuação da proteção e do sinal de *TRIP*. Devido à limitação de 60 ciclos para o tempo de aquisição da oscilografia no relé SEL-710, as análises foram feitas com base em duas oscilografias, sendo uma iniciada com o defeito e outra no momento da atuação da proteção.

O tempo de atuação da proteção foi obtido através da análise gráfica calculando-se o intervalo de tempo entre o *TRIP* e o início do distúrbio aplicado na oscilografia.

3.7.3.1 Defeitos internos à zona de proteção

Os defeitos internos à zona de proteção do relé foram aplicados na região compreendida entre o alimentador de MT e o motor de 3500 c.v. do desfibrador. Também fazem parte deste elenco os defeitos de origem mecânica aplicados através da variação da carga no eixo do motor.

3.7.3.1.1 Rotor bloqueado na partida

Ambos os testes de rotor bloqueado na partida, tanto para os ajustes atuais como para os novos ajustes, foram realizados configurando-se o modo de controle de velocidade no módulo Runtime do software RSCAD. Foi ajustado o valor de velocidade igual a zero e em seguida realizado o fechamento do DJ do motor.

A Figura 3.39 mostra as oscilografias da corrente e tensão quando da tentativa de partir o motor com o rotor bloqueado para os ajustes atuais.

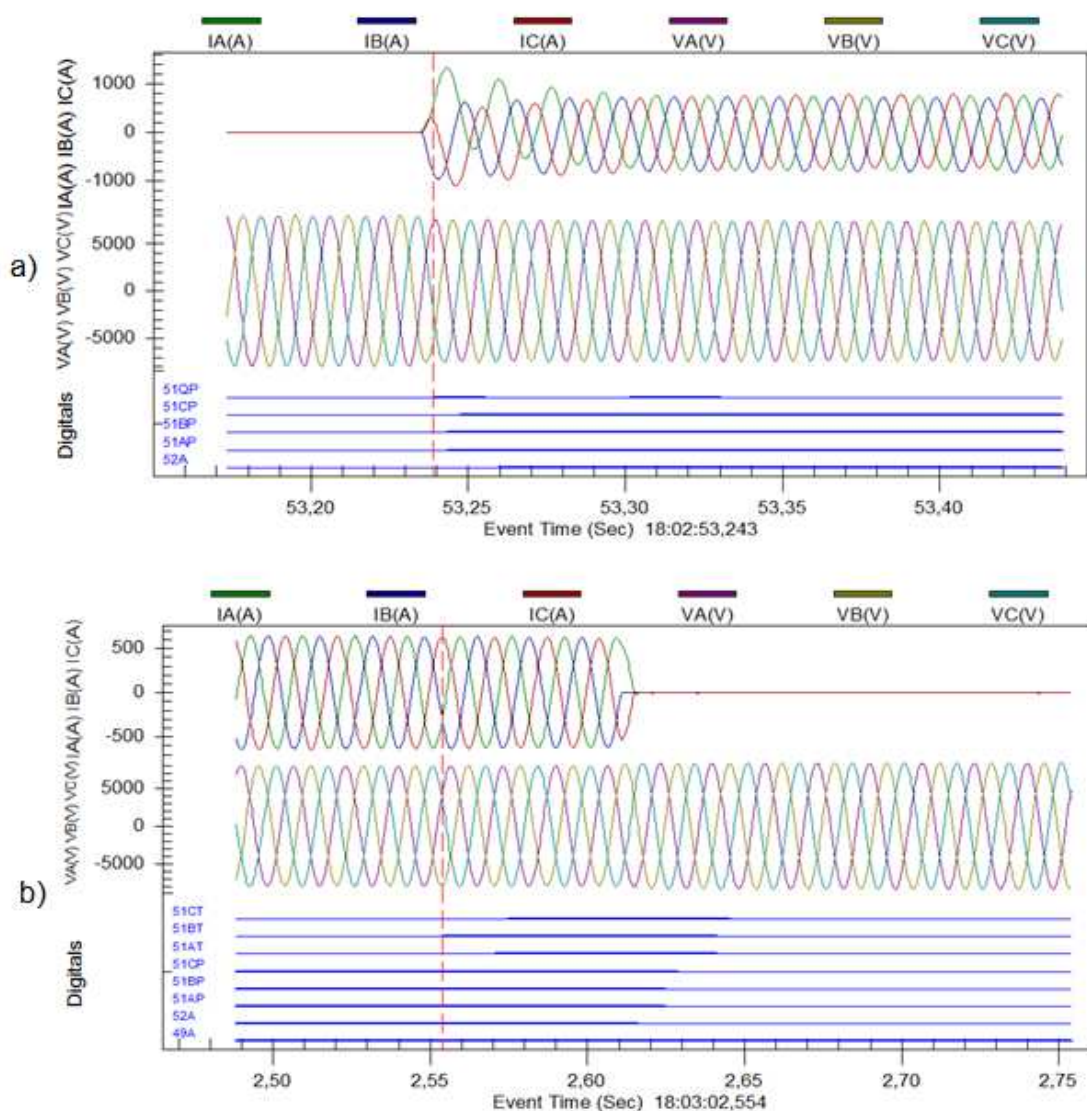


Figura 3.39 -Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de rotor bloqueado na partida. Ajustes atuais.

O teste de rotor bloqueado na partida quando, com os ajustes de proteção atuais, resultou na atuação da proteção de sobrecorrente temporizada (51), e o tempo da atuação foi de 9,3 s.

As oscilografias de corrente e tensão considerando os novos ajustes podem ser vistas na Figura 3.40.

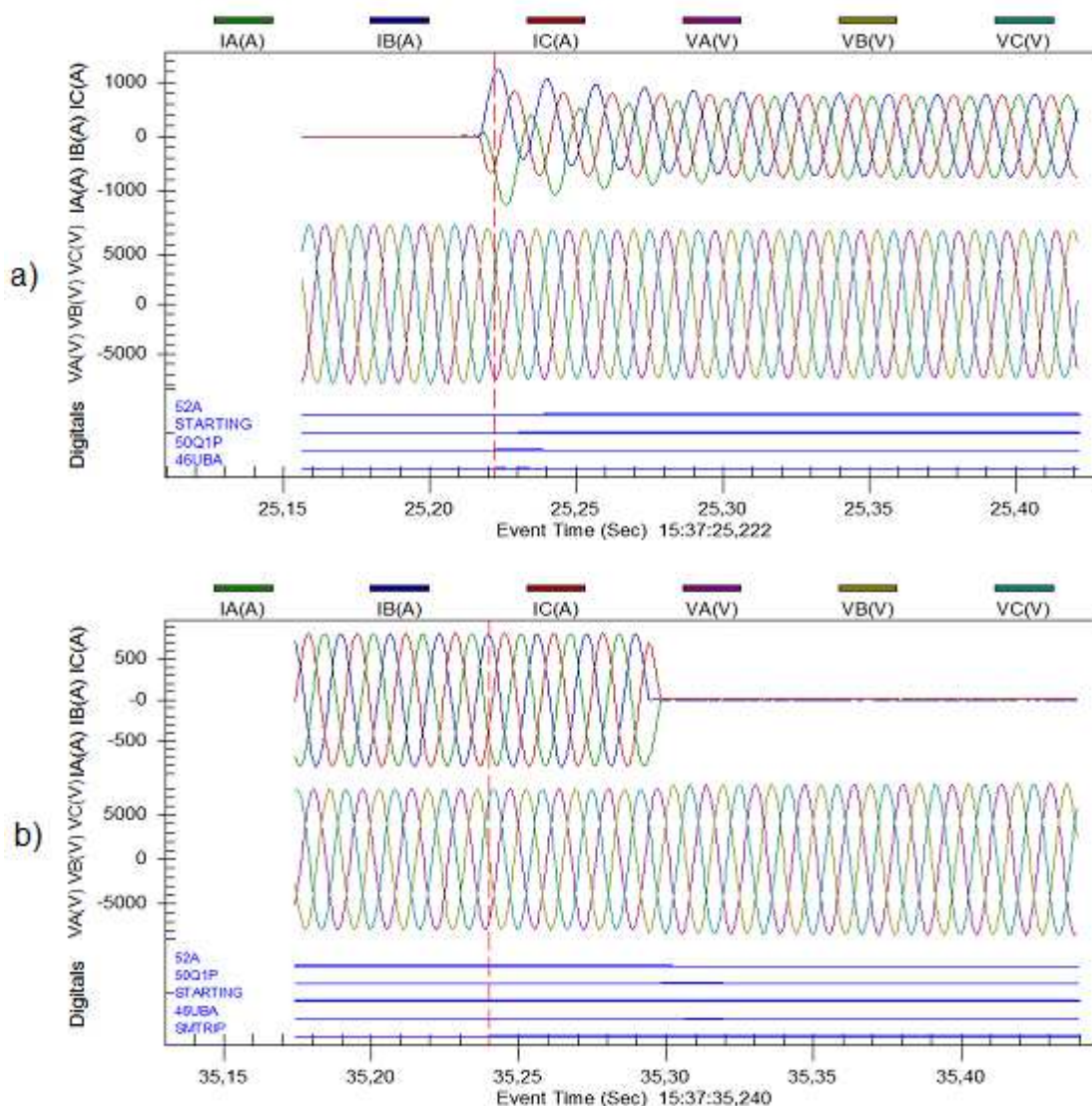


Figura 3.40 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) pick-up e b) trip durante o teste de rotor bloqueado na partida. Ajustes propostos

Observa-se que a proteção também atua de forma adequada para o segundo cenário, visto que o tempo de atuação da proteção contra rotor bloqueado (48) foi de 10,018 s como visto na variável SMTRIP da oscilografia.

É importante ressaltar que a função 51 atuou ligeiramente antes da proteção de rotor bloqueado (48), sem caracterizar contudo perda de seletividade.

3.7.3.1.2 Travamento do rotor em operação

Para a simulação do travamento do rotor com o motor em operação, foi necessário atuar no controle de carga no eixo, aumentando-se o valor da carga de -0.4 p.u. para -10 p.u. com o motor operando em modo de controle de torque. A Figura 3.41 mostra os resultados da oscilografia da corrente e tensão para os ajustes atuais.

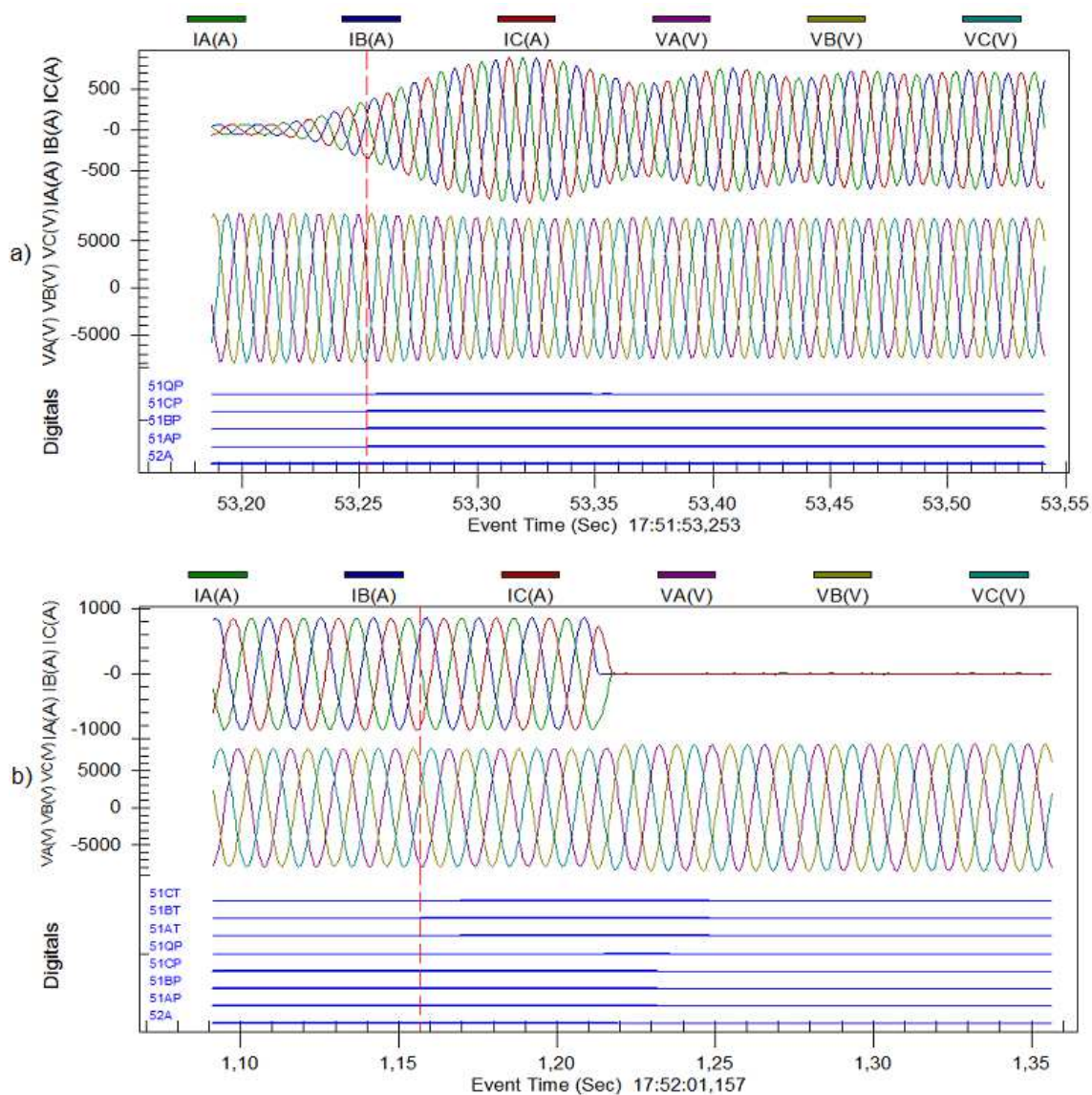


Figura 3.41 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de travamento de carga em funcionamento. Ajustes atuais.

A função de proteção responsável pelo travamento do rotor durante a operação é a função de sobrecorrente temporizada (51), sendo que a atuação foi satisfatória em 8,317 s e pode ser identificada através da variável 51BT na oscilografia.

Nos ajustes propostos do cenário 2, a proteção responsável pelo desligamento do motor durante um travamento da carga é a função *Load Jam*. A Figura 3.42 mostra o teste realizado com os ajustes atuais.

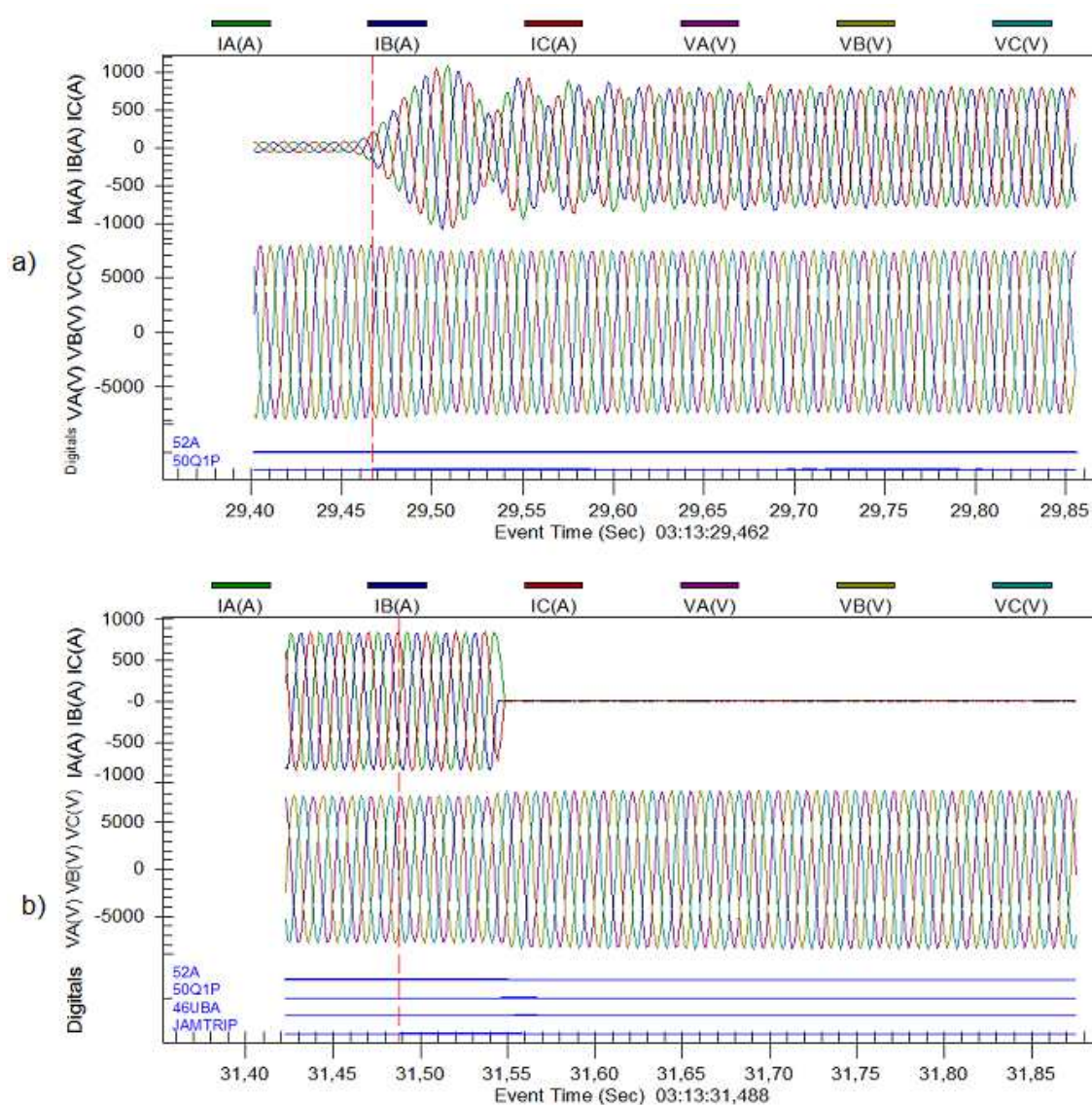


Figura 3.42 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de travamento de carga em funcionamento. Ajustes propostos.

O resultado obtido teve a atuação da proteção com o tempo de 1,98 s. Observa-se um ganho substancial no tempo gasto para desligar o motor quando se

utiliza a função 50 *LJ* nos ajustes propostos. Isto corresponde a um ganho efetivo quando se habilita a função 50 *LJ* quando comparado aos ajustes atuais implementados em campo.

3.7.3.1.3 Teste de proteção de sobrecarga

O teste de sobrecarga foi simulado alterando-se o valor do torque da carga no eixo do motor de -0.4 p.u. para -1.5 p.u., através dos controles do motor. Os ajustes utilizados foram do cenário 1 e as oscilografias das correntes e tensões resultantes podem ser vistas na Figura 3.44.

A desconexão do motor ocorreu devido à atuação da do elemento de proteção 49 em 14 minutos e 19 segundos a partir da aplicação do defeito.

É importante ressaltar que o cálculo do tempo de atuação é realizado a partir do modelo térmico que leva em consideração as constantes de aquecimento e resfriamento do motor no relé SEL.

Na Figura 3.43, pode ser vista a tela de monitoramento do relé SEL 710 que foi retirada a partir do software *AcSelerator Quickset*, onde mostra o tempo de 721 s da variável *Thermal Trip In*, e que representa o tempo restante até que o motor seja parado pelo sistema de proteção. A sinalização do alarme da função de proteção contra sobrecarga (49A) como visto na Figura 3.43 ocorreu após 11 minutos do início da sobrecarga e o seu ajuste está em 90% da capacidade térmica do estator.

| Device Overview | | Thermal Metering Values | |
|------------------|--------------------|-------------------------|------|
| Metering | | SEL-710 | |
| Device Current | | AJUSTES CAMPO | |
| IA = 229.42 A | Device Voltage | Motor Load (xFLA1) | 1.8 |
| IB = 229.92 A | VA = 7962.92 V | Stator TCU (%) | 22.0 |
| IC = 229.56 A | VB = 7963.35 V | Rotor TCU (%) | 27.4 |
| IN = 0.00 A | VC = 7959.36 V | Thermal Trip In (sec) | 721 |
| IG = 1.77 A | VG = 9.76 V | Time to Reset (min) | 0 |
| MLOAD= 1.80 xFLA | P = 4826469.00 W | | |
| UBI = 0.60 % | Q = 2605550.00 VAR | | |
| UBV = 0.03 % | S = 5484861.00 VA | | |
| | PF = 0.88 | | |

Figura 3.43 - Tela de monitoramento durante o teste de sobrecarga. Ajustes atuais

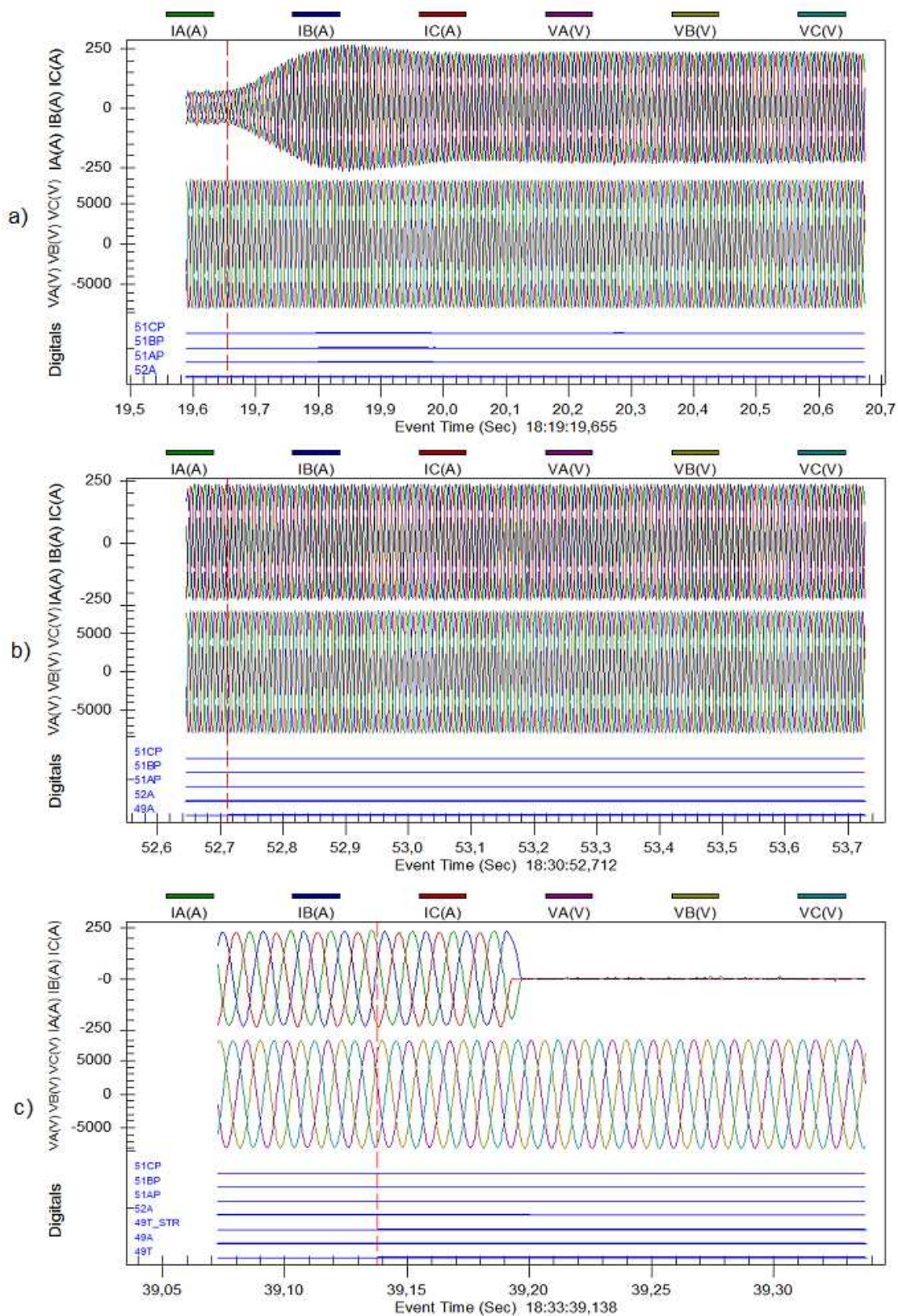


Figura 3.44 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) no alarme e c) no *trip* d teste de sobrecarga mecânica. Ajustes atuais.

Os resultados obtidos foram satisfatórios e a atuação da proteção 49 ocorreu sem descoordenação entre o elemento de proteção 51 e as demais funções habilitadas no relé. Contudo, conforme recomendação do fabricante SEL (SEL, 2012), o alarme da proteção de sobrecarga deverá ser alterado para quando o motor atingir 75% da capacidade térmica.

3.7.3.1.4 Subcorrente – Perda de Carga

A função de perda de carga, ou 37LL - *load loss*, foi simulada reduzindo-se o torque mecânico para um valor de corrente pouco acima da corrente de motor a vazio e igual a 0,5 p.u. Este novo ajuste foi proposto tendo em vista que esta função de proteção não estava habilitada para o cenário 1. A Figura 3.45 mostra as oscilografias das correntes e tensões.

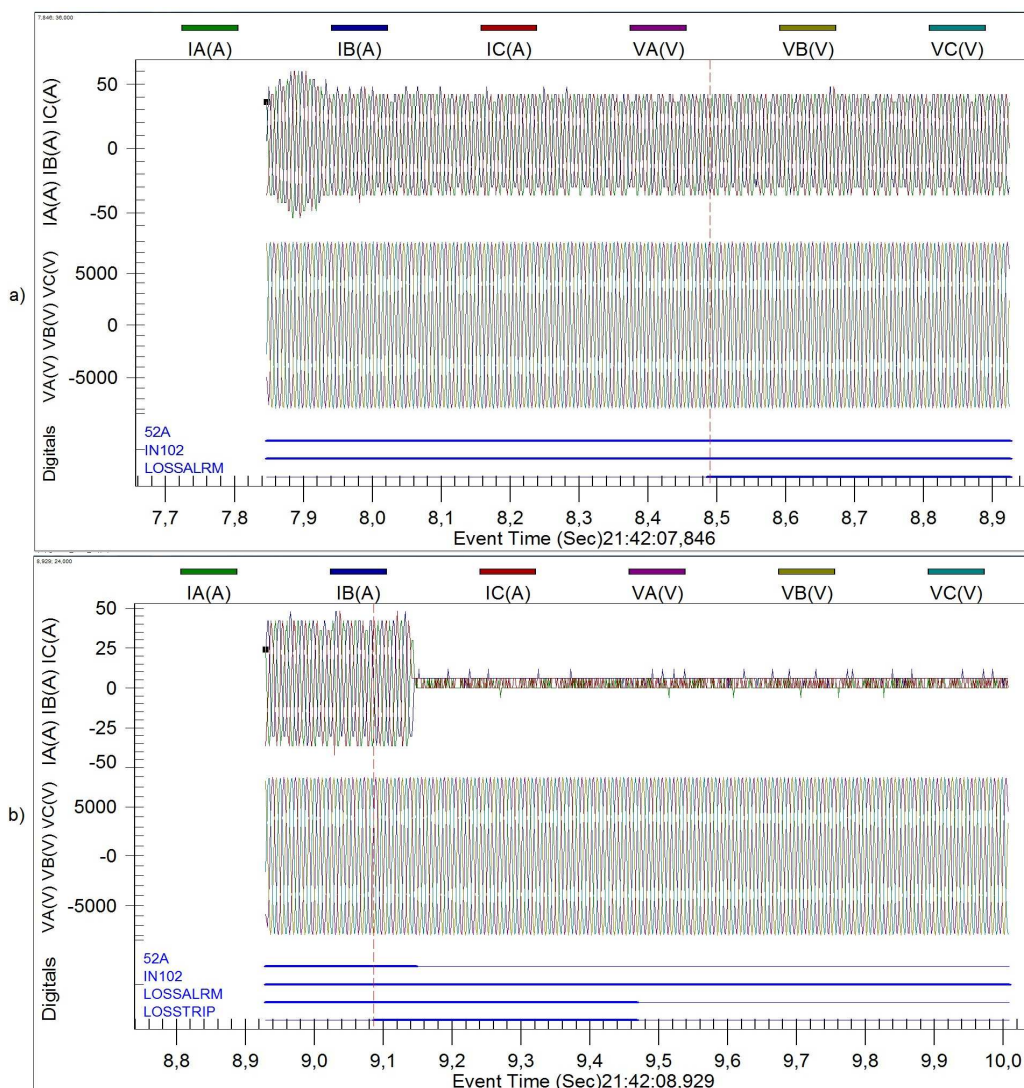


Figura 3.45 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de subcorrente. Ajustes propostos.

A proteção atuou satisfatoriamente em 1,362 s conforme pode ser visto na variável LOSSTRIP mostrada na oscilografia.

Contudo, vale ressaltar que o uso da função de proteção 37LL é desnecessária para sistemas de acionamento de cargas como o desfibrador, pois, a redução brusca da carga mecânica (cana-de-açúcar) não acarretará em nenhum dano ao equipamento.

3.7.3.1.5 Curto-circuito trifásico

O defeito foi aplicado nos terminais do motor utilizando o bloco de simulação de curto-circuito e selecionado através do controle de seleção de eventos. O ângulo da tensão para início da falta foi de 45° com impedância da falta igual a zero.

Como a proteção diferencial 87 é a principal função de proteção contra defeitos internos à zona de proteção, esta foi desativada.

A Figura 3.46 mostra os resultados das oscilografias de corrente e tensão para a simulação do curto-circuito trifásico nos terminais do motor.

A proteção 50P atuou satisfatoriamente em 3 ms para os ajustes do cenário 2 e em 57 ms para o cenário 1, representando um ganho de 47 ms. Observa-se um ganho no tempo da atuação da proteção, pois nos ajustes propostos o tempo definido foi reduzido de 50 ms para zero.

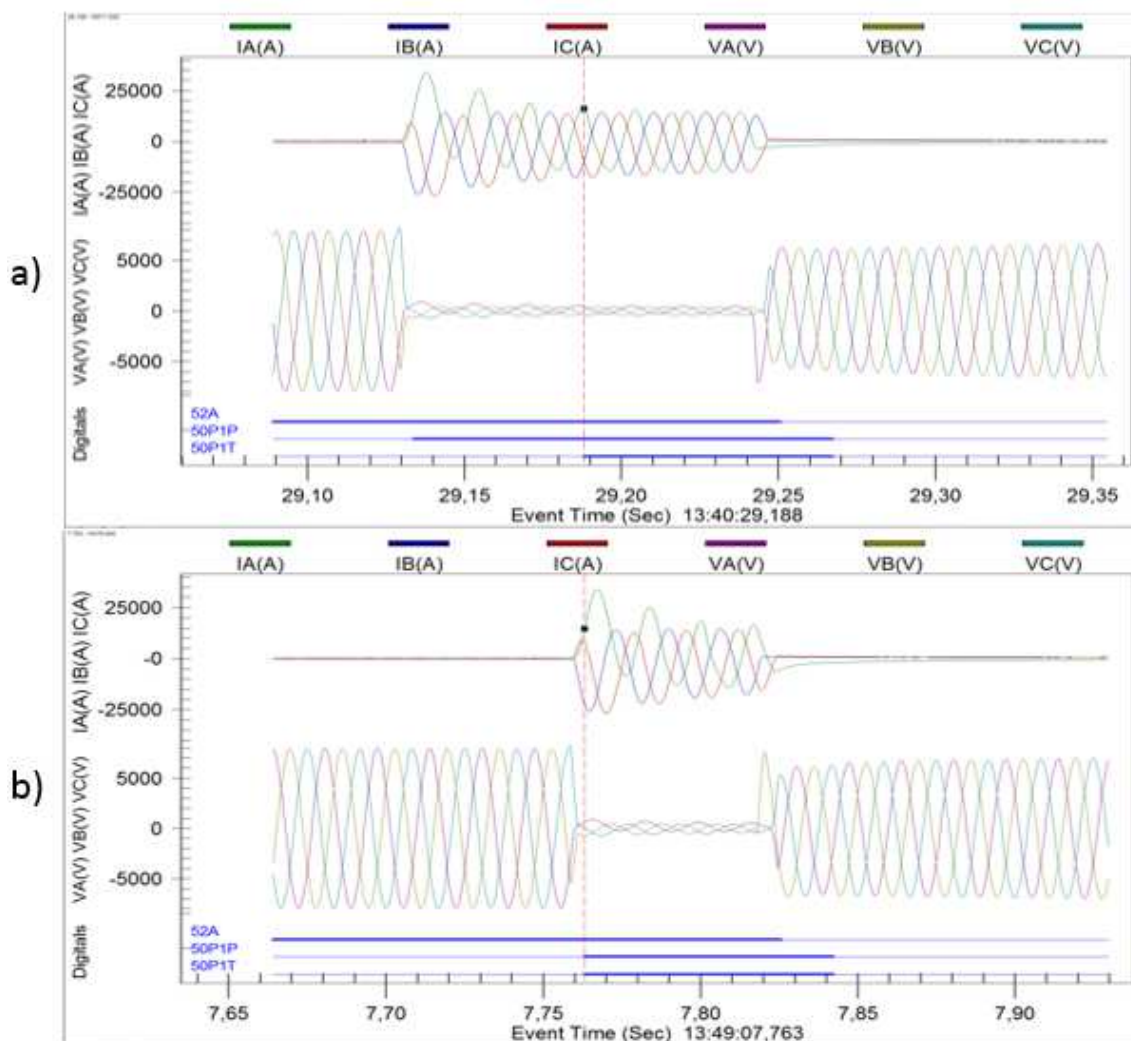


Figura 3.46 - Oscilografias da atuação da proteção 50P. a) Ajuste de operação. b) Ajustes propostos.

3.7.3.1.6 Curto-circuito entre fase e terra

O teste de proteção foi realizado utilizando o bloco de curto-circuito e aplicando-se uma falta fase C terra nos terminais do motor, com o ângulo de fase igual a 45 graus. As oscilografias podem ser vistas na Figura 3.47.

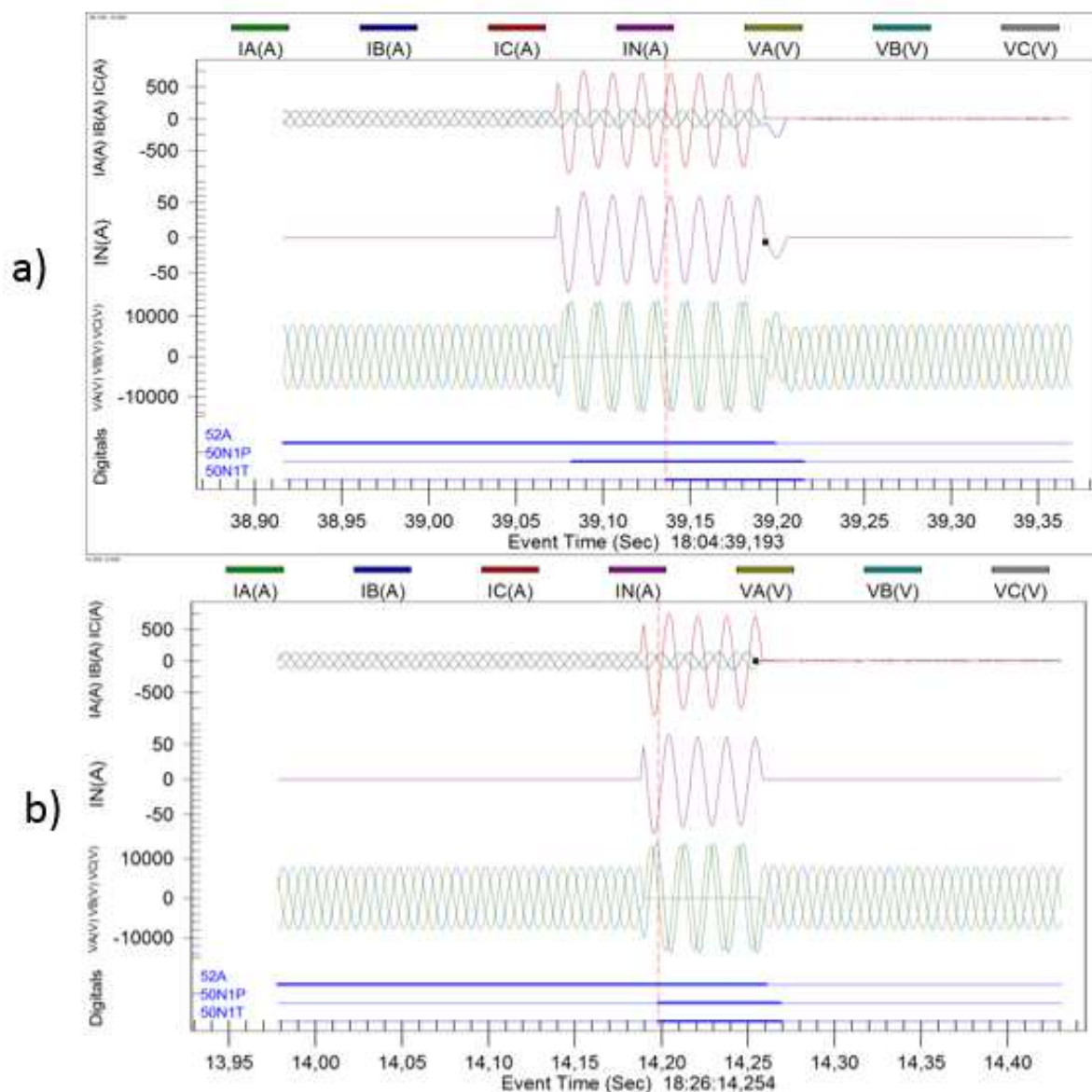


Figura 3.47 - Oscilografias da atuação da proteção 50N. a) Ajuste atuais. b) Ajustes propostos.

A proteção 50N atuou satisfatoriamente e houve ganho de tempo de atuação de 54 ms, muito embora se trata de um defeito fase e terra de pequena intensidade devido a existência de um resistor de aterramento.

3.7.3.1.7 Curto-circuito

Este teste de curto-circuito dentro da zona de proteção foi realizado para avaliar a proteção diferencial. A falta foi realizada da fase C para a terra com duração de 150 ms e no instante que o ângulo da tensão passa por zero. As oscilografias das tensões e correntes das fases e diferenciais podem ser vistas na Figura 3.48.

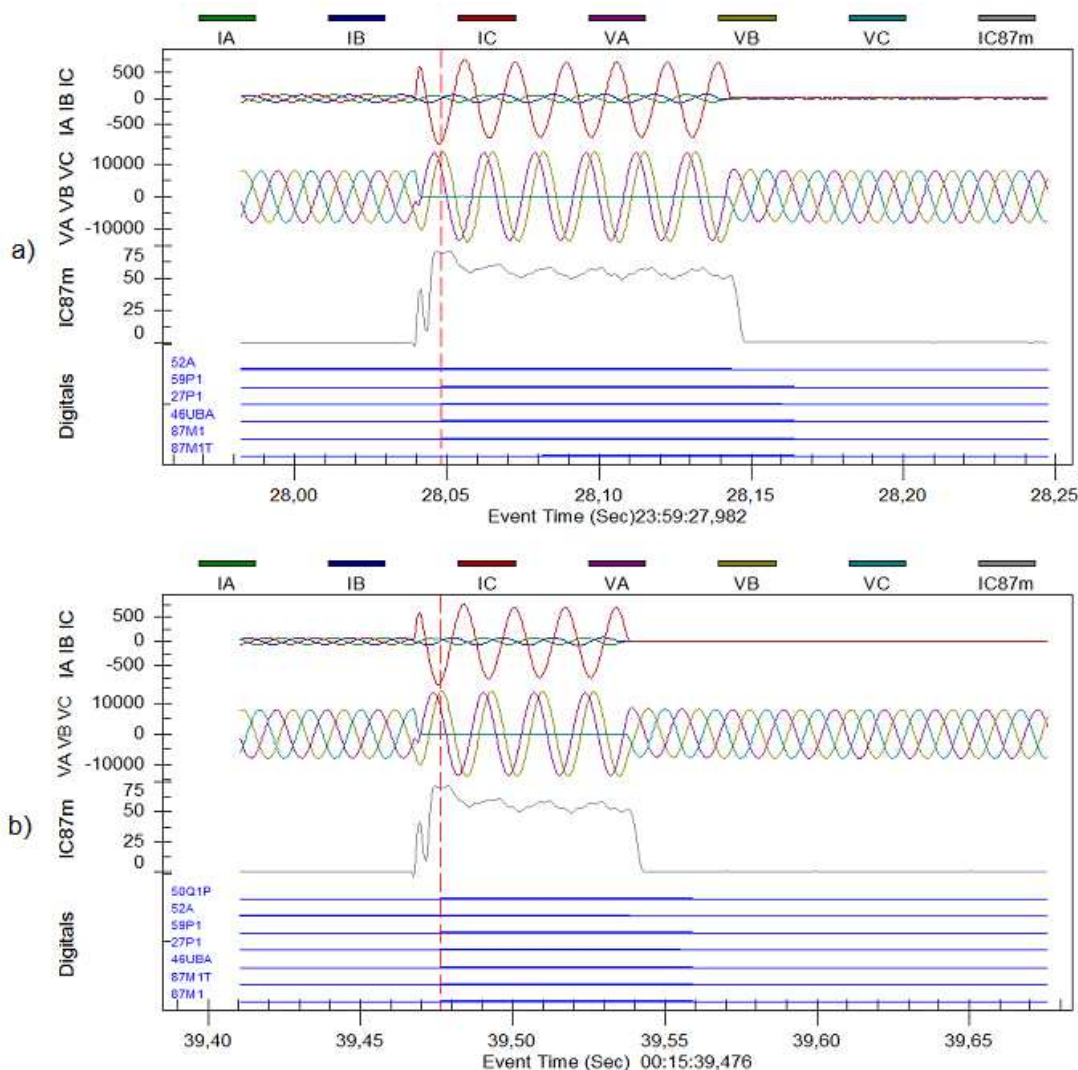


Figura 3.48 - Oscilografias da atuação da proteção 87. a) Ajuste atuais. b) Ajustes propostos.

Pode-se observar na figura a variável IC87m na oscilografia que representa a corrente diferencial da fase C em ampères. Observa-se que em ambos os casos a proteção diferencial atuou corretamente.

3.7.3.1.8 Desequilíbrio de corrente

O teste de proteção de desequilíbrio de corrente foi realizado abrindo-se o polo da fase C do disjuntor do motor de 3500 c.v. através do *RUNTIME*. Para o cenário 1, as oscilografias das correntes e tensões no início da atuação e no *trip* podem ser vistas na Figura 3.49.

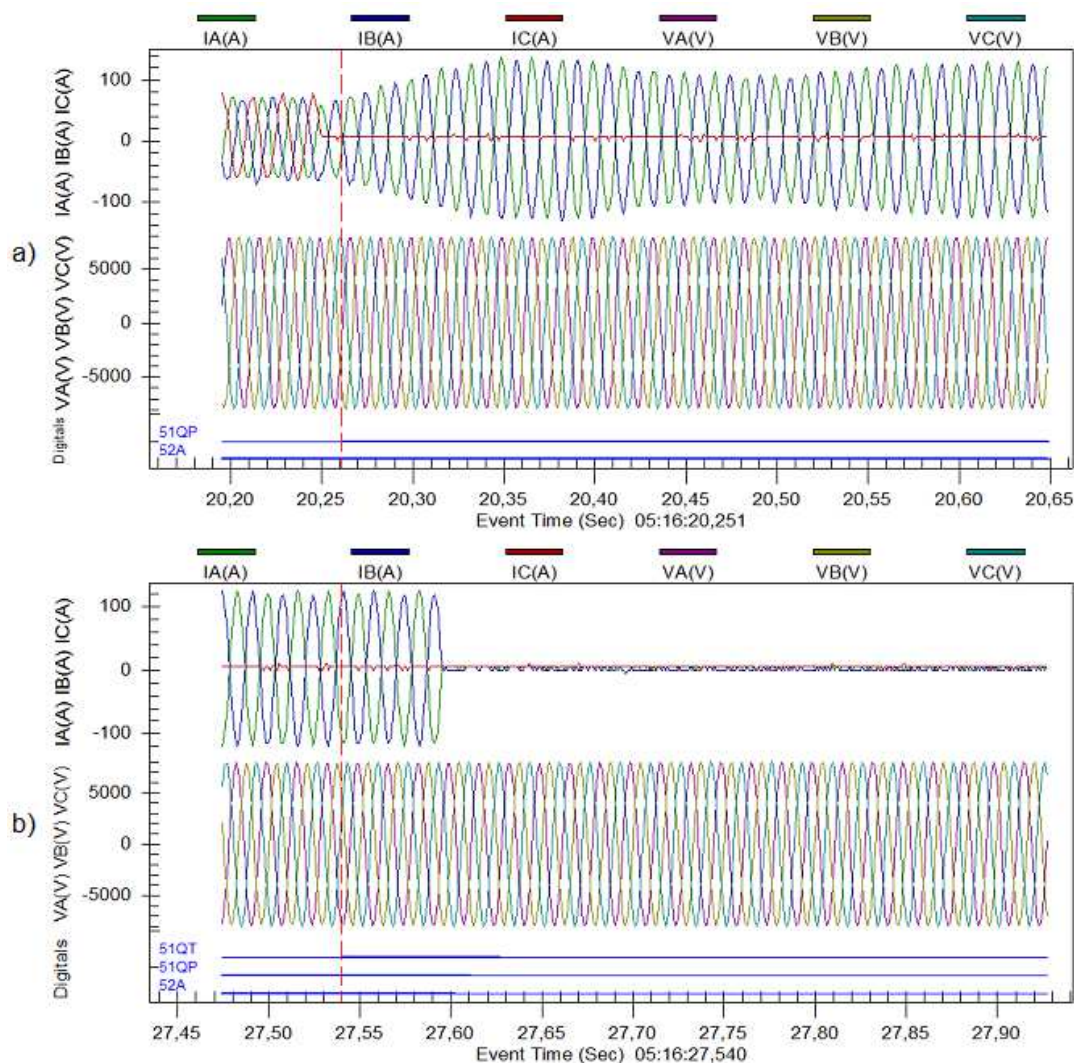


Figura 3.49 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de subcorrente. Ajustes atuais

A atuação da função de proteção 51Q ocorreu em 7,28 s como pode ser visto pela variável 51QT na oscilografia.

As oscilografias das correntes e tensões e dos instantes de *pick-up* e *trip* para os ajustes do cenário 2 podem ser vistas na Figura 3.50.

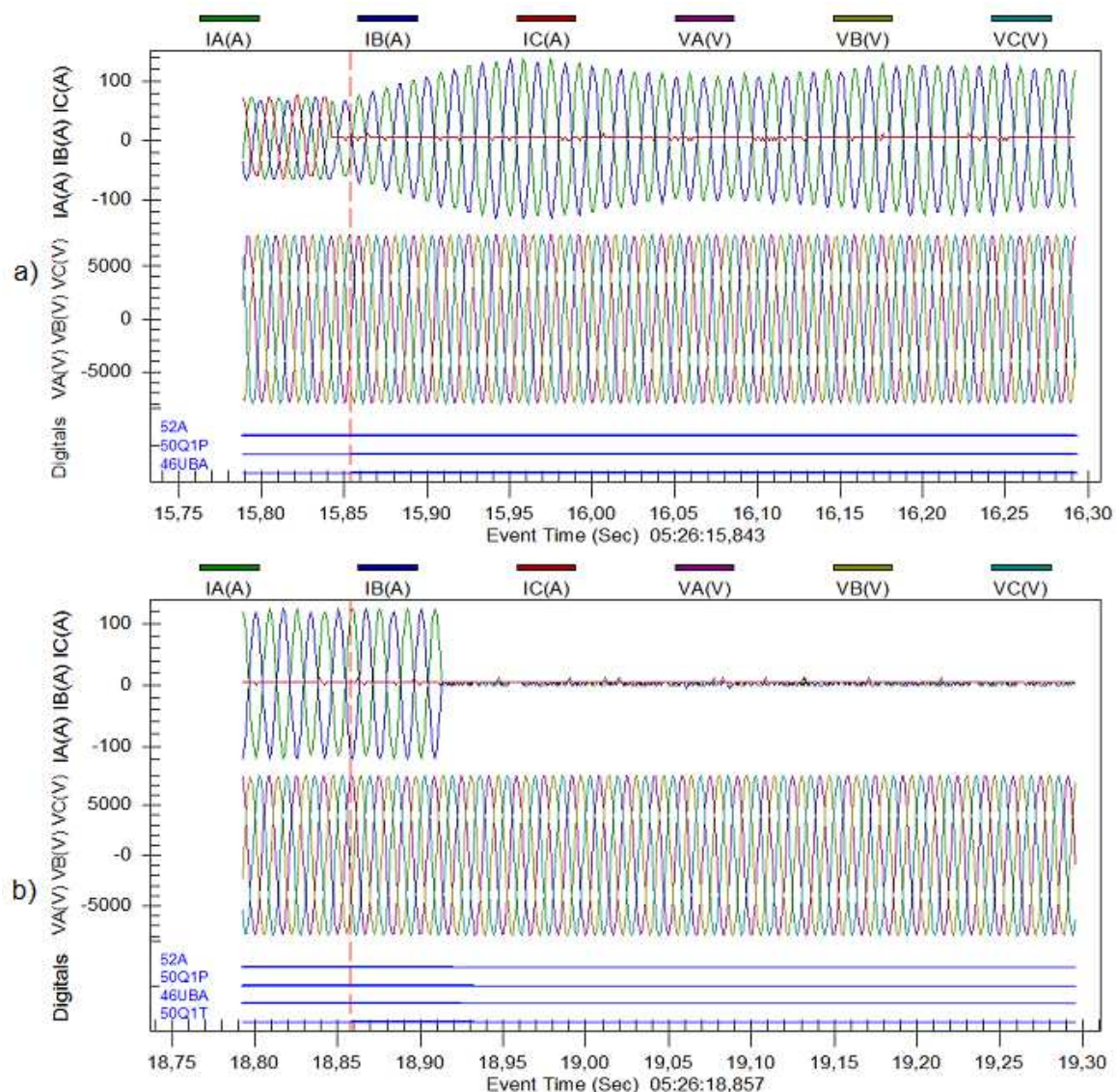


Figura 3.50 - Oscilografias da atuação da proteção 50Q durante o teste de desequilíbrio de correntes a) *Pick-up*. b) *Trip*

Observa-se que houve a partida da função 50Q através da variável 50Q1P e a partida da função 46 através do alarme 46UBA. A atuação da proteção 50Q ocorreu satisfatoriamente em 3,04 s enquanto que a função 46 não atuou devido à sua temporização ajustada que é de 5 s.

3.7.3.1.9 Partidas repetitivas

A função de proteção 66 é responsável pelo bloqueio da permissão de partida do motor quando o número de partidas ultrapassa o limite de 2 partidas por hora à quente. A atuação foi satisfatória para ambos os cenários, ou seja, tanto para os ajustes atuais quanto para os ajustes propostos.

3.7.3.1.10 Defeitos externos à zona de proteção

Os defeitos externos à zona de proteção do relé SEL 710 foram aplicados na barra principal de 13,8 kV e no ponto de conexão com o sistema equivalente da SE Goianinha 69 kV.

3.7.3.1.11 Subtensão

Este evento foi realizado reduzindo-se a tensão da barra principal de 13,8 kV através do ajuste de TAP do transformador principal da UTE. Foi criado um TAP fictício com valor 0,7 p.u. Os AVRs dos turbogeradores foram desabilitados para não influenciar nos resultados. As oscilografias da Figura 3.51 mostram as correntes e tensões no relé.

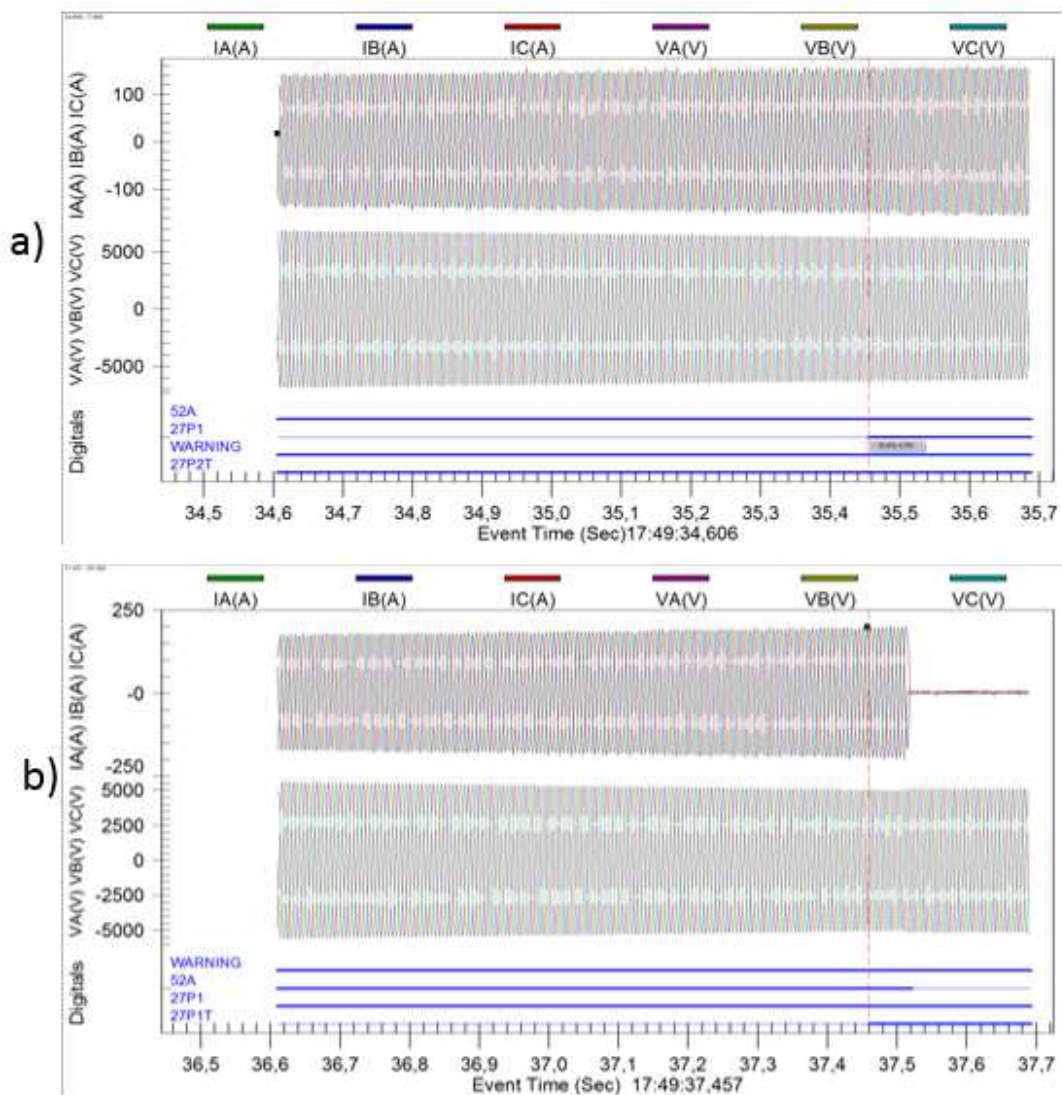


Figura 3.51 - Oscilografia no relé SEL-710 no a) *pick-up* e b) *trip* durante o teste de subtensão. Ajustes propostos.

Os resultados foram satisfatórios e a atuação ocorreu corretamente em 4,789 s para os ajustes atuais. O tempo de atuação foi de 2 s para os novos ajustes como indicado através da variável 27P1T, que representa o primeiro estágio da função de proteção de subtensão.

3.7.3.1.12 Sobretensão

O teste de proteção de sobretensão foi simulado elevando-se o tap do transformador principal e desabilitando os controles de reativo dos turbogeradores. Foram propostos o ajuste de *pick-up* de 1,10 p.u. e tempo definido de 2 s. A oscilografia das correntes e tensões pode ser vista na Figura 3.52.

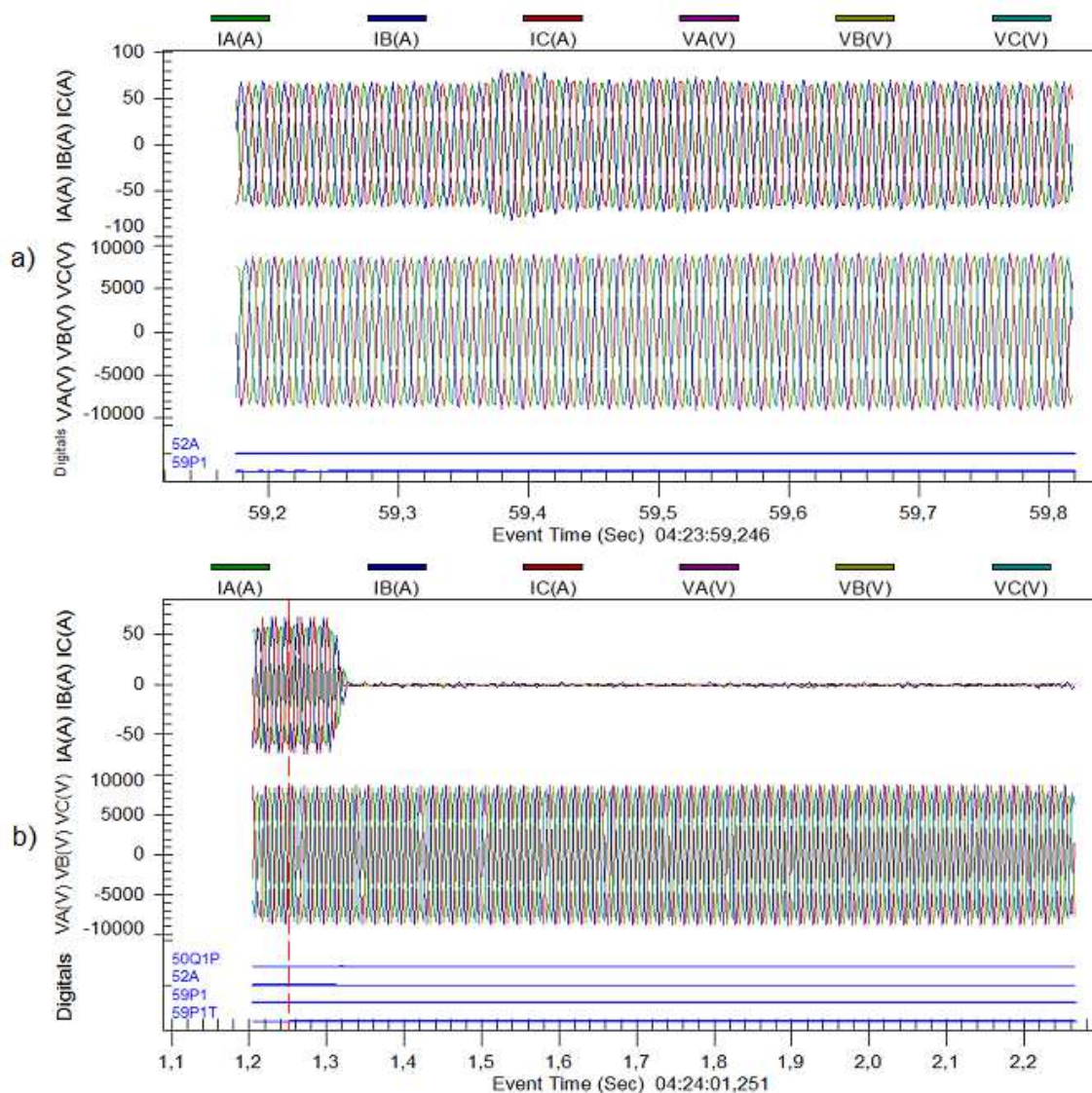


Figura 3.52 - Oscilografia no relé SEL-710 no *trip* durante o teste de subtensão. a) *pick-up* e b) *trip*. Ajustes propostos.

A proteção atuou satisfatoriamente em 2,05 s conforme indicado pela variável 59P1T mostrada na oscilografia.

3.7.3.1.13 Curto-circuito nas barras vizinhas

Durante os testes de curto-circuito trifásico e monofásicos nas barras vizinhas, não houve sensibilização da proteção do relé em nenhum dos cenários simulados.

Foram simuladas duas faltas trifásicas, uma na barra principal de 13,8 kV da UTE e outra na SE Goianinha 69 kV. As reações das tensões e correntes do motor podem, respectivamente, serem vista na Figura 3.53 e na Figura 3.54

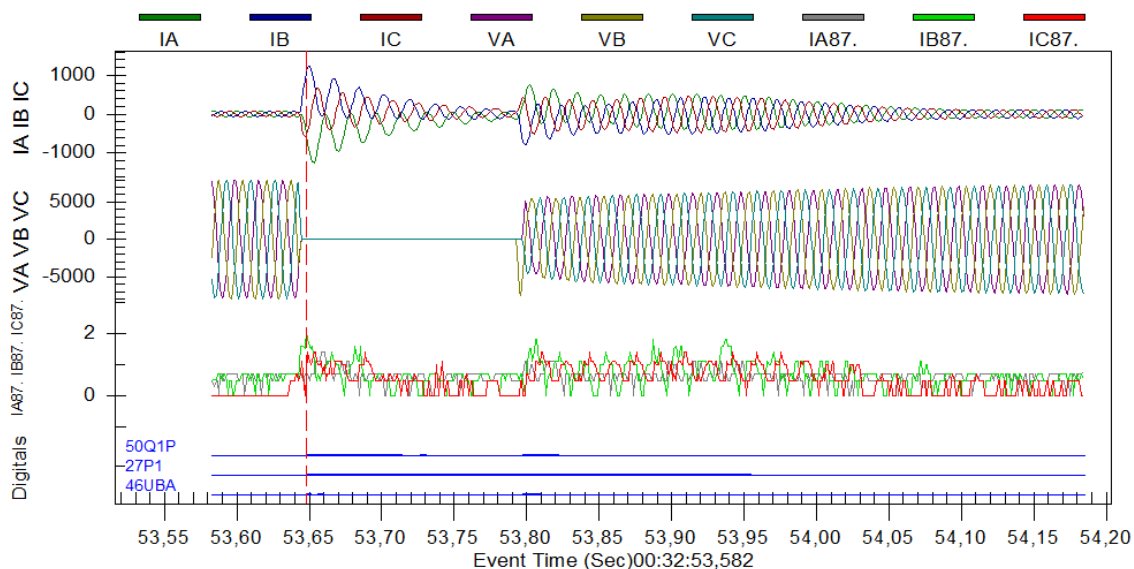


Figura 3.53 - Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta trifásica na barra 13, 8 kV.

Observa-se na oscilografia a contribuição aproximadamente de 1,2 kA de pico do motor para a corrente de falta na barra de 13,8 kV e ao final do evento, nota-se o transitório de reenergização do motor. Também é mostrada na oscilografia, a corrente diferencial das fases cujos módulos não ultrapassam o valor de 2 A.

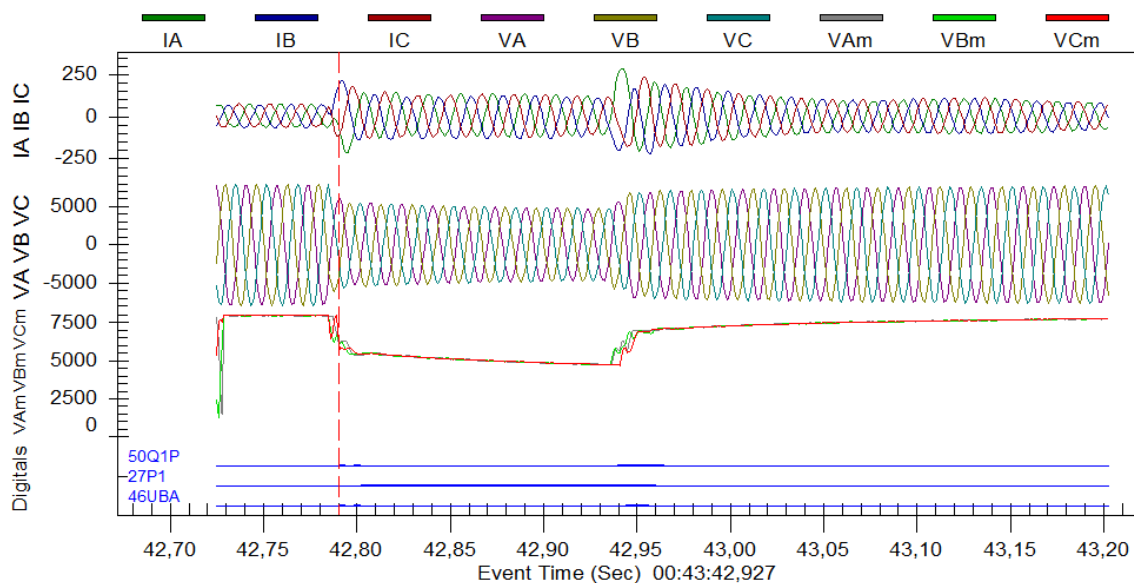


Figura 3.54 – Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta trifásica na barra de 69 kV da SE Goianinha.

Observa-se também que não houve atuação das proteções durante o curto-circuito na SE Goianinha. Contudo, o valor da tensão de fase do motor chegou a 4,479 kV (0,56 p.u.), onde neste momento observa-se o *pick-up* da função 27.

Também foi simulado curto-circuito monofásico franco com duração de 150 ms na barra principal de 13,8 kV. A oscilografia das correntes e tensões pode ser vista na Figura 3.55.

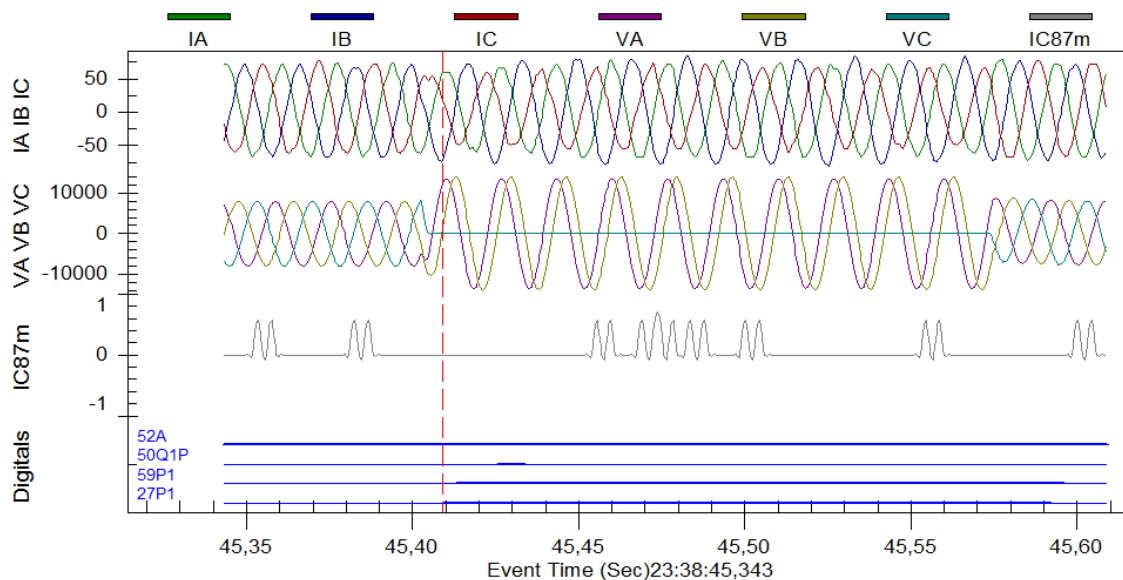


Figura 3.55 - Oscilografia do relé SEL 710 durante uma falta monofásica na barra 13,8 kV da UTE

A oscilografia das tensões do curto-circuito monofásico indica a característica do sistema de aterramento da UTE por impedância de baixo valor, dado a elevação das fases sãs em aproximadamente 1,6.

Observa-se que não houve atuação da proteção, como esperado uma vez que o defeito foi simulado fora da zona de proteção do relé.

3.7.3.1.14 Desconexão com a concessionária.

Foi simulado a abertura intempestiva do DJ de acoplamento da barra principal 13,8 kV com a concessionária. As oscilografias das correntes e tensões no estator do motor podem ser vistas na Figura 3.56.

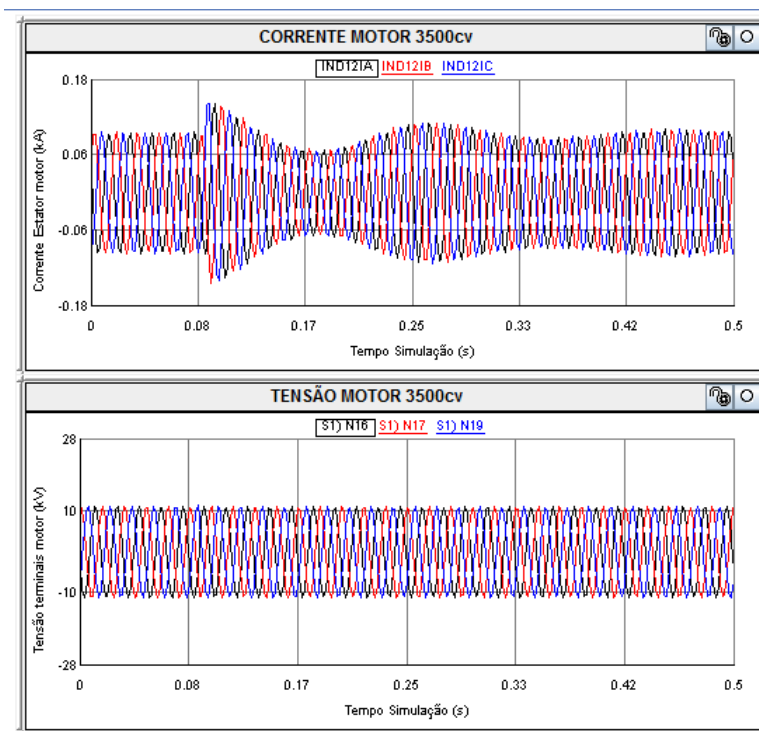


Figura 3.56 - Correntes e tensões do motor durante a abertura do DJ da concessionária.

Durante este evento, não houve atuação das proteções do relé do motor. Conforme esperado. Contudo é possível notar as variações ocorridas na potência ativa e reativa, torque e velocidade do motor como mostrado na Figura 3.57.

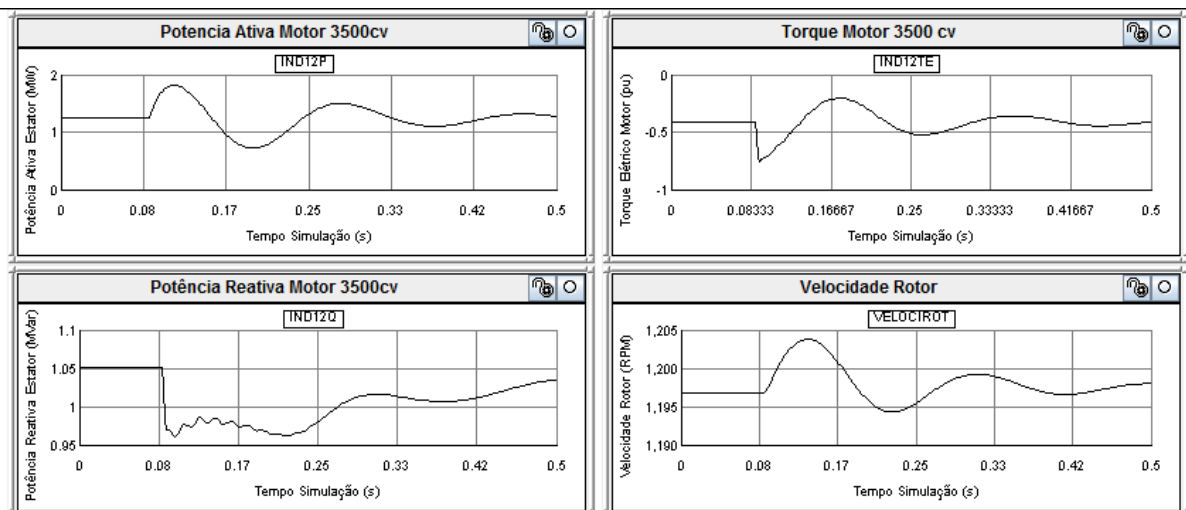


Figura 3.57 – Potências, torque e velocidade do motor 3500 c.v. no RSCAD durante a abertura do DJ da concessionária.

3.7.4 Síntese dos Resultados

Os resultados dos testes estão sintetizados na Tabela 3-15, onde estão destacados em vermelho as funções de proteção cujos ajustes foram otimizados.

Tabela 3-15 - Defeitos e resultados para as proteções atuais e novos ajustes.

| DEFEITO | PROT. RESP. | ATUAÇÃO | | | |
|--|-------------|----------------|-----------|---------------|-----------|
| | | Ajustes Atuais | | Novos Ajustes | |
| | | PROT | TEMPO (s) | PROT | TEMPO (s) |
| Cc trifásico | 50P | 50P | 0,057 | 50P | 0,003 |
| Cc fase-terra | 50N | 50N1 | 0,064 | 50N1 | 0,01 |
| Sobrecarga | 49 | - | - | 49 | 840 |
| Rotor bloqueado | 48 | 51 | 9,3 | 48 | 10,018 s |
| Partidas repetitivas | 66 | 66 | Ok | 66 | Ok |
| Reversão de fase | 47 | 47 | 0,521 | 47 | 0,510 |
| Subtensão | 27 | 27 | 4,789 | 27 | 2,01 |
| Desequilíbrio Corrente / Seq. Negativa | 51Q/50Q/46 | 51Q | 7,28 | 50Q | 3,04 |
| Carga Travada | 50LJ | 51 | 8,317 | 50LJ | 1,98 |
| Perda de Carga | LOSSTRIP | - | - | LOSSTRIP | 1,362 |
| Sobretensão | 59 | - | - | 59 | 2,05 |
| Diferencial | 87MT | 87M | 0,041 | 87M | 0,008 |

Observa-se que de modo geral houve um ganho significativo no tempo de atuação da proteção, sobretudo das funções: subtensão (27), desequilíbrio de corrente (51Q e 46) e carga travada (50 LJ).

Apesar do relé SEL 710 contemplar outras funções de proteção como sub e sobrefrequência (81), optou-se por não implementá-las pois normalmente estas funções estão associadas tanto às proteções dos turbogeradores, quanto na interface do sistema industrial com a concessionária.

3.7.5 Considerações Finais

Este capítulo apresentou os resultados obtidos na simulação digital em tempo real de um estudo de caso considerando uma planta industrial com cogeração, dando ênfase ao motor de 3500 c.v.

O teste hardware-in-the-loop foi realizado considerando tanto os ajustes originais do sistema de proteção do motor, obtidos em campo, como os novos ajustes propostos.

O ganho mais significativo foi observado nas funções de proteção 27, 51Q, 46 e 50 LJ, com destaque para este último.

4 CONCLUSÕES

4.1 CONCLUSÕES E CONTRIBUIÇÕES

Foram apresentados nesta dissertação os principais tipos de falhas que afetam os motores, tanto as de origem interna, incluindo às de origem mecânica, como as de origem externas, geralmente originárias no sistema de suprimento próprio ou da concessionária.

Foram descritas as principais funções de proteção aplicáveis a motores de indução de média tensão, tomando como base a norma IEEE C37.96. Destaque especial foi dado às funções normalmente disponibilizadas nos atuais relés multifunções e microprocessados encontrados no mercado.

Através de um caso teste, que corresponde a um sistema industrial de produção de açúcar e álcool, com carga instalada de 12 MW e potência instalada de 40 MW, foi constatado a potencialidade do Simulador Digital em Tempo Real (RTDS).

Através da simulação *hardware-in-the-loop*, foi possível avaliar o desempenho do sistema de proteção de um motor de 3500 c.v., 13,8 kV, tipo indução com rotor em gaiola de esquilo.

Mediante a simulação de diversos eventos dentro e fora da zona de proteção, foi possível verificar o desempenho do relé de proteção multifunções, considerando dois conjuntos de ajustes no relé SEL 710: o primeiro corresponde aos ajustes atuais implantados em campo e o segundo, corresponde aos ajustes propostos neste trabalho.

Os resultados obtidos mostram que os ajustes propostos representam um ganho significativo nos tempos de atuação da proteção, sobretudo das funções subtensão (27), desequilíbrio de corrente (51Q e 46) e carga travada (50 LJ). Também foi observado o ganho obtido com a habilitação da função (50 LJ). A função de *Load Jam* mostrou-se muito eficiente para eliminação de defeitos de rotor travado durante a operação.

A implementação das reduções na temporização das funções de proteção 50P, 50N e 87M precisa ser avaliada com critério, dado o risco de ocorrência de atuações indevidas.

Também foi possível constatar que eventuais situações não previstas em projeto podem ser simuladas e avaliadas à exaustão no RTDS, possibilitando identificar possíveis falhas na proteção, evitando desta forma, desligamentos indevidos no sistema elétrico.

As melhorias obtidas com os ajustes propostos, apesar de terem sido simuladas no relé SEL 710, podem ser implementadas no relé REM 543 instalado na UTE e com isto melhorar o sistema de proteção do motor de 3500 c.v. do desfibrador.

4.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o objetivo de dar continuidade a este trabalho, utilizando o RTDS para simulação de sistemas elétricos industriais, apresentam-se algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Efetuar a simulação “hardware-in-the-loop” da proteção do motor em conjunto com as proteções dos turbogeradores e proteções de interconexão com a concessionária.
- Otimizar os ajustes da proteção dos geradores e motor levando em conta a estabilidade dos geradores e motores do complexo industrial diante de diversos eventos na rede;
- Simular esquemas de seletividade lógica utilizando o RTDS.

REFERÊNCIAS CITADAS

- (Blackburn, 2006) Blackburn, J. L., **Protective Relaying: Principles and Applications**, New York, Marcel Decker, Inc, Third Edition, 2006.
- (Bulgarelli, 2006) Bulgarelli, Roberval. **Proteção térmica de motores de indução trifásicos industriais**. 2006. Dissertação (Mestrado em Sistemas de Potência) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- (Chapman, 1991) Chapman, Stephen J. **Electric machinery fundamentals**. 2 ed. New York: MacGraw Hill, Inc., 1991. 716p.
- (Caltarosso, 2008) Caltarosso, F. **Análise de tensões em equipamentos da moagem da canade-açúcar usando o método dos elementos finitos**. Tese (Mestrado em engenharia mecânica) - São Carlos, 2008.
- (ELETROBRAS, 2014) ELETROBRAS; PROCEL. **Relatório de resultados do Procel 2014 - ano base 2013**. Rio de Janeiro, 2014.
- (IEEE, 1996) IEEE Std 620. 1996, **Guide for presentation of Thermal Limits Curves for Squirrel Cage induction Machines**.
- (IEEE, 2012) IEEE Std C37.96. 2012, **Guide for AC Motors Protection**
- (IEC, 2004) IEC 60085. 2004, **Electrical Isulation - Thermal Classification**
- (IEC, 2004) IEC 60034-11. 2004, **Rotating electrical Machines – Thermal Protection**
- (Jang, 2009) Jang G; Park G.; Park J, **Real-Time Data Acquisition and Analysis System for Multi-Purpose Regional Energy Systems**, Power and Energy Engineering Conference, 2009. APPEEC 2009. Asia-Pacific , vol., no., pp.1,4, 27-31 March 2009
- (Kundur, 1994) Kundur, Praba. **Power System Stability And Control**. Palo Alto: Mcgraw-hill, 1994. 1176 p.
- (Martins Neto, 1996) Martins Neto, L. 1996, **Apostila de Fundamentos Eletromagnéticos Associados Funcionamento de Máquinas Elétricas**.
- (MacLaren, 1992) McLaren, P.G.; Kuffel, R.; Wierckx, R.; Giesbrecht, J.; Arendt, L., **A real time digital simulator for testing relays**, Power Delivery, IEEE Transactions on , vol.7, no.1, pp.207,213, Jan 1992
- (Morais, 2012) Morais, M. F.; Carvalho Filho J. M.; Silveira, P. M. **Avaliação da Proteção 67 e 21 de Interconexão entre Cogeração e Concessionária Utilizando o RTDS**. In: IV Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, 2012, Goiânia. Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, 2012
- (Morais, 2014) Morais, M. F.; **Avaliação da Proteção de Interconexão entre Concessionária e Sistema de Cogeração Utilizando o RTDS**. 2014. Dissertação (Mestrado em Sistemas de Potência), Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2014.

- (NBR, 2008) NBR 17094-1. 2008, **Maquinas Elétricas Girantes – Motores de Indução**
- (NEMA, 2006) NEMA MG 1. 2006, **Motors and Generators** (National Electrical Manufacturers Association, Rosslyn, VA)
- (Oliveira Passos, 2014) Oliveira Passos, F.; de Carvalho Filho, J.M.; da Silveira, P.M., **Real Time Digital Simulation of utility and industrial co-generation system interconnection - Evaluating a new approach of voltage sag source locator**, Harmonics and Quality of Power (ICHQP), 2014 IEEE 16th International Conference on , vol., no., pp.14,18, 25-28 May 2014.
- (Ribeiro, 2003) Ribeiro, P. R. "**A Usina de Açúcar e a Sua Automação**", Sertãozinho , SMAR, 2ª Edição, 2003.
- (Robinson, 2001) Robinson, J., Whelan, C.D., Haggerty, N.K., **Trends in advanced motor protection and monitoring**, IEEE, PCIC – Petroleum and Chemical Industry Conference, 2001.
- (RTDS, 2008) RTDS Technologies. **Real Time Digital Simulator Tutorial Manual (RSCADVersion)**. Canadá: RTDS Technologies, 2008.
- (SIGMA, 2014) SIGMA POWER ENGINEERING, "**Moto User Documentation**", Ver 02, Australia, 2014. Disponível em: <http://www.sigmapower.com.au/moto.html>
- (SEL, 2012) SEL, Memória de Cálculo para Ajustes do Relé de Proteção de Motores SEL-710. Disponível em: http://www.selinc.com.br/calculo/ROTEIRO_DE_AJUSTES_SEL-710_%20Motor_de_Inducao_4kV.pdf
- (TGM, 2014) TGM. 2014, Catálogo de Turbinas à Vapor Disponível em: <http://www.grupotgm.com.br/media/images/uploads/5339cceb-f96c-4edb-93ab-4293bb2dc197.pdf>
- (WEG, 2009) WEG, **Motores Elétricos Assíncronos de Alta Tensão**, disponível em: <http://catalogo.weg.com.br/files/wegnet/WEG-curso-dt-6-motores-eletricos-assincrono-de-alta-tensao-artigo-tecnico-portugues-br.pdf>. Acessado em 20/06/2013.
- (Zocholl, 2003) Zocholl, S.E., **AC Motor protection**, Schweitzer Engineering Laboratories Inc., WA, USA, 2003.
- (Zocholl, 2007) Zocholl, S.E., **Tutorial: From the Steinmetz model to the protection of high inertia drives**, Power Systems Conference: Advanced Metering, Protection, Control, Communication, and Distributed Resources, 2007. PSC 2007 , vol., no., pp.284,291, 13-16 March 2007.

REFERÊNCIAS CONSULTADAS

(Gole, 1984) Gole A.M., Menzies R.W., Woodford D.A., **An Efficient Saturation Algorithm for Real Time Synchronous Machine Models using Flux Linkages as State Variables**, IEEE Trans. Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, no. 9, pp. 2446–2451, Sept. 1984.

(IEEE, 1989) IEEE Std C62.92.2 1989, **Guide for the Application of Neutral Grounding in Electrical Utility Systems, Part II - Grounding of Synchronous Generator Systems**

(IEEE, 2001) IEEE Std 242. 2001, **Recommended Practice for Protection and Coordination of Industrial and Commercial Power Systems**

(IEEE, 2007) IEEE Std C37.101. 2007, **Guide for generator ground protection.**

(Kuffel, 1995) Kuffel, R., et.al., **RTDS-a fully digital power system simulator operating in real time**, Proc. of the WESCANEX 95. Comm., Power, and Computing, IEEE, Vol. 2, 1995, pp. 300-305

(Maguire, 2005) Maguire, T.L., **Improved interfacing of electrical machine models in electromagnetic transients programs**, Electrimacs 2002, Montreal, Canada, June 2002.

(NFPA, 2014) NFPA 70. 2014, **National Electrical Code**

(Pedra, 2005) Pedra, J., Sainz, L., Córcoles, F., **“Study of Aggregate Models for Squirrel-Cage Induction Motors”**, IEEE Transactions on Power Systems, vol. 20, no. 3, pp.1519-1527, August 2005.

(SEL, 2013) SEL 710, **Motor protection relay, Instruction Manual**, Schweitzer Engineering Laboratories Inc., 2013. Disponível em <http://www2.selinc.com.br/catalog/SEL-710.pdf>. Acesso em 01/12/2014.

ANEXO A - O MOTOR ELÉTRICO DE INDUÇÃO TRIFÁSICO

A.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Conforme apresentado no capítulo 1, os motores de indução representam parte substancial do consumo de eletricidade no país. Assim é de suma importância o entendimento do seu princípio de funcionamento para que se possa realizar sua proteção.

Neste contexto, este capítulo apresenta a teoria básica que envolve a modelagem da máquina de indução trifásica operando como motor, seus princípios de operação, as suas características construtivas e as suas propriedades térmicas. A representação através do circuito equivalente monofásico também é descrita neste capítulo.

A.2 FUNDAMENTOS FÍSICOS DA MÁQUINA DE INDUÇÃO

A contínua conversão de energia elétrica em energia mecânica é necessária para o funcionamento de qualquer motor. Todas as máquinas elétricas rotativas funcionam devido à tendência de dois campos magnéticos, produzidos em locais diferentes se alinharem. Uma vez que estes dois campos estejam alinhados, não haverá mais força entre produzida entre eles.

Segundo (MARTINS NETO, 1996), uma das possibilidades básicas de se conseguir esta conversão é manter dois campos magnéticos defasados entre si mesmo com o rotor girando e ambos os enrolamentos produzindo campos girantes. O exposto é conseguido utilizando enrolamentos trifásicos defasados espacialmente e com alimentação trifásica (120 ° elétricos de defasagem).

A.2.1 Campo Magnético Girante

Considerando 3 bobinas independentes, defasadas de 120° no espaço e alimentadas por correntes trifásicas defasadas de 120° no tempo, a força magneto motriz (fmm) produzida por estas bobinas podem ser escritas pelas equações (A.1), (A.2) e (A.3) (CHAPMAN, 1991; MARTINS NETO, 1996).

$$fmm_a(t) = N.I.cos(wt).cos(\theta) \quad (A.1)$$

$$fmm_b(t) = N.I. \cos(\omega t - 120) \cos(\theta - 120) \quad (\text{A.2})$$

$$fmm_c(t) = N.I. \cos(\omega t + 120) \cos(\theta + 120) \quad (\text{A.3})$$

Onde, N é o número de espiras do enrolamento. A interação das 3 fases gera uma força magneto motriz resultante e girante de intensidade constante. Assumindo a permeabilidade no núcleo significativamente maior que a do entreferro e assumindo a fase a como referência, a força magneto motriz resultante é o somatório das forças magneto motrizes das fases conforme equação (A.4).

$$fmm_r(t) = N.I. [\cos(\omega t) \cos(\theta) + \sin(\omega t - 120) \cos(\theta - 120) + \sin(\omega t + 120) \cos(\theta + 120)] \quad (\text{A.4})$$

Realizando o desenvolvimento trigonométrico, chega-se na equação (A.5).

$$fmm_r(\theta, t) = 1,5.N.I. \cos(\omega t - \theta) \quad (\text{A.5})$$

A equação representa uma distribuição cossenoidal e espacial de força magneto motriz com um valor de pico constante e movimentando ao longo do eixo θ como mostrado na Figura A.1.

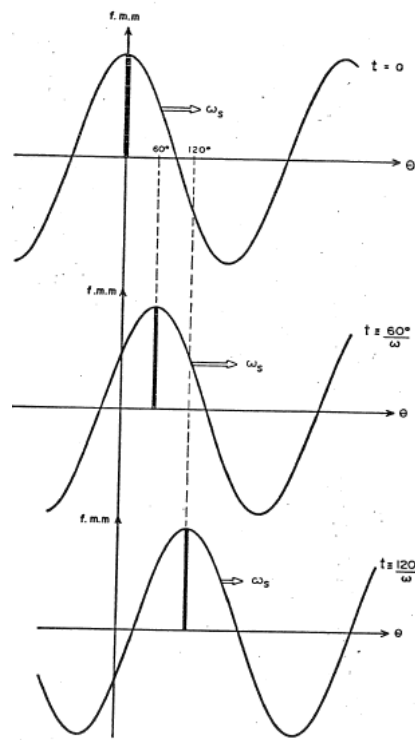


Figura A.1 - Deslocamento da fmm ao longo do entreferro em instantes de tempos diferentes (MARTINS NETO, 1996).

É possível observar na Figura A.1 que o deslocamento da fmm é na velocidade W_s e para um motor com n número de polos, o deslocamento elétrico e mecânico da fmm está determinado pela equação (A.6).

$$n_s = \frac{120 \cdot f}{p} \quad (\text{A.6})$$

Onde:

- n_s é a velocidade síncrona do campo girante em rpm;
- f é a frequência da rede de alimentação em Hz;
- p é o número de polos.

As formas de onda da fmm mostradas representam a componente fundamental da fmm produzidas pelas bobinas das fases. Segundo o autor (MARTINS NETO, 1996), o enrolamento trifásico deve ser distribuído e de passo fracionário pois reúne melhores condições para controlar os harmônicos da fmm girante. Neste trabalho, não será dado o enfoque para os detalhes construtivos.

A.2.2 A indução no rotor em gaiola

Os enrolamentos do rotor podem ser de dois tipos, curto-circuitados ou com anéis para conexão externa. Neste trabalho o enfoque será dado no rotor em gaiola de esquilo, onde o enrolamento é constituído de barras condutoras e curto-circuitadas nas extremidades. A característica peculiar do motor de indução é que as correntes produzidas no rotor são fruto da tensão induzida pelo campo magnético gerado no estator. Para ilustrar, a máquina de indução linearizada pode ser represada conforme a Figura A.2.

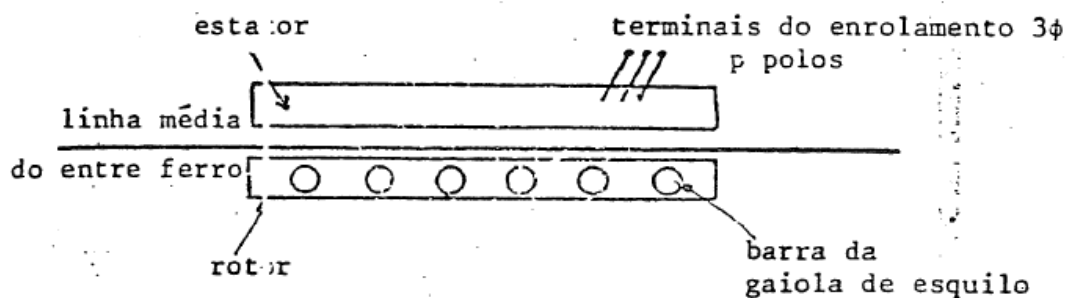


Figura A.2 - Representação do motor de indução linearizado (MARTINS NETO, 1996).

Considerando ainda o sistema balanceado de alimentação, as correntes produzidas nos enrolamentos do estator que, também são balanceadas, produzirão uma distribuição de força magneto motriz (fmms) do estator, girante no entreferro da máquina, como visto no item A.2.1.

Considerando o rotor parado, a fmm pode ser representada como mostrado na Figura A.3 e é possível representar as tensões induzidas nas barras do rotor que cuja sua polaridade também está representada por \otimes na Figura A.3 (a) no semiciclo positivo da onda senoidal da fmm.

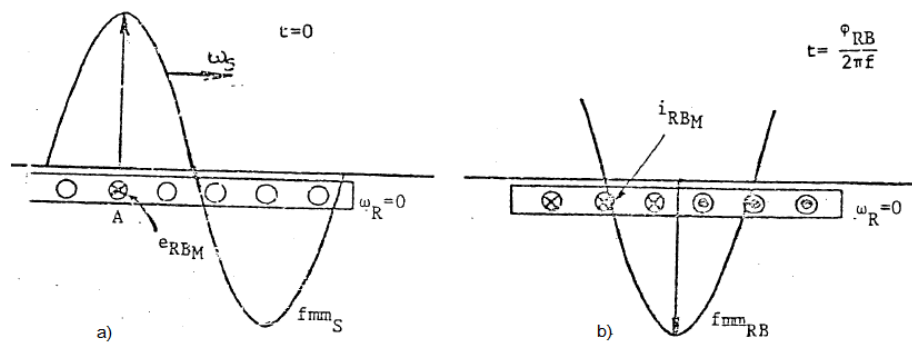


Figura A.3 – a) Tensão induzida nas barras do rotor. b) Corrente gerada na barra do rotor no tempo t (MARTINS NETO, 1996).

Passados determinado instante t , irá aparecer, devido à circulação correntes (i_{RBM}) no rotor uma força magneto motriz no entreferro, produzida pelo rotor e o máximo será no instante de tempo t_1 pois a sua frequência é a mesma da tensão induzida. O intervalo de tempo t_1 é mostrado na Equação A.7.

$$t_1 = \frac{\phi_{RB}}{2\pi f} \quad (A.7)$$

A Figura A.3 (a) exprime a tensão induzida máxima e_{RBM} tendo seu pico no condutor, ou gaiola "A" do rotor. A corrente máxima i_{RBM} se dá no instante t_1 e a força magnetomotriz produzida pelo rotor parado (f_{mmRB}) estará defasada por um ângulo de $90 + \phi_{RB}$. A corrente produzida no rotor é somente limitada pelas características construtivas do rotor e varia de acordo a sua reatância e a resistência, as quais relacionam o ângulo ϕ_{RB} . A Figura A.4 ilustra a distribuição das duas fmms.

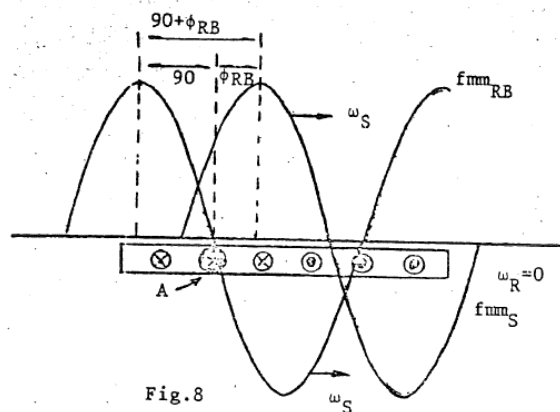


Figura A.4 - Distribuição da Fmms com o rotor parado (MARTINS NETO, 1996).

Após esta breve investigação, é possível concluir que:

- Há duas forças magneto motrizes se interagindo no entreferro, uma produzida pelo estator e outra pelo rotor;
- Ambas se movem, devido ao arranjo trifásico dos polos no estator com velocidade W_s , porém são defasadas entre si de um ângulo de $90 + \phi_{RB}$;
- Como estão defasadas entre si, a interação das forças (ação é reação) provoca um torque elétrico no rotor e no estator no sentido de anular a defasagem e desta maneira o torque no rotor é no sentido da velocidade W_s .

A Figura A.5 mostra a representação do torque no rotor. É possível dizer que se está extraindo potência mecânica do rotor e a tendência da velocidade do motor é sair de 0 até a velocidade de ω_s . Contudo, existe também um componente resistente ao movimento que pode ser denominado conjugado resistente. Caso eles sejam iguais, a máquina opera como um motor extraindo potência ativa e velocidade constante. Esta análise está limitada à $0 < \omega_r < \omega_s$, onde ω_r é a velocidade do rotor.

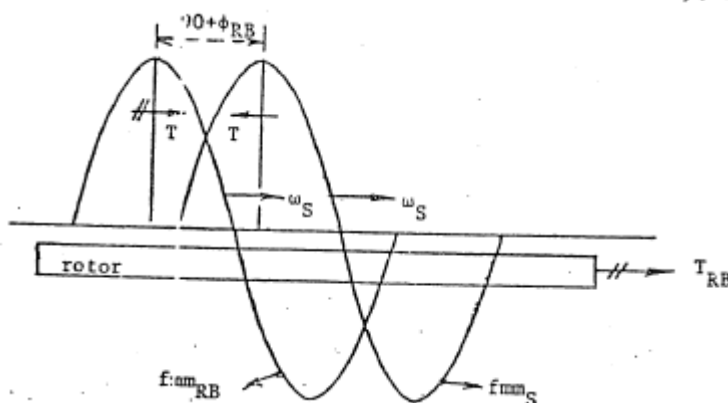


Figura A.5 - Representação dos torques elétricos produzidos pela defasagem das fmm (MARTINS NETO, 1996).

Contudo, a análise é completa quando se pode justificar fisicamente o torque gerado correlacionando-o com a potência ativa no estator. Até o momento a análise fez menção às forças magneto motrizes produzidas pelos enrolamentos através de corrente puramente indutivas.

A.2.3 A reação do rotor

Para que o balanço energético, excluindo as perdas, possa ser fisicamente entendido, deve-se aplicar a Lei de Faraday ao sistema. No início da análise apresentada, mostrou-se que as correntes no estator produzem a f_{mms} e logo as correntes do rotor produzem a f_{mrr} , que tendem a alterar o campo magnético inicial produzido por f_{mms} . O enrolamento do estator irá reagir, segundo a lei de Faraday para tentar impedir a alteração do campo magnético inicial. Esta reação irá produzir um campo magnético contrário ao campo magnético produzido por f_{mrr} e produzirá uma corrente adicional nos enrolamentos do estator. Esta nova componente da corrente é chamada de componente de carga do estator (I_s') e a força magneto motriz produzida por ela é chamada f'_{mms} .

De acordo com os conceitos apresentados e adotando a corrente que produziu o campo girante inicial do estator como I_{MS} e a corrente de fase do estator como I_S , tem-se o diagrama fasorial apresentado da Figura A.6.

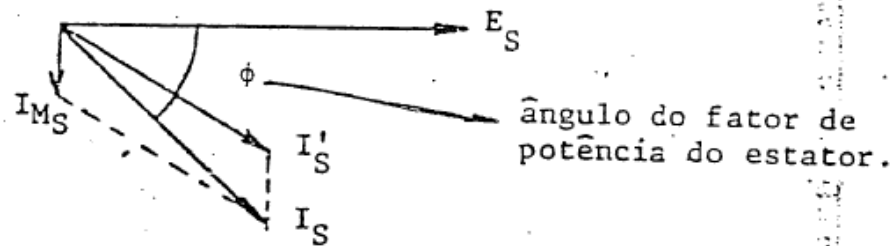


Figura A.6 - Diagrama fasorial (MARTINS NETO, 1996).

O que faltava na análise era a aplicação da Lei de Faraday, ou uma visão física da reação de um campo magnético, ou bobina quando há variação do fluxo do campo magnético. A projeção da componente I_S na tensão equilibrada do estator (E_S), resulta na potência ativa. O diagrama fasorial com todos os componentes pode ser visto na Figura A.7.

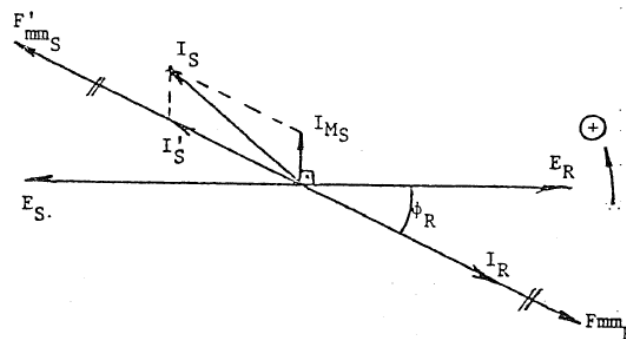


Figura A.7 - Diagrama fasorial completo (MARTINS NETO, 1996).

A.3 O CIRCUITO EQUIVALENTE MONOFÁSICO

Para que a modelagem da máquina de indução seja a mais próxima do real e para que o modelo possa ser utilizado nos diversos modos de operação, motor, gerador e para frenagem elétrica, é necessário levar em consideração as perdas. A representação através de circuito equivalente monofásico traz a facilidade de separar os parâmetros elétricos e a possibilidade de inseri-los separadamente em programas de cálculos numéricos e simuladores.

O circuito equivalente ao motor de indução trifásico também é uma ferramenta que permite a análise do comportamento do motor em condições de partida, frenagem elétrica e operação em regime permanente com carga nominal ou variável. Esse circuito permite ainda a análise quando o motor é submetido às condições anormais no que se refere a tensão de alimentação (módulo, argumento e frequência) e sobrecargas.

O levantamento do circuito será realizado nos tópicos subsequentes de maneira intuitiva (MARTINS NETO, 1996) de modo a comprovar as considerações físicas levantadas até então.

A tensão induzida em cada fase do rotor irá produzir correntes I_R limitadas pela resistência e reatância de dispersão por fase sendo R_R e X_R . A Figura A.8 representa o exposto.

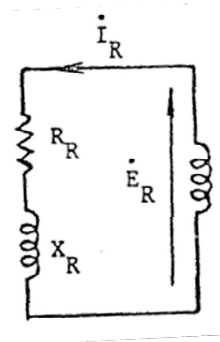


Figura A.8 - Representação das grandezas do rotor (MARTINS NETO, 1996).

Da Figura A.8 pode-se escrever a equação (A.8):

$$E_R = I_R \cdot \sqrt{R_R^2 + X_R^2} \quad (\text{A.8})$$

E como a tensão induzida E_R e a sua frequência são proporcionais à velocidade relativa entre o campo e os condutores as equações (A.9), (A.10) e (A.11) podem ser obtidas:

$$E_R = k \cdot (W_s - W_r) \quad (\text{A.9})$$

$$f_R = \frac{p \cdot (W_s - W_r)}{120} \quad (\text{A.10})$$

$$X_R = 2 \cdot \pi \cdot f_r \cdot L_r \quad (\text{A.11})$$

Onde:

- k é a constante de proporcionalidade;
- p é o número de polos do estator e rotor;
- L_r é a indutância do rotor;
- f_r é a frequência do rotor;

Na condição de rotor bloqueado, substituindo $W_r = 0$ as equações (A.9), (A.10) e (A.11) ficam conforme equações (A.12), (A.13) e (A.14).

$$E_{RB} = k \cdot (W_s) \quad (\text{A.12})$$

$$f = \frac{p \cdot (W_s)}{120} \quad (\text{A.13})$$

$$X_{RB} = 2 \cdot \pi \cdot f_{RB} \cdot L_r \quad (\text{A.14})$$

Onde:

- E_{RB} é a tensão induzida por fase com o rotor bloqueado;
- f_{RB} é a frequência da tensão induzida com o rotor bloqueado.

Dividindo as equações (A.9), (A.10) e (A.11) pelas equações (A.12), (A.13) e (A.14), as expressões ficarão de acordo com as equações (A.15), (A.16) e (A.17), respectivamente.

$$E_R = \left(\frac{W_s - W_r}{W_s} \right) \cdot E_{RB} \quad (\text{A.15})$$

$$f_r = \left(\frac{W_s - W_r}{W_s} \right) \cdot f \quad (\text{A.16})$$

$$X_R = \left(\frac{W_s - W_r}{W_s} \right) \cdot X_{RB} \quad (\text{A.17})$$

Definindo a grandeza $\left(\frac{W_s - W_r}{W_s} \right)$ como S, denominada escorregamento, as equações (A.15), (A.16) e (A.17) passarão a ser representadas pelas equações (A.18), (A.19) e (A.20).

$$E_R = S \cdot E_{RB} \quad (\text{A.18})$$

$$f_R = S \cdot f \quad (\text{A.19})$$

$$X_R = S \cdot X_{RB} \quad (\text{A.20})$$

A equação (A.8) pode ser reescrita utilizando as equações (A.18), (A.19) e (A.20) tendo como resultado a equação (A.21) e (A.22).

$$S \cdot E_{RB} = I_R \cdot \sqrt{R_R^2 + S^2 \cdot X_{RB}^2} \quad (\text{A.21})$$

E,

$$E_{RB} = I_R \cdot \sqrt{\left(\frac{R_R}{S} \right)^2 + X_{RB}^2} \quad (\text{A.22})$$

Então o circuito equivalente do rotor pode ser representado como mostra a Figura A.9.

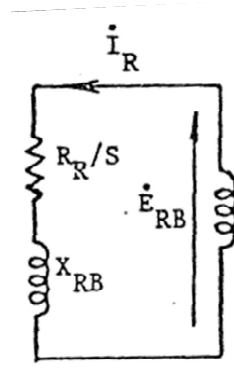


Figura A.9 - Circuito equivalente do rotor em função do escorregamento (MARTINS NETO, 1996).

A força magneto motriz que corta o estator e o rotor bloqueado com velocidade Ws como visto anteriormente e a relação de espiras dos enrolamentos pode definir a tensão induzida conforme a equação (A.23).

$$\frac{E_S}{E_{RB}} = \frac{N_S}{N_R} \quad (\text{A.23})$$

Onde:

- E_S é a tensão induzida no estator;
- N_S e N_R são o número de espiras do estator e rotor;

A reação do rotor produz uma força contra eletromotriz segundo a lei de Faraday de igual intensidade e portanto pode ser representada pela equação (A.24)

$$N_R \cdot I_R = N_S \cdot I'_S \quad (\text{A.24})$$

Das equações anteriores, pode-se imaginar um transformador ideal e unir o circuito do rotor como apresentado na Figura A.10.

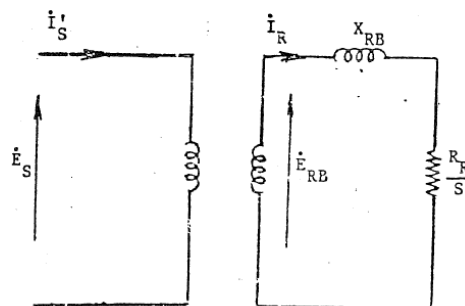


Figura A.10 – Representação parcial do circuito magnético do motor como um transformador ideal (MARTINS NETO, 1996).

De acordo com o princípio de funcionamento apresentado anteriormente, a corrente do estator é composta pela corrente de carga I'_S e pela corrente de magnetização I_{MS} , sendo esta última puramente indutiva. E para satisfazer essa relação, será introduzido um ramo indutivo no primário. Como a circulação da corrente no enrolamento primário além de produzir a f_{ms} girante, também irá produzir um fluxo de dispersão e perdas no cobre dos enrolamentos, a inclusão de mais dois elementos em série com a corrente do estator também são necessários.

O circuito equivalente considerando as grandezas refletidas ao primário pode ser visto na Figura A.11.

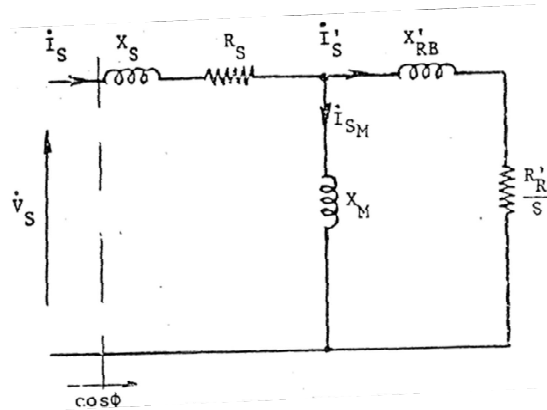


Figura A.11 – Circuito equivalente monofásico do motor de indução trifásico.

As grandezas R'_R e X'_{RB} correspondem a resistência do rotor e a reatância de dispersão do rotor bloqueado referida ao estator por fase e $\cos \phi$ é o fator de potência do motor.

O levantamento do circuito equivalente não levou em consideração as perdas no ferro dos circuitos magnéticos do estator e do rotor. Sabe-se que também há as perdas por atrito e ventilação que podem ser chamadas de perdas mecânicas.

Outra forma alternativa de representar o circuito equivalente é separando uma parcela da resistência do rotor que representa a perda do cobre do rotor, restando assim uma parcela representativa da potência transferida ao eixo do rotor. Esta representação pode ser vista na Figura A.12.

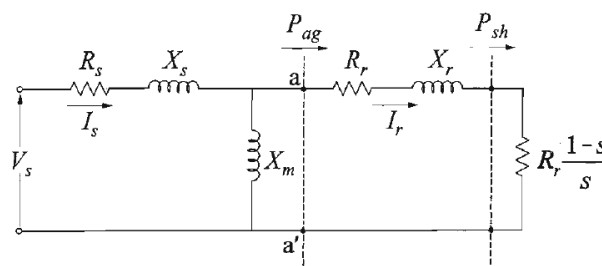


Figura A.12 - Circuito equivalente. Forma alternativa (KUNDUR, 1993)

Onde:

- R_s é a resistência por fase do estator;
- X_s é a reatância de dispersão por fase do estator;

- I_s é a corrente total do estator;
- X_m é a reatância de magnetização;
- R_r é a resistência do rotor por fase;
- X_r é a reatância do rotor por fase;
- I_r é a corrente do rotor por fase;

A potência transferida ao eixo (P_{sh}) e as perdas no cobre do rotor (P_{cr}), ambas representadas na Figura A.12, somadas representam a potência no entreferro (P_{ag}). Ou seja, para extrair a potência mecânica do motor utiliza-se as equações (A.25), (A.26) e (A.27)

$$P_{sh} = P_{ag} - P_{cr} \quad (A.25)$$

$$P_{sh} = \frac{R_r}{S} I_r^2 - R_r I_r^2 \quad (A.26)$$

$$P_{sh} = R_r \frac{1 - S}{S} I_r^2 \quad (A.27)$$

O torque elétrico é calculado utilizando a potência trifásica do rotor e a expressão para qualquer número de polos é representada pela equação (A.28).

$$T_e = 3 \frac{p}{2} \cdot \frac{R_r}{S \cdot W_s} \cdot I_r^2 \quad (A.28)$$

Há outro modo de representar o circuito equivalente monofásico, incluindo a representação das perdas no núcleo magnético e isto obtido acrescentando um ramo em paralelo com o ramo de magnetização. Este outro ramo que contém a resistência R_m permite o cálculo das perdas a vazio, ou seja, mecânicas, por histerese e correntes parasitas, conforme mostra a Figura A.13.

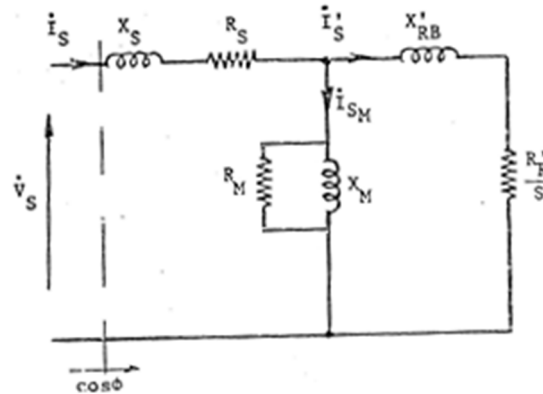


Figura A.13 - Circuito equivalente monofásico representando as perdas por histerese e correntes parasitas.

É importante destacar que os cálculos para determinação de perdas, potências, correntes e demais grandezas, quando realizados através dos circuitos equivalentes devem levar em conta que estes são uma representação aproximada da máquina e para condições como alimentação balanceada e senoidal.

A.4 CURVA CARACTERÍSTICA DE CONJUGADO

Ambos autores (MARTINS NETO, 1996) e (KUNDUR, 1994) utilizam simplificações do circuito equivalente monofásico para encontrar as equações características de conjugado e corrente em função do escorregamento. As simplificações são realizadas através do método de Thevenin e o circuito pode ser visto na Figura A.14. A resistência R_e e a reatância X_e representam a impedância de Thevenin.

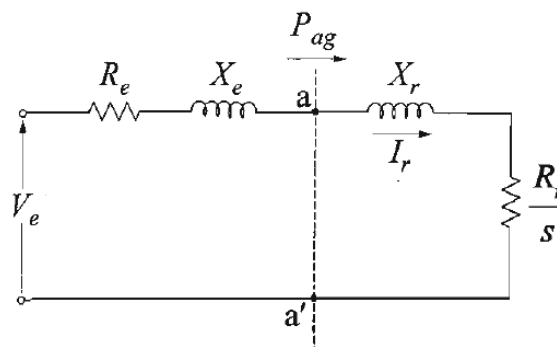


Figura A.14 - Circuito equivalente simplificador pelo teorema de Thevenin

As equações (A.29) e (A.30) representam a tensão e a impedância de Thevenin.

$$V_e = \frac{jX_m \cdot V_s}{R_s + j(X_s + X_m)} \quad (\text{A.29})$$

$$R_e + jX_e = \frac{jX_m \cdot (R_s + jX_s)}{R_s + j(X_s + X_m)} \quad (\text{A.30})$$

Da Figura A.14, a corrente no rotor é obtida através da equação (A.31).

$$I_r = \frac{V_e}{\left(R_e + \frac{R_r}{S}\right) + j(X_e + X_r)} \quad (\text{A.31})$$

Substituindo I_r na equação (A.28), o conjugado elétrico do motor em função do escorregamento pode ser representado pela Equação (A.32), onde a característica do torque elétrico em função do escorregamento está representada na Figura A.15.

$$T_e = 3 \frac{p}{2} \cdot \frac{R_r}{S \cdot W_s} \left(\frac{V_e}{\left(R_e + \frac{R_r}{S}\right) + j(X_e + X_r)} \right)^2 \quad (\text{A.32})$$

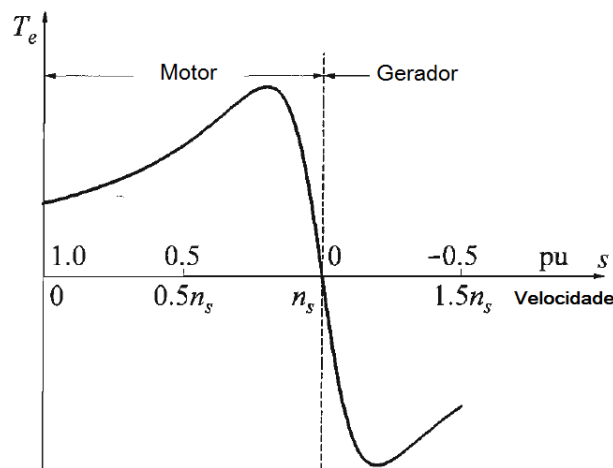


Figura A.15 - Característica típica de conjugado versus escorregamento.

ANEXO B - RELÉ DE PROTEÇÃO SEL 710

O relé de proteção do fabricante SEL, modelo 710-5 é destinado à proteção de motores trifásicos. Dentre as diversas funções disponibilizadas e mostradas na Figura B1, destacam-se as proteções contra travamento de rotor, sobrecarga em operação e desbalanço através da corrente de sequência-negativa usando o modelo térmico de sobrecarga patenteado. O relé pode fazer a varredura dos efeitos do aquecimento da corrente de carga e da corrente de desbalanço durante a partida e a operação do motor.



Figura B. 1- Característica típica de conjugado versus escorregamento.

Tendo em vista que o principal atrativo do IED é o modelo térmico de sobrecarga, neste ponto o enfoque será dado para esta proteção.

O modelo térmico de sobrecarga do SEL-749M reproduz as características de aquecimento e resfriamento do motor de acordo com a corrente aplicada ao motor, usando o elemento *Starting* (ou *Locked Rotor*) – (Partida ou Rotor Travado) – e o elemento *Running* (Operação). No elemento *Starting*, o modelo térmico de sobrecarga propicia proteção contra travamento do rotor usando o valor limite I^2t , que é referente à corrente nominal do rotor travado e tempo do rotor bloqueado. O IED compara esse limite com o valor I^2t medido. O elemento *Running* propicia proteção de sobrecarga e desbalanço usando corrente para calcular a temperatura do motor em tempo real, e comparando essa temperatura com valores limites pré-determinados (SEL, 2014).

Há IEDs que utilizam elementos de sobrecorrente para detectar a sobrecarga do motor. No entanto só elementos de sobrecorrente não levam em consideração as constantes de tempo de aquecimento e tempo de resfriamento do motor, onde pode haver disparos indesejados durante uma operação cíclica (SEL, 2014). A Figura B2, mostra o rastreamento da temperatura do motor e a temperatura real em comparação.

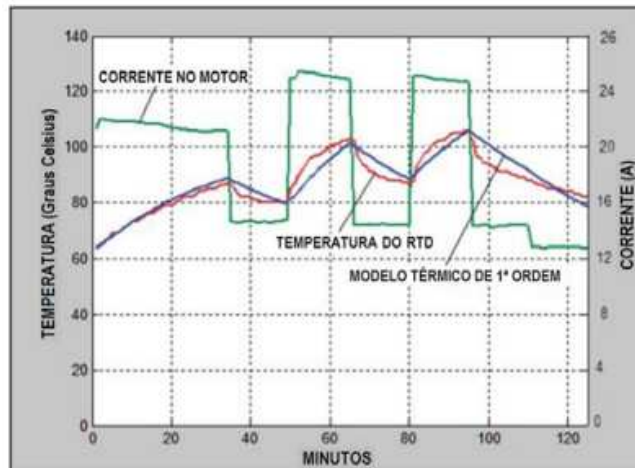


Figura B. 2- Exemplo de rastreamento da temperatura do motor durante operação cíclica. Fonte (SEL, 2014).

A Figura B3, mostra o resumo de todas as funções disponíveis no IED e o diagrama funcional de uma configuração típica.

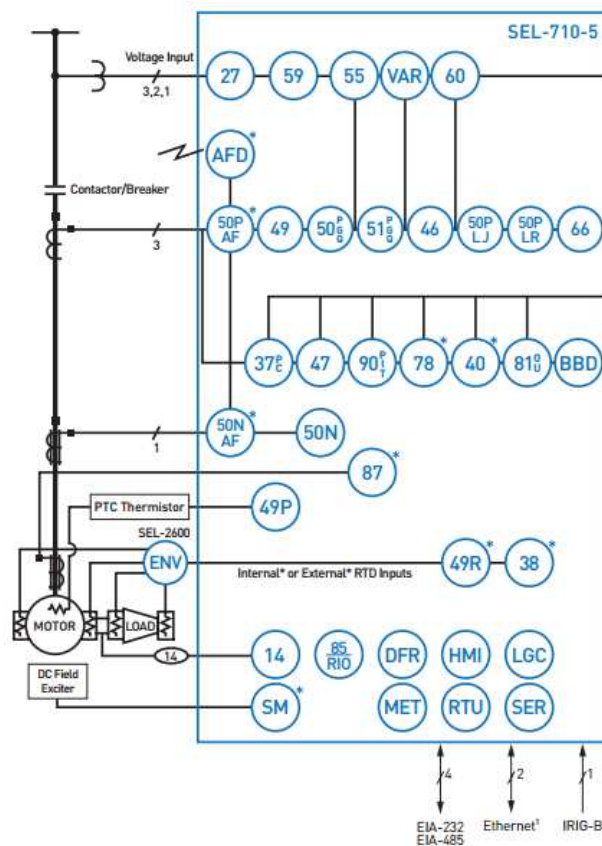
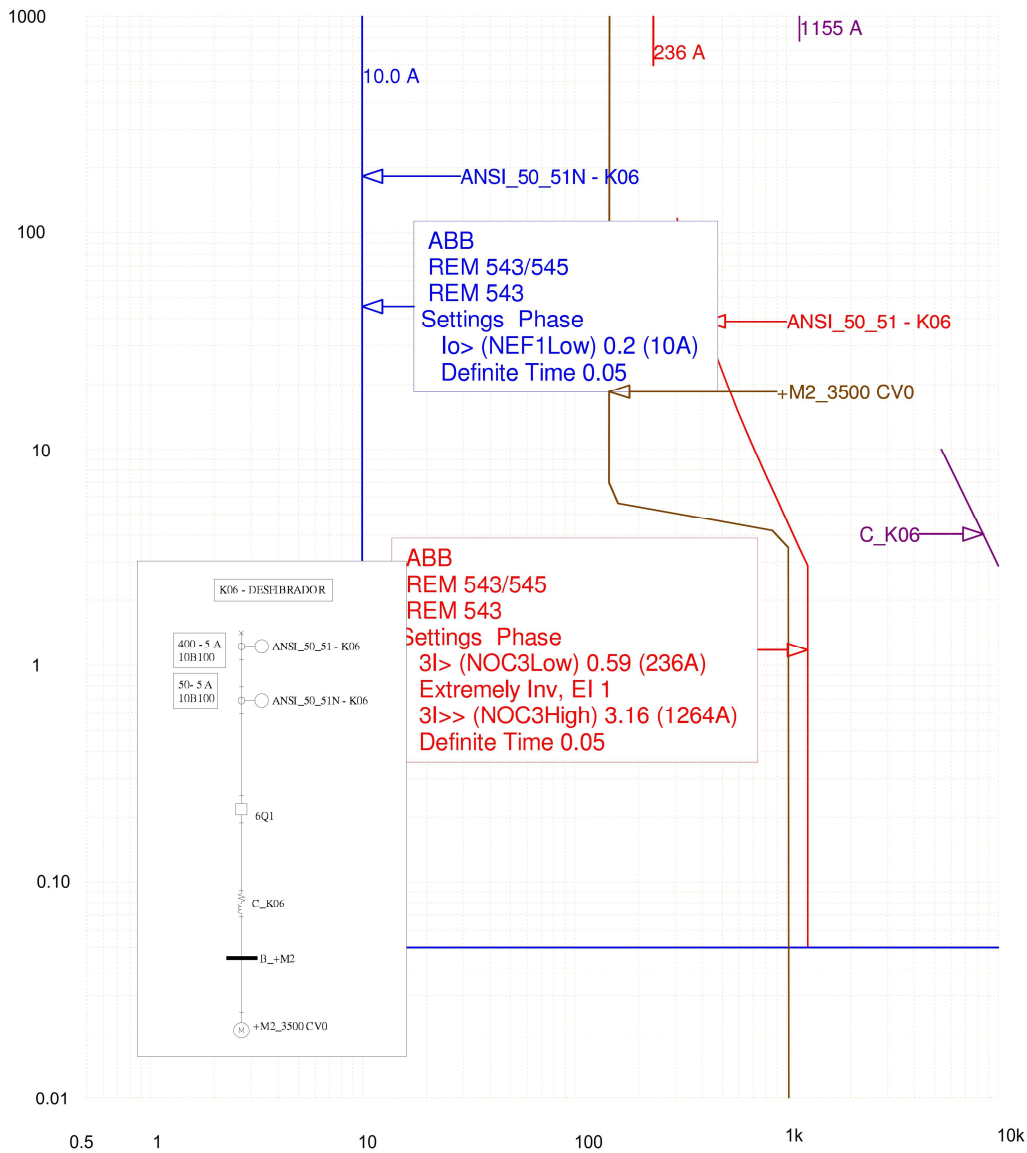


Figura B. 3 - Diagrama funcional típico do relé 710-5 e funções de proteção disponíveis. (SEL, 2014).

ANEXO C - COORDENOGRAMA DOS AJUSTES ATUAIS DA PROTEÇÃO



| | | |
|---------------------------|-------------------|----------------------------|
| TCC Name: K06_DESFIBRADOR | Current Scale x 1 | Reference Voltage: 13800 |
| Oneline: K06_DESFIBRADOR | | |
| December 14, 2010 5:34 PM | | SKM Systems Analysis, Inc. |

Figura C. 1– Coordenograma da proteção do motor de 3500 c.v.