Uma Nova Visão da Proteção de Reatores Shunt na Prática

Ritwik Chowdhury e Normann Fischer
Schweitzer Engineering Laboratories, Inc.

Douglas Taylor
Avista Utilities

David Caverly
Trench Limited

Ali B. Dehkordi
RTDS Technologies Inc.

Edição revisada lançada em dezembro de 2022

Edição revisada anteriormente lançada em outubro de 2022

Originalmente apresentado na
49ª Conferência Anual de Revezamento de Proteção Ocidental, outubro de 2022

Traduzido para o português em janeiro de 2024

Uma Nova Visão da Proteção de Reatores Shunt na Prática

Ritwik Chowdhury e Normann Fischer, *Schweitzer Engineering Laboratories, Inc.*
Douglas Taylor, *Avista Utilities*
David Caverly, *Trench Limited*
Ali B. Dehkordi, *RTDS Technologies Inc.*

***Sumário*—A maioria das faltas no reator começa como faltas entre espiras de baixa intensidade (ou seja, com uma espira ou poucas espiras curto-circuitadas) e, quando não detectadas e não eliminadas, podem envolver mais espiras ou evoluir para faltas fase-terra ou até mesmo faltas entre fases. Detectar e eliminar rapidamente uma falta no reator é essencial para limitar os danos, especialmente em reatores imersos em óleo com possíveis riscos de incêndio.**

Este artigo avalia os limites da proteção de reatores shunt considerando as diferenças nas características magnéticas e físicas entre reatores de núcleo de ar e reatores de núcleo de ferro. Para faltas entre espiras em reatores de núcleo de ar, o fluxo magnético gerado pelas espiras sob falta pode acoplar apenas parcialmente com as espiras saudáveis. Em contraste, o núcleo nos reatores de núcleo de ferro acopla substancialmente o fluxo magnético entre as espiras defeituosas e as espiras saudáveis. Devido ao menor acoplamento nos reatores com núcleo de ar versus reatores com núcleo de ferro, a corrente de falta é reduzida, diminuindo consequentemente a sensibilidade da proteção. Por outro lado, as características de saturação de um reator de núcleo de ferro resultam em correntes de inrush que possuem grandezas de sequência, as quais impactam na segurança da proteção.

Para proteção contra faltas entre espiras, o artigo discute a aplicação de, e apresenta diretrizes de ajustes para, um novo esquema que utiliza elementos de sobrecorrente de sequência direcional. Devido ao grande número de espiras em um reator de extra-alta tensão (EAT), pode não ser possível detectar faltas envolvendo uma única espira. No entanto, o artigo apresenta equações e ferramentas que aproximam o porcentual de espiras em curto que podem ser detectadas. Baseando-se no modelo do reator e nos ajustes do esquema de proteção, as faltas entre espiras podem ser eliminadas em alguns ciclos com sensibilidades de cerca de 0.1% para reatores de núcleo de ferro e 0.2% para reatores de núcleo de ar. O artigo fornece critérios de seleção de TCs, conduzidos principalmente pelos requisitos de sensibilidade para faltas entre espiras. Diretrizes de ajustes para garantir a segurança da proteção durante a energização do reator também são fornecidas. Um novo método para segurança da proteção durante a desenergização da linha é apresentado. O uso de temporizadores especiais para melhoria da confiabilidade para faltas à terra intermitentes em um reator conectado ao barramento do terciário de um transformador não aterrado também é discutido.

O artigo utiliza um novo modelo de transitórios eletromagnéticos (EMT: "electromagnetic transient") e eventos de campo de energização e de faltas entre espiras em reatores para demonstrar a segurança e a confiabilidade dos esquemas de proteção discutidos. Estes esquemas são abrangentes, fornecendo proteção ideal para faltas fase-fase, fase-terra e espira-espira para diferentes aplicações do reator. Eles têm sido aplicados para proteger um reator de núcleo de ar em uma concessionária de energia, Avista, com ampla experiência de campo.

I. INTRODUÇÃO

Os reatores shunt auxiliam no controle da tensão dos sistemas de potência. As aplicações comuns de reatores shunt são mostradas na Fig. 1 [1] [2]. Os reatores shunt conectados ao barramento de transmissão ou distribuição (Fig. 1a) são tipicamente solidamente aterrados. Os reatores no barramento do terciário do transformador (Fig. 1c) são tipicamente não aterrados e propiciam um local conveniente para fornecer regulação de tensão. Reatores shunt conectados à linha (Fig. 1b) normalmente compensam 70% a 80% da corrente de carregamento capacitiva em linhas longas [3] para mitigar sobretensões durante cargas leves. Em aplicações de desligamento monofásico, um banco de quatro reatores pode ser usado com um reator de neutro (quarto) para auxiliar na extinção do arco secundário [3].

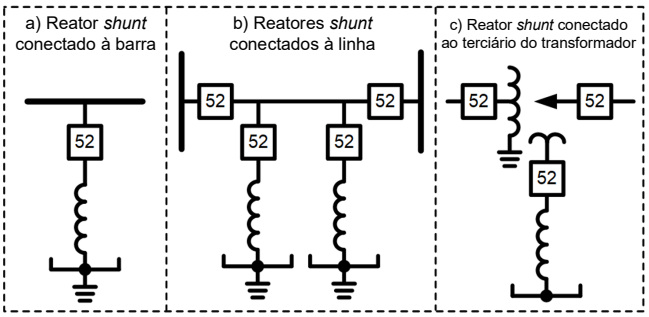

Fig. 1. Aplicações e conexões típicas de reatores shunt [1].

Existem dois tipos de reatores—núcleo de ar e núcleo de ferro com gap. Normalmente, os reatores de núcleo de ar são do tipo seco (ver Fig. 2) e os reatores de núcleo de ferro são imersos em óleo em um tanque (ver Fig. 3). No passado distante, os reatores de núcleo de ar eram aplicados nos níveis de média tensão (MT) de 34.5 kV ou menor [4]. No entanto, melhorias na tecnologia permitiram a fabricação de reatores de núcleo de ar para aplicações de extra-alta tensão (EAT), com classificações nominais até 800 kV ou superior e 600 MVAR (equivalente 60 Hz) para aplicações em série [1] [5], e até 550 kV e 200 MVAR para reatores shunt [6].

Bancos de reatores de núcleo de ar de EAT na concessionária Avista foram aplicados para evitar problemas ambientais perto do rio Clark Fork; um desses bancos é mostrado na Fig. 2. Cada fase do reator tem quatro bobinas—há duas "pilhas" ("stacks") com duas bobinas cada. Neste artigo, fazemos uma suposição simplificada, considerando que

as bobinas de uma *stack* se acoplam magneticamente, enquanto há um acoplamento mínimo entre duas *stacks*.

Fig. 2. Um reator shunt de núcleo de ar do tipo seco trifásico (238 kV, 50 MVAR).

Fig. 3. Um reator shunt de núcleo de ferro imerso em óleo.

O artigo está organizado da seguinte forma—A Seção II apresenta os conceitos que desafiam a segurança da proteção e impactam na sensibilidade às faltas entre espiras (ou simplesmente, espira). A Seção III fornece uma visão geral dos elementos de proteção primários considerados para proteção de reatores shunt. A Seção IV apresenta um esquema aprimorado de proteção contra faltas entre espiras, melhoria na confiabilidade de um esquema de proteção contra faltas à terra existente, e diretrizes detalhadas de ajustes para proteção contra faltas entre fases, faltas à terra e faltas entre espiras com base na segurança. Eventos de campo e simulações são usadas para demonstrar a segurança da proteção. A Seção V apresenta o uso de um novo modelo para um simulador digital em tempo real (RTDS: "real-time digital simulator") e eventos de campo de faltas entre espiras obtidos da Xcel Energy [7] para ilustrar a confiabilidade da proteção, incluindo sensibilidade e velocidade. A sensibilidade da proteção contra faltas entre espiras é mostrada como sendo aproximadamente 0.1% para reatores de núcleo de ferro e 0.2% para reatores de núcleo de ar com velocidade limitada por temporizações ("delays") de segurança intencionais de 1.5 a 3 ciclos. O artigo compartilha um novo modelo e as ferramentas MATLAB e Mathcad associadas no Apêndice A para ajudar na aproximação das correntes de faltas nas espiras, permitindo a avaliação da sensibilidade fornecida pelos elementos de proteção contra faltas entre espiras. O Apêndice B compartilha os ajustes de proteção e sinalização implantados na Avista para proteger seu reator.

II. Considerações Sobre a Proteção do Banco de Reatores

A. *Tipos de Falta no Reator Shunt*

Os diferentes tipos de falta no reator são mostrados na Fig. 4.

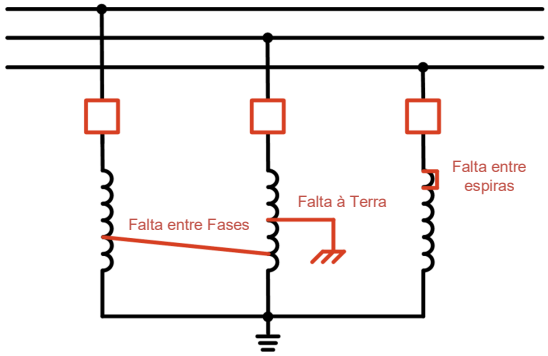

Fig. 4. Tipos de falta em um reator shunt.

As fases do reator de núcleo de ar são significativamente separadas no espaço e possuem isolamento adequado para a terra; portanto, a probabilidade de faltas envolvendo fase e terra é baixa. Os reatores de núcleo de ferro são imersos em óleo e enfrentam uma maior probabilidade de faltas envolvendo fase ou terra devido à proximidade do núcleo com o tanque e à proximidade dos enrolamentos de fase um com o outro, respectivamente [1]. Faltas entre espiras podem ocorrer tanto nos reatores de núcleo de ar quanto nos reatores de núcleo de ferro. Nos reatores de núcleo de ar, devido à baixa probabilidade de faltas envolvendo fase e terra, as faltas entre espiras são, sem dúvida, o tipo de falta mais provável.

B. *Considerações de Segurança*

1) *Desequilíbrio do Reator*

A Norma IEEE C57.21-2021 exige que "o desvio máximo da impedância em qualquer fase deve estar dentro de ±2% da impedância média das três fases" [8]. Um exemplo do pior caso de desequilíbrio é quando as três fases têm impedâncias de 0.98 pu, 1 pu e 1.02 pu, respectivamente. Este desequilíbrio implica um valor da corrente de sequência-negativa (I2) de 1.15% ou um valor de 3I2 de 3.46%; os mesmos valores se aplicam à corrente de sequência-zero (I0) em um banco de reatores solidamente aterrado. Isso estabelece um limite no ajuste da sensibilidade da proteção de reatores shunt.

2) *Inrush do Reator*

Os reatores de núcleo de ferro têm um núcleo não linear, o que resulta na característica de saturação mostrada na Fig. 5. Baseando-se nos *data sheets* de reatores de núcleo de ferro implantados no campo, eles podem ser projetados para serem lineares até 150% da respectiva tensão nominal (dentro de uma tolerância especificada de 5% [9]), embora possam ser dimensionados para serem lineares para valores mais baixos (ex., 130%) visando reduzir custos. Seus níveis da corrente de

inrush (em "por unidade") são menores do que os níveis da corrente de inrush dos transformadores de potência, pois o gap no núcleo de ferro limita o fluxo residual.

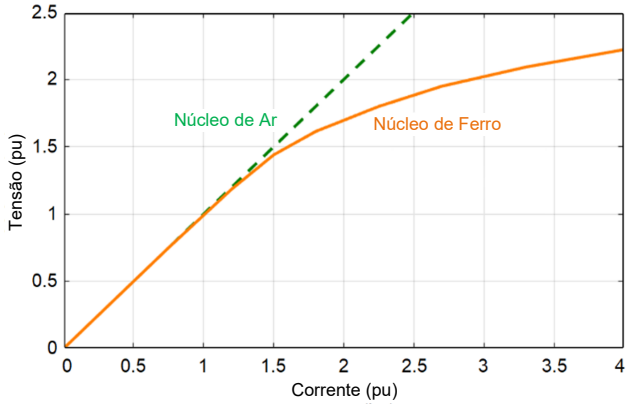

Fig. 5. Tensão vs. corrente para reatores de núcleo de ar e núcleo de ferro com gap.

A saturação de um reator de núcleo de ferro cria um desequilíbrio que adiciona I0 e I2 às correntes de inrush (ver Fig. 6). Um reator de núcleo de ar tem uma característica de saturação linear, resultando em nenhuma I0 ou I2 durante condições de inrush, exceto para o transitório do filtro de medição para I2. Usamos o termo "inrush" para descrever o transitório resultante da energização do reator de acordo com as definições aceitas do IEEE e IEC – portanto, não apenas a corrente de inrush de magnetização de um reator de núcleo de ferro, mas também a corrente *offset dc* que depende do "point-on-wave" ("ponto na onda") da energização.

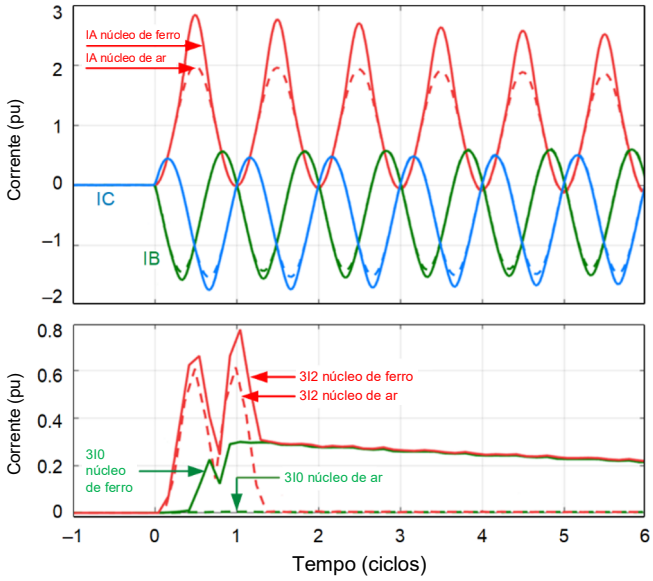

Fig. 6. Comparação do inrush em um reator de núcleo de ferro e reator de núcleo de ar usando uma simulação sem saturação do TC.

As correntes de inrush da Fig. 6 têm *offsets dc* que decaem muito lentamente porque os reatores têm as maiores relações de reatância-para-resistência (X/R) do sistema de potência. O valor de X/R de um reator de núcleo de ar varia de 300 a 500 [7] com uma constante de tempo *dc* de aproximadamente 1 segundo. Os reatores de núcleo de ferro têm o dobro desses valores. Os *offsets dc* das correntes de longa duração podem causar saturação lenta do TC, acrescentando I0 e I2 adicionais durante o inrush. Além disso, a saturação desigual do TC pode desafiar o elemento diferencial. Caracterizamos o impacto da saturação do TC e da saturação do reator de núcleo de ferro na proteção na Seção IV.

C. *Sensibilidade para Faltas Entre Espiras do Reator*

Pode parecer que devido à saturação de um reator de núcleo de ferro, além do desequilíbrio em regime e da saturação do TC, a sensibilidade da proteção contra faltas entre espiras para um reator de núcleo de ferro seja menor do que para um reator de núcleo de ar; adicionalmente, é fato que os ajustes da proteção do reator de núcleo de ferro são definidos com menos sensibilidade ou tenham tempos de operação mais baixos. No entanto, as correntes de falta e as correntes mensuráveis (correntes nos terminais) para uma falta entre espiras com o mesmo porcentual de espiras são muito maiores em um reator de núcleo de ferro do que aquelas em um reator de núcleo de ar, o que influi na sensibilidade em favor de um reator de núcleo de ferro. Isso requer o conhecimento das diferenças na estrutura física e circuito magnético entre um reator de núcleo de ferro e um reator de núcleo de ar.

1) *Circuito Magnético Durante Faltas Entre Espiras do Reator*

As diferenças entre o comportamento do fluxo magnético em um reator de núcleo de ar versus um reator de núcleo de ferro são mostradas na Fig. 7. As muitas espiras saudáveis e respectivos fluxos são mostrados em preto, enquanto a única espira defeituosa e respectivo fluxo são mostrados em vermelho. As espiras saudáveis contribuem com um fluxo que se soma a um grande fluxo principal que flui através de um reator de núcleo de ar e um reator de núcleo de ferro.

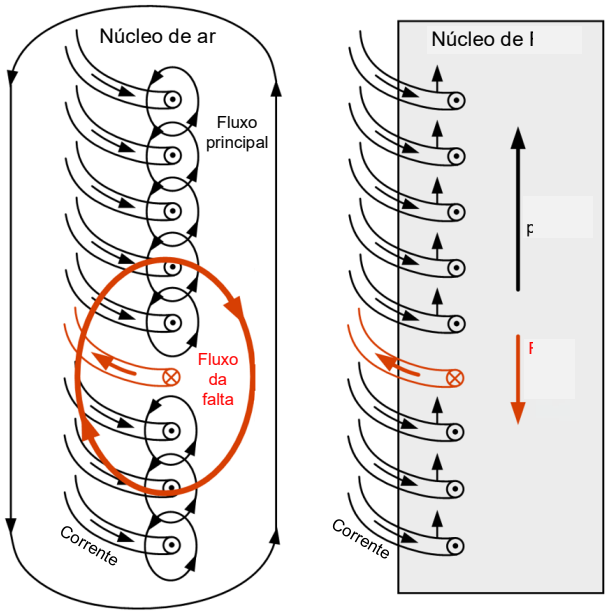

Fig. 7. Comparação do fluxo no reator de núcleo de ar e núcleo de ferro durante uma falta.

Durante uma falta entre espiras, a corrente e o fluxo magnético gerados pelas espiras defeituosas estão na direção oposta do campo gerado pelas espiras saudáveis. Isso faz com

que o fluxo magnético resultante que cruza a parte curto-circuitada do reator seja zero. O núcleo de ferro apresenta um caminho de baixa relutância que canaliza o fluxo ao longo do enrolamento e fornece um acoplamento mais completo. Portanto, a maior parte da indutância total em um reator de núcleo de ferro é a indutância mútua, enquanto a indutância de dispersão é pequena. Em dispositivos magnéticos, uma dispersão menor geralmente está associada às correntes de falta mais altas. Por outro lado, nos reatores de núcleo de ar, o fluxo magnético gerado pelas espiras defeituosas se espalha e atenua significativamente à medida que se afasta das espiras defeituosas. Isso resulta em menor acoplamento mútuo com as espiras saudáveis do reator de núcleo de ar, que por sua vez induz uma corrente mais baixa nas espiras saudáveis (em comparação com um reator de núcleo de ferro).

Baseando-se nos princípios acima, espera-se que as correntes nas espiras sob falta (em "por unidade") sejam maiores em um reator de núcleo de ferro do que em um reator de núcleo de ar com a mesma classificação nominal. Isso é ilustrado usando os parâmetros do reator da Avista da Tabela I na Fig. 8, que tem duas *stacks*. A Fig. 8 é baseada no modelo do Apêndice A com o tipo de reator variado (núcleo de ar vs. núcleo de ferro) e layout da bobina (número de *stacks*) variado.

TABELA I
DADOS DO SISTEMA E REATOR DA AVISTA

Parâmetro	Valor
Tipo de reator	Núcleo de ar do tipo seco
Layout da bobina por fase	2 *stacks* com 2 bobinas por *stack*
Raio (r) e altura (h) de uma bobina	4.2 ft (1.28 m) e 11 ft (3.4 m)
Aterramento	Solidamente aterrado
Tensão nominal, MVA e frequência	238 kV, 50 MVAR e 60 Hz
Corrente nominal (I_{RATED})	121.3 A primários
Relação do transformador de potencial (PTR)	2000
Relação do TC de fase (CTR)	240
Relação do TC de neutro (CTRN)	80
Corrente nominal do TC de fase (I_{NOM_CTR})	1 A secundário
Corrente nominal do TC de neutro (I_{NOM_CTRN})	1 A secundário
Reatância total (X_L)	1,133 Ω primários ou 139.9 secundários
Impedância do sistema (Z_{SYS})	9.29 Ω primários ∠86° (normal) 15.09 Ω primários ∠86°(N – 1)

As correntes de falta nas espiras em curto são plotadas na Fig. 8a; elas podem ser centenas de vezes a corrente nominal do reator e podem causar danos significativos se não forem eliminadas. No entanto, estas correntes de falta circulam dentro das espiras curto-circuitadas e não são medidas pelos TCs dos terminais que protegem o banco de reatores. As correntes medidas são mostradas na Fig. 8b. Por exemplo, a corrente mensurável é 6.3% maior do que a corrente nominal para uma falta em 0.1% da espira do reator de núcleo de ferro. Contudo, para uma falta em 0.2% da espira do reator de núcleo de ar com uma, duas e quatro *stacks*, as correntes mensuráveis são 6.4%, 6.6% e 4.4%, respectivamente. Este incremento na corrente fica evidente nas medições de 3I2 e da corrente de neutro (IN), que podem então ser usadas para proteção.

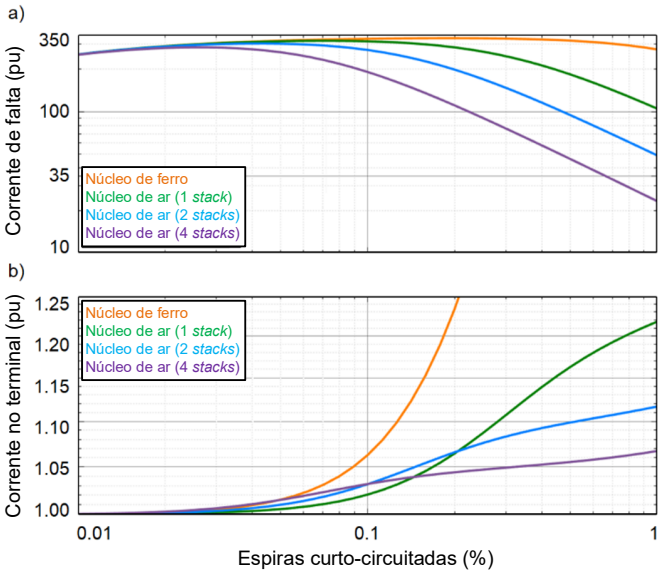

Fig. 8. Para faltas entre espiras curto-circuitando até 1%, a) correntes de falta elevadas, não medidas, nas espiras em curto e b) correntes pequenas medidas nos terminais do reator.

Na Seção V, usamos um novo modelo de reator shunt sob defeito no simulador RTDS para testes "hardware-in-the-loop" [10]. O modelo pode curto-circuitar de 1% a 98% das espiras do reator. Este modelo de reator monofásico sob falta permite que os usuários apliquem até dois pontos de falta no reator. Isso possibilita a modelagem de faltas envolvendo fases, terra e espiras. O modelo gera a matriz de indutâncias do conjunto de indutores mutuamente acoplados com base no tipo de reator.

Em um reator de núcleo de ferro, o acoplamento mútuo entre os enrolamentos ocorre através de um caminho de ferro que é ideal ou completo; portanto, os valores de indutância da matriz de indutâncias são proporcionais ao quadrado do número de espiras.

Em um reator de núcleo de ar, os enrolamentos são acoplados através do ar, e a intensidade do acoplamento depende das dimensões das bobinas, principalmente da relação entre o raio da bobina e a altura da *stack*. O modelo fornece ao usuário um fator (MfacAir) que indica a suportabilidade do acoplamento mútuo no ar. Este fator é um valor entre 0.0 e 1.0. Um valor de 1.0 indica acoplamento mútuo ideal, e os valores de indutância da matriz de indutâncias são proporcionais ao quadrado do número de espiras. O valor de 0.0 indica nenhum acoplamento mútuo entre os enrolamentos, e os valores de indutância da matriz de indutâncias são proporcionais ao número de espiras. Neste caso, os valores fora da diagonal da matriz de indutâncias são 0.0. Na prática, este valor está em algum ponto entre 0.0 e 1.0 para um reator de núcleo de ar. Para determinar com precisão o valor deste fator, o usuário tem que resolver as equações de campo ou consultar fórmulas empíricas [11] [12].

As equações gerais para o modelo de reator shunt sob falta [10] são mostradas em (1). Nesta equação, L_{sr} é a indutância total do reator shunt, L_m é a porção de magnetização da indutância, e L_l é a porção de dispersão da indutância. Para um reator de núcleo de ar, a indutância total do reator é usada para L_l, e $L_{\text{iron-path}}$ é eliminada da equação. As variáveis n_1 e n_2 representam o número normalizado de espiras para cada seção dividida do reator, e seu valor está entre 0.0 e 1.0. Este modelo é diferente do modelo simplificado do Apêndice A e tem parâmetros diferentes, mas, conforme mostrado posteriormente na Seção V, pode produzir correntes similares.

$$[L_{sr}] = [L_{\text{air-path}}] + [L_{\text{iron-path}}]$$

onde:

$$[L_{\text{iron-path}}] = \begin{bmatrix} n_1^2 & n_1 n_2 \\ n_1 n_2 & n_2 \end{bmatrix} \bullet L_m$$

$$[L_{\text{air-path}}] = (1-\alpha) \bullet \begin{bmatrix} n_1 & 0 \\ 0 & n_2 \end{bmatrix} \bullet L_l + (\alpha) \bullet \begin{bmatrix} n_1^2 & n_1 n_2 \\ n_1 n_2 & n_2^2 \end{bmatrix} \bullet L_l$$

α = MfacAir (fator para acoplamento mútuo no ar)

$$n_1 = \frac{N_1}{N} \; e \; n_2 = \frac{N_2}{N} \qquad (1)$$

No passado, os engenheiros de proteção tratavam, algumas vezes, um reator defeituoso como um reator desbalanceado para estimar a corrente de desequilíbrio medida [1]. As espiras defeituosas eram consideradas como se tivessem sido removidas do circuito, e sua corrente de falta e fluxo eram ignorados. Na Fig. 9, este modelo de reator desbalanceado é comparado com a impedância equivalente apresentada pelos modelos de reator de núcleo de ar e núcleo de ferro com defeito do Apêndice A. É evidente que as elevadas correntes de falta da Fig. 8a induzem um fluxo significativo, tornando o modelo de um reator desequilibrado impreciso. Ambas as Fig. 8b e Fig. 9 sugerem que a impedância reduzida apresentada pelo reator torna mais fácil detectar uma falta entre espiras do que era suposto no passado.

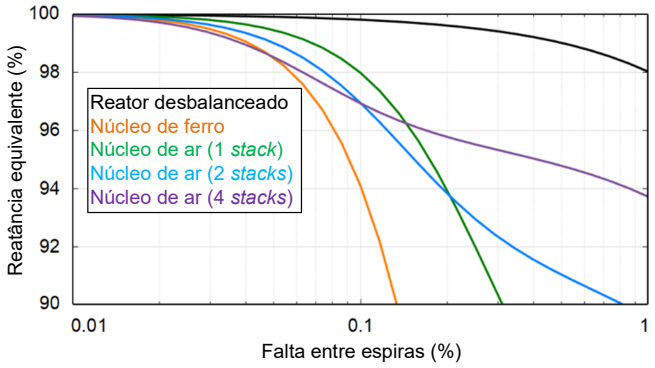

Fig. 9. Reatância equivalente do enrolamento defeituoso devido a uma falta entre espiras.

2) *Parâmetros do Reator*

Pode parecer que existe uma corrente adequada para faltas que curto-circuitam menos de 1% de uma fase do reator, mas é importante reconhecer que os reatores podem ter até alguns milhares de espiras. Os parâmetros de vários reatores de núcleo de ar e reatores de núcleo de ferro são apresentados na Tabela II e Tabela III, respectivamente. As letras A e B na Tabela II referem-se às tecnologias de fabricação de reatores de núcleo de ar mais recente e mais antiga, respectivamente, enquanto a letra I na Tabela III refere-se a um reator de núcleo de ferro.

TABELA II
PARÂMETROS PARA DIVERSOS REATORES SHUNT DE NÚCLEO DE AR

Parâmetro	1A	2A	3B	3A	4A	5A	6A
Tensão (kV)	13.8	34.5	238	238	345	420	500
MVAR	20	50	50	50	120	120	125
Frequência (Hz)	60	60	60	60	60	50	60
Corrente (A)	837	837	121	121	201	165	144
#Stacks / fase	1	1	2	2	1	2	2
#Bobinas / *stack*	1	1	2	2	4	2	3
Raio (in)	60.5	41.3	35.3	66.2	68.1	73.1	68.2
Compri-mento (in)	54.4	55.6	455	470	480	621	731
Indutância (mH)	25.3	63	3,005	3,005	2,631	4,679	5,305
Espiras / fase	90	207	3,943	2,096	1,834	2,644	3,322

TABELA III
PARÂMETROS PARA DIVERSOS REATORES SHUNT DE NÚCLEO DE FERRO

Parâmetro	3I	4I	5I	6I
Tensão (kV)	230	345	400	500
MVAR	50	150	150	175
Frequência (Hz)	60	60	50	60
Corrente (A)	126	251	217	202
Raio (in)	15.8	21.6	23.2	21.7
Altura parte ativa (in)	88.0	110.2	110.2	118.1
Altura enrolamento (in)	56.7	67.2	59.1	70.9
Indutância (mH)	2,806	2,105	3,395	3,789
Espiras / fase	1,982	1,170	1,470	1,570

O reator da Avista da Fig. 2 é o reator 3B na Tabela II. Ele foi fabricado em 2015, com uma versão do que hoje é uma tecnologia mais antiga, e tinha quase 4000 espiras. Uma falta em uma espira (~0.025%) neste reator pode induzir correntes de falta muito altas (~300 pu, conforme mostrado na Fig. 8a); porém, como é evidente na Fig. 8b, esta corrente não é mensurável nos terminais do reator. Embora inicialmente

indetectável, tal falta derrete rapidamente o isolamento da espira e também derrete as espiras do enrolamento. A falta então evolui rapidamente para envolver mais espiras, sendo que neste ponto ela é detectável. Tal evolução é evidente a partir de eventos de campo de faltas entre espiras obtidos da Xcel Energy [7], que também serão exibidos posteriormente na Seção V.C.

Os reatores de núcleo de ar podem ter múltiplos enrolamentos cilíndricos concêntricos ou pacotes, cada um dos quais pode consistir em uma ou mais camadas com condutores individuais (fios ou cabos) (ver Fig. 10) [5] [13]. O uso de múltiplos pacotes, camadas e condutores é uma maneira de garantir que o reator tenha uma capacidade de transmissão de corrente adequada para atingir a classificação nominal de MVAR desejada. A presença de pacotes e camadas e respectivos arranjos particulares também pode impactar as correntes de falta nas espiras (e consequentemente, a sensibilidade da proteção), mas tais impactos não são considerados neste artigo. Os reatores de núcleo de ar de alta tensão (AT) e EAT modernos possuem, algumas vezes, um único pacote enrolado com uma única camada de cabo e podem também ter menos espiras.

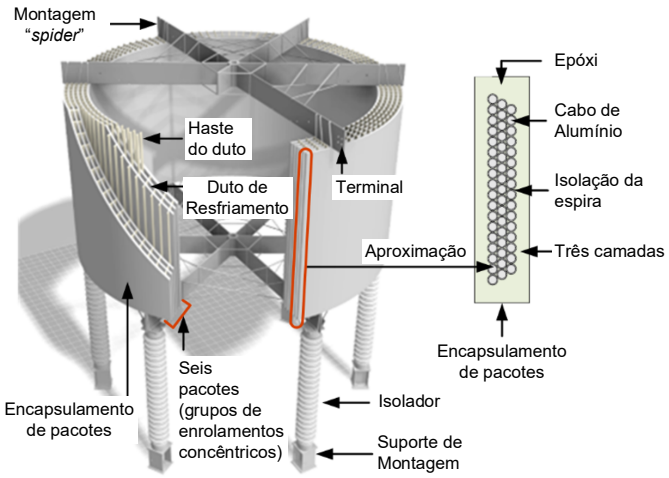

Fig. 10. Reator de núcleo de ar do tipo seco com seis pacotes e três camadas.

Os reatores de núcleo de ferro imersos em óleo têm uma única camada, menos espiras e um acoplamento mais forte do que os reatores de núcleo de ar, ajudando a garantir a disponibilidade das correntes de falta mensuráveis e mais altas para proteção. É também importante eliminar faltas nesses reatores rapidamente devido a possíveis riscos de incêndio e explosão. Sob esta perspectiva, a velocidade é um critério mais importante para proteção dos reatores de núcleo de ferro imersos em óleo (devido ao óleo), enquanto a sensibilidade é um critério mais importante para proteção dos reatores de núcleo de ar.

Com avanços recentes nos projetos de reatores de núcleo de ar, bobinas de pacote único são comuns nas tensões AT e EAT. O número de espiras desses reatores (ver reatores A na Tabela II) é aproximadamente duas vezes o valor para os reatores de núcleo de ferro com classificações nominais similares (ver Tabela III). Como resultado, embora as diferenças de sensibilidade ainda estejam presentes, elas são menores do que o usuário pode esperar.

D. Diagrama de Sequência do Banco de Reatores

Os elementos de proteção contra faltas entre espiras geralmente dependem de I0 ou I2, medidas por três TCs de fase nos terminais do reator, para ajudar a detectar uma falta interna. Portanto, é útil considerar o diagrama de sequência da Fig. 11 para faltas entre espiras de baixa intensidade. Quando ocorre uma falta nas espiras, uma impedância de falta equivalente (Z_{FAULT}) conecta os três diagramas de sequência no local da falta. O sinal de Z_{FAULT} é negativo devido à direção oposta do fluxo sob defeito em relação ao fluxo principal (ver Fig. 7). O sinal negativo também pode ser interpretado como uma redução na impedância da fase defeituosa mostrada na Fig. 9.

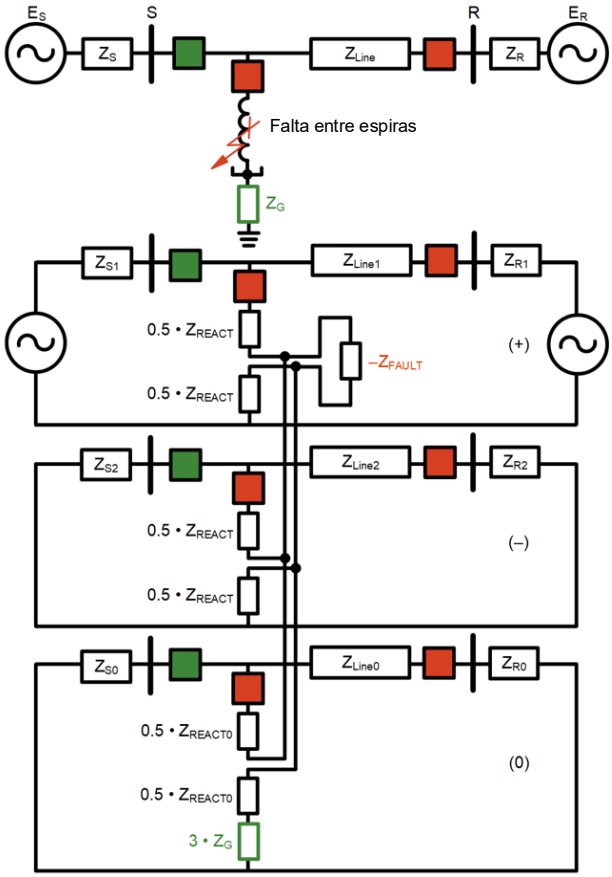

Fig. 11. Diagrama de sequência durante uma falta entre espiras de um reator shunt.

Uma observação importante deste diagrama de sequência é o fato de o diagrama de sequência-negativa e o diagrama de sequência-zero serem conectados em paralelo. Isso significa que se um reator tiver uma impedância de aterramento significativa, a corrente I0 durante uma falta nas espiras será limitada, enquanto I2 poderá ser significativa. Estes são tipicamente reatores conectados ao barramento do terciário do transformador não aterrado ou bancos de quatro reatores discutidos na introdução.

Para faltas entre espiras de baixa intensidade, onde o desequilíbrio apresentado pelo reator sob falta é pequeno, o reator apresenta uma impedância elevada, e a impedância do sistema é muito menor. Isso é evidente nos parâmetros do sistema real da Tabela I, onde a impedância do sistema é aproximadamente 100 vezes menor do que a impedância do

reator. No entanto, em raros cenários, é também possível que para um reator de linha durante uma contingência, tal como um disjuntor do terminal de linha local aberto, a impedância de uma linha longa apresente uma impedância de sequência-zero muito maior do que a impedância de sequência-negativa. Embora esta maior impedância de sequência-zero do sistema ainda seja muito menor do que a impedância do reator, isso reduz a corrente I0 do sistema para uma falta interna em comparação com I2, diminuindo a sensibilidade para faltas entre espiras de baixa intensidade. Em consequência, o uso de I2 é mais favorável do que I0 para detecção de faltas entre espiras.

Considerando as impedâncias de sequência-zero maiores devido ao aterramento do reator e aquelas associadas às linhas de transmissão, é preferível usar grandezas de sequência-negativa para detecção de faltas entre espiras. A exceção a esta preferência são as aplicações de recursos baseados em inversor (IBR: "inverter-based resource"), que são explicados posteriormente na Seção IV.F.

III. Visão Geral dos Elementos de Proteção do Reator

Esta seção descreve resumidamente as funções de proteção abordadas neste artigo. A visão geral do funcional é mostrada na Fig. 12. Uma combinação dessas funções pode ser usada para fornecer proteção abrangente para reatores shunt, que é o foco deste artigo. Os elementos de sobrecorrente de neutro (50/51N) e elemento de falta à terra restrita (REF) não são aplicáveis aos reatores não aterrados ou aterrados através de alta resistência. Para estes reatores, um elemento de sobretensão de sequência-zero (59G) é discutido brevemente nesta seção, mas não é mostrado na Fig. 12.

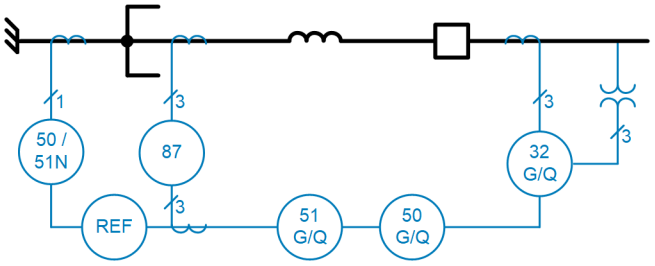

Fig. 12. Visão geral do funcional dos elementos do reator shunt.

A proteção de retaguarda pode ser fornecida através de elementos de sobrecorrente de sequência e fase não direcionais, elementos de distância e elementos diferenciais de tensão de sequência-zero [1] [2] [7] [14]. Como estes elementos fornecem sensibilidade e/ou velocidade reduzidas, eles não são discutidos neste artigo. Um esquema diferencial de alta impedância [2] requer TCs dedicados e pode fornecer proteção primária contra faltas envolvendo fase e terra; este esquema não é discutido neste artigo.

A. Proteção Contra Faltas Entre Fases

O elemento diferencial de fase para o propósito deste artigo é ilustrado na Fig. 13 [15] [16]. O elemento usa TCs de fase no lado do neutro e do terminal para proteger o reator. As correntes de operação (IOPp) e restrição (IRTp) por fase para o elemento diferencial são calculadas considerando a corrente de fase do terminal (IpT) e a corrente de fase do neutro (IpN), conforme mostrado em (2).

$$IOPp = |IpT + IpN|$$
$$IRTp = |IpT| + |IpN| \quad (2)$$

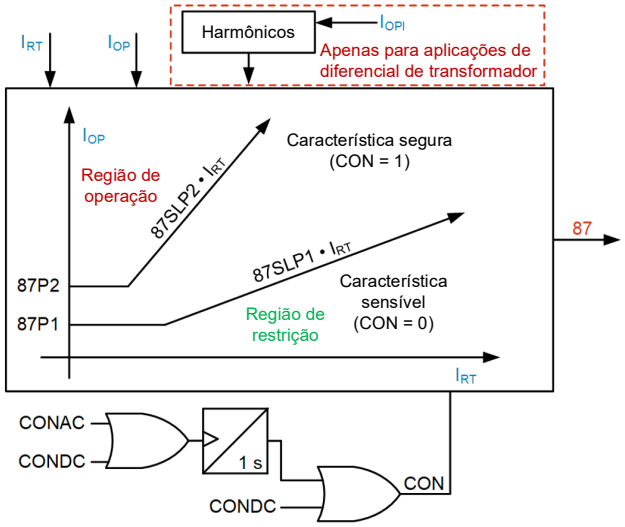

Fig. 13. Característica da zona de um relé diferencial.

Por segurança, o elemento possui um detector de falta externa (EFD: "external fault detector") *ac* para detectar uma variação súbita e significativa na corrente passante sem uma variação associada na corrente diferencial (CONAC). O elemento também possui um EFD *dc* que detecta um componente *dc* significativo em qualquer uma das correntes da zona (CONDC). Na borda de subida ("rising edge") de CONAC ou CONDC, o diferencial obtém segurança por 1 segundo. Além disso, um nível *dc* em qualquer um dos sinais continua a manter o diferencial no modo de alta segurança.

B. Proteção Contra Faltas à Terra

1) Bancos Solidamente Aterrados ou Bancos de Quatro Reatores

O elemento diferencial pode também fornecer proteção contra faltas à terra. Para adicionar sensibilidade, o elemento REF é frequentemente aplicado e usa os TCs de fase do terminal e o TC de neutro [17] [18]. A lógica do elemento REF é mostrada na Fig. 14, onde REFF*n* é a indicação de trip para uma falta interna na direção à frente. Se houver 3I0 e IN suficientes, então RF*n*TCE é ativado e o elemento pode dar trip através do caminho de REF*n*FP direcional. Se 3I0 for insuficiente, o elemento pode dar trip através do caminho de NDREF*n* não direcional.

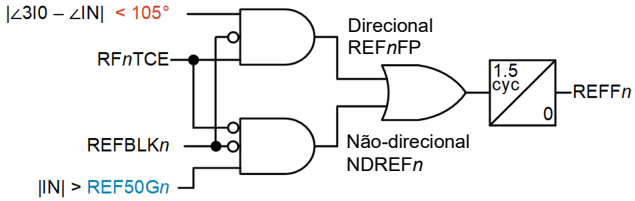

Fig. 14. Elemento REF com caminhos direcional e não direcional [18].

Por segurança, conforme mostrado na Fig. 15, se houver uma 3I0 reversa ou passante detectada (REF*n*RP) ou se houve uma falta entre fases no sistema (FLTP*n*) por um oitavo de ciclo, então o elemento é bloqueado (REFBLK*n*) por 1 segundo [18].

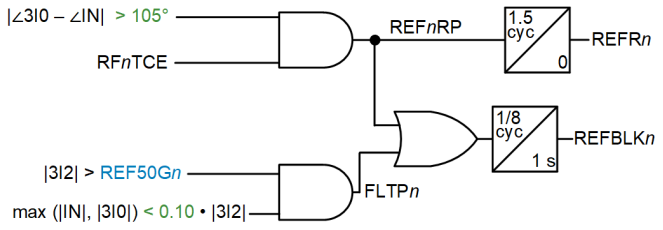

Fig. 15. Medidas de segurança para o elemento REF [18].

2) *Bancos Não Aterrados ou Aterrados Através de Alta Impedância*

Bancos de reatores não aterrados ou aterrados através de alta impedância são aplicados, algumas vezes, no barramento do terciário do transformador. Estes reatores, geralmente com núcleo de ar, podem ter um resistor de aterramento no secundário de um TP conectado em delta aberto ("broken delta") no barramento [14] [19] [20] (ver Fig. 16).

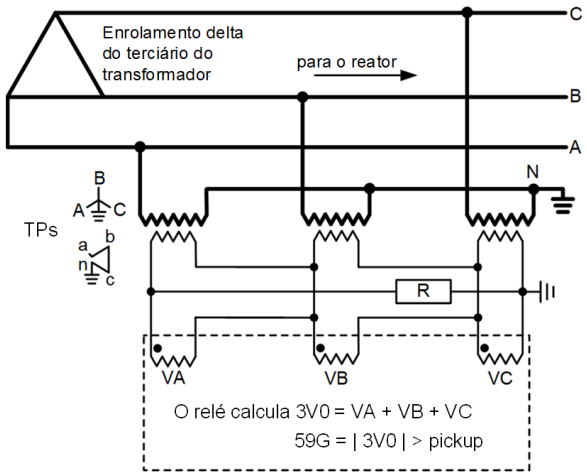

Fig. 16. Resistor de aterramento e proteção contra faltas à terra no barramento [19].

A probabilidade de faltas à terra em um reator de núcleo de ar é baixa. Portanto, uma função de sobretensão de sequência-zero com ajuste alto (59G) é aplicada, normalmente para detectar uma falta à terra no barramento, mas também pode detectar e dar alarme/trip no reator para faltas à terra no lado do terminal [2]. Conforme explicado em [19] através de vários eventos de campo, há potencial para danos graves, e a resposta desafiadora para "Há um alarme—e agora?" que considera a segurança humana tem um forte argumento para efetuar o desligamento.

As faltas à terra nesses bancos não aterrados podem ser intermitentes, e é possível que faltas à terra permaneçam sem ser eliminadas por um longo período sem que haja "time-out" [19]. O uso de temporizadores especiais, similares àqueles aplicados para proteção contra faltas à terra no estator [21], pode melhorar a confiabilidade, adicionando tempos de dropout associados ao comportamento intermitente do arco. O esquema é mostrado posteriormente na Seção IV.D, onde os ajustes são discutidos.

C. *Proteção Contra Faltas Entre Espiras*

A proteção contra faltas entre espiras foi proposta no passado usando elementos de sobrecorrente direcionais de tempo-definido [1] [22] [23]. A lógica do elemento direcional usando grandezas de sequência-negativa (Q) é mostrada na Fig. 17. As três entradas para as duas portas AND são descritas a seguir:

- A entrada superior verifica se há 3I2 suficiente em comparação com um valor de pickup na direção à frente ou reversa.
- A entrada do meio verifica se a impedância réplica de sequência-negativa (Z2 = V2/I2 deslocada pelo ângulo) é menor ou maior do que o limite à frente ou reverso.
- A entrada inferior verifica se a relação de I2 com a corrente de sequência-positiva (I1) é maior do que o desequilíbrio natural do reator.

O elemento 32Q é supervisionado por uma condição de perda de potencial, que não é mostrada na Fig. 17. A mesma lógica se aplica ao elemento direcional de sequência-zero (32G).

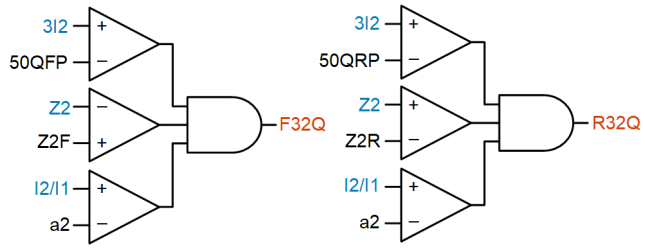

Fig. 17. Elemento direcional de sequência-negativa simplificado (32Q).

D. *Configuração dos Testes da Proteção*

Para as simulações e reprodução dos eventos de campo, efetuamos a proteção de um Reator EAT 1 e um Reator MT 2. O Reator 1 é um reator solidamente aterrado ou um banco de quatro reatores, dependendo da ilustração, enquanto o reator MT é um reator não aterrado. Para facilitar os testes, um único relé protege ambos os reatores com as designações dos terminais [16] [17] listadas na Tabela IV. As tensões são medidas no barramento, mas elas podem ser medidas nos terminais do reator para obter um desempenho da proteção equivalente.

TABELA IV
TERMINAIS DE CORRENTE E TENSÃO

Terminal	Aplicação	Uso
VpV	Tensões de fase no terminal do Reator 1	32Q
IpS	Correntes de fase no lado do terminal do Reator 1	87 Zona 1, REF, 67Q, 51Q
IpU	Correntes de fase no lado do neutro do Reator 1	87 Zona 1
IY3	Corrente de neutro do Reator 1	REF
VpZ	Tensões de fase no terminal do Reator 2	32Q, 59G
IpT	Correntes de fase no lado do terminal do Reator 2	87 Zona 2, 67Q, 51Q
IpW	Correntes de fase no lado do neutro do Reator 2	87 Zona 2

IV. DIMENSIONAMENTO, AJUSTES E SEGURANÇA DOS TCS

A. *Requisitos dos TCs*

1) *Considerações Gerais*

Os reatores shunt têm requisitos de TCs exclusivos. Ao contrário da proteção de equipamentos, tais como geradores, transformadores ou barramentos, as faltas externas não são uma preocupação para a proteção de reatores shunt, uma vez que os níveis das correntes de falta associadas são baixos. Por outro lado, os bancos de reatores são frequentemente chaveados, sendo que isto é executado diariamente em muitos sistemas. As correntes de energização dos reatores shunt, exceto se estiver usando o fechamento no ponto-na-onda (POW: "point-on-wave"), podem ser caracterizadas pelos respectivos *offsets dc* de longa duração causados pelas relações X/R elevadas. Devido à frequência do chaveamento, a possibilidade de permanecer uma elevada remanência no TC e a probabilidade de encontrar um instante de energização desfavorável que desafie a proteção são maiores.

Normalmente, acredita-se que a saturação do TC nas aplicações de reatores shunt tenha impacto na segurança e sensibilidade do elemento diferencial, mas o elemento diferencial é inerentemente muito sensível (ver Seção V.A) e o impacto da saturação do TC é relativamente baixo quando o diferencial é ajustado dando prioridade à segurança (ver Seção IV.B). Contudo, a saturação do TC tem um grande impacto na proteção contra faltas entre espiras devido aos requisitos de alta sensibilidade (ver Seção II.C). Este artigo fornece diretrizes simples para utilização dos parâmetros do sistema no desenvolvimento de ajustes, similar à abordagem inicialmente apresentada em [15] para aplicações do gerador.

2) *Dimensionamento dos TCs—Classificações Nominais das Tensões e Relações*

Para maximizar a sensibilidade da proteção contra faltas entre espiras, é preferível selecionar uma CTR baixa de forma que a corrente nominal do reator esteja próxima dos valores nominais das correntes de entrada do relé [22]. Faltas internas severas não são uma preocupação porque a proteção pode operar rapidamente para isolar a falta, mesmo se o TC saturar ou se as correntes de falta estiverem além da faixa de aquisição de dados do relé.

Por outro lado, reduzir o tap de um TC multirrelação pode reduzir a classe de precisão efetiva, o que pode então aumentar os erros de medição durante condições de inrush do reator devido à saturação *dc* do TC. Uma simulação de inrush no reator de núcleo de ar é mostrada na Fig. 18.

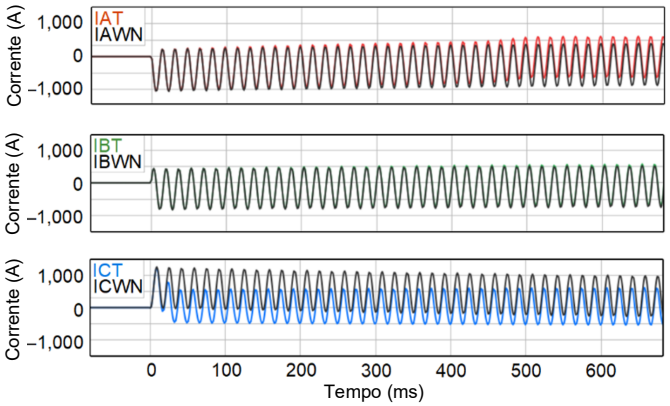

Fig. 18. Simulação de inrush no reator de núcleo de ar com saturação *dc* do TC severa.

A remanência nos TCs antes da energização é desequilibrada [24] de forma que a fase C satura primeiro, a fase A satura em seguida e a fase B satura por último. Este tipo de remanência pode ser esperado se o reator for energizado duas vezes em um ponto na onda similar. As correntes do reator no estado de regime após a energização não eliminam a remanência, mas podem reduzi-la até certo ponto quando estiver operando perto do ponto de joelho ("knee point") [15] [25].

Os erros nos ângulos e relação das magnitudes para a corrente da fase C da Fig. 18 são mostrados na Fig. 19. O erro de magnitude é de ~20% e o erro de fase é de ~35°. A saturação do TC nas diferentes fases também resulta em uma 3I2 de ~60%. A corrente de neutro não tem nenhum erro de medição porque o sistema primário é equilibrado.

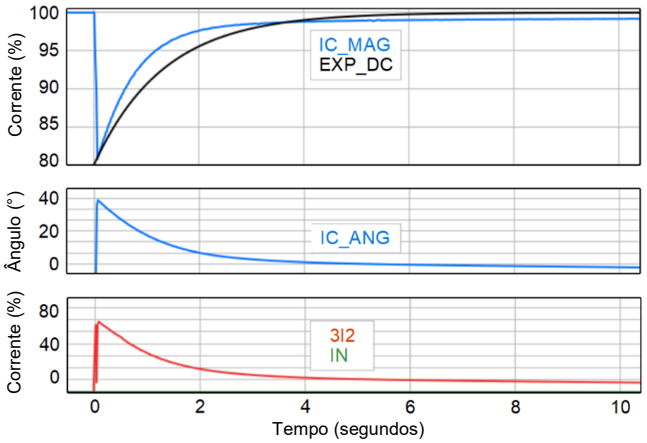

Fig. 19. Erros de medição fasorial devido à saturação do TC durante inrush.

Uma característica exponencial com a relação X/R do reator é sobreposta no gráfico de magnitudes. Podemos observar que o erro não está relacionado à relação X/R do reator—o erro decai mais rápido inicialmente, porém mais lentamente após 4 segundos. Isso ocorre porque o erro de saturação do TC está relacionado à constante de tempo do TC, que é baixa quando o TC está na respectiva região saturada, mas longa na região

linear. A constante de tempo do TC de núcleo fechado é da ordem de 10 segundos [15]; portanto, uma temporização de 30 segundos é adequada para que o erro se torne desprezível.

Os piores casos da relação de magnitudes e do erro angular com remanência do TC até 95% são mostrados na Fig. 20. Os erros são representados como uma função de um fator de dimensionamento do inrush (K_{INRUSH}) calculado usando (3), onde V_{SAT} é a tensão de saturação, R_{CT} é a resistência do TC, e R_B é o *burden* [15].

$$K_{INRUSH} = \frac{V_{SAT}}{(I_{RATED}/CTR)\bullet(R_{CT}+R_B)} \quad (3)$$

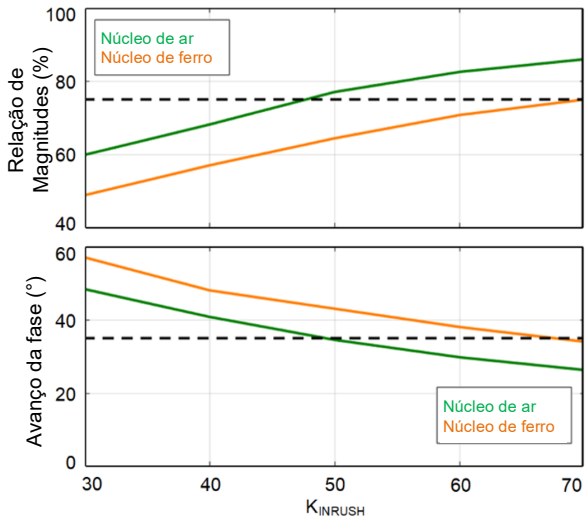

Fig. 20. Piores casos da relação de magnitudes (topo) e do avanço da fase (parte inferior) como uma função de K_{INRUSH}.

A maioria dos TCs no campo é aplicada com um K_{INRUSH} maior do que os valores mostrados na Fig. 20. Por exemplo, um TC 200:5 C400 com uma R_{CT} de 0.1 ohm tem uma V_{SAT} mínima de 404 V [15]. Assumindo uma I_{RATED} de 200 A e R_B de 0.5 ohm, calculamos um K_{INRUSH} de 135. Para ser conservador, limitamos a faixa superior a 70 porque o TC interno de um relé pode também saturar devido ao decaimento *dc* [15]. A relação de magnitudes associada é 75% (ou seja, erro de 25%) com um avanço da fase de 35° (ver linhas pretas tracejadas na Fig. 20). Se os TCs tiverem seus taps reduzidos ou dimensionados de forma que o respectivo K_{INRUSH} associado possa resultar em erros maiores de fase e magnitude, então erros mais abrangentes devem ser considerados na elaboração dos ajustes da proteção.

De forma global, a recomendação geral para o dimensionamento do TC consiste em diminuir a CTR para que os ajustes do relé acomodem a sensibilidade desejada, mas não reduzir muito a CTR de tal forma que resulte em um valor de K_{INRUSH} menor do que 70, o que então exigiria ajustes de dessensibilização para segurança adequada.

Com base nas diretrizes de ajustes mostrada posteriormente na Seção IV.C e Seção IV.E, os ajustes sensíveis da proteção do reator usam valores de 6% da classificação nominal do reator, enquanto as faixas de ajuste dos relés podem ser limitadas a um valor de 5% para levar em conta erros no estado de regime. Portanto, recomendamos usar uma CTR de forma que a corrente nominal do reator (I_{RATED}) em ampères secundários seja superior a 83.5% (5% dividido por 6%) da corrente nominal do relé. Se for difícil obter um valor de K_{INRUSH} maior do que 70 devido a um valor de CTR baixo, uma opção é selecionar um relé com um valor nominal da corrente de entrada mais baixo (por exemplo, terminais de corrente de 1 A em uma aplicação de 5 A) [26].

B. Diferencial de Fase do Reator com Restrição Porcentual (87)

1) Mitos e Mal-Entendidos

O chaveamento do reator pode ser efetuado diariamente em alguns sistemas, e é importante ter segurança durante inrush do reator. O mal-entendido mais comum é que as funções de restrição ou bloqueio por harmônicos, na forma como são usadas por um elemento diferencial do transformador, protegem um elemento diferencial do reator com base nos harmônicos presentes nas correntes durante a energização do reator de núcleo de ferro, mas não durante a energização do reator de núcleo de ar [4] [27]. Os recursos de segurança por harmônicos em um elemento diferencial do transformador atuam de acordo com a corrente diferencial associada ao inrush do transformador; isso é descrito na Fig. 21a, onde apenas TC1 vê a corrente de inrush. No entanto, na energização de um reator (ver Fig. 21b), a corrente passa através de ambos os TCs e a corrente diferencial é zero. Portanto, nenhuma segurança é obtida, independentemente do tipo de reator. Qualquer segurança proveniente dos métodos de bloqueio ou restrição por harmônicos ocorre após a saturação do TC devido ao *offset dc* de longa duração que existe durante a energização. Contudo, não há garantia de que haverá harmônicos significativos nas correntes. Isso é mostrado na Fig. 22 usando um registro de evento de campo do inrush de um reator de núcleo de ferro [27] com segundo e quarto harmônicos insignificantes durante todo o evento, apesar de uma corrente diferencial aparecer após 1.5 segundo.

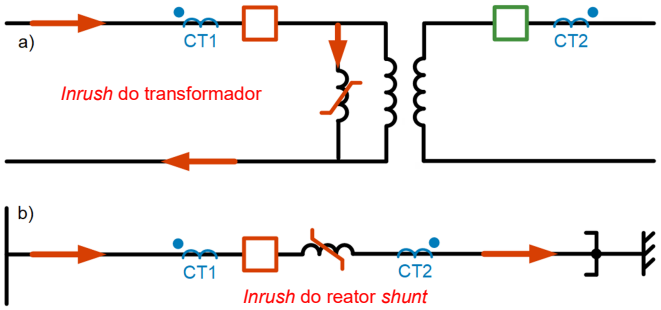

Fig. 21. Corrente de inrush passando por a) um TC para diferencial do transformador e b) ambos os TCs para diferencial do reator.

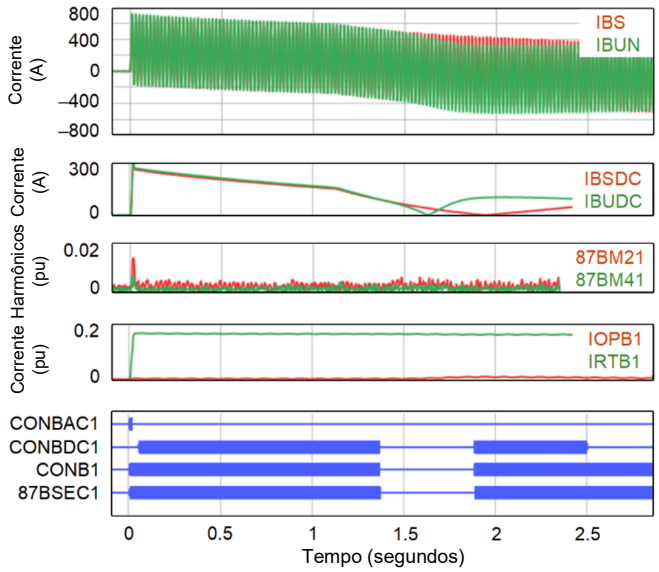

Fig. 22. Reprodução no relé da energização de um reator de núcleo de ferro no campo.

Outro mal-entendido é a confiança no EFD *ac*, descrito na Seção III.A, para todas as formas de saturação do TC. O EFD *ac* não é ideal para segurança devido à saturação do TC durante inrush do reator shunt, que pode durar vários segundos, conforme é evidente no evento de campo da Fig. 22 [27]. O EFD *ac* no elemento diferencial expira após 1 segundo, enquanto a saturação *dc* lenta do *TC* ocorre após 1.5 segundo, quando EFD *ac* expira. O EFD *ac* é uma técnica incremental que procura uma variação súbita nas correntes, e o temporizador de dropout pode não ser longo o suficiente para sistemas com relações X/R elevadas.

O EFD *dc* adiciona segurança na Fig. 22 enquanto o *dc* for elevado nas correntes da zona diferencial. No entanto, após o *dc* desaparecer entre 1.5 e 1.8 segundo na Fig. 22, devido à saturação *dc* do TC, uma corrente diferencial aparece. Esta mesma perda de *dc* faz com que EFD *dc* expire, como é evidente na desativação de CONBDC1 e CONB1. Um temporizador de dropout adicional para estender a segurança de EFD *dc* é útil se o elemento diferencial for ajustado com muita sensibilidade e os usuários confiarem no EFD *dc* para fornecer segurança.

Uma questão final é a confiabilidade reduzida ao depender do EFD para supervisionar a proteção contra faltas entre espiras baseada nas grandezas de sequência [2] [7]. Embora o EFD seja segregado por fase, ele pode ser ativado na fase A se as correntes da fase A variarem o suficiente devido a uma falta na fase B ou na fase C [28]. Para uma falta entre espiras, ele pode até ser ativado na fase defeituosa, porque, sem saturação do TC, não há corrente diferencial devido a uma falta nas espiras. Isso pode bloquear a proteção para faltas internas severas nas espiras [29]. Os EFDs são adaptados ao elemento diferencial, e é importante ter cuidado ao usá-los para outras aplicações, tais como proteção baseada nas grandezas de sequência.

2) *Diretrizes de Ajustes*

As diretrizes de ajustes dependem do projeto do relé. Ao usar um relé com EFDs *ac* e *dc* e usar temporizações (“delays”) para estender a segurança, o ajuste Slope 1 (Inclinação 1) pode ser definido em ~10% para contabilizar erros no estado de regime, e o ajuste Slope 2 (Inclinação 2) pode ser definido em 35% ou maior para uma segurança adequada, considerando o erro de magnitude de 25% e avanço da fase de 35°, como calculado em (4).

$$\text{Slope com saturação do TC} = \frac{IOP}{IRT} = \frac{|1-0.75\angle 35°|}{1+0.75} \sim 33\% \qquad (4)$$

Muitos relés não possuem estes detectores de faltas externas, e mais importante, conforme será mostrado nas Seções V.A e V.B, um ajuste da inclinação (“slope”) não limita a sensibilidade para proteção contra faltas entre fases ou mesmo proteção contra faltas à terra em sistemas solidamente aterrados. Portanto, para simplificar, um ajuste Slope 1 de 35% e um ajuste Slope 2 de 50% são seguros para saturação do TC, são confiáveis para faltas internas, e são recomendados e usados neste artigo.

As inclinações porcentuais dependem da definição da corrente de restrição [30]. Por exemplo, se a corrente de restrição for metade da soma das magnitudes das correntes na zona, os Slopes 1 e 2 serão 70% e 100%, respectivamente. Se a restrição for o máximo das correntes da zona, então os Slopes 1 e 2 poderão ser 60% e 80%, respectivamente.

C. *Falta à Terra Restrita (REF)*

O elemento REF deve ser ajustado acima do desequilíbrio máximo esperado [18]. Conforme observado na Seção II.B.1, o desequilíbrio do reator pode resultar em um valor máximo de 3I0 de 3.46% para um banco de reatores solidamente aterrado. Ao adicionar uma margem, calculamos um valor de 6% do valor nominal do reator. Este valor pode então ser convertido para o ajuste de pickup do elemento REF (REF50G), conforme mostrado em (5).

$$REF50G = 0.06\ pu \bullet \frac{I_{RATED}}{(CTRN \bullet I_{NOM_CTRN})} \qquad (5)$$

Os bancos de quatro reatores têm um reator no neutro que limita 3I0. Portanto, eles podem ser ajustados com sensibilidade ainda maior (6).

$$REF50G = 0.06\ pu \bullet \frac{I_{RATED}}{(CTRN \bullet I_{NOM_CTRN})} \bullet \left(\frac{X_1}{X_1+3X_N}\right) \qquad (6)$$

Os valores acima são limitados por um ajuste mínimo do relé de 0.05 pu para levar em conta erros no estado de regime.

D. *Sobretensão de Sequência-Zero (59G)*

O esquema de sobretensão de sequência-zero com o temporizador sequencial discutido na Seção III.B.2 é mostrado na Fig. 23. O nível de pickup tem um valor típico de 70% da tensão para uma falta fase-terra no barramento [20].

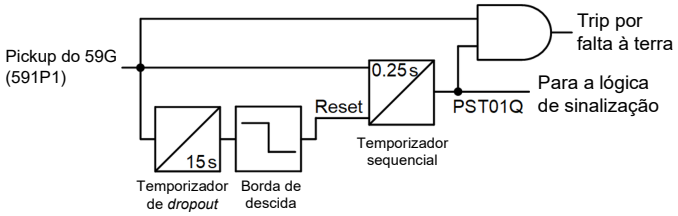

Fig. 23. Temporizador sequencial usado para melhorar a confiabilidade para faltas intermitentes.

O esquema da Fig. 23 usa um temporizador sequencial [16] [17] para suportar faltas à terra intermitentes, embora outros temporizadores disponíveis para relés digitais possam também ser usados [21]. O tempo de pickup do temporizador sequencial pode ser ajustado em um valor que varia de 0.25 segundo [19] até 80% da capacidade térmica do resistor de aterramento [20]. O tempo de reset do temporizador sequencial pode ser ajustado em 15 segundos. O temporizador acumula até atingir o tempo de trip de 0.25 segundo quando 59G atua. Se a entrada não for ativada por 15 segundos, o temporizador então reseta com ajuda do temporizador de dropout. O uso do temporizador sequencial é mais importante quando o elemento é ajustado com uma temporização de pickup de longa duração.

E. Esquema de Sobrecorrente Direcional

O esquema de proteção contra faltas entre espiras projetado para segurança, sensibilidade e velocidade ideais usando funções disponíveis na maioria dos relés digitais é mostrado na Fig. 24. O princípio básico consiste na configuração do elemento de sobrecorrente de forma a permanecer seguro para saturação do TC, enquanto o elemento direcional fornece segurança para eventos externos. A segurança adicional ao esquema é fornecida pela lógica da Fig. 25.

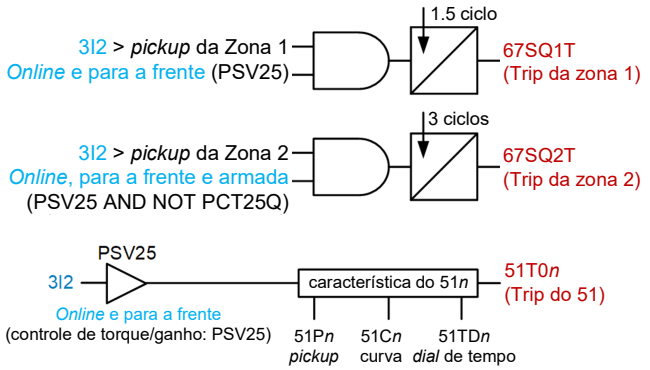

Fig. 24. Esquema de proteção contra faltas entre espiras.

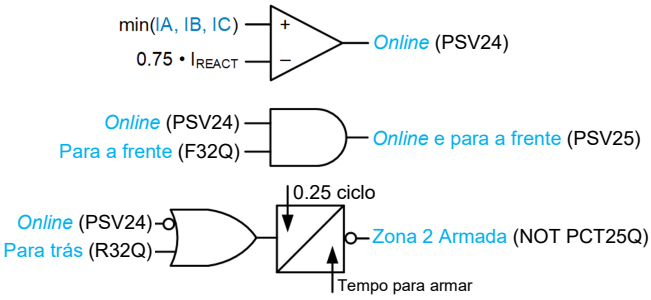

Fig. 25. Lógica auxiliar para adicionar segurança ao esquema de proteção contra faltas entre espiras.

As diretrizes dos ajustes dependentes da aplicação associadas são mostradas na Tabela V e são baseadas nos seguintes princípios:

- Um TC de neutro é uma adição valiosa para a proteção contra faltas nas espiras do reator, conforme observado em [31]. A corrente de neutro medida (IN) é inerentemente segura para qualquer saturação de TC e, quando disponível, sua utilização permite que a proteção seja ajustada com mínimos retardos ("delays") de tempo.
- Não há I0 ou I2 do sistema primário associada ao inrush do reator de núcleo de ar, conforme explicado na Seção II.B.2. Portanto, a proteção pode ser ajustada com pequenos retardos de tempo.

O princípio de operação do esquema da Fig. 24 é:

- A Zona 1 oferece proteção rápida e é habilitada em todas as ocasiões. O pickup é ajustado acima do valor do pior caso de saturação do TC, inrush do reator e desequilíbrio do reator.
- A Zona 2 é ajustada de forma sensível com um valor de IN ou 3I2 de 6% (I0 ou I2 de 2%), o que fornece uma margem de segurança de 73% sobre o desequilíbrio máximo possível do reator de 1.15%. A segurança é obtida principalmente através da temporização para armar, que habilita esta zona em 10 a 30 segundos após o reator ser energizado, ou se houver um evento externo.
- O elemento 51 é lento, mas ativo em todas as situações, assim como a Zona 1, e permanece confiável quando a Zona 2 é desarmada. O pickup e o dial de tempo são ajustados para coordenar com os erros do pior caso associados à saturação do TC e inrush do reator.

Todos os três níveis são supervisionados pela lógica da Fig. 25, com os princípios explicados a seguir:

- Uma supervisão de sobrecorrente trifásica garante que o esquema possa apenas dar trip quando o banco de reatores estiver online (PSV24) [1]. Um valor de pickup de 75% de I_{RATED} possui uma margem de confiabilidade adequada para condições de subtensão do sistema. Uma supervisão de sobrecorrente trifásica é a preferida quando comparada a uma supervisão de subtensão [2] porque ela permanece confiável para faltas entre espiras de alta magnitude, conforme mostrado na Seção V.C.1 através do uso de um evento de campo. Além disso, uma supervisão de subtensão requer TPs nos terminais do reator, os quais nem sempre estão disponíveis. Esta supervisão também adiciona segurança para um polo aberto do disjuntor devido à condição "pole-scatter" durante a energização ou porque um polo está preso. Ela usa as mesmas correntes exigidas para um cálculo de 3I2 para confirmar a validade da medição, incluindo uma falha de TC.
- A proteção responde apenas às faltas internas/à frente do reator (F32Q), garantindo segurança para quaisquer eventos externos.
- A Zona 2 sensível somente é armada durante uma condição do estado de regime. Para reatores de núcleo de ferro solidamente aterrados, isso está associado à relação X/R do sistema primário de aproximadamente 2 segundos, considerando uma temporização total para armar de 10 segundos. Para bancos de reatores não aterrados onde 3I2 é utilizada, os erros podem durar mais tempo e estão associados às constantes de tempo

dos TCs, que podem ser em torno de 10 segundos para TCs de núcleo fechado [15]. Portanto, uma temporização para armar de 30 segundos é usada.

TABELA V
AJUSTES DE SOBRECORRENTE SENSÍVEIS E SEGUROS DEFAULT PARA PROTEÇÃO CONTRA FALTAS ENTRE ESPIRAS DO REATOR SHUNT (PARA USO COM FIG. 25)

Tipo de Reator*	50/51 Corrente Usada	50/67 Zona 1	50/67 Zona 2	51 Tempo-Inverso
Núcleo de ar solidamente aterrado	Corrente de neutro (IN)	Pickup: 6% Delay: 1.5 ciclo	NA	NA
Núcleo de ferro solidamente aterrado	Corrente de neutro (IN)	Pickup: 50% Delay: 1.5 ciclo	Pickup: 6% Delay: 3 ciclos Temporiz. p/ armar: 10 segundos	Pickup: 6% Curva: U2 Dial de tempo: 2.5
Núcleo de ar não aterrado	Corrente de sequência-negativa (3I2)	Pickup: 80% Delay: 1.5 ciclo	Pickup: 6% Delay:3 ciclos Temporiz. p/ armar: 30 segundos	Pickup: 10% Curva: U2 Dial de tempo: 6
Núcleo de ferro não aterrado	Corrente de sequência-negativa (3I2)	Pickup: 170% Delay: 1.5 ciclo	Pickup: 6% Delay: 3 ciclos Temporiz. p/ armar: 30 segundos	Pickup: 10% Curva: U2 Dial de tempo: 7

Nota—O esquema de proteção do banco de quatro reatores pode ganhar confiabilidade usando ambas IN e 3I2 (ver Seção V.C.4).

Para todas as diretrizes de ajuste fornecidas nesta seção, é preferível confirmar durante o comissionamento que a assimetria composta do reator e dos TCs é suficientemente menor do que os ajustes de pickup durante o estado de regime (ou seja, mais de 30 segundos após a energização do reator). A abordagem usada pela Avista para verificar a assimetria permanente e implantar estes ajustes no seu reator de núcleo de ar é compartilhada na Seção IV.J, com os ajustes detalhados no Apêndice B. Baseando-se em nossa análise, testes extensos no simulador e na experiência de campo, os ajustes da Tabela V são seguros. No entanto, se segurança adicional for desejada, os diversos tempos de *pickup* e retardos de tempo podem certamente ser aumentados. Se aumentar a segurança, é benéfico considerar a preferência pela velocidade da proteção dos reatores de núcleo de ferro imersos em óleo. Uma avaliação mais abrangente usando a abordagem da Seção V.C.5 pode ajudar no processo de sintonia e desenvolvimento de ajustes otimizados.

1) Ajustes do Elemento Direcional

O elemento 32Q da Fig. 17 fornece segurança para desequilíbrios do sistema externos e é ajustado de forma que:

- Os ajustes de pickup de sobrecorrente para a frente e reverso, 50QFP e 50QRP, são iguais a 6% da corrente nominal do reator para compatibilizar com os ajustes mínimos da Tabela V.
- O ajuste a2 (I2/I1) é definido em 2%, fornecendo uma margem acima do desequilíbrio máximo de 1.15%. É importante observar que a2 usa I2, enquanto os elementos de sobrecorrente usam 3I2 e são ajustados no mínimo em 6%, três vezes este valor de 2%. Um ajuste baixo de a2 era sugerido no passado para fornecer proteção confiável contra faltas entre espiras dos reatores shunt [32] e estatores de gerador [29].
- O ajuste Z2F é definido em 50% da impedância do reator (Z_{REACT}) e o Z2R é definido acima deste valor [22].

2) Ajustes do Elemento de Sobrecorrente

Os ajustes do elemento de sobrecorrente da Tabela V são obtidos assumindo o pior caso de saturação do TC, e incluindo *burden* e remanência, assimetria desfavorável do banco do reatores de ±2%, e ponto na onda ("point-on-wave") do fechamento do disjuntor. Os tempos de operação esperados são mostrados como uma função da corrente de operação na Fig. 26 para um sistema de 60 Hz. Para reatores de núcleo de ar solidamente aterrados, o tempo de operação é de 1.5 ciclo para uma corrente acima de 6%. Para os demais reatores, quando a corrente for superior a 6% e quando a Zona 2 estiver armada, o tempo de operação é 3 ciclos.

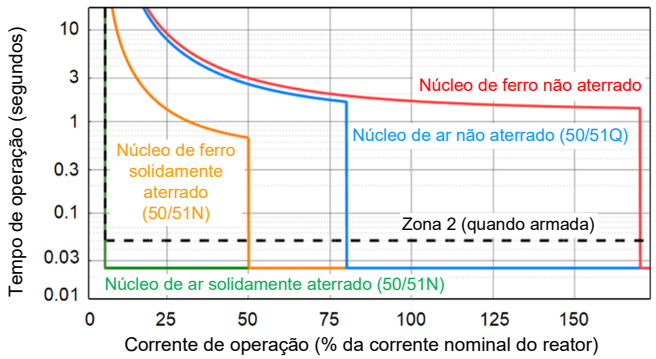

Fig. 26. Tempos de operação da proteção esperados para diferentes reatores.

Os níveis de pickup da Zona 1 da Tabela V são avaliados com base na linha tracejada da Fig. 20. Com a relação de magnitudes de 75% e erro de fase de 35°, calculamos uma 3I2 máxima possível de 80%. Isso ocorre quando:

IA = 1 pu ∠0°
IB = 0.75 pu ∠–120° + 35°
IC = 1 pu ∠120° + 35°

Se K_{INRUSH} for menor do que 70, então o ajuste associado baseado na Fig. 20 pode ser executado.

A escolha da características de 51 é baseada em vários milhares de casos de testes simulados com *hardware-in-the-loop* que verifica o dial de tempo máximo exigido para segurança. O elemento 51N operando com IN pode suportar o inrush do reator de núcleo de ferro com um pickup relativamente baixo de 6% e um dial de tempo curto de 2.5. O elemento 51Q opera baseado em 3I2, precisa também permanecer seguro para saturação do TC, e requer um pickup superior a 10%. Ajustes seguros para o elemento 51Q para um

inrush simulado do reator de núcleo de ferro são mostrados na Fig. 27. As curvas de 51Q de tempo-inverso integram os níveis mais altos de inrush inicialmente e, portanto, precisam ser definidas com mais segurança do que os níveis de 50Q de tempo-definido alternativos. No entanto, preferimos a simplicidade proporcionada por uma única curva de 51Q para adicionar confiabilidade em diferentes níveis de falta. A curva U2 do IEEE é usada porque é segura para altos níveis de corrente, para os quais a Zona 1 é confiável. Este formato moderadamente inverso da curva permite uma operação mais rápida do que algumas das outras curvas.

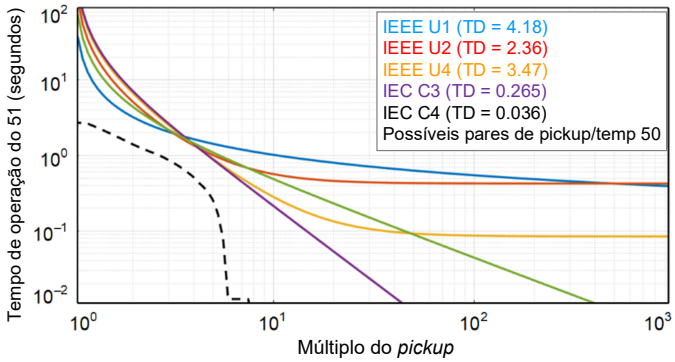

Fig. 27. Características seguras de 50 e 51 para inrush de um reator de núcleo de ferro.

Os diais de tempo da curva U2 de 51Q que fornecem operação segura para um K_{INRUSH} de 30 a 70 com incrementos de 10° são 9, 7, 5, 3.5 e 2.5, respectivamente. Conforme declarado anteriormente, a diretriz é baseada em um K_{INRUSH} de 70 com um dial de tempo seguro de 2.5. Na Tabela V, adicionamos uma margem considerável para obter o dial de tempo de 6 e 7 para um reator de núcleo de ar e núcleo de ferro, respectivamente. Se K_{INRUSH} for menor do que a faixa 50 a 70, por exemplo, então o dial de tempo deve ser aumentado.

F. Considerações das Aplicações para Esquema de Sobrecorrente Direcional

1) Reatores de Linha

Quando uma linha de transmissão é desenergizada, ocorre um fenômeno denominado *ringdown* no qual a capacitância distribuída da linha troca energia com os reatores da linha [1] [33] [34]. Com o sistema de potência desconectado, a frequência de *ringdown* natural (f_{LC}) desta oscilação pode ser aproximada por (7) usando a reatância capacitiva shunt (X_C) e a reatância indutiva shunt (X_L) da linha avaliada na frequência do sistema (f_{SYS}). Por exemplo, se um reator de linha for dimensionado para compensar 75% da reatância capacitiva em uma f_{SYS} de 60 Hz, então f_{LC} resulta em 52 Hz, conforme (8).

$$f_{LC} = f_{SYS}\sqrt{\frac{X_C}{X_L}} = f_{SYS}\sqrt{\frac{MVAR_L}{MVAR_C}} \quad (7)$$

$$f_{LC} = 60\ Hz \bullet \sqrt{0.75} = 52\ Hz \quad (8)$$

Quando a linha é desenergizada após uma falta, a tensão nas fases sob defeito é reduzida e as correntes de fase do reator associadas podem ser inferiores ao valor limite de corrente de 75% da Fig. 25 (ver Seção IV.H.2). No entanto, quando a linha é normalmente desenergizada (sem uma falta), as tensões e correntes de fase podem aumentar e há uma variação no degrau de frequência de f_{SYS} para f_{LC} (ver Seção IV.H.1). Normalmente, as frequências do sistema de potência aumentam devido à inércia do sistema, de acordo com a equação de oscilação. Os relés são geralmente projetados para assumir esta característica de rampas de frequência do sistema de potência [16] [17]. A variação no degrau de frequência durante a desenergização do reator de linha pode resultar em erros de estimação fasorial e causar uma operação incorreta do esquema de proteção contra faltas entre espiras da Fig. 24.

Para fornecer segurança durante *ringdown* (após a desenergização normal da linha), uma opção consiste em usar os estados dos disjuntores da linha para bloquear a proteção [1]. Se apenas o estado do disjuntor do terminal de linha local for utilizado, o esquema pode então perder a confiabilidade quando a linha for energizada a partir do terminal remoto, de forma similar ao cenário da Fig. 11. Se o estado do disjuntor do terminal de linha remoto também for usado, o esquema possui então requisitos do canal de comunicação [1]. O esquema de proteção pode ser degradado devido à perda do canal, questões relativas à latência do canal, e possível confiabilidade reduzida dos estados dos disjuntores.

Uma solução simples para proteger o esquema da Fig. 24 para reatores de linha consiste em usar os recursos de rastreamento de frequência dos relés modernos [16] [17] para detectar desvios de frequência. Quando ocorre uma variação súbita da frequência, a indicação de frequência saudável (FREQOK) no relé é desabilitada rapidamente, bem antes da menor temporização de pickup de 1.5 ciclo. Após a medição da frequência (FREQ) ser restaurada e FREQOK ser ativada, o relé rastreia f_{LC} com precisão. Estes sinais podem ser utilizados para a lógica de supervisão da frequência (FREQSUP) da Fig. 28 e podem ser usados para supervisão adicional da lógica ONLINE da Fig. 24. Se forem utilizados outros relés que tenham sinais diferentes disponíveis para fornecer supervisão de frequência, então a temporização de pickup do esquema de proteção contra faltas entre espiras requer coordenação com a supervisão da frequência.

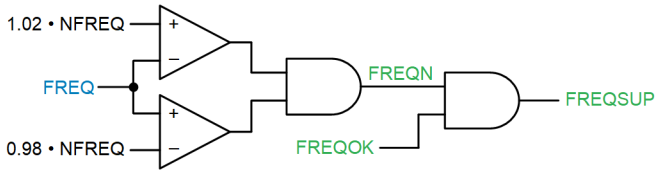

Fig. 28. Supervisão de frequência para proteção contra faltas entre espiras do reator de linha.

A lógica FREQSUP fornece segurança durante medição de frequência não confiável, quando FREQOK é desativada. A frequência é usualmente calculada a partir das tensões medidas. Se os TPs medirem tensões nos terminais do reator, a lógica FREQSUP usando FREQOK pode levar cerca de alguns ciclos para ser ativada, o que pode atrasar um comando de trip da proteção contra faltas entre espiras da Zona 1 durante um cenário de chaveamento sobre falta (“switch-on-to-fault”) do reator. Portanto, é preferível usar os TPs de linha (no lado da linha do disjuntor do reator).

A lógica FREQSUP também fornece segurança para o esquema de proteção da Fig. 24 quando f_{LC} estiver com desvio maior do que 2% de f_{SYS}. Em aplicações onde o reator é dimensionado para compensar entre 95% a 105% da reatância capacitiva, f_{LC} pode estar com desvio menor do que 2% de f_{SYS}. Em tais casos, o *ringdown* durante a desenergização da linha é bastante suave e o esquema de proteção contra faltas entre espiras da Fig. 24 é inerentemente seguro. Portanto, a lógica FREQSUP da Fig. 28 pode ser geralmente usada para supervisionar a proteção contra faltas entre espiras para reatores de linha, e a lógica fornece segurança durante *ringdown* conforme necessário.

2) Aterramento do Banco de Reatores

O uso do elemento 32Q para direcionalidade é preferido quando comparado ao uso do elemento direcional de sequência-zero (32G) porque ele é independente do aterramento do reator. Além disso, a impedância de sequência-negativa da rede também é normalmente menor, permitindo um melhor desempenho da proteção durante contingências em uma rede fraca, conforme explicado na Seção II.D.

3) Alta Penetração de IBRs e IBRs em Redes Fracas

Para reatores shunt em um barramento de uma planta de IBRs com uma rede muito fraca, o uso do elemento 32Q pode reduzir o desempenho dos elementos de proteção. Para o esquema da Fig. 24, a preocupação está principalmente relacionada à confiabilidade. Para uma falta interna, o ângulo de fase de I2 pode variar e fazer com que uma falta interna pareça ser externa [35]. Os IBRs podem também injetar um montante pequeno de I2. Mesmo para IBRs normatizados que são solicitados a injetar I2 durante faltas desequilibradas, a variação na tensão do sistema pode não ser significativa o suficiente durante faltas entre espiras de baixa intensidade para que os IBRs comecem a injetar qualquer valor de I2. Por outro lado, reatores shunt conectados ao barramento em uma planta de IBRs geralmente têm um forte caminho de sequência-zero introduzido por um banco de aterramento próximo. Portanto, para reatores shunt solidamente aterrados em uma planta de IBRs, o uso do elemento 32G é preferível ao elemento 32Q. Para reatores shunt conectados ao barramento do terciário do transformador da planta de IBRs não aterrado, o esquema diferencial de tensão de sequência-zero pode ser usado [1] [7] [14]; contudo, isto pode fornecer sensibilidade e/ou velocidade reduzidas em comparação com o esquema de sobrecorrente direcional discutido na Seção IV.E.

4) Reatores Shunt Variáveis (VSRs)

Os VSRs ("variable shunt reactors") estão se tornando populares em alguns sistemas devido às considerações de manutenção e espaço, além de questões econômicas [8]. Estes reatores são equipados com um comutador de tap sob carga e um enrolamento de regulação que permite fornecer compensação de potência reativa variável, como por exemplo, de 50% a 100% de sua capacidade nominal máxima. As diretrizes fornecidas nesta seção baseiam-se em 100% do valor nominal máximo, o que pode limitar a confiabilidade quando o tap do reator é reduzido para um valor mais baixo. Nestas aplicações, a verificação online da Fig. 25 deve ter o limite de corrente reduzido para 75% do valor nominal de VSR mínimo. Além disso, uma temporização de 1 ciclo deve ser adicionada à Zona 1 e Zona 2 da Fig. 24 para compensar a segurança reduzida. Se as temporizações rápidas de 1.5 ciclo e 3 ciclos para a Zona 1 e Zona 2 tiverem que ser mantidas (por exemplo, para mitigar um risco de incêndio em um reator de núcleo de ferro), então zonas adicionais com diferentes níveis de supervisão de sobrecorrente e temporizações podem ser adicionadas, ou uma entrada dos controles do comutador de taps pode ser usada, para tornar o esquema adaptativo.

5) Sistemas de Potência Desequilibrados

Em raras aplicações, o sistema de potência pode ser desequilibrado de forma que V2 e I2 sejam maiores do que 2%. Em tais aplicações, o esquema da Fig. 24 ainda pode ser aplicado. No entanto, a Zona 2 pode permanecer bloqueada e fornecer confiabilidade reduzida devido às grandezas V2 e I2 desequilibradas estarem ativando R32Q de forma consistente. Em tais casos, a Zona 2 pode ser complementada, ou substituída, por uma grandeza de operação de sequência-negativa normalizada, V2/V1 menos I2/I1, conforme apresentado pela primeira vez em [36] e posteriormente aplicado em [7]. Além das considerações de projeto do esquema apresentadas em [7], recomendamos a segurança adicional da Fig. 25, com exceção da entrada R32Q. Achamos que tais sistemas desequilibrados são raros, e complementar a Zona 2 com o método de sequência-negativa normalizada deve se basear no perfil do sistema de potência usando medições de campo, similar à abordagem apresentada na Seção IV.J.

G. Identificação da Fase Defeituosa para Sinalização

A corrente do reator é indutiva e a corrente de falta que é parcialmente dependente da impedância do sistema é geralmente também indutiva. Portanto, a magnitude da corrente da fase defeituosa aumenta durante uma falta, consequentemente aumentando os componentes de sequência.

O comportamento dos fasores para uma falta nas espiras da fase A de um reator solidamente aterrado é mostrado na Fig. 29, com as correntes I1, I0 e I2 durante a falta próximas de 0°. Para uma falta na fase B, I1 é cerca de 0°, I0 é cerca de –120°, e I2 é cerca de +120°. A diferença angular entre as correntes de sequência pode então ser comparada para determinar a fase defeituosa. Os relés geralmente usam I0 e I2 para identificar a fase com defeito [17], mas a presença de I0 pode ser interpretada erroneamente como envolvimento de uma falta à terra. Isso pode ser resolvido verificando uma operação do elemento REF.

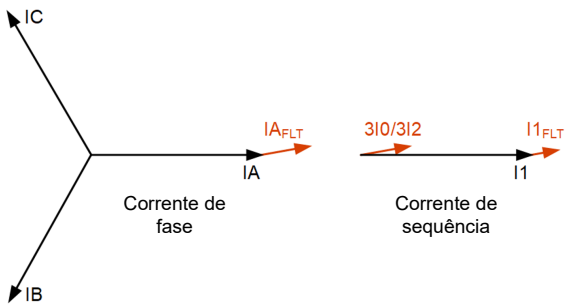

Fig. 29. Fasores das correntes de fase e sequência para uma falta na fase A.

Para bancos de quatro reatores, I0 é reduzida e pode ser insuficiente para ajudar na identificação da fase defeituosa. Em bancos de reatores não aterrados, a corrente da fase defeituosa se propaga para as fases não defeituosas, enquanto I0 é desprezível e inutilizável. Portanto, para simplificar e generalizar, é preferível comparar I2 e I1 para identificação da fase com defeito. A exceção é para reatores solidamente aterrados em plantas de IBRs com I2 possivelmente não confiável, onde a preferência é comparar I0 com I1.

Em reatores não aterrados, é possível que o elemento 59G atue e dê trip tanto para uma falta à terra quanto para uma falta nas espiras. Contudo, não há I2 para uma falta à terra em reatores não aterrados. Portanto, um trip de 59G sem um trip de 67Q associado pode ser usado como uma indicação do envolvimento de terra.

Para a instalação de campo discutida na Seção IV.J, o esquema genérico comparando I2 e I1 foi utilizado, com os detalhes de implementação compartilhados no Apêndice B. Para o propósito deste artigo, esta é a versão usada para identificação do tipo de falta.

H. Segurança na Proteção do Reator de Linha Durante Desenergização Normal da Linha e Ringdown

1) Segurança Durante Desenergização Normal da Linha

Uma desenergização normal da linha é simulada e mostrada na Fig. 30, onde o último disjuntor de linha é aberto em t = 0. Como os três polos do disjuntor não abrem ao mesmo tempo e devido à diferença entre f_{LC} e f_{SYS}, há um desbalanço no circuito que se desenvolve e aparece no neutro do reator shunt. O relé continua a rastrear incorretamente a frequência do sistema de 60 Hz por algum tempo, e isto resulta em estimação fasorial errônea, conforme está evidente na ondulação (“ripple”) de alta magnitude de 3V2 e 3I2. Mesmo que a 3V2 desequilibrada (na frequência de f_{LC}) esteja na direção reversa, o relé declara a direção à frente devido ao erro na estimação fasorial. FREQOK cai um quarto de ciclo após o relé declarar uma falta à frente; portanto, o uso de FREQSUP que considera FREQOK garante que a proteção contra faltas entre espiras do esquema da Fig. 24 permaneça seguro.

Em ~80 ms, FREQOK é ativada, o relé rastreia a frequência até f_{LC} de ~52 Hz, e FREQN é desativada para fornecer segurança. Após os transitórios do filtro, os fasores se estabilizam e o elemento direcional passa a ver corretamente o desbalanço na direção reversa. Durante o *ringdown*, FREQSUP permanece desativada, seja devido a uma desativação de FREQOK ou de FREQN, e adiciona segurança à proteção contra faltas nas espiras do reator de linha.

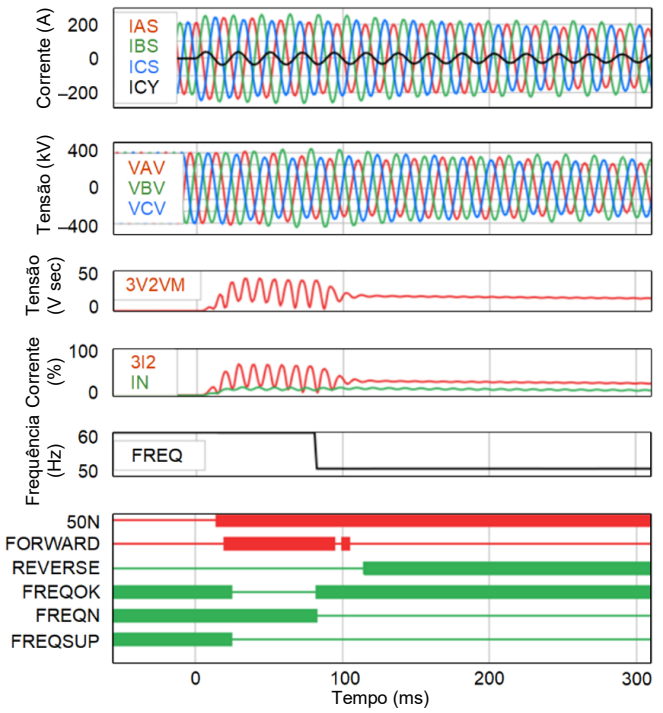

Fig. 30. Segurança fornecida pela supervisão baseada em frequência durante desenergização da linha e *ringdown*.

2) Segurança Durante Faltas Externas e Religamento

O comportamento de muitos dos outros mecanismos de segurança é resumido e ilustrado usando a simulação da Fig. 31 para um reator de linha de núcleo de ar solidamente aterrado.

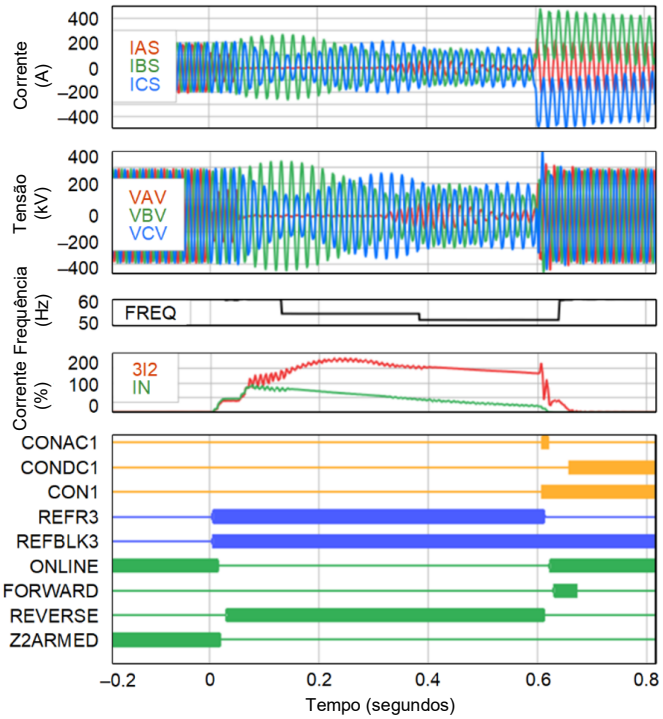

Fig. 31. Recursos de segurança durante um evento de falta externa e religamento.

Uma falta AG na linha ocorre no instante t = 0. A tensão da fase A afunda devido à falta causando uma redução associada na corrente da fase A do reator. A indicação online requer todas as correntes trifásicas, sendo portanto desativada logo depois, o que, por sua vez, desarma a Zona 2. A indicação reversa do elemento 32Q também é ativada para a falta reversa, assim como a indicação reversa do elemento REF (REFR3). Uma ativação de REFR3 causa uma ativação do bit REFBLK3, que protege o elemento REF. O EFD não é ativado porque não há uma variação suficiente na corrente para exigir segurança para saturação do TC.

Uma vez que os disjuntores de linha desligam em ~50 ms, as tensões e correntes de *ringdown* aparecem nas fases sem defeito. A tensão e a corrente da fase A permanecem em zero porque a falta ainda permanece até ~0.3 segundo. As tensões e correntes de *ringdown* associadas à ressonância da capacitância da linha e dos reatores shunt estão em uma frequência fora do nominal, caindo dos 60 Hz nominais para um valor de ~52 Hz.

Um religamento de alta velocidade é iniciado em ~0.6 segundo. A indicação online é ativada logo após todas as três correntes estarem saudáveis e presentes. A indicação de direção à frente do elemento 32Q é ativada por 40 milissegundos durante a energização. A corrente de neutro, contudo, já é zero no instante da ativação da direção à frente. A corrente 3I2 durante este tempo é inferior a 42%, que é um valor bem abaixo de uma 3I2 de 80% para uma Zona 1 de sequência-negativa, se aplicada. O pickup da Zona 2 é de 6%, mas ela é desarmada por mais 30 segundos. Nenhum dos elementos de proteção contra faltas entre espiras tem oportunidade de ativar seus temporizadores de 1.5 ou 3 ciclos. O elemento REF é bloqueado por mais 1 segundo uma vez que REFR3 foi ativado recentemente. As correntes de inrush do reator têm *offset dc* muito alto nas fases B e C, resultando em uma perda de cruzamentos pelo zero para o restante do evento. Esta elevada corrente *dc* pode eventualmente causar a saturação *dc* dos TCs de fase do lado do terminal e do neutro, enquanto o TC de neutro permanece sem saturar. O EFD *ac* inicialmente é ativado devido ao surto repentino nas correntes, e o EFD *dc* é ativado logo depois para evitar uma operação incorreta devido à saturação *dc*.

I. Análise Postmortem da Operação Incorreta do Reator de Núcleo de Ferro para o Operador do Sistema de Transmissão da Itália—Terna S.p.A.

Um evento de campo desafiador com inrush de um reator de núcleo de ferro que resultou em uma operação incorreta do diferencial é mostrado na Fig. 32 [27]. Devido à saturação *dc* do TC, há uma atenuação na magnitude de ~22% e um avanço da fase de ~27° que permanece até ocorrer uma operação incorreta e o banco de reatores ser desligado. A corrente de operação aumenta com uma inclinação de ~25.5%. O valor de 3I2 atinge um valor de 48.5%.

Este é o evento de campo mais severo de saturação *dc* do TC que já vimos. Uma inclinação de 35% para o elemento diferencial e um valor de pickup de 3I2 de 170% para nossa proteção contra faltas entre espiras da Zona 1, consistente com nossas diretrizes de ajustes, garantem segurança adequada dos elementos de proteção.

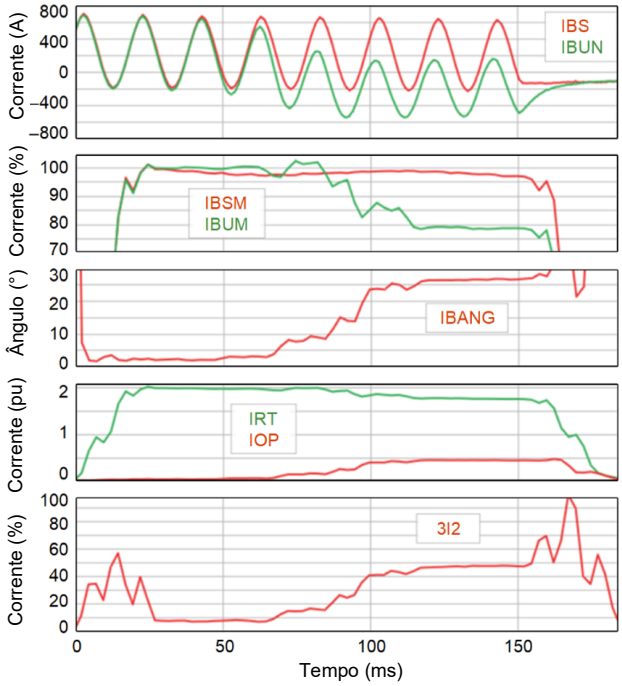

Fig. 32. Evento de campo desafiador com inrush de um reator de núcleo de ferro.

J. Experiência de Campo da Avista Com Proteção de Reatores de Núcleo de Ar

A Avista possui reatores de núcleo de ar conectados a um barramento solidamente aterrado, o que permitiu testar a maioria das diretrizes fornecidas neste artigo. Configuramos os ajustes no modo de monitoramento por várias semanas. No modo de monitoramento, registramos o perfil de diversos sinais, que forneceram uma visão instantânea do sistema a cada 5 minutos. O perfil de diversos sinais durante um dia é mostrado na Fig. 33. O reator está online das 2h20 às 7h25. Para referência, o desequilíbrio de um reator pode ser até uma corrente I2 de 1.15% conforme Seção II.B.1, e nossos ajustes sensíveis são baseados em uma I2 de 2% conforme Seção IV.E.

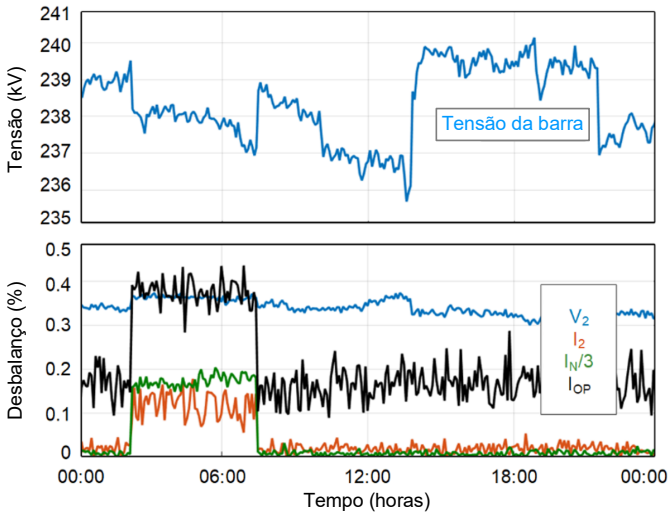

Fig. 33. Perfil de vários sinais medidos ao longo de um dia de verão.

A partir do perfil, podemos observar que a I0 medida no neutro (IN/3) é menor do que 0.2%. A corrente de neutro é indicativa de um desequilíbrio do sistema primário, seja proveniente do reator ou das tensões do sistema. Este desequilíbrio de 0.2% está bem abaixo do desequilíbrio máximo do reator de 1.15% e de nossos valores limites de ajuste de 2%. A corrente I2 é quase igual a I0; portanto, o erro de medição nos TCs de fase é insignificante.

V2 está em um valor mais alto de 0.35%, que pode ser uma combinação do desequilíbrio do sistema e erros de medição. Se este valor fosse superior a 2%, poderíamos ter considerado complementar a Zona 2 de nossa proteção contra faltas entre espiras com um método que pode compensar o desequilíbrio [7] (ver Seção IV.F.5).

A corrente de operação do elemento diferencial, mostrada como um máximo dos valores por fase, atinge um valor de 0.4% ou 0.004 pu. Este valor está bem abaixo do valor de pickup aplicado de 0.30 pu.

Após o período de monitoramento, configuramos o relé para dar trip no disjuntor com os ajustes apresentados no Apêndice B. Embora não sejam mostrados no Apêndice, configuramos também ajustes adicionais de monitoramento que fornecem maior sensibilidade e velocidade para alarme de uma falha provável ("near miss"). Um evento de campo AG com os ajustes de trip da proteção implantados é mostrado na Fig. 34.

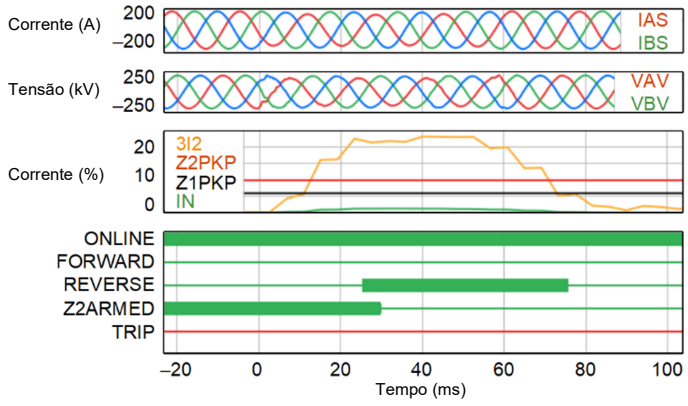

Fig. 34. Evento de campo com falta AG reversa com reator online e ajustes implantados.

Nossa experiência obtida de vários registros de faltas e chaveamentos tem sido ótima. Não chegamos perto de uma falha provável, o que, junto com nossos testes extensivos, nos dá total confiança da segurança de nossos esquemas de proteção e diretrizes de ajustes.

V. Avaliação da Confiabilidade

Esta seção demonstra a confiabilidade, incluindo sensibilidade e velocidade, para faltas internas propiciada pelos diferentes elementos de proteção discutidos neste artigo. Eventos de campo de faltas entre espiras do reator de núcleo de ar recebidos da Xcel Energy [7] e simulações no RTDS usando o novo modelo descrito na Seção II.C [10] são utilizados para ilustrar o desempenho da proteção.

A. Faltas Entre Fases

Uma falta fase-fase localizada a 1% do neutro na fase B e 1% do neutro na fase C é simulada no reator de núcleo de ferro EAT (ver Fig. 35). O diferencial (87R1) atua e dá trip em 12 ms. As correntes de fase do terminal exibem um aumento visível nas correntes de falta, provocando uma 3I2 de 375%. As correntes de fase no lado do neutro aumentam para quase 100 vezes o valor. A presença dos TCs de fase no lado do neutro torna o diferencial extremamente sensível. A lógica de sinalização identifica uma falta nas fases BC com precisão.

Para comparação, habilitamos o diferencial da Zona 2 com o mesmo pickup e inclinação, mas também habilitamos funções de bloqueio e restrição por harmônicos com porcentuais default de segundo e quarto harmônicos (15%) associados ao diferencial de um transformador. Podemos ver que a Zona 2 atua e dá trip em 31 milissegundos, em comparação com o trip da Zona 1 de 11 milissegundos. A Zona 2 é lenta para dar trip porque a mudança no degrau da corrente de falta tem que se propagar através dos filtros de harmônicos [37]. A possível saturação do TC, não mostrada na figura, pode tornar ainda mais lento um elemento diferencial baseado em harmônicos. Um comando de trip atrasado apresenta riscos de incêndio para um reator de núcleo de ferro. Conforme explicado na Seção IV.B, é muito melhor usar ajustes da inclinação conservadores para segurança, ao invés de confiar em funções de harmônicos que provavelmente não ajudarão. Para enfatizar o ponto, a inclinação da Fig. 35 foi praticamente 100% porque a corrente de fase no lado do neutro ainda dominou a resposta do elemento diferencial.

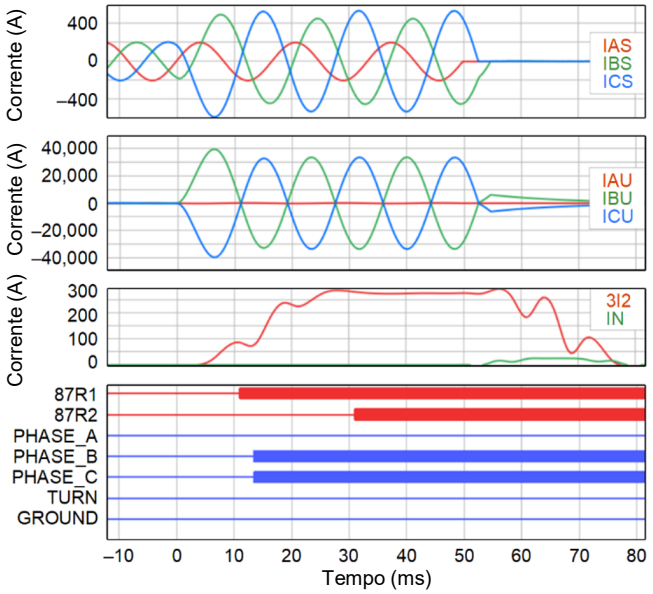

Fig. 35. Falta entre fases perto do neutro (1% a 1%) de um reator de núcleo de ferro.

Uma falta entre fases em um reator de núcleo de ar é improvável e não é mostrada na figura. De forma geral, o desempenho é o mesmo que o da Fig. 35, embora as correntes de falta sejam muito menores. Por exemplo, a corrente de fase no lado do neutro ainda domina a resposta do elemento

diferencial, mas tem cerca de um décimo do nível da corrente de falta do reator de núcleo de ferro.

B. *Faltas à Terra*

1) *Reator Solidamente Aterrado*

A resposta da proteção para uma falta AG localizada a 1% do neutro de um reator de núcleo de ar é mostrada na Fig. 36. Similar à falta entre fases da Fig. 35, há muita corrente de fase no lado do neutro e o elemento diferencial opera rapidamente. Há também muita corrente de neutro, permitindo que a proteção contra faltas entre espiras atue e dê trip através da Zona 1. No entanto, não ocorre muita variação nas correntes no lado do terminal, resultando em valores baixos de 3I2 e 3I0; elas são aproximadamente um centésimo de IN. O elemento REF é ajustado com sensibilidade e opera no caminho do direcional comparando o ângulo de 3I0 e IN. Se 3I0 for insuficiente, por exemplo, para uma falta em um porcentual menor do enrolamento ou para uma falta resistiva, então o elemento REF pode operar no caminho não direcional com base na magnitude de IN (ver Fig. 14). De modo geral, o elemento REF não adiciona sensibilidade de proteção significativa ao elemento diferencial em bancos de reatores solidamente aterrados, similar à sua aplicação em transformadores de potência [18]. No entanto, ele ajuda a lógica de sinalização a identificar uma falta à terra com precisão.

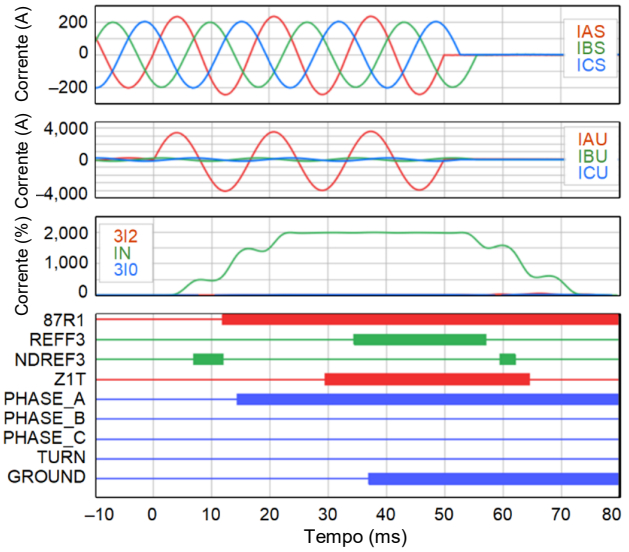

Fig. 36. Falta à terra perto do neutro (1%) de um reator de núcleo de ar.

2) *Banco de Quatro Reatores*

Uma falta AG a 1% do neutro não resulta em trip. A resposta da proteção para uma falta AG a 2% do neutro de um banco de núcleo de ar de quatro reatores é mostrada na Fig. 37. A corrente no terminal da fase A aumenta muito ligeiramente em magnitude, enquanto a corrente de neutro da fase A diminui ligeiramente. Portanto, considerando as polaridades do TC, as correntes 3I0 e IN associadas estão em fase uma com a outra, e o elemento REF opera marginalmente.

A proteção contra faltas entre espiras não mede 3I2 suficiente para operar para esta falta. O elemento diferencial vê uma corrente de operação de 0.12 pu e uma corrente de restrição de 2 pu, resultando em uma inclinação de 6%, que é significativamente menor do que os 35% necessários para dar trip. A ausência de operação do diferencial para a falta da Fig. 37 resulta em sinalização abaixo do ideal, mostrando que ocorreu uma falta à terra, mas não indica qual fase foi envolvida.

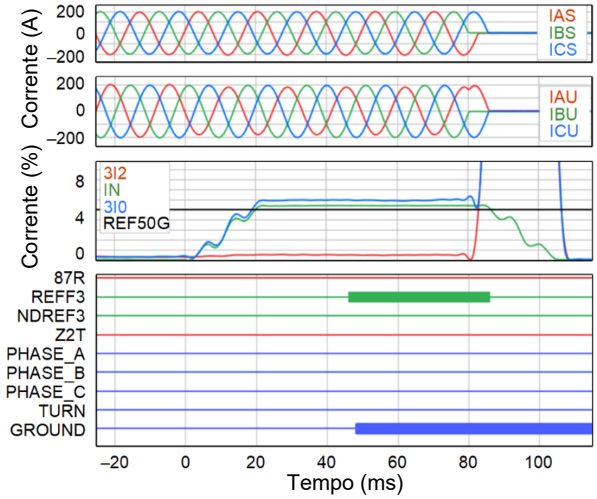

Fig. 37. Falta à terra perto do neutro (2%) de um banco de quatro reatores.

Eventualmente, tanto a proteção diferencial quanto a proteção contra faltas entre espiras operam quando a falta está localizada a 10% do neutro (não ilustrado neste artigo). A corrente de operação do elemento diferencial é 0.67 pu e a corrente de restrição é 1.66 pu para uma falta que está a 10% do neutro. A lógica de sinalização opera de forma ideal quando o elemento diferencial começa a operar.

A sensibilidade fornecida pelo elemento REF é mais útil para bancos de quatro reatores do que para reatores solidamente aterrados, mas o ganho em sensibilidade do elemento REF em relação ao elemento diferencial não é tão significativo quanto nos geradores e transformadores aterrados através de baixa impedância [18].

3) *Reator Não Aterrado*

Uma falta AG intermitente no terminal de um reator de 13.8 kV é mostrada na Fig. 38. A lógica de faltas com arco de [29] é usada na simulação. Todas as vezes em que o arco da falta é estabelecido, a tensão de sequência-zero é igual ao negativo da tensão da fase defeituosa. O valor de pickup é ajustado para 70%, e o elemento atua e reseta durante o evento. A saída do elemento usando um temporizador de pickup normal (591P1T) não dá trip, mas a saída do temporizador sequencial (PST01Q) dá trip.

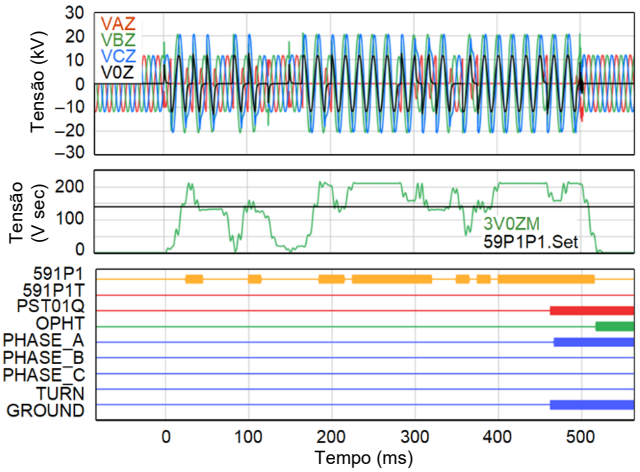

Fig. 38. Falta à terra intermitente no terminal do reator não aterrado.

O desempenho da lógica de sinalização foi correto. Embora não detalhada no artigo, ela é similar à lógica de sinalização da Seção IV.G. A diferença é que comparamos o ângulo entre a tensão de sequência-zero e a tensão de sequência-positiva, e os ângulos das tensões são opostos aos ângulos das correntes de falta nas espiras porque a tensão cai, ao contrário das correntes de falta entre espiras que sobem.

C. *Faltas Entre Espiras*

1) *Reator de Núcleo de Ar Não Aterrado*

Em 12 de novembro de 2017, ocorreu uma falta entre espiras em um reator de núcleo de ar não aterrado de 50 MVAR conectado ao terciário em delta de um autotransformador 345/115/34.5 kV, 448 MVA, da Xcel Energy [7]. Recebemos e reproduzimos o registro do evento através do relé [17] (ver Fig. 39). A temporização da lógica para armar a Zona 2 da Fig. 25 foi removida para melhor ilustrar o desempenho da Zona 2, sabendo que o reator estava online antes do evento.

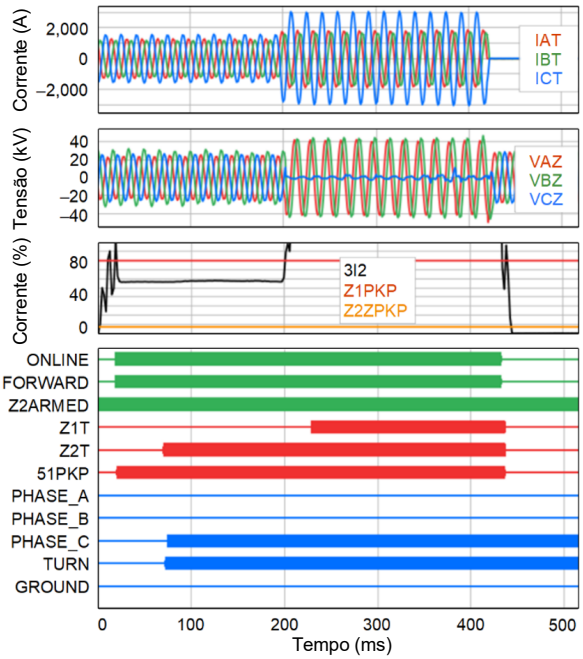

Fig. 39. Reprodução no relé de um evento de campo com uma falta entre espiras em um reator não aterrado.

Uma falta entre espiras já estava presente quando o evento começou a ser registrado. O valor de 3I2 nos dados medidos é 57%, que é muito maior do que os níveis de pickup de 51 e da Zona 2, mas é menor do que o pickup da Zona 1 de 80%. A Zona 2 atua e dá trip em 3 ciclos após a ativação das indicações online e direção à frente. A lógica de sinalização indica uma falta nas espiras da fase C. Após a falta evoluir de tal forma que o nível de 3I2 atinge 237%, a Zona 1 atua e dá trip em 1.5 ciclo.

2) *Reator de Núcleo de Ar Solidamente Aterrado*

Em 14 de abril de 2018, ocorreu uma falta entre espiras em um reator de núcleo de ar solidamente aterrado de 25 MVAR conectado a um barramento de 115 kV na Xcel Energy [7]. Recebemos e reproduzimos o registro do evento através do relé [17] (ver Fig. 40). Baseando-se nas diretrizes de ajustes da Tabela V, apenas a Zona 1 com nível baixo de pickup de 6% é aplicada. A corrente de neutro (IN) flutua em torno de 40% inicialmente, permitindo a atuação da Zona 1 em 1.5 ciclo após o transitório do filtro. A lógica de sinalização indica uma falta nas espiras da fase A com precisão. Conforme esperado de um reator solidamente aterrado, ambas as correntes 3I2 e IN são iguais. Esta falta evolui gradualmente, ao contrário da evolução súbita no evento da Fig. 39.

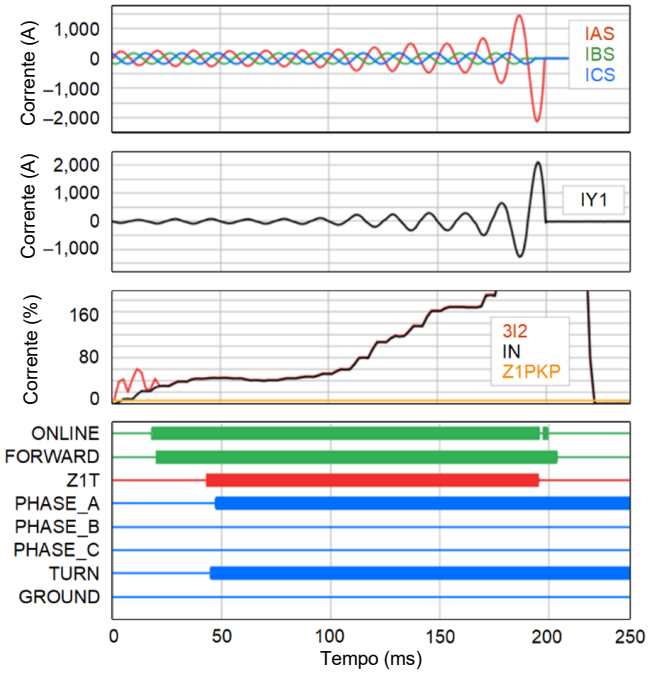

Fig. 40. Reprodução no relé de um evento de campo com uma falta entre espiras em um reator solidamente aterrado.

Uma falta entre espiras simulada curto-circuitando 1% das espiras da fase A de um reator de núcleo de ar solidamente aterrado é mostrada na Fig. 41. A corrente de neutro está abaixo de 20%, que ainda é maior do que o pickup da Zona 1 de 6%, e o reator é desligado rapidamente. A lógica de sinalização indica precisamente uma falta nas espiras da fase A.

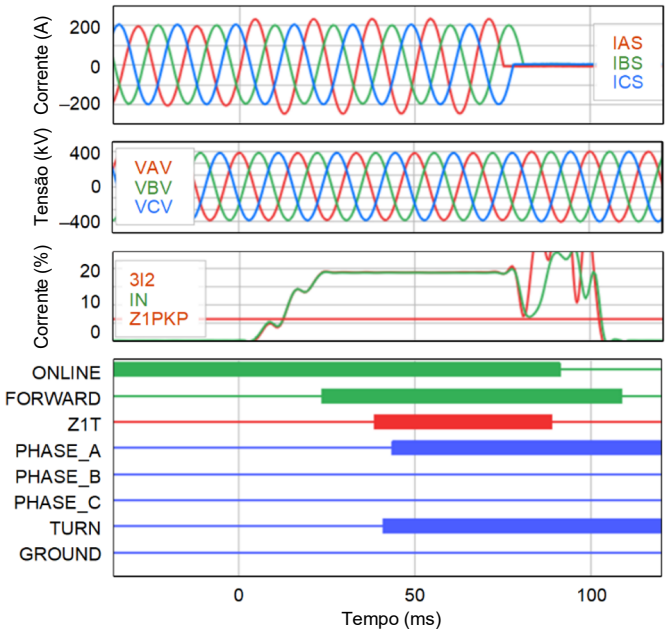

Fig. 41. Falta entre espiras (1%) em um reator de núcleo de ar solidamente aterrado.

3) Reator de Núcleo de Ferro Solidamente Aterrado

Uma falta entre espiras simulada curto-circuitando 1% das espiras da fase A de um reator de núcleo de ferro solidamente aterrado é mostrada na Fig. 42. Assim como acontece com o reator de núcleo de ar solidamente aterrado, os elementos de proteção contra faltas entre espiras usam a corrente de neutro para operar (ver Tabela V). A corrente IN durante a falta é ~210%, o que permite ajustar a Zona 1 em 50% para dar trip após uma temporização de 1.5 ciclo. A lógica de sinalização indica uma falta nas espiras da fase A com precisão.

As correntes mensuráveis durante uma falta entre espiras do reator de núcleo de ferro são significativamente maiores do que as correntes mensuráveis na falta entre espiras do reator de núcleo de ar equivalente mostrada na Fig. 41. Isso permite que a proteção forneça maior sensibilidade para faltas entre espiras do reator de núcleo de ferro, como discutido na Seção V.C.5.

4) Banco de Quatro Reatores de Núcleo de Ferro

A mesma falta da Fig. 42 é simulada para um banco de quatro reatores e é mostrada na Fig. 43. Para a proteção contra faltas entre espiras, ambas IN e 3I2 são usadas com base na Tabela V. A reatância do neutro permite o deslocamento da tensão no ponto do neutro, o que reduz as correntes mensuráveis durante uma falta nas espiras. Comparada à Fig. 42 com IN e 3I2 de ~210%, IN agora é reduzida para ~76%, enquanto 3I2 reduz para ~159%. Se a Zona 1 estivesse usando apenas 3I2, ela não teria atuado devido a um pickup alto de 170%, enquanto uma Zona 1 usando IN atua e dá trip devido a um ajuste inferior de 50%. Usar IN melhora a velocidade de proteção neste cenário. No entanto, o comportamento pode ser diferente em outro banco de reatores, pois as magnitudes de 3I2 versus IN são dependentes da relação da reatância de neutro-para-fase do banco de quatro reatores.

Se um menor porcentual de espiras fosse curto-circuitado, seria então possível que durante a falta a corrente IN fosse menor do que o pickup da Zona 2, embora 3I2 pudesse ser maior. Em tais cenários, usar ambas IN e 3I2 pode resultar em maior sensibilidade da proteção.

Estas considerações demonstram os ganhos de confiabilidade do uso de ambas IN e 3I2 como o sinal de operação na proteção de bancos de quatro reatores.

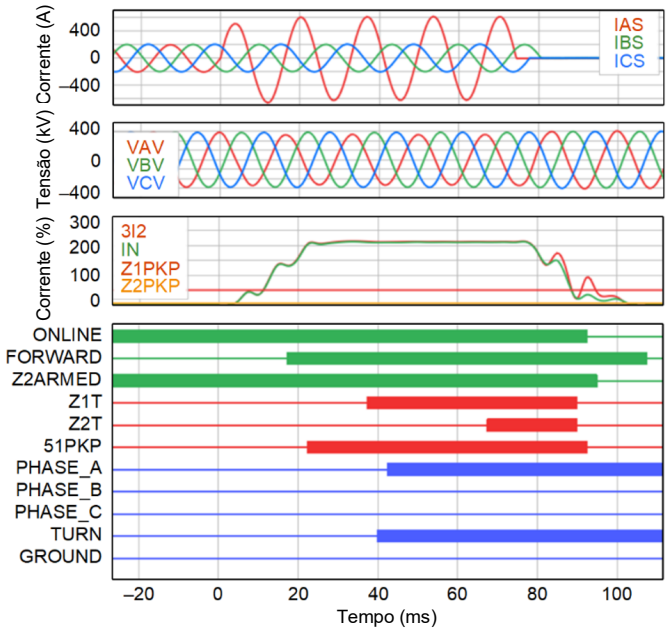

Fig. 42. Falta entre espiras (1%) em um reator de núcleo de ferro solidamente aterrado.

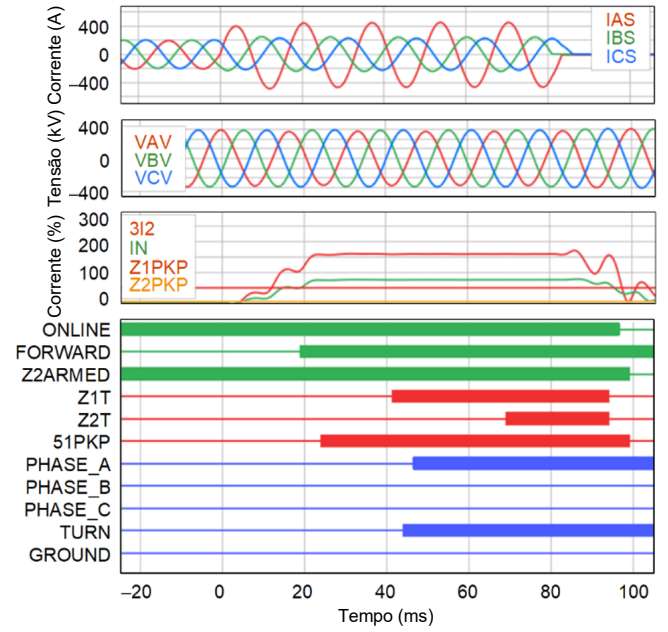

Fig. 43. Falta entre espiras (1%) em um banco de quatro reatores de núcleo de ferro.

5) Sumário da Sensibilidade da Proteção Contra Faltas Entre Espiras

O desempenho dos diferentes elementos de proteção da Tabela V são resumidos na Tabela VI. Os tipos de reator são obtidos da Tabela II e Tabela III. Um reator de núcleo de ferro MT não é mostrado pois não tínhamos os dados (uma vez que eles são raramente usados nas aplicações modernas de bancos em terciários MT).

TABELA VI
SENSIBILIDADE DO ESQUEMA DE PROTEÇÃO CONTRA FALTAS ENTRE ESPIRAS DA TABELA V

Tipo do Reator	Método de Aterra-mento	50/67 Zona 1	50/67 Zona 2	51 Tempo-Inverso
1A (núcleo de ar, 13.8 kV)	Não aterrado	15% (14 espiras)	0.19% (1espira)	0.28% (1 espira)
2A (núcleo de ar, 34.5 kV)	Não aterrado	15% (32 espiras)	0.19% (1 espira)	0.28% (1 espira)
3B (núcleo de ar, 238 kV)	Solidamente aterrado	0.2% (8 espiras)	NA	NA
3A (núcleo de ar, 238 kV)	Solidamente aterrado	0.2% (5 espiras)	NA	NA
3I (núcleo de ferro, 230 kV)	Solidamente aterrado	0.3% (6 espiras)	0.1% (2 espiras)	0.1% (2 espiras)

As estimativas de sensibilidade são da Fig. 8, com base no modelo do Apêndice A, e são de natureza aproximada. O objetivo dessas estimativas é oferecer uma ideia da cobertura fornecida pelos elementos de proteção, e são resumidas a seguir:

- Para os reatores de núcleo de ar MT não aterrados (1A e 2A), os elementos da Zona 2 e 51 podem detectar falta em uma única espira. A Zona 1 apenas detecta a falta quando esta evolui significativamente para 15% da fase. A grande diferença entre a sensibilidade fornecida pela Zona 1 e Zona 2 enfatiza a resposta à falta extremamente não linear e o benefício de usar um modelo de reator com defeito (ver Apêndice A) para estimar a cobertura.
- Para o reator de núcleo de ar EAT solidamente aterrado, podemos detectar uma falta que curto-circuita 8 espiras usando projetos mais antigos (3B), enquanto podemos detectar menos espiras com projetos modernos (3A).
- Para o reator de núcleo de ferro solidamente aterrado (3I), os elementos da Zona 2 e 51 podem detectar até 2 espiras, enquanto a Zona 1 pode detectar até 6 espiras.

Conforme observado na Seção IV.E, a abordagem aqui mostrada usando o tipo de reator, aterramento e parâmetros do reator pode ser usada para afinar as diretrizes de ajustes da Tabela V. No entanto, o modelo do Apêndice A é simplificado e oferece apenas uma estimativa. Além disso, é também possível que o desequilíbrio do reator observado na Seção II.B.1 diminua durante uma falta entre espiras. Por exemplo, se a fase A tiver a indutância mais alta de 1.02 pu, então uma falta nas espiras da fase A pode tornar o banco de reatores mais equilibrado. Este desequilíbrio pode ser perfilado até certo ponto usando o método da Seção IV.J. Considerando as várias fontes de imprecisões, sugere-se, portanto, o uso de margens adequadas ao afinar os ajustes da proteção.

VI. CONCLUSÃO

Esquemas de proteção de reatores shunt com ajuste sensível são necessários para manter a segurança durante inrush do reator e eventos no sistema externos ao reator.

Faltas entre espiras são um tipo de falta comum, especialmente em reatores de núcleo de ar. A segurança é desafiada devido à saturação de um reator de núcleo de ferro e saturação do TC em todos os reatores, e é discutida nas Seções II.B e IV. A sensibilidade de um reator de núcleo de ar pode ser desafiada devido ao comportamento do fluxo magnético, número de espiras e layout físico, e é discutida na Seção II.C. A velocidade é mais importante para reatores de núcleo de ferro devido aos possíveis riscos de incêndio. O esquema da Fig. 24 usa uma característica de tempo-inverso, Zona 1 e Zona 2 do sobrecorrente direcional, permitindo maximizar a sensibilidade e a velocidade enquanto mantém a segurança. As diretrizes de ajuste para este esquema são fornecidas na Tabela V. Diversas considerações para aplicação, tais como aterramento e *ringdown* do reator de linha, IBRs, VSRs e sistemas de potência desequilibrados são discutidos na Seção IV.F associada. A segurança para *ringdown* do reator de linha é fornecida usando um novo método que utiliza medições do relé local. O pickup de corrente para estes valores corresponde a um valor de 3I2 ou IN de 6% (I2 de 2%), o que permite detectar faltas que curto-circuitam aproximadamente 0.1% das espiras em um reator de núcleo de ferro e 0.2% das espiras em um reator de núcleo de ar. A análise que ajuda a determinar as correntes de falta e as sensibilidades aproximadas é discutida na Seção II.C e na Seção V.C. Ferramentas MATLAB e Mathcad simplificadas são fornecidas no Apêndice A para ajudar a estimar correntes de falta aproximadas.

As faltas entre fases são detectadas com sensibilidade pelo elemento diferencial (ver Seção V.A). Um elemento diferencial ajustado com segurança, tal como um ajuste de inclinação ("slope") de 35%, pode detectar faltas até 1% do enrolamento devido às elevadas correntes de fase medidas pelos TCs do lado do neutro. Se sensibilidade adicional for desejada, um detector de nível *dc* com um tempo de dropout longo pode ser adicionado para segurança. Nesses casos, os ajustes da inclinação podem ser reduzidos para valores mais baixos, tal como 10%.

Faltas à terra em bancos de reatores solidamente aterrados são detectadas com ajuste sensível do elemento diferencial. Para quatro bancos usados em aplicações de trip monofásico de linhas de transmissão, um elemento REF adiciona sensibilidade para faltas à terra próximas do neutro. Para reatores não aterrados, o uso de temporizadores disponíveis nos relés

digitais pode adicionar confiabilidade para faltas à terra intermitentes. Estes são ilustrados na Seção V.B.

Os métodos de proteção são demonstrados para fornecer segurança adequada (ver Seção IV), usando simulações e eventos de campo. Estes ajustes também foram implantados na Avista com ampla experiência de campo; os ajustes são compartilhados no Apêndice B. A confiabilidade para faltas internas é mostrada na Seção V usando simulações no RTDS com um novo modelo de reator shunt e eventos de campo de faltas entre espiras. A identificação da fase defeituosa usada para sinalização é simples e precisa.

VII. Reconhecimentos

Agradecemos a Pratap Mysore, Adi Mulawarman e AJ Donati da Xcel Energy por compartilharem eventos de campo das faltas entre espiras de um reator de núcleo de ar usados neste artigo. Agradecemos a Charles Henville por sua revisão cuidadosa e comentários úteis. Agradecemos também a Andrea Di Tomasso por compartilhar eventos de campo e dados de um reator de núcleo de ferro implantado pelo operador do sistema de transmissão italiano.

VIII. Apêndice A: Equações de Circuitos Eletromagnéticos para Faltas Entre Espiras de Reatores de Núcleo de Ar e Núcleo de Ferro

Um circuito com defeito simplificado é representado na Fig. 44.

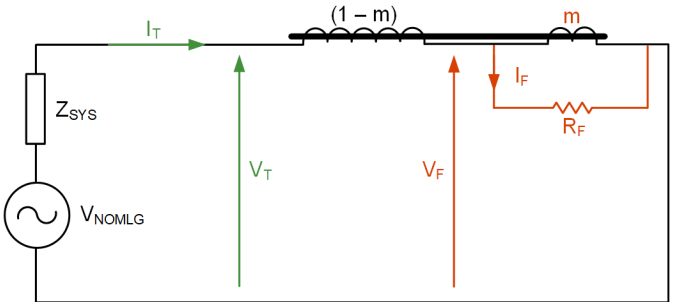

Fig. 44. Circuito equivalente usado para análise de falta entre espiras.

A tensão defeituosa (V_F) pode ser representada pelo caminho da falta, determinado por (9). As equações essenciais (9), (15), (21) e (22) são destacadas em fonte vermelha e são usadas na matriz da Fig. 45 e nos programas MATLAB e Mathcad da Seção VIII.A e Seção VIII.B.

$$0 = V_F - R_F I_F \tag{9}$$

V_F é também igual à tensão induzida pelo fluxo conforme (10), onde m representa as espiras curto-circuitadas (em "por unidade") no reator e R_L é a resistência do reator.

$$V_F = m\left[N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) + R_L(I_T - I_F)\right] \tag{10}$$

O fluxo em (10) é a soma do fluxo devido à corrente das espiras defeituosas e ao termo mutuamente acoplado das espiras saudáveis (M_{TF}), conforme representado por (11). Obtendo a derivada e extraindo o termo da frequência angular, conforme mostrado em (12), podemos substituir os parâmetros físicos pela impedância do reator, conforme (13). Coletando os termos de (13), calculamos (14).

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = \mu N^2\left(\frac{A}{l}\right)\left(m\frac{d(I_T - I_F)}{dt} + (1-m)M_{TF}\frac{dI_T}{dt}\right) \tag{11}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = \mu N^2\left(\frac{A}{l}\right) j\omega[m(I_T - I_F) + (1-m)M_{TF}I_T] \tag{12}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = X_L[m(I_T - I_F) + (1-m)M_{TF}I_T] \tag{13}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = [m + (1-m)M_{TF}]X_L I_T - mX_L I_F \tag{14}$$

Substituindo (14) em (10) e coletando os termos para ajudar a representar na forma matricial, calculamos (15).

$$0 = -V_F + m\{[(m + (1-m)M_{TF})X_L + R_L]I_T - [mX_L + R_L]I_F\} \tag{15}$$

A tensão do ramal saudável pode ser representada por (16).

$$V_T - V_F = (1-m)\,N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) + R_L I_T\Big) \tag{16}$$

Repetimos a mesma abordagem de (11) até (14) para o enrolamento saudável, conforme mostrado em (17) até (20).

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = \mu N^2\left(\frac{A}{l}\right)\left[(1-m)\frac{dI_T}{dt} + mM_{FT}\frac{d(I_T - I_F)}{dt}\right] \tag{17}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = \mu N^2\left(\frac{A}{l}\right) j\omega[(1-m)I_T + mM_{FT}(I_T - I_F)] \tag{18}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = X_L[(1-m)I_T + mM_{FT}(I_T - I_F)] \tag{19}$$

$$N\left(\frac{d\phi}{dt}\right) = [(1-m) + mM_{FT}]X_L I_T - (mM_{FT}X_L)I_F \tag{20}$$

Substituindo (20) em (16) e coletando os termos para ajudar a representar na forma matricial, calculamos (21).

$$0 = V_F - V_T + (1-m)\{[(1 - m + mM_{FT})X_L + R_L]I_T - [mM_{FT}X_L]I_F\} \tag{21}$$

A impedância do sistema de potência (Z_{SYS}) afeta VT, e isto pode ser representado por (22). Z_{SYS} pode ser determinada pela aplicação de uma falta fase-terra nos terminais do reator em um programa de curto-circuito. Para reatores de núcleo de ar, o acoplamento com as outras camadas e a impedância associada às bobinas nas *stacks* não defeituosas podem ser considerados através de equações adicionais, mas não estão incluídas neste artigo por simplicidade. O aterramento do banco de reatores pode também ser adicionado de forma similar.

$$V_{LN} = V_T + Z_{SYS}I_T \tag{22}$$

Os termos de indutância mútua, M_{TF} e M_{FT}, são menores para um reator com núcleo de ar do que para um reator com núcleo de ferro. Eles são calculados conforme (23) e (24) com base na altura e no raio da bobina defeituosa e quaisquer outras bobinas mutuamente acopladas. O método assume que o fluxo proveniente das extremidades do subenrolamento saudável ou defeituoso se move de forma circular com o raio da bobina assim que deixa a seção transversal (ver Fig. 7). O uso do raio é conservador e assume que a falta ocorre no neutro ou no terminal; as faltas entre espiras no lado do terminal são mais prováveis devido à possibilidade de transitórios de reignição [38]. Se a falta ocorrer no meio da bobina, então as indutâncias mútuas em (23) e (24) podem ser calculadas substituindo o raio pelo diâmetro, e as correntes de falta aumentam de forma correspondente. A suposição é similar à abordagem apresentada em [39] e àquela usada por Carter para calcular a dispersão nos *slots* de máquinas elétricas [40].

$$M_{TF} = \left(\frac{Raio}{Altura}\right) \bullet m + (1 - m) \bullet M_{MAX} \quad (23)$$

$$M_{FT} = \left(\frac{Raio}{Altura}\right) \bullet (1 - m) + m \bullet M_{MAX} \quad (24)$$

A matriz global tem a forma de (25).

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ V_{LN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{Equação 9} \\ \text{Equação 15} \\ \text{Equação 21} \\ \text{Equação 22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_F \\ I_F \\ I_T \\ V_T \end{bmatrix} \quad (25)$$

A. Programa MATLAB para Modelo de Reator com Defeito

O programa MATLAB para o modelo de reator de núcleo de ar sob falta com os parâmetros da Tabela I e assumindo uma única *stack* é fornecido a seguir. A execução do programa resulta na saída mostrada na Tabela VII.

A variável "Rtype" deve ser alterada para "Iron" para um reator de núcleo de ferro.

```
-------------------------------------------------------------------------
VLL = 238e3; VLN = VLL/sqrt(3);
Srated = 50e6; Irated = Srated/(sqrt(3)*VLL);
Rtype = 'Air';

Xl = 1j*VLL^2/Srated;
XR = 377; Rl = abs(Xl)/XR;
Zsys = 9.29*exp(1j*86*pi/180);

M_max = 0.90; Rf = 1e-4;

for m = logspace(-3,0,10)
if contains( Rtype, 'Air', 'IgnoreCase', true )
    Radius = 4.2; Height = 11*2; % *feet
    Mutual_Min = Radius/Height; % *2 if mid-coil
    Mtf = Mutual_Min*m + (1-m)*M_max;
    Mft = Mutual_Min*(1-m) + m*M_max;
else % Iron-core
    Mtf = M_max; Mft = M_max;
end

T=[1 -Rf 0 0; ... % (7.1)
  -1 -m*(m*Xl+Rl) m*((m+(1-m)*Mtf)*Xl+Rl) 0; ...
   1  -m*Mft*Xl*(1-m) (1-m)*((1-m+m*Mft)*Xl+Rl) -1; ...
   0     0        Zsys      1]; % (7.14)
A = [0; 0; 0; VLN];
B = T\A;

fprintf( ['m = %5.1f%% -- If: %4.0f pu, ' ...
          'It: %7.3f pu, Vt: %4.1f%%\n'], ...
          100*m, abs(B(2))/Irated, ...
          abs(B(3))/Irated, 100*abs(B(4))/VLN );
end
-------------------------------------------------------------------------
```

TABELA VII
SAÍDA QUANDO FOR EXECUTADO O PROGRAMA MATLAB

m (%)	If (pu)	It (pu)	Vt (%)
0.1	312	1.012	99.2
0.2	277	1.063	99.1
0.5	192	1.146	99.1
1.0	104	1.208	99.0
2.2	51	1.260	99.0
4.6	25	1.348	98.9
10.0	13	1.556	98.7
21.5	8	2.147	98.2
46.4	8	4.760	96.1
100.0	122	121.946	0.0

B. Programa Mathcad para Modelo de Reator com Defeito

O programa Mathcad para as mesmas faltas entre espiras de um reator de núcleo de ar é mostrado na Fig. 45.

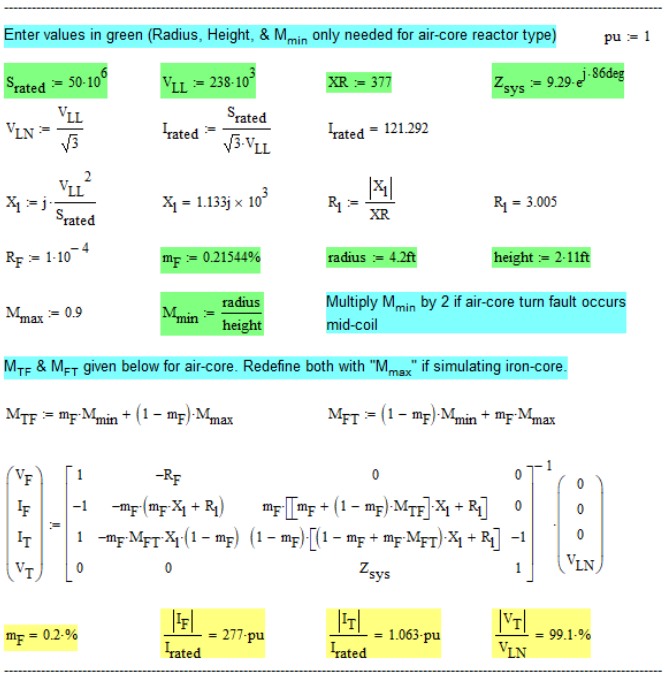

Fig. 45. Programa Mathcad para modelo de faltas entre espiras do reator.

IX. APÊNDICE B: SUMÁRIO DOS AJUSTES DA PROTEÇÃO DO REATOR SHUNT DE NÚCLEO DE AR DA AVISTA

Esta seção resume dados relevantes do sistema da Tabela I até a Tabela VIII e documenta os ajustes do relé (Tabela IX até a Tabela XIV) implantados no campo. Detalhes das faixas e descrições dos ajustes podem ser encontrados em [17]. Os elementos de sobrecorrente de sequência-negativa mostrados na Tabela XI e Tabela XII não são necessários para um reator de núcleo de ar solidamente aterrado porque o elemento de sobrecorrente de neutro fornece igual sensibilidade e opera mais rapidamente (Tabela V). Eles foram configurados apenas para experiência de campo e verificação das diretrizes fornecidas neste artigo.

TABELA VIII
DADOS DO BANCO DE REATORES RELEVANTES PARA AJUSTES DOS ELEMENTOS DE PROTEÇÃO

Parâmetro	Valor
Corrente Nominal (I_{RATED})	121.3 A primários
PTR, CTR e CTRN	2000, 240 e 80
I_{NOM_CTR} e I_{NOM_CTRN}	1 A secundário e 1 A secundário
Z_{REACT}	1,133 Ω primários ou 139.9 Ω secundários

TABELA IX
AJUSTES DO ELEMENTO DIFERENCIAL (87) COM SLOPE ADAPTATIVO

Ajuste	Valor	Notas
O87P	0.30 pu	0.15 • (CTR • I_{NOM_CTR}) / I_{RATED} [15]
SLP1	35%	*Slope* que é seguro para magnitude até 30% e erro de fase de 35°
SLP2	50%	*Slope* que é seguro para magnitude até 45% e erro de fase de 50°

TABELA X
AJUSTES DO ELEMENTO DIRECIONAL DE SEQUÊNCIA-NEGATIVA (32Q)

Ajuste	Valor	Notas
Z1ANGS	89.85°	Arco tangente de uma X/R de 377 (τ = 1 s).
50FPS	0.05 A	6% • I_{RATED}/CTR = 0.03032 A. Configurado para ajuste mínimo permissível de 0.05 A.
50RPS	0.05 A	6% • I_{RATED}/CTR = 0.03032 A. Configurado para ajuste mínimo permissível de 0.05 A.
Z2FS	67.97 Ω	Z_{REACT} / 2
Z2RS	68.48 Ω	Z_{REACT} / 2 + 0.5 / I_{NOM_CTR}
A2S	0.02	I_2/I_1 > desequilíbrio normal (Seção IV.E.1)
ORDERS	Q	Usando polarização de sequência-negativa porque o reator não está em uma planta de IBRs (ver Seções II.D e IV.F.3).

TABELA XI
AJUSTES DO SOBRECORRENTE DE TEMPO-DEFINIDO (50Q)

Ajuste	Valor	Notas
50SQ1P	0.40 A	80% de I_{RATED}
67SQ1TC	PSV25	Tabela XIII
67SQ1D	1.50 ciclo	Tempo do elemento rápido (Tabela V)
50SQ2P	0.05 A	6% • I_{RATED} / CTR = 0.03032 A. Configurado para ajuste mínimo permissível de 0.05 A.
67SQ2TC	PSV25 AND NOT PCT25Q	Tabela XIII
67SQ2D	3.00 ciclos	Tempo do elemento sensível (Tabela V)

TABELA XII
AJUSTES DO SOBRECORRENTE DE TEMPO-INVERSO (51)

Ajuste	Valor	Notas
51O03	3I2SM	A corrente de operação é baseada na magnitude de 3I2 dos TCs do terminal
51P03	0.05054 A	Pickup do elemento 51 é 10% • I_{RATED} / CTR = 0.05054 A
51C03	U2	Curva inversa (Tabela V)
51TD03	6	Dial de tempo (Tabela V)
51TC03	PSV25	Tabela XIII

TABELA XIII
AJUSTES DA PROTEÇÃO PROGRAMÁVEIS PELO USUÁRIO INCLUINDO SOBRECORRENTE DE NEUTRO (67N)

Ajuste	Valor	Notas
PSV24	IASFM > 0.379 AND IBSFM > 0.379 AND ICSFM > 0.379	0.75 • I_{RATED} / CTR (Fig. 25). Add "…AND FREQOK AND (58.8 < FREQ AND FREQ < 61.2)" para reatores de linha (ver Seção IV.F.1).
PSV25	SF32Q AND PSV24	Para a frente e online
PCT25PU	0.25 ciclo	NA
PCT25DO	1,800 ciclos	30 segundos (Tabela V)
PCT25IN	SR32Q OR NOT PSV24	Desarmar a Zona 2
PCT26PU	1.50 ciclo	Tabela V Linha 1 (Zona 1)
PCT26DO	0 ciclo	
PCT26IN	(IY1FM > 0.09097) AND PSV25	6% • I_{RATED} / CTRN

TABELA XIV
AJUSTES DOS LEDS DE SINALIZAÇÃO E ID DO TIPO DA FALTA PROGRAMÁVEIS PELO USUÁRIO

Ajuste	Valor	Notas
TRS	87R OR REF OR (PCT26Q OR 67SQ1T OR 67SQ2T OR 51T03) …	Saída é TRIPS
PSV32	(PCT26Q OR 67SQ1T OR 67SQ2T OR 51T03) AND NOT (87R OR REF)	Falta nas espiras (não envolve fase ou terra)
PCT32PU	0	NA
PCT32DO	1.5 ciclo	Janela de cálculos dos ângulos
PCT32IN	R_TRIG TRIPS	NA
PMV33	PCT32Q • (3I2SA – I1SA)	Fig. 29
PSV33	PMV33 < 0	–360° < PMV33 < 360°
PMV33	PSV33 • (PMV33 + 360) + NOT PSV33 • PMV33	0° ≤ PMV33 < 360°
PSV34	PSV32 AND PCT32Q AND (300 < PMV33 OR PMV33 <= 60)	PHASE A ângulo
PSV35	PSV32 AND PCT32Q AND (60 < PMV33 OR PMV33 <= 180)	PHASE B ângulo
PSV36	PSV32 AND PCT32Q AND (180 < PMV33 OR PMV33 <= 300)	PHASE C ângulo
T8_LED	TRIPS AND (87RA OR PSV34)	PHASE A LED
T9_LED	TRIPS AND (87RB OR PSV35)	PHASE B LED
T10_LED	TRIPS AND (87RC OR PSV36)	PHASE C LED
T11_LED	TRIPS AND PSV32	TURN LED
T12_LED	TRIPS AND REF	GROUND LED

X. Referências

[1] CIGRE WG B5.37 TB 546, "Protection, Monitoring and Control of Shunt Reactors," August 2013.

[2] IEEE Std C37.109-2006, *IEEE Guide for the Protection of Shunt Reactors.*

[3] E. Nashawati, N. Fischer, B. Le, and D. Taylor, "Impacts of Shunt Reactors on Transmission Line Protection," proceedings of the 38th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2011.

[4] Z. Gajić, B. Hillström, and F. Mekić, "HV Shunt Reactor Secrets for Protective Engineers," proceedings of the 30th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2003.

[5] D. Caverly, K. Pointner, R. Presta, P. Griebler, H. Reisinger, and M. Drive, "Air Core Reactors: Magnetic Clearances, Electrical Connection, and Grounding of their Supports," proceedings of the 53rd Annual Minnesota Power Systems Conference, St. Paul, MN, November 2017.

[6] P. Dopplmair, P. Venediger, K. Pointner, and T. Monni, "Evaluation and Implementation of HV Dry-Type Shunt Reactors into a 420 kV Transmission Grid," proceedings of SC A2 Power Transformers and Reactors, CIGRE, Paris, France, September 2022.

[7] P. I. Nyombi, Z. Zhang, and P. Mysore, "Implementation of a New Algorithm to Detect Turn-to-Turn Faults in Shunt Reactors and Identify the Faulted Phase," proceedings of the 74th Annual Conference for Protective Relay Engineers, Virtual Format, March 2021.

[8] IEEE Std C57.21-2021, *IEEE Standard for Requirements, Terminology, and Test Code for Shunt Reactors Rated Over 500 kVA*.

[9] IEC 60076-6, *Power Transformers – Part 6: Reactors*, 2007.

[10] RTDS Technologies Inc., *RTDS User's Manual*, Winnipeg, Canada, 2021.

[11] D. T. Paris and F. K. Hurd, *Basic Electromagnetic Theory*, McGraw-Hill, 1969.

[12] C. R. Paul, *Inductance: Loop and Partial,* Wiley-IEEE Press, 2009.

[13] H. Nie, X. Liu, Y. Wang, Y. Yao, Z. Gu, and C. Zhang, "Breaking Overvoltage of Dry-Type Air-Core Shunt Reactors and Its Cumulative Effect on the Interturn Insulation," *IEEE Access*, Vol. 7, 2019, pp. 550707–55720.

[14] B. Cook, C. Bolton, M. J. Thompson, and K. Garg, "SDG&E Relay Standards – Updating Tertiary Bus and Reactor Protection," proceedings of the 72nd Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, March 2019.

[15] R. Chowdhury, D. Finney, N. Fischer, and D. Taylor, "Determining CT Requirements for Generator and Transformer Protective Relays," proceedings of the 46th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2019.

[16] *SEL-400G Advanced Generator Protection System Instruction Manual*. Available: selinc.com.

[17] *SEL-487E Transformer Protection Relay Instruction Manual.* Available: selinc.com.

[18] R. Chowdhury, M. Alla, N. Fischer, and S. Samineni, "Restricted Earth Fault Protection in Low-Impedance Grounded Systems With Inverter-Based Resources," *IEEE Transactions on Power Delivery*, August 2022, pp. 1–8.

[19] G. Kobet, "Alarming Experience With Ungrounded Tertiary Bus Ground Detection," proceedings of the 48th Annual Western Protective Relay Conference, Virtual Format, October 2021.

[20] IEEE Std C37.234-2021, *IEEE Guide for Protective Relay Applications to Power System Buses*.

[21] IEEE Power and Energy Society, "Improved Generator Ground Fault Schemes," Technical Report PES-TR 82, September 2020.

[22] F. K. Basha and M. Thompson, "Practical EHV Reactor Protection," proceedings of the 66th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2013.

[23] B. Kasztenny, N. Fischer, and H. J. Altuve, "Negative-Sequence Differential Protection – Principles, Sensitivity, and Security," proceedings of the 41st Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2014.

[24] R. Cole, R. Tuck, T. Solinsky, C. Sun, R. Chowdhury, A. Abd-Elkader, and B. Matta, "Bus Differential Protection Upgrade for a 1,500 MVA Nuclear Power Plant with Atypical Connections," proceedings of the 75th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, March 2022.

[25] R. G. Bruce and A. Wright, "Remanent Flux in Current-Transformer Cores," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, Vol. 113, Issue 5, May 1966, pp. 915–920.

[26] H. Miller, J. Burger, and M. Thompson, "Automatic Reconfiguration of Zones for Three-Phase and Spare Banks," proceedings of the 36th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2009.

[27] F. Bassi, G. Ramundo, A. Di Tomasso, Y. Z. Korkmaz, and M. Donolo, "Case Study: How CT Saturation Due to Incorrect Point-on-Wave Switching Affects Shunt Reactor Differential Protection," proceedings of the 47th Annual Western Protective Relay Conference, Virtual Format, October 2020.

[28] R. Chowdhury, R. McDaniel, and N. Fischer, "Line Current Differential Protection in Systems With Inverter-Based Resources-Challenges and Solutions," proceedings of the 49th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2022.

[29] A. B. Dehkordi, R. Chowdhury, N. Fischer, and D. Finney, "Generator Protection Validation Testing Using a Real-Time Digital Simulator: Stator Winding Protection," proceedings of the 48th Western Protective Relay Conference, Virtual Format, October 2021.

[30] M. J. Thompson, "Percentage Restrained Differential, Percentage of What?" proceedings of the 37th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2010.

[31] K. H. Engelhardt, "EHV Line-Connected Shunt Reactor Protection Application and Experience," proceedings of the International Conference on Large High-Voltage Electric Systems, CIGRE, Paris, France, 1984.

[32] R. McDaniel and M. Thompson, "Impedance-Based Directional Elements – Why Have a Threshold Setting?" proceedings of the 48th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2021.

[33] M. H. Hesse and D. D. Wilson, "Near Resonant Coupling on EHV Circuits: II – Methods of Analysis," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-87, No. 2, pp. 326–334, February 1968.

[34] CIGRE WG C4.307 TB 569, "Resonance and Ferroresonance in Power Networks," February 2014.

[35] R. Chowdhury and N. Fischer, "Transmission Line Protection for Systems With Inverter-Based Resources - Part I: Problems," in *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 36, No. 4, August 2021, pp. 2416–2425, doi: 10.1109/TPWRD.2020.3019990.

[36] S. Das, T. Sidhu, M. Zadeh, and Z. Zhang, "A Novel Method for Turn to Turn Fault Detection in Shunt Reactors," proceedings of the 70th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2017.

[37] B. Kasztenny, M. J. Thompson, and D. Taylor, "Time-Domain Elements Optimize the Security and Performance of Transformer Protection," proceedings of the 71st Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, March 2018.

[38] IEEE Std C37.015-2017, *IEEE Guide for the Application of Shunt Reactor Switching*.

[39] F. W. Grover, "Inductance Calculations," Dover Publications, October 2009.

[40] D. C. Hanselman, *Brushless Permanent-Magnet Motor Design*, McGraw-Hill, Inc. New York, NY, 1994, pp. 13–38.

XI. Biografias

Ritwik Chowdhury recebeu seu BS em engenharia da University of British Columbia e seu MS em engenharia da University of Toronto. Ele ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. (SEL) em 2012, onde é atualmente engenheiro sênior na área de pesquisa e desenvolvimento. Ritwik detém 9 patentes e é coautor de 25 artigos técnicos. Ele foi reconhecido como um revisor excepcional no *IEEE Transactions on Power Delivery* em 2019 e 2021. Ele é o vice-presidente do Subcomitê de Práticas de Proteção e Controle (I-SC) ("Protection and Control Practices Subcommittee") do Comitê PSRC do IEEE ("IEEE Power System Relaying and Control Committee"), o presidente de dois grupos de trabalho do IEEE (IEEE Standards Working Groups), e recebeu o prêmio "2021 PSRC Outstanding Young Engineer Award". Ritwik é membro sênior do IEEE, membro do CIGRE, e engenheiro profissional registrado na província de Ontário.

Normann Fischer recebeu um Diploma Superior em Tecnologia, com honras, da Technikon Witwatersrand, Johannesburg, África do Sul, em 1988; um BSEE, com honras, da University of Cape Town em 1993; um MSEE da University of Idaho em 2005; e um PhD da University of Idaho em 2014. Ele ingressou na Eskom como técnico de proteção em 1984 e foi engenheiro de projetos sênior no departamento de projetos de proteção da Eskom por três anos. Em seguida, ele ingressou na IST Energy como engenheiro de projetos sênior em 1996. Em 1999, Normann ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., (SEL), onde é atualmente é um *distinguished engineer* na área de pesquisa e desenvolvimento. Ele foi um engenheiro profissional registrado na África do Sul e membro do South African Institute of Electrical Engineers. Atualmente, ele é membro sênior do IEEE e membro da American Society for Engineering Education (ASEE). Normann é autor de mais de 60 *technical papers* e 10 *transaction papers* e detém mais de 20 patentes relacionadas à engenharia elétrica e proteção de sistemas de potência.

Douglas Taylor recebeu seu BSEE e MSEE da University of Idaho em 2007 e 2009. Ele ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. (SEL) em 2009 e trabalhou como engenheiro de proteção e engenheiro de pesquisa na divisão de pesquisa e desenvolvimento. Em 2019, Doug passou a fazer parte do grupo de sistemas de proteção na Avista Utilities e atualmente atua como engenheiro de proteção sênior. Ele é engenheiro profissional registrado no estado de Washington e membro do comitê de planejamento do WPRC. Os principais interesses de Doug são proteção de sistemas de potência e análise de sistemas de potência. Ele detém 3 patentes e é coautor de mais de 20 artigos técnicos na área de proteção de sistemas de potência.

David Caverly recebeu seu "Bachelor of Applied Science" em ciência da engenharia (engenharia elétrica) da University of Toronto em 1978. Após sua graduação, ele ingressou na Trench Limited no departamento de pesquisa e desenvolvimento, especializando-se em produtos de bobinas elétricas. Atualmente, ocupa a função de vice-presidente de desenvolvimento de negócios para produtos de bobinas, focando no desenvolvimento do comércio de bobinas e suporte de aplicação para clientes no campo de reatores de núcleo de ar. David é membro do IEEE e do CIGRE e participa dos Comitês do IEEE "IEEE Transformers Committee", do "IEEE Switchgear Committee" e do "IEEE Power Systems Relaying Committee".

Ali B. Dehkordi recebeu seu BSc e MSc engenharia elétrica da Sharif University of Technology, Tehran, Irã, e um PhD da University of Manitoba, Canadá, em 1999, 2002 e 2010, respectivamente. Entre 1998 e 2002, trabalhou em vários projetos industriais que incluíam manutenção de subestações e transformadores, bem como projetos de qualidade de energia. Seus interesses em pesquisa envolvem modelagem de sistemas de potência e eletrônica de potência, especificamente máquinas elétricas para programas de transitórios eletromagnéticos e simulação digital em tempo real (RTDS), área na qual ele trabalha há mais de 18 anos. O Dr. Dehkordi recebeu o prêmio "Dennis Woodford Prize" pela "tese de pós-graduação que recebeu o maior destaque na área de modelagem e simulação de sistemas de potência". Atualmente, ele trabalha na RTDS Technologies Inc., localizada em Winnipeg, Canadá. Ele é membro sênior do IEEE.

© 2022 por Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., Avista Utilities,
Trench Limited e RTDS Technologies Inc.
Todos os direitos reservados.
20221206 • TP7072-01