

Determinação dos Requisitos de TC para Relés de Proteção de Geradores e Transformadores

Ritwik Chowdhury, Dale Finney, and Normann Fischer
Schweitzer Engineering Laboratories, Inc.

Douglas Taylor
Avista Utilities

Apresentado na
46th Annual Western Protective Relay Conference
Spokane, Washington
22-24 de Outubro de 2019

Traduzido para o português em novembro de 2020

Determinação dos Requisitos de TC para Relés de Proteção de Geradores e Transformadores

Douglas Taylor, *Avista Utilities*

Ritwik Chowdhury, Dale Finney e Normann Fischer, *Schweitzer Engineering Laboratories, Inc.*

Resumo—Os relés modernos com frequência possuem algoritmos que melhoram a segurança dos elementos de proteção que, de outra forma, seriam suscetíveis à saturação dos transformadores de corrente (TCs). Embora o IEEE e a IEC ofereçam guias para dimensionamento de TCs para aplicação de relés de proteção, as similaridades e diferenças entre os dois guias têm sido geralmente pouco claras. Além do que, os critérios de dimensionamento de TCs dependem também do projeto dos relés e dos ajustes de proteção, tornando difícil conciliar todos os requisitos.

Neste artigo, analisaremos as semelhanças e diferenças nos requisitos de dimensionamento de TCs do IEEE e da IEC para aplicação da função diferencial em geradores e transformadores. Nós também discutimos maneiras de evitar a aplicação incorreta desses guias aos relés de proteção envolvidos nessas aplicações. Nós consideramos modelos de TCs e comparamos os diversos modelos comumente disponíveis para dados de teste em laboratório para verificarmos os modelos dos parâmetros e confirmarmos a validade dos modelos. Em seguida, apresentamos uma metodologia para avaliar os requisitos de TCs para relés de proteção de geradores e transformadores.

Ao final, utilizamos os modelos de TCs em conjunto com elementos diferenciais de gerador e transformador para oferecer orientação sobre os requisitos de TCs e de ajustes que sejam fáceis de usar na aplicação segura de relés de proteção. Apresentamos também orientação a respeito de *black-start* (auto restabelecimento) de geradores. São discutidas considerações como remanência (magnetismo residual) de TCs. Um exemplo de aplicação está incluído no apêndice.

I. INTRODUÇÃO

Os relés diferenciais usam o princípio da lei de correntes de Kirchhoff (ex., elemento diferencial de gerador, 87G) ou equilíbrio de ampéres-espiras (ex., elemento diferencial de transformador, 87T) para comparar correntes oriundas de todos os transformadores de corrente (TCs) que compõem a zona diferencial. Qualquer corrente faltante é interpretada como fluindo através de uma falta. Entretanto, há outros mecanismos que produzem falsa corrente diferencial. Esses mecanismos incluem *inrush* (corrente do transitório eletromagnético de energização de transformadores), erro na relação de espiras devido a comutadores de derivação (*tap changers*) de transformadores, resposta transitória dos TCs e erros de regime permanente dos TCs e do relé. Este artigo foca na saturação de TCs, o que corresponde à resposta dos TCs durante um transitório no sistema de potência. A saturação de TCs é uma preocupação especialmente durante faltas externas.

Tanto o IEEE [1] como a IEC [2] oferecem diretrizes na seleção de TCs para proteção diferencial. As Referências [1] e [2] descrevem e quantificam a resposta transitória dos TCs. Elas

também reconhecem que uma análise completa do desempenho da proteção não pode focar apenas nos TCs.

A proteção diferencial, na sua forma mais básica, é implementada com uma característica percentual de operação com ajuste de *pickup* e uma ou mais inclinações (*slopes*) [1]. A segurança provém do ajuste do *slope*, que atua bem durante a saturação causada por faltas externas. No passado, foram desenvolvidas ferramentas para auxiliar os engenheiros na análise básica da resposta da proteção diante da ocorrência de saturação dos TCs [3].

A geração mais recente de relés digitais inclui algoritmos que vão além da tradicional característica de *slope*. Esses algoritmos oferecem maior segurança em caso de distúrbios externos, incluindo a energização de um transformador externo durante a operação em *black start*. No entanto, analisar o comportamento desses algoritmos diferenciais durante faltas não é mais uma tarefa fácil para o engenheiro de proteção. Isso dificulta a tarefa de selecionar os transformadores de corrente.

Este artigo descreve um método usado para desenvolver o critério de seleção dos TCs para um desses algoritmos diferenciais avançados. Aqui é empregada uma abordagem que considera as respostas combinadas tanto dos TCs quanto do algoritmo diferencial. Os critérios resultantes seguem as convenções dos guias do IEEE e da IEC para dimensionamento dos TCs. Os critérios também consideram o impacto dos ajustes dos elementos diferenciais. Um exemplo de aplicação está contido no apêndice.

II. ORIENTAÇÃO DO IEEE E DA IEC

A. Circuito Equivalente do TC

Os guias mais reconhecidos para aplicação de TCs são fornecidos pelo IEEE [1] e pela IEC [2]. Ambos começam com o circuito equivalente de um TC mostrado na Fig. 1.

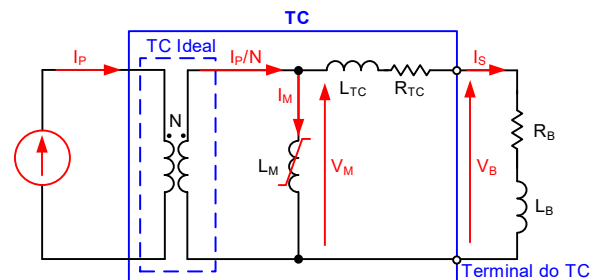


Fig. 1. Circuito Equivalente de um TC.

L_M é a indutância não-linear do ramo de magnetização, que pode drenar grande quantidade de corrente de magnetização (I_M). Isto corresponde a um erro de corrente para o relé diferencial que mede a corrente secundária (I_S). I_P é a corrente primária, N é a relação de espiras do TC, V_M é a tensão sobre o ramo de magnetização e V_B é a tensão sobre a carga secundária (*burden*).

R_{CT} é a resistência interna do TC e R_B é a resistência da carga secundária. L_{CT} é a reatância de dispersão do TC e L_B é a indutância da carga secundária. Tanto L_{CT} quanto L_B são frequentemente desprezados para efeito de simplificação e porque relés digitais não têm a carga típica elevada dos relés eletromecânicos.

B. Orientação do IEEE

Quando há uma corrente de falta elevada fluindo no primário do TC (I_P), o núcleo magnético pode saturar. A saturação do núcleo reduz L_M e aumenta I_M , que é uma grandeza que implica em erro para o relé diferencial. O instante de incidência da falta (*point-on-wave* – θ) determina o nível do deslocamento exponencial (*dc offset*) da corrente de defeito e tem uma ampla influência no grau de saturação do TC. A maioria das faltas (95%) ocorre dentro de 40 graus do valor máximo da tensão [4]. Enquanto para o sistema de potência que é predominantemente indutivo, isto é favorável para o desempenho do TC (porque resulta em deslocamento exponencial reduzido), fornecer orientação para aplicação de TCs requer que seja considerado o pior caso para o ângulo θ .

Para demonstrar o efeito de θ , na Fig. 2 começamos com correntes sem deslocamento e com deslocamento exponencial total com uma unidade de amplitude calculada por (1) e (2) para um sistema de 60 Hz com uma constante de tempo relativamente baixa (τ) de 30 ms (relação X/R de 11,31). Usar unidade de amplitude ou um valor em por unidade (pu) do pior caso de corrente de falta ditada pela aplicação (faltas externas neste caso) facilita a explanação dos conceitos.

$$I_P = \sin(\omega t + \theta) - \sin(\theta) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (1)$$

$$\tau = \frac{1}{\omega} \cdot \left(\frac{X}{R}\right) \quad (2)$$

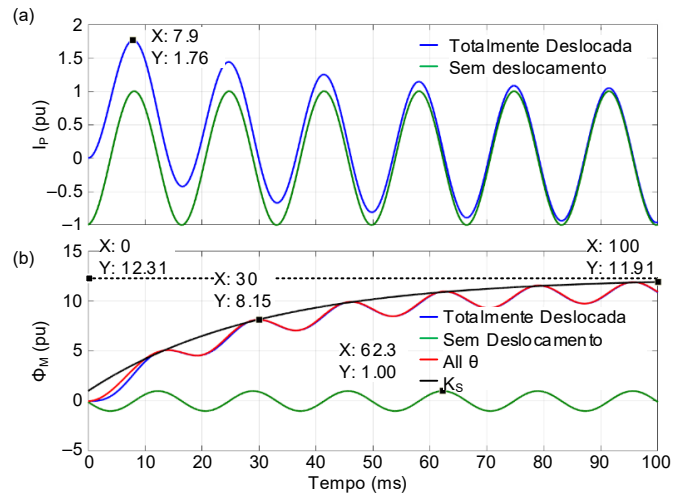


Fig. 2. Corrente de Falta em Por Unidade (a) e Fluxo Magnético de Excitação (b) para Sistema de 60 Hz com $\tau = 30$ ms.

Na região linear de operação do TC, I_M é mínima e a corrente secundária flui pelo circuito secundário predominantemente resistivo. Assumindo $R_{TC} + R_B = 1$ pu por simplicidade, resulta em V_M igual a I_P em por unidade. Quando V_M é integrado e normalizado, obtemos o fluxo magnético do núcleo do TC (ϕ_M) apresentado em (3) e (4).

$$\phi_M = -\cos(\omega t + \theta) + \frac{X}{R} \cdot \sin(\theta) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} + C \quad (3)$$

$$C = \cos(\theta) - \frac{X}{R} \cdot \sin(\theta) \quad (4)$$

C é a constante de integração, que força a condição inicial de ϕ_M em 0. A Fig. 2 mostra que, para uma corrente de falta simétrica em regime permanente, se um TC puder permanecer na região linear para ϕ_M maior que 1 pu, isto será suficiente para evitar saturação. Mas a componente decrescente dc contribui significativamente para o fluxo magnético e eventualmente estabiliza em $1 + X/R$.

O guia do IEEE introduz o conceito de um fator de saturação (K_S) apresentado em (5). Na equação (5), V_{SAT} é definida como a tensão de saturação sobre o ramo de magnetização do TC, que pode ser obtida por inspeção da curva ANSI de excitação do TC, no ponto onde a corrente de excitação é de 10 A [1].

K_S é o fator pelo qual o TC está sobredimensionado com relação à corrente de falta puramente CA ($\theta = 0^\circ$). Esta é calculada como sendo a razão da tensão de saturação V_{SAT} sobre o valor esperado de V_M para a máxima corrente simétrica de falta [1]. Se o TC estiver dimensionado de modo que K_S seja maior que $1 + X/R$, o TC nunca irá saturar enquanto não houver remanência; caso contrário, ele irá saturar depois de decorrido um certo tempo [1].

$$K_S = \frac{V_{SAT}}{I_S \cdot (R_{CT} + R_B)} \quad (5)$$

O IEEE apresenta a equação (6) para calcular o tempo para saturação (T_S), assumindo que não há corrente de carga pré-falta. Para os propósitos de proteção, os relés diferenciais modernos (descritos na Seção IV) requerem frequentemente um curto período de tempo sem saturação [5]. Isso torna o tempo para saturar uma métrica útil para dimensionar o TC.

$$T_S = -\tau \cdot \ln \left(1 - \frac{(K_S - 1)}{\left(\frac{X}{R}\right)} \right) \quad (6)$$

C. Orientação da IEC

Havendo disponibilidade dos dados do sistema de potência, K_S pode ser calculado por intermédio de (5), que pode então ser empregado para obter o tempo para saturação (T_S) pelo uso de (6). Porém, se começarmos com T_S , poderemos rearranjar (6) para obter K_S , como mostrado em (7) e na Fig. 3. Nem T_S obtido por (6) nem K_S calculado por (7) consideram o efeito de θ . No entanto, esses parâmetros são a base da orientação da IEC [2]:

$$K_S = 1 + \omega_n \cdot \tau \cdot \left(1 - e^{-\frac{T_S}{\tau}} \right) \quad (7)$$

A saturação ocorre quando a tensão sobre o ramo de magnetização (V_M) ultrapassa a tensão de saturação (V_{SAT}) e pode ser determinada variando θ em (3). Quando obtido analiticamente levando-se em consideração o efeito de θ , K_S torna-se o fator transitório K_{TF} . Tal como K_S , K_{TF} corresponde à razão pela qual o TC está dimensionado em relação a uma corrente de falta puramente simétrica e pode ser determinado por (5).

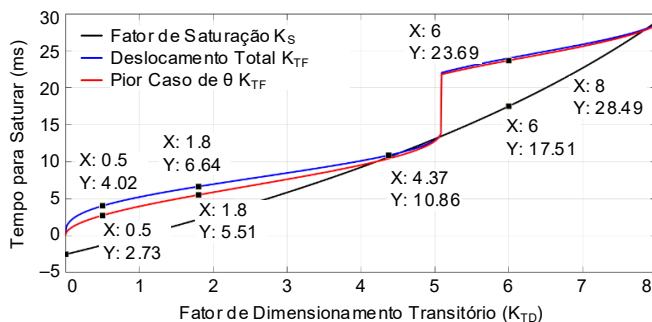


Fig. 3. Tempo para Saturação Versus Fator de Dimensionamento Transitório para um Sistema de 60 Hz com $\tau = 30$ ms.

Na Fig. 3, o traço azul representa o valor de K_{TF} para a forma de onda totalmente deslocada do fluxo mostrado na Fig. 2b. No entanto, para valores pequenos de T_S , outros ângulos de incidência de falta causam um crescimento de corrente mais acentuado que a corrente totalmente deslocada apresentada na Fig. 2a. Isto resulta em um maior crescimento de ϕ_M , como fica evidenciado na Fig. 2b, o que se traduz em um valor mais alto de K_{TF} , como o mostrado pelo traço vermelho na Fig. 3. As descontinuidades nos traços azul e vermelho devem-se a fluxos senoidais de deslocamento crescente, sem acumular unidirecionalidade a cada instante de tempo, como exposto na Fig. 2.

Como é evidente pela Fig. 2 e pela Fig. 3, K_{TF} é função do ângulo de incidência de falta, do tempo e da relação X/R do sistema. Quando o pior caso de K_{TF} é determinado analiticamente, por simulações e por métodos de teste como os descritos anteriormente neste artigo, este parâmetro torna-se o fator de dimensionamento transitório K_{TD} . K_{TD} é uma constante que pode ser utilizada para dimensionar o TC por substituição de K_{TD} em K_S na equação (5). Isto é idealmente fornecido pelo fabricante do relé para uma dada aplicação e dispositivo [2].

D. Efeito da Relação X/R

Como anteriormente explicado, se o TC estiver sobredimensionado para suportar o fluxo de $(1 + X/R)$ pu na região linear, ele não irá saturar para nenhum valor do ângulo de incidência de falta, assumindo que não há remanência. Este critério para evitar saturação está representado por grandezas físicas na equação (8) obtida do guia do IEEE [1]:

$$V_{SAT} > \left(1 + \frac{X}{R} \right) \cdot \left(\frac{I_P}{N} \right) \cdot (R_{CT} + R_B) \quad (8)$$

Os elementos de proteção que são vulneráveis a desempenho degradado devido à saturação do TC são frequentemente projetados para tolerar alguma saturação. Nesses casos, os guias de aplicação do passado consideravam que uma fração do valor obtido por meio de (8) podia ser empregada para dimensionar os TCs [6] e [7].

Devido às altas relações X/R junto às usinas, os TCs típicos não saturam rapidamente nem intensamente de imediato, mas ao invés, somente saturam após algum tempo devido ao longo período de decaimento da componente dc. Para sistemas com valores tão altos de X/R , aplicar (8) com um fator redutor linear ainda é um grande desafio no dimensionamento dos TCs.

Entretanto, usando (7) para o dimensionamento dos TCs, espera-se que os requisitos sejam reduzidos exponencialmente, e não linearmente com respeito à relação X/R , como mostrado na Fig. 4 para quatro valores de T_S .

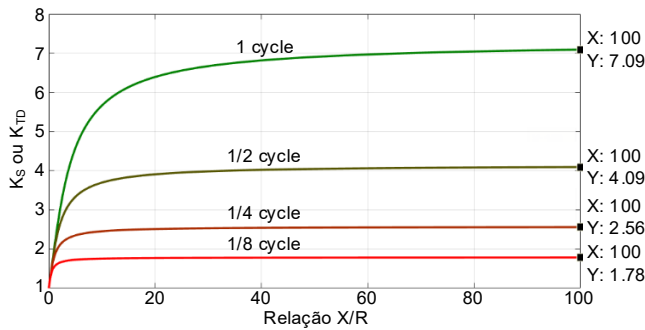


Fig. 4. Fator de Dimensionamento do TC Baseado na Relação X/R do Sistema de Potência.

Conforme aumenta a relação X/R do sistema, os parâmetros de dimensionamento do TC representados no eixo y não precisam aumentar significativamente. Isto é consistente com a equação (9) da IEC, na qual a relação X/R, enquanto um fator, não é um parâmetro crítico para o dimensionamento do TC. E_{AL} em (9) é a força eletromotriz correspondente ao limite de exatidão adotado pela IEC, análogo ao valor de V_{SAT} usado para TCs ANSI, que também é definido no ramo de magnetização do TC.

$$E_{AL} > K_{TD} \cdot \left(\frac{I_P}{N} \right) \cdot (R_{CT} + R_B) \quad (9)$$

E. Tensão Nominal e Classes de TC IEEE

Até agora, a maior parte da discussão esteve restrita à tensão sobre o ramo de magnetização e é válida quando se considera equações para o tempo para saturação [1] ou fatores transitórios [2]. O TC mais comumente aplicado pela Norma ANSI para aplicações de proteção é o TC de Classe C, no qual as tensões nominais ANSI (V_{ANSI}) são definidas em relação aos terminais secundários do TC [1]. Definir a tensão nominal ANSI nos terminais do TC tem um caráter importante em plantas de geração aonde as relações de TC (e conseqüentemente R_{TC}) podem ser elevadas, fazendo com que a diferença entre V_M e V_B seja flagrantemente significativa. Por exemplo, um TC C200 10000:5 pode ter uma tensão de saturação superior a 700 V no ramo de magnetização; conseqüentemente, é provavelmente maior fisicamente do que um TC C200 de menor relação de transformação. Isto não é o caso quando se

dimensiona um TC pela Norma IEC, cujo dimensionamento é feito pelo uso de E_{AL} , que é calculada pelo ramo de magnetização, como mostrado, por considerar R_{TC} em (9).

F. Remanência e Classes de TC IEC

Até agora, nossa discussão tem assumido que não há magnetismo residual. Porém, os TCs podem ter um nível significativo de remanência. Quando uma corrente de falta é interrompida junto de um cruzamento da corrente por zero, a densidade de fluxo do núcleo pode ser elevada, como nos Pontos A ou B da curva B-H apresentada na Fig. 5.

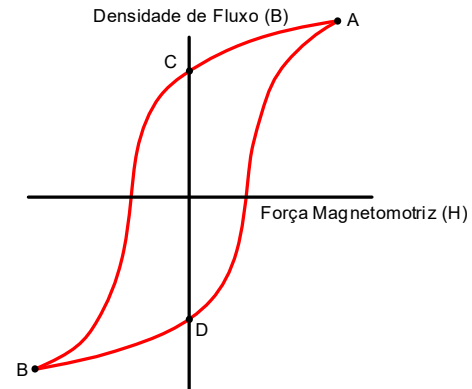


Fig. 5. Curva B-H Típica de um TC sem Gap (Entreferro).

Após a interrupção da corrente primária, a energia armazenada no campo magnético do núcleo deve ser dissipada através do circuito secundário do TC ($R_B + R_{CT}$), como mostrado na Fig. 6.

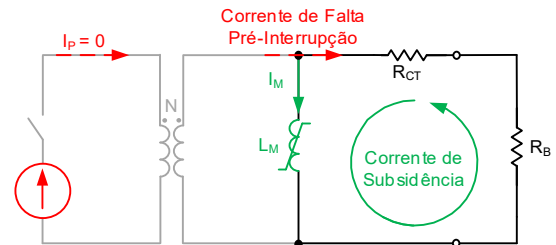


Fig. 6. Efeito da Corrente de Subsidiência sobre a Remanência (Circuito).

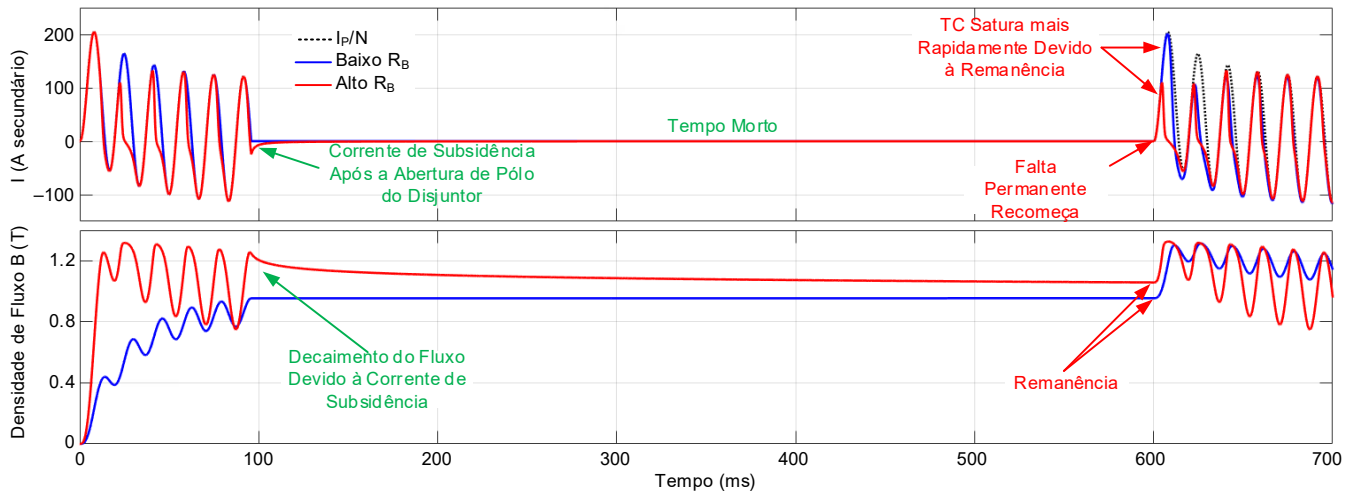


Fig. 7. Efeito da Corrente de Subsidiência sobre a Remanência ao Longo do Tempo.

Isto resulta numa corrente de subsidiência que decai conforme a energia magnética do núcleo é liberada, reduzindo assim a remanência durante o tempo morto do esquema de religamento automático (como mostrado na Fig. 7). Neste ponto, a densidade de fluxo move-se para os Pontos C ou D a partir dos Pontos A ou B na Fig. 5, deixando o TC parcialmente magnetizado com remanência no seu núcleo.

Quando a corrente de carga é reaplicada, há ainda mais redução na remanência, a qual depende do valor inicial do fluxo residual, do fluxo CA produzido pela corrente de carga e das características do núcleo do TC [8]. A Fig. 8 apresenta resultados de testes para um tipo de material do núcleo do TC. Observamos que os níveis das densidades de fluxo necessárias para desmagnetizar substancialmente um TC de classe de proteção (com uma ampla faixa dinâmica) não são atendidas pelas correntes de carga [8]. Entretanto, as inclinações das curvas da Fig. 8 são mais acentuadas junto ao eixo y, indicando que a corrente de carga vai, de fato, reduzir a remanência, ainda que por um pequeno valor. As correntes de carga numa usina são também tipicamente um grande percentual da corrente de falta quando comparadas a várias outras aplicações, podendo provocar uma menor remanência, o que é mais favorável.

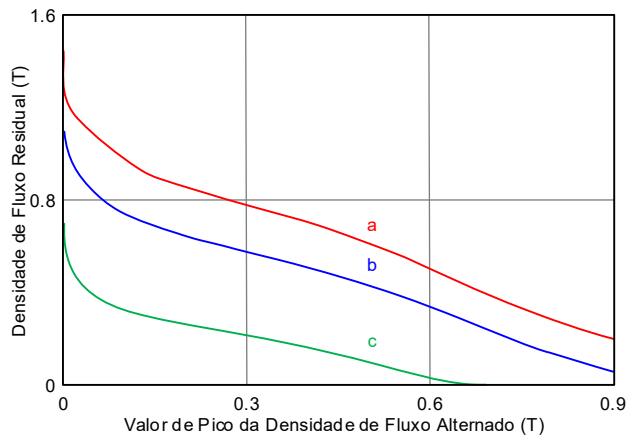


Fig. 8. Efeito do Fluxo de Regime Permanente Aplicado à Remanência [8].

Uma antiga pesquisa sobre 141 TCs de um Sistema de 230 kV divulgada com a revisão de 1996 da Norma

IEEE C37.110 indica que a faixa superior de remanência nos TCs era de 61 a 80 por cento [1]. Isto é consistente com a pesquisa feita pela IEC [2], cujos resultados estão apresentados na Tabela I. Os TCs antecedentes à década de 1990 eram feitos com materiais que continham remanência máxima de 77 por cento. Os TCs que tenham sido fabricados desde os anos 1990 têm núcleos feitos de novos materiais que podem conter maior remanência [2].

TABELA I
FATORES TEÓRICOS E MEDIDOS DE REMANÊNCIA [2]

	Núcleos Antigos (1930 a 1990)	Núcleos Novos (desde 1995)
Máxima Remanência^a	75% a 77%	88% a 95%
Remanência Real^b	70% a 75%	85% a 87%

^aMáxima remanência possível limitada pela curva de histerese

^bRemanência residual real medida após desenergização, comissionamento ou outros testes

Para TCs instalados em usinas, faltas externas localizadas no sistema elétrico, eventos de sincronização deficiente [9] ou outras causas podem resultar em remanência [2]. Isto faz com que o nível de remanência (Rem) seja imprevisível e a orientação da Referência [9] teria que ser multiplicada por um fator de dimensionamento de remanência (K_{REM}) determinado por (10) [1] e [2]. Por exemplo, para um TC mais antigo com 80 por cento de remanência máxima ($Rem = 80\%$), K_{REM} seria igual a 5. K_{REM} deve então ser multiplicado por (9) para obter a equação (11):

$$K_{REM} = \frac{1}{1 - Rem} \quad (10)$$

$$E_{AL} = K_{REM} \cdot K_{TD} \cdot \frac{I_p}{N} \cdot (R_{CT} + R_B) \quad (11)$$

Como observado anteriormente, TCs mais novos podem conter remanência substancialmente mais alta – até 95 por cento. Isto corresponde a um K_{REM} de 20 e TCs muito grandes. A IEC oferece as classes alternativas de TCs apresentadas na Tabela II a título de contramedidas para a remanência.

Nas classes de TCs sem *gap* (entreferro), como P, PX, e TPX, que podem armazenar normalmente alta remanência, os núcleos podem ser providos de um pequeno *gap* (ex., 0,1 por cento da circunferência) para ganhar propriedades anti-remanência ($Rem < 10\%$). Esses TCs podem então ser classificados como PR, PXR e TPY, respectivamente. Os efeitos dos *gaps* sobre a remanência podem ser vistos na Fig. 9 [10]. Quando uma falta é eliminada, o decaimento da remanência durante o tempo morto (Fig. 7) faz a densidade de fluxo se mover de um valor elevado para $B_r(1)$ para um TC sem *gap*. No caso de um TC com *gap*, entretanto, a densidade de fluxo move-se para um valor muito mais baixo $B_r(2)$.

TABELA II
EFEITO DE NÚCLEOS COM E SEM *GAP* [2]

	Remanência	Anti-Remanência	Elevado Amortecimento CC
P, PX, TPX	X		
PR, PXR, TPY		X	
TPZ		X	X

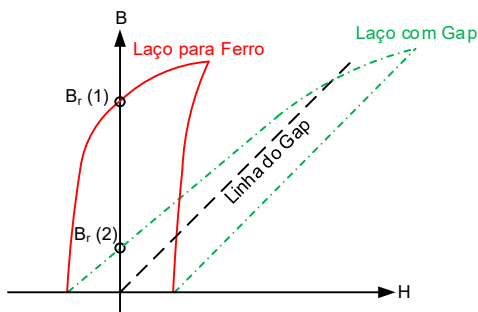


Fig. 9. Efeito do Entreferro (*Air Gap*) na Remanência [10].

Os *gaps* reduzem a inclinação da região linear de TCs, como apresentado na Fig. 10.

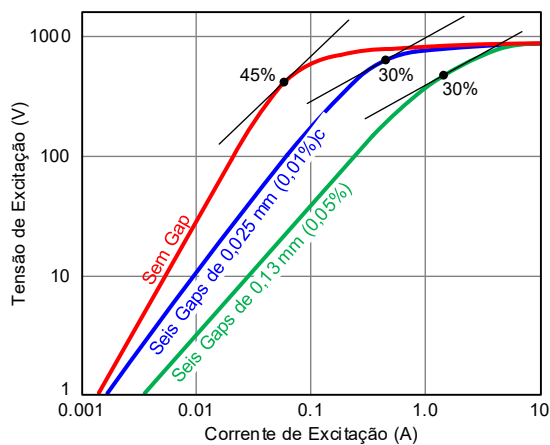


Fig. 10. Efeito do Entreferro (*Air Gap*) sobre a Curva de Excitação [10].

Os TCs TPZ têm *gaps* relativamente grandes e uma inclinação significativamente menor em suas características de excitação, correspondendo a menores valores de permeabilidade relativa (μ_r) e de indutância de magnetização (L_M). Isto resulta em uma constante de tempo do circuito secundário significativamente menor (< 0.1 s) do que para outras classes anti-remanência (> 1 s) ou para TCs sem *gap* (aproximadamente 10 s) quando o TC opera na região linear. Uma menor constante de tempo do circuito secundário resulta no “elevado amortecimento CC” referido na Tabela II, fazendo com que o TC não seja muito capaz de reproduzir a componente CC de uma corrente de falta ou de *inrush*. Isto pode penalizar alguns projetos de elementos de proteção (como discutido na seção IV, Subseção B) e é uma consideração de aplicação a ser feita quando da seleção de TCs.

Uma redução na inclinação da característica de excitação (Fig. 10) também se traduz em maior corrente de magnetização e maior erro associado na região de operação linear. Ao longo do tempo, materiais melhores com alto μ_r têm sido utilizados na fabricação de TCs, conseqüentemente aumentando a inclinação da região linear e resultando em perdas mais baixas, menor corrente de magnetização e melhor exatidão.

Isto é benéfico para as aplicações de medição, mas as aplicações de proteção geralmente não precisam desse nível de exatidão, a proteção requer melhor desempenho transitório. Um aumento acentuado na região linear de alguns projetos de TC levam a uma acentuada região de saturação, o que faz a tensão de joelho (V_{KNEE}) tornar-se um maior percentual da tensão de saturação (V_{SAT}). Mesmo que V_{KNEE} tenha definições diferentes pelo IEEE [1] e pela IEC [2], ambas as instituições têm a intenção de descrever o início da saturação para um TC. Sabemos que os TCs não permanecem saturados por muito tempo se estiverem submetidos à corrente de carga. Se permanecessem saturados, o ramo de magnetização drenaria uma corrente significativa, a qual iria se contrapor ao crescimento do fluxo magnético, de maneira similar ao efeito apresentado na Fig. 7. Sabemos também que uma corrente significativa é drenada em V_{KNEE} , se o TC for dimensionado em função de V_{SAT} . Essa informação pode ser obtida na folha de dados do TC. Para TCs de proteção IEC sem *gap*, podemos assumir um nível máximo de remanência de 80 por cento ($K_{REM} = 5$). Para TCs ANSI, assumimos um nível máximo de remanência de 67 por cento ($K_{REM} = 3$), o que oferece margem adequada em comparação com Referências anteriores que indicam um nível próximo a 50 por cento [11].

Outras considerações sobre o impacto da remanência incluem o fato de que uma falta não terá sempre o pior valor em magnitude nem o pior ângulo de incidência numa dada aplicação. Os TCs da função diferencial são também frequentemente harmonizados entre si e podem ter um nível similar de remanência para uma falta externa. Cinquenta por cento do tempo é esperado que a remanência esteja em oposição ao fluxo resultante de uma falta externa.

Como indicado anteriormente, durante um ciclo de religamento automático a remanência pode ser alta, mas durante esse tempo muitos algoritmos (como discutido na Seção IV, Subseção A) podem prover ainda maior segurança e evitar a ocorrência de um problema. Finalmente, como explicado anteriormente, se houver remanência no núcleo, é esperado que a corrente de carga reduza um pouco a remanência depois de reassumida a operação em regime permanente e prepare o TC para a próxima falta externa.

Geralmente, os elementos de proteção rápidos que são esperados para operar em velocidades subcíclicas e são suscetíveis a saturação do TC, devem considerar a remanência. No entanto, na Seção IV mostramos como relés modernos com cuidadoso projeto do elemento de proteção apoiados por guias de aplicação simples podem aliviar estas preocupações. Isto permite a aplicação de TCs sem *gap*, como os de classe C ANSI e P/PX/TPX IEC, conforme mostrado em exemplos práticos no apêndice. Se o dimensionamento de TCs permanece sendo um desafio, então as classes anti-remanência da Tabela II devem ser aplicadas.

G. Outras Considerações

Adicionalmente aos aspectos já discutidos, outros fatores afetam o desempenho dos relés, como o esquema da proteção, os ajustes, os parâmetros de fábrica e o *hardware* do dispositivo. Relés diferenciais de gerador que protejam unidades de *black-start* também devem considerar *inrush* do transformador elevador. Os relés têm tipicamente um transformador interno que aumenta a saturação em relação ao TC primário. O efeito é menor, pois a saturação do TC primário reduz a corrente vista pelo TC interno ao relé. Considerando os numerosos fatores que afetam o desempenho de um relé, a orientação sobre a aplicação do TC é dependente do próprio relé e é melhor que venha da parte do fabricante do dispositivo com base em testes [2].

III. MODELOS DE TC

No passado, os modelos de TC eram empregados para seleção do TC, análise e cálculo de ajustes. Porém, relés modernos têm algoritmos avançados que dificultam o uso de tais modelos e aplicação dos resultados. Por esta razão, se tornou responsabilidade do fabricante testar o relé e informar os requisitos do TC e as orientações sobre os ajustes [2], o que é o enfoque deste artigo. Para desenvolver os guias de aplicação, tivemos que compreender o circuito equivalente do TC mostrado na Fig. Imais detalhadamente do que o explicado na Seção II. Isto nos permitiu criar modelos digitais acurados, executar testes e determinar os requisitos do TC.

Várias ferramentas têm sido utilizadas para modelar TCs [3], [12], [13] e [14]. Os modelos podem ser classificados pelo enfoque da abordagem usada para modelar a indutância de magnetização não linear (L_M):

1. Uso de parâmetros físicos do TC e representação da histerese do ramo de magnetização pelo uso da equação de Frolich (em forma de S) [12] e [13].
2. Uso de dados oriundos da curva de excitação do TC [3], [13] e [14], tipicamente disponíveis nas folhas de testes ou pela execução de testes [15].

Ambas as classes de modelos requerem os parâmetros lineares do circuito básico da Fig. 1, tais como N , R_{TC} , L_{TC} , R_B e L_B . Todos os modelos permitem considerar um valor inicial de remanência (B_0).

A. Modelo Físico de TC pela Equação de Frolich

O modelo físico de TC requer informações tais como a máxima permeabilidade relativa do material do núcleo (μ_r), o comprimento médio do núcleo (L), a máxima densidade de fluxo (B_{MAX}) e a tensão de saturação no TC (V_{SAT}), que é tipicamente definida no ramo de magnetização. Em seguida, o modelo de Frolich [12] que usa B_{MAX} típico de 1,5T é usado para gerar a característica de saturação em forma de S mostrada na Fig. 11.

Ter que inserir os parâmetros físicos da equação de Frolich pode ser uma desvantagem se os dados não estiverem disponíveis.

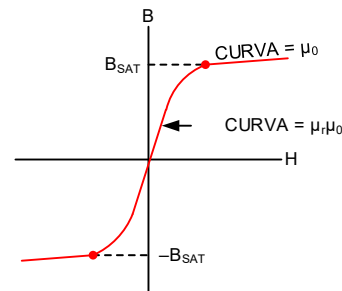


Fig. 11. Curva de Histerese em Forma de S pela Equação de Frolich.

Usando um TC C400, variamos μ_r de 5000 a 10000 e L de 1 m a 2 m. Os resultados estão apresentados na Fig. 12, que mostra que o modelo físico não é extremamente sensível aos erros dos parâmetros magnéticos enquanto a tensão de saturação for acurada.

Os TCs com *gap* podem ser modelados pela redução de μ_r , o que reduz a curvatura da forma de S. A equação de Frolich não modela a histerese como descrito na Fig. 5 [12]. Apesar destas limitações de menor monta, a equação tem sido empregada para aplicação de relés de proteção [6] e [16].

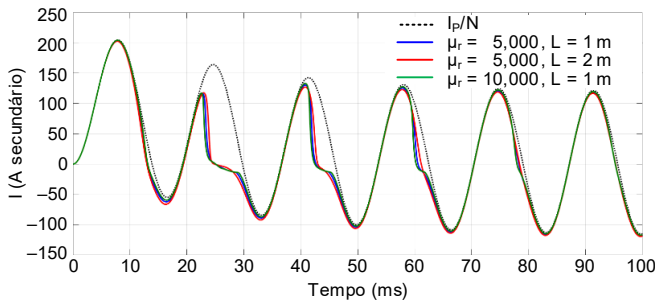


Fig. 12. Sensibilidade Paramétrica para um Modelo Físico de TC C400.

B. Modelo de TC Baseado na Característica de Excitação

Os modelos de TC baseados na característica de excitação utilizam dados oriundos das folhas de teste ou da execução de testes [3]. Um desses testes foi feito com um pequeno TC C10 de laboratório, como exposto na Fig. 13 [17]. Foram aplicados níveis variáveis de tensão no secundário do TC (V_B na Fig. 1) com o primário em aberto. A corrente medida corresponde à corrente de magnetização (I_M), a qual, quando compensada para a resistência interna (R_{TC}), permite a determinação da curva de excitação da Fig. 13.

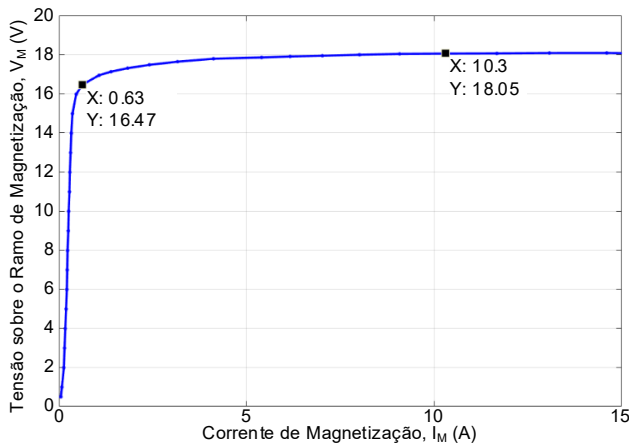


Fig. 13. Característica de Excitação de um TC C10 Obtida por Teste a 60 HZ [17].

Alguns modelos requerem apenas V_{SAT} e a representação da região de saturação com inclinação S [3]. A Fig. 14 exibe o desempenho de uma curva de excitação baseada em diferentes inclinações [3]. Novamente, a resposta do modelo para valores distintos de S não é muito diferente e está bem enquadrada em margens típicas de engenharia.

A exatidão da característica de excitação não é crítica, desde que a tensão de saturação seja acurada. A comparação entre as Fig. 12 e Fig. 14 mostra que o modelo físico e o modelo de excitação apresentam desempenhos similares.

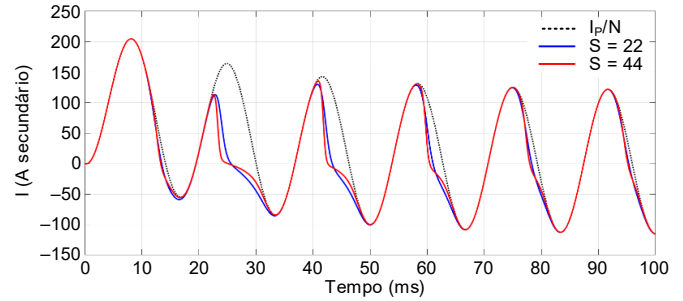


Fig. 14. Sensibilidade Paramétrica para Modelo de Curva de Excitação C400.

Outros modelos de excitação empregam mais dados do TC e podem representar comportamentos como a remanência e a subsidência mais acuradamente, como mostrado no exemplo da Fig. 7 [13] e [14].

C. Validação dos Modelos

Validamos os modelos de [3] e [12] com dados de testes de laboratório obtidos de um TC ANSI C10 150:5 com $R_{CT} = 51\text{ m}\Omega$ e $R_B = 36\text{ m}\Omega$ [17]. Foi aplicada ao TC uma corrente totalmente deslocada de valor eficaz (RMS) de 1.420 A primários (47,3 A secundários) com uma relação X/R de 11,31 e $\theta = -85^\circ$. Os parâmetros que afetam o ramo de magnetização estão apresentados na Tabela III.

TABELA III
PARÂMETROS DO RAMO DE MAGNETIZAÇÃO USADOS PARA MODELOS DE TC

Parâmetros	Dados
μ_r (modelo físico)	5000
L (modelo físico)	0,10 m
B_{MAX} (modelo físico)	1,5 T
S (modelo de excitação)	15 A/V
V_{SAT} (ambos os modelos)	18 V
Remanência (ambos os modelos)	0 pu

A Fig. 15 mostra que ambos os modelos se desempenham razoavelmente bem em relação ao TC real de laboratório.

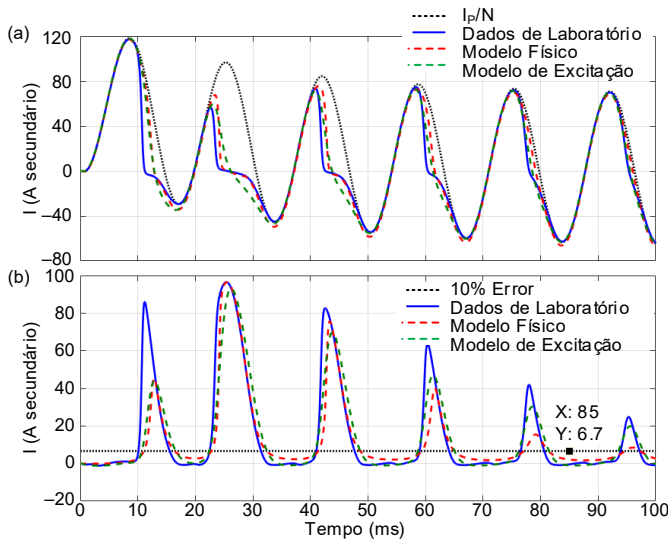


Fig. 15. (a) Comparação de Dados de Laboratório e Modelos com Uso de Correntes Secundárias e (b) Correntes de Excitação.

O TC de laboratório saturou inicialmente em 10,13 ms, o modelo de excitação em 10,75 ms e o modelo físico em 11,13 ms. O tempo para saturar é baseado na definição da Referência [1], na qual o erro na corrente de magnetização do TC é de 10 por cento.

Confirmamos que os modelos de TC são ambos aproximadamente corretos pelo uso das equações de tempo para saturação da Fig. 3 para uma forma de onda de corrente totalmente deslocada. Usando a equação (5) com V_{SAT} de 18 V, I_S de 47,3 A RMS e um valor de $R_{CT} + R_B$ de 87 m Ω , calculamos um K_{TD} de 4,37. Considerando a Fig. 3, isto corresponde a um tempo para saturação de 10,86 ms, na faixa do que foi obtido do TC real e os dois modelos mostraram-se consistentes com aquele adotado em [17].

D. Sumário

Os modelos de [3] e [12] não são particularmente sensíveis a outros erros de parâmetros magnéticos que não a tensão de saturação, tornando-os razoáveis para o uso na determinação de requisitos do TC como discutidos na Seção V. Validamos os modelos simplificados de [3] e [12] usando um TC real de laboratório. A execução de testes com um TC real em laboratório nem sempre é uma opção viável para validar um modelo. Uma alternativa de abordagem pode ser a comparação do tempo para saturar do modelo com o tempo esperado para saturação baseado em (1), (2) e (3) na Seção II e representado na Fig. 3. Observe que usar a equação (6), como mostrado na Fig. 3, pode produzir erros maiores e levar ao sobredimensionamento.

IV. ALGORITMO DO RELÉ DE PROTEÇÃO

A maioria dos relés diferenciais modernos oferecem segurança aprimorada se houver possibilidade de saturação do TC [5]; caso contrário as características de operação sensíveis continuam sendo usadas. Uma versão simplificada do moderno algoritmo diferencial considerado neste artigo está exposta na Fig. 16.

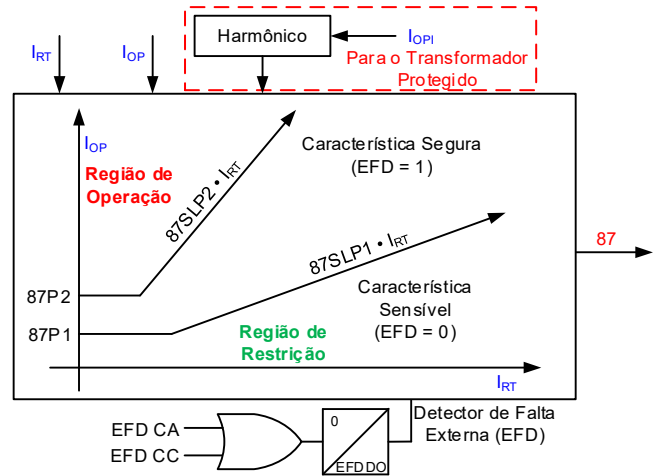


Fig. 16. Característica de Operação de um Relé Diferencial.

O esquema adaptativo da Fig. 16 apresenta as seguintes vantagens:

1. Não há necessidade de ajustes adicionais para o usuário e a transição do nível de I_{RT} de 87SLP1 para 87SLP2 não precisa ser calculada, diferentemente dos antigos esquemas de dois *slopes*.
2. Alguns relés que usam característica fixa de dois *slopes* podem perder segurança (*security*) para faltas externas de alta corrente quando os TCs saturam, o que reduz a restrição disponível e potencialmente adotam a característica mais sensível.

O esquema diferencial em consideração tem duas zonas e é executado a cada 2,5 ms. I_{OP} é a corrente de operação que é definida como a soma fasorial de todas as correntes envolvidas na zona diferencial. I_{OP1} é a corrente de operação não filtrada derivada das amostras de corrente. I_{RT} é a soma das magnitudes das correntes presentes na zona. I_{RT1} é a corrente não filtrada de restrição derivada das amostras de corrente.

Uma aplicação típica seria ajustar a primeira zona para proteger o gerador e a segunda zona para proteger o transformador. As partes desse esquema que se aplicam a este artigo são discutidas nesta seção.

A. Detector de Faltas Externas AC

Quando ocorre uma falta externa, é esperado que a corrente de restrição (I_{RT}) vista pelo relé diferencial passe por um aumento súbito, ao passo que o mesmo não acontece com a corrente de operação (I_{OP}). O esquema emprega esse princípio na expectativa de que a saturação do TC não ocorra imediatamente.

Se a variação de I_{RT} for maior que 1,25 pu da corrente nominal do gerador ou do enrolamento do transformador enquanto a corrente de operação não detecta a metade da variação por algum tempo, haverá operação do EFD CA (Fig. 17). Uma vez que esta variação é projetada para ser detectada apenas no início da falta, o temporizador prolongador (de *dropout*) EFDDO na Fig. 16 deve ser ajustado em valor maior do que o tempo morto do esquema de religamento automático (por exemplo, 1 s).

Isso reduz as preocupações quanto a uma grande remanência durante um ciclo de religamento automático, onde uma falta permanente poderia induzir uma saturação rápida e intensa do TC (Fig. 7).

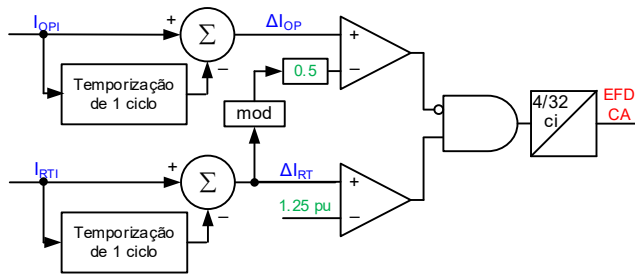


Fig. 17. Lógica de EFD CA.

Várias opções de projeto de algoritmos, como a seguir, afetam os requisitos de dimensionamento dos TCs:

- Utilizar valores instantâneos de corrente de operação (I_{OP1}) e restrição (I_{RT1}) pode favorecer os requisitos dos TCs em comparação com algoritmos que empregam fasores [5].
- Constantes de fábrica (ex., 0,5, 1,25 pu e 4/32 ciclos).
- A definição da corrente de restrição, que pode variar entre concepções distintas de relés [18].

Determinar os requisitos de TC para um determinado esquema por meio de testes, conforme discutido na Seção V, pode ser a única maneira confiável de avaliar o desempenho do esquema e fornecer orientação de aplicação.

B. Saturação CC

Conforme discutido na Seção II, o deslocamento CC nas correntes pode causar a saturação dos TCs. Este é o princípio usado pelos modernos relés de gerador para adicionar segurança à função diferencial [5]. Se o nível de CC nas correntes incluídas na zona diferencial for determinado como sendo suficientemente grande (por meio de um cálculo de média de 1 ciclo), o EFD CC é ativado. A lógica é temporizada em 50 ms para dar ao elemento diferencial tempo suficiente para operar com sensibilidade e rapidez para uma falta interna, que também pode ter um deslocamento CC.

A lógica da Fig. 18 é especialmente benéfica para um elemento 87G para aplicações de *black-start*, particularmente quando há um disjuntor do lado de baixa e o gerador é necessário para energizar o transformador elevador da unidade geradora (GSU). A corrente de energização (*inrush*) do transformador é uma condição externa para o elemento 87G e não há contribuição do sistema primário para a corrente de operação. No entanto, se a energização do transformador for monopolar por natureza, como costuma ser o caso em duas fases, também haverá uma grande quantidade de CC.

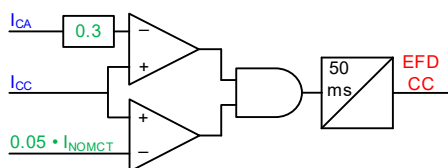


Fig. 18. Lógica de EFD CC.

Com o tempo, a corrente monopolar cria fluxo unidirecional nos TCs, resultando em saturação. Mesmo que os TCs respondam bem, os TCs internos do relé podem saturar, conforme mostrado na Fig. 19. A saturação desigual dos TCs, internos ou não, compreendendo a zona 87G, pode resultar em uma operação incorreta.

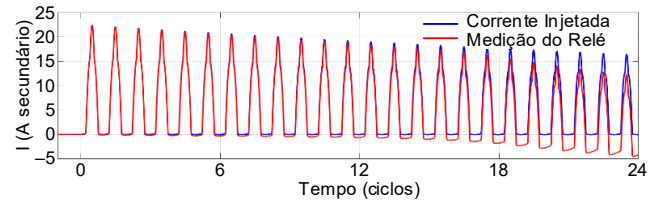


Fig. 19. Resposta do TC Interno do Relé para *Inrush* Monopolar.

C. Detector de Harmônicos

Durante o *inrush*, a corrente do transformador entra na área de atuação do 87T, mas não sai, comportando-se como uma falta interna e resultando em um I_{OP1} diferente de zero. No entanto, o I_{OP1} normalmente tem harmônicos e este é o princípio usado para dar segurança a um elemento 87T durante o *inrush*. Os detectores de harmônicos não são projetados para detectar a saturação do TC; portanto, eles não estão dentro do escopo deste artigo. Porém, eles podem inadvertidamente adicionar segurança enquanto definem a velocidade de operação do elemento para aplicações 87T [19].

Os detectores de harmônicos não são aplicados ao elemento 87G, pois qualquer condição de *inrush* corresponde a uma corrente através do gerador (I_{RT1}) e, se os TCs tiverem um bom desempenho, o resultado seria corrente diferencial zero (I_{OP1}).

V. REQUISITOS DE TC PARA OS ELEMENTOS 87G E 87T

Usando o modelo de TC da Seção III, avaliamos o desempenho do algoritmo do relé descrito na Seção IV. A orientação mais conservadora para aplicações diferenciais é presumir que um TC satura até certo grau e o outro não. É importante testar desta forma, uma vez que a característica de magnetização de um TC não é linear e mesmo uma pequena diferença na impedância de carga devido ao comprimento do cabo pode causar uma grande diferença no desempenho transitório do TC. Outras considerações incluem o uso de TCs de fabricantes diferentes ou modelos diferentes do mesmo fabricante instalados como parte de projetos separados [20]. Isso pode ocorrer em uma usina, por exemplo, onde os TCs do lado do neutro do gerador podem ser do mesmo fabricante que o gerador e os TCs dos terminais podem ser de propriedade do fabricante do *switchgear*.

Outra consideração de teste, como é mostrado na Fig. 19, é que o TC interno de um relé também pode saturar. Como tal, é importante desmagnetizar o TC após cada simulação de *hardware-in-the-loop*. De acordo com os resultados de [8], um grande fluxo CA pode reduzir a remanência do TC (ver Fig. 8). Um grande fluxo CA pode ser produzido pela injeção de uma corrente de baixa frequência (por exemplo, 3 Hz) com uma grande magnitude de corrente (por exemplo, 5 vezes o valor nominal) seguida por uma rampa de magnitude de corrente negativa para deixar o TC desmagnetizado.

A corrente máxima deve respeitar as classificações térmicas do relé (por exemplo, 1 minuto até 5 vezes o nominal) seguido por um tempo de resfriamento longo o suficiente. Apesar de escolher um sinal com um fluxo efetivo tão grande (100 vezes o nominal), o processo de desmagnetização pode levar minutos.

Para determinar os requisitos de TC e os critérios de configuração para o elemento diferencial fornecidos nesta seção, percebemos que é mais rápido e simples modelar o TC interno e então usá-lo para testar o algoritmo do relé [12]. A modelagem permite que grande parte dos testes seja feita com sinais simulados, evitando testes com grandes correntes e longos tempos de desmagnetização. Para garantir a precisão dos resultados, verificamos a orientação resultante e executamos testes de *hardware-in-the-loop* desmagnetizando o TC [13].

A. Relação de TC

A relação do TC deve ser determinada de forma que a corrente nominal do componente protegido (incluindo uma margem de 50 por cento) não exceda a corrente nominal do TC [1]. A corrente simétrica de falta máxima vista pelo TC não deve exceder 20 vezes a sua corrente nominal [1], o que geralmente não é uma preocupação para as aplicações consideradas neste artigo. Este é um critério de projeto frequentemente usado para definir a faixa dinâmica de corrente do relé, além da qual os componentes eletrônicos, como conversores analógico-digitais, saturam. A escolha de uma relação de TC mais alta também pode permitir a seleção de um TC com uma tensão nominal mais baixa [20].

B. Dimensionamento do TC e Ajustes do 87G e do 87T

Para obter as orientações de dimensionamento do TC e de ajustes nesta subseção, usamos um modelo de sistema de potência para aplicar faltas externas aos algoritmos descritos na Seção IV. Os detalhes dos testes são os seguintes:

- O instante de incidência da falta para o curto-circuito externo foi variado de 0 a 360 graus.
- A relação X/R do sistema de potência foi variada até 100.
- Foram aplicadas faltas à terra e entre fases.
- Um TC foi considerado ideal, colocando em escala a corrente secundária aplicada à zona diferencial. O outro TC envolvido na zona diferencial foi saturado com vários R_B para emular diferentes fatores de dimensionamento do TC.
- O 87P1 foi ajustado em 0,10 pu e o 87SLP1 foi ajustado em 10 por cento. Esses ajustes sensíveis minimizaram uma eventual interferência no teste.
- A corrente do TC saturado foi dimensionada por um fator de 0,95 para adicionar 5 por cento de margem geral ao teste.
- Para cada tamanho de TC, os ajustes do 87SLP2 foram variados de 10 a 90 por cento para verificar o valor para o qual o elemento diferencial operou incorretamente.

Os requisitos de dimensionamento do TC e os respectivos ajustes do 87SLP2 obtidos por meio deste procedimento são mostrados na Fig. 20.

Sem considerar a remanência, o dimensionamento mínimo do TC que permite a aplicação deste esquema corresponde a um K_{TD} de 1,8. A Fig. 20 mostra que basta um fator menor que 2, em vez de ter que superdimensionar o TC por um fator maior que 50 ($1 + X/R$) perto de uma usina para considerar o decaimento CC [1].

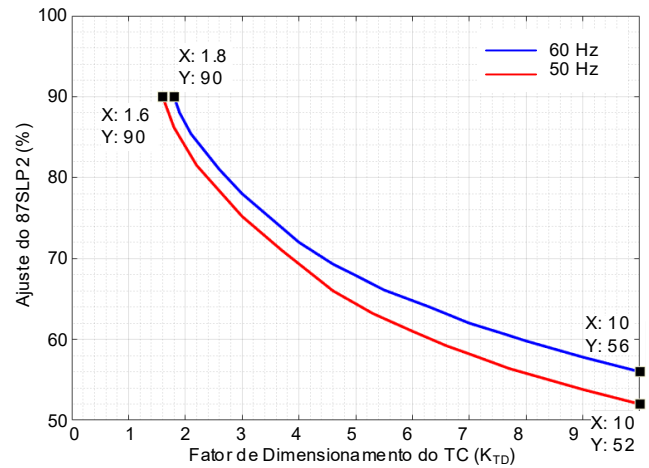


Fig. 20. Orientação de Aplicação do Elemento Diferencial sem Considerar Remanência.

De acordo com as definições da IEC [2], os critérios gerais de seleção para dimensionar um TC são definidos como mostrado na equação (12).

$$E_{AL} = (K_{REM} \cdot K_{TD}) \cdot \left(\frac{I_F}{N} \right) \cdot (R_B + R_{CT}) \quad (12)$$

Pela Norma ANSI (Seção II, Subseção E), a tensão nominal (V_{ANSI}) é definida nos terminais secundários do TC. O fabricante do TC considera a queda de tensão interna do TC para garantir menos de 10 por cento de erro até um valor de 20 vezes a corrente nominal do TC [1]. Ao considerar os relés de proteção, o fator de sobrecorrente igual a 20 tem origem em K_S (fator de saturação), K_{REM} (fator de dimensionamento de remanência), I_F (corrente de falta primária) e N (relação do TC). Para a aplicação no nosso sistema de geração, esses valores seriam 1,8 (Fig. 20), 3 (Seção II, Subseção F), 5 pu (estação geradora) e 1,5 (Seção V, Subseção A), respectivamente, que quando contabilizados dão origem a um valor aproximadamente igual a 20, considerando (13). Um valor inferior a 20 se traduz em orientação conservadora, permitindo que a equação (13) seja usada como uma estimativa inicial para o dimensionamento do TC:

$$V_{ANSI} = (K_{REM} \cdot K_S) \cdot \left(\frac{I_F}{N} \right) \cdot (R_B) \quad (13)$$

Se a R_{TC} estiver disponível na folha de dados do TC [16], o cálculo de (14) pode ser executado. No entanto, comparar V_{SAT} em (14) com a tensão de classificação C (V_{ANSI}) pode ser excessivamente conservador quando R_{TC} é grande. Um grande valor de R_{TC} é típico de TCs de relação elevada e faz uma diferença substancial entre as tensões de magnetização e de carga secundária (*burden*):

$$V_{SAT} = (K_{REM} \cdot K_S) \cdot \left(\frac{I_F}{N} \right) \cdot (R_B + R_{CT}) \quad (14)$$

Uma melhor comparação leva em conta a queda de tensão já considerada pelo fabricante do TC conforme (15), onde I_{NOM} é a corrente nominal do TC (por exemplo, 5 A). O valor fornecido por (15) é conservador, já que a Norma ANSI arredonda para baixo a classificação de tensão.

$$V_{SAT_CT} = V_{ANSI} + 20 \cdot I_{NOM} \cdot R_{CT} \quad (15)$$

Se disponível, a comparação mais precisa é utilizar a curva de excitação do TC para obter a tensão de saturação do núcleo para corrente de excitação de 10 A (duas vezes I_{NOM}).

Independentemente da aplicação, um TC ANSI menor que C100 ou um TC IEC com um fator de limite de exatidão (ALF) menor que 20 não deve ser usado ao aplicar o esquema discutido na Seção IV. O ALF é a relação da corrente simétrica em relação à corrente nominal do TC para a qual o fabricante garante que o TC atende aos critérios de erro (por exemplo, 5 por cento para um TC IEC 5P) quando a carga secundária nominal está conectada. Para um TC ANSI, o ALF é 20, uma vez que o fabricante garante uma exatidão de 10 por cento para 20 vezes a corrente de falta simétrica. Além disso, deve ser adotada uma potência aparente mínima de 2,5 VA para TCs de 1 A e 25 VA para TCs de 5 A nominais. Os TCs de classificação inferior a C100 são geralmente classificados como de classe B (por exemplo, B-0,5) [1] e não pelas classificações C padrão usadas com relés de proteção. A classificação de 25 VA com um ALF de 20 para um TC IEC é equivalente a um TC ANSI C100 de corrente nominal de 5 A. O apêndice mostra como a orientação acima é usada em um exemplo de aplicação.

O ajuste do 87SLP1 na função diferencial da Fig. 16 considera imprecisões resultantes da operação em regime permanente ou de transitórios lentos não associados à saturação do TC. Para o elemento 87G, essas imprecisões resultam de erros de medição do relé ou do TC e exigem um ajuste maior que 10 por cento para o 87SLP1. Para o elemento 87T, o ajuste do 87SLP1 deve considerar adicionalmente o comutador de derivações, se aplicável [18].

C. Orientação de Aplicação do 87G em Unidades Geradoras com Black-start

Para aplicações com *black-start* em que o gerador é necessário para magnetizar o transformador elevador (GSU), o *inrush* pode afetar o elemento 87G devido ao desempenho desigual dos TCs (Fig. 19), resultando em uma operação incorreta. Para obter a orientação de aplicação desta subseção, um transformador foi energizado por um disjuntor no lado de baixa tensão para obter uma grande corrente de *inrush*.

Foi usado o mesmo processo geral descrito na Seção V, Subseção B. As únicas diferenças significativas foram as seguintes:

- Dado que o sobredimensionamento do TC não é definido para uma corrente de *inrush*, a corrente de falta externa máxima para o elemento 87G foi usada para dimensionar o TC. Foi testado um fator de dimensionamento mínimo igual a 1.
- A corrente de *inrush* foi reduzida para determinar o valor que desativa o EFD CA (Fig. 17). Este é o limite superior, acima do qual consideramos o algoritmo seguro quanto ao 87SLP2.
- No limite superior, o *pickup* mínimo para a característica segura (87P2) foi variado para encontrar o valor no qual o esquema diferencial operou incorretamente.
- A corrente de *inrush* foi reduzida para encontrar o valor para o qual o EFD CC é desativado (Fig. 18). Este é o limite inferior.
- No limite inferior, o 87P1 foi variado (com 87P2 ajustado como 87P1) para verificar o valor no qual o esquema diferencial operou incorretamente.

Os resultados dos testes estão resumidos abaixo:

- Se a corrente de *inrush* for alta, o *pickup* do EFD CA (Fig. 17) dá segurança para o esquema diferencial.
- Para *inrush* moderado, onde o EFD CA (Fig. 17) permanece desativado e o EFD CC é ativado (Fig. 18), o 87P2 dá segurança para o esquema diferencial. Valores significativamente menores do que os mostrados em (16) podem resultar em operações incorretas para condições de *inrush* moderado devido ao desempenho desigual dos TCs:

$$87P2 = 0,52 \text{ pu} \quad (16)$$

- Se a corrente de *inrush* é baixa quando o transformador é energizado, o *pickup* do elemento sensível fornece segurança. Este é o caso onde nenhum EFD (Fig. 17 ou Fig. 18) opera. Uma vez que o *threshold* (limiar) do EFD CC é definido em ampères secundários e I_{OP} é ajustado em pu, o 87P1 é ajustado de acordo com (17), onde I_{NOM} é a corrente secundária nominal do TC (por exemplo, 5 A) e TAP é a corrente secundária nominal do gerador (por exemplo, 3 A).

$$87P1 = 0.15 \cdot \left(\frac{I_{NOM}}{TAP} \right) \text{pu} \quad (17)$$

Para prover segurança adequada, o a temporização de prolongamento (*dropout*) EFDDO (Fig. 16) deve ser ajustada acima da duração do *inrush*, que pode ser de vários segundos. O *inrush* é considerado como atenuado se a componente CA for menor que o valor 87P1 em (17).

Conforme explicado na Seção II, Subseção F, os TCs TPZ têm alto amortecimento CC, o que interfere com a lógica EFD DC mostrada na Fig. 18. É melhor não aplicar TCs TPZ se qualquer uma das outras classes de TCs puder ser usada. Se, entretanto, os TCs TPZ já estiverem instalados, então 87P1 deve ser aumentado para o valor de 87P2.

D. Sumário

Nesta seção, examinamos métodos de teste, considerações de aplicação, requisitos de dimensionamento de TC e orientação de configuração para um esquema de diferencial de gerador e transformador. Um K_{TD} menor corresponde a um TC menor e indica um algoritmo com requisitos de TC menos rigorosos. Um EFD CA que trabalha com amostras brutas (I_{OP1} e I_{RT1} na Fig. 17) provavelmente reduzirá o requisito de K_{TD} em comparação com detectores mais antigos baseados em fasores [5]. Da mesma forma, se o esquema diferencial não tiver um EFD CC (Fig. 18), os ajustes podem precisar de valores que privilegiem a segurança.

Redesenhar a Fig. 3 (como mostrado na Fig. 21) para um sistema próximo a uma usina com relação X/R muito maior que 60 mostra que um K_{TD} de 1,8 se traduz efetivamente em um T_S de aproximadamente 5,3 ms, que é maior do que o ajuste do temporizador de *pickup* do EFD CA em 2,5 ms. A diferença está relacionada ao *hardware* físico do relé, maior margem durante o teste e fatores de projeto do relé, como a taxa de execução do algoritmo, contagens de segurança, a equação usada para calcular I_{RT} e constantes de fábrica, como o *threshold* ΔI_{RT} na Fig. 17.

Um exemplo de aplicação apresentado nesta seção é fornecido no apêndice, onde TCs ANSI e IEC são dimensionados para uma aplicação 87G e 87T:

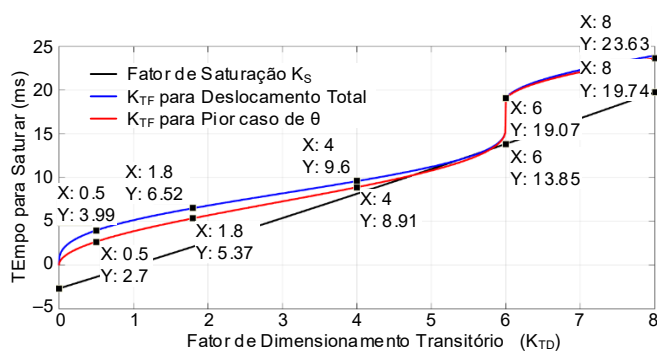


Fig. 21. Tempo para Saturar Versus Fator de Dimensionamento Transitório do TC para um Sistema de 60 Hz com Alta Relação X/R = 60.

Observe que a orientação fornecida nesta seção assume que é usada a relação máxima do TC. Se um TC de relação múltipla é usado e com relação mais baixa, deve ser realizada redução de capacidade (*rating*) de acordo com as práticas usuais [1] e [2].

VI. CONCLUSÃO

A segurança é a propriedade primordial de um relé de proteção. Os elementos do relé que são suscetíveis à saturação do TC devem ter um guia de ajuste simples e fácil de usar, permitindo uma definição clara do limite de segurança do elemento. Uma vez que o limite de segurança é definido, outras métricas de desempenho, como sensibilidade e velocidade, podem ser avaliadas para um determinado esquema e ajustes de aplicação.

Avaliamos as semelhanças e diferenças entre os guias do IEEE e da IEC. Ambos os guias fornecem mecanismos semelhantes para considerar o transitório CC (componente exponencial) durante uma falta e a remanência. Outros fatores, como o algoritmo e o *hardware* do relé, também afetam os requisitos do TC.

Usando modelos de TC que foram validados com um TC físico, junto com o teste de *hardware-in-the-loop*, determinamos os requisitos de TC para um relé com esquema diferencial de gerador e transformador. Mostramos que os relés modernos usam algoritmos que podem reduzir drasticamente os requisitos de TC. Finalmente, usamos a orientação para dimensionar TCs ANSI e IEC e obter ajustes de relé para um relé diferencial de gerador e transformador em um exemplo de usina.

VII. APÊNDICE

A. Dados do Sistema de Potência

Nesta seção, demonstramos o uso da orientação de aplicação fornecida na Seção V para o sistema mostrado na Fig. 22 com dimensionamento de TCs ANSI (Subseção B) e IEC (Subseção C). O gerador é aterrado por alta impedância, portanto não precisamos considerar faltas à terra no lado de baixa tensão. Os dados relevantes para o dimensionamento do TC são mostrados na Tabela IV. Para a Subseção B (ANSI), presumimos que o sistema é 60 Hz, enquanto para a Subseção C (IEC), presumimos que o sistema é 50 Hz. A carga secundária dos relés digitais foi ignorada por ser desprezível.

Observe que, em vez do 87T, se um diferencial geral fosse aplicado para proteger o gerador e o transformador elevador (GSU), os requisitos de TC seriam menores e o processo de ajuste seria ainda mais simples, uma vez que teríamos apenas que considerar faltas externas na localização F2:

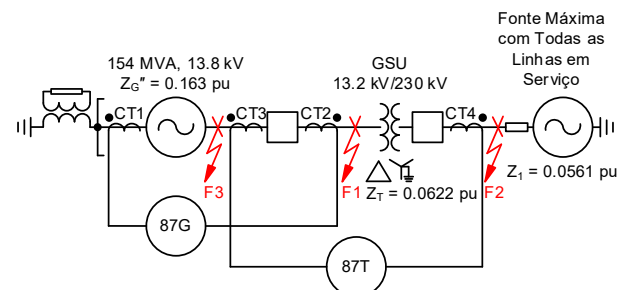


Fig. 22. Exemplo de Sistema Usado para Demonstrar o Dimensionamento do TC com Todas as Impedâncias Referenciadas aos Parâmetros Nominais do Gerador.

TABELA IV
DADOS ÚTEIS NA SELEÇÃO DO TC

Parâmetro	Dados
Corrente nominal do gerador/transformador elevador (GSU) (incluindo margem de 50% [1])	9.664/555 A
Corrente do gerador para falta trifásica em F1	39.530 A
Corrente do transformador elevador (GSU) para falta trifásica em F2	28.610/1.642 A
Corrente do gerador e do transformador elevador (GSU) para falta fase-terra (SLG) em F2	21.770/2.164 A
Corrente do transformador elevador (GSU) para falta trifásica em F3 com o sistema conectado mais forte e todas as linhas em serviço	54.460/3.126 A

B. Dimensionamento de TC ANSI

Conforme mostrado na Seção V, Subseção B, e repetido aqui por conveniência, a equação geral usada para dimensionar um TC ANSI é mostrada em (18), onde I_F é a corrente de falta e V_{ANSI} é definido nos terminais do TC. K_{S_MIN} é 1,8, de acordo com a Fig. 20:

$$V_{ANSI} = K_{REM} \cdot K_{S_MIN} \cdot \left(\frac{I_F}{n} \right) \cdot R_B \quad (18)$$

Com base na discussão da Seção II, Subseção F, $K_{REM} = 3$. Se durante a seleção do TC, a folha de dados indicar um nível mais alto de remanência, podemos optar por um TC maior ou optar por um TC diferente. Observe que a classificação C do TC deve ser maior do que V_{ANSI} e C100 (Seção V, Subseção III).

Uma vez que a classificação de tensão ANSI é aproximada, analisamos algumas folhas de dados. Nesse caso, a R_{TC} estará disponível junto com a curva de excitação. Para o exemplo ANSI, usamos R_{TC} de 2,5 m Ω por espira e assumimos a indisponibilidade da curva de excitação. Portanto, comparamos as equações (19) e (20) para determinar o nível de sobredimensionamento do TC:

$$V_{SAT} = (K_{REM} \cdot K_S) \cdot \left(\frac{I_F}{N} \right) \cdot (R_B + R_{CT}) \quad (19)$$

$$V_{SAT_CT} = V_{ANSI} + 20 \cdot I_{NOM} \cdot R_{CT} \quad (20)$$

Devido ao sobredimensionamento, o fator de saturação efetivo (K_{S_EFF}) para o TC pode ser encontrado por meio de (21), permitindo que um ajuste menos rigoroso para o 87SLP2 seja obtido por meio do uso da Fig. 20:

$$K_{S_EFF} = \left(\frac{V_{SAT_CT}}{V_{SAT}} \right) \cdot K_{S_MIN} \quad (21)$$

Se a malha diferencial contém TCs diferentes com diferentes fatores V_{SAT_CT} , determina-se o ajuste do 87SLP2 considerando o K_{S_EFF} mais baixo pela equação (22) e, em seguida, referindo-se à curva de 60 Hz na Fig. 20. têm diferentes fatores V_{SAT_CT} , o ajuste do 87SLP2 é escolhido considerando o K_{S_EFF} mais baixo via (22) e, em seguida, aplicando a curva de 60 Hz na Fig. 20.

$$K_{S_EFF_87} = \min(K_{S_EFF_CT1}, K_{S_EFF_CT2} \dots K_{S_EFF_CTN}) \quad (22)$$

Para este exemplo, consideramos 300 pés de fio 10AWG a 75°C. Isso dá uma resistência do condutor de fase (R_{LEAD}) de aproximadamente 0,372 Ω . Observe que R_B para uma falta 3P é igual a R_{LEAD} , mas para uma falta monofásica é igual ao dobro de R_{LEAD} [1].

1) TC1 e TC2 (87G)

Como a corrente máxima é de 9.664 A, escolhemos uma relação de TC de 10000: 5. Para o TC1 e o TC2, o pior caso de falta externa é uma falta trifásica em F1. Aplicando (18), obtemos (23):

$$V_{ANSI} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{39.530 \text{ A}}{2.000} \right) \cdot 0,372 \Omega = 39,7 \text{ V} \quad (23)$$

O TC deve ter uma classificação de tensão ANSI superior a 39,7 V. Um TC C100 pode ser aplicado. Se a R_{TC} estiver disponível, confirmamos que o valor da tensão de saturação é razoável por meio de (24) e (25):

$$V_{SAT} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{39.530 \text{ A}}{2.000} \right) \cdot (0,372 \Omega + 5 \Omega) = 573,3 \text{ V} \quad (24)$$

$$V_{SAT_CT} = 100 \text{ V} + 20 \cdot 5 \text{ A} \cdot 5 \Omega = 600 \text{ V} \quad (25)$$

Embora um TC C100 seja realmente adequado, neste estágio podemos aplicar as margens de engenharia e usar um TC C400 para obter um V_{SAT_CT} de 900 V. Considerações adicionais incluem o fato de que um TC ANSI com classificação inferior a C400 pode não estar facilmente disponível com altas relações de TC. Aplicando (21) e usando os parâmetros, obtemos (26):

$$K_{S_EFF} = \left(\frac{900 \text{ V}}{573,3 \text{ V}} \right) \cdot 1,8 = 2,83 \quad (26)$$

Visto que ambos os TCs que compreendem a malha diferencial do 87G são iguais, nos referimos à Fig. 20 para obter um ajuste do 87SLP2 superior a 79 por cento para um K_{S_EFF} de 2,83.

2) TC3 (87T)

O TC3 tem a mesma relação de transformação que o TC1 e o TC2 porque a mesma corrente de carga flui em seus primários. A conexão do enrolamento do transformador elevador (GSU) não permite que o TC3 receba a corrente de sequência-zero, portanto só precisamos considerar as faltas entre fases. O pior caso de corrente de falta externa entre fases é o defeito trifásico em F3. Aplicar (18) nos dá (27):

$$V_{ANSI} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{54.460 \text{ A}}{2.000} \right) \cdot 0,372 \Omega = 54,7 \text{ V} \quad (27)$$

Consideramos um TC C100 para esta aplicação. No entanto, notamos que o pior caso da tensão de saturação calculada por meio de (28) pode ser maior do que aquilo que o TC C100 pode fornecer, conforme calculado por (29). Isso ocorre porque a alta contribuição de corrente de falta do sistema vista pelo TC3 torna a corrente efetiva 29,4 vezes a nominal (3 x 1,8 x 5,45 pu) em vez das 20 vezes usadas pelo fabricante do TC:

$$V_{SAT} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{54.460 \text{ A}}{2.000} \right) \cdot (0,372 \Omega + 5 \Omega) = 789,9 \text{ V} \quad (28)$$

$$V_{SAT_CT} = 100 \text{ V} + 20 \cdot 5 \text{ A} \cdot 5 \Omega = 600 \text{ V} \quad (29)$$

Se aplicarmos um TC C400 nesta aplicação, obteremos um V_{SAT_CT} de 900 V, que é suficientemente elevado. Aplicamos (21) para obter um K_S efetivo, conforme mostrado em (30):

$$K_{S_EFF_CT3} = \left(\frac{900 \text{ V}}{789,9 \text{ V}} \right) \cdot 1,8 = 2,05 \quad (30)$$

Uma alternativa é aumentar a relação do TC para obter uma corrente efetiva inferior a 20 vezes a nominal. Por exemplo, selecionar uma relação de TC de 3.000 enquanto se mantém $R_{TC} = 5 \Omega$ reduz V_{SAT} em (28) para 526,6 V, menor do que V_{SAT_CT} de 600 V em (29) e, portanto, permitindo a aplicação de um TC C100.

3) TC4 (87T)

Como a corrente máxima no lado de alta tensão é de 555 A, escolhemos uma relação de TC de 600:5. O pior caso de falta trifásica externa está em F3 e o pior caso de falta fase-terra está em F2. Aplicando (18), obtemos (31) e (32):

$$V_{ANSI_3P} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{3.126 \text{ A}}{120} \right) \cdot 0,372 \Omega = 52,3 \text{ V} \quad (31)$$

$$V_{SAT_SLG} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{2.164 \text{ A}}{120} \right) \cdot (2 \cdot 0,372 \Omega) = 72,4 \text{ V} \quad (32)$$

O TC deve ter uma tensão nominal superior a 72,4 V. Um TC ANSI com classificação C100 é adequado para esta aplicação. Se R_{TC} estiver disponível, aplicamos (33), (34) e (35) para confirmar que um TC C100 é adequado:

$$V_{SAT_P} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{3.126 \text{ A}}{120} \right) \cdot (0,372 \Omega + 0,3 \Omega) \quad (33)$$

$$V_{SAT_SLG} = 3 \cdot 1,8 \cdot \left(\frac{2.164 \text{ A}}{120} \right) \cdot (2 \cdot 0,372 \Omega + 0,3 \Omega) \quad (34)$$

$$= 101,7 \text{ V}$$

$$V_{SAT_CT} = 100 \text{ V} + 20 \cdot 5 \text{ A} \cdot 0,3 \Omega = 130 \text{ V} \quad (35)$$

O nível de sobredimensionamento do TC é calculado por meio de (36):

$$K_{S_EFF_CT4} = \left(\frac{130 \text{ V}}{101,7 \text{ V}} \right) \cdot 1,8 = 2,3 \quad (36)$$

Para a aplicação do 87T empregando TC3 e TC4, obtemos um dimensionamento geral de acordo com (22), conforme mostrado em (37):

$$K_{S_EFF_87T} = \min(2,05; 2,30) = 2,05 \quad (37)$$

Referindo-nos à Fig. 20 para um K_S de 2,05, obtemos um ajuste do 87SLP2 para 87T superior a 86 por cento.

O TC ANSI e os ajustes necessários para esta aplicação estão resumidos na Tabela V. Observe que, para os cálculos acima, R_{TC} e V_{SAT_CT} da folha de dados do TC devem ser usados, se disponíveis:

TABELA V
REQUISITOS DE TC E AJUSTES PARA EXEMPLO DE TC ANSI

	Requisito Mínimo do TC	87SLP2
CT1 e CT2 (87G)	10000:5 C400	79%
CT3 (87T)	10000:5 C400	86%
CT4 (87T)	600:5 C100	

C. Dimensionamento de TC IEC

Embora as definições das três abordagens (P/PR vs. PX/PXR vs. TPX/TPY/TPZ) sejam diferentes, todas elas têm cálculos de força eletromotriz que são comparáveis entre si [2]. Mostramos um cálculo E_{AL} que pode ser aplicado a P/PR e TPX/TPY/TPZ diretamente. Para conversões para PX/PXR, se o dimensionamento estiver difícil, divida E_{AL} por 1,25 para obter a tensão de joelho equivalente para o dimensionamento [2].

A potência aparente nominal VA do TC pode ser calculada via (38). Uma vez que a corrente nominal do TC (I_{NOM_CT}) é 1 A, uma classe mínima de 5 VA pode ser usada de acordo com a Seção V, Subseção B:

$$VA = I_{NOM_CT}^2 \cdot R_{LEAD} \quad (38)$$

Dimensionamos um TC de Classe P e assumimos $K_{REM} = 5$, de acordo com a Seção II, Subseção F. A equação geral usada para dimensionar o TC IEC é mostrada em (39):

$$E_{AL} = K_{REM} \cdot K_{TD_MIN} \cdot \left(\frac{I_F}{N} \right) \cdot (R_B + R_{CT}) \quad (39)$$

O fator ALF para o TC Classe P pode então ser calculado de acordo com (40):

$$ALF = \frac{E_{AL}}{\left(\frac{VA}{I_{NOM_CT}} \right) + (I_{NOM_CT} \cdot R_{CT})} \quad (40)$$

Observe que o ALF para o TC (ALF_{CT}) deve ser maior que o ALF calculado por (40), mas também maior que 20, pela Seção V, Subseção III. Devido ao dimensionamento adicional do TC, o fator de saturação efetivo (K_{TD_EFF}) para o TC pode ser determinado pela equação (41), permitindo que um ajuste menos rigoroso para o 87SLP2 seja obtido referindo-se à curva de 50 Hz na Fig. 20:

$$K_{TD_EFF} = \left(\frac{ALF_{CT}}{ALF} \right) \cdot K_{TD_MIN} \quad (41)$$

Se TCs diferentes compõem a malha diferencial e têm diferentes valores de ALF, o ajuste do 87SLP2 para a zona diferencial é escolhido considerando o mais baixo K_{TD_EFF} por meio de (42):

$$K_{TD_EFF_87} = \min(K_{TD_EFF_CT1}, K_{TD_EFF_CT2} \dots K_{TD_EFF_CTN}) \quad (42)$$

Para este exemplo, assumimos 100 m de fio de 2,5 mm² a 75°C. Isso dá uma resistência do condutor de fase (R_{LEAD}) de aproximadamente 0,841 Ω. Observe que R_B para uma falta trifásica é igual a R_{LEAD} , mas para uma falta fase-terra (SLG) é igual ao dobro de R_{LEAD} [2]. Como trata-se de um TC de 1 A, 50 Hz, consideramos uma resistência do enrolamento do TC de 6 mΩ por espira.

1) TC1 e TC2 (87G)

Como a corrente máxima é de 9.664 A, escolhemos uma relação de TC de 10000:1. Com base em (38), a potência aparente nominal VA pode ser calculada por meio de (43):

$$VA = I^2 \cdot 0,841 = 0,841 \quad (43)$$

Uma potência aparente mínima de 2,5 VA é escolhida. O pior caso de falta externa está em F1. O valor de E_{AL} por (39) pode ser encontrado mediante a equação (44):

$$E_{Al} = 5 \cdot 1,6 \cdot \left(\frac{39.530 \text{ A}}{10.000} \right) \cdot (0,841 \Omega + 60 \Omega) = 1.924 \text{ V} \quad (44)$$

O cálculo de ALF pela equação (40) está apresentado em (45):

$$ALF = \frac{1.924 \text{ V}}{2,5 + 60} = 30,78 \quad (45)$$

Escolhendo o próximo ALF mais alto, escolhemos 2,5 VA 5P 40 CT para esta aplicação. O K_{TD} efetivo é mostrado em (46):

$$K_{TD_EFF_87G} = \left(\frac{40}{30,78} \right) \cdot 1,6 = 2,08 \quad (46)$$

Pela Fig. 20 encontramos um ajuste de 83 por cento para o 87SLP2.

2) TC3 (87T)

O TC3 tem a mesma relação que o TC1 e o TC2 porque conduz a mesma corrente de carga. Ele também tem a mesma potência nominal VA, uma vez que assumimos o mesmo *burden* neste exemplo. A ligação do enrolamento do transformador elevador (GSU) não permite que o TC3 receba a corrente de sequência zero. O pior caso de corrente de falta é para defeito trifásico em F3. O E_{AL} e o ALF podem ser encontrados por meio de (47) e (48):

$$E_{AL} = 5 \cdot 1,6 \cdot \left(\frac{54.460 \text{ A}}{10.000} \right) \cdot (0,841 \Omega + 60 \Omega) = 2.651 \text{ V} \quad (47)$$

$$ALF = \frac{2.651 \text{ V}}{2,5 \text{ V} + 60 \text{ V}} = 42,41 \quad (48)$$

Um TC 2.5 VA 5P 50 é adequado para esta aplicação. O K_{TD} efetivo foi calculado por (49):

$$K_{TD_EFF_CT3} = \left(\frac{50}{42,41} \right) \cdot 1,6 = 1,89 \quad (49)$$

3) TC4 (87T)

Como a corrente nominal máxima do lado da alta tensão é 555 A, escolhemos uma relação de TC de 600:1. A classificação VA pode ser calculada usando (50):

$$VA = I^2 \cdot 0,841 = 0,841 \quad (50)$$

Um VA mínimo de 2,5 é escolhido. O pior caso de faltas externas trifásica e fase-terra estão em F2. O E_{AL} para ambos os tipos de falta e o ALF podem ser encontrados mediante (51), (52) e (53):

$$E_{AL_3P} = 5 \cdot 1,6 \cdot \left(\frac{3.126 \text{ A}}{600} \right) \cdot (0,841 \Omega + 3,6 \Omega) = 185,1 \text{ V} \quad (51)$$

$$E_{AL_SLG} = 5 \cdot 1,6 \cdot \left(\frac{2.164 \text{ A}}{600} \right) \cdot (2 \cdot 0,841 \Omega + 3,6 \Omega) = 152,4 \text{ V} \quad (52)$$

$$ALF = \frac{185,1 \text{ V}}{2,5 + 3,6} = 30,3 \quad (53)$$

Um TC 2,5VA 5P 40 pode ser usado para esta aplicação. Obtemos o K_{TD} efetivo mostrado em (54):

$$K_{TD_EFF_CT4} = \left(\frac{40}{30,3} \right) \cdot 1,6 = 2,1 \quad (54)$$

Para a aplicação do 87T empregando TC3 e TC4, obtivemos o sobredimensionamento geral mostrado em (55):

$$K_{TD_EDD_87T} = \min(1,89; 2,1) = 1,89 \quad (55)$$

Referindo-se à Fig. 20 para um K_{TD} de 1,89, obtivemos um ajuste do 87SLP2 para o 87T superior a 85 por cento.

O TC IEC e as configurações necessárias para esta aplicação estão resumidos na Tabela VI. Observe que, para os cálculos acima, deve ser usado a R_{TC} da folha de dados do TC:

TABELA VI
REQUISITOS DE TC E AJUSTES PARA O EXEMPLO DA NORMA IEC

	CT Requisito Mínimo do TC	87SLP2
TC1 e TC2 (87G)	10000:1 2.5 VA 5P 40	83%
TC3 (87T)	10000:1 2.5 VA 5P 50	85%
TC4 (87T)	600:1 2.5 VA 5P 40	

D. Sumário

Se considerarmos (32) e tentarmos evitar a saturação de TC junto a uma usina, considerando o transitório de deslocamento CC e remanência de 67 por cento [1], obteríamos um valor de 2.455 V (sistema com relação $X/R = 60$) em vez do valor 72,4 V mostrado. Os relés modernos têm algoritmos sofisticados que permitem aplicar requisitos de TC drasticamente menos rigorosos enquanto permanecem com boa segurança.

VIII. REFERÊNCIAS

- [1] IEEE C37.110-2007, IEEE Guide for the Application of Current Transformers Used for Protective Relaying Purposes.
- [2] IEC TR 61869-100:2017, Guidance for Application of Current Transformers in Power System Protection.
- [3] IEEE Power System Relaying and Control Committee, “CT Saturation Theory and Calculator,” 2003. Available: <http://www.pes-psrc.org/kb/published/reports.html>.
- [4] A. R. van C. Warrington, *Protective Relays: Their Theory and Practice, Volume Two*, Chapman and Hall, 1969.
- [5] B. Kasztenny and D. Finney, “Generator Protection and CT Saturation Problems and Solutions,” proceedings of the 58th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2005.
- [6] G. Benmouyal and S. E. Zocholl, “The Impact of High Fault Current and CT Rating Limits on Overcurrent Protection,” proceedings of the 29th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 2002.
- [7] H. J. Altuve, N. Fischer, G. Benmouyal, and D. Finney, “Sizing Current Transformers for Line Protection Applications,” proceedings of the 66th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2013.
- [8] 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.
- [9] K. Barner, N. Klingerman, M. Thompson, R. Chowdhury, D. Finney, and S. Samineni, “OOPS, Out of Phase Synchronization,” proceedings of the 73rd Annual Georgia Tech Protective Relaying Conference, Atlanta, GA, May 2019.
- [10] IEEE PSRC, “Gapped Core Current Transformer Characteristics and Performance,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 5, Issue 4, October 1990, pp. 1,732–1,740.
- [11] S. E. Zocholl and D. W. Smaha, “Current Transformer Concepts,” proceedings of the 46th Annual Georgia Tech Protective Relaying Conference, Atlanta, GA, April 1992.
- [12] R. Garrett, W. C. Kotheimer, and S. E. Zocholl, “Computer Simulation of Current Transformers and Relays for Performance Analysis,” proceedings of 14th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 1988.
- [13] *Real Time Digital Simulator - Power System User's Manual, Section 7.2: Current Transformers*, RTDS Technologies, Inc., Winnipeg, Canada, December 2013.
- [14] W. L. A. Neves and H. W. Dommel, “On Modelling Iron Core Nonlinearities,” *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 8, Issue 2, May 1993, pp. 417–425.
- [15] *CT Analyzer User Manual*. 2016. Available: http://userequip.com/files/specs/6031/CT-Analyzer_user%20manual.pdf.
- [16] M. Thompson, R. Folkers, and A. Sinclair, “Secure Application of Transformer Differential Relays for Bus Protection,” proceedings of 58th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2005.
- [17] B. Kasztenny, D. Taylor, and N. Fischer, “Impact of Geomagnetically Induced Currents on Protection Current Transformers,” proceedings of the 13th International Conference on Developments in Power System Protection, Edinburgh, UK, March 2016.

- [18] M. J. Thompson, “Percentage Restrained Differential, Percentage of What?” proceedings of the 64th Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, April 2011.
- [19] B. Kasztenny, M. J. Thompson, and D. Taylor, “Time-Domain Elements Optimize the Security and Performance of Transformer Protection,” proceedings of 71st Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, March 2018.
- [20] A. Hargrave, M. Thompson, and B. Heilman, “Beyond the Knee Point: A Practical Guide to CT Saturation,” proceedings of 71st Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX, March 2018.

IX. BIOGRAFIAS

Ritwik Chowdhury recebeu seu diploma de bacharel em engenharia pela University of British Columbia e seu mestrado em engenharia pela University of Toronto. Ele ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. em 2012, onde trabalhou como engenheiro de aplicação e atualmente trabalha como engenheiro líder de sistemas de potência. Ritwik detém 2 patentes e é autor de mais de 10 artigos técnicos na área de proteção de sistemas de potência e chaveamento controlado. Ele é um contribuidor ativo do desenvolvimento de normas do comitê PSRC do IEEE, membro do subcomitê de máquinas rotativas e engenheiro profissional registrado na província de Ontário.

Dale Finney recebeu seu diploma de bacharel em engenharia pela Lakehead University e seu diploma de mestre em engenharia pela University of Toronto. Ele começou sua carreira na Ontario Hydro, onde trabalhou como engenheiro de proteção e controle. Atualmente, o Sr. Finney atua como principal engenheiro de sistemas de potência da Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. O Sr. Finney possui mais de 10 patentes e é autor de mais de 30 artigos na área de proteção de sistemas de energia. Ele é membro do comitê principal e presidente do subcomitê de máquinas rotativas do comitê PSRC do IEEE. Ele é um membro sênior do IEEE e um engenheiro profissional registrado na província de Nova Scotia.

Normann Fischer recebeu um Diploma Superior em Tecnologia, com honras, da Technikon Witwatersrand, Joanesburgo, África do Sul, em 1988; um BSEE, com honras, da Universidade da Cidade do Cabo 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 sênior de projetos no departamento de projeto de proteção da Eskom por três anos. Ele então ingressou na IST Energy como engenheiro de projeto sênior em 1996. Em 1999, Normann ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., onde atualmente é engenheiro na divisão de Pesquisa e Desenvolvimento. Ele era um engenheiro profissional registrado na África do Sul e membro do Instituto Sul-Africano de Engenheiros Elétricos. Atualmente, é membro sênior do IEEE e membro da American Society for Engineering Education (ASEE). Normann é autor de mais de 60 artigos técnicos e 10 artigos de *transactions* (IEEE) e possui mais de 20 patentes relacionadas à engenharia elétrica e proteção de sistemas de potência.

Douglas Taylor recebeu seus diplomas de BSEE e MSEE pela University of Idaho em 2007 e 2009. Ele ingressou na Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. em 2009 e trabalhou como engenheiro de proteção e engenheiro de pesquisa na divisão de Pesquisa e Desenvolvimento. Atualmente, Doug está trabalhando como engenheiro de proteção na Avista Utilities. Ele é um engenheiro profissional registrado no estado de Washington e é membro do IEEE. Seus principais interesses são proteção de sistemas de potência e análise de sistemas de potência. Doug detém 3 patentes e ajudou a escrever mais de 15 artigos técnicos na área de proteção de sistemas de potência.