

# Uma Modelagem Alternativa de Reatores *Shunt* para Aplicação de Faltas Internas<sup>\*</sup>

Jan Augusto R. Ribeiro<sup>\*</sup> Maria Leonor S. de Almeida<sup>\*</sup>  
Guilherme Gomes dos Santos<sup>\*</sup>

<sup>\*</sup> Universidade Federal de Goiás, GO, (e-mail:  
augustojan.ufu@gmail.com, marialeonor@ufg.br,  
guilherme.s.gomes21@gmail.com).

**Abstract:** Based on the importance of *shunt* reactors for control of overvoltages in the electrical power system, this paper proposes a *shunt* reactor model, in which it is possible to apply turn-to-turn faults and turn-to-ground faults. In order to validate the presented model, the Alternative Transient Program (ATP) is used to simulate a 230kV, 380km line with 50% *shunt* compensation. Considering this system, the *shunt* reactor used is subject to different faults conditions, obtained by varying the value of dispersion factor and the number of turns involved in fault. The obtained results reveal that the proposed model corresponds to an appropriate alternative representation of *shunt* reactor, since by using it is possible to correctly reproduce the behavior of currents.

**Resumo:** Com base na importância dos reatores *shunt* para controle das sobretensões no sistema elétrico de potência, este artigo propõe um modelo de reator *shunt*, por meio do qual é possível aplicar tanto faltas internas do tipo espira-terra quanto entre espiras. Para avaliar o modelo apresentado, o *software* Alternative Transient Program (ATP) é usado para simular uma linha de transmissão de 230 kV e 380 km com 50% de compensação *shunt*. Considerando esse sistema, o reator *shunt* utilizado é submetido a diferentes curtos-circuitos, obtidos pela variação do valor do fator de dispersão e do número de espiras envolvidas na falta. Os resultados obtidos revelam que o modelo proposto figura como uma alternativa apropriada para modelagem do reator *shunt*, uma vez que por meio dele é possível reproduz corretamente o comportamento das correntes.

**Keywords:** Protection; modeling; *shunt* reactor; turn-to-turn faults; turn-to-ground faults.

**Palavras-chaves:** Proteção; modelagem; reator *shunt*; faltas entre espiras; faltas espira-terra.

## 1. INTRODUÇÃO

No Brasil, o uso de linhas de transmissão longas é estratégico, pois viabiliza a transmissão de energia entre regiões distantes fisicamente. Entretanto, quanto maiores forem o comprimento da linha e seu nível de tensão, maior será o acoplamento capacitivo entre as fases e o solo. Esse fenômeno, denominado efeito Ferranti, resulta no aumento da tensão na linha de transmissão (LT) e nas subestações conectadas a ela (Bedi *et al.*, 2016). Essa elevação de tensão no sistema também é agravada em situações com excesso de reativos, como ocorre após rejeições de carga ou durante operação com baixo carregamento. Essas sobretensões são prejudiciais ao sistema, pois causam aquecimento, resultando na redução da vida útil ou ruptura da isolação dos equipamentos elétricos (Alves, 2011).

A fim de evitar situações de sobretensão nas linhas, o Operador Nacional do Sistema (ONS) define uma faixa limite de tensão para cada nível de operação (ONS, 2011). Para se enquadrar nesses limites operativos e minimizar os efeitos da sobretensão, é comum o emprego de bancos de reatores conectados em paralelo (*shunt*) às LTs. Quando instalados em paralelo, os reatores realizam a regulação

de tensão da linha por meio da absorção do excesso de reativos, melhorando, conseqüentemente, a estabilidade do sistema (Lidstrom *et al.*, 2004). Dentre os diferentes tipos de reator *shunt*, aqueles com núcleo a ar apresentam vantagens, quais sejam: causam menos perdas, são mais fácil de serem instalados e exigem menos manutenção (IEEE, 2010). No mais, devido aos avanços tecnológicos, já é possível instalar esses equipamentos em instalações elétricas de até 345 kV (Papp *et al.*, 2014).

Diante da importância do reator *shunt* no controle da tensão, é essencial que estudos sobre sua proteção considerem modelos capazes de reproduzir fielmente sua operação, mesmo durante situações críticas de funcionamento, como na ocorrência de curtos-circuitos internos a ele, tanto do tipo entre espiras quanto espira-terra. Destaca-se que a proteção do reator *shunt* deve ser capaz de identificar rapidamente essas faltas, pois, se persistirem por um intervalo de tempo maior, elas podem danificar o equipamento (Li Yongli *et al.*, 2004). Além disso, essas faltas podem evoluir, causando prejuízos maiores ao sistema.

No que diz respeito à literatura atinente, verifica-se a carência de referências que discorram sobre modelos para os reatores *shunt*. Como eles e transformadores possuem aspectos construtivos semelhantes, alguns autores afir-

<sup>\*</sup> Os autores agradecem o suporte financeiro recebido da Capes.

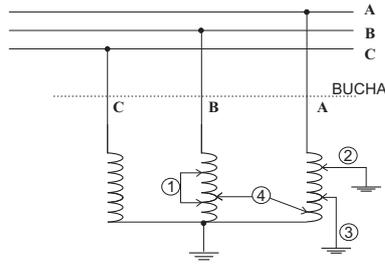


Figura 1. Tipos de curtos-circuitos no Reator *Shunt* (Basha e Thompson, 2013).

mam que os modelos para transformadores podem ser empregados, de forma adaptada, para modelar reatores (CIGRE, 2012). Ainda sim, esses modelos para transformadores possuem aspectos inerentes que complicam sua implementação. Diante disso, e baseado nas dificuldades de reproduzir os modelos existentes, verifica-se a necessidade de implementar modelos que representem adequadamente o comportamento dos reatores *shunt*, inclusive durante curtos-circuitos entre espiras ou espira-terra.

Nesse contexto, o objetivo deste artigo é propor um modelo para o reator *shunt* com núcleo a ar, o qual possibilite representar corretamente as correntes em suas fases e no neutro durante diferentes curtos-circuitos internos do tipo entre espiras e espira-terra. Ressalta-se que o modelo proposto é de fácil reprodução e emprega o elemento *RL-Coupled* trifásico do *software* ATP. Para avaliação do modelo proposto, foram realizadas simulações em uma LT de 230 kV, 380 km com 50% de compensação *shunt*, sendo essa compensação implementada conforme modelo proposto de um reator *shunt* do tipo seco com núcleo de ar. Nesse cenário, avaliou-se o comportamento do reator quando submetido a diferentes curtos-circuitos internos, obtidos variando-se o tipo de falta (espira-terra ou entre espiras), a quantidade de espiras envolvidas, o valor do fator de dispersão e o valor da resistência de falta.

## 2. FALTAS INTERNAS AO REATOR *SHUNT*

Um modelo de reator *shunt* deve possibilitar a reprodução correta das correntes nas fases e no neutro, quando ocorrem curtos-circuitos internos, resultantes de falhas na isolação. Essas faltas são numeradas de 1 a 4, como indicado na Figura 1, e suas principais características são descritas a seguir.

A falta 1 refere-se ao curto-circuito entre espiras de uma mesma fase. Esse tipo de falta pode variar a depender da porcentagem de espiras curto-circuitadas. Assim, quanto maior o número de espiras envolvidas na falta, menor a impedância do enrolamento e, por conseguinte, menor a impedância imposta à corrente de falta. Nessa falta, a posição das espiras curto-circuitadas também pode variar, estando mais próximas da bucha ou do neutro.

As faltas 2 e 3 correspondem aos curtos-circuitos espira-terra, decorrentes da conexão acidental entre o enrolamento de uma fase à terra. Para a falta 2, que ocorre mais próxima à bucha, uma maior quantidade de espiras é curto-circuitada. Dessa forma, a bobina da fase defeituosa terá impedância menor do que as impedâncias das outras bobinas, resultando em uma maior assimetria entre as fases (CIGRE, 2012). Faltas do tipo 3, que ocorrem mais

próxima ao neutro, envolvem uma menor quantidade de espiras, resultando em menores diferenças entre as impedâncias das fases e, portanto, menores desequilíbrios. Destaca-se que as faltas 2 e 3 devem ser identificadas rapidamente, pois podem evoluir para curtos-circuitos mais severos, além de causar aquecimento e má operação no reator (Gajic *et al.*, 2003).

A falta 4 decorre da conexão acidental entre enrolamentos de fases distintas. Nos reatores *shunt* do tipo seco, que são fabricados em unidades monofásicas e depois ligadas, o próprio ar funciona como material isolante. Portanto, há um seguro espaçamento entre as fases, resultando em uma melhor isolação entre elas, tal que a falta 4 é pouco recorrente (Basha e Thompson, 2013).

## 3. MODELOS PARA SIMULAÇÃO

Reatores *shunt* e transformadores, principalmente auto-transformadores, possuem aspectos construtivos semelhantes, tal que seus modelos contemplam resistências e indutâncias próprias e mútuas conectadas de forma similar (CIGRE, 2012). Tendo em vista essas semelhanças, faltas internas ao reator podem ser simuladas de forma similar às faltas internas a um transformador (Alves, 2011). Fundamentado nessa premissa, descrevem-se a seguir modelos existentes que embasaram o desenvolvimento do modelo proposto. Em seguida, descreve-se o modelo proposto.

Em (Avendaño *et al.*, 2011), é usado o modelo HYBRID, do *software* ATP, o qual modela o transformador considerando uma matriz inversa para os fluxos de dispersão. Esse modelo ainda contempla as variações de frequências, o acoplamento capacitivo, a topologia do núcleo magnético, e as perdas nos ramos e nos cabeçotes do equipamento. Esse modelo possibilita a avaliação das faltas internas ao equipamento e sua implementação depende dos dados de placa, relatórios de ensaios em fábrica ou informações detalhadas de projeto.

Em Abd-Elaziz e Badran (2013), os autores utilizam a rotina BCTRAN, que representa um transformador em forma de uma matriz, a qual considera o número de fases e de enrolamentos. Essa matriz é formada com base nos valores de resistências e indutâncias que serão modificadas a cada falta interna. Logo, para uma falta espira-terra, as matrizes originais são substituídas e acrescidas de uma linha e uma coluna representando os subenrolamentos provenientes desse tipo de curto-circuito.

Em Kezunovic e Guo (2000), apresenta-se um modelo baseado no fator de dispersão e na proporcionalidade aplicada às seções do enrolamento em falta. Dessa forma, modifica-se a rotina BCTRAN do *software* ATP, de maneira que o transformador é tratado como ramos de resistência e indutâncias mutuamente acoplados. Além disso, modela-se matematicamente uma bobina, tal que para representar faltas entre espiras ou espira-terra, divide-se o enrolamento sob falta e o transformador passa a ser modelado por duas novas matrizes.

Em Alves (2011) e Rodrigues e Silva (2014), os modelos descritos são semelhantes e baseiam-se em resistências e indutâncias, próprias e mútuas, as quais são consideradas acopladas magneticamente e são calculadas com base no fator de dispersão. Esses dados são implementados no *soft-*

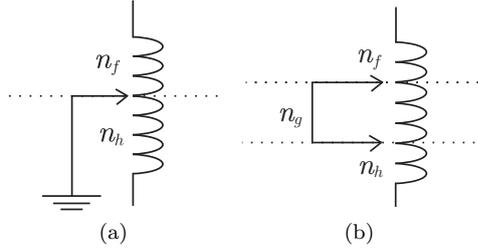


Figura 2. Falta do tipo: (a) Espira terra; (b) Entre Espiras.

ware ATP através do elemento *RL\_Coupled* bifásico. Esses modelos, apesar de serem de fácil reprodução, permitem apenas a aplicação de faltas espira-terra.

Apesar de não implementar, Rodrigues e Silva (2014) descreve ainda a formulação matemática por meio da qual é possível aplicar faltas entre espiras em uma das fases do transformador, enquanto as outras duas fases não são envolvidas na falta. No equacionamento proposto, para a aplicação do curto-circuito espira-terra, a bobina intrínseca do reator é dividida em dois subenrolamentos, como indicado na Figura 2(a). A fim de retratar a porcentagem de espiras envolvidas na falta espira-terra, a porcentagem total de espiras da bobina ( $n_T$ ) é dividida em um subenrolamento com  $f\%$  de espiras, a partir da bucha, denominado de  $n_f$ , e outro subenrolamento com  $h\%$  de espiras, intitulado  $n_h$ , tal que  $n_h = n_T - n_f$ . Assim, o subenrolamento  $n_f$  está diretamente envolvido no curto-circuito, enquanto o subenrolamento  $n_h$  interfere devido à indutância mútua, mesmo que por ele não passe corrente.

Ainda de acordo com Rodrigues e Silva (2014), para a aplicação do curto-circuito entre espiras, a bobina do reator é dividida em três partes, como ilustrado na Figura 2(b). Assim, quando ocorre uma falta entre espiras, há passagem de corrente pelo subenrolamento  $n_f$  e também pelo subenrolamento com  $h\%$  de espiras, denominado de  $n_h$ . Então, fica curto-circuitado o subenrolamento central  $n_g$ , calculado como  $n_g = n_T - n_f - n_h$ .

Apesar dos modelos descritos por Avendaño *et al.* (2011), Abd-Elaziz e Badran (2013) e Kezunovic e Guo (2000) viabilizarem a aplicação tanto de faltas entre espiras quanto de faltas espira-terra, a correta implementação dessas modelagens depende de medidas geométricas precisas do equipamento, as quais são de difícil obtenção. Além disso, esses modelos são mais difíceis de se adaptar para reatores *shunt*. Por outro lado, os modelos propostos em Alves (2011) e Rodrigues e Silva (2014) são de fácil reprodução. Todavia, eles não possibilitam a aplicação de faltas internas do tipo entre espiras.

Baseado nas dificuldades de reproduzir os modelos existentes, propõe-se um modelo de reator, no qual implementa-se a análise matemática descrita em Rodrigues e Silva (2014) no elemento *RL\_Coupled* trifásico do *software* ATP. Esse elemento é utilizado na modelagem de LTs, tal que cada fase é composta por um indutor em série com uma resistência. Assim, para representar um reator trifásico com núcleo a ar, o modelo proposto utiliza o elemento *RL\_Coupled* na fase onde são aplicadas as faltas internas, e as fases remanescentes são compostas por uma indutância em série com uma resistência, como ilustrado na Figura 3.

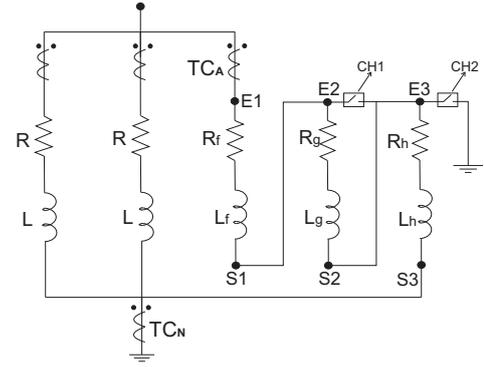


Figura 3. Chaveamento do elemento RL acoplado.

Ressalta-se que o elemento *RL\_Coupled* permite considerar, além das indutâncias próprias, as indutâncias mútuas decorrentes da interação entre os fluxos magnéticos de dispersão das três fases do elemento. Entretanto, esse elemento não reproduz características ferromagnéticas, como a curva de magnetização. Então, o modelo proposto não deve ser implementado para reatores com núcleo de ferro.

Segundo o modelo matemático descrito em Rodrigues e Silva (2014), tanto para faltas espira-terra quanto entre espiras, a bobina da fase envolvida na falha deve ser modelada como uma sequência de três sub bobinas acopladas mutuamente em série. Então, para simular a falta espira-terra, que precisa apenas de dois subenrolamentos, o subenrolamento central (formado por  $L_g$  e  $R_g$  em série) é implementado com valores ínfimos (aproximadamente zero ohm), tal que a impedância da fase fica distribuída predominantemente nos dois subenrolamentos remanescentes.

Destaca-se que para realizar a conexão série dos três subenrolamentos, liga-se S1 em E2 e S2 em E3, como exibido na Figura 3. Esse conjunto é conectado em série ao restante do reator (fases remanescentes) por meio da entrada E1 e da saída S3. Ademais, o fechamento da chave CH1 simula curtos-circuitos entre espiras, e o fechamento da chave CH2 simula curtos-circuitos espira-terra.

Nesse modelo, a corrente de falta é influenciada pelo fator de dispersão, o qual é uma constante que varia de 0 (zero) até 1 (um) e mensura o quanto a corrente de curto-circuito se dispersa durante uma falta. O fator de dispersão depende dos aspectos construtivos do reator e da porcentagem de espiras envolvidas. Assim, o fator de dispersão  $\alpha_{fg}$  é calculado conforme exibido na Eq. (1), na qual  $M_{fg}$  é a impedância mútua entre os subenrolamentos  $n_f$  e  $n_g$ , cujas impedâncias próprias são, respectivamente,  $L_f$  e  $L_g$ . Ressalta-se que os fatores de dispersão  $\alpha_{gh}$  e  $\alpha_{fh}$  são calculadas de forma análoga.

$$\alpha_{fg} = 1 - \frac{(M_{fg})^2}{L_f - L_g} \quad (1)$$

Por se tratar de uma falta espira-terra, na qual a impedância do subenrolamento central é desprezível, utiliza-se apenas um fator de dispersão, que seria o  $\alpha_{fh}$ . Nesse caso, e com base na Eq. (1), verifica-se que o fator de dispersão é máximo quando  $M_{fh}$  é nulo (Rodrigues e Silva, 2014). Por outro lado, quando a indutância mútua assume seu valor

máximo (igual a  $L_f$  e  $L_h$ ), o fator de dispersão é nulo, tal que não há dispersão na corrente de falta.

As indutâncias próprias e mútuas para a falta espira-terra são calculadas, respectivamente, por meio das Eqs. (2), (3) e (4), sendo  $L$  a indutância total da bobina e  $k$  a razão entre o número de espiras dos subenrolamentos  $n_f$  e  $n_h$  (Rodrigues e Silva, 2014).

$$L_f = \frac{L}{\left(\frac{1}{k^2}\right) + 2 \cdot \left(\frac{\sqrt{1-\alpha_{fh}}}{k}\right) + 1} \quad (2)$$

$$L_h = \frac{L}{k^2 + 2 \cdot k \sqrt{1-\alpha_{fh}} + 1} \quad (3)$$

$$M_{fh} = \frac{L \cdot \sqrt{1-\alpha_{fh}}}{\left(k + \frac{1}{k^2}\right) + 2 \cdot \sqrt{1-\alpha_{fh}}} \quad (4)$$

Nas faltas entre espiras, os três subenrolamentos são necessários e, conseqüentemente, calculam-se os três fatores de dispersão  $\alpha_{fg}$ ,  $\alpha_{gh}$  e  $\alpha_{fh}$ . Além disso, os valores das indutâncias próprias e mútuas são determinados por um sistema formado pelas Eqs.(5) e (6), considerando como valores iniciais do sistema a porcentagem de espiras envolvidas e os fatores de dispersão de cada subenrolamento.

Ressalta-se que as relações  $\frac{L_f}{L_h}$  e  $\frac{L_g}{L_h}$  são definidas analogamente à Eq. (6), e que para a resolução dessas equações o método iterativo empregado neste trabalho foi o Método de Newton-Raphson.

$$L = L_f + L_g + L_h + 2 \cdot (M_{fg} + M_{gh} + M_{fh}) \quad (5)$$

$$\frac{L_f}{L_g} = \frac{n_f^2}{n_g^2} \quad (6)$$

A resistência do sub enrolamento com  $f\%$  de espiras curto-circuitadas é calculada como descrito na Equação 7, na qual  $R$  é o valor total da resistência da bobina de uma fase. Ressalta-se que as resistências  $R_g$  e  $R_h$  são calculadas de forma análoga, mas dependem das porcentagens  $g\%$  e  $h\%$ , respectivamente.

$$R_f = R \cdot f\% \quad (7)$$

#### 4. SIMULAÇÕES E RESULTADOS

A fim de avaliar o modelo proposto, foi implementado no *software ATP* um sistema elétrico composto por uma LT de 230 kV, 380 km com 50% de compensação *shunt* realizada por um reator com núcleo de ar, cuja potência reativa nominal é de 10,25 MVAR. Nesse reator, foram aplicados diferentes curtos-circuitos internos, obtidos variando-se o tipo de falta (espira-terra ou entre espiras), a quantidade de espiras envolvidas, o valor do fator de dispersão e o valor da resistência de falta ( $R_{falta}$ ) no tipo espira-terra.

Ressalta-se que nos reatores, as correntes de terceira harmônica são decorrentes do desequilíbrio entre suas fases, as quais são construtivamente desiguais (CIGRE, 2012). Todavia, esse conteúdo harmônico não é expres-

Tabela 1. Curtos-circuitos espira-terra.

Caso	h%	$\alpha_{fh}$	$R_{falta}$
1	50%	Varia	0 $\Omega$
2	Varia	0,25	0 $\Omega$
3	50%	0,25	Varia

Tabela 2. Curtos-circuitos entre espiras.

Caso	$\alpha_{fg}$	$\alpha_{gh}$	$\alpha_{fh}$	f%	g%	h%
4	0,75	0,75	0,50	25%	50%	25%
5	0,50	0,50	0,50	25%	50%	25%
6	0,25	0,25	0,50	25%	50%	25%
7	0,25	0,25	0,25	5%	90%	5%
8	0,25	0,25	0,25	25%	50%	25%
9	0,25	0,25	0,25	45%	10%	45%

sivo, podendo ser desconsiderado pela proteção (Basha e Thompson, 2013). Como neste trabalho o reator foi modelado com impedâncias iguais nas suas fases, em condições normais de operação, não se avaliou conteúdo harmônico.

As análises realizadas basearam-se no comportamento das correntes na fase A, envolvida na falta ( $I_A$ ), e no neutro ( $I_N$ ). Essas correntes foram medidas pelos transformadores de corrente (TC) na fase A e no neutro, indicados na Figura 3 por TCA e TCN, respectivamente. Ressalta-se que todos os TCs utilizados são do tipo C400 e foram implementados como descrito em Committee (2004). Ademais, o TC na fase possui relação de transformação (RTC) de 1200/5, enquanto a RTC do TCN é de 200/5. Uma vez que as RTCs dos TCs são diferentes, é necessário efetuar a normalização das correntes medidas. Assim, considera-se a corrente nominal do reator como a corrente base, tal que as correntes medidas pelos TCs de fase e de neutro são divididas por  $TAP_e$ , definido conforme Eq. (8), sendo  $V_{LL}$  a tensão de linha do reator,  $S_{REATOR}$  a potência trifásica do reator e o índice  $e$  indica o enrolamento (fase ou neutro) para o qual está sendo calculado o  $TAP_e$ .

$$TAP_e = \frac{S_{REATOR}}{\sqrt{3} \cdot V_{LL} \cdot RTC_e} \quad (8)$$

Das análises realizadas, simulou-se um total de 120 curtos-circuitos distintos, sendo 60 do tipo espira-terra e 60 entre espiras. Essas diferentes faltas – todas aplicadas em 100 ms – foram obtidas variando-se o fator de dispersão, a quantidade de espiras envolvidas e a resistência de falta (somente nas faltas espira-terra). Neste artigo, apenas os casos mais expressivos são exibidos, sendo as características dos curtos-circuitos espira-terra e entre espiras descritas nas Tabelas 1 e 2, respectivamente.

Ressalta-se que na Tabela 1,  $h\%$  corresponde a porcentagem de espiras envolvidas e varia entre 0,25 – 0,50 – 0,75 – 1,00. O fator de dispersão, denominado de  $\alpha_{fh}$ , varia entre 25 – 50 – 75 – 99%. E a resistência de falta, definida como  $R_{falta}$ , varia entre 0 $\Omega$  – 50 $\Omega$  – 100 $\Omega$ .

De acordo com a Tabela 1, no Caso 1 aplicam-se quatro curtos-circuitos do tipo espira-terra franco, com 50% das espiras envolvidas, os quais diferem apenas pelo valor do fator de dispersão. Da Figura 4, na qual são apresentados os resultados do Caso 1, nota-se que as correntes no neutro e nas fases sofrem alterações após o curto-circuito, tal que quanto menor o fator de dispersão ( $\alpha_{fh}$ ) maior é o módulo

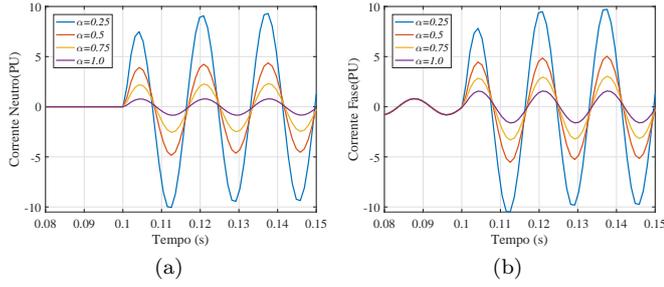


Figura 4. Correntes para o Caso 1: (a) neutro; (b) fase A.

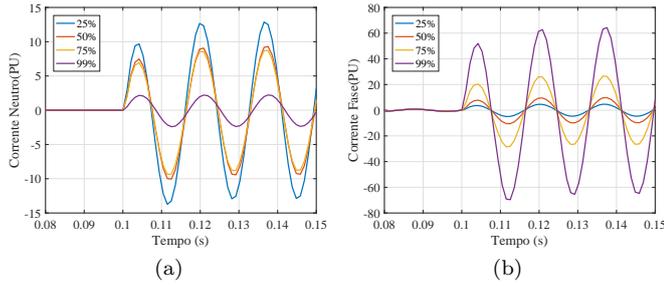


Figura 5. Correntes para o Caso 2: (a) neutro; (b) fase A.

da corrente de falta ( $I_N \cong 9,27 pu$  e  $I_A \cong 9,8 pu$ ). Isso ocorre porque o fator de dispersão representa o quanto a corrente de falta se dispersa devido ao acoplamento magnético nas indutâncias mútuas. Logo, quanto menor o alfa, menos a corrente de falta se dispersa e maior é a corrente de falta.

Para avaliar como a porcentagem de espiras envolvidas influencia na magnitude da corrente de curto-circuito, apresenta-se o Caso 2, correspondente a quatro curtos-circuitos do tipo espira-terra franco, com  $\alpha_{fh} = 0,25$ , os quais diferem apenas pela porcentagem de espiras envolvidas. Baseado nos resultados do Caso 2, ilustrados na Figura 5, nota-se que quanto menor a porcentagem de espiras envolvidas ( $g\% = 25\%$ ), maior é a corrente no neutro ( $I_N \cong 13,7 pu$ ) e menor é a corrente na fase ( $I_A \cong 5,6 pu$ ). Esse fenômeno é justificado pelo efeito autotransformador e ocorre devido à baixa indutância mútua (Gajic *et al.*, 2003). Assim, quanto menor a quantidade de espiras envolvidas, mais próximo a falta está do neutro, o que incrementa  $I_N$  (CIGRE, 2012).

Ainda sobre os curtos-circuitos espira-terra, o Caso 3 apresenta três faltas com 50% das espiras envolvidas e  $\alpha_{fh} = 0,25$ , os quais diferem apenas pelo valor da resistência de falta. Da Figura 6, na qual apresentam-se os resultados do Caso 3, nota-se que as correntes no neutro e nas fases são menores, quanto maior for o valor de  $R_{falta}$ . Isso ocorre porque maiores valores de  $R_{falta}$  oferecem maior oposição à passagem de corrente, diminuindo assim as correntes de falta medidas.

Com o intuito de analisar a influência do fator de dispersão nos curtos-circuitos entre espiras, apresentam-se os Casos 4, 5 e 6, nos quais a posição da falta e a quantidade de espiras envolvidas são as mesmas, todavia, em cada um desses casos um conjunto com valores distintos de fatores de dispersão são usados, conforme indicado na Tabela 2. A Figura 7 ilustra os resultados obtidos dessas simulações.

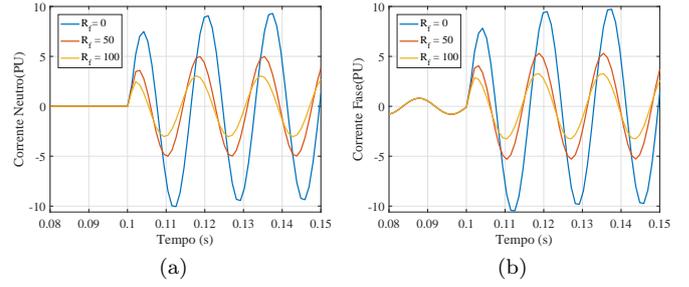


Figura 6. Correntes para o Caso 3: (a) neutro; (b) fase A.

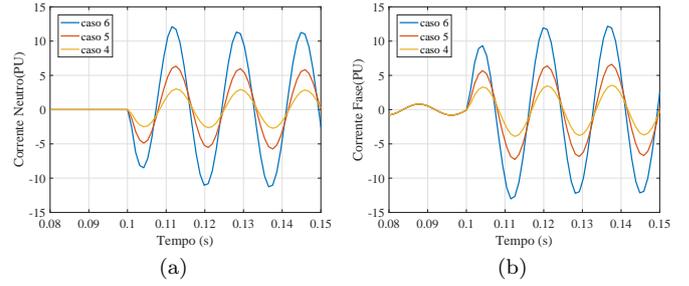


Figura 7. Casos 4, 5 e 6: (a) neutro; (b) fase A.

Fundamentado na Figura 7, verifica-se que as correntes no neutro e na fase são maiores para o Caso 6, sendo  $I_N \cong 11,3 pu$  e  $I_A \cong 12,8 pu$ . Destaca-se que o Caso 6 possui o conjunto dos fatores de dispersão com menores valores. Dessa forma, reitera-se a observação feita para as faltas espira-terra, de que menores fatores de dispersão estão associados a maiores correntes de falta. Entretanto, como nas faltas entre espiras, consideram-se três fatores de dispersão, as correntes serão maiores quanto menores forem os três fatores utilizados.

Para avaliar a influência da porcentagem de espiras envolvidas nas faltas entre espiras, simularam-se os Casos 7, 8 e 9. Conforme indicado na Tabela 2, nesses casos consideram-se todos os fatores de dispersão iguais a 0,25, e eles diferem entre si pela posição das espiras em falta e pela quantidade de espiras envolvidas. Os resultados dessas simulações são expostos na Figura 8, na qual nota-se que uma maior porcentagem de espiras em falta resulta em maiores módulos de corrente no neutro e na fase, sendo que para  $g\% = 90\%$ ,  $I_N \cong 48 pu$  e  $I_A \cong 52 pu$ . Isso ocorre porque uma maior porcentagem de espiras envolvidas resulta em menor impedância imposta pela bobina. Nota-se também que a corrente de falta independe se o conjunto de espiras curto-circuitadas encontra-se mais perto da bucha (terminal na fase) ou do neutro. Isso é justificado porque, para um mesmo valor de  $g\%$ , independentemente da posição das espiras em falta, elas resultam na mesma impedância imposta pela bobina.

Dos casos simulados, observa-se que a corrente de neutro aumentou mais para as faltas entre espiras do que para as faltas espira-terra. Por exemplo, comparando-se os Casos 3 e 6, em que a porcentagem de espiras curto-circuitadas é 50% e o fator de dispersão dominante é 0,25, tem-se que  $I_N \cong 12 pu$  no Caso 6 (falta entre espiras), enquanto  $I_N \cong 9 pu$  no Caso 3 (falta espira-terra). Para reiterar esses resultados, simularam-se faltas espira-terra e entre espiras, considerando todos os fatores de dispersão iguais a 0,25, enquanto variou-se a porcentagem de espiras em

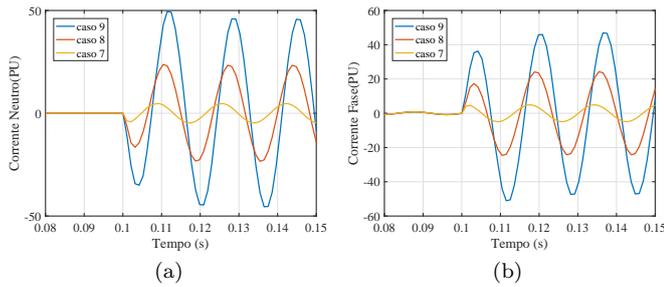


Figura 8. Casos 7, 8 e 9: (a) neutro; (b) fase A.

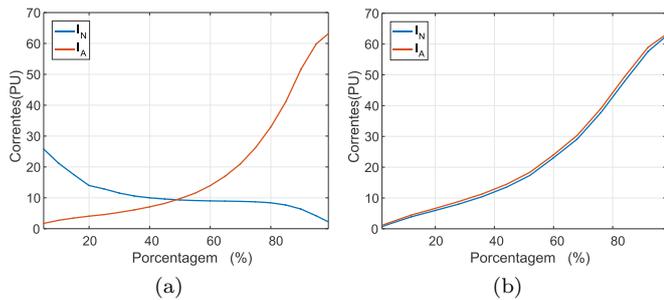


Figura 9. Correntes de neutro e na fase A, variando-se a porcentagem de espiras envolvidas em faltas: (a) espira-terra; (b) entre espiras.

falta de 0 a 100% (em intervalos de 5%). Esses resultados são apresentados na Figura 9.

Fundamentado na Figura 9(a), referente às faltas espira-terra, verifica-se novamente que a corrente  $I_N$  é maior para faltas mais próximas ao neutro, devido ao efeito autotransformador. Contrariamente, para menores porcentagens, a corrente de fase é menor. Com base Figura 9(b), referente às faltas entre espiras, observa-se que as correntes de fase e neutro aumentam com o aumento da quantidade de espiras envolvidas. Assim, nas faltas espira-terra, quanto menos espiras envolvidas, maior é  $I_N$ . E nas faltas entre espiras, quanto mais espiras envolvidas, maior é  $I_N$ . Nota-se ainda que a corrente de neutro tem valores maiores para faltas entre espiras, atingindo aproximadamente 60 pu, enquanto para faltas espira-terra a corrente máxima de neutro é de 27 pu. Dessa forma, alterações no reator devido a faltas entre espiras são mais perceptíveis na corrente de neutro.

## 5. CONCLUSÕES

Baseado nos resultados obtidos, verificou-se que tanto para faltas espira-terra quanto entre espiras, maiores fatores de dispersão resultam em menores correntes no neutro e nas fases. Sobre os curtos-circuitos espira-terra, observou-se que quanto maior a porcentagem de espiras envolvidas, menor é a corrente no neutro e maior é a corrente na fase defeituosa. Para esse tipo de curto-circuito, notou-se ainda que maiores valores de resistência de falta resultam em menores correntes. Sobre os curtos-circuitos entre espiras, notou-se que quanto maior a porcentagem de espiras g%, maiores são as correntes no neutro e na fase defeituosa.

Conclui-se, com base nas simulações realizadas, que o modelo proposto figura como uma alternativa adequada para análise do comportamento do reator *shunt* com núcleo de ar, pois sua implementação é simplificada, quando comparado

com outros modelos, além de que a modelagem proposta possibilita a avaliação de importantes aspectos que influenciam nos curtos-circuitos internos. Dessa forma, o modelo proposto pode ser utilizado em estudos e simulações acerca da proteção empregada em reator *shunt* com núcleo de ar. Ressalta-se que, para continuação desta pesquisa, os autores objetivam comparar o modelo proposto com outro existente na literatura.

## AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CAPES pelo suporte financeiro.

## REFERÊNCIAS

- Abd-Elaziz, M.A. e Badran, E.A. (2013). *A general approach for internal faults representation of three-phase threewinding transformers in EMTP-ATP*. Em *International Journal of Advanced Research in Electrical, Electronics and Instrumentation Engineering*.
- Alves, T.M.T.S. (2011). *Desempenho da proteção de reatores de linhas de transmissão frente a manobras e falhas internas e externas*. Dissertação de Mestrado, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Avendaño, A., Mork, B., e Høidalen, H. (2011). *Transformer internal fault modeling in ATP*. Em *International Conference on Power Systems Transients (IPST)*.
- Basha, F.K. e Thompson, M. (2013). *Practical EHV reactor protection*. Em *2013 66th Annual Conference for Protective Relay Engineers*, 408–419.
- Bedi, A.S., Patne, N.R., e Khadke, P.M. (2016). *Analysis of shunt reactor energization at EHV substation and its effects on CT: A case study*. 1–4.
- CIGRE (2012). *Protection, monitoring and control of shunt reactors*. Technical report, Paris, FR.
- Committee, I.P.S.R. (2004). *EMTP Reference models for transmission line relay testing*. URL <http://www.pes-psrc.org>.
- Gajic, Z., Hillstrom, B., e Mekic, F. (2003). *HV Shunt reactor secrets for protection engineers*.
- IEEE (2010). *IEEE Guide for the application of shunt reactor switching*. *IEEE Std C37.015-2009*, 1–73.
- Kezunovic, M. e Guo, Y. (2000). *Modeling and simulation of the power transformer faults and related protective relay behavior*. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 15(1), 44–50.
- Li Yongli, Li Bin, e Sheng Kun (2004). *A novel protection scheme for shunt reactors*. Em *2004 Eighth IEE International Conference on Developments in Power System Protection*, volume 1, 352–355 Vol.1.
- Lidstrom, S., Gajic, Z., e Koppari, L. (2004). *Application of numerical relays for HV shunt reactor protection*. Em *2004 Eighth IEE International Conference on Developments in Power System Protection*, volume 1, 160–163.
- ONS (2011). *Submódulo 23.3 - Diretrizes e critérios para estudos elétricos*. Operador Nacional do Sistema Elétrico, Rio de Janeiro, Brasil.
- Papp, K., Sharp, M., e Peelo, D. (2014). *High voltage dry-type air-core shunt reactors*. *Electronics & Electrical Engineering*, 1–8.
- Rodrigues, J.P.C. e Silva, L.P. (2014). *Avaliação da proteção de reatores shunts de linhas de transmissão*. Trabalho de Conclusão de Curso (Engenharia Elétrica), Universidade de Brasília.