



**XXIV SNPTEE  
SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E  
TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA**

CB/GTM/03

22 a 25 de outubro de 2017  
Curitiba - PR

**GRUPO - XIII**

**GRUPO DE ESTUDO DE TRANSFORMADORES, REATORES, MATERIAIS E TECNOLOGIAS EMERGENTES -  
GTM**

**ANÁLISE DE SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA DE REATORES PARA SURTOS RÁPIDOS DECORRENTES  
DE MANOBRAS DE DESENERGIZAÇÃO**

**Juliano Montanha (\*)  
SIEMENS**

**Alexander Rabel  
SIEMENS**

**Ricardo Antunes  
ELETROSUL**

**Angélica D. C. O. Rocha  
CONSULTOR**

**Gustavo H. D. C. Oliveira  
UFPR**

**RESUMO**

Reatores de derivação estão submetidos às solicitações de tensão transitórias provocadas por manobras diárias de desenergização. Em condições onde os dispositivos de manobra controlada encontram-se indisponíveis, há elevada probabilidade de reignições (reacendimento do arco elétrico após a interrupção de pequenas correntes indutivas) durante abertura do disjuntor, o que implica em sobretensões severas impostas aos terminais dos reatores, com elevadas taxas de variação e espectro de frequência de centenas de kHz. A suportabilidade dielétrica dos reatores em longo prazo irá depender de algumas características das sobretensões impostas aos seus terminais como, por exemplo, da taxa de crescimento de tensão oriunda de reignições, do pico máximo de tensão pré e pós-reignição, de seu espectro de frequência e por fim da quantidade de ocorrências e topologias associadas à subestação, a ser considerada ao longo da vida útil do equipamento.

Este trabalho apresenta o estudo da suportabilidade dielétrica para manobras de desenergização em reatores de derivação monofásicos de 550/ $\sqrt{3}$  kV 54,9 MVA a serem instalados na Subestação de Biguaçu, de propriedade da Eletrosul.

Para a identificação das características das solicitações transitórias, estudos e simulações do sistema foram realizados utilizando 3 diferentes modelos para o reator de derivação monofásico, conhecidas como Black-box e disponibilizadas pelo fabricante. Estes modelos consistem de ramos RLC e foram obtidos a partir da resposta em frequência do modelo White-box através de diferentes técnicas de identificação como a técnica de *Vector Fitting* [1-3] ou aproximações mais simples com menos ramos RLC [7].

As solicitações transitórias impostas ao terminal do reator de derivação foram obtidas da análise com ferramenta EMTP com a utilização dos três diferentes modelos. Os resultados foram comparados destacando os pontos positivos e negativos de cada modelagem. As solicitações elétricas foram comparadas aos testes padronizados por normas com base no conceito de fator de severidade no domínio da frequência [7].

O conceito de fator de confiança proposto pelo fabricante foi considerado na avaliação ao longo prazo do projeto de isolamento do reator [5,6]. Este fator considera a distribuição estatística de Weibull para representar as repetitivas sobretensões durante um período de vida útil de 30 anos. Adicionalmente, um critério alternativo foi empregado com base nas taxas de sobretensão máximas e médias para a análise de projeto enquanto as análises do sistema não estavam disponíveis. São apresentadas também recomendações que podem ser incluídas nas especificações técnicas futuras com o objetivo de aumentar a confiabilidade ao longo da vida útil dos reatores de derivação.

**PALAVRAS-CHAVE**

Reator de derivação, modelo transitório, suportabilidade dielétrica, reignição, transitório de alta frequência, fator de confiabilidade.

(\*) Siemens Ltda, Av Eng. João Fernandes Gimenés Molina, n° 1745 – CEP: 13213-080, Jundiaí, SP – Brasil.  
Tel: (+55 11) 4585-2195 – Fax: (+55 11) 4585-2206 – Email: juliano.montanha@siemens.com

## 1.0 - INTRODUÇÃO

Reatores de derivação estão sujeitos a sobretensões transitórias provocadas diariamente por manobra operacional de desenergização. Em algumas condições durante estes eventos quando o uso de chaveamento controlado através de sincronizadores é indisponibilizado, existe uma alta probabilidade de reignições durante o processo de abertura de disjuntores. Isto leva a sobretensões severas impostas ao terminal do reator tipicamente caracterizadas por frente de onda muito rápida e espectro de frequência de centens de kHz. A suportabilidade da isolamento interna de projeto a longo prazo dependerá de algumas características das sobretensões transitórias como, por exemplo, a taxa de crescimento em decorrência das reignições, amplitudes máximas de pré-reignição, espectro de frequência, número de ocorrências e finalmente da topologia da subestação.

Este artigo apresenta um caso de estudo de manobras de desenergização de reatores de derivação monofásicos com abordagem em três diferentes modelos. As sobretensões no terminal do reator, oriundas dos estudos do sistema, foram avaliadas pelo fabricante no que diz respeito à distribuição de tensões ao longo do enrolamento do reator assim como de sua suportabilidade dielétrica.

As sobretensões transitórias obtidas dos estudos do sistema com o uso dos três diferentes modelos matemáticos são apresentadas e discutidas neste trabalho. As solicitações elétricas são comparadas aos testes padronizados, como por exemplo, ensaio de impulso atmosférico e impulso de manobra. Para esta comparação, o conceito de fator de severidade no domínio da frequência foi utilizado [7].

Alguns modelos de pára-raios foram considerados, incluindo características de tensão residual típicas para impulso de manobra, comumente utilizado em estudos de reignição, e modelo proposto por Pincet [4] abordando um comportamento dependente da frequência.

Com o objetivo de avaliar a suportabilidade dielétrica do projeto de isolamento a longo prazo do enrolamento de alta tensão do reator, foi proposto pelo fabricante o conceito do fator de confiabilidade. Este fator considera a distribuição estatística de Weibull para representar a quantidade de ocorrências das sobretensões durante um período operacional de 30 anos.

A avaliação dos fatores de segurança foi realizada ao comparar as sobretensões calculadas nas partes do enrolamento com sua suportabilidade dielétrica. As solicitações de tensão calculadas entre discos do enrolamento do reator foram determinadas com a ferramenta de cálculo do fabricante. Esta ferramenta é a mesma utilizada para avaliar o projeto aos transitórios provocados pelas ondas padronizadas de impulso atmosférico e de manobra. Adicionalmente, um critério alternativo baseado nas taxas de crescimento máxima e média das sobretensões foi empregado. Este procedimento tem sido rotineiramente aplicado em muitos projetos onde os dados ou ferramentas adequadas para uma análise quantitativa não estão disponíveis.

## 2.0 - MODELAGEM DO SISTEMA

O modelo completo da subestação de 525 kV foi implementado no ATP/EMTP utilizando a ferramenta ATPDRAW (Fig. 3). As linhas de transmissão foram modeladas no ATP utilizando o modelo conhecido como JMARTI, assumindo as linhas como não transpostas. Os barramentos foram representados por modelos de linhas dependentes da frequência considerando a distribuição geométrica real dos cabos e tubulações. Análises prévias foram realizadas com o objetivo de identificar a frequência dominante do fenômeno de desenergização para configurar o modelo da matriz de JMARTI (aproximadamente 188 kHz).

Alguns dispositivos como chaves, isoladores, disjuntores e transformadores de instrumento foram representados por suas capacitâncias típicas. A resistividade do solo adotada foi de 1000  $\Omega$ .m, comumente utilizada nos estudos de transitórios rápidos.

### 2.1 Para-raios

Uma vez que o fenômeno de reignição abrange uma faixa de alta frequência, o estudo foi realizado considerando um modelo compatível de para-raios proposto por Pincet e Giannetoni [0], incluindo seu comportamento dependente da frequência. O modelo e seus dados estão apresentados na Figura 1a.

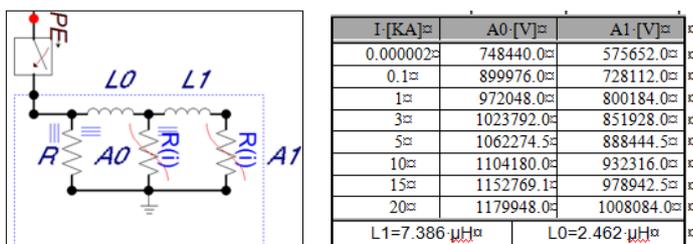


FIGURA 1a – Modelo e dados do para-raios proposto por Pincet e Giannetoni

| I [kA]   | A0 [V]    | A1 [V]    |
|----------|-----------|-----------|
| 0.000002 | 748440.0  | 575652.0  |
| 0.1      | 899976.0  | 728112.0  |
| 1        | 972048.0  | 800184.0  |
| 3        | 1023792.0 | 851928.0  |
| 5        | 1062274.5 | 888444.5  |
| 10       | 1104180.0 | 932316.0  |
| 15       | 1152769.1 | 978942.5  |
| 20       | 1179948.0 | 1008084.0 |

| I [A] | Ur [kV] |
|-------|---------|
| 100   | 770     |
| 200   | 774     |
| 500   | 786     |
| 1000  | 807     |
| 2000  | 830     |
| 3000  | 846     |

FIGURA 2b – Tensão residual de impulso de manobra

Como verificação de sensibilidade, um caso foi reavaliado considerando um modelo típico de pára-raios comumente utilizado nos estudos de reinições (vide seção 4.0 - , onde as características da tensão residual de impulso de manobra é aplicado (Tabela da Figura 1b).

## 2.2 TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA E REATORES

Os transformadores de potência (TF1, 2 e 3) e os reatores (RE1 e 2) existentes foram representados por suas capacitancias equivalente, localizadas no lado primário (525 kV), e calculadas a partir de seus relatórios de teste.

## 2.3 MODELO DO REATOR

Com o objetivo de identificar as principais características dos surtos, três diferentes modelos do reator em estudo foram fornecidos pelo fabricante. Todos conhecidos como modelos Black-box utilizaram os dados obtidos da resposta em frequência do modelo White-Box calculada pela ferramenta de cálculo transitório do fabricante. A impedância terminal do reator foi representada por modelos obtidos desde técnicas mais simples [7] até mais sofisticadas como *Vector Fitting* [1] [2] [3].

O primeiro e mais simplificado modelo considera a indutância a 60 Hz a capacitância representativa para as faixas de alta fequecia (modelo LC). Este modelo possui apenas uma única frequência de ressonancia. Em um segundo (modelo RLC), utilizado para a representação de múltiplas frequências de ressonância, mais ramos são considerados e resistores são introduzidos para ajustar melhor as amplitudes das frequências parciais e predominante da ressonância. O terceiro (modelo VF) foi obtido com a aplicação de técnicas de ajuste mais sofisticada, conhecida como *Vector Fitting* [1]. Neste modelo, o número de ramos é significamente maior, uma vez que todas as frequências parciais e predominante da resposta em frequência do modelo white box são representadas. A Figura 2 apresenta a resposta em frequência obtida de cada modelo Black Box LC, RLC e VF obtidos assim como a resposta em frequência do modelo white-box.

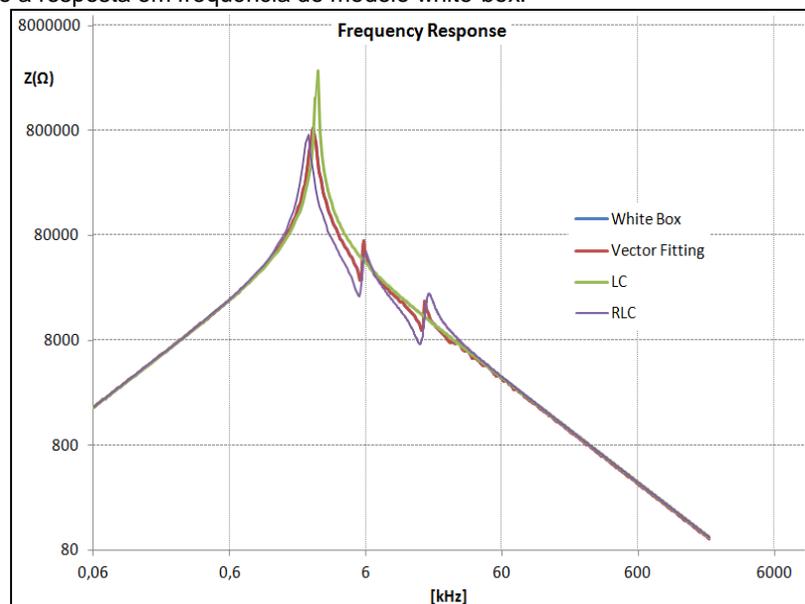


FIGURA 2 – Resposta em frequência dos modelos White Box e Black Box

Os três modelos Black-box apresentaram respostas muito similares na faixa de baixa frequência e o mesmo declive para altas frequências (até 2 MHz). Na frequência ressonante predominante, o modelo LC apresentou uma maior amplitude por não considerar resistência de amortecimento. Neste mesmo modelo, as ressonâncias parciais na faixa de alta frequência foram desprezadas.

As frequências ressonantes parciais aparecem quando há mudança na capacitância série do enrolamento de alta tensão do reator. Os demais modelos RLC e VF possuem um melhor ajuste na faixa de altas frequências e se aproximam melhor à resposta do modelo White-box.

## 3.0 - TOPOLOGIA CRÍTICA DE SUBESTAÇÃO

Neste item, investiga-se a topologia crítica da subestação, quando o reator RE3 é desenergizado, . Para identificar as principais solicitações transitórias no reator, todas as possibilidades de topologia de operação da subestação foram consideradas. A simulação do chaveamento do reator foi realizada na topologia completa e em contingências individuais de linhas de transmissão e de transformadores ou reatores, como apresentado na Tabela 1. O modelo RLC do reator foi utilizado para esta proposta.

A corrente de corte (aproximadamente 13A) foi calculada considerando-se capacitâncias intrínsecas em ambos os lados do disjuntor (carga e fonte), incluindo capacitâncias próprias e de equalização, bem como o número de corte específico dos disjuntores conforme recomendado em [5] e [6]. A reignição ocorre após o corte de corrente e quando a tensão de restabelecimento através do disjuntor atinge seu valor máximo. Este é um critério conservativo uma vez que o disjuntor deve ser dimensionado para suportar esta solitação.

O diagrama unifilar da subestação de alta tensão de Biguaçu, onde o reator RE3 será instalado, é apresentado na Figura 3. Ela consiste de três transformadores de potência de 525/230/13,8 kV 672 MVA, e duas linhas de transmissão de 525 kV. Os resultados críticos estão apresentados na Tabela 1. Estes casos foram considerados como cenários críticos com base nas amplitudes das sobretensões e nas taxas de crescimento média e máxima impostas ao terminal do reator.

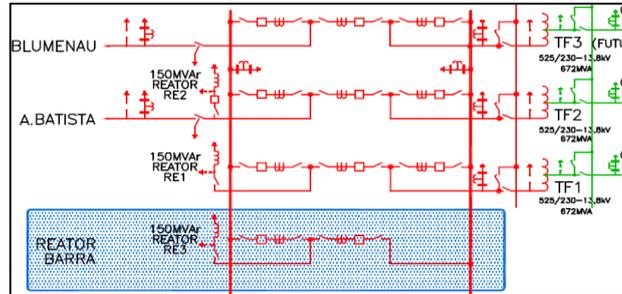


FIGURA 3 – Diagrama da subestação analisada

Este critério de seleção foi baseado nos procedimentos apresentados em [8] e [9], aplicado rotineiramente em projetos onde os dados ou ferramentas adequadas para uma análise quantitativa não estão disponíveis. Considerando esta metodologia, a suportabilidade dielétrica seria definida como:

$$S_{av} = 0.54 * BIL = 0.54 * 1425 = 769.5kV \text{ pico} \quad (1)$$

$$S_{mx} = 0.85 * BIL = 0.85 * 1425 = 1211.2kV \text{ pico} \quad (2)$$

onde  $S_{av}$  é a taxa média de subida,  $S_{mx}$  é a taxa máxima de subida e  $BIL$  é o nível básico de impulso atmosférico. A suportabilidade dielétrica obtida acima resulta em valores conservativos quando comparados com a análise detalhada apresentada nas sessões seguintes.

Nesta primeira análise, todos os valores apresentados na Tabela 1 excederam os limites de (1) e (2). Nestes casos, um modo prático de mitigar o problema seria instalar transformadores de potencial capacitivo convencionais ou divisores capacitivos próximos aos reatores de derivação. Este procedimento reduz as taxas de sobretensão mas eleva os custos e rearranjo eletromecânico da subestação.

Tabela 1 – Análise preliminar das tensões – Identificação da topologia de subestação mais crítica – Reator como modelo RLC

| Caso Id | Topologia da Subestação |                              |                 | Energia dos Para Raios [kJ] | Sobretensão antes da reignição |      | Sobretensão após reignição   |                          |      |                          |             |
|---------|-------------------------|------------------------------|-----------------|-----------------------------|--------------------------------|------|------------------------------|--------------------------|------|--------------------------|-------------|
|         | Posição do disjuntor    | Equipamento fora de operação | RE1 em operação |                             | kV                             | p.u. | Tempo de frente de onda [μs] | Amplitude Frente de onda |      | Taxa de variação (kV/μs) |             |
|         |                         |                              |                 |                             |                                |      |                              | kV                       | p.u. | Taxa média               | Taxa máxima |
| 1B      | Conectado à barra       | -                            | S               | 2.92                        | 935.6                          | 2.18 | 2.31                         | 1458.5                   | 3.40 | 1142.9                   | 1398.2      |
| 2B      |                         | LT ABT                       |                 | 2.81                        | 884.6                          | 2.06 | 2.32                         | 1407.2                   | 3.28 | 1049.5                   | 1400.5      |
| 3B      |                         | LT BLU                       |                 | 2.95                        | 914.5                          | 2.13 | 2.28                         | 1437.6                   | 3.35 | 1142.9                   | 1401.2      |
| 4B      |                         | TF1                          |                 | 2.77                        | 923.9                          | 2.16 | 2.29                         | 1446.6                   | 3.37 | 1142.7                   | 1398.7      |
| 5B      |                         | TF2                          |                 | 3.04                        | 936.0                          | 2.18 | 2.31                         | 1458.6                   | 3.40 | 1143.7                   | 1399.3      |
| 6B      |                         | TF3                          |                 | 2.78                        | 935.8                          | 2.18 | 2.31                         | 1457.8                   | 3.40 | 1142.6                   | 1397.9      |
| 7B      | Conectado à barra       | -                            | N               | 2.86                        | 854.6                          | 1.99 | 2.66                         | 1377.7                   | 3.21 | 831.9                    | 1400.6      |
| 8B      |                         | LT ABT                       |                 | 2.37                        | 825.2                          | 1.93 | 4.65                         | 1347.7                   | 3.14 | 307.4                    | 1397.3      |
| 9B      |                         | LT BLU                       |                 | 2.23                        | 843.9                          | 1.97 | 4.60                         | 1366.4                   | 3.19 | 773.4                    | 1397.3      |
| 10B     |                         | TF1                          |                 | 2.85                        | 854.3                          | 1.99 | 2.66                         | 1377.4                   | 3.21 | 831.1                    | 1399.3      |
| 11B     |                         | TF2                          |                 | 2.39                        | 839.0                          | 1.96 | 2.63                         | 1361.7                   | 3.18 | 842.9                    | 1397.9      |
| 12B     |                         | TF3                          |                 | 2.59                        | 853.8                          | 1.99 | 2.66                         | 1377.0                   | 3.21 | 831.0                    | 1398.9      |
| 13B     | Posição central         | -                            | S               | 2.91                        | 852.3                          | 1.99 | 3.36                         | 1375.3                   | 3.21 | 532.2                    | 1219.3      |
| 14B     |                         | LT ABT                       |                 | 3.14                        | 832.9                          | 1.94 | 3.36                         | 1355.7                   | 3.16 | 584.4                    | 1221.4      |
| 15B     |                         | LT BLU                       |                 | 3.10                        | 850.7                          | 1.98 | 3.35                         | 1373.1                   | 3.20 | 534.9                    | 1220.8      |
| 16B     |                         | TF1                          |                 | 2.97                        | 889.7                          | 2.08 | 5.29                         | 1412.2                   | 3.29 | 432.0                    | 1169.7      |

|     |                 |        |   |      |       |      |       |        |      |       |        |
|-----|-----------------|--------|---|------|-------|------|-------|--------|------|-------|--------|
| 17B | Posição central | TF2    | S | 2.93 | 865.1 | 2.02 | 3.57  | 1387.8 | 3.24 | 433.3 | 1220.3 |
| 18B |                 | TF3    |   | 2.67 | 828.2 | 1.93 | 3.64  | 1350.3 | 3.15 | 585.0 | 1218.9 |
| 19B |                 | -      |   | 3.07 | 846.1 | 1.97 | 5.00  | 1369.1 | 3.19 | 535.1 | 1221.2 |
| 20B |                 | LT ABT |   | 3.34 | 852.7 | 1.99 | 5.01  | 1375.5 | 3.21 | 520.0 | 1218.5 |
| 21B |                 | LT BLU | N | 3.17 | 836.1 | 1.95 | 5.02  | 1359.1 | 3.17 | 578.2 | 1219.0 |
| 22B |                 | TF1    |   | 3.02 | 882.6 | 2.06 | 4.26  | 1405.1 | 3.28 | 428.6 | 1205.7 |
| 23B |                 | TF2    |   | 3.04 | 817.9 | 1.91 | 19.63 | 1340.6 | 3.13 | 403.4 | 1218.7 |
| 24B |                 | TF3    |   | 2.91 | 844.8 | 1.97 | 19.54 | 1367.2 | 3.19 | 530.9 | 1219.1 |

Como os reatores devem operar por, no mínimo, 30 anos de forma segura, os mesmos devem ser projetados para lidar com as diversas configurações previstas do sistema. A Tabela 2 apresenta o número de manobras esperadas por ano, conforme a topologia do sistema, sem a utilização de chaveamento controlado durante dois meses (máximo período de manutenção estimado).

Tabela 2: Número de manobras permitidas por ano.

| Caso Id               | Topologia da Subestação | Manobras por ano |
|-----------------------|-------------------------|------------------|
| 1B                    | Completa                | 52               |
| 3B                    | LT BLU fora de serviço  | 2                |
| 4B                    | TF1 fora de serviço     | 2                |
| 5B                    | TF2 fora de serviço     | 2                |
| 6B                    | TF3 fora de serviço     | 2                |
| Manobras cumulativas: |                         | 60               |

Um destes casos críticos (caso 1B) foi selecionado como topologia representativa para avaliação de simulações adicionais considerando os modelos de reator propostos na seção 2.3. Os resultados são apresentados na seção 4. O escopo de eventos da Tabela 2 e as solicitações de sobretensão no domínio do tempo foram avaliadas pelo fabricante no que diz respeito a suportabilidade do projeto de isolamento a longo prazo. O caso mais crítico, com a maior amplitude indicada na Tabela 3, foi considerado na avaliação do projeto do isolamento.

#### 4.0 - COMPARAÇÃO NO DOMÍNIO DA FREQUENCIA – MODELOS DO REATOR

Após identificar os casos representativos, esta seção apresenta a análise no domínio do tempo com a utilização dos modelos dos reatores sugeridos na seção 2.3. A Tabela 3 apresenta os resultados das simulações considerando a topologia 1B. Como pode ser observado, os resultados foram muito similares. O caso 1B/VF é identificado para o modelo black box obtido pela rotina de *Vector Fitting*. O caso 1B/RLC é identificado para o modelo black box obtido por rotina mais simples de ajuste. O caso 1B/LC é identificado para o modelo black box consistindo de apenas uma reatância do reator e uma capacitância.

Tabela 3: Comparação dos resultados no domínio da frequência em função dos modelos utilizados

| Caso Id/<br>Modelo reator | Sobretensões<br>antes da<br>reignição | Sobretensões após reignições |                                |                                   |                   |
|---------------------------|---------------------------------------|------------------------------|--------------------------------|-----------------------------------|-------------------|
|                           |                                       | Tempo<br>de crista           | Amplitude da<br>frente de onda | Taxa de crescimento (kV/ $\mu$ s) |                   |
|                           | kV                                    | $\mu$ s                      | kV                             | Varição<br>média                  | Varição<br>máxima |
| 1B/RLC                    | 935.6                                 | 2.31                         | 1458.5                         | 1142.9                            | 1398.2            |
| 1B/LC                     | 946.2                                 | 2.30                         | 1497.1                         | 1178.3                            | 1441.6            |
| 1B/VF                     | 936.6                                 | 2.31                         | 1461.4                         | 1142.7                            | 1390.9            |

As Figura 4a e 4b apresentam um comparativo dos resultados quando da utilização dos 3 modelos utilizados, no intervalo de tempo da reignição.

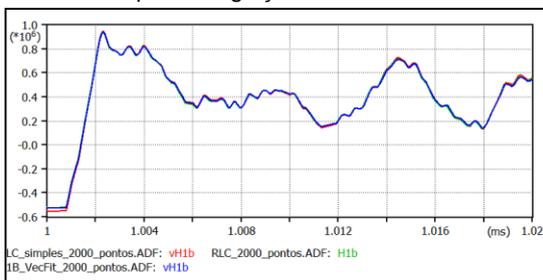


Figura 4a – Comparação no domínio do tempo

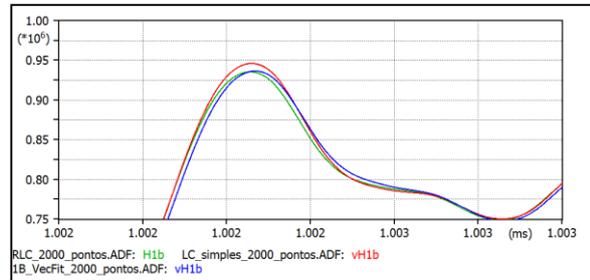


Figura 4b – Zoom da comparação no domínio do tempo

Como verificação de sensibilidade, o caso 1B/RLC foi reavaliado considerando modelo de para-raios típico comumente utilizado nos estudos de reignições, onde a característica de tensão residual de impulso de manobra é

aplicada. A Tabela 4 e a Figura 5 apresentam uma comparação quando o modelo de para-raios dependente da frequência é substituído pelo modelo clássico.

Tabela 4: Comparação utilizando diferentes modelos de pára-raios.

| Caso Id/<br>Modelo reator | Sobretensões<br>antes da<br>reignição | Sobretensões após reignições |                                |                                   |                   |
|---------------------------|---------------------------------------|------------------------------|--------------------------------|-----------------------------------|-------------------|
|                           |                                       | Tempo<br>de crista           | Amplitude da<br>frente de onda | Taxa de crescimento (kV/ $\mu$ s) |                   |
|                           | kV                                    | $\mu$ s                      | kV                             | Varição<br>média                  | Varição<br>máxima |
| 1B/RLC                    | 935.6                                 | 2.31                         | 1458.5                         | 1142.9                            | 1398.2            |
| 1B/RLC <sup>(1)</sup>     | 897.2                                 | 2.29                         | 1354.8                         | 1058.1                            | 1302.7            |
| Redução                   | 4%                                    | 1%                           | 7%                             | 7%                                | 7%                |

Nota (1): Modelo do para-raios conforme Tabela da Figura 1b.

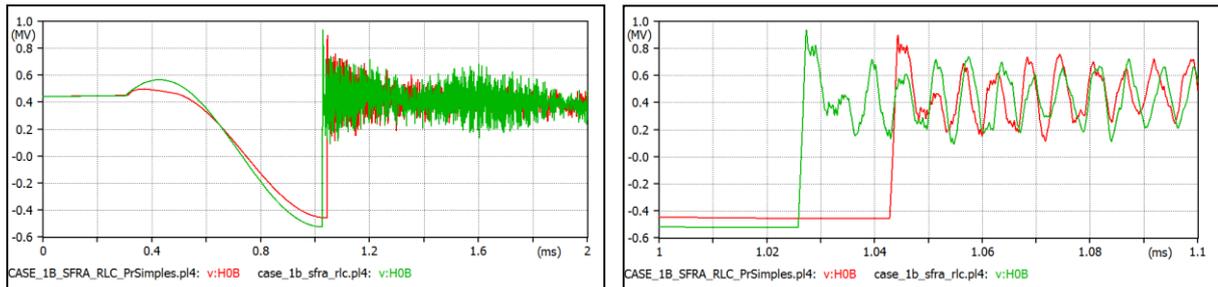


Figura 5 – Comparação no domínio do tempo dos modelos de PR dependente da frequência (verde) e de PR modelo simples (vermelho) em diferentes intervalos de tempo

O modelo de PR dependente da frequência apresentou valores de sobretensão maiores imediatamente após o corte da corrente e durante o período de reignição. Além disso, levando-se em consideração que o fenômeno analisado apresenta uma ampla gama de frequências, o para-raios proposto por [4] pode ser considerado como mais apropriado para os estudos de chaveamento em reatores de derivação.

## 5.0 - ANÁLISE DA DENSIDADE ESPECTRAL

Uma análise inicial do impacto das tensões transitórias do caso 1B/RLC, apresentados na seção 4 (caso 1B/RLC) foi comparar seu espectro de densidade com o envelope do espectro de densidade dos ensaios dielétricos de impulso [7]. Com base nesta comparação, o fator denominado fator de severidade de resposta em frequência (FDSF- *Frequency Response Severity Factor*) é calculado com a razão das duas curvas:

$$FDSF(j\omega) = \frac{|X(j\omega)_{Transient}|^2}{|Xe(j\omega)|^2} \quad (3)$$

onde  $|Xe(j\omega)|^2$  é a densidade espectral dos impulsos padronizados por norma.

É conhecido que a densidade espectral de um sinal dá uma indicação da energia do sinal para cada frequência do espectro. Se o indicador FDSF é maior do que 1.0 para certa frequência do espectro, significa que os impulsos padronizados por norma não representam os transitórios se todo o conteúdo de frequência for levado em consideração. Os resultados satisfatórios dos ensaios finais de aceitação realizados no fabricante não são garantia de que o projeto de isolamento do equipamento irá suportar as solicitações transitórias impostas pelo sistema. Nestes casos, é altamente recomendável uma avaliação adicional de projeto pelo fabricante. A Figura 6a apresenta a curva de densidade espectral dos ensaios padronizados de impulso atmosférico pleno, cortado e de manobra especificados para o reator de 550 kV.

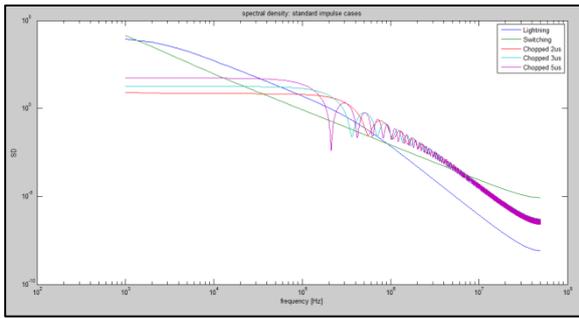


Figura 6a – Densidade espectral dos ensaios padronizados

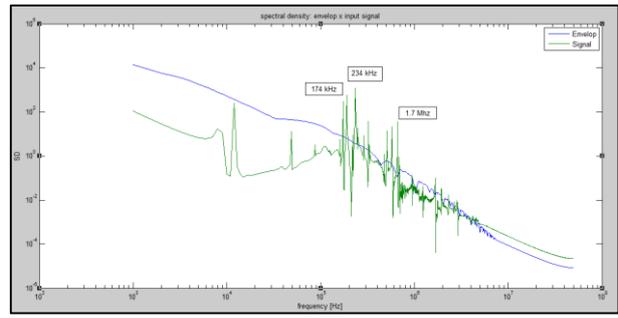


Figura 6b – Comparativo dos envelopes

A Figura 6b apresenta o envelope da densidade espectral dos impulsos padronizados e das sobretensões transitórias calculadas com o modelo reator VF para o caso 1B/VF. Este modelo é esperado ser o mais preciso uma vez que abrange a maioria das frequências parciais da resposta em frequência do modelo White Box. A densidade de espectro das sobretensões transitórias sobrepõe o envelope das ondas padronizadas na faixa de alta frequência, principalmente no intervalo de 174 kHz a 1.7 MHz.

A Figura 7a apresenta o fator FDSF calculado de acordo com a equação (3). Valores maiores do que 1,0 podem ser observados especialmente nas frequências de 190 kHz, 234 kHz, 577 kHz e 661 kHz. Neste caso, é importante avaliar a resposta do enrolamento do reator no domínio do tempo, considerando que ressonâncias internas para estas frequências possam ocorrer. O fabricante do reator, com base em seu projeto interno de isolamento, possui o conhecimento para realizar esta análise. Os fatores FDSF calculados considerando os resultados obtidos com os demais modelos do reator não diferem significativamente do fator anteriormente avaliado. Todos apresentaram FDSF maior do que 1,0 na faixa de frequência de 170 kHz a 1.76 MHz. O caso 1B/RLC foi o único que apresentou FDSF levemente acima de 1,0 para baixa faixa de frequência, especialmente a 12 kHz, conforme apresentado na Figura 7b.

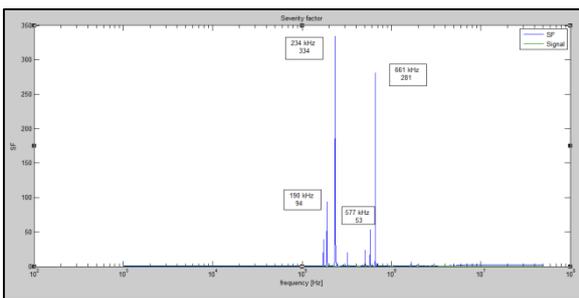


Figura 7a – Fator de severidade para o caso 1B/VF-  
Máximo valor de 334 para 234 kHz

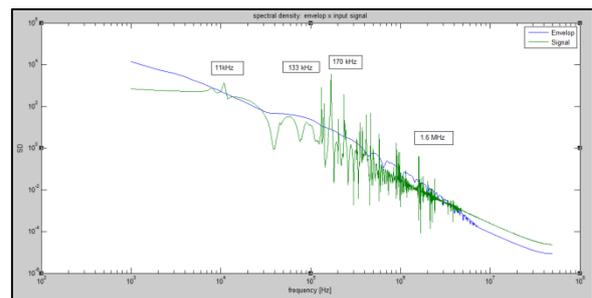


Figura 7b – Comparação da densidade espectral 1B/RLC – Sobretensões transitórias (verde) – Envelope das ondas padronizadas (azul)

Em geral, a densidade espectral das sobretensões calculadas com o modelo LC (caso 1B/LC) foi muito similar àquela calculada com o modelo RLC (caso 1B/RLC) embora não tenha apresentado sobreposição ao envelope das ondas padronizadas na faixa de baixa frequência. O máximo fator de severidade calculado com o modelo LC foi de FDSF=300 para 168 kHz.

É interessante observar que embora as sobretensões tenham sido muito similares no domínio do tempo (Tabela 3) para os três modelos, há alguma variação no espectro de frequência. Portanto, dependendo do modelo considerado, haveria a possibilidade de que algumas frequências do espectro poderiam excitar diferentemente internamente algumas regiões internas do enrolamento com frequências naturais ressonantes.

## 6.0 - PROJETO DA ISOLAÇÃO DO REATOR

A avaliação preliminar do projeto da isolação foi realizada com base na especificação técnica da concessionária uma vez que os resultados dos estudos do sistema não estavam disponíveis para análise. Em uma primeira análise as sobretensões com forma de onda similar às formas de onda de impulso pleno e cortado foram consideradas no projeto, mas com um tempo de frente correspondente a taxa de crescimento de 2000 kVpico/ $\mu$ s fase-terra, conforme especificado.

Em uma segunda etapa, foram analisados os resultados das simulações dos estudos do sistema realizados pela concessionária. Estes estudos foram obtidos com base nos modelos matemáticos do reator fornecido pelo fabricante. As formas de onda mais significativas impostas ao terminal de alta tensão do reator foram simuladas na ferramenta de cálculo transitório do fabricante para que as oscilações internas aos enrolamentos fossem verificadas. Os casos dos estudos do sistema considerados mais críticos foram selecionados em função das taxas

médias, instantâneas, amplitudes e tempos críticos de frente de onda. Os casos avaliados estão descritos na Tabela 02.

Os três casos da Tabela 3 foram avaliados pelo fabricante do reator através de sua ferramenta de cálculo para ondas transitórias considerando as formas de onda não padronizadas dos estudos do sistema, representadas nas Figuras 4a e 4b, como as solicitações impostas ao terminal de alta tensão do equipamento. A distribuição de tensão e as oscilações internas ao longo do enrolamento de alta tensão foram calculadas e comparadas com as curvas de suportabilidade da isolamento para dimensionamento. Com o propósito de avaliar a suportabilidade da isolamento ao longo prazo em operação, o conceito de fator de confiabilidade foi introduzido [11].

Este conceito está baseado na distribuição estatística de Weibull considerando o impacto e as solicitações de repetitivas sobretensões durante a vida útil do equipamento. Isto permite definir um nível de tensão para um teste dielétrico padrão para a coordenação de isolamento. A razão entre este nível de tensão equivalente a um ensaio e a máxima amplitude do transitório avaliado determina o fator de confiança. O objetivo deste método é avaliar a suportabilidade da isolamento ao longo prazo. O método independente foi o adotado para esta avaliação.

Além dos casos destacados na Tabela 1 e de seus escopos de eventos repetitivos por ano (Tabela 2) durante 30 anos, uma manobra diária com amplitude de 900 kV foi considerada.

Portanto, a margem de segurança mínima requerida para o enrolamento do reator deve ser igual ou maior do que o fator de confiança. Isto significa que quando os transitórios dos casos específicos 1B, 3B, 4B, 5B e 6B são aplicados no terminal de alta tensão do reator de derivação, a razão entre a máxima sobretensão calculada ao longo do enrolamento e sua suportabilidade de isolamento deve ser maior ou igual ao fator de confiabilidade calculado. A Tabela 5 apresenta os fatores de segurança avaliados em cada caso.

Tabela 5: Mínimos fatores de segurança do enrolamento de Alta Tensão

| Caso Id | Manobras por ano | Amplitude kV | Mínimo fator de segurança requerido | Fator de segurança mínimo calculado |
|---------|------------------|--------------|-------------------------------------|-------------------------------------|
| 1B      | 52               | 935,6        | 1,68                                | 1,83                                |
| 3B      | 2                | 914,5        | 1,72                                | 1,86                                |
| 4B      | 2                | 923,9        | 1,70                                | 1,84                                |
| 5B      | 2                | 936,0        | 1,68                                | 1,83                                |
| 6B      | 2                | 935,8        | 1,68                                | 1,83                                |

## 7.0 - CONCLUSÕES

Este trabalho compara os resultados obtidos com três diferentes modelos de reator shunt para estudos transitórios, destacando os pontos positivos e negativos de cada abordagem. Embora, neste caso específico, todos os modelos Black Box resultaram em respostas muito similares, o modelo determinado com a rotina *Vector Fitting* foi considerado o mais preciso uma vez que resulta e uma representação mais detalhada do reator.

Foi observado que a correta representação do para-raios é essencial para a determinação da máxima amplitude da sobretensão e de sua taxa de variação. A comparação entre as densidades espectrais das sobretensões e dos impulsos padronizados foi realizada.

A distribuição das tensões internas ao enrolamento não revelou nenhum efeito ressonante, embora a avaliação da densidade espectral das sobretensões resultantes das simulações tenham revelado algumas frequências com fatores de severidade muito acima do envelope dos ensaios padronizados por norma. A diferença das amplitudes das sobretensões no terminal do reator foi menor do que 2%. No entanto, a avaliação da densidade espectral do caso 1B/RLC apresentou uma densidade espectral ligeiramente acima do envelope em baixas frequências.

De acordo com a metodologia adotada de avaliação do projeto de isolamento, para os casos dos estudos considerados como mais críticos, os fatores de segurança foram superiores aos mínimos requeridos. Este trabalho confirma a importância da cooperação entre concessionária e fabricante para o aprimoramento do conhecimento associado ao comportamento interno de reatores em altas frequências. A avaliação de longo prazo sobre o projeto da isolamento é recomendada para garantir a confiabilidade necessária ao equipamento quando em operação, especialmente para os reatores de derivação manobráveis, sujeitos às solicitações diárias.

Como proposta de melhorias associadas às especificações técnicas futuras, deve ser levada em consideração durante a fase de projeto a necessidade de estudos de transitórios eletromagnéticos, desenvolvidos com modelos de reator apropriados. Adicionalmente, a frequência de manobras sem uso de chaveamento controlado é uma informação importante que deve ser considerada no projeto do isolamento e na avaliação da suportabilidade ao longo da vida útil do equipamento.

## 8.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] B. Gustavsen and A. Semlyen, "Rational approximation of frequency domain responses by Vector Fitting", IEEE Trans. Power Delivery, vol. 14, no. 3, pp. 1052-1061, July 1999.

- [2] Oliveira, Gustavo H. C.; Rodier, Christelle ; Ihlenfeld, Lucas P. R. K. LMI-Based Method for Estimating Passive Blackbox Models in Power Systems Transient Analysis. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 31, p. 3-10, 2016.
- [3] Ihlenfeld, Lucas P. R. K. ; Oliveira, Gustavo H. C.; Sans, Marcio R., A Data Passivity-Enforcement Preprocessing Approach to Multiport System Modeling. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 31, p. 1351-1359, 2016.
- [4] P. Pincet and M. Giannettoni, "A simplified model for zinc oxide surge arresters", IEEE Trans. Power Delivery, vol. 14, no. 2, pp. 393-398, April 1999.
- [5] Interruption of small inductive currents, Chapter 1 and 2, WG 13.02, Electra N°72, 1974.
- [6] Interruption of small inductive currents, Chapter 4, Part A, WG 13.02, Electra N°101, 1985.
- [7] Cigre Technical Brochure 577A "Electrical transient interaction between transformers and the power system" – part 1 – Expertise – JWG A2/C4.39, 2013.
- [8] Morais, S.A., Portela, C.M., Colombo, R., Carvalho, A.C.C. – "Limitação de Transitórios no Chaveamento de Pequenas Correntes Indutivas – Impacto de Novas Técnicas sobre os Critérios Tradicionais". X SNPTEE Curitiba/Brasil, 1989.
- [9] ANSI C57.21-1971 (revisited 1981), "Requirements, Terminology and Test Code for Shunt Reactors".
- [10] S. Okabe, T. Tsuboi, J. Takami, "Reliability Evaluation with Weibull Distribution on AC Withstand Voltage Test of Substation Equipment" (IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation Vol. 15, No. 5; October 2008).
- [11] Vita, A., Montanha J., de Oliveira, E., " Evaluation Method of VFT stresses for Power Transformer winding design – Interaction experience between Manufacturer and Utility", Paris Cigre Biennial, 2016

## 9.0 - DADOS BIOGRÁFICOS



**Juliano Montanha:** nasceu em 1975 na cidade de Ubatuba, PR, Brasil. Graduado em 1998 em Engenharia Elétrica pela Universidade de São Paulo, EESC em São Carlos. Trabalha desde 1998 com Transformadores de Potência na unidade da Siemens em Jundiaí-SP onde exerce a função de especialista de alta tensão. Com experiência na área de cálculos transitórios e projeto de isolamento de alta e extra-alta tensão, atua em vários projetos de R&D mundial da Siemens e em suporte técnico para demais unidades do grupo. É membro ativo da CIGRE internacional e IEEE.

**Alexander Rabel:** nasceu em 1968 na Áustria. Graduado em 1999 em Engenharia Elétrica na Universidade Técnica de Graz. Iniciou sua carreira em 2000 na fábrica da ELIN de Transformadores de Potência que foi adquirida pela Siemens em 2005. Iniciou no departamento de engenharia de Transformadores de Potência e mudou-se posteriormente para o setor de Pesquisa e Desenvolvimento onde trabalha com modelagem eletromagnética e de transitórios. É responsável pelo programa de cálculo e simulações transitórias desde 2005.

**Ricardo Antunes:** graduou-se em 1999 em Engenharia Elétrica na especialidade de Sistemas de Potência, com Mestrado concluído em 2002 na área de Modelagem Eletromagnética, ambos pela Universidade Federal de Santa Catarina, UFSC. Trabalha desde 2002 na Eletrobrás Eletrosul, onde iniciou sua carreira no Departamento de Operação, no setor de estudos elétricos de sistemas de potência. Desde 2013 está vinculado ao Departamento de Engenharia do Sistema, onde coordena Estudos de Engenharia voltados à Especificação de Equipamentos de HVAC/DC, Estudos de Projeto Básico ANEEL, Alternativas de Referências (R2) e Estudos Especiais. Atualmente é membro do CE-C4 – Desempenho de Sistemas Elétricos.

**Angélica D. C. O. Rocha:** graduou-se em Engenharia Elétrica com especialidade de Sistemas de Potência pela Universidade Federal de Juiz de Fora , UFJF. Trabalhou por mais de 30 anos na CEMIG GT onde se especializou em Estudos Especiais de Sistemas de Potência com foco em transitórios eletromagnéticos, qualidade de energia, análise de ocorrências e suporte a especificação de Equipamentos. Atualmente atua como consultora na ATG Engenharia Ltda.

**Gustavo Henrique da Costa Oliveira** graduou-se em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Juiz de Fora em 1988, Mestre em Engenharia Elétrica pela Universidade Estadual de Campinas em 1992, Doutor em Engenharia pela Universidade de Nice Sophia-Antipolis, França, e Doutor em Engenharia Elétrica pela Universidade Estadual de Campinas em 1997. Atualmente, é Professor Adjunto do Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Paraná. Suas atividades de pesquisa incluem: identificação de sistemas, sistemas de controle em malha fechada, modelagem caixa-preta de equipamentos de alta-tensão, controle de carga/frequência na geração de energia elétrica. análise de estabilidade a pequenas perturbações.