

Análise Comparativa dos Modelos de Linha de Transmissão no Domínio Harmônico

Cândida A. D. Meneghin* Abilio M. Variz* Igor D. Melo*
José Luiz Rezende Pereira*

* *Faculdade de Engenharia, Universidade Federal de Juiz de Fora, MG,
(e-mail: candida.meneghin@engenharia.ufjf.br, abilio@ieee.org,
igor.delgado2008@engenharia.ufjf.br)*

Abstract: This work compares mathematical models in the representation of a real, three-phase and transposed power transmission line, of the Brazilian power system, when subjected to variations of harmonic frequencies of voltage and current. For this purpose, is used the equivalent π model, in phase components, with hyperbolic correction, which guarantees the line parameters accuracy even with the frequency variation. Besides this model, are used two decoupled methods that are simplified modal transformation models. They are: the symmetric components theory of Fourtesque and Clarke. Therefore, this article proposes an analysis of the development and results of each model. That line is also simulated in the Real Time Digital Simulator RTDS to complement the model comparison study.

Resumo: Este trabalho compara modelos matemáticos utilizados para representação de uma linha de transmissão real, trifásica e transposta do sistema elétrico de potência brasileiro analisada no domínio da frequência considerando distorções harmônicas de tensão e corrente. Para tanto, é utilizado o modelo π equivalente em componentes de fase, com correção hiperbólica, que garante a exatidão dos parâmetros da linha mesmo com a variação da frequência. Além desse modelo, são utilizados dois métodos desacoplados os quais representam modelos simplificados de transformação modal valendo-se da teoria de componentes simétricas de Fourtesque e de Clarke. Neste artigo, o desenvolvimento de cada modelagem é explicitado e resultados de simulação são validados através do uso do RTDS (*Real Time Digital Simulator*) assumindo injeções de correntes harmônicas e a análise da linha no domínio da frequência.

Keywords:

Transmission lines; Harmonic distortion; RTDS; Frequency domain; Simulation.

Palavras-chaves:

Linhas de transmissão; Distorção harmônica; RTDS; Domínio da frequência, Simulação.

1. INTRODUÇÃO

Idealmente as formas de onda de tensão e de corrente em sistemas elétricos de potência devem ser perfeitamente senoidais. No entanto, por diversas razões, as concessionárias de energia elétrica não conseguem preservar tais condições em toda a rede. As alterações destas formas de ondas senoidais de tensão e de corrente são definidas como distorções harmônicas. O uso crescente de cargas não lineares conectadas a toda e qualquer rede elétrica, como os equipamentos eletrônicos, faz com que as distorções harmônicas cresçam a cada dia fazendo com que o desafio de identificar e corrigir níveis excessivos de harmônicos seja cada vez maior (Arrillaga e Watson, 2004), (Variz et al., 2008), (Variz et al., 2012), (IEEE, 2014).

Além disso, os sistemas elétricos enfrentam uma mudança de paradigma com a inserção crescente de fontes alternativas de energia como a eólica e solar (Chishti et al., 2019), (Triviño-Cabrera et al., 2017), (Peterson et al., 2017). Apesar dos seus múltiplos benefícios, como o aumento da matriz energética do país, essas fontes são associadas à uma notável intermitência e à diversos problemas de qualidade de energia, incluindo o aparecimento

de distorções harmônicas (Peterson et al., 2017). Consequentemente, há uma necessidade de prover meios para a modelagem e representação dos componentes do sistema de potência no domínio da frequência (Variz et al., 2008), (Variz et al., 2012), (Levačić et al., 2019), (Melo et al., 2020), (de Melo et al., 2019), (Sharma et al., 2018).

As redes elétricas podem ser modeladas no domínio da frequência de acordo com o tutorial apresentado na referência (IEEE et al., 1998).

As linhas de transmissão, cuja função precípua é levar energia elétrica até os consumidores, pode ser afetada pelas distorções harmônicas resultando, por exemplo, em aumento de perdas elétricas e ressonâncias e, portanto, torna-se necessária uma modelagem adequada das linhas de transmissão e distribuição de energia no domínio da frequência que consiga representar com considerável exatidão a variação do comprimento físico das linhas assim como a variação do “comprimento elétrico” causada pela existência de componentes harmônicas de tensão e corrente na rede (De La Rosa, 2006), (Arrillaga e Watson, 2004), (Helac et al., 2019), (Levačić et al., 2019).

No domínio da frequência, uma linha de transmissão pode ser representada por seu modelo π equivalente em componentes de fase, onde as matrizes trifásicas de impedância série e admitância *shunt* da linha sofrem um processo de correção chamado hiperbólico, essa correção faz com que os parâmetros das linhas sejam modificados de acordo com a variação da frequência da tensão ou da corrente da rede elétrica (Fuchs, 1979). Sendo assim, as várias frequências que compõem as distorções harmônicas são completamente modeladas. No entanto, nesse modelo, as matrizes trifásicas de impedância série e admitância *shunt* da linha são matrizes cheias, ou seja com elementos fora da diagonal principal, devido aos parâmetros mútuos entre os condutores de cada fase. Essas matrizes cheias fazem com que o esforço matemático e computacional seja demasiadamente elevado na análise de redes elétricas com elevado número de linhas, como normalmente é no sistema elétrico de potência brasileiro.

Para amenizar tal complexidade, as linhas podem ser representadas através da transformação modal. A teoria modal é usada para transformar tensões, correntes, impedâncias e admitâncias no domínio de fases para o domínio modal. Neste novo domínio, as matrizes trifásicas de um sistema são diagonalizadas. Isso significa que um sistema trifásico passa a ser caracterizado como três sistemas monofásicos independentes. Tal transformação é feita através de uma matriz denominada matriz de transformação. Essa matriz é composta por elementos complexos e variantes com a frequência, no entanto, em várias aplicações essa matriz é simplificada, sendo seus elementos considerados reais e constantes (Ametani et al., 2015).

As teorias de componentes simétricas já bem conhecidas de Fortescue (1918) e Clarke (1943) são exemplos de casos da transformação modal em que a matriz de transformação é constante e real. Essas transformações podem diagonalizar apenas linhas trifásicas transpostas.

O objetivo deste trabalho é fazer uma análise do comportamento dos modelos de linha quando há inserção de distúrbios harmônicos em uma rede real transposta do sistema elétrico de potência brasileiro. Além do modelo π equivalente, serão analisados os modelos modais simplificados de Fortescue e Clarke. Os modelos de linha também foram comparados resultados obtidos pelo simulador RTDS (*Real Time Digital Simulator*).

2. TEORIA DA TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA

Através do desenvolvimento das equações de onda em linhas de transmissão é possível obter um modelo de linha longa sem simplificações e idealizações que são normalmente adotados na modelagem de linhas de comprimentos médio e curto. Sendo assim, as linhas de transmissão longas serão representadas por um modelo mais rigoroso de tal forma que seus resultados fiquem mais próximos dos valores reais.

2.1 Equações Diferenciais das Linhas de Transmissão

Seja o modelo equivalente completo de uma linha real apresentada na Figura 1. Além da indutância L , em henry/km, e da capacitância C , em farad/km, que surgem entre

dois condutores separados por um dielétrico, elementos representativos de perdas nos condutores (resistência r em ohm/km) e de perdas nos dielétricos (condutância g em siemens/km) são devidamente considerados para um elemento de comprimento Δx de linha (Fuchs, 1979).

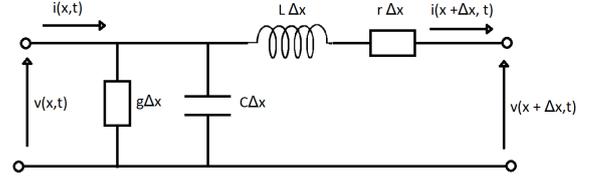


Figura 1. Circuito equivalente de um elemento Δx de linha real

Sendo a diferença de potencial e a corrente entre o início e o final do elemento de linha Δx definidas respectivamente como na equação (1):

$$\frac{\partial v}{\partial x} \Delta x \quad \text{e} \quad \frac{\partial i}{\partial x} \Delta x \quad (1)$$

As equações diferenciais da tensão e da corrente nesse elemento são dadas por (2) e (3):

$$-\frac{\partial v}{\partial x} \Delta x = (\Delta x \cdot r) i + (\Delta x \cdot L) \frac{\partial i}{\partial t} \quad (2)$$

$$-\frac{\partial i}{\partial x} \Delta x = (\Delta x \cdot g) v + (\Delta x \cdot C) \frac{\partial v}{\partial t} \quad (3)$$

Após a manipulação matemática das equações, de modo a deixar a corrente e a tensão em função da distância x e do instante de tempo t , tem-se as equações diferenciais (4) e (5) das linhas de transmissão:

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} = r g v + (r C + g L) \frac{\partial v}{\partial t} + L C \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \quad (4)$$

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = r g i + (r C + g L) \frac{\partial i}{\partial t} + L C \frac{\partial^2 i}{\partial t^2} \quad (5)$$

Suas soluções representam ondas que podem viajar ao longo de uma linha.

2.2 Solução das Equações Diferenciais no Domínio da Frequência

Considerando a linha de transmissão excitada por corrente alternada de frequência constante, a tensão e a corrente como funções senoidais podem ser definidas como em (6) e (7), representadas pelos fasores \dot{V}_x e \dot{I}_x , ficando a dependência de x e t implícita:

$$v = V_x \sin \omega t = \dot{V}_x \quad (6)$$

$$i = I_x \sin(\omega t + \phi) = \dot{I}_x \quad (7)$$

em que:

ω denota a frequência angular;

ϕ denota a defasagem entre a tensão e a corrente de fase

As equações gerais das linhas de transmissão de correntes alternadas senoidais em regime permanente estão descritas em (8) e (9). Através delas é possível relacionar as tensões e correntes em qualquer ponto ao longo das linhas, em função das condições que se encontra o receptor. Essas equações são exatas, servindo de base para a derivação de processos de cálculos simplificados usados na prática.

$$\dot{V}_x = \frac{\dot{V}_2 + \dot{I}_2 \sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}}{2} e^{x\sqrt{\dot{z}\dot{y}}} + \frac{\dot{V}_2 - \dot{I}_2 \sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}}{2} e^{-x\sqrt{\dot{z}\dot{y}}} \quad [V] \quad (8)$$

$$\dot{I}_x = \frac{\dot{V}_2 + \dot{I}_2 \sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}}{2\sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}} e^{x\sqrt{\dot{z}\dot{y}}} + \frac{\dot{V}_2 - \dot{I}_2 \sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}}{2\sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}}} e^{-x\sqrt{\dot{z}\dot{y}}} \quad [A] \quad (9)$$

onde:

\dot{z} é a impedância série por unidade de comprimento da linha;

\dot{y} é a admitância *shunt* por unidade de comprimento da linha;

\dot{V}_2 é a tensão entre fase e neutro no receptor;

\dot{I}_2 é a corrente de fase no receptor.

Como os sistemas elétricos de potência são normalmente compostos por redes trifásicas, os parâmetros de linha são representados de forma matricial, sendo as matrizes de dimensão 3x3. Assim, na diagonal principal estão os elementos próprios de cada fase e os elementos fora da diagonal principal representam os parâmetros mútuos entre fases.

2.3 Cálculo Prático das Linhas de Transmissão

Uma vez que as equações gerais não se apresentam de forma prática, as linhas normalmente são representadas através de circuitos elétricos equivalentes e seus respectivos modelos matemáticos. Assim sendo, se em (8) e (9) a forma exponencial for representada pelas suas funções hiperbólicas tem-se:

$$\dot{V}_1 = \dot{V}_2 \cosh \dot{\gamma}l + \dot{I}_2 \dot{Z}_c \sinh \dot{\gamma}l \quad [V] \quad (10)$$

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_2 \cosh \dot{\gamma}l + \frac{\dot{V}_2}{\dot{Z}_c} \sinh \dot{\gamma}l \quad [A] \quad (11)$$

onde:

\dot{V}_1 é a tensão entre fase e neutro no transmissor;

\dot{I}_1 é a corrente de fase no transmissor;

$\dot{\gamma}$ é a constante de propagação da linha definida como:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\dot{z}\dot{y}} \quad (12)$$

\dot{Z}_c é a impedância característica da linha definida como:

$$\dot{Z}_c = \sqrt{\frac{\dot{z}}{\dot{y}}} \quad (13)$$

Como normalmente o comprimento das linhas já está especificado entre o transmissor e o receptor, a distância x é substituída pelo comprimento l .

As funções hiperbólicas admitem sua expansão em série:

$$\cosh \sqrt{\dot{Z}\dot{Y}} = 1 + \frac{(\sqrt{\dot{Z}\dot{Y}})^2}{2!} + \frac{(\sqrt{\dot{Z}\dot{Y}})^4}{4!} + \dots \quad (14)$$

$$\sinh \sqrt{\dot{Z}\dot{Y}} = \sqrt{\dot{Z}\dot{Y}} + \frac{(\sqrt{\dot{Z}\dot{Y}})^3}{3!} + \frac{(\sqrt{\dot{Z}\dot{Y}})^5}{5!} + \dots \quad (15)$$

onde:

\dot{Z} é a impedância série total da linha;

\dot{Y} é a admitância *shunt* total da linha.

Os termos dessas expansões que podem ser desconsiderados dependem do comprimento da linha de transmissão. Para as linhas médias, os termos a partir do terceiro podem ser considerados desprezíveis. Os valores de $\cosh \sqrt{\dot{Z}\dot{Y}}$ e de $\sinh \sqrt{\dot{Z}\dot{Y}}$ podem então serem substituídos em (10) e (11). As equações resultantes, no entanto, não representam um circuito equivalente simples. Porém, é possível aproximá-las de um circuito equivalente com bastante precisão uma vez que o produto $\dot{Z}\dot{Y}$ é muito pequeno. Este modelo é denominado π nominal e está descrito em (16) e (17).

$$\dot{V}_1 = \dot{V}_2 \left(1 + \frac{\dot{Z}\dot{Y}}{2}\right) + \dot{I}_2 \dot{Z} \quad [V] \quad (16)$$

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_2 \left(1 + \frac{\dot{Z}\dot{Y}}{2}\right) + \frac{\dot{V}_2}{\dot{Z}_c} \left(1 + \frac{\dot{Z}\dot{Y}}{4}\right) \quad [A] \quad (17)$$

Para as linhas longas o modelo simplificado apresentado acima é insuficientemente preciso para representá-las. Para isso é necessário um modelo de circuito π em que seus parâmetros elétricos sejam corrigidos para que seja representado o efeito de suas distribuições ao longo da linha.

Sejam \dot{Z}' as impedâncias e \dot{Y}' as admitâncias totais da linha devidamente corrigidas. Substituindo esses valores em (16) e (17) e comparando essas duas equações com as equações (10) e (11), tem-se um novo modelo π , chamado de π equivalente. As correções para os parâmetros da linha são:

$$\dot{Z}' = \dot{Z} \frac{\sinh \dot{\gamma}l}{\dot{\gamma}l} \quad (18)$$

$$\frac{\dot{Y}'}{2} = \frac{\dot{Y}}{2} \frac{\tanh \frac{\dot{\gamma}l}{2}}{\frac{\dot{\gamma}l}{2}} \quad (19)$$

Essas correções são chamadas de hiperbólicas e permitem que a linha seja representada por um modelo π a parâmetros distribuídos como mostra a Figura 2.

3. MODELOS DESACOPLADOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO TRIFÁSICAS

A representação de linhas de transmissão trifásicas por componente de fase apresenta, normalmente, matrizes de impedância longitudinal e de admitância transversal cheias, com valores próprio e mútuos como em (20) e (21). Essa representação pode ocasionar em maior complexidade na manipulação matemática quando se analisa redes de maiores dimensões, ou seja, com grande número de linhas.

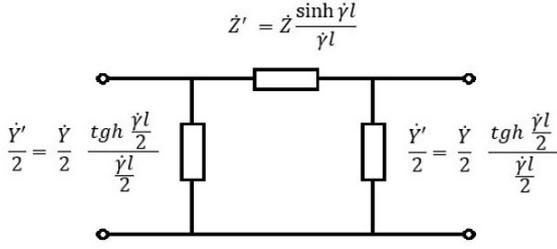


Figura 2. Circuito π equivalente

$$[Z_{abc}] = \begin{pmatrix} Z_P & Z_M & Z_M \\ Z_M & Z_P & Z_M \\ Z_M & Z_M & Z_P \end{pmatrix} \quad (20)$$

$$[Y_{abc}] = \begin{pmatrix} Y_P & Y_M & Y_M \\ Y_M & Y_P & Y_M \\ Y_M & Y_M & Y_P \end{pmatrix} \quad (21)$$

Com o intuito de diminuir essa complexidade, alguns modelos simplificados de representação de linhas longas desacoplam os termos das matrizes fazendo com que um sistema trifásico se transforme em três sistemas monofásicos independentes. Uma vez que os sistemas de transmissão em geral são balanceados, as matrizes transformadas tem apenas os termos da diagonal principal, e os termos fora desta diagonal iguais a zero.

Nesses modelos desacoplados, a correção hiperbólica é feita nas matrizes admitância e impedância transformadas e então seus valores corrigidos são retornados para componentes de fase. Tais modelos desacoplam as matrizes de impedância e admitância através de uma matriz de transformação \mathbf{T} como em (22) e (23).

$$[Z_{desacoplado}] = [T]^{-1}[Z_{abc}][T] \quad (22)$$

$$[Y_{desacoplado}] = [T]^{-1}[Y_{abc}][T] \quad (23)$$

A seguir, são apresentados os dois modelos de transformação modal simplificados e suas respectivas matrizes de transformação T que serão usados para comparação com as componentes de fase.

3.1 Transformação em Componentes Simétricas

As componentes simétricas, ou transformação de Fortescue, são usadas para calcular as condições de desequilíbrio de um sistema trifásico usando somente o cálculo monofásico. O sistema trifásico desequilibrado pode ser decomposto em três sistemas equilibrados, formado por componentes de sequência positiva, negativa e zero (Fortescue, 1918). Em (24) é mostrada a matriz impedância em componentes simétricas.

$$[Z_{012}] = \begin{pmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & Z_2 \end{pmatrix} \quad (24)$$

O sistema de sequência positiva (ou 1) é formado por três fasores de mesmo módulo e defasados de 120° e sua

sequência de fase é igual ao do sistema original. O sistema de sequência negativa (ou 2) é formado por três fasores de mesmo módulo e defasados de 120° e sua sequência de fase é inversa ao do sistema original. E o sistema de sequência zero é formado por três fasores de mesmo módulo e sem defasagem. Para a decomposição é usada a matriz de transformação \mathbf{T} como em (25):

$$\begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \alpha^2 & \alpha \\ 1 & \alpha & \alpha^2 \end{pmatrix} \quad (25)$$

Onde $\alpha = 1 \angle 120^\circ$, $\alpha^2 = 1 \angle -120^\circ$ e $\alpha^3 = \alpha^0 = 1$.

3.2 Transformação de Clarke

A transformação de Clarke é uma mudança de base vetorial caracterizada por desacoplar um grupo de equações (Clarke, 1943). Aplicada à matriz de impedância no domínio das fases, esta é transformada em uma matriz em modo composta por três impedâncias desacopladas. Esses modos são um modo homopolar (modo 0) e dois modos não homopolares (modos α e β) também conhecidos como modos não homopolares 1 e 2, respectivamente, como mostrado em (26).

$$[Z_{0\alpha\beta}] = \begin{pmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_\alpha & 0 \\ 0 & 0 & Z_\beta \end{pmatrix} \quad (26)$$

Para linhas idealmente transpostas os modos α e β são idênticos. O desacoplamento para a matriz admitância ocorre da mesma forma.

Para o desacoplamento é usada a transformada de Clarke através da matriz de transformação \mathbf{T} , de Clarke, mostrada em (27). Essa matriz de transformação é uma matriz real e constante, cujos elementos são independentes da frequência.

$$\begin{pmatrix} \frac{1}{\sqrt{3}} & -\frac{1}{\sqrt{6}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{6}} & 0 \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & -\frac{1}{\sqrt{6}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix} \quad (27)$$

Vale ressaltar que esta transformação modal de Clarke é válida para linhas transpostas. Portanto, se a linha não é idealmente transposta, a matriz de Clarke só terá resultados satisfatórios caso a linha possua plano de simetria vertical.

4. RESULTADOS

No intuito de fazer uma análise comparativa entre os modelos matemáticos de linhas de transmissão apresentados neste artigo, foram utilizados os dados de uma linha real, transposta, do sistema elétrico de potência brasileiro. Esta linha tem comprimento de 130 Km e possui os seguintes parâmetros:

- Resistência série própria = 22.5203 $[\Omega]$

- Resistência série mútua = 16.8523 [Ω]
- Indutância série própria = 0.2545 [H]
- Indutância série mútua = 0.1427 [H]
- Capacitância *shunt* própria = 0.0048 [F]
- Capacitância *shunt* mútua = 0.0258 [F]

Para este estudo, foram testadas as frequências harmônicas desde a fundamental, 60 Hz, até a harmônica de ordem 30, ou seja, 1800 Hz. Frequências de ordem superiores a 30 normalmente não são significativos em sistemas elétricos de potência (Variz et al., 2008)

Vale ressaltar que a matriz de transformação modal não é única, existe uma família de matrizes que diagonalizam as matrizes de impedância e admitância. É importante notar que, uma vez que a linha analisada é equilibrada, os valores resultantes do modelo de Clarke e do modelo de Fortescue apresentaram os mesmos resultados, em conformidade ao descrito em Tavares et al. (1998). Portanto, os resultados dos modelos desacoplados apresentados neste trabalho referem-se aos oriundos, tanto do método de Fortescue, quanto ao de Clarke, haja vista que são iguais.

4.1 Comparação entre modelo de fase e desacoplado

A Figura 3 e a Figura 4 trazem o comportamento do módulo da impedância e admitância da linha, respectivamente, no modelo modelo π nominal, ou seja, sem correção do comprimento. Os resultados apresentados são tanto para componentes de fase como para componentes desacoplados (Fortescue e Clarke). Isso significa que, havendo apenas a correção de frequência de acordo com a variação das frequências harmônicas da rede, os resultados em componentes de fase e no modelo desacoplado são iguais. Isso ocorre devido ao fato de que no modelo π nominal somente as reatâncias são corrigidas e estas possuem dependência linear com a frequência.



Figura 3. Impedância em função da frequência sem correção de comprimento.

Na Figura 5 é calculada a variação, em módulo, da impedância série própria da linha em relação à frequência. Neste gráfico são apresentadas as correções de comprimento nas componentes de fase e no modelo desacoplado. É possível perceber que as curvas para o modelo de fase e o modelo desacoplado apresentam comportamento semelhante. No entanto, os resultados se aproximam apenas nas ordens harmônicas mais baixas. Comparando-se os primeiros picos, a diferença entre eles é de aproximadamente 28% além de ocorrerem em ordens harmônicas diferentes, embora próximas.



Figura 4. Admitância em função da frequência sem correção de comprimento.



Figura 5. Comparação da Impedância própria em função da frequência da rede.

Já na Figura 6 é calculada a variação da impedância série mútua da linha. Neste caso, é possível ver que o modelo de fase tem o comportamento oscilatório muito mais suave quando comparado ao modelo desacoplado. Para as impedâncias mútuas, a diferença nos primeiros picos é da ordem de 90% e neste caso, separados por 6 ordens harmônicas.

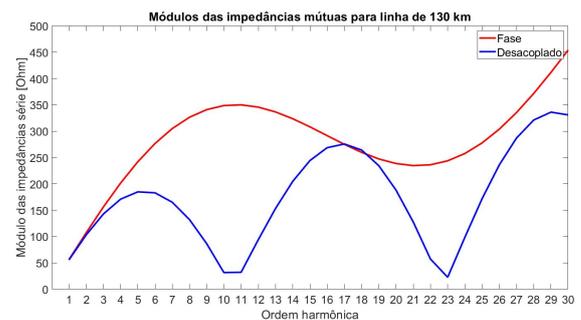


Figura 6. Comparação da Impedância mútua em função da frequência.

Já as Figura 7 e Figura 8 mostram a comparação dos métodos para a admitância *shunt* da linha. Assim como as impedâncias, seus valores coincidem para as primeiras ordens harmônicas. É possível perceber que tanto para a admitância própria como para a mútua ocorrem picos de ressonância, no entanto, esses picos ocorrem em frequências distintas. Além disso, os valores dos picos resultantes do método desacoplado possuem valores muito superiores se comparados aos picos resultantes do modelo em componentes de fase.

Para as admitâncias próprias, o pico de ressonância calculado pelo modelo desacoplado é cerca de 90% maior que aquele calculado em componentes de fases. Além disso, ocorrem em frequências distintas, o desacoplado na ordem harmônica 19 enquanto que em componentes de fases na ordem harmônica 16.

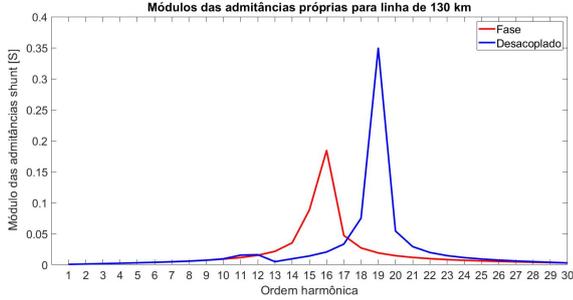


Figura 7. Comparação da admitância própria em função da frequência.

Já para a admitâncias mútua, assim como a impedância mútua, o comportamento do modelo desacoplado já não se assemelha com o modelo de fases. No modelo desacoplado, surge um pico de ressonância que não é previsto em componentes de fase. Comparando-se o maior pico do modelo desacoplado com o pico do modelo de fases, a diferença ultrapassa os 300% e esses picos ocorrem nas mesmas ordens harmônicas que as admitâncias próprias.

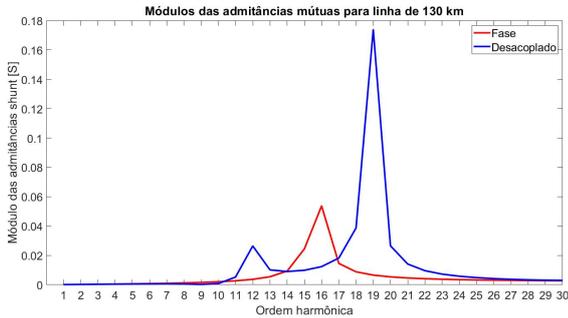


Figura 8. Comparação da admitância mútua em função da frequência.

Os resultados mostrados acima mostram que os modelos de correção apresentam resultados diferentes como um todo, mas principalmente apresentam valores de ressonância série e paralelo distintos bem como as frequências em que essas ressonâncias ocorrem. Desse modo, é possível perceber que resultados de análise de ressonância e propagação de harmônicos, por exemplo, apresentarão resultados distintos dependendo do modelo adotado.

4.2 Simulação no RTDS

O RTDS (*Real Time Digital Simulator*) é um simulador digital em tempo real utilizado para avaliar perturbações, testes de equipamentos de proteção e controle de malha fechada em sistemas elétricos de potência. Este equipamento é utilizado pelos principais fabricantes de equipamentos de proteção e controle do mundo, bem como pelas principais empresas de energia elétrica, instituições de ensino e centros de pesquisa em todo o mundo (RTDS, 2020).

Como o RTDS opera em tempo real, com intervalo de simulação de 25 a 50 μs , o sistema elétrico de potência simulado pode “operar” de maneira similar a um sistema real. Como os parâmetros de simulação podem ser modificados bem como a aplicação de contingências, isso permite ao usuário observar a resposta do sistema e realizar estudos analíticos de forma mais rápida do que com programas de simulação *off-line*.

Para a comparação entre o RTDS e os modelos testados no programa MATLAB (*MATrix LABoratory*) a linha de transmissão em questão foi simulada com uma fonte de tensão de 100kV com frequência variável em um dos terminais e um curto circuito trifásico franco no outro terminal. Este cenário permitiu estressar e consequentemente avaliar o comportamento de cada um dos modelos sob estudo através da obtenção da corrente na linha.

Os resultados obtidos pelo RTDS são comparados às componentes de fase ABC sem qualquer correção (modelo π Nominal), às componentes de fase ABC com a correção hiperbólica (modelo π Equivalente) e ao modelo desacoplado (Componentes Simétricas).

Como nas simulações a fonte de tensão foi considerada simétrica e a linha é equilibrada, as correntes na linha para as três fases são iguais em módulo. Por esse motivo, nos resultados a seguir serão apresentados apenas os da fase A. Foram simuladas as frequências de ordem harmônica ímpar que vão da fundamental até a ordem 25.

As comparações estão apresentadas na Tabela 1, onde $I_{b_1 b_2 h}$ é o módulo da corrente, de ordem harmônica h , em Amperes, injetada na linha no terminal b_1 para o terminal b_2 . Onde o terminal k é o da fonte de tensão, e o m o do curto.

Tabela 1. Correntes nas barras k e m em função da ordem harmônica.

Corrente	RTDS	π Nom.	π Eq.	Comp. Sim.
I_{km_1}	2330.0	2318.8	2337.6	2329.7
I_{mk_1}	2362.0	2351.5	2370.5	2362.5
I_{km_3}	126.6	110.7	126.6	126.6
I_{mk_3}	182.0	163.1	182.0	182.0
I_{km_5}	358.9	309.4	402.3	358.9
I_{mk_5}	534.1	474.4	585.7	534.2
I_{km_7}	168.7	107.9	237.8	168.8
I_{mk_7}	430.0	338.9	525.3	430.2
I_{km_9}	145.2	103.6	122.3	145.4
I_{mk_9}	195.3	54.6	83.8	195.7
$I_{km_{11}}$	106.9	147.5	180.2	107.2
$I_{mk_{11}}$	408.6	215.7	887.1	410.0
$I_{km_{13}}$	269.3	246.7	2969.4	269.6
$I_{mk_{13}}$	477.0	182.5	4267.8	478.9
$I_{km_{15}}$	110.4	230.8	1854.4	110.9
$I_{mk_{15}}$	170.4	32.7	119.5	171.7
$I_{km_{17}}$	1250.0	421.7	2590.1	1254.1
$I_{mk_{17}}$	1312.0	139.6	493.9	1314.9
$I_{km_{19}}$	11300.0	502.5	949.4	13078.0
$I_{mk_{19}}$	11300.0	124.9	326.5	13083.0
$I_{km_{21}}$	163.0	345.5	439.5	166.6
$I_{mk_{21}}$	209.0	23.4	313.3	211.8
$I_{km_{23}}$	468.7	656.2	366.0	474.3
$I_{mk_{23}}$	604.5	103.2	233.9	617.7
$I_{km_{25}}$	236.2	730.5	236.5	238.2
$I_{mk_{25}}$	459.5	94.9	232.8	461.9

É possível observar que o modelo de linha adotado pelo RTDS é um modelo desacoplado uma vez que os resultados são iguais para frequências mais baixas e apresentando pequenas diferenças para frequências maiores. É possível ver o efeito de ressonância ocorrer em frequência diferente para o modelo π Equivalente em comparação com os modelos restantes.

Vale ressaltar que os valores de pico de ressonância resultantes do RTDS se apresentaram muito instáveis. Sendo assim, os valores apresentados na Tabela 1 na região de ressonância, são valores médios para o RTDS.

5. CONCLUSÃO

A partir da análise entre os modelos testados foi possível concluir que os modelos desacoplados apresentam diferenças em relação à correção em componentes de fase. Além disso, pode-se observar através dessas comparações, que essas diferenças são mais discretas para baixas frequências tornando-se mais evidentes com o aumento das frequências harmônicas. Sabe-se, no entanto, que em sistemas elétricos de potência, as tensões e correntes harmônicas diminuem em módulo com o aumento da frequência, o que faz com que mesmo o modelo de componentes de fases, sendo o mais preciso, pode não ser o mais apropriado uma vez que, por possuir matrizes de parâmetros elétricos cheias, apresenta maior complexidade matemática e computacional.

Quanto ao simulador RTDS os resultados mostraram que sua linha de transmissão longa é modelada por um dos modelos Modal simplificados (Clarke ou Fortescue), logo, apresentará valores discrepantes para correntes e tensões em frequências que não sejam próximas da fundamental. Caso os valores de tensão ou corrente para frequências harmônicas elevadas não sejam desprezíveis é preciso avaliar se a simulação apresentará resultados similares com os valores reais.

AGRADECIMENTOS

Nossos mais sinceros agradecimentos ao professor José Luiz Rezende Pereira (*in memoriam*). Ele será sempre exemplo de dedicação e generosidade como professor e pesquisador.

Os autores ainda agradecem ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica (PPEE) da Universidade Federal de Juiz de Fora (UFJF) e ao Instituto Nacional de Energia Elétrica (INERGE).

Este projeto é financiado pelo grupo Transmissoras Brasileiras de Energia (TBE) através do projeto de P&D ANEEL “PD-02651-0016/2018 - Desenvolvimento de um sistema de monitoramento de qualidade de energia e tomada de decisões em linhas de transmissão”. Os autores gostariam de agradecer também ao INESC Brasil.

REFERÊNCIAS

Ametani, A., Ohno, T., e Nagaoka, N. (2015). *Cable system transients: Theory, modeling and simulation*. John Wiley & Sons.
Arrillaga, J. e Watson, N.R. (2004). *Power system harmonics*. John Wiley & Sons.

Chishti, F., Murshid, S., e Singh, B. (2019). Development of wind and solar based ac microgrid with power quality improvement for local nonlinear load using mlms. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 55(6), 7134–7145.
Clarke, E. (1943). *Circuit analysis of AC power systems; symmetrical and related components*, volume 1. Wiley.
De La Rosa, F. (2006). *Harmonics and power systems*. CRC press Boca Raton.
de Melo, I.D., Pereira, J.L.R., Duque, C.A., Antunes, M.P., Silva, L.R.M., e de Souza, M.A. (2019). Power quality monitoring using synchronized phasor measurements: An approach based on hardware-in-the-loop simulations. In *2019 IEEE Milan PowerTech*, 1–6. IEEE.
Fortescue, C.L. (1918). Method of symmetrical coordinates applied to the solution of polyphase networks. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, 37(2), 1027–1140.
Fuchs, R.D. (1979). *Transmissão de energia elétrica: linhas aéreas; teorias das linhas em regime permanente*. Livros Tecnicos e Científicos.
Helac, V., Capelj, H., Becirovic, V., Hanjalic, S., e Pavic, I. (2019). Transmission line modeling in three-phase system and frequency domain based on kron matrix reduction. In *2019 18th International Symposium INFOTEH-JAHORINA (INFOTEH)*, 1–7. IEEE.
IEEE et al. (1998). Tutorial on harmonics modeling and simulation. *IEEE-PES TP-125-0*.
IEEE, 2014 (2014). IEEE Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems. Standard, IEEE.
Levačić, G., Ivanković, I., e Čurin, M. (2019). Mathematical model of power transmission network for calculations in frequency domain. In *2019 2nd International Colloquium on Smart Grid Metrology (SMAGRIMET)*, 1–6. IEEE.
Melo, I.D., Pereira, J.L., Variz, A.M., e Ribeiro, P.F. (2020). Allocation and sizing of single tuned passive filters in three-phase distribution systems for power quality improvement. *Electric Power Systems Research*, 180, 106128.
Peterson, B., Rens, J., Botha, G., Meyer, J., e Desmet, J. (2017). Evaluation of harmonic distortion from multiple renewable sources at a distribution substation. In *2017 IEEE International Workshop on Applied Measurements for Power Systems (AMPS)*, 1–6. IEEE.
RTDS (2020). Real time digital simulator,. URL <http://www.rtds.com>.
Sharma, A., Rajpurohit, B., e Singh, S. (2018). A review on economics of power quality: Impact, assessment and mitigation. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 88, 363–372.
Tavares, M.C.D. et al. (1998). Modelo de linha de transmissão polifásica utilizando quase-modos.
Triviño-Cabrera, A., Longo, M., e Foadelli, F. (2017). Impact of renewable energy sources in the power quality of the italian electric grid. In *2017 11th IEEE International Conference on Compatibility, Power Electronics and Power Engineering (CPE-POWERENG)*, 576–581. IEEE.
Variz, A.M., Carneiro Jr, S., Pereira, J.L.R., e Barbosa, P.G. (2008). Cálculo do fluxo de harmônicos em sistemas de potência trifásicos utilizando o método de injeção

de correntes com solução iterativa. *Sba: Controle & Automação Sociedade Brasileira de Automatica*, 19(2), 178–198.

Variz, A., Niquini, F., Pereira, J., Barbosa, P., Carneiro, S., e Ribeiro, P. (2012). Allocation of power harmonic filters using genetic algorithm. In *2012 IEEE 15th International Conference on Harmonics and Quality of Power*, 143–149. IEEE.