

IMPACTO DO PLL NA ESTABILIDADE DE CONVERSORES TRIFÁSICOS CONECTADOS À REDE ELÉTRICA

ANDRÉ MIGUEL NICOLINI*, FERNANDA CARNIELUTTI*, JORGE MASSING*, HUMBERTO PINHEIRO*

**Grupo de Eletrônica de Potência e Controle - GEPOC*
Universidade Federal de Santa Maria - UFSM
Santa Maria, RS, Brasil

andrenicoliniee@gmail.com, fernanda.carnielutti@gmail.com,
jorgemassing@gmail.com@gmail.com, humberto.ctlab.ufsm.br@gmail.com

Abstract— This paper combines the state space and transfer function matrix approaches to perform the analysis of the influence of PLL on the stability of three-phase grid-tied converters. The problem of stability analysis, represented in equations of state space in synchronous $dq0$ axis with the back-ground voltage, is divided into two parts: first, the model for the converter connected to an ideal grid, and then the grid model is obtained. Because it is represented in state space, it presents a certain modularity, since a change in the model plant or in the grid model will only modify the order of the matrices, and the constraints of the problem. Linearization was performed by small signals from the system. Finally, the interconnection between the two models was performed in matrices transfer function and represented in the form of block diagram. The analysis of the stability of the system is given by the use of the Generalized Nyquist Criterion on the model obtained in transfer function matrices, where we consider the PLL and current controller dynamics. Thus, the influence of the synchronism system on the stability of grid-tied converters can be inferred. Time-domain simulation results are obtained through a Hardware-in-the-Loop, presenting a strong correlation with the mathematical analysis in the frequency domain.

Keywords— Three-phase converter, Synchronous frame, Stability, PLL.

Resumo— Este artigo combina equações de espaço de estado com matrizes função de transferência para realizar a análise da influência da *Phase-Locked Loop* (PLL) sobre a estabilidade de conversores trifásicos conectados à rede elétrica. O problema da análise da estabilidade, representada em equações de espaço de estados em eixos síncronos $dq0$ com a tensão de *background*, é dividido em duas partes: primeiro, obtém-se o modelo para o conversor conectado a uma rede ideal e, depois, obtém-se o modelo da rede. Por ser representado em espaço de estados, ele apresenta uma certa modularidade, pois a mudança no modelo da rede e/ou da planta apenas vão modificar a ordem das matrizes, e as restrições do problema. Realizou-se a linearização por pequenos sinais do sistema. Por fim, a interconexão entre os dois modelos foi realizada em matrizes função de transferência e representado na forma de diagrama de blocos. A análise da estabilidade do sistema se dá pela utilização do Critério Generalizado de Nyquist (GNC) sobre o modelo obtido em matrizes função de transferência, onde estão considerados a dinâmica do PLL e ação do controlador de corrente. Assim pode-se inferir sobre a influência do sistema de sincronismo na estabilidade de conversores conectados à rede. Resultados de simulação no domínio do tempo são obtidos, através de um Hardware-in-the-Loop (HIL), apresentando uma forte correlação com a análise matemática no domínio da frequência.

Palavras-chave— Conversor trifásico, Eixos síncronos, Estabilidade, PLL.

1 Introdução

A maioria das fontes de energia renovável está conectada à rede elétrica através de um inversor controlado como fonte de corrente (Blaabjerg et al., 2006), com um sistema de sincronismo para controle do fator de potência (Chung, 2000). Devido à rápida penetração destas fontes de energia como recurso de geração distribuída, a interação destes conversores com a rede elétrica tem sido tópico de estudo amplamente discutido na literatura, verificando-se que em redes elétricas com baixo *Short Circuit Ratio* (SCR), a dinâmica do PLL pode causar impacto negativo na estabilidade do conversor conectado à rede.

Sun (2011) mostrou que um inversor conectado à rede permanecerá estável se a relação entre a impedância da rede e a impedância de saída do inversor satisfizer o critério de estabilidade de Nyquist. Em (Céspedes and Sun, 2011), modelos analíticos para impedâncias de seqüência positiva

e negativa são propostos para conversor fonte de tensão (VSC) trifásico. Os modelos incluem dinâmica de PLL, controles de corrente de fase e corrente contínua, amortecimento ativo, amostragem e atrasos de cálculo.

Em (Zhang et al., 2015), a influência do PLL na admitância de saída dos VSC monofásicos controlados por corrente com diferentes valores de SCR no ponto de conexão é analisada. O PLL adiciona uma admitância em paralelo com a admitância de saída do inversor, que pode levar a uma oscilação harmônica não intencional de baixa ordem quando em rede fraca. Além disso, a mesma análise é realizada para um PLL Integrador Generalizado de Segunda Ordem (SOGI-PLL).

Wen et al. (2016) apresenta uma análise de pequenos sinais para um VSC trifásico conectado à rede em eixos síncronos dq sob diferentes estratégias de controle, discutindo a influência do PLL e do controlador de corrente e potência sobre a impedância do inversor. Esta análise indica que a

parcela direta do eixo d apresenta comportamento incremental de um resistor negativo devido a dinâmica do PLL e da injeção de corrente. Também mostra que um aumento da largura de banda do PLL pode levar o sistema a instabilidade.

Em (Wang et al., 2016), a análise da estabilidade de um VSC monofásico conectado à rede é realizada considerando o sistema de sincronismo e a adição de um controlador *feed-forward* de tensão. Utiliza-se o método baseado na impedância para prever a estabilidade do sistema, e melhorar a robustez do controlador *feed-forward*.

Zhang et al. (2017) apresenta um método generalizado para conversão do modelo de impedância MIMO dq , de um VSC trifásico conectado à rede em um modelo equivalente SISO considerando-se um controlador de corrente e o PLL. Como resultado, dois tipos de modelos de impedância SISO foram derivados, um deles considerando uma forte relação e simetria entre os eixos dq (modelo SISO reduzido) e outro foi baseado no modelo de malha fechada do sistema (modelo SISO preciso), mostrando que o segundo modelo tem a mesma condição de estabilidade marginal que o modelo MIMO.

Wang et al. (2018) apresenta uma abordagem unificadora dos modelos de impedância para análise do efeito do PLL, através da formulação de funções de transferência complexas e vetores espaciais complexos. A equivalência complexa entre os modelos de impedância nos diferentes domínios é revelada, e o efeito de acoplamento de frequência do PLL e sua implicação na estabilidade do sistema foi identificado em ambos os domínios.

Visando verificar a influência do PLL na estabilidade de sistemas de geração conectados à rede, este artigo combina equações de espaço de estado com matrizes função de transferência, dividindo o problema em duas partes: primeiro, obtém-se o modelo para o conversor conectado à uma rede ideal e, depois, o modelo da rede. Estes são, inicialmente, representados em equações de espaço de estados em eixos síncronos $dq0$ com a tensão de *background*. Por ser representado em espaço de estados ele apresenta uma certa modularidade, pois a mudança do modelo da planta ou do modelo da rede apenas vão modificar a ordem das matrizes, e as restrições do problema. Devido ao fato do sistema de sincronismo ser não linear, realizou-se a linearização por pequenos sinais do sistema. Por fim, a interconexão entre os dois modelos foi realizada em matrizes função de transferência e representado na forma de digrama de blocos. A análise da estabilidade do sistema se dá pela utilização do GNC sobre o modelo obtido em matrizes função de transferência, onde estão consideradas a dinâmica do PLL e ação do controlador de corrente. Assim pode-se inferir sobre a influência do sistema de sincronismo na estabilidade de conversores conectados à rede.

2 Análise da estabilidade

Para analisar o impacto do controlador de corrente em eixos síncronos dq e do PLL sobre a estabilidade de um VSC trifásico conectado à rede através de filtro L , conforme mostrado na Figura 1, primeiramente, irão ser definidos dois domínios em eixos síncronos dq , que aparecem devido a diferença entre o ângulo de sincronismo obtido pelo PLL (θ_{pll}) e o ângulo verdadeiro da rede (θ_r). Um deles é definido como domínio dq da rede, e o outro como, domínio dq do controle. O primeiro usa o ângulo da tensão de *background* da rede elétrica para transformação dos eixos estacionários abc para os eixos síncronos dq . Já o segundo utiliza o ângulo obtido da ação do PLL. Em regime permanente, o eixo dq do conversor está alinhado com o eixo dq do sistema. Entretanto, quando surge uma perturbação na fonte de tensão CA, esta perturbação irá se propagar pelo ângulo de saída do PLL, o que fará que apareça uma diferença entre eles, conforme mostra a Figura 2. O domínio da rede será representado pelo sobrescrito 'r', já o domínio do controle será representado pelo sobrescrito 'c'.

Inicialmente, vamos considerar o modelo do conversor, modelado no domínio da rede. Este modelo será dividido em duas partes. A primeira representa o modelo do conversor conectado à uma rede forte, e a segunda, representa o modelo da rede. Os vetores de corrente do conversor \mathbf{i}_{cdq}^r e tensão no ponto de conexão \mathbf{v}_{dq}^r são os elos de ligação entre as duas partes do modelo. Assim, pode se representar, em espaço de estados, o modelo do conversor com filtro L conectado à rede de indutância L_g e capacitância C_g , como:

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{x}}_{1dq}^r &= \mathbf{A}_{1dq}\mathbf{x}_{1dq}^r + \mathbf{B}_{1dq}\mathbf{u}_{dq}^r + \mathbf{F}_{1dq}\mathbf{v}_{dq}^r \\ \mathbf{v}_{dq}^r &= \mathbf{C}_{2dq}\mathbf{x}_{2dq}^r \\ \mathbf{i}_{dq}^r &= \mathbf{x}_{1dq}^r \\ \dot{\mathbf{x}}_{2dq}^r &= \mathbf{A}_{2dq}\mathbf{x}_{2dq}^r + \mathbf{B}_{2dq}\mathbf{i}_{dq}^r + \mathbf{F}_{2dq}\mathbf{v}_{rdq}^r\end{aligned}\quad (1)$$

em que $\mathbf{x}_{1dq}^r = [i_{cd}^r, i_{cq}^r]^T$ é o vetor que contém as correntes do lado conversor em eixos síncronos dq no domínio da rede, $\mathbf{u}_{dq}^r = [u_d^r, u_q^r]^T$ é o vetor com as ações de controle, $\mathbf{x}_{2dq}^r = [v_{fd}^r, v_{fq}^r, i_{rd}^r, i_{rd}^r]^T$ é o vetor com as tensões dos capacitores e as correntes da rede, $\mathbf{v}_{dq}^r = [v_d^r, v_q^r]^T$ é o vetor que contém as tensões no ponto de conexão e $\mathbf{v}_{rdq}^r = [v_{rd}^r, v_{rq}^r]^T$ é o vetor com as tensões de *background* da rede.

As grandezas medidas, corrente da rede e tensão do Ponto de Conexão Comum (PCC), antes de entrar na malha de controle, passam por um filtro *anti-aliasing*, que em eixos síncronos dq no domínio da rede pode ser representado em espaço de estados por:

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{i}}_{dqf}^r &= \mathbf{A}_{if}\mathbf{i}_{dqf}^r + \mathbf{B}_{if}\mathbf{i}_{dq}^r \\ \dot{\mathbf{v}}_{dqf}^r &= \mathbf{A}_{vf}\mathbf{v}_{dqf}^r + \mathbf{B}_{vf}\mathbf{v}_{dq}^r\end{aligned}\quad (2)$$

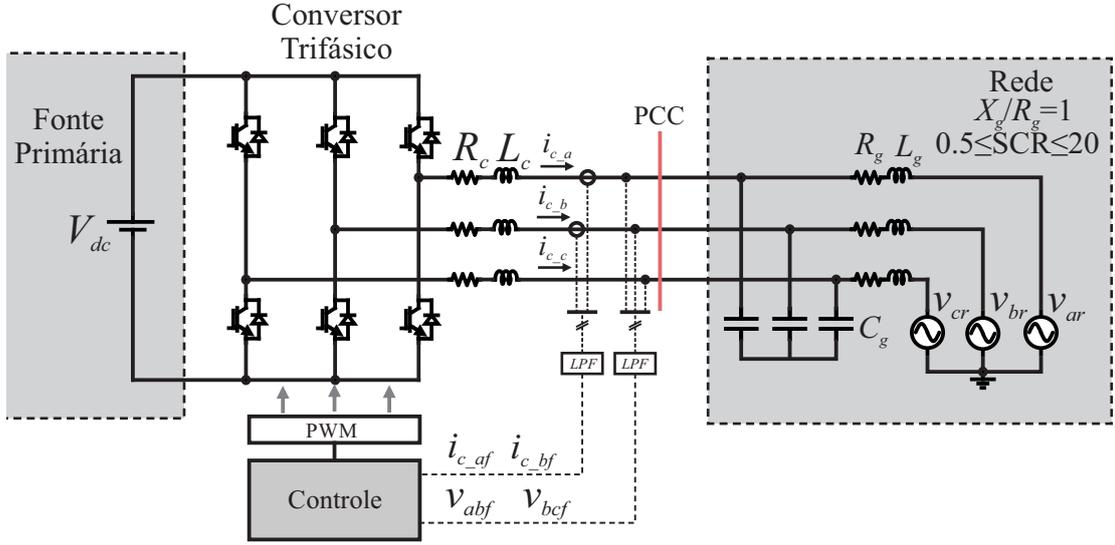


Figura 1: Conversor trifásico conectado à rede elétrica através de filtro L.

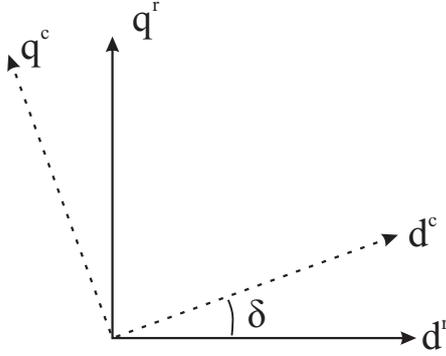


Figura 2: Eixos no domínio da rede e no domínio do controle.

A transformação de eixos síncronos no domínio da rede dq^r para eixos síncronos dq^c no domínio do controle é dado por:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_{dq}^c &= \mathbf{T}(\delta) \mathbf{v}_{dqf}^r \\ \mathbf{i}_{dq}^c &= \mathbf{T}(\delta) \mathbf{i}_{dqf}^r \end{aligned} \quad (3)$$

em que $\delta = \theta_{pll} - \theta_r$. A matriz transformação $\mathbf{T}(\delta)$ é dada por:

$$\mathbf{T}(\delta) = \begin{bmatrix} \cos(\delta) & \sin(\delta) \\ -\sin(\delta) & \cos(\delta) \end{bmatrix}$$

Ainda, considerando-se a utilização do PLL em eixos síncronos de referência, o seu comportamento dinâmico pode ser representado por:

$$\begin{aligned} \dot{x}_{pll}^c &= v_q^c \\ \dot{\delta} &= k_{i_pll} x_{i_pll}^c + k_{p_pll} v_q^c + \omega_{ref} - \omega_r \end{aligned} \quad (4)$$

em que k_{i_pll} e k_{p_pll} são o ganho integral e o ganho proporcional do PLL, respectivamente.

Finalmente, o controlador de corrente proporcional-integral (PI) pode ser expresso por:

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}}_{ci}^c &= \mathbf{I}_{ref}^c - \mathbf{i}_{dq}^c \\ \mathbf{u}_{dq}^c &= k_i \mathbf{x}_{ci}^c + k_p (\mathbf{I}_{ref}^c - \mathbf{i}_{dq}^c), \end{aligned} \quad (5)$$

onde k_i e k_p são o ganho integral e o ganho proporcional do controlador de corrente, respectivamente.

O vetor de controle \mathbf{u}_{dq}^c no domínio da rede é dado por:

$$\mathbf{u}_{dq}^r = \mathbf{T}(\delta)^{-1} \mathbf{u}_{dq}^c \quad (6)$$

2.1 Linearização

As equações dinâmicas de (1)-(6) descrevem o comportamento do conversor conectado à rede com controlador de corrente em eixos síncronos e um PLL. A não linearidade presente nestas equações está nas transformações em (3) e (6). Visando obter um modelo linear, estes vetores serão decompostos em componentes de regime permanente, CC, e uma componente de perturbação, ou seja:

$$\begin{aligned} \mathbf{i}_{dq}^c &= \begin{bmatrix} i_d^c \\ i_q^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_d^c + \tilde{i}_d^c \\ I_q^c + \tilde{i}_q^c \end{bmatrix} \\ \mathbf{v}_{dq}^c &= \begin{bmatrix} v_d^c \\ v_q^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_d^c + \tilde{v}_d^c \\ V_q^c + \tilde{v}_q^c \end{bmatrix} \\ \mathbf{u}_{dq}^c &= \begin{bmatrix} u_d^c \\ u_q^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_d^c + \tilde{u}_d^c \\ U_q^c + \tilde{u}_q^c \end{bmatrix} \\ \delta &= \Delta\delta + \tilde{\delta} \end{aligned} \quad (7)$$

As grandezas constantes de (7) podem ser obtidas solucionando (1)-(6), considerando que as derivadas são nulas.

Assim, para linearizar as transformações em torno do ponto de equilíbrio encontrado podemos substituir (7) nas transformações, ou seja:

$$\begin{aligned} \mathbf{T}(\Delta\delta + \tilde{\delta}) &= \begin{bmatrix} \cos(\Delta\delta + \tilde{\delta}) & \sin(\Delta\delta + \tilde{\delta}) \\ -\sin(\Delta\delta + \tilde{\delta}) & \cos(\Delta\delta + \tilde{\delta}) \end{bmatrix} \\ &\approx \mathbf{T}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} 1 & \tilde{\delta} \\ -\tilde{\delta} & 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{T}^{-1}(\Delta\delta + \tilde{\delta}) &= \begin{bmatrix} \cos(\Delta\delta + \tilde{\delta}) & -\sin(\Delta\delta + \tilde{\delta}) \\ \sin(\Delta\delta + \tilde{\delta}) & \cos(\Delta\delta + \tilde{\delta}) \end{bmatrix} \\ &\approx \mathbf{T}^{-1}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} 1 & -\tilde{\delta} \\ \tilde{\delta} & 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (9)$$

Substituindo (8) em (3), e desprezando as perturbações de segunda ordem, tem-se:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} V_d^c \\ V_q^c \end{bmatrix} &= \mathbf{T}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} V_{df}^r \\ V_{qf}^r \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \tilde{v}_d^c \\ \tilde{v}_q^c \end{bmatrix} &= \mathbf{T}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} V_{df}^r \tilde{\delta} + \tilde{v}_{df}^r \\ -V_{df}^r \tilde{\delta} + \tilde{v}_{qf}^r \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (10)$$

e

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} I_d^c \\ I_q^c \end{bmatrix} &= \mathbf{T}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} I_{df}^r \\ I_{qf}^r \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \tilde{i}_d^c \\ \tilde{i}_q^c \end{bmatrix} &= \mathbf{T}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} I_{qf}^r \tilde{\delta} + \tilde{i}_{df}^r \\ -I_{df}^r \tilde{\delta} + \tilde{i}_{qf}^r \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (11)$$

De forma similar, substituindo (9) em (6), temos:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} U_d^r \\ U_q^r \end{bmatrix} &= \mathbf{T}^{-1}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} U_d^c \\ U_q^c \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \tilde{u}_d^r \\ \tilde{u}_q^r \end{bmatrix} &= \mathbf{T}^{-1}(\Delta\delta) \begin{bmatrix} -U_q^c \tilde{\delta} + \tilde{u}_d^c \\ U_d^c \tilde{\delta} + \tilde{u}_q^c \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (12)$$

O comportamento dinâmico para pequenas perturbações em torno de um ponto de equilíbrio do conversor conectado à rede com controle de corrente em eixos síncronos, pode ser expresso por:

$$\dot{\tilde{\mathbf{x}}}_{1dq}^r = \mathbf{A}_{1dq} \tilde{\mathbf{x}}_{1dq}^r + \mathbf{B}_{1dq} \tilde{\mathbf{u}}_{dq}^r + \mathbf{F}_{1dq} \tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{\mathbf{i}}}_{dqf}^r &= \mathbf{A}_{if} \tilde{\mathbf{i}}_{dqf}^r + \mathbf{B}_{if} \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^r \\ \dot{\tilde{\mathbf{v}}}_{dqf}^r &= \mathbf{A}_{vf} \tilde{\mathbf{v}}_{dqf}^r + \mathbf{B}_{vf} \tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r &= \mathbf{C}_{2dq} \tilde{\mathbf{x}}_{2dq}^r \\ \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^r &= \tilde{\mathbf{x}}_{1dq}^r \end{aligned} \quad (15)$$

$$\dot{\tilde{\mathbf{x}}}_{2dq}^r = \mathbf{A}_{2dq} \tilde{\mathbf{x}}_{2dq}^r + \mathbf{B}_{2dq} \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^r + \mathbf{F}_{2dq} \tilde{\mathbf{v}}_{rdq}^r$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{v}_d^c \\ \tilde{v}_q^c \end{bmatrix} = \mathbf{T}(\Delta\delta) \left\{ \begin{bmatrix} V_{df}^r \\ -V_{df}^r \end{bmatrix} \tilde{\delta} + \begin{bmatrix} \tilde{v}_{df}^r \\ \tilde{v}_{qf}^r \end{bmatrix} \right\} \quad (16)$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{i}_d^c \\ \tilde{i}_q^c \end{bmatrix} = \mathbf{T}(\Delta\delta) \left\{ \begin{bmatrix} I_{qf}^r \\ -I_{df}^r \end{bmatrix} \tilde{\delta} + \begin{bmatrix} \tilde{i}_{df}^r \\ \tilde{i}_{qf}^r \end{bmatrix} \right\} \quad (17)$$

$$\dot{\tilde{x}}_{pll}^c = \tilde{v}_q^c \quad (18)$$

$$\dot{\tilde{\delta}} = k_{i_pll} \tilde{x}_{pll}^c + k_{p_pll} \tilde{v}_q^c + \tilde{\omega}_{ref} - \tilde{\omega}_r$$

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{x}}_{ci}^c &= \tilde{\mathbf{i}}_{ref}^c - \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^c \\ \tilde{\mathbf{u}}_{dq}^c &= k_i \tilde{\mathbf{x}}_{ci}^c + k_p (\tilde{\mathbf{i}}_{ref}^c - \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^c) \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{u}_d^r \\ \tilde{u}_q^r \end{bmatrix} = \mathbf{T}^{-1}(\Delta\delta) \left\{ \begin{bmatrix} -U_q^c \\ U_d^c \end{bmatrix} \tilde{\delta} + \begin{bmatrix} \tilde{u}_d^c \\ \tilde{u}_q^c \end{bmatrix} \right\} \quad (20)$$

Visando representar o sistema em malha fechada por equações de espaço de estado, combinam-se as equações (13), (14), (16)-(20), onde as entradas do sistema passam a ser a corrente de referência e a tensão da rede no ponto de conexão, e como saída, a corrente do conversor. Assim, tem-se:

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{\mathbf{x}}}_{mf} &= \mathbf{A}_{mf} \tilde{\mathbf{x}}_{mf} + \mathbf{B}_{mf} \tilde{\mathbf{i}}_{ref}^c + \mathbf{F}_{mf} \tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C}_{mf} \tilde{\mathbf{x}}_{mf} \end{aligned} \quad (21)$$

onde o vetor de estados é $\tilde{\mathbf{x}}_{mf} = [i_{cd}^r, i_{cq}^r, i_{cdf}^r, i_{cqf}^r, v_d^r, v_q^r, x_{pll}^c, \delta, x_{cid}^c, x_{ciq}^c]^T$, e os vetores de entrada são $\tilde{\mathbf{i}}_{ref}^c = [\tilde{I}_{refd}^c, \tilde{I}_{refq}^c]^T$, $\tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r = [\tilde{v}_{dq}^r, \tilde{v}_{dq}^r]$.

Estas equações em espaço de estado podem ser representadas de forma equivalente por matrizes função de transferência, conforme (23), ou em diagrama de blocos, como mostra a Figura 3.

$$\tilde{\mathbf{i}}_{dq}^r = \mathbf{G}_{fc} \tilde{\mathbf{i}}_{ref}^c + \mathbf{Y}_t \tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r \quad (22)$$

onde:

$$\mathbf{G}_{fc} = \mathbf{C}_{mf} (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{mf})^{-1} \mathbf{B}_{mf} \quad (23)$$

$$\mathbf{Y}_t = \mathbf{C}_{mf} (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{mf})^{-1} \mathbf{F}_{mf} \quad (24)$$

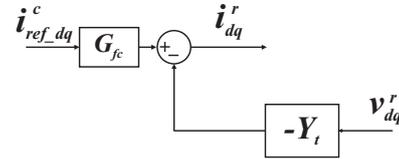


Figura 3: Representação em diagramas de blocos do conversor trifásico conectado à uma rede forte.

Uma vez que (15) não foi levada em consideração, tanto (21) como (23) representam a operação do conversor conectado à uma rede forte, incluindo o controlador de corrente e a ação do PLL.

Agora, visando estender a análise para rede fraca, vamos representar (15) no domínio da frequência, ou seja:

$$\tilde{\mathbf{v}}_{dq}^r = \mathbf{Z}_{rdq} \tilde{\mathbf{i}}_{dq}^r + \mathbf{G}_{rdq} \tilde{\mathbf{v}}_{rdq}^r \quad (25)$$

onde:

$$\mathbf{Z}_{rdq} = \mathbf{C}_{2dq} (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{2dq})^{-1} \mathbf{B}_{2dq} \quad (26)$$

$$\mathbf{G}_{rdq} = \mathbf{C}_{2dq} (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{2dq})^{-1} \mathbf{F}_{2dq} \quad (27)$$

Incluindo (26) na representação por diagrama de blocos, o sistema passa a ser representado pela Figura 4, onde leva-se em consideração os parâmetros da rede. Para a análise da estabilidade, as seguintes hipóteses são feitas:

- A rede vista do ponto de conexão é estável sem a presença do conversor de geração;
- O conversor de geração é estável, se conectado diretamente à uma fonte de tensão ideal.

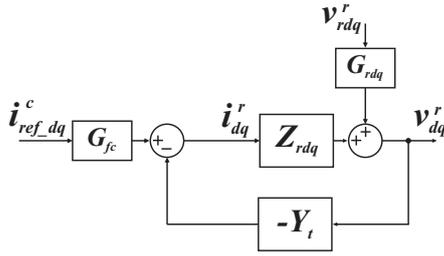


Figura 4: Representação em diagramas de blocos do conversor trifásico conectado a uma rede fraca.

Por se tratar de um sistema MIMO com realimentação negativa e *return ratio* igual a $-\mathbf{Y}_t \mathbf{Z}_{rdq}$, a estabilidade da conexão do conversor com uma rede fraca pode ser investigada utilizando o critério generalizado de Nyquist (GNC), que está descrito em Maciejowski (1989).

Visando analisar a influência do PLL na estabilidade da conexão do conversor em rede fraca, os três casos enumerados abaixo foram avaliados, utilizando os parâmetros do conversor mostrados na Tabela 1.

- C1: SCR=1, $I_{refd} = 100A$, $k_{pPLL} = 3, 1$;
- C2: SCR=3,3, $I_{refd} = 100A$, $k_{pPLL} = 13, 9$;
- C3: SCR=3,3, $I_{refd} = 150A$, $k_{pPLL} = 8, 3$;

Os lugares característicos dos autovalores para os 3 casos (C1,C2,C3) estão mostrados nas Figuras 4 (a), (b) e (c), respectivamente. Para se realizar uma comparação entre eles, foram escolhidos pontos próximos ao limite de instabilidade (ponto $-1+j0$), onde um aumento de um décimo no ganho de k_{p_PLL} tornará o sistema instável. Ao analisar as Figuras 4 (a) e (b), verifica-se que o ganho do PLL possui maior influência em redes fracas, sendo necessário diminuir a sua banda passante para que o sistema mantenha-se estável nas mesmas condições do conversor trifásico, mas para um menor SCR no ponto de conexão. Agora, comparando-se as Figuras 4 (b) e (c) verifica-se que para uma maior corrente de referência de geração, e com o mesmo SCR, o ganho do PLL também deve ser reduzido para que a conexão do conversor com a rede mantenha-se estável. Neste caso, os parâmetros do PLL influenciam diretamente na estabilidade dos conversores conectados à rede, e devem ser bem projetados para que não torne o sistema instável em diferentes condições do ponto de conexão.

Para validar a predição da estabilidade do sistema considerando a dinâmica do PLL e do controlador de corrente, bem como, confirmar as conclusões realizadas a partir do lugar característico

Tabela 1: Parâmetros do sistema analisado

Símb.	Parâmetro	Valor
P_c	Potência conversor	100 kW
V_r	Tensão de linha da rede	380 V
f_r	Frequência da rede	60 Hz
V_{cc}	Tensão barramento CC	800 V
L_c	Indutância do conversor	0.5 mH
R_c	Resistência parasita	0.1 Ω
L_r	Indutância da rede	0 - 4 mH
R_r	Resistência parasita	0.1 Ω
C_r	Capacitância rede	5 μF
k_p	Ganho prop. corrente	0,005
k_i	Ganho int. corrente	0,15

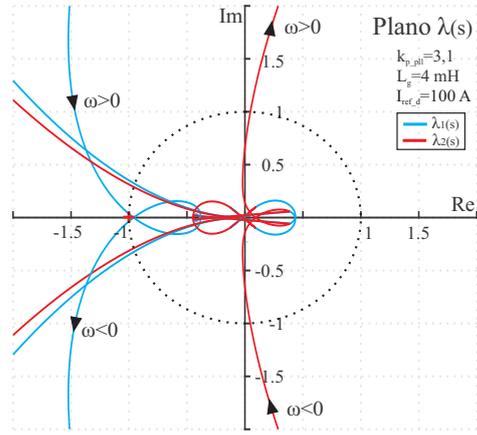
dos autovalores de $\mathbf{Y}_t \mathbf{Z}_{rdq}$, na próxima seção serão obtidos resultados de simulação.

3 Resultados em hardware-in-the-loop

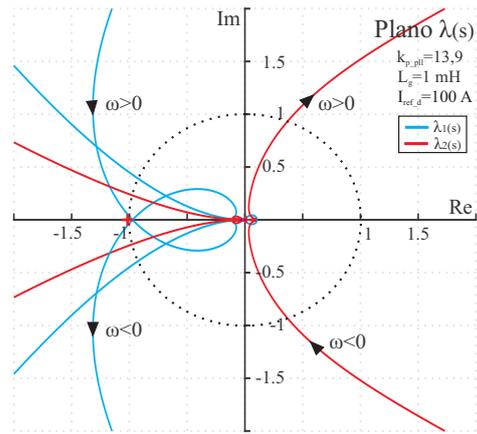
Esta seção visa validar a análise da estabilidade do conversor trifásico conectado a uma rede fraca, considerando a dinâmica do PLL e do controlador de corrente. Os resultados de simulação no domínio do tempo são obtidos no Typhoon HIL, onde a malha de controle e PLL foram implementados em um bloco de linguagem C. Os parâmetros do conversor e da rede são os mesmos apresentados na Tabela 1.

Para realizar a comparação entre os resultados teóricos e de simulação, os mesmos 3 casos anteriores foram utilizados, cujo resultados estão mostrados na Figura 5. Entretanto, em cada caso, o ganho do PLL foi variado em torno do valor crítico de estabilidade obtido teoricamente. No caso C1, modificou-se o ganho k_{p_pll} de 3,1 para 3,2. No segundo (C2), os ganhos de k_{p_pll} foram variados de 13,6 para 14. Já, para o último caso (C3), variou-se k_{p_pll} de 8,2 para 8,4. Nos três casos, o sistema é estável para o primeiro ganho, e instável para o segundo.

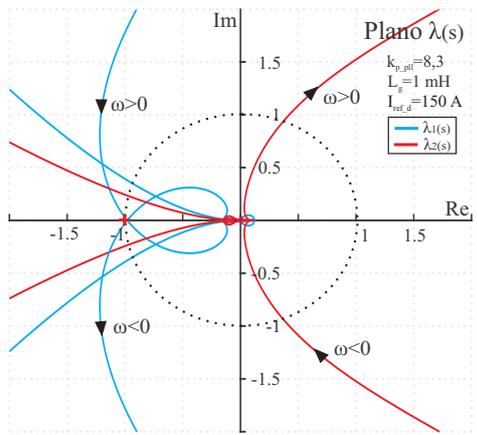
Estes resultados mostram uma forte correlação com os resultados teóricos, visto que a região de instabilidade prevista pela análise teórica é praticamente a mesma prevista pelos resultados de simulação no domínio do tempo. Desta maneira, percebe-se que o ganho do PLL tem influência direta na estabilidade do sistema. Quanto mais fraca é a rede elétrica (menor SCR), menor deve ser o ganho do PLL para que o sistema seja estável. Os ganhos do PLL devem ser projetados para a corrente nominal do sistema, pois percebeu-se que a corrente de referência também tem influência negativa na estabilidade, ou seja, o aumento da corrente processada pelo conversor faz com que possíveis oscilações apareçam devido a realimentação malha de controle do PLL.



(a) Caso C1



(b) Caso C2

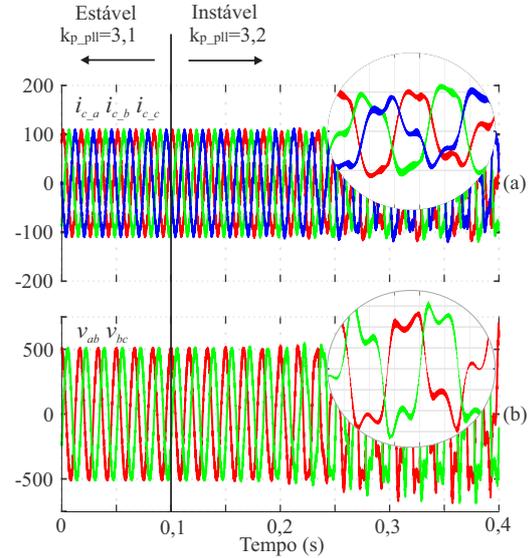


(c) Caso C3

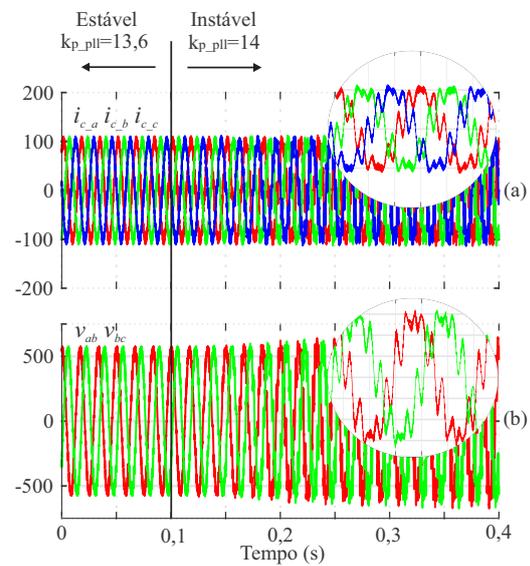
Figura 5: Lugar característico dos autovalores de $\mathbf{Y}_t \mathbf{Z}_{rdq}$.

4 Conclusões

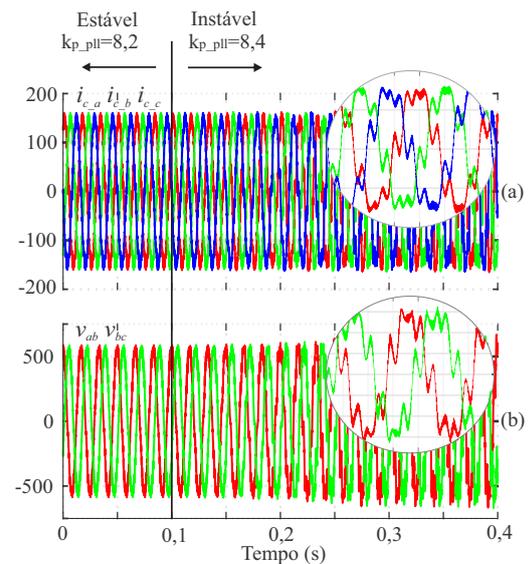
Este artigo realizou a análise da influência do PLL sobre a estabilidade de VSC trifásicos conectados à rede elétrica. Representando o sistema em equações de espaço em eixos síncronos dq com a tensão de *back ground voltage*, dividiu-se o modelo do sistema em duas partes: primeiro, modelou-se o conversor conectado à uma rede ideal e, depois, modelou-se a rede elétrica. Devido ao fato do sistema de sincronismo ser não linear, realizou-se a linearização por pequenos sinais do sistema. A



(a) Caso C1



(b) Caso C2



(c) Caso C3

Figura 6: Simulação em HIL de um conversor trifásico com filtro L conectado à rede fraca. Na parte superior as três correntes do inversor e na parte inferior as duas tensões de linha no PCC.

interconexão entre os dois modelos foi realizado em matrizes função de transferência e representado na forma de digrama de blocos. A análise do sistema através do Critério Generalizado de Nyquist (GNC), sobre o modelo obtido em matrizes função de transferência, mostrou e foi capaz de prever a influência do sistema de sincronismo na estabilidade de conversores conectados à rede. Resultados de simulação no domínio do tempo foram obtidos, através de um Hardware-in-the-Loop (HIL), apresentando uma forte correlação com a análise matemática no domínio da frequência.

Agradecimentos

Os autores agradecem a CAPES e ao CNPQ pelo apoio financeiro desta pesquisa.

Referências

- Blaabjerg, F., Teodorescu, R., Liserre, M. and Timbus, A. V. (2006). Overview of control and grid synchronization for distributed power generation systems, *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **53**(5): 1398–1409.
- Chung, S.-K. (2000). A phase tracking system for three phase utility interface inverters, *IEEE Transactions on Power Electronics* **15**(3): 431–438.
- Céspedes, M. and Sun, J. (2011). Modeling and mitigation of harmonic resonance between wind turbines and the grid, *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pp. 2109–2116.
- Maciejowski, J. M. (1989). *Multivariable Feedback Design*, Addison-Wesley.
- Sun, J. (2011). Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters, *IEEE Transactions on Power Electronics* **26**(11): 3075–3078.
- Wang, J., Yao, J., Hu, H., Xing, Y., He, X. and Sun, K. (2016). Impedance-based stability analysis of single-phase inverter connected to weak grid with voltage feed-forward control, *2016 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, pp. 2182–2186.
- Wang, X., Harnefors, L. and Blaabjerg, F. (2018). Unified impedance model of grid-connected voltage-source converters, *IEEE Transactions on Power Electronics* **33**(2): 1775–1787.
- Wen, B., Boroyevich, D., Burgos, R., Mattavelli, P. and Shen, Z. (2016). Analysis of d-q small-signal impedance of grid-tied inverters, *IEEE Transactions on Power Electronics* **31**(1): 675–687.
- Zhang, C., Cai, X., Rygg, A. and Molinas, M. (2017). Sequence domain siso equivalent models of a grid-tied voltage source converter system for small-signal stability analysis, *IEEE Transactions on Energy Conversion* **PP**(99): 1–1.
- Zhang, C., Wang, X. and Blaabjerg, F. (2015). Analysis of phase-locked loop influence on the stability of single-phase grid-connected inverter, *2015 IEEE 6th International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG)*, pp. 1–8.