

ANÁLISE DA OPERAÇÃO DE SISTEMAS FOTOVOLTAICOS DURANTE AFUNDAMENTOS DESEQUILIBRADOS DE TENSÃO

Edmar Ferreira Cota¹ – edmar.elt@gmail.com

Allan Fagner Cupertino^{1,2} – allan.cupertino@yahoo.com.br

Heverton Augusto Pereira^{1,2} – heverton.pereira@ufv.br

¹ Gerência de Especialistas em Sistemas Elétricos de Potência, Universidade Federal de Viçosa, Av. P.H. Rolfs s/nº, 36570-000, Viçosa, MG, Brasil

² Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Av. Antônio Carlos 6627, 31270-901, Belo Horizonte, MG, Brasil

Resumo. Este trabalho apresenta a comparação entre duas estratégias de controle da tensão do barramento CC em um painel solar conectado à rede elétrica através de um conversor. Uma das estratégias de controle leva em consideração as correntes de sequência negativa fornecidas a rede perante distúrbios na mesma, enquanto a outra é mais convencional e não considera essas correntes. Os resultados foram feitos para afundamentos desequilibrados na rede elétrica e sombreamentos em painéis solares.

Palavras-chave: Afundamentos desequilibrados, Sistemas de geração distribuída, Sistemas fotovoltaicos.

1. INTRODUÇÃO

O Brasil vive um momento ímpar na diversificação de sua matriz energética. Com a entrada em vigor da Resolução Normativa 482 da ANEEL as distribuidoras estão adequando seus sistemas para tratar do acesso de microgeração distribuída com potência instalada menor ou igual a 100 kW e que utilize fontes com base em energia hidráulica, solar, eólica, biomassa ou cogeração qualificada, conectada na rede de distribuição por meio de instalações de unidades consumidoras (ANEEL, 2012).

A produção de energia através da fonte solar tem ganhando maturidade em todo o mundo. De acordo com estudos realizados pela EPIA, a geração de energia fotovoltaica tende a crescer ainda mais nos próximos anos. Em todo o mundo, há cerca de 102GW de capacidade fotovoltaica instalada, sendo que 31,1 GW instalados em 2012 (EPIA, 2013).

Com a entrada da geração fotovoltaica na baixa tensão, questões relacionadas ao perfil de tensão devem ser levadas em consideração, principalmente devido a existência de inversores que não podem operar ilhados, mas podem operar em redes desequilibradas. Atualmente, os afundamentos de tensão têm sido um dos mais frequentes problemas, responsáveis pela degradação da qualidade da energia elétrica fornecida aos consumidores. Os afundamentos de tensão têm sua origem, principalmente, em descargas atmosféricas, manobras de chaveamento e curtos-circuitos. Estes distúrbios provocam o mau funcionamento de circuitos eletrônicos e a parada indesejada de processos, provocando prejuízos elevados (de Oliveira, Starling, Silva, & Filho, 2012). A Fig. 1 mostra os tipos de afundamentos e com que percentagem eles foram observados em cada fase do sistema de distribuição da concessionária CEMIG.

Este trabalho foi estruturado com a apresentação da modelagem do sistema para afundamentos desequilibrados na seção 2, onde são apresentados também os modelos de MPPT e painel solar utilizado. Na seção 3 são apresentados resultados para sombreamentos em painéis solares, afundamentos monofásicos e bifásicos, comparando a estrutura proposta com a uma estrutura tradicional PI (de Souza, Cupertino, Carlette, de Oliveira, & Pereira, 2013). E na seção 4 são apresentadas as principais conclusões deste trabalho.

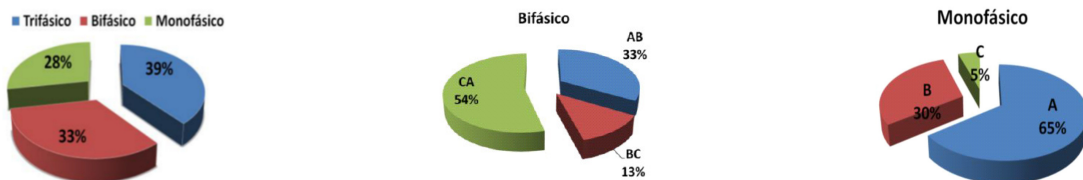


Figura 1 - Tipos de afundamentos e percentagem que eles ocorrem em cada fase do sistema (de Oliveira, Starling, Silva, & Filho, 2012).

2. MODELAGEM

2.1 Modelagem do Painel Solar e algoritmo de MPPT

Foi usado neste trabalho um painel fotovoltaico formado pela associação de células em série, cujo modelo é representado pela Fig. 2.

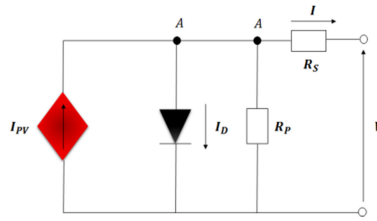


Figura 2 - Modelo do painel fotovoltaico.

As resistências em série (R_s) e em paralelo (R_p) representam a queda de tensão quando os portadores de carga migram do semicondutor para os contatos elétricos e a corrente de fuga do diodo, respectivamente. Além disso, V e I são a tensão e a corrente nos terminais do painel respectivamente. Ambas são relacionadas pela Eq. (1).

$$I = I_{PV} - I_D - \frac{V + IR_s}{R_p} = I_{PV} - I_0 \left(e^{\frac{V+IR_s}{aV_t}} - 1 \right) - \frac{V + IR_s}{R_p} \quad (1)$$

A variável I_{PV} é calculada por:

$$I_{PV} = (I_{PV_n} + K_i \Delta T) \frac{G}{G_n} \quad (2)$$

Onde I_{PV_n} é a corrente I_{PV} em condições nominais obtida pela Eq. (3). A variável ΔT é obtida pela diferença entre a temperatura do painel solar (T) e a temperatura nominal do mesmo (T_n). G é a irradiação solar incidente e G_n a referência de irradiação. A variável K_i é o coeficiente de temperatura da corrente de curto circuito.

$$I_{PV_n} = \frac{R_p + R_s}{R_p} I_{sc_n} \quad (3)$$

A corrente de fuga do diodo (I_0) é:

$$I_0 = \frac{I_{sc_n} + K_i \Delta T}{e^{\left(\frac{(V_{oc_n} + K_v \Delta T) / a V_t}{a V_t} \right)} - 1} \quad (4)$$

I_{sc_n} é a corrente de curto-circuito nominal, V_{oc_n} é a tensão de circuito aberto nominal e K_v é o coeficiente de temperatura da tensão de circuito aberto. A variável a indica o fator de idealidade do diodo, contida no intervalo $1 \leq a \leq 1,5$. A tensão térmica do painel (V_t) com N_s células conectadas em série é calculada pela Eq. (5), sendo que a variável e a carga do elétron, enquanto k representa a constante de Boltzmann.

$$V_t = \frac{N_s k T}{e} \quad (5)$$

O ajuste dos valores de R_s e R_p é realizado por meio de um algoritmo iterativo proposto por (Villalva, Gazoli, & Filho, 2009).

Além disso, foi utilizado para o painel o seguidor do ponto de máxima potência, conhecido como MPPT, que consiste em um algoritmo que busca manter o painel entregando a máxima potência possível ao sistema, mesmo com variações de temperatura ou dos níveis de irradiação. Foi usado um o algoritmo de condutância incremental, pois dentre as técnicas baseadas no princípio da perturbação e observação, este é o que garante uma melhor resposta às variações de irradiação. O modo operacional deste algoritmo sustenta-se no fato de que o único ponto em que a derivada da curva de potência assume o valor nulo é exatamente o ponto de máxima potência.

2.2 Equações dinâmicas para o lado CA do conversor com a rede desequilibrada

Para a modelagem do sistema considera-se que a representação esquemática do conversor CC/CA conectado a rede mostrado na Fig. 3, onde o filtro na saída do inversor é um filtro passa-baixas LCL. Segundo esse diagrama é possível obter a Eq. (6), onde L e R são a indutância e a resistência equivalente entre o filtro e rede, i_a é a corrente na fase a , v_{conv} é a tensão na saída do conversor e $v_{pcc,a}$ é a tensão no ponto de conexão comum entre o conversor e a rede.

A mesma equação pode ser usada para as fases *b* e *c*, usando para essas fases suas componentes. Uma observação é que na Eq. (6) os harmônicos gerados pelo conversor são desconsiderados, sendo levado em conta somente a componente fundamental na frequência da rede. Para essa frequência a impedância dos capacitores do filtro foram desprezadas.

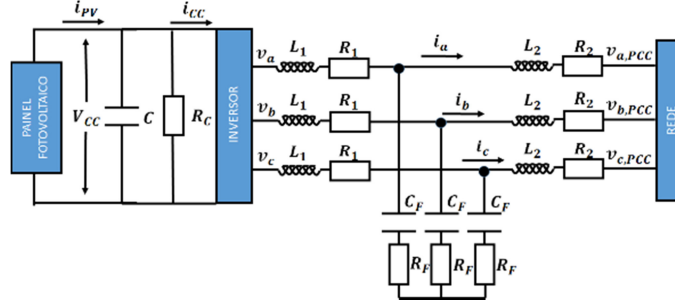


Figura 3 – Topologia de conexão do modelo fotovoltaico a rede.

$$L \frac{di_a}{dt} = -Ri_a + v_{conv} - v_{pcc,a} \quad (6)$$

Multiplicando a equação da fase *a* por $\frac{2}{3}e^{j0}$, fase *b* por $\frac{2}{3}e^{j\frac{2\pi}{3}}$ e fase *c* por $\frac{2}{3}e^{j\frac{4\pi}{3}}$, além de escrever os fasores espaciais resultantes em componentes $\alpha\beta$, consegue-se a Eq. (7).

$$L \frac{d\vec{i}_{\alpha\beta}}{dt} = -R\vec{i}_{\alpha\beta} + \vec{v}_{conv,\alpha\beta} - \vec{v}_{pcc,\alpha\beta} \quad (7)$$

No presente trabalho as tensões na rede estão desequilibradas e sem componente de sequência zero. Utilizando a Transformada de *Clark-Park* nessas tensões é possível escrever o fasor espacial da tensão no ponto de conexão comum em coordenadas *dq*, sendo que esse fasor espacial possuirá uma componente de sequência positiva e outra de sequência negativa. O mesmo processo pode-se aplicar a corrente que flui do conversor para rede e para a tensão na saída do conversor. O resultado é o mostrado na Eq. (8), onde os índices com + são termos de sequência positiva e com – de sequência negativa.

$$\begin{cases} \vec{v}_{pcc,\alpha\beta} = (e^{j\omega t})\vec{v}_{pcc,dq}^+ + (e^{-j\omega t})\vec{v}_{pcc,dq}^- \\ \vec{i}_{\alpha\beta} = (e^{j\omega t})\vec{i}_{dq}^+ + (e^{-j\omega t})\vec{i}_{dq}^- \\ \vec{v}_{conv,\alpha\beta} = (e^{j\omega t})\vec{v}_{conv,dq}^+ + (e^{-j\omega t})\vec{v}_{conv,dq}^- \end{cases} \quad (8)$$

Substituindo assim os termos obtidos da Eq. (8) na Eq. (7), expandindo as derivadas e multiplicando todos os termos por $e^{j\omega t}$, se obtém a Eq. (9).

$$\left\{ L \frac{d\vec{i}_{dq}^-}{dt} + L(e^{j2\omega t}) \frac{d\vec{i}_{dq}^+}{dt} = A + B(e^{j2\omega t}) \right. \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \text{Sendo: } A &= j\omega_1 L \vec{i}_{dq}^- - R \vec{i}_{dq}^- + \vec{v}_{conv,dq}^- - \vec{v}_{pcc,dq}^-; \\ B &= -j\omega_1 L \vec{i}_{dq}^+ - R \vec{i}_{dq}^+ + \vec{v}_{conv,dq}^+ - \vec{v}_{pcc,dq}^+. \end{aligned}$$

Assim os termos de sequência negativa se tornaram variáveis estacionárias, enquanto que as componentes de sequência positiva ficam multiplicadas por termos $e^{j2\omega t}$, ou seja, oscilam em uma frequência igual a 2ω . Filtrando as componentes de sequência positiva com um filtro corta-faixa com banda média em 2ω , consegue-se separar as componentes de sequência negativa na Eq. (10).

Pode-se fazer o mesmo processo para as componentes de sequência positiva, contudo multiplicando por $e^{-j\omega t}$ todos os termos da Eq. (7) já substituídos com os valores da Eq. (8). Assim será os termos de sequência positiva que se tornam estacionários e os de sequência negativa ficam multiplicadas por termos $e^{-j2\omega t}$, oscilando em uma frequência igual a 2ω . Fazendo o mesmo processo de filtragem, só que agora para eliminar as componentes de sequência negativa, consegue-se obter um sistema apenas com variáveis de sequência positiva. Esse sistema é idêntico a Eq. (10), contudo os termos são para sequência positiva e os termos $\omega \vec{i}_q^+$ e $\omega \vec{i}_d^+$ possuem sinais inversos se comparados com $\omega \vec{i}_q^-$ e $\omega \vec{i}_d^-$ respectivamente.

$$\begin{cases} \frac{d\vec{i}_d^-}{dt} = \left(\frac{-R}{L}\right) \vec{i}_d^- - \omega \vec{i}_q^- + \left(\frac{1}{L}\right) \vec{v}_{conv,d}^- - \left(\frac{1}{L}\right) \vec{v}_{pcc,d}^- \\ \frac{d\vec{i}_q^-}{dt} = \left(\frac{-R}{L}\right) \vec{i}_q^- + \omega \vec{i}_d^- + \left(\frac{1}{L}\right) \vec{v}_{conv,q}^- - \left(\frac{1}{L}\right) \vec{v}_{pcc,q}^- \end{cases} \quad (10)$$

O circuito para detecção de fase das componentes de sequência positiva e negativa da tensão do ponto de conexão comum foi o DSOGI-PLL. Nesse PLL é usado um *Second Order Generalized Integrator* (SOGI) que filtra e gera sinais em quadratura. Os sinais de quadratura determinados pelo SOGI são usados para determinar as componentes de sequência positiva e negativa no referencial $\alpha\beta$. (Rodriguez & et, 2007).

Como técnica de modulação foi utilizada a modulação SVPWM que proporciona um ganho de 15 % na componente fundamental da tensão máxima de saída em relação ao esquema de modulação SPWM (Mohan, Undeland, & Robbins, 1995).

2.3 Controle das correntes de sequência positiva e negativa de eixo direto e quadratura

Com a análise da Eq. (10) percebe-se que existe um acoplamento entre as correntes de eixo de direto e quadratura para as equações de sequência negativa dadas pelos fatores $\omega\vec{i}_q^-$ e $\omega\vec{i}_d^-$, sendo que ocorre o mesmo para a sequência positiva através dos fatores $\omega\vec{i}_q^+$ e $\omega\vec{i}_d^+$. Não considerando os harmônicos gerados pelo conversor, tem-se que a tensão na saída do conversor depende dos índices de modulação do mesmo.

Trabalhando assim primeiramente com os termos de sequência negativa, por (Buso & Mattavelli, 2006), (Mohan, Undeland, & Robbins, 1995), (Yazdani & Iravani, 2010) é mostrado na Eq. (11) a dependência da tensão de saída do conversor com os índices de modulação em dq . Assim por meio de m_d^- e m_q^- é possível fazer o desacoplamento entre as correntes e compensar os efeitos na corrente devido a tensão no ponto de conexão comum, fazendo com que o controle seja mais robusto a desequilíbrios na rede. Ainda na Eq. (11) são determinados os valores dos índices de modulação em dq , em que o termo $\frac{\sqrt{3}}{V_{cc}}$ normaliza os índices de modulação, além de que u_d^- e u_q^- se tornam as novas variáveis de controle.

$$\begin{cases} \vec{v}_{conv,d}^- = \frac{V_{cc}}{\sqrt{3}} m_d^- = \frac{V_{cc} \sqrt{3}}{\sqrt{3} V_{cc}} (u_d^- + \omega L i_q^- + v_{pcc,d}^-) = u_d^- + \omega L i_q^- + v_{pcc,d}^- \\ \vec{v}_{conv,q}^- = \frac{V_{cc}}{\sqrt{3}} m_q^- = \frac{V_{cc} \sqrt{3}}{\sqrt{3} V_{cc}} (u_q^- - \omega L i_d^- + v_{pcc,q}^-) = u_q^- - \omega L i_d^- + v_{pcc,q}^- \end{cases} \quad (11)$$

Substituindo a Eq. (11) na Eq. (10) é possível fazer o controle da corrente de sequência negativa em dq . A Fig. 4 mostra esse controle. Nesse controle os valores de u_d^- e u_q^- são obtidos na saída no controlador PI e as correntes \vec{i}_q^- e \vec{i}_d^- para desacoplamento passam por um filtro corta-faixas centrado em 2ω , em que filtra as componentes de sequência positiva, uma vez que o fasor espacial da corrente de sequência positiva gira no sentido inverso do fasor espacial da corrente de sequência negativa e portanto tem uma frequência angular de 2ω , como pode ser observado na Eq. (9).

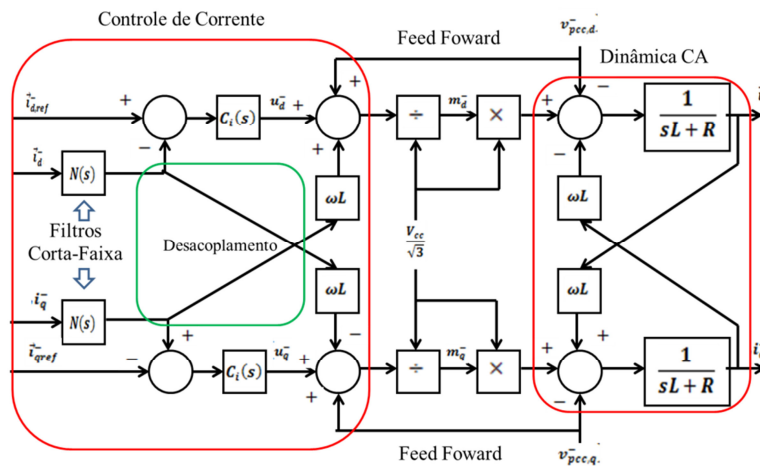


Figura 4 – Controle da corrente de sequência negativa de eixo direto e quadratura.

A mesma técnica de controle pode ser aplicada para o controle da corrente de sequência positiva em dq , com as diferenças de que como na dinâmica CA para sequência negativa $\omega\vec{i}_q^-$ e $\omega\vec{i}_d^-$ possuem sinais inversos de $\omega\vec{i}_q^+$ e $\omega\vec{i}_d^+$, logo os sinais das variáveis de desacoplamento se alteram.

Para o projeto do compensador, o mesmo pode ser idêntico para o controle de \vec{i}_q^+ , \vec{i}_d^+ , \vec{i}_q^- e \vec{i}_d^- . Na Fig. 10 é mostrado o diagrama simplificado para controle de \vec{i}_d^- , sendo o compensador um PI com ganho proporcional k_p e ganho integral k_i . A função de transferência em malha aberta do sistema é dada pela Eq. (12) e nota-se que o polo do sistema fica perto da origem, devido ao baixo valor da resistência na saída do conversor. Isso implica que a amplitude e a fase da planta diminuem desde frequências mais baixas, prejudicando a dinâmica do controlador, para isso é necessário cancelar o polo da planta com seu zero, fazendo $s = k_i/k_p$.

Além disso, na Eq. (13) é mostrado a função de malha fechada de 1ª ordem com constante de tempo $\tau = L/k_p$. Logo utilizando o valor de τ e tendo a relação $k_i/k_p = R/L$ para cancelar o polo como zero de malha aberta, os ganhos k_i e k_p são dados por L/τ e R/τ respectivamente.

Na prática o valor de $1/\tau$ é adotado como no máximo 10 vezes menor que a frequência de chaveamento, para garantir uma resposta rápida da planta e uma boa filtragem do sinal de corrente (Yazdani & Iravani, 2010). Além disso, como dito anteriormente o controle para as outras variáveis \bar{i}_d^+ , \bar{i}_q^+ e \bar{i}_q^- é idêntico.

$$F(s)_{ma} = \frac{k_p s + k_i/k_p}{Ls \ s + R/L} \quad (12)$$

$$F(s)_{mf} = \frac{\bar{i}_d^-}{\bar{i}_{dref}^-} = \frac{1}{1 + \tau s} \quad (13)$$

2.4 Filtro corta-faixa

A função de transferência do filtro corta-faixa utilizado para filtrar as componentes de sequência positiva para a malha de controle das correntes negativas e filtrar as correntes de sequência negativa para a malha de controle das correntes positivas é dada pela seguinte expressão.

$$N(s) = k \frac{s^2 + \omega_o^2}{s^2 + s\beta + \omega_o^2} \quad (14)$$

Sendo k o ganho CC do filtro, ω_o a frequência central da banda rejeitada e β a banda de passagem. A frequência central do filtro foi direcionada para o valor de 2ω das componentes de sequência positiva e negativa que devem ser filtradas, enquanto β determina a seletividade do filtro. Mais detalhes em (Machado de Almeida, 2011).

2.5 Controle de Tensão no barramento CC sem Correntes Desequilibradas

Sabe-se que a equação dinâmica da tensão no barramento CC é dada pela Eq. (15), onde C é a capacitância do barramento CC, V_{bus} é a tensão no barramento CC, i_{ps} é a corrente que sai do painel solar e i_{conv} é a corrente que vai para o conversor. Ainda na Eq. (15) é mostrado a mesma equação dinâmica aplicando-se a transformada de Laplace. Considerando que as perdas no conversor em regime permanente são pequenas, tensão sem desequilíbrio na saída do conversor e a componente de quadratura nula, é possível ainda obter a Eq. (16) (Venício de Sousa, 2007), que associa a tensão de referência do barramento CC (V_{bus}^*) com a tensão e corrente de eixo direto do lado CA do conversor (V_d e i_d).

$$\begin{cases} C \frac{dV_{bus}}{dt} = i_{ps} - i_{conv} \\ CsV_{bus}(s) = i_{ps}(s) - i_{conv}(s) \end{cases} \quad (15)$$

$$V_{bus}^* i_{conv} = \frac{3}{2} \frac{V_d}{i_d} \quad (16)$$

Considerando ainda que a malha de controle da corrente é muito mais rápida que a de tensão no barramento CC e que a corrente i_{ps} que não pode ser controlada for desprezada, a dinâmica do barramento CC pode ser simplificada para o esquema da Fig. 5. Em que $G = \frac{3}{2} \frac{V_d}{V_{bus}^*}$.

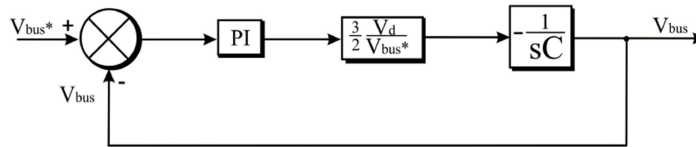


Figura 5 – Controle de tensão do barramento CC.

A função de transferência de malha fechada da Fig. 5 é dada pela Eq. (17), em que k_p e k_i são o ganho proporcional e integral do controlador PI.

$$\frac{V_{bus}}{V_{bus}^*} = \frac{k_p s + k_i G}{Cs^2 + k_p Gs + k_i G} \quad (17)$$

Igualando-se as raízes do denominador da função de transferência da Eq. (17) com uma equação do primeiro grau com raízes reais, garante-se que a resposta da malha de tensão do barramento CC terá uma resposta com baixo sobressinal. Deste modo, sendo f_1 e f_2 as frequências de polo desejadas, podem ser os valores do controlador obtidos pela Eq. (18).

$$\begin{cases} k_p = \frac{2\pi}{G}(f_1 + f_2)C \\ k_p = \frac{4\pi^2}{G}f_1f_2C \end{cases} \quad (18)$$

2.6 Controle de Tensão no barramento CC para Correntes Desequilibradas

O fluxo de potência fornecido pelos painéis solares é utilizado para carga do capacitor de barramento CC, para suprir as perdas desse mesmo capacitor e fornecer energia para rede através do conversor. Considerando que a potência instantânea na entrada do conversor é igual a de saída (perdas no conversor pequenas), tem-se que essa potência possui uma componente devido as grandezas de sequência positiva, uma componente devido as grandezas de sequência negativa e parcelas de potências oscilantes a 2 vezes a frequência da rede devido a interação entre as grandezas de sequência positiva e negativa. Considerando apenas o valor médio da potência na saída do conversor, podem-se desprezar as componentes oscilantes, obtendo a Eq. (19).

$$\frac{dV_{cc}^2}{dt} = \frac{2}{C} \left(P_{PS} - \frac{V_{cc}^2}{R_p} - \bar{p}_t^+ - \bar{p}_t^- \right) \quad (19)$$

Em que V_{cc} é a tensão no barramento CC, C é a capacitância no barramento CC, P_{PS} é a potência do painel solar, R_p é a resistência que simboliza as perdas do capacitor \bar{p}_t^+ é a potência fornecida a rede devido as componentes de sequência positiva e \bar{p}_t^- é a potência fornecida a rede devido as componentes de sequência negativa.

Linearizando a Eq. (19), obtém-se uma parcela em regime permanente e uma parcela devido as pequenas perturbações. Trabalhando com essa última parcela e aplicando-se a transformada de Laplace, é possível obter a Eq. (20).

$$\begin{cases} \frac{\Delta V_{cc}^2(s)}{\Delta i_d^+(s)} = -\frac{3v_{pcc,d}^+}{C_{eq}} \frac{1 + s\tau_v}{s} \\ \tau_v = \frac{2}{3} \frac{LP_{PS}}{v_{pcc,d}^+{}^2} \end{cases} \quad (20)$$

De posse da equação dinâmica do barramento CC e acrescentando um controlador de tensão a malha externa do controle de corrente, pode-se fazer o controle da tensão do próprio barramento como mostrado na Fig. 6.

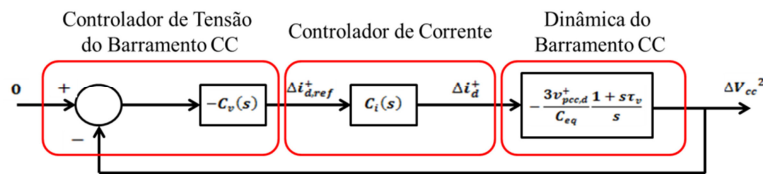


Figura 6 – Controle de tensão do barramento CC.

O compensador mostrado na Fig. 6 é dado pela Eq. (21) e o mesmo se encontra com sinal negativo na malha de controle para compensar o sinal negativo da dinâmica do barramento CC.

$$C_v(s) = \frac{C_{eq}}{3v_{pcc,d}^+} \frac{K_v(s)}{s} \quad (21)$$

Considerando-se que dinâmica da malha interna é suficientemente rápida, esta pode ser considerada um ganho unitário sem atraso de fase. Isto pode ser obtido alocando-se a frequência de corte da malha de tensão em um ponto inferior a um décimo da frequência de corte da malha interna. Para a primeira consideração de projeto basta fazer com que $K_v(s)$ seja igual ao quadrado frequência de corte da malha de controle de tensão. Outra observação é o valor o termo τ_v , que pode assumir valores negativos dependendo de P_{PS} . Assim o controlador deve ser projetado para o caso mais crítico, que é quando o conversor opera como retificador, consumindo potência nominal e fazendo com que o sistema tenha a menor margem de fase possível. Para solucionar esse fato utiliza-se um filtro em avanço de fase que garanta um valor para a mesma em torno de 45° na frequência de corte da malha de tensão (Machado de Almeida, 2011).

3. RESULTADOS

Os resultados deste trabalho foram divididos em três partes. Na primeira parte foram feitas variações na radiação implicando na variação da potência gerada pelo painel. Na segunda parte foram feitas afundamentos de tensão bifásicos na rede e na terceira e última parte afundamentos monofásicos na rede. Em todas as partes foram feitos comparativos entre a técnica de controle levando em conta o desequilíbrio da corrente, ou seja, os controles com correntes de sequência negativa, designada neste trabalho de “proposta”, com a técnica que não leva em conta esse desequilíbrio,

não possui os controles para as correntes de sequência negativa, denominada nesse trabalho por controle “convencional”.

3.1 Variação de radiação solar

Nessa primeira parte a radiação solar do painel foi variada nos instantes de 2s, 4s e 6s, fazendo com que a densidade de potência do painel caísse de 1000 W/m^2 para 800 W/m^2 , 600 W/m^2 e 400 W/m^2 respectivamente, como visto na Fig. 7. Ainda analisando essa figura, nota-se que o controle da tensão no barramento CC para ambos os controles, tanto o convencional como o proposto, agem de maneira semelhante, apresentando poucas diferenças e diminuindo a tensão a cada variação da densidade de potência do painel, sendo que essa queda de tensão ocorre pelo fato da corrente no painel ser constante.

Partindo para a Fig. 8, outra vez é possível visualizar uma ação muito semelhante entre os dois controles para as potências ativa e reativa injetadas na rede. No presente caso a cada diminuição da potência extraída do painel a potência real enviada à rede também diminuiu, enquanto que a potência reativa apresentava oscilações em torno de zero.

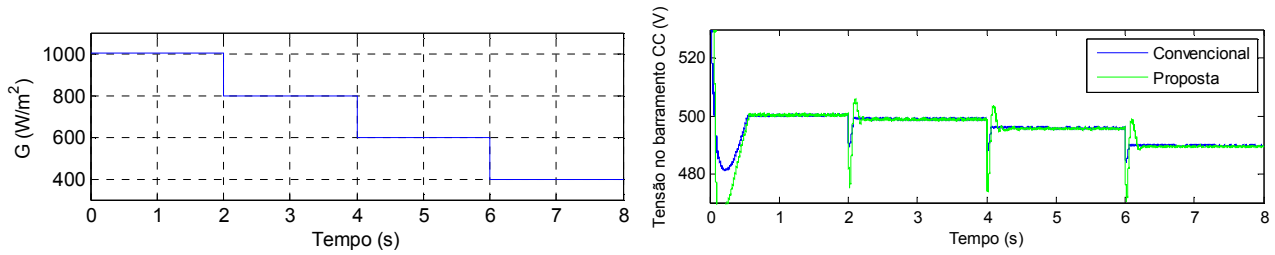


Figura 7 – Potência extraída do painel e tensão no barramento CC para sombreamentos.

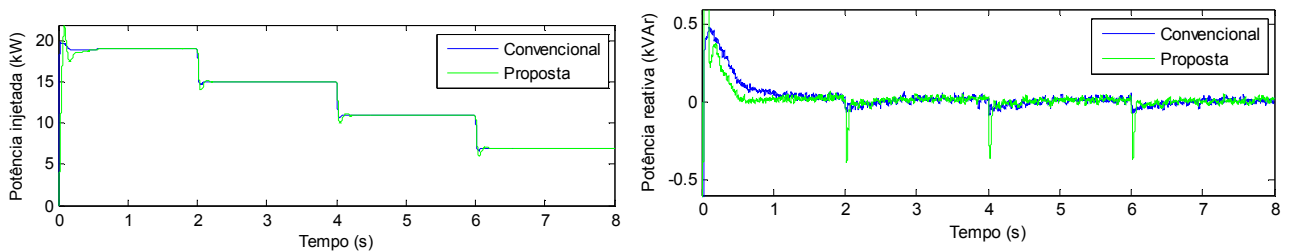


Figura 8 – Potência real e reativa para sombreamentos.

Logo não se nota grande diferença entre as duas técnicas de controle aqui, uma vez que a malha de controle para correntes de sequência negativa no modelo proposto não teve grande influência. Contudo ambos os controles conseguiram estabilizar a tensão no barramento CC, a potência real transmitida à rede e manter próxima de zero a potência reativa, durante a série de sombreamentos que se seguiu.

3.2 Afundamentos bifásicos

Para essa parte foram feitos afundamentos nas fases *a* e *b* da rede idênticos, sendo que entre 2,5s e 3s aconteceu um afundamento para 20% do valor nominal da tensão na rede, entre 3s a 4,5s o afundamento vai para 85%, de 4,5s a 5,5s o afundamento se torna 95%, normalizando todas as tensões na rede à partir de 5,5s. Isso pode ser visualizado na Fig. 9. Note que as formas de onda das fases *a* e *b* variam igualmente, enquanto que a fase *c* permanece constante.

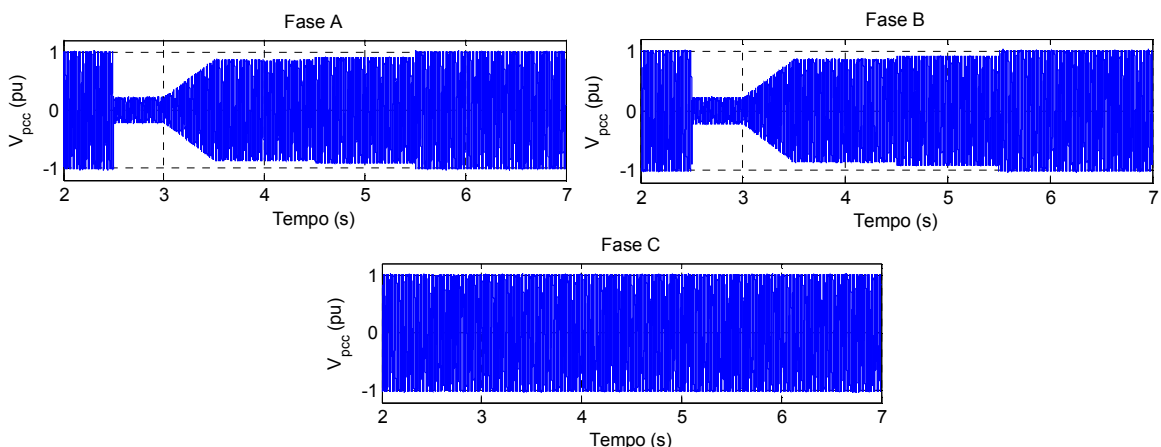


Figura 9 – Tensões na rede para afundamentos nas fases *a* e *b*.

Observando a Fig. 10 nota-se que a potência real injetada na rede sofre uma drástica queda durante o afundamento para 20%, mantendo-se em torno de 10kW e conseguindo se recuperar a medida que o afundamento se torna menor, apresentando uma última oscilação quando toda a rede volta a ser equilibrada. Uma observação que deve ser feita é que durante o afundamento mais abrupto para 20%, o controle proposto conseguiu manter a potência em um valor mais elevado do que o controle convencional. Já quanto a potência reativa, ambos controles a mantiveram próxima de do valor nulo, apresentando um rápido pico de aproximadamente 1 kVAr no início do afundamento para 20%.

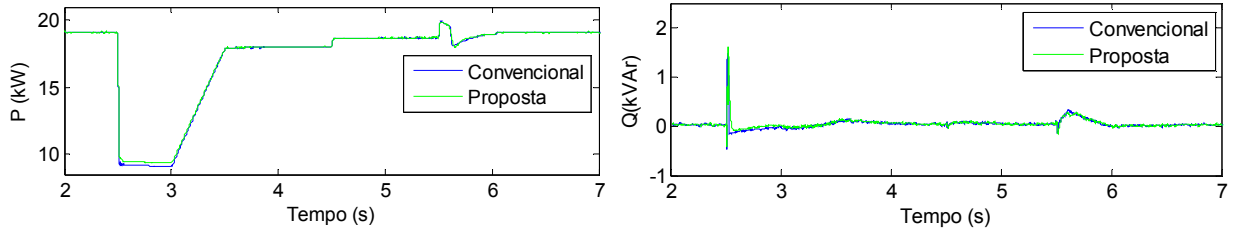


Figura 10 – Potência real e reativa para afundamentos bifásicos.

Já na Fig. 11 é mostrado o comportamento da tensão do barramento CC para ambos os controles. O que se vê é uma grande proximidade de ambos os controles, que aumentam a tensão do barramento durante o afundamento para 20%, pois durante esse intervalo o fluxo de corrente para rede aumenta devido ao desequilíbrio. Depois durante todo o intervalo de duração dos afundamentos para 85% e 95% o capacitor do barramento CC vai descarregando, baixando o valor de tensão. Depois que a rede volta ao normal o capacitor ainda continua a descarregar e a tensão do barramento chega até ser menor do que a tensão nominal, recuperando esse último valor por volta de 6s devido a atuação do MPPT.

Ainda fazendo a análise em cima da Fig. 11 é possível perceber o MPPT atuando durante todo o afundamento. Quando o afundamento para 20% ocorre, o MPPT tenta abaixar a tensão do barramento para tentar manter o fluxo de potência constante. Esse valor foca em torno de 450 V que é o ponto determinado pelo MPPT para que a potência máxima possa ser enviada a rede. Terminado os desequilíbrios entre as fases, como dito anteriormente o capacitor continua a descarregar. Uma vez que o valor da tensão no barramento CC se torna menor que o valor nominal, o MPPT começa a elevar seu sinal de tensão e quando o valor desse sinal cruza com o valor instantâneo da tensão no barramento, o MPPT junto com o controle de tensão, conseguem fazer com que a tensão volte ao seu valor nominal.

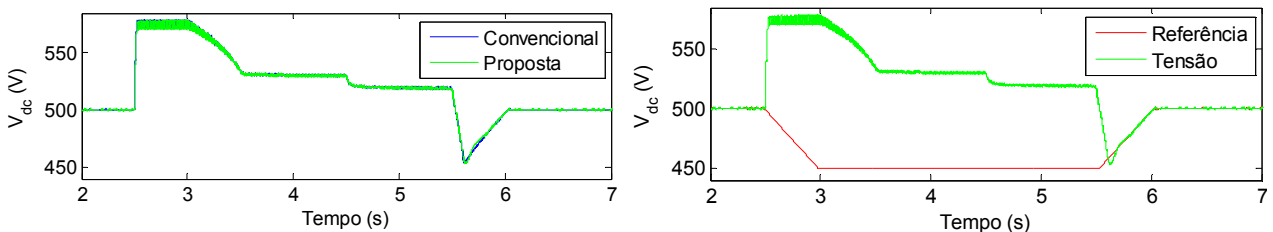


Figura 11 – Comparação da tensão no barramento CC para o modelo proposto e convencional, modelo proposto com a sua referência para afundamentos bifásicos.

A maior diferença entre os controles fica visível na Fig. 12, onde se consegue ver que as correntes de eixo direto e quadratura oscilam mais em amplitude no controle convencional do que no controle proposto. Essa observação é mais nítida durante o afundamento para 20%, onde o controle convencional apresenta oscilações maiores do que o proposto, sofrendo grande influência das correntes de sequência negativas geradas durante o desequilíbrio. É devido a esse fator, que na Fig. 10 a potência real do controle proposto decaiu menos do que o controle convencional como dito anteriormente.

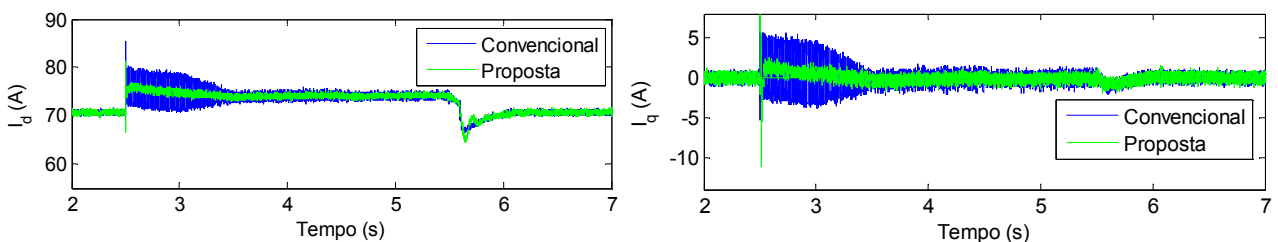


Figura 12– Corrente de eixo direto e quadratura para afundamentos bifásicos.

Uma análise complementar pode ser feita na Fig. 13 analisando as correntes de sequência negativa pelo controle proposto e convencional nesse trabalho. É visível que as correntes de sequência negativa tanto de eixo direto quanto a de quadratura permanecem próximas de zero durante todo o período de turbulência na rede, com a exceção de uma

rápida oscilação no início do afundamento para 20% que é abrupto para o controle proposto, enquanto que para o controle convencional as correntes de sequência negativa não estão próximas de zero durante o afundamento para 20%. Logo se percebe que a malha de controle para correntes de sequência negativa atua no modelo proposto.

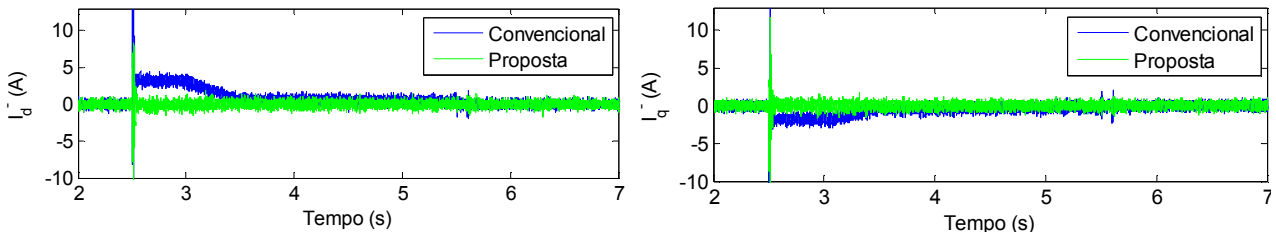


Figura 13– Corrente de eixo direto e quadratura de sequência negativa para afundamentos bifásicos.

3.3 Afundamentos monofásicos

Nessa última etapa foram feitos afundamentos de tensão na fase *a*, mantendo as fases *b* e *c* constantes. Os afundamentos feitos na fase *a* foram idênticos ao que essa mesma fase sofreu durante a segunda parte dos resultados, ou seja, dos afundamentos bifásicos. Assim entre 2,5s e 3s aconteceu um afundamento para 20% do valor nominal da tensão na rede, entre 3s a 4,5s o afundamento vai para 85%, de 4,5s a 5,5s o afundamento se torna 95%, normalizando a fase *a* a partir de 5,5s.

Observando o gráfico da Fig. 14 percebem-se semelhanças com a Fig. 10, porém o sistema consegue reagir melhor às faltas na rede. Por exemplo, para o afundamento para 20% a potência ativa fica em torno de 15 kW, enquanto que na falta bifásica ela tinha alcançado valores abaixo de 10 kW, sendo que em 5s a potência injetada na rede já está próxima de seu valor máximo, contra os 6s da falta bifásica. Além disso, novamente o controle pelo modelo proposto nesse trabalho consegue manter a potência em um valor superior ao do controle convencional durante o afundamento abrupto para 20%. Deve-se ainda observar que a potência reativa sempre permaneceu próxima de seu valor nulo, com um pico de 1 kVar no início do afundamento abrupto para 20%.

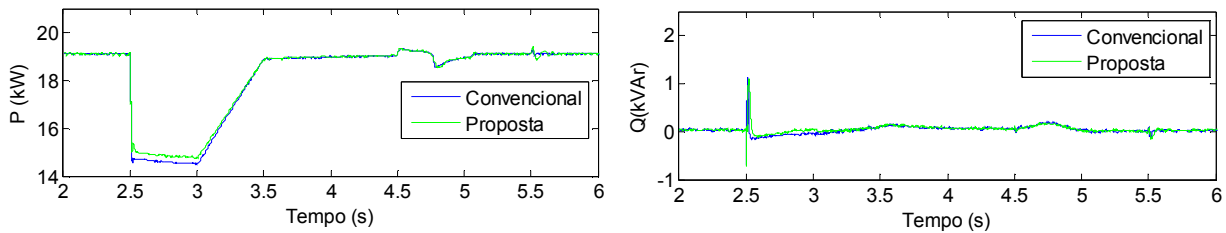


Figura 14 – Potência real e reativa para afundamentos monofásicos.

As mesmas conclusões tiradas para a Fig. 11 também podem ser tiradas para a Fig. 15, com o diferencial de que para o afundamento monofásico as variações de tensão no barramento são mais brandas e o sistema recupera mais rápido, em torno de 5s, ou seja, antes de terminar o afundamento para 95%. Além disso, para controle da tensão no barramento CC as duas técnicas apresentam praticamente o mesmo resultado.

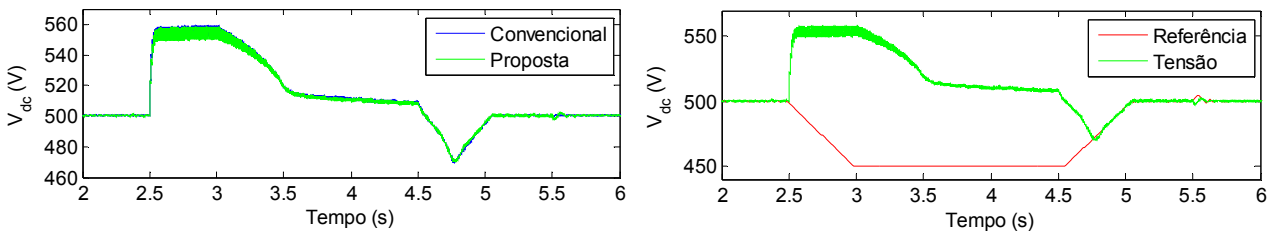


Figura 15– Comparação da tensão no barramento CC para o modelo proposto e convencional, modelo proposto com a sua referência para afundamentos monofásicos.

Na Fig. 16 é possível ver novamente e claramente a diferença de ambas as técnicas de controle para o fluxo de corrente para a rede. Durante afundamentos maiores como o para 20%, as componentes da corrente, *d* e *q* do controle convencional oscilam de 80A a 70A e 5A a -5A respectivamente, enquanto que as componentes da corrente, *d* e *q* do controle proposto se comportam melhor, justificando assim porque a potência ativa na Figura 14 decaiu menos no afundamento para 20% para o controle incorporado com o controle das correntes de sequência negativa.

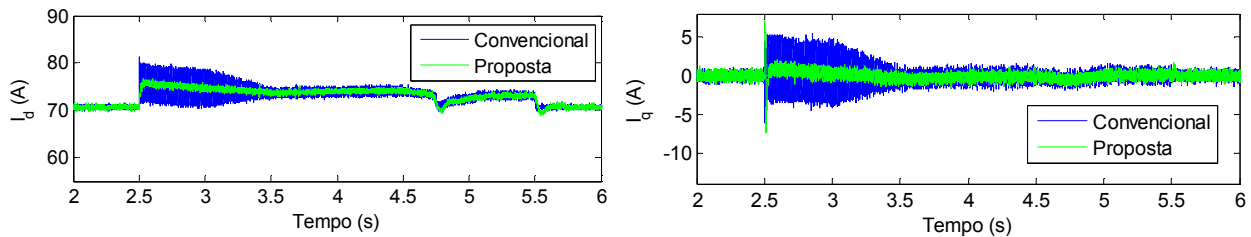


Figura 16 – Corrente de eixo direto e quadratura para afundamentos monofásicos.

4. CONCLUSÃO

Ao final deste artigo fica perceptível que o controle que leva em consideração as correntes de sequência negativa durante os afundamentos monofásicos e bifásicos na rede, conseguiu estabilizar melhor as correntes de eixo d e q , principalmente durante o período de afundamento para 20%. Durante esse mesmo período a potência real do controle proposto consegue-se manter acima do controle convencional devido o melhor controle das correntes. Além disso, o controle proposto consegue manter as correntes de sequência negativa sempre em torno de zero durante toda a perturbação. Já para as variações de potência do painel não se notou diferença significativa entre as duas técnicas de controle.

Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo apoio financeiro.

REFERÊNCIAS

- ANEEL. (2012). Resolução Normativa N° 482. Agência Nacional de Energia Elétrica.
- Buso, S., & Mattavelli, P. (2006). Digital Control in Power Electronics. Morgan & Claypool.
- Cupertino, A. F., Resende, J. T., Pereira, H. A., & Seleme Júnior, S. I. (November de 2012). A Grid-Connected Photovoltaic System with a Maximum Power Point Tracker using Passivity-Based Control applied in a Boost Converter. INDUSCON.
- de Oliveira, F., Starling, L., Silva, S., & Filho, B. (2012). Monitoramento e Análise da Qualidade da Energia Elétrica. 10th IEEE/IAS International Conference on Industry Applications.
- de Souza, M., Cupertino, A., Carlette, L., de Oliveira, F., & Pereira, H. (2013). Comparison of solar panel models for grid integrations studies: Harmonics and voltage disturbances. Innovative Smart Grid Technologies Latin America. São Paulo.
- EPIA. (2013). Global Market Outlook for Photovoltaics 2013-2017. European Photovoltaic Industry Association.
- Machado de Almeida, P. (2011). Modelagem e Controle de Conversores Estáticos de Tensão Utilizados em Sistemas de Geração Fotovoltaicos Conectados à Rede Elétrica de Distribuição. UFJF. Juiz de Fora: UFJF.
- Mohan, N., Undeland, T. M., & Robbins, W. P. (1995). Power Electronics: Converters, Applications and Design. John Wiley & Sons Inc.
- Rodriguez, P., & e. a. (Março de 2007). Decoupled double synchronous reference frame pll for power. IEEE Transactions on Power Electronics.
- Venicio de Sousa, C. (2007). Projeto de uma Bancada de Testes para Avaliação do Carregamento de Transformadores Trifásicos de Potência Utilizando Conversores Estáticos. UFMG. Belo Horizonte: UFMG.
- Villalva, M. G., Gazoli, J. R., & Filho, E. R. (March de 2009). Comprehensive Approach to Modeling and Simulation of Photovoltaic Arrays. IEEE Transactions on Power Electronics, 24(1), 1198-1208.
- Yazdani, A., & Iravani, R. (2010). Voltage-Sourced Converters in Power Systems - Modeling, Control, and Applications.

ANALYSIS OF PHOTOVOLTAIC SYSTEMS OPERATION DURING UNBALANCED VOLTAGE SAGS

Abstract. This paper presents a comparison of two strategies for control of the DC bus voltage in a solar panel connected to the grid through a converter. The first control strategies consider the negative sequence currents provided the grid during disturbances in it, while the second strategy is more conventional and it does not consider these currents. The results were compare for unbalanced voltage sags in the power grid and shading on solar panels.

Key words: Unbalanced voltage sags by grid, distributed generation systems, photovoltaic systems.