

Desenvolvimento de uma malha auxiliar ativa para supressão de oscilações decorrentes da conexão com CPL em sistemas de distribuição CC

Isaías V. de Bessa * Renan L. P. de Medeiros * Iury Bessa *
Florindo A. C. Ayres Junior * Marenice M. de Carvalho *
Vicente Ferreira Lucena Junior *

* Faculdade de Tecnologia, Departamento de Eletricidade,
Universidade Federal do Amazonas - UFAM, AM, (e-mail:
isaias@ufam.edu.br, renanlandau@ufam.edu.br, iurybessa@ufam.edu.br
, florindoayres@ufam.edu.br, marenice@ufam.edu.br e
vicente@ufam.edu.br).

Abstract: The integration of the switching devices at DC distribution system has become increasingly common. Investigation of the techniques that ensure regulation and stability are fundamental to correct system operation. In this sense, this paper present a novel active auxiliary loop project based on power system stabilizer (PSS) apply on source-side to oscillation mitigation due to constant power load (CPL) connection. The system performance is analysed through performance index, however the relative stability is observed by Nyquist curve for each topology proposed. Thus, observed performance improvement and stability to system with auxiliary loop proposed in the action of the phase delay.

Resumo: A integração de dispositivos chaveados em sistemas de distribuição CC tem se tornado cada vez mais comum. Investigação de técnicas que garantam a regulação e estabilidade são fundamentais para garantir a correta operação do sistema. Nesse contexto, este trabalho apresenta o desenvolvimento de uma nova malha auxiliar ativa baseado em um estabilizador de sistema de potência (ESP) aplicada no lado da fonte para mitigação de oscilações oriundas da conexão a cargas de potência constante (*constant power load* - CPL). O desempenho do sistema é avaliado através da construção de índices de desempenho enquanto que a estabilidade relativa é analisada através da curva de Nyquist relativa a cada topologia proposta. Nesse sentido, observou-se a melhora de desempenho e estabilidade para a malha proposta quando o compensador atua com um atraso de fase.

Keywords: regulation; stability; active auxiliary loop; PSS; CPL; performance index; Nyquist curve.

Palavras-chaves: regulação; estabilidade; malha auxiliar ativa; ESP; CPL; índices de desempenho; curva de Nyquist.

1. INTRODUÇÃO

A integração de fontes de energias renováveis a sistemas de distribuição foi impulsionada através da integração de dispositivos chaveados como os conversores de potência (Francés et al., 2018). Esses conversores são utilizados para a regulação de tensão dos diversos níveis de tensão dessas fontes e para a regulação de potência das cargas conectadas ao barramento (Zhang and Wei Li, 2017; Lin et al., 2019).

A conexão de cargas de potência constante (*constant power loads*-CPL) reduz o amortecimento e a margem de ganho do sistemas ocasionando oscilações indesejadas. Nesse sentido, técnicas baseada na implementação de um amortecimento passivo (Mosskull et al., 2019), controle robusto (Lucas et al., 2021) e adaptativo (Yousefizadeh et al., 2019) são utilizadas para aumentar a estabilidade do sistema.

Além disso, tem-se a utilização de técnicas de amortecimento ativo que pode atuar como controle principal ou

como malha auxiliar para a mitigação das oscilações. Potty et al. (2020); Liu et al. (2018); Zhang and Wei Li (2017) realizam a implementação de inércias virtuais que auxiliam o sistema na ocorrência de variações através do aumento do amortecimento do sistema.

Em redes CA, é comum o projeto de uma malha suplementar com estabilizador de sistema de potência (ESP) baseado em compensadores *lead-lag*. Embora o amortecimento de oscilações seja um problema relevante em redes CC, tal conceito não é utilizado para mitigação das oscilações nessas redes. Nesse sentido, este trabalho tem a proposta de realizar o projeto de uma malha auxiliar ativa baseado no projeto de um ESP para contribuir para a mitigação das oscilações decorrentes das variações de potência de um regulador operando como CPL.

Nesse contexto, realiza-se a comparação do desempenho e estabilidade do sistema com e sem a malha auxiliar, além disso para o sistema sob ação da malha auxiliar, propõe-se

a variação da topologia do compensador sem contribuição, com atraso e com avanço de fase.

O restante do trabalho está dividido como se segue: A Seção 2 realiza a formulação matemática do problema; A Seção 3 propõe os procedimentos da malha auxiliar baseado no projeto de um ESP; A Seção 4 descreve o ambiente de teste e do método de avaliação dos sistemas propostos; A Seção 5 mostra os resultados obtidos durante o teste e a Seção 6 apresenta as considerações finais do método proposto.

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

O regulador de tensão é responsável por manter o nível de tensão entregue ao barramento CC constante. Para isso, conversores CC-CC são usualmente utilizados. Uma topologia comum de conversor CC-CC é o conversor *buck*, que é responsável por reduzir o nível de tensão de entrada. No lado da carga, pode-se utilizar esses conversores para garantir a regulação de potência, resultando em uma estrutura básica mostrada na Figura 1.

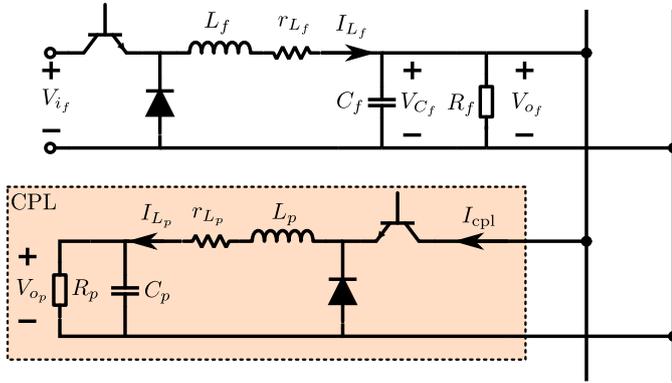


Figura 1. Diagrama esquemático do sistema proposto.

Nesse sentido, esta seção descreve a modelagem matemática do sistema proposto baseada nas leis de Kirchhoff e no modelo de espaço médio (Francés et al., 2018; Benadero et al., 2015; Erickson and Maksimović, 2004).

2.1 Modelagem do regulador de tensão

O regulador de tensão é construído baseado em um conversor da topologia *buck* com indutância L_f e resistência de enrolamento r_{L_f} e capacitância C_f alimentando uma carga R_f e uma CPL de corrente $I_{cpl} = \frac{P_{cpl}}{V_{C_f}}$. Nesse sentido, as equações de estado para o regulador de tensão são mostradas em (1).

$$\begin{aligned} \dot{I}_{L_f} &= -\frac{r_{L_f}}{L_f} I_{L_f} - \frac{1}{L_f} V_{C_f} + \frac{1}{L_f} d_f V_{i_f} \\ \dot{V}_{C_f} &= \frac{1}{C_f} I_{L_f} - \frac{1}{R_f C_f} V_{C_f} - \frac{1}{C_f} \frac{P_{cpl}}{V_{C_f}} \\ V_{o_f} &= V_{C_f} \end{aligned} \quad (1)$$

Nesse primeiro momento, a CPL é considerada como uma carga ideal, com variações instantâneas. Nesse sentido, dado o ponto de operação $(d_f^o, P_{cpl}^o, V_{o_f}^o)$, pode-se descrever o sistema linearizado como uma combinação linear da

função de transferência $G_d(s)$ que relaciona a variação de entrada de *duty cycle* $\delta d_f = d_f - d_f^o$ com a variação de saída $\delta V_{o_f} = V_{o_f} - V_{o_f}^o$ e a função de transferência $G_p(s)$ que relaciona as variações de potência $\delta P_{cpl} = P_{cpl} - P_{cpl}^o$ com a saída δV_{o_f} , resultando na resposta completa mostrada em (2).

$$\delta V_{o_f}(s) = G_d(s) \delta d_f + G_p(s) \delta P_{cpl} \quad (2)$$

Para garantir características de desempenho para o sistema, realiza-se o projeto do controlador $C_1(s)$ que garante características de regulação e estabilidade como mostrado na Figura 2.

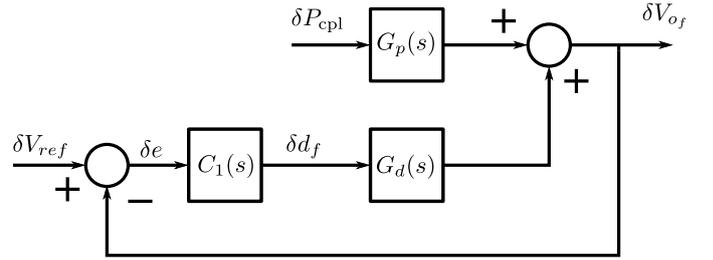


Figura 2. Diagrama em blocos linear em funções de transferência.

O controlador proposto resulta na função de transferência $M_d(s)$ que relaciona o sinal de referência δV_{ref} com a saída regulada δV_{o_f} .

$$M_d(s) = \frac{C_1(s)G_d(s)}{1 + C_1(s)G_d(s)} \quad (3)$$

Enquanto que $M_p(s)$ representa a função de transferência que relaciona o efeito da perturbação δP_{cpl} sob ação do controlador $C_1(s)$.

$$M_p(s) = \frac{G_p(s)}{1 + C_1(s)G_d(s)} \quad (4)$$

Desta forma, $C_1(s)$ tem por objetivo mitigar o efeito de δP_{cpl} e garantir que a saída regulada assumo o valor de referência setada.

2.2 Modelagem do regulador de potência

O regulador de potência também é modelado por um conversor da topologia *buck* com indutância L_p , resistência de enrolamento r_{L_p} e capacitância C_p regulando a potência entregue a carga R_p . As equações dinâmicas são mostradas em (5).

$$\begin{aligned} \dot{I}_{L_p} &= -\frac{r_{L_p}}{L_p} I_{L_p} - \frac{1}{L_p} V_{C_p} + \frac{1}{L_p} d_p V_{C_f} \\ \dot{V}_{C_p} &= \frac{1}{C_p} I_{L_p} - \frac{1}{R_p C_p} V_{C_p} \\ P_{cpl} &= \frac{V_{C_p}^2}{R_p} \end{aligned} \quad (5)$$

Considerando que a potência entregue a carga R_p é a mesma entregue a entrada do conversor, então pequenas

variações na tensão de entrada ocasionam o efeito de admitância negativa para manutenção da potência da carga R_p como mostrada em (6).

$$I_{cpl} = \frac{P_{cpl}}{V_{C_f}} \rightarrow \frac{\partial I_{cpl}}{\partial V_{C_f}} = -\frac{P_{cpl}}{V_{o_f}^2} \quad (6)$$

O efeito da admitância $\frac{\partial I_{cpl}}{\partial V_{C_f}}$ no sistema é a redução da margem de estabilidade e do amortecimento podendo levá-lo ao colapso, mesmo sob ação do controlador $C_1(s)$. Nesse sentido o projeto da malha auxiliar tem por objetivo aumentar a margem de estabilidade na ocorrência das variações de potência, garantido a correta operação do sistema.

3. DESCRIÇÃO DA MALHA AUXILIAR PROPOSTA

A seção anterior descreveu as principais características do problema de regulação no sistema apresentado na Figura 1. Nesse sentido, esta seção descreve os procedimentos matemáticos utilizados para o projeto da malha auxiliar mostrada na Figura 3.

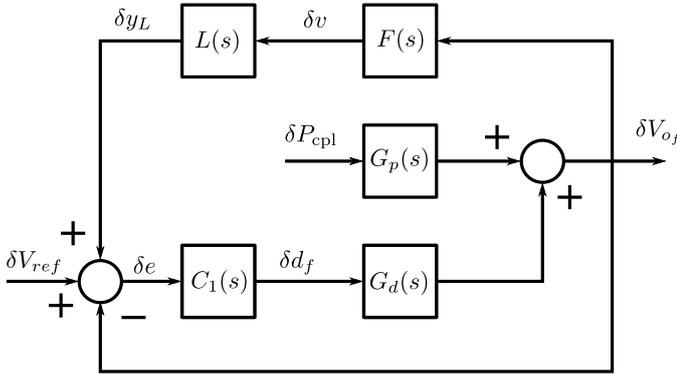


Figura 3. Diagrama em blocos linear utilizando a malha auxiliar proposta.

O projeto é baseado no desenvolvimento de um ESP descrito em Sauer and Pai (1998) utilizado para a regulação de máquinas polifásicas. Nesse sentido, o projeto é adaptado para aplicação em sistemas de distribuição CC baseado na descrição do compensador $L(s)$ e do filtro $F(s)$.

3.1 Projeto de $L(s)$

A estrutura de $L(s)$ é baseada em um compensador *lead-lag* mostrada na equação (7).

$$L(s) = K \frac{s + \alpha}{s + \beta} \quad (7)$$

Nesse sentido, a função de transferência global que relaciona o sinal de perturbação δP_{cpl} com a saída δV_{o_f} é dado por (8).

$$T_p(s) = \frac{M_p}{1 - M_d FL} = \frac{G_p}{1 + C_1 G_d (1 - FL)} \quad (8)$$

Os passos utilizados para o projeto de $L(s)$ são descritos a seguir:

- Determina-se a frequência de oscilação ω_{osc} que a variação de CPL ocasiona no barramento regulado;
- Considerando que $\alpha = n\beta$ com $n \in \mathcal{R}_+$ e que a contribuição de fase de $F(s)$ é nula na ocorrência da oscilação, utiliza-se o critério de fase para a determinação de β e α em que θ_d representa a fase de $M_d(j\omega_{osc})$:

$$\theta_d + \arctan\left(\frac{\omega_{osc}}{\alpha}\right) - \arctan\left(\frac{\omega_{osc}}{\beta}\right) = 0 \quad (9)$$

- Em seguida, considerando a contribuição de ganho de $F(s)$ unitária durante a ocorrência da oscilação, utiliza-se o critério de ganho para a determinação do ganho K :

$$K = \frac{\|j\omega_{osc} + \beta\|}{\|j\omega_{osc} + \alpha\| \|M_d(j\omega_{osc})\|} \quad (10)$$

Como $\alpha = n\beta$, tem-se de (9) que:

$$\beta = \omega_{osc} \left(\frac{n-1}{2n \tan(\theta_d)} \pm \sqrt{\left(\frac{n-1}{2n \tan(\theta_d)}\right)^2 - \frac{1}{n}} \right) \quad (11)$$

Além disso, os valores de n são escolhidos tais que $n > n_{lim1}$ ou $0 < n < n_{lim2}$ tais que:

$$n_{lim1,2} = 1 + 2 \tan^2(\theta_d) \pm 2 |\tan(\theta_d) \sec(\theta_d)| \quad (12)$$

3.2 Projeto de $F(s)$

O projeto do filtro $F(s)$ tem por objetivo selecionar as frequências a serem utilizadas para a ação compensador $L(s)$ projetado. Nesse sentido, esse filtro é baseado nas seguintes características:

- Na frequência de oscilação ω_{osc} o ganho do filtro é unitário, logo $\|F(j\omega_{osc})\| = 1$;
- Não deve interferir nas frequências relativas a dinâmica do regulador de tensão nem nas altas frequências relativas ao chaveamento do sistema.

Essas características estão relacionados com a escolha de uma banda de frequência B adequada para o filtro, como indicado na Figura 4, que está relacionado com o fator de qualidade Q do filtro.

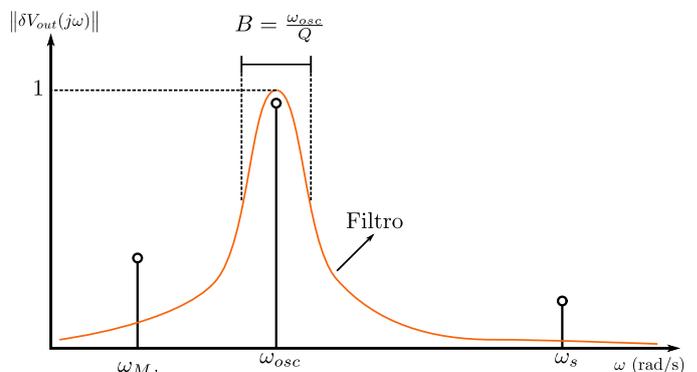


Figura 4. Seleção do filtro baseado na frequência de oscilação e das dinâmicas relacionadas a operação do regulador de tensão.

Baseado nisso, o filtro *washout* para o problema em questão utiliza a estrutura de um passa-faixa mostrado na equação (13).

$$F(s) = \frac{\frac{\omega_{osc}}{Q} s}{s^2 + \frac{\omega_{osc}}{Q} s + \omega_{osc}^2} \quad (13)$$

4. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

4.1 Dimensionamento dos conversores

o conversor *buck* utilizado como regulador de tensão é alimentado por uma fonte fixa de 15 V com uma frequência de chaveamento de 20 kHz. O *ripple* de corrente deve ser inferior a 0,5 A, enquanto que o *ripple* de tensão deve ser inferior a 1%. Além disso, dimensiona-se a carga R_1 considerando que a corrente $I_{cpl} = 0$ em que $V_{C_f} = V_{o_f}$ é a tensão de saída do regulador de tensão. Dessa forma, a carga resistiva é projetada para consumir uma corrente inferior a 1 A. Os parâmetros utilizados para este conversor são mostrados na Tabela 1.

Tabela 1: Parâmetros do regulador de tensão.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão de entrada	V_{i_f}	15	V
Frequência	f_1	20	kHz
Duty cycle	d_f	0,6	-
Tensão de saída	V_{o_f}	9	V
Capacitância	C_f	2,2	mF
Indutância	L_f	1	mH
Resistência	R_f	12	Ω

O regulador de potência opera com uma tensão de entrada de 9 V com uma frequência de chaveamento de 20 kHz para uma potência máxima de operação de 10 W para um *ripple* de corrente inferior a 1 A e *ripple* de tensão inferior a 1%. Baseado nas especificações descritas, a Tabela 2 resumi os valores utilizados no projeto.

Tabela 2: Parâmetros do regulador de potência.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão de entrada	V_{i_p}	9	V
Frequência	f_2	20	kHz
Duty cycle	d_p	0,7	-
Potência de saída	P_{cpl}	10	W
Capacitância	C_p	2,2	mF
Indutância	L_p	1	mH
Resistência	R_p	4	Ω

4.2 Projeto dos controladores

O projeto do regulador de tensão é baseado nas especificações de tempo de acomodação $T_{ss,f}$ de no máximo 0,2 s e *overshoot* ov_s_f inferior a 10%. Através disso, pode-se calcular os parâmetros de coeficiente de amortecimento ζ_f e frequência natural $\omega_{n,f}$ com a equação (14).

$$\begin{cases} ov_s_f = 100 \exp\left(-\frac{\zeta_f \pi}{\sqrt{1 - \zeta_f^2}}\right) \rightarrow \zeta_f \approx 0,59 \\ T_{ss,f} = \frac{3,5}{\zeta_f \omega_{n,f}} \rightarrow \omega_{n,f} \approx 29,66 \text{ rad/s} \end{cases} \quad (14)$$

O controlador $C_1(s)$ tem a estrutura mostrada na equação (15) baseada em um controlador PID em cascata com um filtro de saída.

$$C_1(s) = \frac{n_{0,1}s^2 + n_{1,1}s + n_{2,1}}{s^2 + m_{1,1}s} \quad (15)$$

O regulador de potência deverá emular o comportamento de uma CPL, neste caso o barramento de tensão regulado deve enxergar as variações de potência do regulador como instantâneas. Dessa forma, o projeto do regulador de potência é baseado nas especificações de tempo de acomodação $T_{ss,p}$ de no máximo 0,02 s e *overshoot* ov_s_p inferior a 10%. Através disso, pode-se calcular os parâmetros de coeficiente de amortecimento ζ_p e frequência natural $\omega_{n,p}$ com a equação (16).

$$\begin{cases} ov_s_p = 100 \exp\left(-\frac{\zeta_p \pi}{\sqrt{1 - \zeta_p^2}}\right) \rightarrow \zeta_p \approx 0,59 \\ T_{ss,p} = \frac{3,5}{\zeta_p \omega_{n,p}} \rightarrow \omega_{n,p} \approx 296,6 \text{ rad/s} \end{cases} \quad (16)$$

O controlador $C_2(s)$ utiliza a mesma estrutura do controlador $C_1(s)$. Os ganhos são calculados através da alocação gráfica dos polos na região determinada pelas especificações de projeto utilizando o lugar geométrico das raízes. Os ganhos calculados para cada controlador projetado são mostrados na Tabela 3.

Tabela 3: Ganhos para o controlador do regulador de tensão e regulador de potência.

Controlador	n_0	n_1	n_2	m_1
$C_1(s)$	0,0254	2,309	2688	2000
$C_2(s)$	2,346	363,4	$2,14 \times 10^5$	1483

4.3 Projeto da malha auxiliar

A ação da malha auxiliar é mostrada na Figura 5. Para este trabalho foi proposto três casos para $L(s)$, o primeiro considera que $L_1(s)$ é composto apenas pela ganho proporcional. O segundo caso considera que $L_2(s)$ irá contribuir com um atraso de fase, fazendo $n = 2$. No terceiro caso $L_3(s)$ irá contribuir com um avanço de fase com $n = 0,3$.

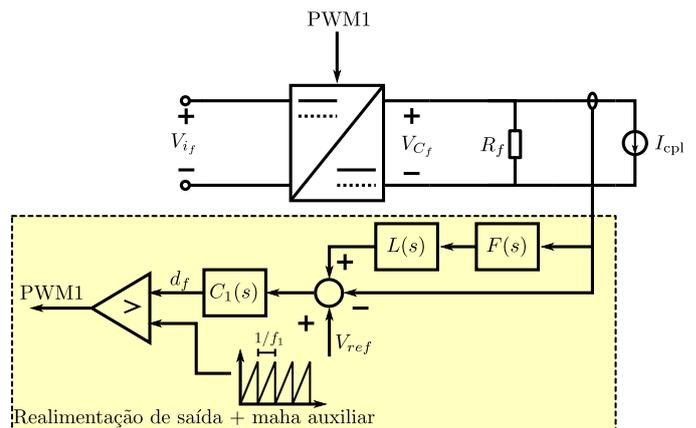


Figura 5. Diagrama esquemático da utilização da malha auxiliar com a malha principal.

A frequência de oscilação medida para o projeto dos compensadores e do filtro é $\omega_{osc} = 326 \text{ rad/s}$, baseada no período de oscilação do sistema sob ação de $C_1(s)$ na ocorrência de uma variação de potência da CPL. Utilizando os procedimentos descritos na seção anterior, a Tabela

Tabela 4: Ganhos dos compensadores construídos para a utilização na malha auxiliar.

Compensadores	K	α	β
$L_1(s)$	45,758	-	-
$L_2(s)$	23,767	1979,2	989,62
$L_3(s)$	46,81	22,259	74,197

4 mostra os ganhos calculados para cada compensador projetado.

O filtro foi construído considerando um fator de qualidade $Q = 10,5$ resultando na função de transferência mostrada em (17).

$$F(s) = \frac{31s}{s^2 + 31s + 1.1 \times 10^5} \quad (17)$$

4.4 Descrição do teste

Finalizada a etapa de dimensionamento e projeto dos controladores, realiza-se a simulação do sistema proposto. Nesse sentido, o projeto é simulado no ambiente MATLAB utilizando a extensão SIMULINK configurado a um passo fixo de 10^{-6} para um tempo total de simulação de 4,5 s.

Uma vez que o regulador de tensão esteja no ponto de operação, conecta-se o regulador de potência que opera como CPL. A CPL inicia com potência nula, mas no instante $t = 0,5$ s é elevada para $P_{cpl} = 2,5$ W por 0,5 s quando retorna para valor nulo, este mesmo procedimento é repetido a cada 1,0 s para os valores de $P_{cpl} = 5,0$ W, $P_{cpl} = 7,5$ W e $P_{cpl} = 10,0$ W.

Calcula-se índices de desempenho para cada intervalo de variação. Os índices utilizados foram a integral do erro quadrático (ISE) e a integral do sinal de controle quadrático (ISSC).

Por fim, dada a função de transferência $T_p(s)$ em (8) que representa a relação entre a perturbação de potência δP_{cpl} e a saída do regulador de tensão δV_{of} , tem-se uma noção de estabilidade relativa para cada sistema proposto através da utilização do diagrama de Nyquist para o cálculo da margem de ganho e margem de fase.

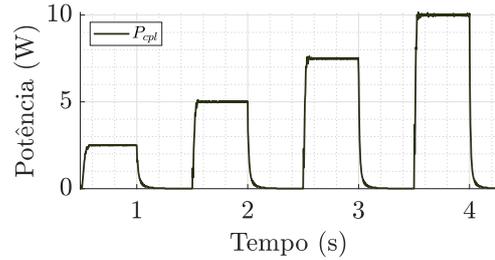
5. ANÁLISE DE RESULTADOS

Esta seção tem por objetivo mostrar os principais resultados obtidos durante a realização do experimento de variação de referência de potência da CPL mostrada na Seção 4.

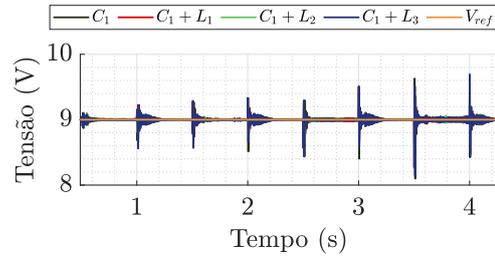
Nesse sentido, o teste de variação de potência é mostrado na Figura 6(a). A resposta do barramento regulado para essas variações é mostrado na Figura 6(b).

Para avaliar o desempenho do sistema com e sem a inserção da malha auxiliar, os índices de desempenho ISE e ISSC foram calculados conforme o mostrado na Figura 7(a)-(b).

O ISE mede o acúmulo de erro do sistema durante a mitigação das oscilações ocasionadas por uma determinada variação de carga. Nesse sentido, observa-se que os sistemas projetados com malha auxiliar tiveram de forma geral ISE menor que o sistema projetado apenas com $C_1(s)$. Em especial o sistema $C_1 + L_2$, em que L_2 representa um compensador de atraso de fase, obteve o menor índice



(a)



(b)

Figura 6. (a) Variação de potência da CPL conectada ao barramento regulado. (b) Resposta temporal do sistema.

em todas as variações, indicando ser o sistema com menor acúmulo de erro na mitigação das oscilações.

Por outro lado, o ISSC mede o acúmulo de esforço de controle utilizado para mitigar a oscilação. Nesse caso, observa-se que os sistemas que utilizam a malha auxiliar apresentam ISSC maior do que o sistema tradicional. Nesse caso, conclui-se que a malha auxiliar proposta para realizar a correção da oscilação ocasiona a elevação do sinal de controle, de forma que as três topologias testadas tiveram ISSC semelhantes.

Por fim, para avaliar a estabilidade relativa do sistema para as variações de potência tem-se o diagrama de Nyquist mostrado para cada sistema proposto na Figura 7(c). No gráfico, são mostrados os pontos críticos para a determinação da margem de ganho (MG) e margem de fase (MF) para cada estrutura. As coordenadas para o cálculo da MG são marcadas por "x" enquanto que as coordenadas para o cálculo da MF são marcadas por "o". As coordenadas de cada um desses pontos são mostradas na Tabela 5.

Tabela 5: Coordenadas dos pontos críticos baseado no diagrama de Nyquist.

Estruturas	Pontos críticos	
C_1	(-1,309; 0)	(-0,774; -0,633)
$C_1 + L_1$	(-0,425; 0)	(-0,983; 0,182)
$C_1 + L_2$	(-0,336; 0)	-
$C_1 + L_3$	(-0,485; 0)	(-0,995; 0,103)

Por outro lado, a Tabela 6 mostra o valor da MG e MF para cada sistema proposto.

Tabela 6: Margem de ganho e margem de fase.

Estruturas	MG	MF
C_1	0,764	-39,3°
$C_1 + L_1$	2,355	10,5°
$C_1 + L_2$	2,972	∞
$C_1 + L_3$	2,061	5,9°

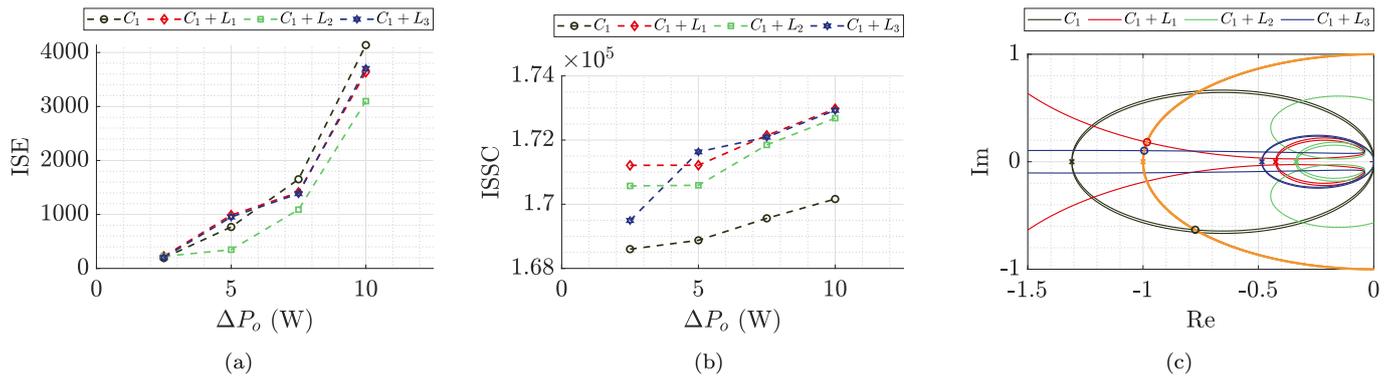


Figura 7. Índices de desempenho para cada sistema proposto. (a) ISE, (b) ISSC, (c) curvas de Nyquist para cada caso.

O sistema com a atuação apenas do controlador C_1 apresentou a menor MG. Por outro lado, o sistema $C_1 + L_3$ composto pelo compensador de avanço de fase apresentou a menor MF. Além disso, a estrutura $C_1 + L_2$ apresentou a maior MF e maior margem de ganho.

Nesse sentido, observa-se que o sistema sob ação da malha auxiliar proposta tem um aumento da MG enquanto que a estrutura $C_1 + L_2$ alcançou uma MF infinita, representado a estrutura com maior contribuição no aumento da estabilidade do sistema.

6. CONCLUSÕES

Esse trabalho teve por objetivo apresentar uma nova malha auxiliar aplicada a conversores chaveados para a mitigação de oscilações de CPLs em sistemas de distribuição CC. Nesse sentido, o projeto dessa malha é baseado no desenvolvimento de um ESP, em que realiza-se o projeto de um compensador *lead-lag* em conjunto com um filtro *washout* que seleciona as frequências em que a malha auxiliar irá operar no sistema.

O compensador $L(s)$ é variado para três casos: ganho proporcional, atraso e avanço de fase. Para todos os casos, o sistema com a atuação da malha auxiliar apresentaram um menor acúmulo de erro e um maior esforço de controle. Além disso, a malha auxiliar contribuiu para o aumento da MG do sistema e especialmente para estrutura $C_1 + L_2$ alcançou uma MF infinita, sendo o sistema com o maior grau de estabilidade e melhor desempenho simulado neste trabalho.

AGRADECIMENTOS

Essa pesquisa, realizada no âmbito do Projeto Samsung-UFAM para Educação e Pesquisa (SUPER), nos termos do artigo 48 do Decreto nº 6.008/2006 (SUFRAMA), foi financiada pela Samsung Eletrônica da Amazônia Ltda., nos termos da Lei Federal nº 8.387/1991, por meio do convênio 001/2020, firmado com a Universidade Federal do Amazonas e a FAEPI, Brasil.

REFERÊNCIAS

Benadero, L., Cristiano, R., Pagano, D.J., and Ponce, E. (2015). Nonlinear analysis of interconnected power converters: A case study. *IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and Systems*, 5(3), 326–335. doi:10.1109/JETCAS.2015.2462017.

Erickson, R.W. and Maksimović, D. (2004). *Fundamentals of Power Electronics*. Kluwer Academic Publishers, 2nd edition.

Francés, A., Asensi, R., García, O., Prieto, R., and Uceda, J. (2018). Modeling electronic power converters in smart DC microgrids — An overview. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 9(6), 6274–6287. doi:10.1109/TSG.2017.2707345.

Lin, G., Li, Y., Liu, J., and Li, C. (2019). Resonance analysis and active damping strategy for shipboard DC zonal distribution network. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 105, 612–621. doi:https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2018.08.038.

Liu, S., Su, P., and Zhang, L. (2018). A virtual negative inductor stabilizing strategy for DC microgrid with constant power loads. *IEEE Access*, 6, 59728–59741. doi:10.1109/ACCESS.2018.2874201.

Lucas, K.E., Pagano, D.J., Vaca-Benavides, D.A., García-Arcos, R., Rocha, E.M., Medeiros, R.L.P., and Ríos, S.J. (2021). Robust control of interconnected power electronic converters to enhance performance in DC distribution systems: A case of study. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 36(4), 4851–4863. doi:10.1109/TPEL.2020.3019402.

Mosskull, H., Jansson, M., and Trostén, T. (2019). Optimal line current limitation of CPLs fed through input LC-filters. *Control Engineering Practice*, 89, 43–55. doi:https://doi.org/10.1016/j.conengprac.2019.05.008.

Potty, K.A., Bauer, E., Li, H., and Wang, J. (2020). Smart resistor: Stabilization of DC microgrids containing constant power loads using high-bandwidth power converters and energy storage. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 35(1), 957–967. doi:10.1109/TPEL.2019.2910527.

Sauer, P. and Pai, M. (1998). *Power system dynamics and stability*. Prentice Hall.

Yousefizadeh, S., Bendtsen, J.D., Vafamand, N., Khooban, M.H., Blaabjerg, F., and Dragičević, T. (2019). Tracking control for a DC microgrid feeding uncertain loads in more electric aircraft: Adaptive backstepping approach. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 66(7), 5644–5652. doi:10.1109/TIE.2018.2880666.

Zhang, Y. and Wei Li, Y. (2017). Energy management strategy for supercapacitor in droop-controlled DC microgrid using virtual impedance. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 32(4), 2704–2716. doi:10.1109/TPEL.2016.2571308.