

ESTRATÉGIA DE TOLERÂNCIA A FALHAS PARA UM CONVERSOR DELTA-CHB STATCOM NA REGIÃO DE SOBREMÓDULAÇÃO

Dayane do Carmo Mendonça^{1,2}, Allan Fagner Cupertino³, Heverton Augusto Pereira⁴, Seleme Isaac Seleme Júnior⁵, Remus Teodorescu⁶

¹Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil

²Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil

³Departamento de Engenharia dos Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil

⁴Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG, Brasil

⁵Departamento de Engenharia Eletrônica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil

⁶Department of Energy Technology, Aalborg University, Aalborg, Denmark

e-mail: dayane.carmo.mend@gmail.com, afcupertino@ieee.org, heverton.pereira@ufv.br, seleme@cpdee.ufmg.br, ret@et.aau.dk

Resumo – O conversor CHB (do inglês, *cascaded H-bridge*) é uma topologia popular para aplicações STATCOM (do inglês, *Static Synchronous Compensator*). Visto que esse conversor é composto por dezenas/centenas de componentes, preocupações relacionadas à confiabilidade são inerentes ao seu projeto. Geralmente, células redundantes são utilizadas, aumentando o custo do STATCOM. De fato, existe um potencial de operação tolerante a falhas quando a região de sobremodulação é considerada. Este trabalho explora a redundância inerente do conversor delta-CHB na região de sobremodulação. Inicialmente, uma expressão analítica para a fronteira entre a região linear e de sobremodulação é determinada e validada para diferentes condições de operação. Em seguida, a tolerância a falhas é avaliada em ambiente de simulação, considerando um estudo de caso com conversor delta-CHB STATCOM de 17 MVA/13,8 kV composto de 24 células por braço. Falhas simétricas e assimétricas são abordadas. Os resultados indicam que o conversor é capaz de operar em condições nominais após 4 falhas distribuídas nos três braços do conversor (fator de redundância de 5,5 %) sem exceder os valores de distorção harmônica recomendados.

Palavras-chave – Conversor delta-CHB, STATCOM, Tolerância a Falhas, Região de Sobremodulação.

FAULT-TOLERANT STRATEGY FOR A DELTA-CHB-BASED STATCOM IN THE OVERMODULATION REGION

Abstract – The cascaded H-bridge (CHB) is a popular topology for Static Synchronous Compensator (STATCOM) applications. Since this converter is composed of tens/hundreds of components, concerns related to reliability are inherent in the design of this converter. Generally, redundant cells are used, increasing

the cost of STATCOM. Indeed, there is a potential for fault-tolerant operation when the overmodulation region is considered. This work explores the inherent redundancy of the delta-CHB in the overmodulation region. Initially, an analytical expression for the boundary between the linear region and overmodulation is determined and validated for different operating conditions. Then, the fault-tolerant is evaluated in a simulation environment, considering a case study of a 17 MVA/13.8 kV delta-CHB STATCOM composed of 24 cells per arm. Symmetric and asymmetric failures are addressed. The results indicate that the converter is capable of operating at rated conditions after 4 faults distributed in the three converter arms (5.5 % redundancy factor) without exceeding the recommended harmonic distortion values.

Keywords – Delta-CHB, STATCOM, Fault-tolerant, Overmodulation Region.

I. INTRODUÇÃO

O conversor CHB (do inglês, *cascaded H-bridge*) vem sendo muito utilizado em sistemas de armazenamento de energia, sistemas fotovoltaicos e STATCOMs (do inglês, *Static Synchronous Compensator*) [1], [2]. Esse conversor apresenta algumas características que se destacam quando comparado a outras topologias de conversores multiníveis, como: modularidade e escalabilidade, alta eficiência, baixa distorção harmônica e ausência de capacitores de barramento c.c. [3], [4]. A variação do CHB conectada em delta é amplamente utilizada em aplicações STATCOM e fabricantes como ABB, Siemens e GE já comercializam essa topologia [5]–[7].

O conversor CHB é composto de vários componentes que podem falhar por diferentes razões, como falhas em circuito aberto ou em curto-circuito nos IGBTs, falhas no capacitor da célula, falhas na fonte de alimentação ou falhas no *gate driver* [8], [9]. Para manter a operação do conversor após uma ou mais falhas, células adicionais (chamadas células redundantes) são integradas à estrutura do conversor [10]. Vários trabalhos na literatura propõem estratégias de redundância. A referência

“Manuscript received 05/05/2020; first revision 08/04/2020; accepted for publication 09/14/2020, by recommendation of Editor Demercil de Souza Oliveira Jr. <http://dx.doi.org/10.18618/REP.2020.4.0029>”

[11] apresenta uma estratégia de redundância em que as células adicionais operam a todo instante. Na ocorrência de uma falha, a célula defeituosa e as correspondentes de outras fases são retiradas do circuito principal por uma estrutura de *bypass*. Por sua vez, a referência [12] propõe a utilização de uma célula auxiliar em série com o conversor CHB. Quando uma falha é detectada, esta célula entra em operação. Apesar destas propostas terem sido inicialmente desenvolvidas para conversores CHB conectados em estrela, o conceito de redundância pode ser diretamente estendido para a topologia delta-CHB.

No entanto, é importante notar que há um custo associado à inserção de células redundantes no circuito do conversor. Uma outra abordagem possível é projetar o conversor para suportar um aumento de tensão nas células a medida que falhas ocorrem, conforme discutido em [13]. Contudo, esta estratégia implica em um projeto com fator de utilização reduzido de semicondutores. Outra alternativa é a estratégia de redução de capacidade (*derating*) após falhas. Todavia, o conversor não será capaz de absorver potência nominal da rede elétrica, o que é uma importante limitação.

Neste contexto, alguns trabalhos na literatura propõem estratégias de deslocamento de neutro e/ou injeção de sequência zero como uma estratégia de tolerância a falhas para conversores CHB. Nestas estratégias, as referências de tensão de cada fase devem ser modificadas quando ocorre uma falha em uma célula para garantir o balanceamento das tensões de linha [14], [15]. Portanto, estas estratégias proveem uma redistribuição do índice de modulação. É importante notar que esta estratégia é aplicável em conversores CHB conectados em estrela. Entretanto, tais abordagens não são aplicáveis no conversor delta-CHB, visto que este conversor apresenta um caminho para circulação de corrente de sequência zero.

Por outro lado, existe um potencial na região de sobremodulação pouco explorado na literatura. A referência [16] discute uma estratégia de modulação para estender a região de operação do conversor durante falhas. A estratégia é baseada na representação no espaço vetorial, permitindo que o conversor opere sob diferentes índices de modulação e condições de falha. A referência [17] propõe um método baseado no espaço vetorial, onde novas referências de tensão são geradas na ocorrência de uma falta. Estas metodologias são aplicáveis a conversores CHB conectados em estrela visto que elas modificam (direta ou indiretamente) a tensão de sequência zero sintetizada pelo conversor. Além disso, tais abordagens são mais indicadas para topologias com número menor de células, o que reduz a complexidade de implementação.

Conforme observado, a maioria das propostas de estratégias de tolerância a falhas presentes na literatura focam na topologia CHB conectada em estrela. Recentemente, o limite entre as regiões linear e sobremodulação do conversor delta-CHB foram apresentados em [18], assim como a operação do conversor sob falhas simétricas, isto é, o número de falhas em cada braço é sempre o mesmo (como ilustrado na Figura 1.a). O presente artigo é uma versão estendida de [18] e prevê as seguintes contribuições:

- Validação do modelo analítico da fronteira entre a região

linear e sobremodulação para diversas condições de operação;

- Avaliação da operação na região de sobremodulação durante falhas simétricas e assimétricas.

As falhas assimétricas podem ocorrer em um ou dois braços do conversor, como indicado na Figura 1.b. Portanto, a operação assimétrica assume que o número de falhas em cada braço do conversor não precisa ser o mesmo. Todos os resultados são baseados em um estudo de caso de um STATCOM de 17 MVA conectado a um sistema de distribuição de 13,8 kV.

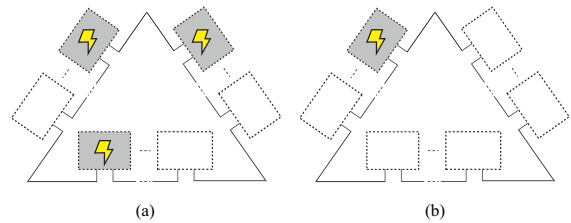


Fig. 1. Nomenclatura adotada para diferentes cenários de operação após falhas: (a) Exemplo de falha simétrica; (b) Exemplo de falha assimétrica.

Este artigo é organizado em 7 seções. A seção II apresenta o STATCOM baseado no conversor delta-CHB e a estratégia de controle utilizada. A seção III apresenta o modelo analítico da fronteira entre a região linear e a região de sobremodulação. A validação do modelo e uma análise de sensibilidade são conduzidas nesta seção. Uma discussão sobre a região de sobremodulação e o efeito de falhas é apresentado na seção IV. A seção V apresenta o estudo de caso. A seção VI mostra os resultados da simulação. Finalmente, as conclusões são apresentadas na seção VII.

II. CONVERSOR DELTA-CHB STATCOM

A. Topologia

O esquema do conversor delta-CHB STATCOM é apresentado na Figura 2. Esta topologia apresenta três braços conectados em delta. A indutância L_b é responsável por reduzir os harmônicos de alta ordem na corrente circulante [3], [19]. C é a capacitância da célula e L_f é a indutância do transformador de conexão. S_T representa um contator conectado em paralelo com cada célula que é responsável pela função *bypass* em caso de falhas [20]. O resistor R é usado para descarregar o capacitor da célula.

Quando módulos IGBT industriais são utilizados, a estrutura de *bypass* é baseada em um contator a vácuo (S_T), conforme ilustrado na Figura 2. Primeiramente, a falha é detectada e um sinal de inicialização é enviado ao contator no instante t_1 , como ilustrado na Figura 3. Tipicamente, estes contadores possuem um tempo máximo de fechamento de 60 ms [21]. No instante t_2 , o modo *bypass* é inicializado, visto que S_T entra em condução.

As correntes de saída e a corrente circulante podem ser calculadas pelas correntes dos braços, como segue:

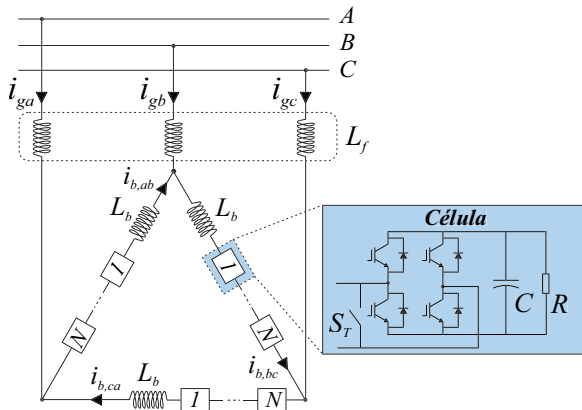


Fig. 2. Esquemático do conversor delta-CHB STATCOM.

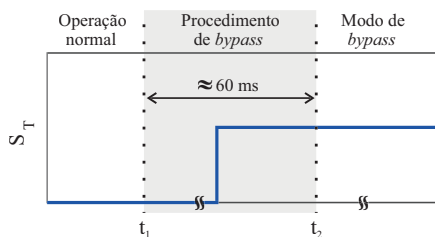


Fig. 3. Estados de condução do contator da estrutura de *bypass* durante o procedimento de retirada de células. O atraso máximo do contator é assumido como sendo igual a 60 ms para ligar.

$$\begin{cases} i_{ga} = i_{b,ab} - i_{b,ca}, \\ i_{gb} = i_{b,bc} - i_{b,ab}, \\ i_{gc} = i_{b,ca} - i_{b,bc}, \end{cases} \quad (1)$$

$$i_z = \frac{1}{3}(i_{b,ab} + i_{b,bc} + i_{b,ca}). \quad (2)$$

B. Estratégia de Controle

A estratégia de controle adotada é apresentada na Figura 4 e foi proposta por [4]. A corrente circulante (corrente de sequência zero) é usada para garantir o equilíbrio das tensões dos capacitores. A referência de corrente circulante é calculada pelo controle de balanceamento dos braços do conversor. Além disso, o controle da corrente de saída é realizado em coordenadas dq, sendo a referência da corrente de eixo direto calculada pelo controle da tensão global e a referência de corrente de eixo de quadratura calculada através da potência reativa que deve ser injetada pelo STATCOM. Nas malhas de corrente foram utilizados somente controladores com ganho proporcional (P), tendo em vista a presença da ação integral nas malhas externas (controle de tensão global e controle de potência reativa).

O controle de tensão global tem a finalidade de calcular a potência ativa necessária para fluir da rede para o conversor a fim de suprir as perdas de energia. O controle é realizado a partir da média das somas dos capacitores dos braços. Já o controle de potência reativa tem a finalidade de calcular a referência da corrente do eixo de quadratura a ser injetada na rede.

O controle de balanço dos braços tem a função de trocar energia entre os braços do conversor sem afetar a corrente de

saída. Este controle calcula a referência de corrente circulante fundamental, que se encontra em fase com a tensão de linha, a fim de drenar/fornecer potência ativa para o braço que estiver com maior/menor tensão.

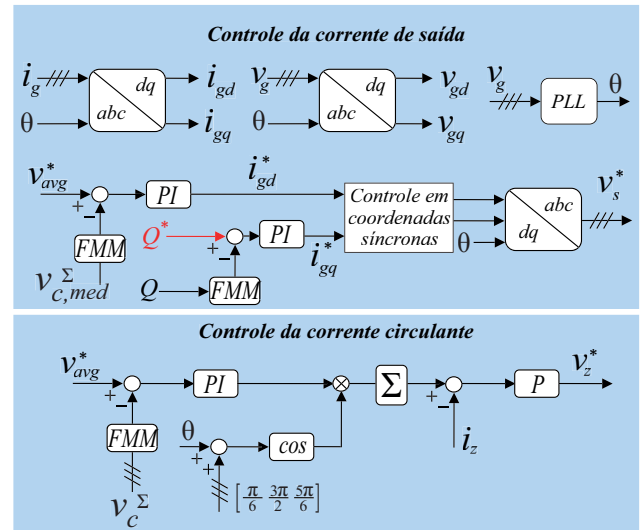


Fig. 4. Estratégia de controle do STATCOM baseado no conversor delta-CHB.

As tensões de referência v_z^* e v_s^* são normalizadas e multiplicadas pelo número de células operantes do conversor, ou seja, número de células totais (N) menos o número de falhas (F), conforme mostrado na Figura 5. Quando ocorre uma falha, o número máximo de células que podem ser inseridas no circuito diminui. Isto explica a presença do saturador. A atuação do saturador caracteriza a operação na região de sobremodulação. A não-linearidade causada pela ação deste saturador é compensada pela ação dos controladores de corrente. Posteriormente, o nível disponível mais próximo é alcançado aplicando a função *round*, que aproxima o argumento contínuo ao número inteiro mais próximo. Desta forma, tem-se uma forma de onda em escada.

A estratégia NLC-CTB (do inglês, *Nearest Level Control with cell tolerance band*) é utilizada para garantir o controle individual das tensões dos capacitores [22]. Este algoritmo monitora a tensão de cada célula e ordena as tensões dos capacitores em ordem de magnitude. A ordenação acontece quando qualquer tensão do capacitor violar os limites de tensão estipulados ou quando ocorrer uma mudança no número de células a serem inseridas. A ação de ordenação produz uma lista de células em ordem crescente ou decrescente, dependendo da direção da corrente do braço.

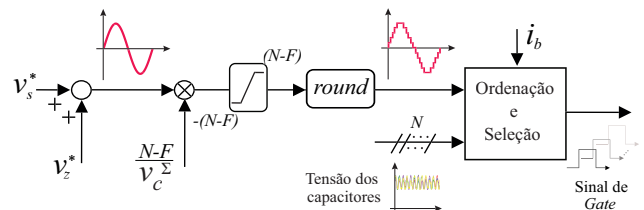


Fig. 5. Diagrama de blocos do método de modulação NLC-CTB. Esta estrutura é implementada para cada braço do conversor.

A tensão de saída é sintetizada com base no índice de inserção de cada braço, dado por [4], [23]:

$$n = \frac{v_z^* + v_s^*}{v_c^\Sigma}, \quad (3)$$

onde v_c^Σ representa a soma da tensão dos capacitores do braço.

É importante ressaltar que STATCOMs são dispositivos que devem apresentar baixas perdas de potência. Desta forma, estratégias de modulação que reduzem perdas são interessantes para esta aplicação. Estudos comparativos revelaram que a técnica NLC-CTB apresenta perdas de potência inferiores aos tradicionais esquemas baseados em portadoras, conforme discutido em [24]. Isto justifica a seleção desta estratégia.

III. LIMITE ENTRE REGIÃO LINEAR E SOBREMÓDULAÇÃO

Esta seção tem como objetivo calcular a mínima componente c.c. da soma das tensões dos capacitores, requerida para manter o conversor delta-CHB operando na região linear do modulador. Além disso, análises de sensibilidade em relação a capacitância da célula e a reatância do conversor são realizadas.

A. Componente C.C. Mínima Requerida da Soma das Tensões dos Capacitores

Esta seção tem como objetivo calcular o limite entre a região linear e a de sobremodulação do conversor [18]. Para o delta-CHB, a referência de tensão interna v_z^* é desprezada. Desta forma, a relação (3) se reduz a:

$$n = \frac{v_s^*}{v_c^\Sigma}, \quad (4)$$

onde v_s^* é a tensão de linha que o conversor deve sintetizar, dada por:

$$v_s^* = \sqrt{3}\widehat{V} \cos(\omega t + \delta + \theta_v + \frac{\pi}{6}), \quad (5)$$

onde θ_v assume os valores $(0, -\frac{2\pi}{3}, \frac{2\pi}{3})$ para as fases A, B e C, respectivamente. δ é o ângulo de v_s , ω é a frequência da rede e \widehat{V} é a amplitude da tensão fase-neutro.

A tensão de saída necessária para aplicações conectadas à rede, assumindo um valor desprezível de resistência do indutor, é dada por:

$$\widehat{V} = \sqrt{\left[\widehat{V}_g(1 + \Delta V_g) + x_{eq}\widehat{I} \sin(\phi)\right]^2 + \left[x_{eq}\widehat{I} \cos(\phi)\right]^2}, \quad (6)$$

onde ΔV_g representa o percentual de variação da tensão da rede e x_{eq} representa a reatância de saída do conversor, dada por:

$$x_{eq} = \frac{x_b}{3} + x_f, \quad (7)$$

onde x_b representa a reatância do braço e x_f representa a reatância do transformador. O ganho de $\frac{1}{3}$ é devido à transformação estrela-triângulo.

Usa-se a expressão da corrente do braço para calcular o ripple da tensão dos capacitores, dada por:

$$i_b = \frac{\widehat{I}}{\sqrt{3}} \cos\left(\omega t + \theta_v + \phi + \frac{\pi}{6}\right) + i_z, \quad (8)$$

onde i_z é desprezado para a topologia delta-CHB sob condições balanceadas [4].

A soma das tensões dos capacitores pode ser calculada por [4]:

$$v_c^\Sigma = v_d + \frac{N\widehat{V}\widehat{I}}{4\omega C v_d} \sin\left(2\omega t + 2\theta_v + \delta + \phi + \frac{\pi}{3}\right), \quad (9)$$

onde v_d é a componente c.c. da v_c^Σ e ϕ é o ângulo da corrente do braço.

Por fim, o índice de inserção máximo dado por (4) ocorre quando $n = 1$ e $\omega t = -\delta - \frac{\pi}{6} - \theta_v$. Devido a simetria, somente o braço AB é analisado, isto é, $\theta_v = 0$. Portanto, a substituição de (5) e (9) em (4) resulta em:

$$1 = \frac{\sqrt{3}\widehat{V}}{v_d + \frac{N\widehat{V}\widehat{I}}{4\omega C v_d} \sin(\phi - \delta)}. \quad (10)$$

Resolvendo (10) para v_d , o seguinte polinômio de segunda ordem é obtido:

$$\underbrace{4\omega C v_d^2}_a - \underbrace{4\sqrt{3}\widehat{V}\omega C v_d}_b + \underbrace{N\widehat{V}\widehat{I} \sin(\phi - \delta)}_c = 0. \quad (11)$$

Assim, o valor mínimo de v_d requerido para operação na região linear é dado por:

$$v_d = \max\left(\frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}, \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}\right). \quad (12)$$

A Figura 6 mostra a componente c.c. mínima requerida de v_c^Σ , considerando os parâmetros da Tabela I. Como pode ser observado, a situação crítica acontece na região capacitiva, porque ela requer 28 % mais tensão (componente c.c.) do que na região indutiva.

TABELA I
Parâmetros do conversor delta-CHB.

Parâmetro	Valor
Tensão da rede (v_g)	13,8 kV
Tensão c.c. efetiva (v_d)	22,5 kV
Potência nominal (S_n)	17 MVA
Indutância do transformador (L_f)	4,75 mH
Relação X/R do transformador	18
Indutância do braço (L_b)	5 mH
Relação X/R do braço	17
Capacitância da célula (C)	5 mF
Tensão nominal da célula (v_{cel}^*)	937,5 V
Frequência da rede (f_n)	60 Hz
Número de células (N)	24 por braço

O modelo analítico desenvolvido é validado por meio de simulações no ambiente PLECS, conforme mostrado na Figura 7. O maior erro relativo encontrado entre o modelo

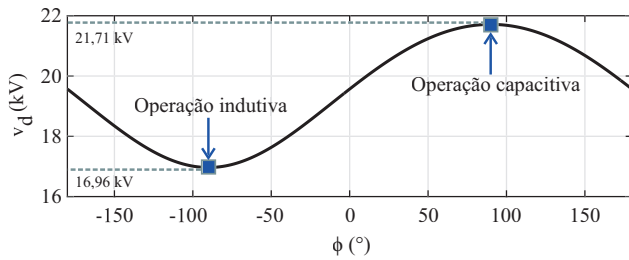


Fig. 6. Componente c.c. mínima requerida da soma das tensões dos capacitores.

análítico e o simulado é de 0,97 % para a operação capacitiva.

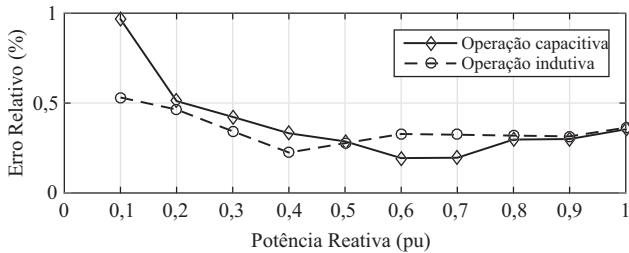


Fig. 7. Erro relativo entre o modelo analítico e simulado para operação na região linear do modulador.

A Figura 8 apresenta a tensão de referência inserida e a soma das tensões dos capacitores para condição de operação de 1 pu de potência reativa. A Figura 8.a e a Figura 8.b mostram o modelo analítico e a simulação no PLECS para operação capacitiva. As Figuras 8.c e 8.d apresentam curvas obtidas do modelo analítico e simuladas para a operação indutiva.

Como pode ser observado, a referência de tensão inserida é limitada pela soma das tensões dos capacitores nas operações capacitiva e indutiva. As diferenças observadas nas Figuras 7 e 8 são justificadas pelos seguintes fatores:

1. Os capacitores não são perfeitamente balanceados na simulação, devido a baixa frequência de comutação obtida pelo NLC-CTB ($< 130\text{Hz}$);
2. A contribuição da tensão interna v_z , que é desprezada no modelo analítico.

B. Análise de Sensibilidade

Esta seção analisa o efeito da variação de alguns parâmetros do conversor na componente c.c. mínima requerida da soma das tensões dos capacitores, como corrente de saída, capacitância da célula e reatância de saída.

O efeito da amplitude da corrente de saída é apresentado na Figura 9.a. Como observado, quando a corrente é reduzida, a componente c.c. mínima requerida da tensão diminui na região capacitiva e aumenta na região indutiva.

O efeito da capacitância da célula é apresentado na Figura 9.b. A componente c.c. mínima requerida da tensão diminui na região indutiva e aumenta na região capacitiva quando o valor de capacitância é acrescido.

Por fim, o efeito da reatância de saída é apresentado na Figura 9.c. Como observado, quando o valor de reatância é reduzido, a componente c.c. mínima requerida da tensão aumenta na região indutiva e diminui na região capacitiva.

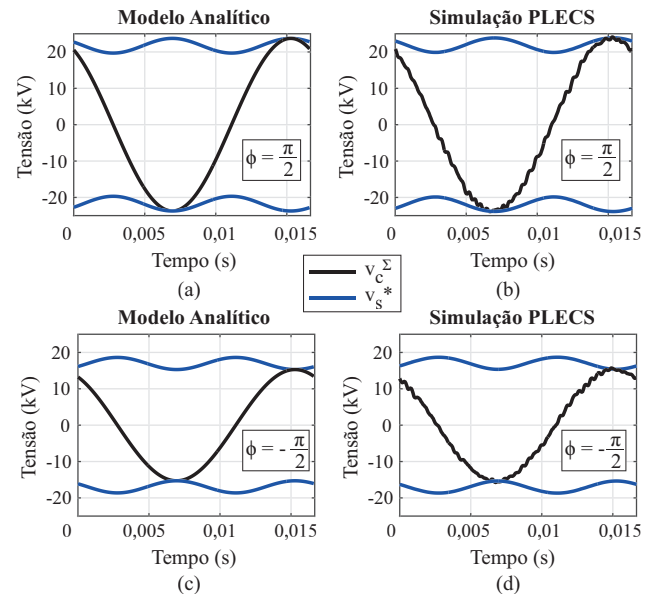


Fig. 8. Referência de tensão e soma das tensões dos capacitores no limite da região linear do modulador, considerando condição de operação de 1 pu: (a) Resultado analítico para $\phi = \pi/2$; (b) Resultado simulado para $\phi = \pi/2$; (c) Resultado analítico para $\phi = -\pi/2$; (d) Resultado simulado para $\phi = -\pi/2$.

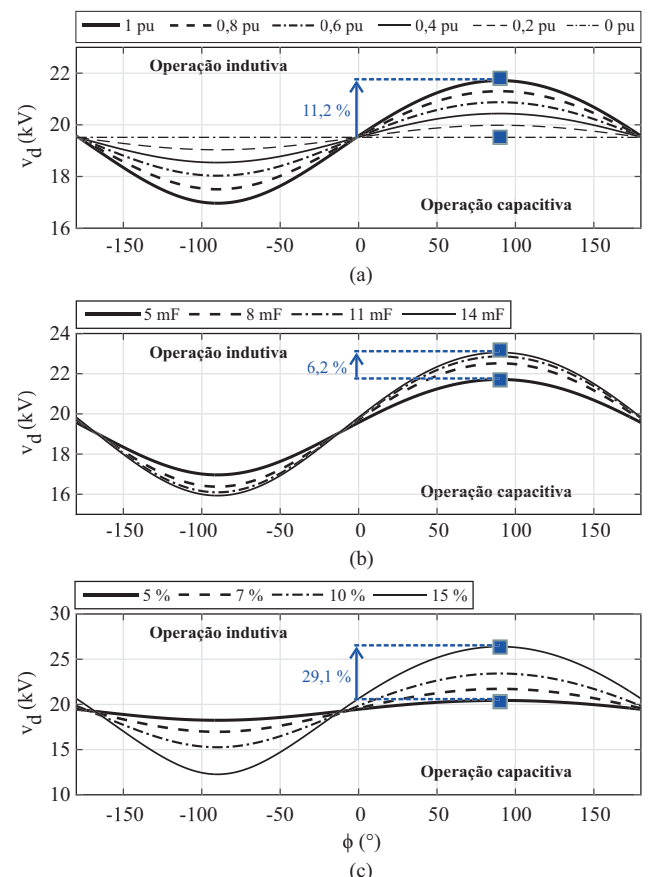


Fig. 9. v_d mínimo para variação de: (a) corrente de saída, (b) capacitância da célula e (c) reatância de saída.

O STATCOM baseado na topologia delta-CHB deve ser capaz de operar com potência nominal para a operação indutiva e capacitiva. Para os parâmetros adotados, $v_d \approx 21,71$ kV na potência reativa capacitiva nominal. Para lidar com as

variações paramétricas e a componente de tensão adicional para controle de corrente circulante, uma margem de tensão adicional deve ser levada em consideração. Neste trabalho, 4 % de margem é adotado. Desta forma, $v_d \approx 22,5$ kV. Sob estas condições, para $N = 24$, a referência de tensão da célula é $v_{cel}^* \approx 938$ V e dispositivos semicondutores de 1,7 kV podem ser utilizados.

IV. SOBREMÓDULAÇÃO E TOLERÂNCIA A FALHAS

Esta seção tem como objetivo apresentar as estratégias de tolerância a falhas para um STATCOM baseado no conversor delta-CHB, assim como seus efeitos na corrente injetada na rede. Além disso, é apresentado o efeito das falhas na mínima componente c.c. da soma das tensões dos capacitores, requerida para manter o conversor em operação.

A Figura 10 ilustra as tensões de referência sintetizadas por um braço do conversor e a soma das tensões dos capacitores para um delta-CHB STATCOM operando com potência reativa capacitiva nominal. Em $t = 29$ ms, falhas ocorrem em um braço do conversor e duas estratégias de operação podem ser adotadas. A primeira é a redução da referência de potência reativa injetada (*derating*) para reduzir a tensão de referência sintetizada, conforme indicado na linha tracejada. Assim, o conversor continuará operando na região linear. Esta estratégia limitará a capacidade de injeção de potência reativa do STATCOM. Por outro lado, outra estratégia é operar o conversor na região de sobremodulação. A referência de potência reativa injetada não é alterada e a tensão de referência sintetizada também, conforme indicado na linha contínua. O controle em malha fechada é responsável por ajustar a nova referência de forma a garantir a operação estável do conversor.

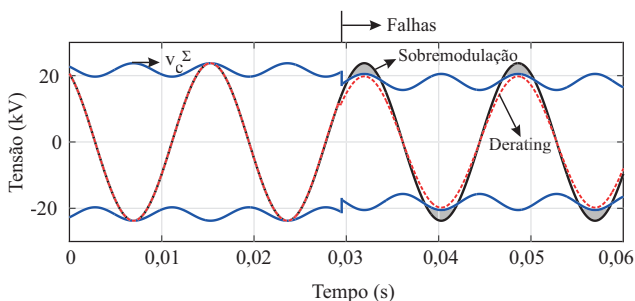


Fig. 10. Estratégias de tolerância a falhas para um STATCOM baseado no conversor delta-CHB.

A Figura 11 apresenta a componente c.c. mínima requerida da soma das tensões dos capacitores, em pu, em função do número de falhas. Os parâmetros da Tabela I e corrente nominal são consideradas. O valor base é a tensão necessária quando o conversor está em operação normal, isto é, quando não ocorreram falhas. Como observado, quando ocorrem falhas, a componente c.c. mínima necessária aumenta, porque um número menor de células está disponível. Portanto, a tensão de cada célula deve ser elevada para garantir a operação na região linear.

No entanto, um projeto econômico de um conversor delta-CHB não levará em consideração margens grandes para aumentar as tensões dos capacitores. Portanto, quando ocorrem falhas, o conversor passa a operar na região de sobremodulação. As áreas sombreadas indicam os ângulos em

que o conversor opera na sobremodulação. Considerando a operação como STATCOM, esse fenômeno ocorre apenas para operação capacitiva.

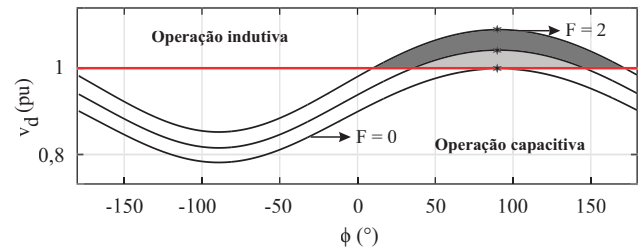


Fig. 11. Efeito de falhas na componente c.c. mínima requerida da soma das tensões dos capacitores.

A Figura 12 compara a corrente, em pu, injetada na rede quando são utilizadas a sobremodulação e a estratégia de *derating* para os parâmetros apresentados na Tabela I. Após 1 falha, o conversor controlado no modo *derating* pode injetar apenas 50 % da energia inicial. Por outro lado, a operação na região de sobremodulação não resulta na perda de capacidade de energia injetada após falhas. Por isso, este trabalho busca avaliar a operação do conversor na região de sobremodulação como estratégia de tolerância a falhas.

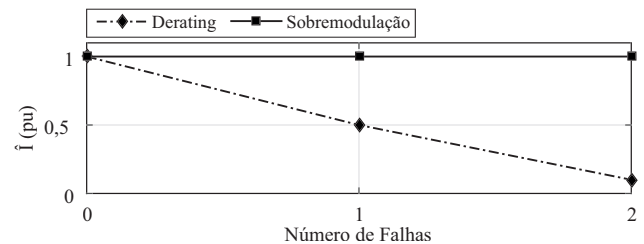


Fig. 12. Comparação da corrente injetada para estratégias de *derating* e sobremodulação. O valor base é a corrente de saída nominal injetada na rede.

A operação na sobremodulação tende a tornar a tensão de linha sintetizada mais próxima de uma onda quadrada. Desta forma, é de se esperar que a tensão de linha apresente todos os harmônicos ímpares em seu espectro harmônico. Os harmônicos múltiplos de três gerados pela sobremodulação (que naturalmente são de sequência zero) vão perturbar a corrente circulante do conversor. Por outro lado, os harmônicos ímpares não múltiplos de três (que são de sequência positiva e negativa) vão perturbar a corrente injetada na rede pelo STATCOM. É importante ressaltar que a operação na região de sobremodulação é usualmente evitada em conversores de dois níveis conectados à rede, devido ao aumento da distorção harmônica de corrente (do inglês, *total harmonic distortion* (THD)). Contudo, visto que o conversor em questão é modulado por NLC-CTB, isto é, uma técnica de modulação em escada, para baixos números de falhas, espera-se um aumento lento da THD.

Em teoria, espera-se que na região de sobremodulação, o conversor sintetize 27 % mais tensão [25]. Desta forma, idealmente, 27 % das células podem falhar. Contudo, o aumento de distorção harmônica vai limitar a aplicação da técnica. Portanto, este trabalho considera um máximo de 2 falhas em um conversor com 24 células.

V. ESTUDO DE CASO

Os parâmetros do STATCOM baseado no conversor delta-CHB são apresentados na Tabela I. Além disso, os ganhos dos controladores são apresentados na Tabela II. Os ganhos dos controladores foram ajustados de acordo com as diretrizes propostas por [26], sendo projetados através da técnica de alocação de polos. Nas malhas internas (controle da corrente da rede e da corrente circulante), os polos foram alocados cerca de uma década abaixo da frequência de amostragem.

Para as malhas de potência reativa e controle de tensão global, os controladores foram ajustados para obter uma banda passante em torno de 30 Hz. Além disso, o controle de balanço dos braços foi ajustado de forma a obter uma banda passante de 15 Hz. Os controladores proporcionais-integrais foram discretizados pelo método de Tustin e implementados com funções *anti wind-up*. As simulações foram desenvolvidas no ambiente PLECS.

Para analisar a operação do conversor na região de sobremodulação, é simulada a compensação de 1 pu de potência reativa na região capacitiva (condição mais crítica para o conversor, conforme apresentado na Figura 11). Além disso, a notação $F = [F_{AB}, F_{BC}, F_{CA}]$ é usada para representar o número de falhas em cada braço do conversor. Em $t = 0,5$ s, duas falhas acontecem no braço AB ($F=[2,0,0]$). Em $t = 1$ s, duas falhas acontecem no braço BC ($F=[2,2,0]$). Por fim, em $t=1,5$ s duas falhas acontecem no braço CA ($F=[2,2,2]$).

TABELA II

Parâmetros dos Controladores do delta-CHB STATCOM.

Parâmetro	Valor
Frequência de amostragem (f_s)	14 kHz
Controle em coordenadas síncronas ($k_{p,i}$)	56,30
Controle de corrente circulante ($k_{p,z}$)	62,83
Controle de tensão global ($k_{p,v}; k_{i,v}$)	0,1725; 2,9562
Controle de balanço dos braços ($k_{p,b}; k_{i,b}$)	0,0498; 0,4267
Controle de potência reativa ($k_{p,q}; k_{i,q}$)	$6,57 \times 10^{-6}$; 0,0058
Frequência do filtro de média móvel (FMM)	120 Hz

VI. RESULTADOS

As Figuras 13.a, 13.b e 13.c apresentam as tensões dos capacitores para os braços AB, BC e CA, respectivamente. Observa-se que devido ao resistor conectado em cada célula, é possível ver a redução da tensão das células que falharam. As Figuras 13.d a 13.o apresentam em detalhes o efeito das falhas nas tensões dos capacitores. Como observado, os capacitores continuam balanceados após as falhas.

A Figura 14.a ilustra a corrente circulante do conversor em pu. O valor base é a corrente de saída nominal injetada na rede. A ondulação após duas falhas em cada braço, aumenta significativamente devido ao aumento dos componentes de baixa harmônica sintetizados pelo conversor. As correntes de braço são apresentadas na Figura 14.b. Na Figura 14.c é

Nos resultados apresentados, o valor do resistor utilizado é muito pequeno. Isto foi feito para mostrar o processo de descarga das células que falharam em um curto período de tempo. É importante ressaltar que, em aplicações práticas, os resistores são calculados para descarregar completamente as células após alguns minutos, o que leva a valores de resistência mais altos do que aqueles usados nas simulações

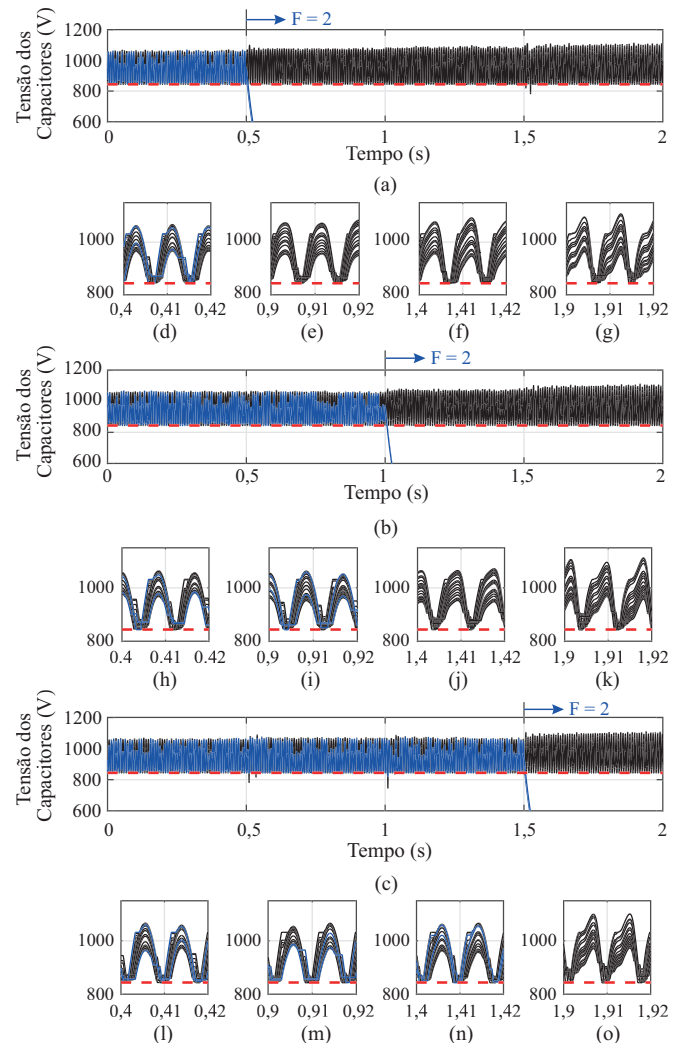


Fig. 13. Efeito de falhas na tensão dos capacitores do (a) braço AB, (b) braço BC e (c) braço CA. Detalhe da tensão dos capacitores do braço AB para (d) $F=[0,0,0]$, (e) $F=[2,0,0]$, (f) $F=[2,2,0]$ e (g) $F=[2,2,2]$. Detalhe da tensão dos capacitores do braço BC para (h) $F=[0,0,0]$, (i) $F=[2,0,0]$, (j) $F=[2,2,0]$ e (k) $F=[2,2,2]$. Detalhe da tensão dos capacitores do braço CA para (l) $F=[0,0,0]$, (m) $F=[2,0,0]$, (n) $F=[2,2,0]$ e (o) $F=[2,2,2]$.

possível ver em detalhes o conversor operando normalmente. Após duas falhas no braço AB, Figura 14.d apresenta em detalhes seu efeito e o aumento da distorção harmônica na fase AB, principalmente. Figura 14.e mostra o efeito das duas falhas em $t = 1$ s no braço BC e um aumento da distorção harmônica nas fases AB e BC. Por fim, o efeito das duas falhas em $t = 1,5$ s no braço CA é mostrado na Figura 14.f. Como pode ser observado, as três fases apresentam distorção semelhante devido à operação com falha simétrica.

Quando acontece a sobremodulação, a saturação nos índices de inserção gera em cada fase harmônicos ímpares associados a uma onda quadrada. Na corrente de braço e, conseqüentemente, na corrente circulante, fluem os harmônicos triplos (3^{rd} , 9^{th} , 15^{th} , etc). Este efeito pode ser visto na Figura 15. Figura 15.a mostra o espectro da corrente de braço antes das falhas e Figura 15.b mostra o efeito após duas falhas. Como pode ser observado, há um aumento significativo na componente de terceiro harmônico.

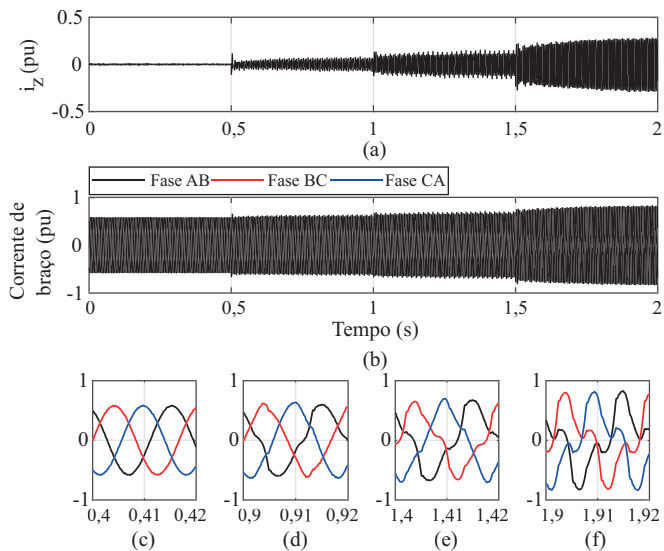


Fig. 14. Efeito de falhas na (a) corrente circulante e (b) corrente do braço. Detalhe da corrente do braço para (c) $F=[0,0,0]$, (d) $F=[2,0,0]$, (e) $F=[2,2,0]$ e (f) $F=[2,2,2]$.

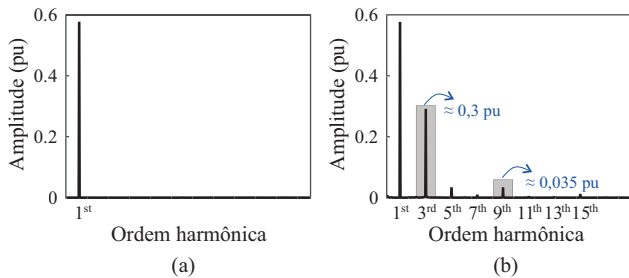


Fig. 15. Efeito de falhas no espectro da corrente de braço (fase AB) para: (a) $F=[0,0,0]$ e (b) $F=[2,2,2]$.

A Figura 16.a apresenta a potência ativa e reativa instantânea fornecida à rede. O valor base é a potência nominal do conversor. Como observado, o conversor injeta potência reativa instantânea média nominal na rede. Após a segunda falha no braço CA em $t = 1,5$ s, a oscilação na potência instantânea aumenta devido ao aumento dos harmônicos de corrente de saída de baixa ordem (típicos na região de sobremodulação). A corrente de saída é ilustrada na Figura 16.b. O valor base é a corrente de saída nominal injetada na rede. As Figuras 16.c a 16.f apresentam o efeito das falhas na corrente de saída. Como observado, quando o conversor opera de forma assimétrica, apenas uma ou duas fases apresentam distorção harmônica significativa após duas falhas.

Figura 17.a mostra o espectro da corrente de saída antes das falhas. Quando acontece a sobremodulação, a saturação nos índices de inserção gera em cada fase harmônicos ímpares associados a uma onda quadrada. Na corrente de saída fluem os harmônicos ímpares não múltiplos de três (5^{th} , 7^{th} , 11^{th} , etc), como é apresentado na Figura 17.b.

O efeito das falhas no número de células inseridas em cada braço são apresentados na Figura 18.a a 18.d. É possível visualizar uma saturação nas curvas, visto que após falhas o número de células operantes diminui.

Por fim, a Figura 19 apresenta o efeito de falhas no THD da corrente de saída para diferentes condições de

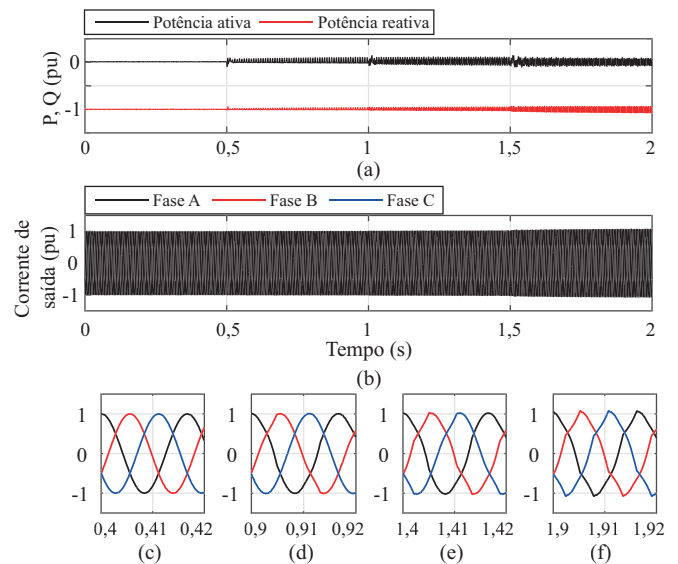


Fig. 16. Efeito de falhas na (a) potência ativa e reativa instantânea e (b) corrente de saída. Detalhe da corrente de saída para (c) $F=[0,0,0]$, (d) $F=[2,0,0]$, (e) $F=[2,2,0]$ e (f) $F=[2,2,2]$.

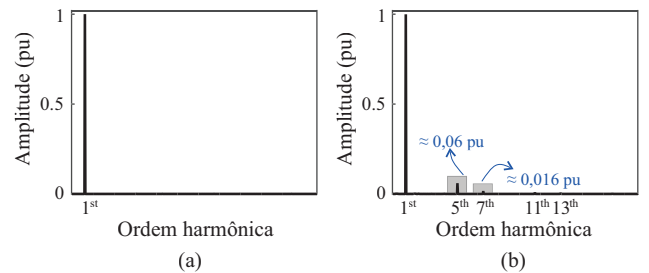


Fig. 17. Efeito de falhas no espectro da corrente de saída (fase A) para: (a) $F=[0,0,0]$ e (b) $F=[2,2,2]$.

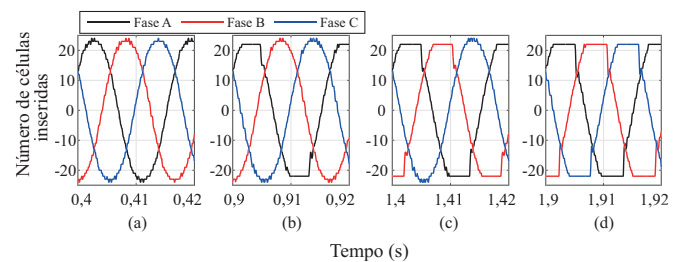


Fig. 18. Detalhe do efeito de falhas no número de células inseridas para (a) $F=[0,0,0]$, (b) $F=[2,0,0]$, (c) $F=[2,2,0]$ e (d) $F=[2,2,2]$.

operação. Como observado, após a primeira falha, seja em condição assimétrica ou simétrica, a THD é inferior ao valor recomendado pela IEEE 519-2014 (5 %) [27]. Após a segunda falha em mais de um braço, esta distorção eleva significativamente, ficando superior ao limite estabelecido.

VII. CONCLUSÕES

Este artigo analisou a tolerância a falhas de um conversor delta-CHB STATCOM na região de sobremodulação. Uma expressão para a fronteira da região linear e a sobremodulação foi determinada e validada para o conversor delta-CHB. O erro obtido entre os modelos analítico e simulado foi inferior a 1 %. Além disso, a análise de sensibilidade revelou que existe uma forte dependência dos limites da região linear em relação

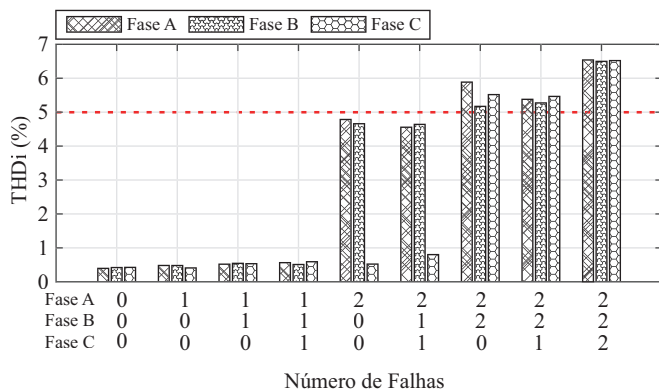


Fig. 19. Efeito de falhas na THD da corrente de saída.

à indutância de braço e à capacitância da célula.

Utilizando as expressões encontradas, foi determinado o número de células requerido de um STATCOM de 17 MVA/13,8 kV. Este estudo de caso foi utilizado para demonstrar a tolerância a falhas inerente do conversor delta-CHB. Os resultados indicam que o conversor pode operar após 2 falhas. No entanto, considerando as restrições de THD e a distribuição de falhas nos braços do conversor, o fator de redundância obtido foi de $\frac{4}{3 \times 24} = 5,5\%$ sem nenhum custo adicional.

É importante mencionar que a estratégia de tolerância a falhas foi validada por meio de simulação. No entanto, a validação experimental e a extensão da metodologia para outras topologias de conversores multiníveis são sugestões para trabalhos futuros.

AGRADECIMENTOS

Este estudo foi apoiado em parte pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001, em parte pelo CNPq e em parte pela FAPEMIG.

REFERÊNCIAS

[1] M. R. Nasiri, S. Farhangi, J. Rodriguez, “Model Predictive Control of a Multilevel CHB STATCOM in Wind Farm Application Using Diophantine Equations”, *IEEE Trans on Ind Electron*, vol. 66, no. 2, pp. 1213–1223, Feb. 2019.

[2] Z. Wang, S. Fan, Y. Zheng, M. Cheng, “Design and Analysis of a CHB Converter Based PV-Battery Hybrid System for Better Electromagnetic Compatibility”, *IEEE Trans on Magn*, vol. 48, no. 11, pp. 4530–4533, Nov. 2012.

[3] A. F. Cupertino, J. V. M. Farias, H. A. Pereira, S. I. Seleme, R. Teodorescu, “Comparison of DSCC and SDBC Modular Multilevel Converters for STATCOM Application During Negative Sequence Compensation”, *IEEE Trans Ind Electron*, vol. 66, no. 3, pp. 2302–2312, March 2019.

[4] M. Hagiwara, R. Maeda, H. Akagi, “Negative-Sequence Reactive-Power Control by a PWM STATCOM Based on a Modular Multilevel Cascade Converter (MMCC-SDBC)”, *IEEE Trans Ind Appl*, vol. 48, no. 2, pp. 720–729, March 2012.

[5] ABB, *Static compensator (STATCOM)*, URL: <https://new.abb.com/facts/statcom>.

[6] Siemens, *Optimal dynamic grid stabilization*, URL: <https://new.siemens.com/global/en/products/energy/high-voltage/facts/portfolio/svcplus.html>.

[7] GE, *Static Synchronous Compensator (STATCOM) Solutions*, URL: https://www.gegridsolutions.com/products/brochures/powerd_vtf/STATCOM_GEA31986_HR.pdf.

[8] L. Hui, Z. Meimei, Y. Ran, L. Wei, D. Jili, L. Haiyang, Q. Haitao, “Reliability modelling and analysis on MMC for VSC-HVDC by considering the press-pack IGBT and capacitors failure”, *The Journal of Engineering*, vol. 2019, no. 16, pp. 2219–2223, Jan. 2019.

[9] N. Ahmed, L. Angquist, A. Antonopoulos, L. Harnefors, S. Norrga, H. Nee, “Performance of the modular multilevel converter with redundant submodules”, in *Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, pp. 003922–003927, Nov 2015.

[10] G. S. Konstantinou, M. Ciobotaru, V. G. Agelidis, “Effect of redundant sub-module utilization on modular multilevel converters”, in *IEEE International Conference on Industrial Technology*, pp. 815–820, March 2012.

[11] W. Song, A. Q. Huang, “Fault-Tolerant Design and Control Strategy for Cascaded H-Bridge Multilevel Converter-Based STATCOM”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 8, pp. 2700–2708, Aug. 2010.

[12] H. Salimian, H. Iman-Eini, “Fault-Tolerant Operation of Three-Phase Cascaded H-Bridge Converters Using an Auxiliary Module”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, no. 2, pp. 1018–1027, Feb. 2017.

[13] J. V. M. Farias, A. F. Cupertino, H. A. Pereira, S. I. S. Junior, R. Teodorescu, “On the Redundancy Strategies of Modular Multilevel Converters”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 33, no. 2, pp. 851–860, April 2018.

[14] L. Maharjan, T. Yamagishi, H. Akagi, J. Asakura, “Fault-Tolerant Operation of a Battery-Energy-Storage System Based on a Multilevel Cascade PWM Converter With Star Configuration”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 25, no. 9, pp. 2386–2396, Sept. 2010.

[15] Chia-tse Lee, Hsin-chih Chen, Ping-heng Wu, Ching-wei Wang, Ching-hsiang Yang, Po-tai Cheng, “A fault tolerant operation technique for STATCOMs based on star-connected cascaded H-bridges multilevel converter”, in *2015 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, pp. 995–1001, 2015.

[16] F. Carnielutti, H. Pinheiro, “Extending the Operation of Asymmetrical Cascaded Multilevel Converters Under Fault Conditions on the Converter Power Cells”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, no. 3, pp. 1853–1862, March 2017.

- [17] M. Aleenejad, H. Mahmoudi, R. Ahmadi, “Unbalanced Space Vector Modulation with Fundamental Phase Shift Compensation for Faulty Multilevel Converters”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 31, no. 10, pp. 7224–7233, Oct. 2016.
- [18] D. C. Mendonça, A. F. Cupertino, H. A. Pereira, S. I. Seleme, R. Teodorescu, “Inherent Redundancy of SDBC-MMCC based STATCOM in the Overmodulation Region”, in *IEEE Brazilian Power Electronics Conference and IEEE Southern Power Electronics Conference*, pp. 1–6, 2019.
- [19] H. Akagi, “Classification, Terminology, and Application of the Modular Multilevel Cascade Converter (MMCC)”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 26, no. 11, pp. 3119–3130, Nov. 2011.
- [20] F. Hassan, “Hvdc-vsc: transmission technol. of the future”, *Alstom Grid, Tech Rep*, 2011.
- [21] Siemens, *3TM Vacuum Contactors*, URL: https://cache.industry.siemens.com/dl/files/517/109745517/att_973846/v1/HG_11_23_3TM_EN_2019_201902051237437506.pdf.
- [22] A. Hassanpoor, L. Angquist, S. Norrga, K. Ilves, H. Nee, “Tolerance Band Modulation Methods for Modular Multilevel Converters”, *IEEE Trans Power Electron*, vol. 30, no. 1, pp. 311–326, Jan 2015.
- [23] L. Angquist, A. Antonopoulos, D. Siemaszko, K. Ilves, M. Vasiladiotis, H. Nee, “Open-Loop Control of Modular Multilevel Converters Using Estimation of Stored Energy”, *IEEE Trans Ind Appl*, vol. 47, no. 6, pp. 2516–2524, Nov 2011.
- [24] A. Hassanpoor, S. Norrga, A. Nami, “Loss evaluation for modular multilevel converters with different switching strategies”, in *2015 9th International Conference on Power Electronics and ECCE Asia (ICPE-ECCE Asia)*, pp. 1558–1563, 2015.
- [25] S. Lerdudomsak, S. Doki, S. Okuma, “Analysis for Unstable Problem of PMSM Current Control System in Overmodulation Range”, in *IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, pp. 1–8, 2008.
- [26] L. Maharjan, S. Inoue, H. Akagi, “A Transformerless Energy Storage System Based on a Cascade Multilevel PWM Converter With Star Configuration”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 5, pp. 1621–1630, Sept.-Oct. 2008.
- [27] “IEEE Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems”, *IEEE Std 519-2014 (Revision of IEEE Std 519-1992)*, pp. 1–29, June 2014.

DADOS BIOGRÁFICOS

Dayane do Carmo Mendonça, possui graduação em Engenharia Elétrica (2018) pela Universidade Federal de Viçosa (UFV). Atualmente, realiza o mestrado em Engenharia Elétrica no Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG). Seus principais interesses de pesquisa incluem conversores modulares multinível e sistemas de geração de energia renovável.

Allan Fagner Cupertino, possui graduação em Engenharia Elétrica (2013) pela Universidade Federal de Viçosa (UFV), mestrado (2015) e doutorado (2019) em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Realizou doutorado sanduíche na Aalborg University, Dinamarca. Desde 2014 é professor no Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), atuando na área de máquinas elétricas e eletrônica de potência. Seus principais interesses de pesquisa incluem conversores modulares multinível e suas aplicações, energia solar fotovoltaica, sistemas de armazenamento de energia por baterias e confiabilidade de conversores eletrônicos.

Heverton Augusto Pereira, possui graduação em Engenharia Elétrica (2007) pela Universidade Federal de Viçosa (UFV), mestrado em Engenharia Elétrica (2009) pela Universidade de Campinas (UNICAMP) e doutorado em Engenharia Elétrica (2015) pela Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Realizou doutorado sanduíche (2014) na Aalborg University, Dinamarca. Desde 2009 é professor na Universidade Federal de Viçosa. Seus principais interesses de pesquisa incluem conversores conectados à rede para sistemas de energia fotovoltaica e eólica e sistemas de transmissão de alta tensão baseados em MMC.

Seleme Isaac Seleme Júnior, possui graduação em Engenharia Elétrica (1977) pela Escola Politécnica (USP), mestrado em Engenharia Elétrica (1985) pela Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC) e doutorado em Controle e Automação (1994) pelo Institut National Polytechnique de Grenoble (INPG). Atualmente, é professor no Departamento de Engenharia Eletrônica da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Seus principais interesses de pesquisa incluem sistemas de energia renovável, conversores modulares multinível e controle não linear aplicado em conversores de energia.

Remus Teodorescu, possui graduação em Engenharia Elétrica (1989) pela Polytechnical University of Bucharest, Romênia e doutorado em Eletrônica de Potência (1994) pela University of Galati, Romênia. Em 1998, ele ingressou na Aalborg University, onde atualmente trabalha como professor. Entre 2013 e 2017, ele foi professor visitante na Chalmers University. Foi coordenador do Programa Vestas Power (2007 - 2013, envolvendo 10 projetos de doutorado nas áreas de eletrônica de potência, sistemas de energia e armazenamento de energia. Seus principais interesses de pesquisa incluem: projeto e controle de conversores de energia para sistemas fotovoltaicos e eólicos, rede de integração com energia eólica, HVDC/FACTS baseado em MMC, conversores baseados em SiC e sistemas de armazenamento.