

ĐÁNH GIÁ ĐỘ TIN CẬY CHO BỘ TĂNG ÁP CỦA CÁC HỆ THỐNG ĐIỆN MẶT TRỜI TRONG LƯỚI ĐIỆN VI MÔ MỘT CHIỀU

Lê Duy Phúc^{1,*}, Bùi Minh Dương²

¹Công ty Điện lực Chợ Lớn - Tổng công ty Điện lực TP.HCM

²Trường Đại học Việt Đức

*Email: phucl91@gmail.com

Ngày nhận bài: 04/12/2023; Ngày nhận bài sửa: 23/12/2023; Ngày chấp nhận đăng: 15/01/2024

TÓM TẮT

Lưới điện vi mô một chiều (LĐVMMC) thường sử dụng hệ thống điện mặt trời (PVS) và hệ thống pin tích trữ năng lượng (BESS) khi hoạt động tách khỏi lưới điện chính. Theo đó, những trường hợp dao động trong quá trình vận hành hoặc sự cố của hệ thống PVS sẽ ảnh hưởng đến độ tin cậy hoạt động của các bộ chuyển đổi công suất. Nghiên cứu này thực hiện việc đánh giá độ tin cậy của các bộ chuyển đổi DC-DC tăng áp (BTA) trong hệ thống PVS dưới điều kiện động học hoặc sự cố. Để thực hiện phân tích độ tin cậy hoạt động, các chỉ số về tần suất hỏng hóc dựa vào dao động điện áp (TSHH_DĐĐA) hoặc dòng điện sự cố (TSHH_DĐSC) của BTA được phương trình hóa. Cụ thể, BTA và các phần tử cấu thành sẽ được đánh giá độ tin cậy dựa vào sự kết hợp giữa tần suất hỏng hóc do thời gian sử dụng (TSHH_TGSD), TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC với mô hình chuyển trạng thái Markov. Các kết quả thực nghiệm đã cho thấy tuổi thọ hoạt động trung bình (TTHĐTB) và thời gian hỏng hóc lặp lại (TGHLL) của BTA cũng sẽ giảm đáng kể bởi những ảnh hưởng từ quá trình động học và sự cố trong LĐVMMC.

Từ khóa: Bộ tăng áp, lưới điện vi mô một chiều, động học, sự cố, hệ thống điện mặt trời, đánh giá độ tin cậy.

1. GIỚI THIỆU

Hệ thống điện cục bộ thường chứa một số lưới điện vi mô một chiều (LĐVMMC) có tích hợp nguồn điện mặt trời (PVS) và hệ thống pin tích trữ năng lượng (BESS). Trong những lưới điện này, phụ tải sinh hoạt thường sử dụng nguồn điện một chiều lấy từ hệ thống PVS tại LĐVMMC [1-3]. Để đáp ứng với những dao động động học bên trong LĐVMMC, hệ thống PVS thường được triển khai kết hợp với hệ thống BESS bởi vì hệ thống này có thể hoạt động xả/nạp công suất để hỗ trợ cho hệ thống PVS đáp ứng nhu cầu của phụ tải tiêu thụ điện. Tuy nhiên, hoạt động nạp/xả của hệ thống BESS và tính bất định của tự nhiên, vốn khiến cho công suất ngõ ra của hệ thống PVS dao động, có thể gây ảnh hưởng đến độ tin cậy hoạt động của những thiết bị chuyển đổi công suất bên trong LĐVMMC. Hơn thế nữa, những sự cố xảy ra trong quá trình vận hành cũng ảnh hưởng tiêu cực đến những thiết bị chuyển đổi công suất đó. Chính vì thế, trong bài nghiên cứu này, các tác giả sẽ nghiên cứu về độ tin cậy hoạt động của bộ tăng áp (BTA) trong những viễn cảnh động học và sự cố.

1.1. Tổng quan về vấn đề nghiên cứu

Việc đánh giá độ tin cậy về BTA của hệ thống PVS được thực hiện trong những nghiên cứu [4-10]. Theo nghiên cứu [4], việc phân tích độ tin cậy các bộ chuyển đổi xen kẽ nhiều pha dựa vào các gợn sóng điện áp của tụ điện, tổn thất điện năng trong các khóa điều khiển điện tử công suất và tỷ lệ hỏng hóc từng phần tử rời rạc. Theo đó, những mô hình Markov được sử dụng để tính toán tuổi thọ hoạt động trung bình (TTHĐTB) của những bộ chuyển đổi công suất dạng này. Nghiên cứu [5] trình bày về khung công việc để dự đoán độ tin cậy của các bộ chuyển đổi công suất dựa vào do thời gian sử dụng (TSHH_TGSD) và tần suất hỏng hóc dựa vào kết quả ước lượng tuổi thọ. Các nghiên cứu [6, 7] xem xét cả hai thông số bức xạ nhiệt và nhiệt độ môi trường xung quanh nhưng bỏ qua những trường hợp dao động phụ tải của LĐVMMC khi thực hiện đánh giá độ tin cậy bộ chuyển đổi công suất của hệ thống PVS. Nghiên cứu [8] chỉ xem xét đến thông tin độ tin cậy của những bộ chuyển đổi công suất và sự phụ thuộc lẫn nhau của các thành phần riêng lẻ trong bộ chuyển đổi công suất. Tại nghiên cứu [9], mô hình

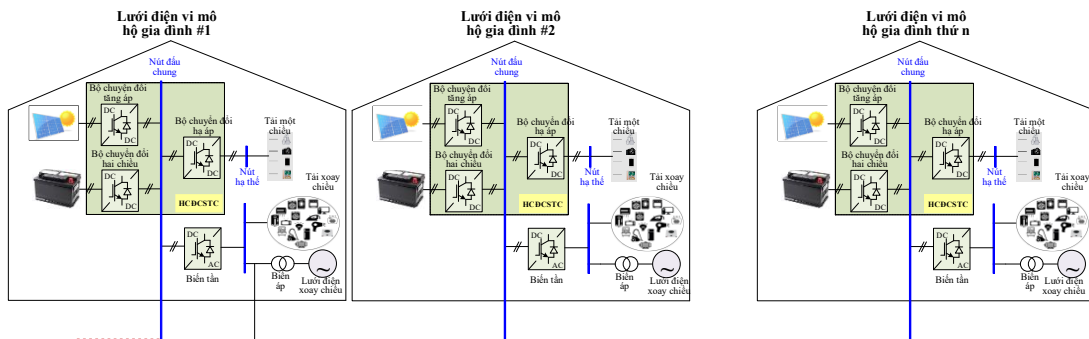
phân tích độ tin cậy và chi phí dựa vào phương pháp Markov được thực hiện cho các bộ tăng áp xen kẽ hai giai đoạn và ba giai đoạn, trong đó nhiệt độ môi trường xung quanh và tổn thất điện năng là các biến số duy nhất để tính toán tần suất hỏng hóc. Việc đánh giá độ tin cậy của từng phần tử riêng lẻ trong bộ chuyển đổi công suất còn được có thể thực hiện dựa vào tổn thất công suất và nhiệt độ vận hành, theo nghiên cứu [10]. Nhìn chung, những nghiên cứu nêu trên đã cho thấy sự cần thiết của việc đánh giá độ tin cậy hoạt động của thiết bị chuyển đổi công suất tăng áp trong LĐVMMC. Tuy nhiên, những nghiên cứu đó chưa thực sự tập trung xem xét đến vấn đề động học cũng như các tần suất hỏng hóc do dao động điện áp/dòng điện sự cố (TSHH_DĐĐA/TSHH_DĐSC) gây ra. Chẳng hạn như, TSHH_DĐĐA nhiều chủ yếu do các hiện tượng dao động công suất ngõ ra của hệ thống PVS hoặc dao động phụ tải; trong khi đó TSHH_DĐSC xuất hiện do các trường hợp vận hành quá độ khi LĐVMMC gặp sự cố cực chậm cực hoặc cực chậm đất. Bên cạnh đó, việc đánh giá độ tin cậy của các BTA cũng nên được thực hiện trong các điều kiện vận hành điển hình. Từ việc khảo sát những nghiên cứu trên, có thể thấy rằng một vài khía cạnh về nghiên cứu đánh giá độ tin cậy của BTA trong hệ thống LĐVMMC có tích hợp hệ thống PVS và BESS chưa được xem xét đến, cụ thể như sau:

- Việc xác định tần suất hỏng hóc của các thành phần riêng lẻ bên trong bộ chuyển đổi công suất chưa xem xét đến vấn đề động học và sự cố trong quá trình vận hành. Trong đó, vấn đề động học được thể hiện thông qua những ảnh hưởng bởi dao động hoặc xung điện áp, tổn thất điện năng và nhiệt độ vận hành của các thiết bị điện tử công suất. Ngoài ra, vấn đề sự cố lại được thể hiện khi xuất hiện dòng điện ngắn mạch;
- Bên cạnh sự thay đổi mang tính chất ngẫu nhiên của nguồn PVS thì vấn đề dao động khi phụ tải chuyển dịch công suất hoặc sự cố xuất hiện trong LĐVMMC cũng chưa được xem xét đầy đủ trong các nghiên cứu liên quan đến độ tin cậy hoạt động của BTA;
- Những kết quả thử nghiệm động học và quá độ bên trong LĐVMMC cũng chưa khai thác đủ cho việc nghiên cứu đánh giá độ tin cậy hoạt động của BTA. Do đó, việc đánh giá độ tin cậy hoạt động của BTA trong những điều kiện vận hành ở chế độ động học và sự cố là cần thiết.

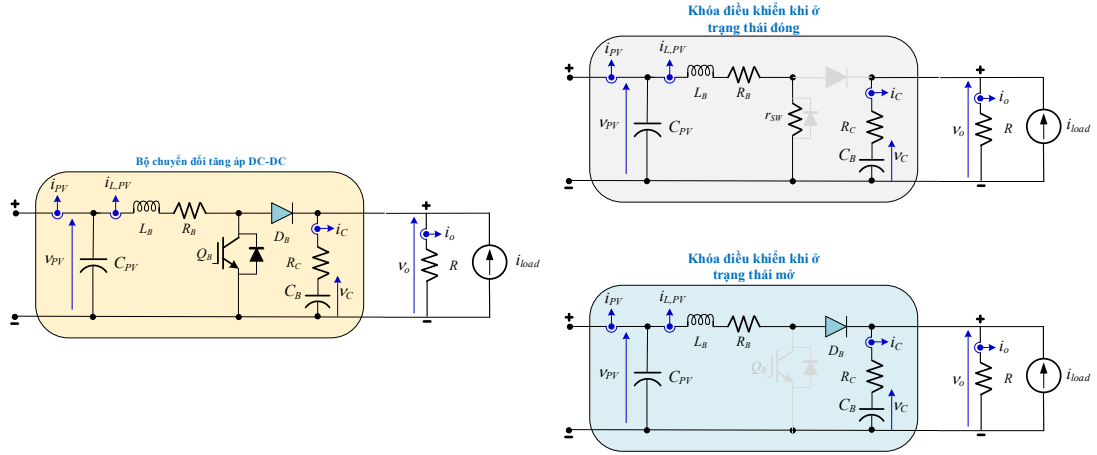
1.2. Những đóng góp của bài nghiên cứu

Mục tiêu chính của bài nghiên cứu là phát triển một mô hình đánh giá độ tin cậy của BTA trong LĐVMMC từ những trường hợp vận hành động học và sự cố điển hình. Các thông số TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC sẽ được tính toán từ những số liệu thực nghiệm sự cố trong LĐVMMC để tiến hành phân tích. Những thông số TSHH_TGSD, TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC sẽ được sử dụng để đánh giá độ tin cậy của BTA. Mô hình chuyển trạng thái Markov được sử dụng để đánh giá độ tin cậy ở cấp độ thành phần bằng cách mô hình hóa sự cố của các thành phần riêng biệt bên trong BTA thông qua việc tính toán thông số TSHH_TGSD, tần suất hỏng hóc dựa trên nhiệt độ và tổn thất điện năng cùng với các thông số TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC. Các trạng thái ổn định của mô hình Markov có thể thu được bằng cách tính toán ma trận chuyển tiếp, bắt nguồn từ sự chuyển đổi giữa các trạng thái tần suất hỏng hóc và tần suất sửa chữa. Cuối cùng nhưng không kém phần quan trọng, thời gian trung bình dẫn đến hư hỏng và thời gian trung bình giữa các lần hư hỏng của BTA cũng được phân tích và thảo luận theo những trường hợp động học và quá độ của LĐVMMC có tích hợp hệ thống PVS và BESS.

2. HOẠT ĐỘNG ĐỘNG HỌC CỦA BTA THUỘC HỆ THỐNG PVS TRONG LĐVMMC



Hình 1. Mô hình LĐVMMC có tích hợp hệ thống PVS-BESS



Hình 2. Hai trạng thái hoạt động khóa điều khiển của BTA trong hệ thống PVS

Hình 1 thể hiện mô hình LĐVMMC quy mô hộ gia đình có tích hợp hệ thống PVS-BESS. Tại đó, một hệ chuyển đổi công suất tổng hợp (HCĐCSTH) gồm BTA của hệ thống PVS, bộ chuyển đổi DC-DC hai chiều của hệ thống BESS, và bộ chuyển đổi công suất hạ áp cho các thiết bị sử dụng điện hạ thế một chiều. Các HCĐCSTH của LĐVMMC được kết nối với nhau thông qua một điểm đấu nối chung. Ngoài ra, tải xoay chiều cũng được kết nối với nút này thông qua việc sử dụng bộ nghịch lưu DC-AC. Đối với mỗi LĐVMMC quy mô hộ gia đình, công suất đầu ra của hệ thống PVS được xử lý bằng bộ điều khiển bám điểm công suất cực đại (MPPT) để có thể tận dụng tối đa năng lượng bức xạ mặt trời và nhiệt độ môi trường. BESS sử dụng bộ chuyển đổi hai chiều để điều phối dòng điện nạp/xả nhằm cân bằng công suất nguồn-tải trong LĐVMMC. Bên cạnh đó, bộ chuyển đổi công suất hạ áp được sử dụng để hạ mức điện áp nhằm phục vụ cho các phụ tải một chiều [11]. Hình 2 cho thấy sơ đồ của BTA và hai trạng thái khóa điều khiển của nó. Dòng điện PVS I_{PV} và điện áp V_{PV} là đầu vào của bộ chuyển đổi. Tham số $I_{L,PV}$ là dòng điện vào tụ C_{PV} . Ngoài ra, còn có các thành phần khác như: điện trở nội của cuộn cảm R_B , và điện cảm L_B , điện trở của tụ điện đầu ra R_C , và điện dung C_B . Điện áp đầu ra của BTA được hiển thị bởi V_o .

2.1. Giai đoạn khóa điều khiển ở trạng thái đóng của BTA

Các phương trình không gian trạng thái liên quan đến hoạt động động học của BTA trong hệ thống PVS được trình bày như sau [12]:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{L,PV} \\ v_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(\frac{R_B + r_{SW}}{L_B} \right) & 0 \\ 0 & -\frac{1}{RC_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{L,PV} \\ v_C \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_B} & 0 \\ 0 & \frac{1}{C_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{PV} \\ i_{load} \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$v_o = \begin{bmatrix} 0 & \left(\frac{R}{R + R_C} \right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{L,PV} \\ v_C \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \frac{R_C}{\left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{PV} \\ i_{load} \end{bmatrix} \quad (2)$$

Nói chung, cuộn cảm và khóa điều khiển bên trong BTA hoạt động tùy thuộc vào dòng điện $i_{L,PV}$ và điện áp v_{PV} , trong khi tụ điện phụ thuộc vào điện áp đầu ra của tụ điện v_C và dòng điện tải i_{load} trong giai đoạn đóng khóa điều khiển của bộ chuyển đổi.

2.2. Giai đoạn khóa điều khiển ở trạng thái mở của BTA

Áp dụng định luật điện áp Kirchhoff, điện áp v_{PV} và tốc độ thay đổi của dòng điện $i_{L,PV}$ được biểu thị như sau:

$$\begin{cases} v_{pv} = L_B \frac{di_{L,pv}}{dt} + R_B i_{L,pv} + v_C + R_C i_C \\ L_B \frac{di_{L,pv}}{dt} = v_{pv} - R_B i_{L,pv} - v_C - R_C \left(\frac{i_{L,pv}}{1 + \frac{R_C}{R}} - \frac{v_C}{R \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} + \frac{i_{load}}{1 + \frac{R_C}{R}} \right) \end{cases} \quad (3)$$

Các phương trình không gian trạng thái liên quan đến hoạt động động học của BTA trong hệ thống PVS được thể hiện trong các phương trình sau [12].

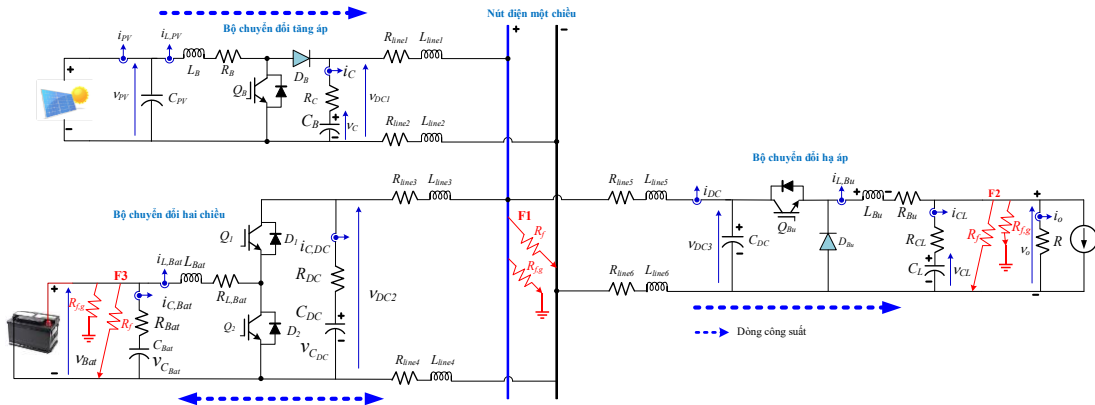
$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{L,pv} \\ v_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_B} \left(R_B + \frac{R_C}{1 + \frac{R_C}{R}} \right) & -\frac{1}{L_B} \left(1 + \frac{R_C}{R \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \right) \\ \frac{1}{C_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} & -\frac{1}{R C_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{L,pv} \\ v_C \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_B} & -\frac{R_C}{L_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \\ 0 & \frac{1}{C_B \left(1 + \frac{R_C}{R} \right)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{pv} \\ i_{load} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$v_o = \begin{bmatrix} \frac{R_C}{1 + \frac{R_C}{R}} & \left(\frac{R}{R + R_C} \right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{L,pv} \\ v_C \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\frac{R_C}{1 + \frac{R_C}{R}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{pv} \\ i_{load} \end{bmatrix} \quad (5)$$

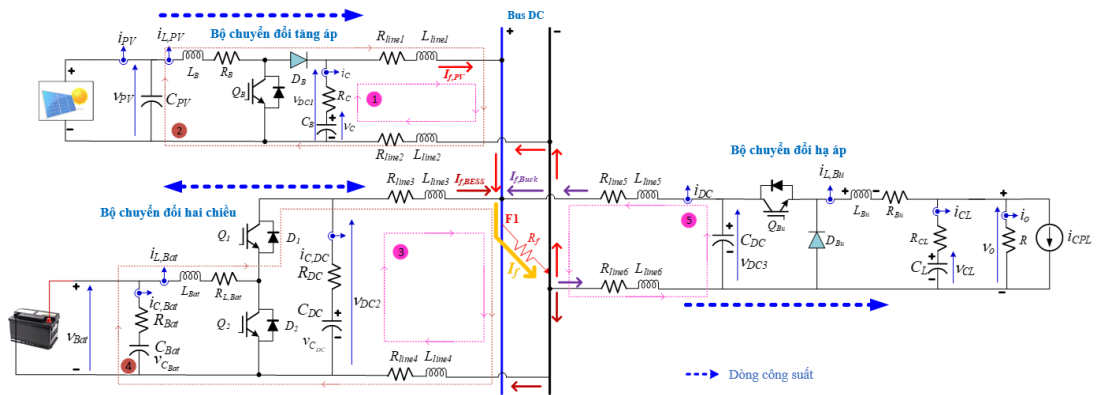
Có thể thấy rằng, độ tin cậy hoạt động của các linh kiện cuộn cảm và di-ốt trong BTA trong PVS chủ yếu phụ thuộc vào dòng điện $i_{L,pv}$ và điện áp v_{pv} ; trong khi đó, độ tin cậy của các linh kiện tụ điện phụ thuộc vào các thông số đầu ra của v_C (hoặc v_0) và i_{load} như trong Hình 2.

3. PHÂN TÍCH SỰ CỐ CHO BTA PVS TRONG LĐVMMC CÓ TÍCH HỢP PVS VÀ BESS KHI HOẠT ĐỘNG TÁCH LƯỚI

Trong nghiên cứu này, những sự cố cực chạm cực và cực chạm đất được thực nghiệm để phân tích quá độ của BTA trong hệ thống PVS. Theo đó, các khóa điều khiển trong BTA sẽ thực hiện ngắt mạch khi sự cố xuất hiện trong LĐVMMC. Tuy nhiên, các khóa điều khiển này cũng bị ảnh hưởng nếu như dòng điện ngắn mạch lớn. Hình 3 minh họa ba vị trí thực hiện sự cố, F1, F2 và F3, để phân tích quá độ của BTA trong LĐVMMC. Cụ thể, F1 là vị trí sự cố tại nút đầu nối chung, F2 là vị trí liên kết với phụ tải và F3 là vị trí sự cố gần hệ thống BESS. Do quy định về độ dài của bài nghiên cứu, nhóm tác giả chỉ phân tích chi tiết ảnh hưởng của sự cố F1 đến hoạt động quá độ của BTA trong hệ thống PVS. Đối với sự cố tại F2 và F3, cách tiếp cận và phân tích cũng được thực hiện tương tự.



Hình 3. Mạch tương đương khi xảy ra sự cố cực chạm đất trong LĐVMMC chứa hệ thống BESS-PVS



Hình 4. Mạch tương đương cho sự cố cực chạm cực tại vị trí F1

Quá trình sự cố của BTA trong hệ thống PVS có ba giai đoạn chính. Giai đoạn I là sự phóng điện của tụ điện trong khoảng thời gian $[t_1, t_2]$ với sự cố xảy ra tại thời điểm t_1 tại vị trí F1. Giai đoạn II là giai đoạn bơm dòng điện từ nguồn PVS và cuộn cảm $[t_2, t_3]$. Giai đoạn III là giai đoạn phóng điện tự do của nguồn PVS và cuộn cảm $[t_3, t_4]$. Sau thời gian t_4 , dòng điện sự cố đạt giá trị xác lập.

- **Giai đoạn I** – Sự phóng điện của tụ điện đầu ra: Khóa điều khiển IGBT Q_b đóng tại thời điểm bắt đầu sự cố cực chập cực t_l . **Giai đoạn I** xem xét đến các thông số mạch $C_b, R_C, R_{line1}, R_{line2}, L_{line1}, L_{line2}$ và điện trở sự cố R_f . Đáp ứng dao động $R_{dc} < 2 \cdot \sqrt{(L_{DC}/C_b)}$, $R_{dc} = R_C + R_{line1} + R_{line2} + R_f$ và $L_{dc} = L_{line1} + L_{line2}$ cũng được xem xét trong giai đoạn này. Tại thời điểm t_l , điện áp $v_C(t_l) = V_{c0}$ và dòng điện đầu ra của BTA PVS $i_{f,PV}(t_l) = I_0$.

$$\begin{cases} L_{dc} C_B \frac{d^2 v_C}{dt^2} + R_{dc} C_B \frac{dv_C}{dt} + v_C = 0 \\ i_C = -C_B \frac{dv_C}{dt}; \quad i_{f,PV}(t) \Big|_{t_1 \rightarrow t_2} = (-i_C) \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} v_c(t) = V e^{-\delta t} \sin(\omega_n t + \theta) \\ i_{f, PV}(t) \Big|_{t_1 \rightarrow t_2} = V \sqrt{\frac{C_B}{L_{dc}}} e^{-\delta t} \sin(\omega_n t + \theta - \beta), \forall t \geq t_1 \end{cases} \quad (7)$$

Trong đó: $\delta = R_{dc}/2L_{dc}$; $\omega_n = \sqrt{\omega_d^2 - \delta^2} = \sqrt{(1/L_{dc}C_B) - (R_{dc}/2L_{dc})^2}$; $\omega_d = 1/\sqrt{L_{dc}C_B}$; $\beta = \tan^{-1}(\omega_n/\delta)$;

$$\theta = \arctan \left[\frac{V_{C_0}}{V_{C_0} \frac{\delta}{\omega_n} - \frac{I_0}{\omega_n C_B}} \right]; V = \sqrt{V_{C_0}^2 + \left(V_{C_0} \frac{\delta}{\omega_n} - \frac{I_0}{\omega_n C_B} \right)^2}.$$

Tại thời điểm bắt đầu sự cố, điện áp $v_C(t)$ giảm. Sau đó, đi-ốt D_B bắt đầu dẫn điện cho đến khi điện áp $v_C(t)$ giảm xuống một giá trị nhất định thì kết thúc giai đoạn I để chuyển tiếp sang giai đoạn II.

- Giai đoạn II** – Giai đoạn cấp dòng điện nguồn PVS và điện cuộn cảm: Tự điện C_{PV} và nguồn PVS sẽ tham gia vào quá trình hình thành dòng điện sự cố. Đồng thời tụ C_B tiếp tục phóng điện về vị trí sự cố F1. Tất cả các nguồn dòng sự cố có thể được đánh giá theo các phương trình vi phân sau.

$$\begin{bmatrix} \frac{dv_{pv}}{dt} \\ \frac{dv_c}{dt} \\ \frac{di_{L,pv}}{dt} \\ \frac{di_{f,pv}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1/C_{pv} & 0 \\ 0 & 0 & 1/C_b & -1/C_b \\ 1/L_b & -1/L_b & 0 & 0 \\ 0 & 1/L_{dc} & 0 & -R_{dc}/L_{dc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{pv} \\ v_c \\ i_{L,pv} \\ i_{f,pv} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/C_{pv} \\ 1/C_b \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [i_{pv}] \quad (8)$$

$$i_{SC,PV}(t) + (-i_{C-PV}(t)) = i_{L,PV}(t), \forall t \geq t_2 \quad (9)$$

$$-i_C(t) = i_{f,PV}(t) \Big|_{t_s \rightarrow t_s^+} - i_{L,PV}(t), \forall t \geq t_2 \quad (10)$$

Ở giai đoạn II, các tụ điện đang phóng điện vào vị trí F1 nên các tác giả sử dụng dấu âm của $(-ic)$ và $(-i_{C-PV})$ để thể hiện. Thời điểm bắt đầu giai đoạn II là t_2 với thời điểm $t_2 > t_1$. Dòng điện $i_{SC,PV}(t)$ là dòng ngắn mạch từ nguồn PVS. Lưu ý rằng, giai đoạn III bắt đầu khi giá trị điện áp tụ $v_{SC,PV}(t) = 0$.

- **Giai đoạn III** – Giai đoạn phóng điện tự do của dòng điện nguồn PVS và điện cuộn cảm:

$R_{line1}, L_{line1}, C_{PV}, L_B, R_B, R_{line2}, L_{line2}$ và R_f , dòng điện tụ $i_{C-PV}(t)$ được xem xét trong giai đoạn này với điều kiện $R_{dc,III} < 2 \cdot \sqrt{L_{DC,III}/C_{PV}}$; trong đó, $R_{dc,III} = R_B + R_{line1} + R_{line2} + R_f$ và $L_{dc,III} = L_B + L_{line1} + L_{line2}$ cũng được xem xét. Điều kiện ban đầu của giai đoạn này là điện áp tụ $v_{PV}(t_3) = V_{0,PV}$ và dòng điện một chiều $i_{L,PV}(t_3) = I_{0,L,PV}$ tại thời điểm t_3 .

$$\begin{cases} L_{dc,III} C_{PV} \frac{d^2 v_{PV}}{dt^2} + R_{dc,III} C_{PV} \frac{dv_{PV}}{dt} + v_{PV} = 0 \\ i_{C-PV} = -C_{PV} \frac{dv_{PV}}{dt} \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} v_{PV}(t) = V_{PV} e^{-\delta_1 t} \sin(\omega_{n1} t + \theta_1) \\ i_{C-PV}(t) = -V_{PV} \sqrt{\frac{C_{PV}}{L_{dc,III}}} e^{-\delta_1 t} \sin(\omega_{n1} t + \theta_1 - \beta_1), \forall t \geq t_3 \end{cases} \quad (12)$$

$$i_{SC,PV}(t) + (-i_{C-PV}(t)) = i_{L,PV}(t) = i_{f,PV}(t) \Big|_{t_3 \rightarrow t_4}, \forall t \geq t_3 \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \text{Với } \delta_1 &= R_{dc,III} / 2L_{dc,III}; \omega_{n1} = \sqrt{\omega_{d1}^2 - \delta_1^2} = \sqrt{(1/L_{dc,III} C_{PV}) - (R_{dc,III} / 2L_{dc,III})^2}; \omega_{d1} = 1 / \sqrt{L_{dc,III} C_{PV}}; \\ \beta_1 &= \tan^{-1}(\omega_{n1} / \delta_1); \theta_1 = \arctan \left[\frac{V_{0,PV}}{V_{0,PV} \frac{\delta_1}{\omega_{n1}} - \frac{I_{0,L,PV}}{\omega_{n1} C_{PV}}} \right]; \text{ và } V_{PV} = \sqrt{V_{0,PV}^2 + \left(V_{0,PV} \frac{\delta_1}{\omega_{n1}} - \frac{I_{0,L,PV}}{\omega_{n1} C_{PV}} \right)^2}. \end{aligned}$$

Khi điện áp tụ $v_{PV}(t) = 0$ thì dòng điện sự cố cực chậm cực đạt trạng thái xác lập tại thời điểm t_4 , với $t_4 > t_3$. Phương trình (13) có thể được viết lại như sau.

$$i_{SC,PV}(t) = i_{L,PV}(t) = i_{f,PV}(t) \Big|_{t_4 \rightarrow \infty}, \forall t \geq t_4 \quad (14)$$

Tổng dòng điện sự cố cực chậm cực ở đầu ra của BTA hệ thống PVS bắt đầu từ trạng thái quá độ sang trạng thái xác lập có thể được tính bằng công thức (15).

$$i_{f,PV}(t) = i_{f,PV}(t) \Big|_{t_1 \rightarrow t_2} + i_{f,PV}(t) \Big|_{t_2 \rightarrow t_3} + i_{f,PV}(t) \Big|_{t_3 \rightarrow t_4} + i_{f,PV}(t) \Big|_{t_4 \rightarrow \infty}, t_4 > t_3 > t_2 > t_1 \quad (15)$$

4. MÔ HÌNH ĐỘ TIN CẬY CỦA BTA THUỘC HỆ THỐNG PVS TRONG LĐVMMC

4.1. TSHH_DĐĐA của những linh kiện điện tử trong BTA

4.1.1. TSHH_DĐĐA của khóa điều khiển IGBT

Các thiết bị IGBT thường được sử dụng làm khóa điều khiển trong BTA. TSHH_DĐĐA λ_{Dyn}^{IGBT} của IGBT được tính bằng phương trình (16); trong đó, tỷ lệ hỏng hóc cơ bản λ_{b-IGBT} tùy thuộc vào ứng dụng của IGBT [13].

$$\lambda_{Dyn}^{IGBT} = \underbrace{\lambda_{0TH} F_{Thermal} + \lambda_{0TCyCase} F_{TCyCase} + \lambda_{0TCySJ} F_{TCySJ} + \lambda_{0RH} F_{RH} + \lambda_{0Mech} F_{Mech}}_{\lambda_{b-IGBT}} \Pi_{Induced} \Pi_{PM} \Pi_{Process} \quad (16)$$

$$F_{Thermal} = F_{Electrical} e^{11604 \times 0,7 \times \left[\frac{1}{293} - \frac{1}{(T_{i,IGBT} + 273)} \right]} \quad (17)$$

Với hệ số nhiệt $F_{thermal}$ là hàm của nhiệt độ $T_{i,IGBT}$ và hệ số liên quan đến hoạt động điện của IGBT là $F_{Electrical}$. $F_{Electrical}$ là hệ số phụ thuộc vào điện áp được tính theo phương trình (18).

$$F_{Electrical} = \begin{cases} \left(V_{Applied} / V_{r,IGBT} \right)^{2,4} & \text{if } (V_{Applied} / V_{r,IGBT}) > 0,3 \\ 0,056 & \text{if } (V_{Applied} / V_{r,IGBT}) \leq 0,3 \end{cases} \quad (18)$$

Với điện áp đặt IGBT là $V_{Applied}$ và điện áp định mức IGBT là $V_{r,IGBT}$ (thông số do nhà sản xuất cung cấp). Tỷ lệ hỏng hóc của khóa điều khiển IGBT phụ thuộc vào điện áp đặt, tổn thất công suất IGBT và môi trường xung quanh nó, thay đổi dựa vào quá trình hoạt động của nó.

4.1.2. TSHH_DĐĐA của đi-ốt

TSHH_DĐĐA của đi-ốt trong BTA λ_{Dyn}^{Diode} có thể được tính bằng phương trình (19).

$$\lambda_{Dyn}^{Diode} = \lambda_{b-Diode} \Pi_T \Pi_S \Pi_C \Pi_Q \Pi_E \quad (19)$$

Với tỷ lệ hỏng hóc cơ bản $\lambda_{b-Diode}$ được đặt ở mức 0,005; hệ số xây dựng Π_C đặt ở mức 1,000; hệ số chất lượng Π_Q đặt ở mức 2,4000; hệ số môi trường Π_E đặt ở mức 6,000. Hệ số ứng suất điện Π_S được tính theo công thức (20) và hệ số nhiệt độ Π_T được trình bày trong công thức (21).

$$\Pi_S = \begin{cases} \left(V_{Applied} / V_{r,diode} \right)^{2,45} & \text{if } 0,3 < (V_{Applied} / V_{r,diode}) < 1 \\ 0,054 & \text{if } (V_{Applied} / V_{r,diode}) \leq 0,3 \end{cases} \quad (20)$$

Với điện áp đặt và điện áp định mức phân cực ngược của đi-ốt lần lượt ký hiệu là $V_{Applied}$ và $V_{r,diode}$. Sự dao động đột ngột về công suất tải có thể làm thay đổi đáng kể điện áp vào đi-ốt.

$$\Pi_T = e^{-3091 \left(\frac{1}{(T_{j,Diode} + 273)} - \frac{1}{298} \right)} \quad (21)$$

Với $T_{j,Diode}$ là nhiệt độ mỗi nôi đi-ốt cũng là hàm số của tổn thất công suất trong trường hợp xấu nhất P^{Diode} theo [9, 10].

4.1.3. TSHH_DĐĐA của tụ điện

Mô hình tụ điện TSHH_DĐĐA λ_{Dyn}^{Cap} có thể được biểu thị bằng phương trình (37):

$$\lambda_{Dyn}^{Cap} = \lambda_{b-Cap} \times (\Pi_{Thermal-Electrical} + \Pi_{TCy} + \Pi_{Mechanical}) \times \Pi_{Induced} \times \Pi_{PM} \times \Pi_{Process}$$

$$\Pi_{Thermal-Electrical} = \gamma_{TE} \times \left(\frac{1}{S_{Ref}} \times \frac{V_{Applied}}{V_{r,Cap}} \right)^3 \times e^{11604 \times E_a \times \left[\frac{1}{293} - \frac{1}{T_{j,Cap} + 273} \right]} \quad (22)$$

Trong đó γ_{TE} , S_{Ref} , E_a được đặt giá trị lần lượt là 0,700; 0,550 và 0,400; điện áp đặt vào tụ là $V_{Applied}$; và điện áp định mức của tụ là $V_{r,Cap}$. Nhiệt độ lõi tụ điện $T_{j,Cap}$ có thể được tính như sau [14]:

$$T_{j,Cap} = T_A + \theta_c \underbrace{\left(I_{r,Cap}^2 R_{s,Cap} \right)}_{P^{Cap}} \quad (23)$$

Với điện trở nhiệt của tụ điện từ lõi ra môi trường là θ_C [°C/W]. Điện trở tương đương của tụ nối tiếp là $R_{S,Cap}$; công suất tiêu tán của tụ điện trong BTA là P^{Cap} ; và dòng điện gợn sóng của tụ là $I_{r,Cap}$.

4.1.4. TSHH_DĐĐA của cuộn cảm

Mô hình TSHH_DĐĐA của cuộn cảm λ_{Dyn}^{Ind} có thể được biểu thị bằng công thức (24):

$$\lambda_{Dyn}^{Ind} = \lambda_{b-Inductor} \times (\Pi_{Thermal-Electrical} + \Pi_{TCy} + \Pi_{Mechanical}) \times \Pi_{Induced} \times \Pi_{PM} \times \Pi_{Process} \quad (24)$$

Trong đó, tần suất hỏng hóc cơ bản, $\lambda_{b-Inductor}$ được chọn ở mức 0,250; Π_{TCy} ở mức 0,800; $\Pi_{Mechanical}$ ở mức 0,260; $\Pi_{Induced}$ ở mức 2,000; Π_{PM} ở mức 1,700; $\Pi_{process}$ ở mức 4,000. Ngoài ra, $\Pi_{Thermal-Electrical}$ được tính bằng phương trình (25):

$$\Pi_{Thermal-Electrical} = \gamma_{TE} \times e^{11604 \times E_a \times \left[\frac{1}{293} - \frac{1}{(T_{j,Ind} + 273)} \right]} \quad (25)$$

Với γ_{TE} và E_a phụ thuộc vào loại cuộn cảm, thông thường lần lượt là 0,700 và 0,400.

4.2. TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA PVS

4.2.1. TSHH_DĐSC của khóa điều khiển IGBT

TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{IGBT} của khóa điều khiển IGBT Q với đi-ốt có thể được tính toán như sau:

$$\lambda_{Trans}^{IGBT} = \frac{\mu_{used-time}^{IGBT} U_{Trans}}{1 - U_{Trans}} \quad (26)$$

Trong đó U_{Trans} thể hiện tính sẵn sàng của thành phần IGBT có thể được xác định theo (27):

$$U_{Trans} = \left[1 + \left(\frac{1}{U_{used-time}} - 1 \right) e^{-\varepsilon(I_{SC} - I_{rated})} \right]^{-1} \quad (27)$$

Trong chế độ hoạt động bình thường, tính sẵn sàng của các thành phần IGBT $U_{used-time}$ có thể được tính toán bằng:

$$U_{used-time} = \frac{\lambda_{used-time}^{IGBT}}{\lambda_{used-time}^{IGBT} + \mu_{used-time}^{IGBT}} \quad (28)$$

Trong đó, tần suất hỏng hóc do thời gian sử dụng ký hiệu là $\lambda_{used-time}^{IGBT}$; dòng điện ngắn mạch I_{SC} (trên mỗi đơn vị) chạy qua các bộ phận IGBT bên trong BTA; dòng điện định mức của linh kiện IGBT I_{rated} ; và tốc độ sửa chữa/thay thế không đổi $\mu_{used-time}^{IGBT}$. Hệ số $\varepsilon = 0,2$ được chọn sau khi xem xét ảnh hưởng của dòng điện ngắn mạch đến các bộ phận điện [15,16]

4.2.2. TSHH_DĐSC của đi-ốt

TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{Diode} của đi-ốt được tính theo phương trình (29).

$$\lambda_{Trans}^{Diode} = \frac{\mu_{used-time}^{Diode} U_{Trans}}{1 - U_{Trans}} \quad (29)$$

Trong đó U_{Trans} thể hiện sự thiếu sẵn sàng của linh kiện đi-ốt, tính theo công thức (30).

$$U_{Trans} = \left[1 + \left(\frac{1}{U_{used-time}} - 1 \right) e^{-\varepsilon(I_{SC} - I_{rated})} \right]^{-1} \quad (30)$$

Trong điều kiện hoạt động bình thường, sự thiếu sẵn sàng của linh kiện đi-ốt $U_{used-time}$ có thể được tính bằng:

$$U_{used-time} = \frac{\lambda_{used-time}^{Diode}}{\lambda_{used-time}^{Diode} + \mu_{used-time}^{Diode}} \quad (31)$$

Với $\lambda_{used-time}^{Diode}$ là tần suất hỏng hóc do thời gian sử dụng; I_{SC} là dòng điện ngắn mạch chạy qua các đi-ốt bên trong BTA; dòng điện định mức của đi-ốt là I_{rated} ; và tốc độ sửa chữa/thay thế $\mu_{used-time}^{Diode}$. Hệ số $\varepsilon = 0,5$ được chọn sau khi xem xét ảnh hưởng của dòng điện ngắn mạch đến các linh kiện điện tử [16].

4.2.3. TSHH_DĐSC của tụ điện

BTA trong hệ thống PVS có nguy cơ bị hư hỏng do dòng điện sự cố cao phóng ra từ tụ điện khi xảy ra sự cố cực chậm cực. Tụ điện dễ bị ảnh hưởng bởi các trường hợp quá độ trong các sự cố có trở kháng cao do điện áp tăng, ngay cả khi dòng điện sự cố chỉ là dòng rò một chiều. TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{Cap} của tụ điện có thể được tính bằng phương trình (32).

$$\lambda_{Trans}^{Cap} = \left[L_0 \left(\frac{V_{Applied}}{V_{r,Cap}} \right)^{-m} \left(\frac{I_{SC}}{I_{rated}} \right)^{-n} \right]^{-1}, \forall n, m \in \mathbb{R} \quad (32)$$

Với đặc điểm tuổi thọ ở điều kiện tiêu chuẩn là $L_0 = 10^6$ giờ; dòng ngắn mạch xả từ tụ là I_{SC} ; dòng điện xả định mức của tụ điện là I_{rated} ; hằng số n , $3 \leq n \leq 5$; và hằng số m , $5 \leq m \leq 9,4$ [15,17].

4.2.4. TSHH_DĐSC của cuộn cảm

TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{Ind} của cuộn cảm trong BTA có thể được tính bằng phương trình (33):

$$\lambda_{Trans}^{Ind} = \left[L_0 \left(\frac{V_{Applied}}{V_{r,Ind}} \right)^{-m} \left(\frac{I_{SC}}{I_{rated}} \right)^{-n} \right]^{-1}, \forall n, m \in \mathbb{R} \quad (33)$$

Trong đó I_{SC} là dòng điện ngắn mạch qua cuộn cảm; I_{rated} là dòng điện định mức cho phép qua cuộn cảm; điện áp định mức của cuộn cảm là $V_{r,Ind}$; hằng số n , $3 \leq n \leq 5$; và hằng số m , $5 \leq m \leq 9,4$ [15, 17].

4.3. Mô hình đánh giá độ tin cậy đề xuất cho BTA của PVS

4.3.1. Tổng tần suất hỏng hóc của BTA trong hệ thống PVS

Tổng tần suất hỏng hóc của BTA trong hệ thống PVS, λ_{Total}^{PV} , là sự tổng hợp của tần suất hỏng hóc do thời gian sử dụng $\lambda_{used-time}^{PV}$, TSHH_DĐĐA λ_{Dyn}^{PV} và TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{PV} . Theo đó, có thể được biểu diễn dưới dạng công thức sau:

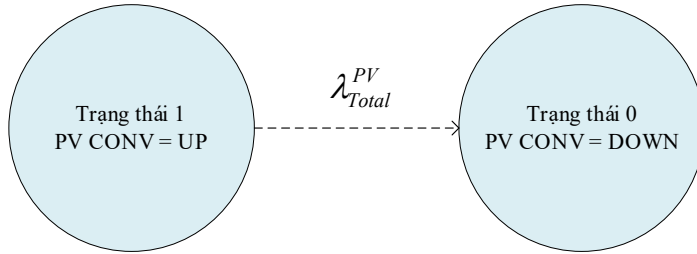
$$\lambda_{Total}^{PV} = \lambda_{used-time}^{PV} \left(\frac{T_{used,PV} - T_{Dyn,PV} - T_{Trans,PV}}{T_{used,PV}} \right) + \lambda_{Dyn}^{PV} \frac{T_{Dyn,PV}}{T_{used,PV}} + \lambda_{Trans}^{PV} \frac{T_{Trans,PV}}{T_{used,PV}} \quad (34)$$

$$\text{với} \begin{cases} 0 \leq T_{used,PV} \leq T_{lifetime,PV} \\ T_{Dyn,PV} = \sum_{d=1}^{N_{Dyn}} \Delta t_{d,PV} \\ T_{Trans,PV} = \sum_{z=1}^{N_{Trans}} \Delta t_{z,PV} \\ \lambda_{used-time}^{PV} = \lambda_{used-time}^{Cap} + \lambda_{used-time}^{Diode} + \lambda_{used-time}^{Ind} + \lambda_{used-time}^{IGBT} \\ \lambda_{Dyn}^{PV} = \lambda_{Dyn}^{Cap} + \lambda_{Dyn}^{Diode} + \lambda_{Dyn}^{Ind} + \lambda_{Dyn}^{IGBT} \\ \lambda_{Trans}^{PV} = \lambda_{Trans}^{Cap} + \lambda_{Trans}^{Diode} + \lambda_{Trans}^{Ind} + \lambda_{Trans}^{IGBT} \end{cases} \quad (35)$$

4.3.2. Mô hình độ tin cậy Markov của BTA trong hệ thống PVS

Tổng tần suất hỏng hóc của BTA λ_{Total}^{PVS} trong công thức (34) được sử dụng cho mô hình Markov. Sơ đồ Markov của BTA trong hệ thống PVS được hiển thị trong Hình 5. Trạng thái “0” thể hiện BTA trong hệ thống PVS ở trạng thái DOWN với đầu vào là tần suất hỏng hóc do thời gian sử dụng $\lambda_{used-time}^{PV}$, TSHH_DĐĐA λ_{Dyn}^{PV} và TSHH_DĐSC λ_{Trans}^{PV} . Xác suất có điều kiện mà BTA đạt trạng thái “1” (tất cả các linh kiện của bộ chuyển đổi đều hoạt động tốt) hoặc xác suất có điều kiện để BTA đạt trạng thái “0” (BTA trong hệ thống PVS bị hỏng do lỗi của linh kiện) được biểu diễn qua phương trình (36).

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} P_1 \\ P_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(\lambda_{Total}^{PV}) & 0 \\ (\lambda_{Total}^{PV}) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_1 \\ P_0 \end{bmatrix} \quad (36)$$



Hình 5. Sơ đồ Markov của bộ tăng áp trong hệ thống PVS.

Xác suất chuyển trạng thái $P_j(t)|_{j=1,0}$ dựa trên các phương trình Chapman-Kolmogorov, có $P_i(t+\Delta t) = P_i(t)P_i(\Delta t)$, $\forall t, \Delta t > 0$ hoặc $P(t+\Delta t) = P(t)P(\Delta t)$. Các phương trình vi phân có thể được viết dưới dạng:

$$\frac{dP_1}{dt} = -(\lambda_{Total}^{PV}) P_1(t); \quad \frac{dP_0}{dt} = \lambda_{Total}^{PV} P_1(t) \quad (37)$$

Phép biến đổi Laplace của phương trình Chapman-Kolmogorov được sử dụng để đánh giá độ tin cậy của hệ thống. Xác suất chuyển tiếp của một trạng thái j , $P^*_j(t)|_{j=1,0}$ nhất định được xác định như sau:

$$\begin{cases} P_1^*(s) = \frac{1}{s + \lambda_{Total}^{PV}}, P_1(0) = 1 \\ P_0^*(s) = \frac{\lambda_{Total}^{PV}}{s} P_1^*(s), P_0(0) = 0 \end{cases} \quad (38)$$

Vector xác suất ở điều kiện ban đầu $t = 0$ là $P(t) = [P_1(t) \ P_0(t)]$. [1 0] Hàm tin cậy của BTA của hệ thống PVS có thể được viết là $R(t) = e^{-(\lambda_{Total}^{PV})t}$. Thời gian hoạt động trung bình, ký hiệu là TTHĐTB, và thời gian hỏng hóc lặp lại, ký hiệu là TGHHL, của BTA trong hệ thống PVS có thể được tính toán qua hai phương trình sau:

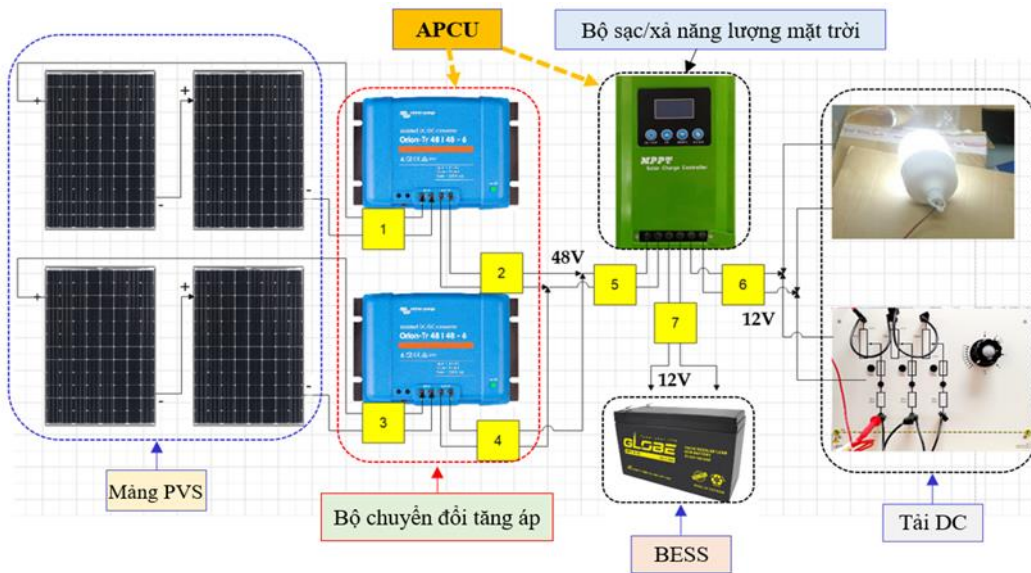
$$TTHĐTB = \int_{t=0}^{\infty} R(t) dt = \int_{t=0}^{\infty} R(t) \exp(-0t) dt = R^*(0) = \sum_{j=0}^1 P_j^*(0) \quad (39)$$

$$TGHHL^{PV} = (\lambda_{Total}^{PV} + \mu_{used-time}^{PV}) / \lambda_{Total}^{PV} \mu_{used-time}^{PV} \quad (40)$$

Trong đó: $TGHLL^{PV}$ là tham số TGHLL của BTA thuộc hệ thống PVS; và $\lambda_{used-time}^{PV}$ là tốc độ sửa chữa/thay thế liên tục của BTA trong suốt thời gian sử dụng.

5. MÔ HÌNH THỰC NGHIỆM CÁC TRƯỜNG HỢP NGHIỆM CỨU ĐỘNG HỌC VÀ SỰ CỐ CHO LĐVMMC TÍCH HỢP BESS-PVS HOẠT ĐỘNG ĐỘC LẬP

Hình 6 mô tả sơ đồ hệ thống của mô hình thử nghiệm LĐVMMC tách lưới, gồm hai mảng PV, hai BTA trong hệ thống PVS và một bộ điều khiển quá trình sạc/xả của hệ thống BESS. Bộ điều khiển sạc năng lượng mặt trời bao gồm cả bộ chuyển đổi DC-DC hai chiều và bộ chuyển đổi công suất hạ áp phía tải. Điện áp đầu ra của BTA PVS được ổn định ở mức 48 V_{DC}. Điện áp hoạt động của tải một chiều và hệ thống BESS là 12 V_{DC}. Sự thay đổi công suất tải động học sẽ được thực hiện ở các cấp độ khác nhau trong mô hình thử nghiệm LĐVMMC. Khoảng thời gian thực nghiệm động học được chọn là năm phút. Hơn nữa, sự thay đổi công suất nguồn PVS ngẫu nhiên cũng được xem xét trong các thí nghiệm tùy theo điều kiện thời tiết. Tiếp theo, các thử nghiệm sự cố theo giai đoạn được thực hiện trong LĐVMMC, gồm ba dạng sự cố cực dương chạm cực âm, cực dương chạm đất và cực âm chạm đất tại năm vị trí khác nhau #2 (P2), #4 (P4), #5 (P5), #6 (P6) và #7 (P7), như mô tả trong Hình 6. Tóm lại, có 40 trường hợp thay đổi tải động học và 30 trường hợp sự cố được thực hiện trên mô hình LĐVMMC chứa hệ thống PVS-BESS. Thiết bị thu nhiệt thermolMAGER-TIM được sử dụng để đo nhiệt độ linh kiện.



Hình 6. Sơ đồ nguyên lý mô hình LĐVMMC thực nghiệm hoạt động tách lưới với bảy điểm đo giá trị điện áp và dòng điện

6. THẢO LUẬN, PHÂN TÍCH VÀ ĐÁNH GIÁ KẾT QUẢ ĐỘ TIN CẬY

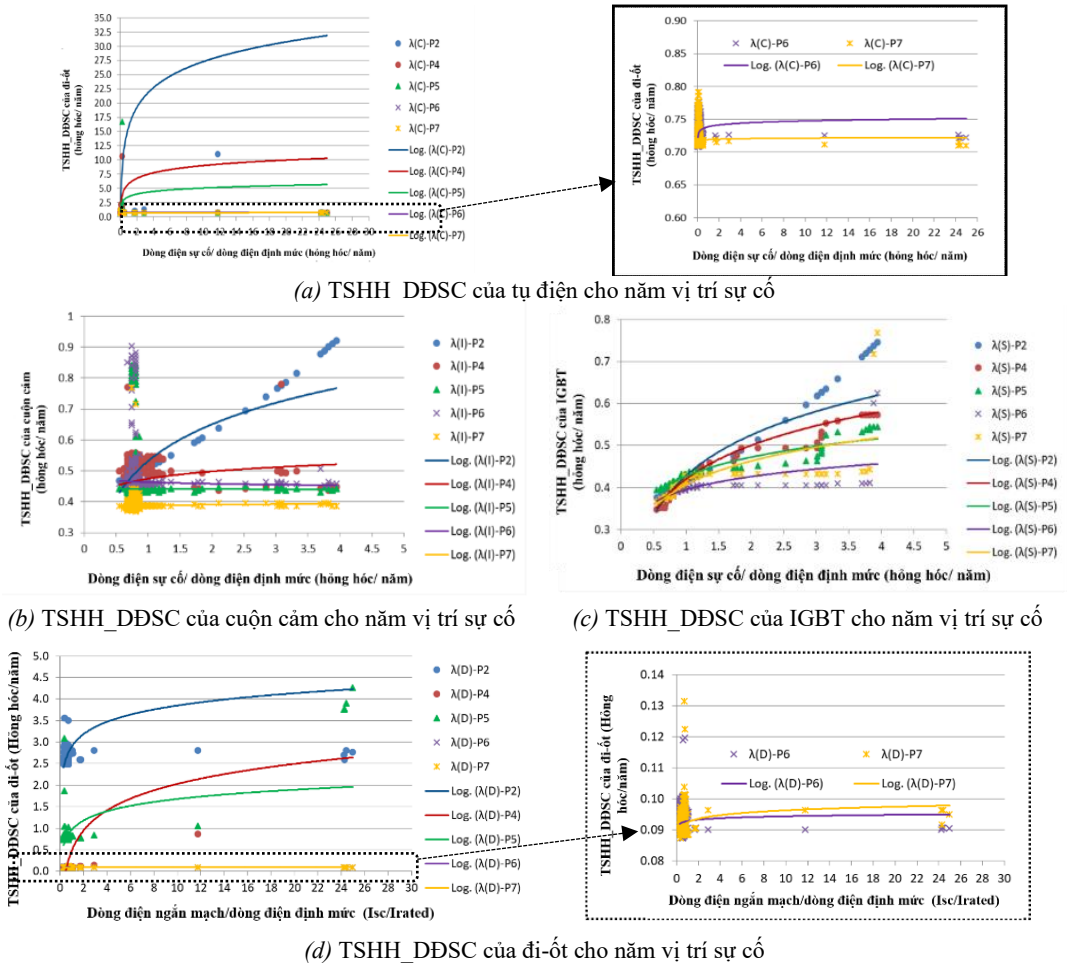
6.1. TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA PVS từ hoạt động động học

Từ kết quả thực nghiệm động học trong thử nghiệm LĐVMMC cho thấy sự thay đổi công suất nguồn PVS ngẫu nhiên dẫn đến sự dao động điện áp đầu vào của BTA PVS trong khoảng 30,5 VDC ~ 39,5 VDC. Mặt khác, các điều kiện thay đổi tải động học của LĐVMMC tách lưới có thể gây ra biến động điện áp đầu ra của bộ chuyển đổi PVS trong phạm vi [47,3;49,4] VDC. Bảng 1 so sánh TSHH_DĐĐA với TSHH_TGSD cho các thành phần tụ điện, IGBT, cuộn cảm và diốt của BTA thuộc hệ thống PVS trong LĐVMMC chứa hệ thống BESS-PVS. TSHH_TGSD của tụ điện kém khoảng hơn hai lần so với TSHH_DĐĐA của nó khi hoạt động động học. TSHH_TGSD của cuộn cảm và IGBT thấp hơn kết quả TSHH_DĐĐA tương ứng, cụ thể là 0,400 so với 0,493 hồng hóc/năm đối với cuộn cảm, và 0,300 so với 0,402 hồng hóc/năm đối với IGBT. Tụ điện có TSHH_DĐĐA cao nhất trong BTA của hệ thống PVS.

Bảng 1. Bảng so sánh giữa giá trị TSHH_DĐĐA và giá trị TSHH_DĐSC của linh kiện điện tử trong BTA của hệ thống PVS

Tần suất hỏng hóc của các linh kiện thuộc BTA (hồng hóc/năm)	TSHH_TGSD (hồng hóc/năm)	TSHH_DĐĐA (hồng hóc/năm)	
		Giá trị nhỏ nhất	Giá trị lớn nhất
Tụ điện, $\lambda_{base}^{Cap}, \lambda_{Dyn}^{Cap}$	0,400	0,829	0,865
Cuộn cảm, $\lambda_{base}^{Ind}, \lambda_{Dyn}^{Ind}$	0,400	0,492	0,493
IGBT, $\lambda_{base}^{IGBT}, \lambda_{Dyn}^{IGBT}$	0,300	0,395	0,402
Đi-ốt, $\lambda_{base}^{Diode}, \lambda_{Dyn}^{Diode}$	0,100	0,100	0,100

6.2. TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA của hệ thống PVS khi sự cố



Hình 7. TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA thuộc hệ thống PVS

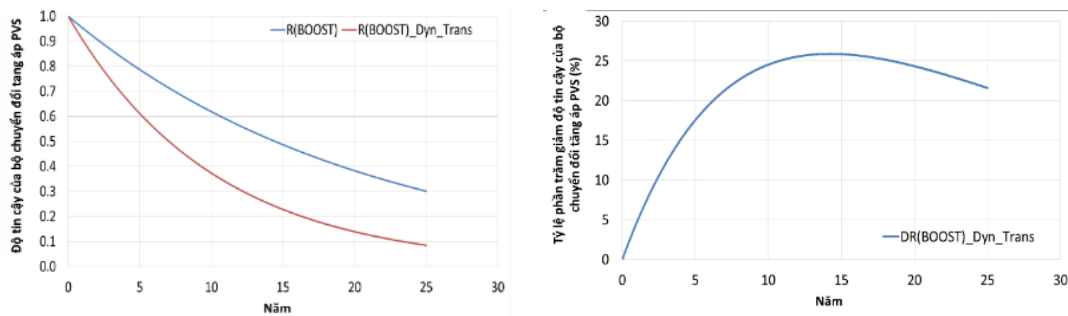
Hình 7 trình bày TSHH_TGSD của các linh kiện điện tử trong BTA thuộc hệ thống PVS của HCĐCSTH theo tỷ lệ I_{sc}/I_{rated} của dòng điện ngắn mạch I_{sc} và dòng điện định mức I_{rated} . $\lambda(C)$, $\lambda(I)$, $\lambda(S)$, và $\lambda(D)$ lần lượt là các TSHH_DĐSC của tụ điện, cuộn cảm, khóa điều khiển IGBT và đi-ốt trong BTA thuộc hệ PVS. Trong Hình 7a, TSHH_DĐSC của tụ điện ở ba vị trí #2, #4 và #5, tức là $\lambda(C)$ -P2, $\lambda(C)$ -P4, $\lambda(C)$ -P5 gấp 27,5, 8,7 và 5,0 hồng hóc/ năm tương ứng, trong khi TSHH_DĐSC của tụ điện ở các vị trí #6 và #7 khác, tức là $\lambda(C)$ -P6, $\lambda(C)$ -P7, là khoảng 0,72~0,75 hồng hóc/năm, cao hơn xấp xỉ 187% so với tụ điện TSHH_DĐĐA ở mức 0,4 hồng hóc/năm. Trong Hình 7b, TSHH_DĐSC của cuộn cảm

tại vị trí #2 và #4, tức là $\lambda(I)$ -P2, $\lambda(I)$ -P4, lần lượt có khoảng 0,77 và 0,52 hồng học/năm. TSHH_DĐSC của cuộn cảm tại vị trí #5 và #6, $\lambda(I)$ -P5 và $\lambda(I)$ -P6, có thể duy trì ở mức khoảng 0,45 hồng học/năm bất kể tỷ lệ dòng điện tăng dần I_{SC}/I_{rated} . Tương tự, TSHH_DĐSC $\lambda(I)$ -P7 của cuộn cảm dao động không đáng kể khoảng 0,4 lần hồng học/năm. Trong Hình 7c, TSHH_DĐSC của thành phần IGBT trong bộ tăng áp PVS ở vị trí số 2, tức là đầu ra của bộ tăng áp, có thể dẫn đến giá trị cao nhất ở khoảng 0,62 hồng học/năm. Trong Hình 7d, TSHH_DĐSC của đi-ốt tăng nhanh do sự cố điện một chiều tại các vị trí #2, #4 và #5 của mô hình LĐVMMC thực nghiệm. Cụ thể hơn, $\lambda(D)$ -P2, $\lambda(D)$ -P4, $\lambda(D)$ -P5 có thể đạt tỷ lệ 3,7, 2,1 và 1,7 hồng học/năm, trong khi TSHH_DĐSC của đi-ốt, $\lambda(D)$ -P6 và $\lambda(D)$ -P7, có tỷ lệ khoảng 0,095~0,1 hồng học /năm, cũng giống như TSHH_DĐĐA của đi-ốt ở mức 0,1 hồng học/năm.

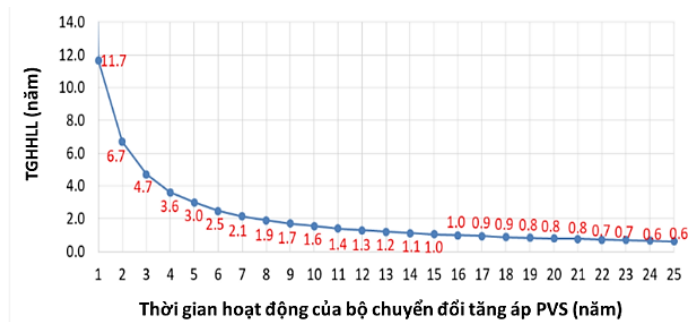
Nhìn chung, những quan sát chính từ TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA có thể đúc kết lại như sau: Đầu tiên, đường xu hướng logarit đã thể hiện mức tăng/giảm nhanh chóng giá trị TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử từ các trường hợp vận hành sự cố khác nhau. Thứ hai, độ tin cậy hoạt động của tụ điện đầu ra và đi-ốt bị giảm đáng kể do sự cố điện một chiều khi thực nghiệm tại các vị trí #2, #4 và #5. Mặt khác, các sự cố ở vị trí #5, #6 và #7 ít ảnh hưởng đến TSHH_DĐSC của thiết bị IGBT. Cuối cùng, TSHH_DĐSC của các đi-ốt và tụ điện cao hơn nhiều so với TSHH_DĐSC của các thành phần cuộn cảm và IGBT trong BTA thuộc hệ thống PVS trong LĐVMMC.

6.3. Kết quả đánh giá độ tin cậy của BTA từ hoạt động động học và quá độ

Hình 8 cho thấy chỉ số độ tin cậy của BTA trong hệ thống PVS, $R(BOOST)_{Dyn_Trans}$ theo thời gian xảy ra các trường hợp hoạt động động học và quá độ. $R(BOOST)$ thể hiện độ tin cậy của BTA PVS theo thời gian mà không xét đến hoạt động động học và sự cố. Chỉ số độ tin cậy $R(BOOST)_{Dyn_Trans}$ giảm xuống 50% trong thời gian sử dụng là 7 năm; trong khi đó, độ tin cậy $R(BOOST)$ giảm xuống 50% sau 14,45 năm sử dụng. Sau thời gian sử dụng 10 năm, tỷ lệ giảm độ tin cậy của BTA PVS là khoảng 25%. Khoảng thời gian sử dụng từ 10 ~ 20 năm của BTA PVS có tỷ lệ giảm độ tin cậy cao hơn các giai đoạn khác, vào khoảng 25 ~ 27%. Tỷ lệ suy giảm độ tin cậy của BTA tăng rất nhanh trong khoảng thời gian từ 1~10 năm với tỷ lệ trung bình là 2,2%/năm. Nếu không xuất hiện động học và sự cố, TTHĐTB của BTA của hệ thống PVS là khoảng 6,5 năm. Tuy nhiên, khi xuất hiện cả hai trường hợp động học và sự cố, TTHĐTB của BTA giảm xuống còn 5,86 năm. Ngoài ra, Hình 9 biểu thị TGHLL BTA của hệ thống PVS theo thời gian sử dụng của nó (tính bằng năm) khi xem xét cả hoạt động động học và sự cố.



Hình 8. Kết quả đánh giá độ tin cậy của BTA qua các trường hợp hoạt động động học và quá độ



Hình 9. TGHLL của BTA PVS trong thời gian làm việc của chúng

7. KẾT LUẬN

Để đánh giá độ tin cậy thực tế của các BTA trong LĐVMMC, tần suất hỏng hóc dựa vào tần suất hỏng hóc do dao động điện áp và do dòng điện sự cố của BTA đã được tính toán chính xác thông qua thực nghiệm thay đổi dòng công suất giữa nguồn/tải và thực hiện sự cố. Cụ thể, TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử trong BTA đã được phân tích thực tế thông qua thử nghiệm LĐVMMC. Sau đó, việc kết hợp các giá trị TSHH_TGSD, TSHH_DĐĐA và TSHH_DĐSC đã được thực hiện để đánh giá các chỉ số độ tin cậy của BTA thuộc hệ thống PVS. Kết quả phân tích độ tin cậy của BTA PVS qua thực nghiệm LĐVMMC cho thấy các kết luận sau: Thứ nhất, TSHH_DĐĐA của đi-ốt trong BTA ít bị ảnh hưởng nhất bởi động học trong khi TSHH_DĐĐA của tụ điện là thành phần dễ bị hư hỏng nhất. Thứ hai, các giải pháp xấp xỉ logarit và hàm mũ được sử dụng để tìm đường xu hướng TSHH_DĐSC của các linh kiện điện tử riêng lẻ của BTA trong các trường hợp sự cố khác nhau. Các sự cố một chiều ở đầu ra BTA có tác động lớn đến việc giảm độ tin cậy của nó. Thứ ba, độ tin cậy ở quy mô hệ thống của BTA có thể bị giảm đáng kể do nhiều trường hợp động lặp lại trong LĐVMMC. Cuối cùng, phương pháp đánh giá độ tin cậy được đề xuất cho BTA của hệ thống PVS áp dụng để đánh giá độ tin cậy một cách thực tế hơn và cung cấp những thông tin có giá trị để hỗ trợ công tác bảo trì/thay thế BTA của hệ thống PVS trong LĐVMMC.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. M. Gunasekaran, H. Mohamed Ismail, B. Chokkalingam, L. Mihet-Popa, and S. Padmanaban - Energy management strategy for rural communities DC micro grid power system structure with maximum penetration of renewable energy sources. *Applied Sciences* **8** (4) (2018) 585. <http://dx.doi.org/10.3390/app8040585>
2. M. Nasir, S. Iqbal, H. A. Khan, J. C. Vasquez, and J. M. Guerrero - Sustainable Rural Electrification Through Solar PV DC Microgrids—An Architecture-Based Assessment. *Processes* **8** (11) (2020) 1417. <https://doi.org/10.3390/pr8111417>
3. M. Nasir, H. A. Khan, A. Hussain, L. Mateen, and N. A. Zaffar - Solar PV-based scalable DC microgrid for rural electrification in developing regions. *IEEE Transactions on sustainable energy* **9** (1) (2017) 390-399. <https://doi.org/10.1109/TSTE.2017.2736160>
4. S. V. Dhople, A. Davoudi, A. D. Domínguez-García, and P. L. Chapman - A unified approach to reliability assessment of multiphase DC–DC converters in photovoltaic energy conversion systems. *IEEE transactions on power electronics* **27** (2) (2010) 739-751. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2010.2103329>
5. S. Peyghami, Z. Wang, and F. Blaabjerg - A guideline for reliability prediction in power electronic converters. *IEEE Transactions on Power Electronics* **35** (10) (2020) 10958-10968. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2020.2981933>
6. W. Van De Sande *et al.* - A mission profile-based reliability analysis framework for photovoltaic DC-DC converters. *Microelectronics Reliability* **100** (2019) 113383. <https://doi.org/10.1016/j.microrel.2019.06.075>
7. Y. Yang, A. Sangwongwanich, and F. Blaabjerg - Design for reliability of power electronics for grid-connected photovoltaic systems. *CPSS transactions on power electronics and applications* **1** (1) (2016) 92-103. <https://doi.org/10.24295/CPSSTPEA.2016.00009>
8. M. K. Alam and F. H. Khan - Reliability analysis and performance degradation of a boost converter. *IEEE Transactions on Industry Applications* **50** (6) (2014) 3986-3994. <https://doi.org/10.1109/TIA.2014.2319587>
9. F. H. Aghdam and M. Abapour - Reliability and cost analysis of multistage boost converters connected to PV panels. *IEEE journal of photovoltaics* **6** (4) (2016) 981-989. <https://doi.org/10.1109/JPHOTOV.2016.2566885>
10. A. Khosroshahi, M. Abapour, and M. Sabahi - Reliability evaluation of conventional and interleaved DC–DC boost converters. *IEEE Transactions on Power Electronics* **30** (10) (2014) 5821-5828. <https://doi.org/10.1109/TPEL.2014.2380829>
11. M. Nasir, H. A. Khan, N. A. Zaffar, J. C. Vasquez, and J. M. Guerrero - Scalable solar dc

- microgrids: on the path to revolutionizing the electrification architecture of developing communities. *IEEE Electrification Magazine* **6** (4) (2018) 63-72. <https://doi.org/10.1109/MELE.2018.2871297>
12. D. Das, S. Madichetty, B. Singh, and S. Mishra - Luenberger observer based current estimated boost converter for PV maximum power extraction—a current sensorless approach. *IEEE Journal of Photovoltaics* **9** (1) (2018) 278-286. <https://doi.org/10.1109/JPHOTOV.2018.2877418>
 13. F. Guide - Edition: a reliability methodology for electronic systems. (sep. 2010). Available: www.fides-reliability.org (2009).
 14. S. Parler - Application guide, aluminum electrolytic capacitors. Available: www.cornell-dubilier.com (2015).
 15. S. A. Saleh, E. Ozkop, M. Ş. Ayas, T. Boileau, and B. Nahid-Mobarakeh - Employing Fault Currents in the Reliability Analysis of Motor Drives. *IEEE Transactions on Industry Applications* **56** (4) (2020) 4521-4531. <https://doi.org/10.1109/TIA.2020.2975737>
 16. P. Zhang, W. Li, S. Li, Y. Wang, and W. Xiao - Reliability assessment of photovoltaic power systems: Review of current status and future perspectives. *Applied energy* **104** (2013) 822-833. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2012.12.010>
 17. H. Wang and F. Blaabjerg - Reliability of capacitors for DC-link applications in power electronic converters—An overview. *IEEE Transactions on Industry Applications* **50** (5) (2014) 3569-3578. <https://doi.org/10.1109/TIA.2014.2308357>

ABSTRACT

RELIABILITY ASSESSMENT FOR THE BOOST-CONVERTER OF A SOLAR SYSTEM IN A DIRECT CURRENT MICROGRID

Phuc Duy Le^{1,*}, Duong Minh Bui²

¹*Cho Lon Power Company - Ho Chi Minh Power Corporation*

²*Vietnamese-German University*

*Email: phucl91@gmail.com

A direct current microgrid commonly takes power from solar systems and battery energy storage when disconnecting from the main grid. Accordingly, the dynamic or transient operation of the solar system can impact the reliability of the solar system's boost converters. This research proposes a methodology to assess the reliability of those boost-converters under dynamic and fault conditions. To conduct the reliability analysis, we will formulate the dynamic-voltage-based failure rate and short-circuit-current-based failure rate for the solar system's boost converter. More explicitly, the evaluation of the reliability of both the solar system's boost converter and each component relies on a novel amalgamation of the used-time-dependent failure rate, dynamic-voltage-based failure rate, and short-circuit-current-based failure rate, coupled with the utilization of a Markov-state transition methodology. The repeated occurrence of dynamic cases within the islanded direct current microgrid can significantly diminish the reliability of the solar system's boost converter. Furthermore, the dynamic and transient cases in the LVDC microgrid can swiftly diminish two key indices: mean-time-to-failure and mean-time-between-failures of the solar system's boost converter.

Keywords: Boost converter, direct current microgrid, dynamic, fault, solar system, reliability assessment.