

基于 MMC 结温波动优化的预测控制策略及其可靠性分析

王亚洲¹, 荣 飞¹, 周保荣², 李鸿鑫², 饶 宏²

(1. 湖南大学 电气与信息工程学院, 湖南 长沙 410082;

2. 南方电网科学研究院有限责任公司 直流输电技术国家重点实验室, 广东 广州 510620)

摘要:模块化多电平换流器(MMC)IGBT 子模块的平均结温及其波动会显著影响其失效率,进而对系统的可靠性产生影响。在 MMC 热平衡算法的基础上,分析如何在降低 MMC 子模块结温分布差异和保持子模块的电容电压波动不变的前提下,只通过改变子模块的投切过程来降低结温波动的可能性。以接近结温波动的最小理论幅值 ΔT_{\min} 、降低子模块间的结温波动差异为目标,结合预测得到的下一个控制周期中器件的结温,给出温度波动优化的控制策略。采用 Coffin-Manson 寿命模型和线性累计损伤理论,评估温度优化控制策略下 MMC 系统的寿命。最后,在 MATLAB 中搭建 10 电平仿真模型,仿真结果表明通过对 MMC 系统进行温度控制可以提高系统的可靠性。

关键词:模块化多电平换流器;热平衡;功率循环周期;Coffin-Manson 寿命模型;可靠性;预测控制

中图分类号:TM 46

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2019.05.020

0 引言

模块化多电平换流器(MMC)可实现高品质的电压输出,开关频率较低,在损耗、控制等方面有较优特性,已经成为柔性直流输电领域中最受关注的拓扑结构,目前多个在建或计划中的柔性直流输电工程都采用了 MMC 方案^[1]。在柔性直流输电工程中,其可靠性关系到整个输电系统的安全稳定运行。

国内关于 MMC 可靠性的研究大多集中在其拓扑结构、冗余配置、可靠性评估方法上。文献[2]基于拓扑分析,利用 $k/n(G)$ 模型和伽玛(Gamma)分布构建了 MMC 在 2 种备用策略下的可靠度函数,为 MMC 拓扑设计和备用安排提供必要的信息。文献[3]利用 Semi-Markov 建立了 MMC 的数学模型,结合频率和持续时间法对不同冗余度下的系统进行可靠性分析,并采用分目标乘法对 MMC 的冗余度进行优化,使其在具有高可靠性的同时保持损耗最小。文献[4]建立了具有换流阀运行工况的 IGBT、二极管等元件的故障率模型,在 MMC 换流阀功率模块和外围控制保护系统的基础上,运用故障树分析方法,建立了 MMC 换流阀故障树模型,根据可靠性指标公式计算各元件的故障率。

实际在 MMC 换流阀中,功率器件本身由于承受热应力的作用,更容易失效,其器件的寿命受到功率循环周期的平均结温以及结温波动的影响^[5-6]。目前关于 MMC 热平衡的研究逐渐引起了关注,为了提高功率器件的寿命,可以应用主动热平衡的方法来调节器件的结温幅度和结温的均值。文献[7]研究

了在低功率因数条件下,单纯采用非局部平均(NLM)算法时各子模块所承受的热应力分布不均非常明显,故将子模块器件的结温引入到均压算法中,从而使热应力平均分配到各子模块中。文献[8]分析了 MMC 系统电容参数不一致时,单纯采用电压均衡的控制策略会使得电容值较大的子模块的结温幅值变大,通过引入主动热平衡算法可降低各子模块的结温分布差异。文献[9]分析了环流中的 2 倍频分量对结温波动的影响,通过将环流的 2 倍频分量和负载电流进行解耦控制,降低由于系统功率变化所造成的结温波动的程度,从而提高 IGBT 的可靠性。文献[10]研究了不同的控制策略对 MMC 系统结温波动的影响以及注入 3 次谐波之后对系统结温波动分布的影响。

本文在 MMC 热平衡算法^[7]的基础上,分析了如何在降低 MMC 子模块结温分布差异和保持子模块的电容电压波动不变的前提下,只通过改变子模块的投切过程来降低结温波动的可能性。以接近结温波动的最小理论幅值 ΔT_{\min} 、降低子模块间的结温波动差异为目标,结合预测得到的下一个控制周期中器件的结温,给出了温度波动优化的预测控制策略。采用 Coffin-Manson 寿命模型和线性累计损伤理论,评估了采用温度优化控制策略下 MMC 系统的寿命,同时分析了如何提高 MMC 子模块整体的可靠性。最后在 MATLAB 中搭建了仿真模型,验证了所提策略的正确性。

1 MMC 拓扑结构和原理

MMC 拓扑结构如图 1 所示。MMC 系统由 6 个半桥臂组成,每个半桥臂分别由 N 个功率单元子模块(SM)和桥臂电感 L_a 串联而成。当半桥中的上桥臂 IGBT 模块开通时,子模块为投入状态,此时输出电压

收稿日期:2018-05-29;修回日期:2019-01-21

基金项目:国家重点研发计划项目(2016YFB0901001)

Project supported by the National Key Research and Development Project of China(2016YFB0901001)

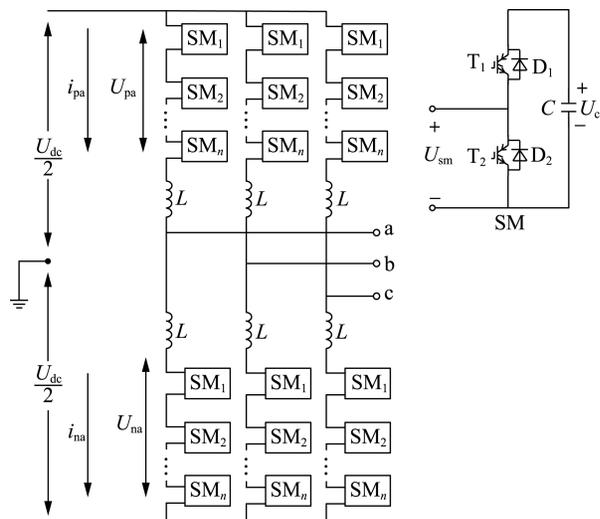


图 1 MMC 拓扑结构

Fig.1 Topology of MMC

为电容电压;当下桥臂 IGBT 模块开通时,子模块为切除状态,此时子模块电容电压不变,输出电压为 0。

在第 k 个控制周期时,将某一相上桥臂第 m 个子模块的开关状态用开关函数^[11]表示:

$$S(m, k) = \begin{cases} 1 & \text{开关导通} \\ 0 & \text{开关关断} \end{cases} \quad (1)$$

则在第 k 个控制周期时,可将 MMC 某一相上桥臂的开关状态表示为: $S(1, k)$ 、 $S(2, k)$ 、 \dots 、 $S(i, k)$ 、 $S(i+1, k)$ 、 \dots 、 $S(N, k)$ 。

2 MMC 热分析及可靠性评估

2.1 功率器件的热网络

功率半导体器件的结温对系统的效率和寿命有着重要的影响,目前在功率换流器领域,研究人员通常采用较为常用的一维福斯特热模型来计算结温。IGBT 器件一般包含 IGBT 芯片及其反并联二极管 2 个芯片,因此本文考虑到 1 个 IGBT 模块内含有 2 个热源的情况,其一维福斯特热网络^[7]结构如图 2 所示。

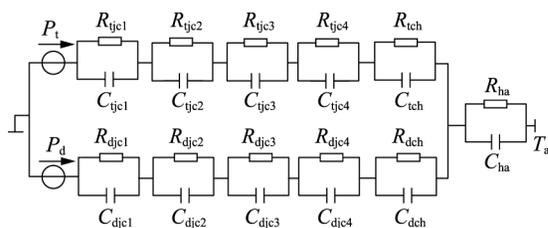


图 2 IGBT 模块热网络模型

Fig.2 Model of IGBT module thermal network

由图 2 可知,IGBT 模块热网络包含功率热网络、散热介质的热网络、散热器的热网络,其参数可以由数据手册得到;散热器到环境温度的热阻相对较小,可由文献[12]得到。

为了全面分析 MMC 子模块的结温分布情况,需

要精确计算 MMC 模块的损耗^[13]分布,MMC 子模块在一个控制周期 T_s 内的损耗由桥臂电流的大小和 IGBT 上的脉冲变化决定。子模块在一个控制周期内的损耗一般分为通态损耗和开关损耗。本文中用 P_{con} 、 P_{on} 、 P_{off} 分别表示一个控制周期内 IGBT 模块所产生的平均通态功率、平均开通功率和平均关断功率。

为了方便分析第 k 个控制周期开关损耗的分布,引入一个动作标志函数 f_{flag} 来表示第 m 个子模块的开关过程:

$$f_{flag} = S(m, k-1) - S(m, k) \quad (2)$$

根据 MMC 的运行原理,表 1 给出子模块在第 k 个控制周期时所产生的损耗分布情况。表中, $0 \rightarrow 1$ 表示标志值 f_{flag} 从 0 变为 1,其他类似。

表 1 MMC 开关损耗分布

Table 1 Distribution of MMC switching loss

f_{flag}	桥臂电流方向	子模块动作	子模块损耗分布
$0 \rightarrow 1$	$i_{pa} > 0$	D_1 开通, T_2 关断	$P_{T2con} P_{T2off}$
	$i_{pa} < 0$	T_1 开通, D_2 关断	$P_{D2con} P_{T2off}$
$1 \rightarrow 0$	$i_{pa} > 0$	T_2 开通, D_1 关断	$P_{D1con} P_{T2on}$
	$i_{pa} < 0$	D_2 开通, T_1 关断	P_{T1con}
$0 \rightarrow 0$	$i_{pa} > 0$	T_2 导通	P_{T2con}
	$i_{pa} < 0$	D_2 导通	P_{D2con}
$1 \rightarrow 1$	$i_{pa} > 0$	D_1 导通	P_{D1con}
	$i_{pa} < 0$	T_1 导通	P_{T1con}

为了对热网络进行求解,一般情况下,可以通过将热网络转换为电网络。表 2 列举了部分电热参数之间的对应关系。基于电热比拟理论的开关周期结温计算方法是根据表中电热参数的对应关系通过电网络理论计算 IGBT/二极管的结温。

表 2 电热参数转换

Table 2 Conversion of electrothermal parameters

电参数/单位	热参数/单位
电压 U/V	温度 T/K
电流 I/A	热流 P/W
电量 Q/C	热能 Q_{th}/J
电阻 R/Ω	热阻 $R_{th}/(K \cdot W^{-1})$
电容 C/F	热容 $C_{th}/(J \cdot K^{-1})$

由图 2 所示的热网络可以计算得到控制周期内 IGBT 模块结温、二极管的结温分别为:

$$T_{ij}^{(k)} = \sum_{i=1}^4 \Delta T_{tjc,i}^{(k)} + \Delta T_{tch}^{(k)} + \Delta T_{ha}^{(k)} + T_a \quad (3)$$

$$T_{dj}^{(k)} = \sum_{i=1}^4 \Delta T_{djc,i}^{(k)} + \Delta T_{dch}^{(k)} + \Delta T_{ha}^{(k)} + T_a \quad (4)$$

其中, $\sum_{i=1}^4 \Delta T_{tjc,i}^{(k)}$ 为 IGBT 模块到散热介质的温度差; $\Delta T_{tch}^{(k)}$ 为散热介质到散热器的温度差; $\sum_{i=1}^4 \Delta T_{djc,i}^{(k)}$ 为二极管到散热介质的温度差; $\Delta T_{dch}^{(k)}$ 为二极管的散热介

质到散热器的温度差; $\Delta T_{ha}^{(k)}$ 为散热器到环境的温度差; T_a 为环境温度。由于每个模块的温度差计算都可以分为零输入响应和零状态响应,则其中一阶热网络的温度差的计算公式如下:

$$\Delta T_{tjc}^{(k)} = \left[P_t^{(k)} R_{tjc,i} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_{tjc,i}}} \right) + \Delta T_{tjc,i}^{(k-1)} e^{-\frac{t}{\tau_{tjc,i}}} \right] \Big|_{t=T_s} \quad (5)$$

2.2 MMC 可靠性评估

MMC 子模块的可靠性主要由 IGBT 模块决定, IGBT 模块的失效率与其 IGBT 和二极管在一个功率循环周期内的结温和结温波动密切相关。在考虑器件失效机理的基础上,选用 Coffin-Manson 器件经验寿命失效模型如下^[14]:

$$N_f(T_m, \Delta T_j) = a (\Delta T_j)^{-n} e^{E_a / (kT_m)} \quad (6)$$

其中, T_m 和 ΔT_j 分别为一个功率循环周期内器件的平均温度和结温波动; $N_f(T_m, \Delta T_j)$ 为在 T_m 及 ΔT_j 下的功率循环额定失效周期数; 参数 a, n 为与功率模块相关的常数, 分别取值为 302 500、-5.309; E_a 为激活能量常数, 取值为 0.8 eV; k 为波尔兹曼常量。

对于器件的失效率 λ , 一般采用线性累计损伤模型^[12]来计算, 表达式如下:

$$\lambda = \sum_{n=1}^N \frac{N_n}{N_{f,n}} \quad (7)$$

其中, N_n 为测量时间内 T_m 和 ΔT_j 一定情况下的实际功率循环周期数。

考虑到电子设备的可靠性, 半导体器件一般认为是不可逆的串联结构^[12], 因此 MMC 子模块的失效率为:

$$\lambda_{total} = \lambda_{D1} + \lambda_{D2} + \lambda_{T1} + \lambda_{T2} \quad (8)$$

由以上分析可以得到 MMC 可靠性评估流程图如图 3 所示。

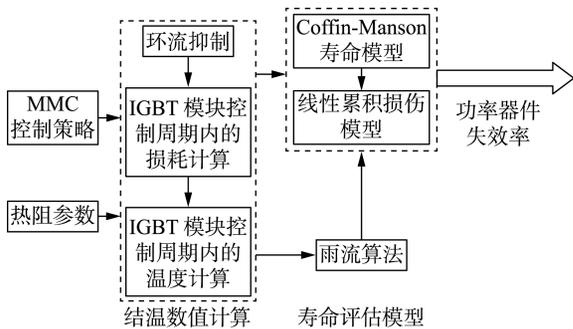


图 3 MMC 器件寿命评估流程图

Fig.3 Flowchart of life assessment for MMC devices

3 结温波动优化算法

3.1 子模块结温波动的预测算法

MMC 子模块的热应力分布不均会对子模块的寿命造成影响, 从而使子模块的可靠性降低。为了减缓器件受到的热应力, 本节首先以 IGBT 模块上的

D_1 为例分析了器件的结温波动规律。因为热容的作用, 所以 MMC 子模块需要一定的时间才能达到散热平衡状态, 在散热平衡状态下子模块结温波动与开关状态如图 4 所示。在 t_1-t_2 时间段内, 由于桥臂电流为负, D_1 上不会流过电流, 所以在此期间内无法控制其结温波动且呈现下降的趋势, 所产生的结温波动为最小幅值 ΔT_{min} 。由图 4 可知, 如果在有电流流过 D_1 的期间对器件的开关状态进行合理控制, 即在 D_1 的温度过高时将电流切断, 是有可能使结温波动 ΔT 接近 ΔT_{min} , 这样便可以减少器件的结温波动。

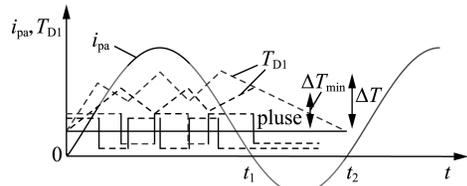


图 4 子模块结温波动与开关状态

Fig.4 Junction temperature fluctuation and switching state of submodule

仍以图 4 为例, 在对器件结温的温度进行限幅处理时, 如果在当前控制周期内 D_1 的温度超过限制温度时, 将 D_1 的电流切断, 此时由于 IGBT 模块在关断时会产生开关损耗, 在下一个控制周期内其温度并不会立刻降低, 反而会上升, 因此需要采用预测的方法来对器件的温度进行处理。下面以第 $k+1$ 个控制周期中的第 m 个子模块 $S(m, k+1)$ 的温度为例, 说明如何计算下一个控制周期的预测温度。定义第 $k+1$ 个控制周期的器件的平均功率为:

$$P_1^{(k+1)} = \max \{ P_{tcon}^{(k+1)}, P_{toff}^{(k+1)}, P_{tcon}^{(k+1)} + P_{ton}^{(k+1)} \} \quad (9)$$

其中, $P_{tcon}^{(k+1)}$ 、 $P_{toff}^{(k+1)}$ 和 $P_{ton}^{(k+1)}$ 分别为器件在第 $k+1$ 个控制周期内的开通功率、关断功率和通态功率。

将 $P_1^{(k+1)}$ 代入式(5)即可求得 D_1 、 D_2 、 T_1 、 T_2 的预测温度 $T_{j,D1}^{(k+1)}$ 、 $T_{j,D2}^{(k+1)}$ 、 $T_{j,T1}^{(k+1)}$ 、 $T_{j,T2}^{(k+1)}$ 。为了便于分析子模块内部 4 个器件温度的波动对子模块整体可靠性的影响, 引入结温幅度 T_{ref1} 、 T_{ref2} 、 T_{ref3} 、 T_{ref4} 来控制器件内结温的分布。即当满足 $T_{j,D1}^{(k+1)} > T_{ref1}$ 、 $T_{j,D2}^{(k+1)} > T_{ref2}$ 、 $T_{j,T1}^{(k+1)} > T_{ref3}$ 或 $T_{j,T2}^{(k+1)} > T_{ref4}$ 时, 切断流过相应器件的电流, 可限制器件结温波动的幅度。

3.2 热平衡算法

传统的 MMC 控制策略是通过电压的大小和桥臂电流的方向来确定投入和切除的子模块, 此时 MMC 子模块的结温波动会有一些的差异^[7]。为了使子模块的结温差异变小, 同时降低子模块器件结温的波动, 本文针对 MMC 提出了一种预测的热平衡算法。算法中 MMC 子模块的投切是由结温的不平衡、电压的不平衡、温度的幅值以及电流的方向来确定。当桥臂电流为正时, 无法控制 T_1 、 D_2 的温度且

呈现下降的趋势,因此在此期间只能通过控制策略来控制 D_1 、 T_2 的温度波动;同理当桥臂电流为负时,只能通过控制策略来控制 T_1 、 D_2 的温度波动。基于以上分析,本文的控制原则为:在电流为正且需要投入子模块时,以 D_1 的温度作为控制对象;在电流为正且需要切除子模块时,以 T_2 的温度作为控制对象;在电流为负且需要投入子模块时,以 T_1 的温度作为控制对象;在电流为负且需要切除子模块时,以 D_2 的温度作为控制对象。所以本文选取式(10)~(13)作为 MMC 子模块的目标函数,目标函数是由电容电压不平衡因子 $\lambda_1(v_c - v_{cmin})$ 、结温不平衡因子 $\lambda_2(T_j^k - T_{j,min}^k)$ 和结温限幅因子 $\lambda_3(T_j^{k+1} - T_{ref})$ 三部分组成。在各控制周期通过综合考虑价值函数 j_i ($i=1,2,3,4$) 的大小和桥臂电流的方向来选择 MMC 子模块进行投切。

$$j_1 = \lambda_1(v_c - v_{cmin}) + \lambda_2(T_{j,D1}^k - T_{j,D1,min}^k) + \lambda_3(T_{j,D1}^{k+1} - T_{ref1}) \quad (10)$$

$$j_2 = \lambda_1(v_{c,max} - v_c) + \lambda_2(T_{j,T2}^k - T_{j,T2,min}^k) + \lambda_3(T_{j,T2}^{k+1} - T_{ref2}) \quad (11)$$

$$j_3 = \lambda_1(v_{c,max} - v_c) + \lambda_2(T_{j,T1}^k - T_{j,T1,min}^k) + \lambda_3(T_{j,T1}^{k+1} - T_{ref3}) \quad (12)$$

$$j_4 = \lambda_1(v_c - v_{c,min}) + \lambda_2(T_{j,D2}^k - T_{j,D2,min}^k) + \lambda_3(T_{j,D2}^{k+1} - T_{ref4}) \quad (13)$$

MMC 子模块器件的结温由第 2 节的方法计算得到,本文将投入 MMC 子模块分为投入运行和切除运行两部分,分别对这两部分进行控制。则带有预测控制的热平衡算法详述如下。下文中, $T_{i,avg}$ ($i=D_1, T_1, D_2, T_2$) 为器件的平均结温; $U_{c,avg}$ 为子模块的平均电压。通过设置 ΔT 、 ΔU_{set} 来控制由于微小的结温和电压变化所导致的开关切换,降低器件的开关频率。

a. 在时间段 (T_s^{k-1}, T_s^k) 内,当 $N^k - N^{k-1} > 0$,桥臂电流 $i_{arm} > 0$ 时,读取各子模块的电容电压值和 D_1 的温度,若已投入的子模块满足 $T_{D1} < T_{D1,avg} + \Delta T$ 、 $T_{D1}^{k+1} > T_{ref1}$ 或 $U_c < U_{c,avg} + \Delta U_{set}$,则将其标记为优先切除;然后将已投入运行的子模块中满足优先切除的从后向前列入向量表 V_{idx_new} 中,不满足的子模块从前向后依次列入向量表 V_{idx_new} 中;最后将未投入运行的子模块按照式(10)计算得到的 j_1 的值由小到大进行由前向后列入向量表 V_{idx_new} 中。

b. 在时间段 (T_s^{k-1}, T_s^k) 内,当 $N^k - N^{k-1} < 0$,桥臂电流 $i_{arm} > 0$ 时,读取各子模块的电容电压值和 T_2 的温度,若未投入的子模块满足 $T_{T2} < T_{T2,avg} - \Delta T$ 、 $T_{T2}^{k+1} > T_{ref2}$ 或 $U_c < U_{c,avg} - \Delta U_{set}$,则将其标记为优先投入;然后将未投入运行的子模块中满足优先投入的从前向后列入向量表 V_{idx_new} 中,不满足的子模块从后向前依次列入向量表 V_{idx_new} 中;最后将投入运行的子模块按

照式(11)计算得到的 j_2 的值由小到大进行由前向后列入向量表 V_{idx_new} 中。

c. 在时间段 (T_s^{k-1}, T_s^k) 内,当 $N^k - N^{k-1} < 0$,桥臂电流 $i_{arm} < 0$ 时,读取各子模块的电容电压值和 D_2 的温度,若未投入的子模块满足 $T_{D2} < T_{D2,avg} - \Delta T$ 、 $T_{D2}^{k+1} > T_{ref4}$ 或 $U_c < U_{c,avg} - \Delta U_{set}$,则将其标记为优先投入;然后将未投入运行的子模块中满足优先投入的从前向后列入向量表 V_{idx_new} 中,不满足的子模块从后向前依次列入向量表 V_{idx_new} 中;最后将投入运行的子模块按照式(13)计算得到的 j_4 的值由小到大进行由前向后列入向量表 V_{idx_new} 中。

d. 在时间段 (T_s^{k-1}, T_s^k) 内,当 $N^k - N^{k-1} > 0$,桥臂电流 $i_{arm} < 0$ 时,读取各个子模块的电容电压值和 T_1 的温度,若已投入的子模块满足 $T_{T1} < T_{T1,avg} + \Delta T$ 、 $T_{T1}^{k+1} > T_{ref3}$ 或 $U_c < U_{c,avg} + \Delta U_{set}$,则将其标记为优先切除;然后将已投入运行的子模块中满足优先切除的从后向前列入向量表 V_{idx_new} 中,不满足的子模块从前向后依次列入向量表 V_{idx_new} 中;最后将未投入运行的子模块按照式(12)计算得到的 j_3 的值由小到大进行由前向后列入向量表 V_{idx_new} 中。

e. 选取 V_{idx_new} 中记录的前 n_{on} 个子模块投入运行。

图 5 为向量表的使用说明图,在第 $k-1$ 个控制周期子模块 2、4 在 N^{k-1} 个已投入的子模块中标记为优先切除,所以将子模块 2、4 从后向前列入向量表 V_{idx_new} 中,子模块 5、6 没有标记从前向后依次列入向量表 V_{idx_new} 中;将未投入的子模块 7—9、3、1 按照 j 值由小到大的顺序列入向量表 V_{idx_new} 的其余位置中。本文的控制策略可以使投入的子模块优先从已投入的子模块中选取,这样更符合工程实际。

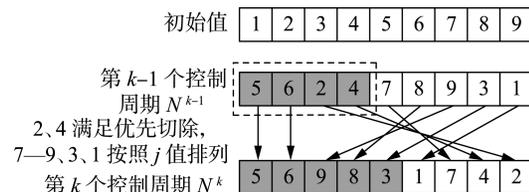


图 5 向量表的说明图

Fig.5 Instruction diagram of vector table

4 仿真分析

为了验证所提温度波动优化预测算法的正确性,在 MATLAB 中搭建 10 电平 MMC 单相仿真模型,MMC 仿真模型参数设置如下:直流电压 $U_{dc} = 18$ kV,桥臂电感 $L = 0.01$ mH,子模块电容电压为 2 000 V,网侧电阻为 20 Ω ,控制周期 $T_s = 10$ kHz。IGBT 模块的热网络参数如表 3 所示。

图 6 为对温度进行控制的器件热应力波形图,图中 $f_{sw,avg}$ 为 MMC 子模块的平均开关频率。由图 6(a)~(d)可知,MMC 子模块的热应力在多个工频周期内呈现无规律的变化,子模块间相同器件的温

度差异时大时小(如图中虚圆圈所示),子模块的温度的幅值在一定范围内随机变化,因此有必要对 MMC 子模块进行控制。

表 3 IGBT 模块热网络的相关参数

Table 3 Related parameters of IGBT module thermal network

参数	IGBT	二极管	参数	IGBT	二极管
$R_{je_1}/(K \cdot kW^{-1})$	0.8	3	$R_{je_4}/(K \cdot kW^{-1})$	2.5	3.5
τ_{je_1}/s	0.000 8	0.000 8	τ_{je_4}/s	0.6	0.6
$R_{je_2}/(K \cdot kW^{-1})$	3.7	11.5	$R_{ch}/(K \cdot kW^{-1})$	9	18
τ_{je_2}/s	0.013	0.013	τ_{ch}/s	1	1
$R_{je_3}/(K \cdot kW^{-1})$	17	30	$R_{ha}/(K \cdot kW^{-1})$	0.03	0.03
τ_{je_3}/s	0.05	0.05	τ_{ha}/s	100	100

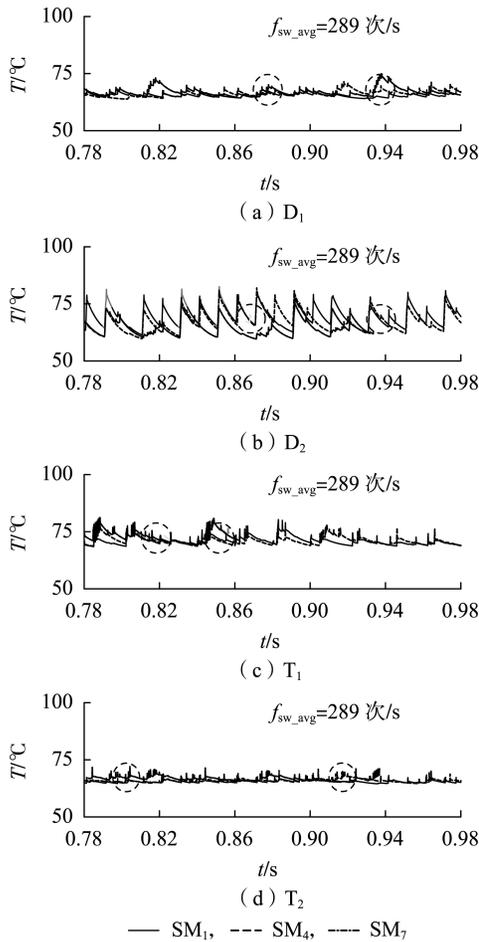


图 6 子模块结温波动图

Fig.6 Junction temperature fluctuation diagram of submodule

图 7(a)—(d)为采用结温波动优化的预测算法得到的器件热应力波形图。可见器件间的温度波动差异减小,且相较于图 6(a)—(d),温度波动不会随着时间变化而时大时小,子模块的结温幅值在一定范围内波动,即减小了器件的结温波动。本文为了更加直观地体现优化子模块的温度波动对系统可靠性的提高程度,采用雨流算法提取了 MMC 子模块器件平均结温和结温波动以及相关的温度循环周期数,如图 8 所示。

然后计算了系统不采用温度控制算法和采用温

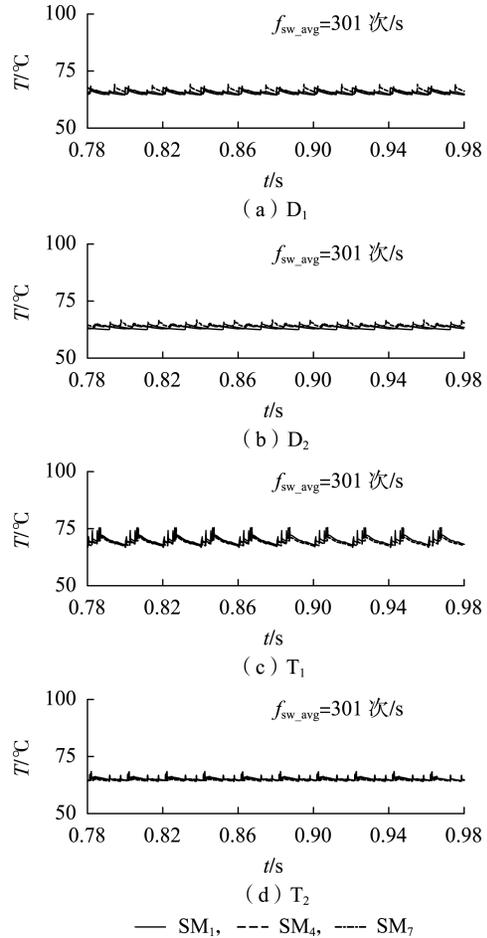
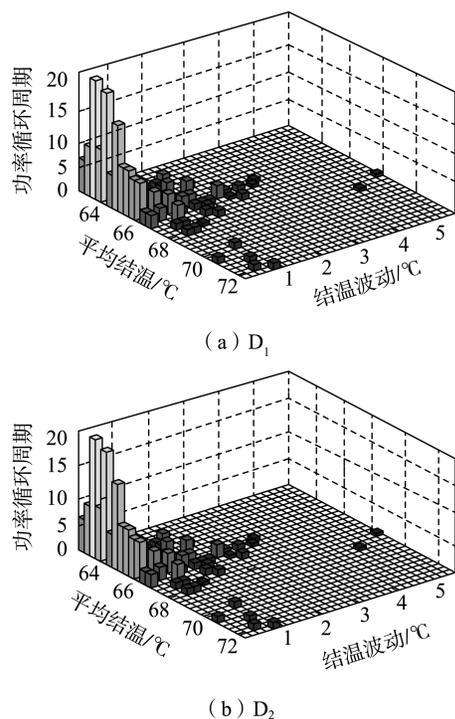


图 7 优化后的子模块结温波动图

Fig.7 Junction temperature fluctuation diagram of submodule after optimization

度波动优化控制算法时某一相上桥臂中 9 个子模块整体的失效率的大小,具体计算方法见 2.2 节。图 8 为 10



(a) D₁

(b) D₂

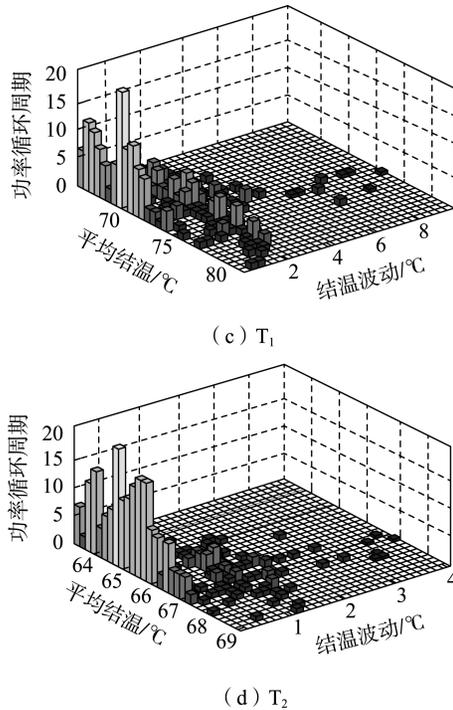


图 8 仿真结果

Fig.8 Simulative results

个工频周期内,采用温度波动优化算法所得到 IGBT/二极管的功率循环周期数。定义 MMC 某一相桥臂的 IGBT 模块的可靠性为 R ,通过图 8 结合式(8)计算了不采用温度优化控制下的可靠性为 R_1 和采用温度波动优化控制下的可靠性为 R_2 。 R 的表达式如下:

$$R = \sum_{i=1}^N (\lambda_{iD1} + \lambda_{iT1} + \lambda_{iD2} + \lambda_{iT2}) \quad (14)$$

为更加直观衡量可靠性的变化,定义 $R^* = R_1/R_2$,通过结合式(6)—(8)和(14)以及图 8 的结果,计算得到 R^* 为:

$$R^* = R_1/R_2 = 1.05$$

结果表明,系统失效率降低了 5%,因此对 MMC 进行温度波动的优化可以提高系统的可靠性。

5 结论

以提高柔性直流输电系统的可靠性为目的,文中主要研究了以下的内容:

a. 在 MMC 传统控制目标电压平衡的基础上,增加了温度的均衡控制;

b. 通过仿真得到了 MMC 子模块的热应力,采用雨流算法分析了子模块的热应力波动情况,计算了 MMC 子模块的理论失效率 λ_{total} ,为失效率参数的选取提供了参考;

c. 评估了结温波动优化下和不考虑结温波动 2 种情况下系统的可靠性,验证了对 MMC 的结温波动进行优化可以提高系统的可靠性。

本文为提高 MMC 系统的可靠性提供了一种新的研究思路,即通过降低系统子模块间的结温波动

程度和子模块间的温度差异是可以提高系统的可靠性的。

参考文献:

- [1] 王宝安,谭风雷,商皎. 模块化多电平换流器模块冗余优化配置方法[J]. 电力自动化设备,2015,35(1):13-19.
WANG Baoan,TAN Fenglei,SHANG Jiao. Optimal configuration of modular redundancy for MMC [J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(1):13-19.
- [2] 王秀丽,郭静丽,庞辉. 模块化多电平换流器的结构可靠性分析[J]. 中国电机工程学报,2016,36(7):1908-1914.
WANG Xiuli,GUO Jingli,PANG Hui. Structural reliability analysis of modular multi-level converters [J]. Proceedings of the CSEE, 2016,36(7):1908-1914.
- [3] 黄守道,付雪婷,饶宏. 基于 Semi-Markov 的模块化多电平换流器的可靠性分析及其冗余配置策略[J]. 电力自动化设备,2018,38(7):128-133.
HUANG Shoudao,FU Xueting,RAO Hong. Reliability analysis and redundant configuration strategy of MMC based on Semi-Markov [J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38 (7): 128-133.
- [4] 李辉,邓吉利,姚然. 计及运行工况的 MMC 换流阀可靠性建模与分析[J]. 电力自动化设备,2018,38(10):108-114.
LI Hui,DENG Jili,YAO Ran. Reliability modeling and analysis of MMC converter valve considering operation conditions [J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(10):108-114.
- [5] 杨珍贵,杜雄,孙鹏菊. 风电全功率变流器参数对可靠性的影响分析[J]. 电工技术学报,2015,30(16):137-145.
YANG Zhengui,DU Xiong,SUN Pengju. Analysis of the influence of the parameters of the wind power full power converter on the reliability [J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2015, 30 (16): 137-145.
- [6] 周淦,薛赛,李剑. 风机中参数变化对变流器直流侧电容可靠性的影响分析[J]. 电力自动化设备,2017,37(11):22-26,31.
ZHOU Quan,XUE Sai,LI Jian. Model parameter identification of DFIG based on short circuit current [J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(11):22-26,31.
- [7] HAHN F,ANDRESEN M,BUTICCHI G, et al. Thermal analysis and balancing for modular multilevel converters in HVDC applications [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33 (3): 1985-1996.
- [8] SANGWONGWANICH A,MATHE L,TEODORESCU R, et al. Two-dimension sorting and selection algorithm featuring thermal balancing control for modular multilevel converters [C] // European Conference on Power Electronics and Applications. Karlsruhe, Germany:IEEE,2016:1-10.
- [9] BAKHSHIZADEH M K,MA K,LOH P C, et al. Indirect thermal control for improved reliability of modular multilevel converter by utilizing circulating current [C] // Applied Power Electronics Conference and Exposition. Charlotte,USA:IEEE,2015:2167-2173.
- [10] HAN X,YANG Q,WU L, et al. Analysis of thermal cycling stress on semiconductor devices of the modular multilevel converter for drive applications [C] // IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition. Long Beach,CA,USA:IEEE,2016:2957-2962.
- [11] 饶宏,李建国,宋强,等. 模块化多电平换流器直流输电系统损耗的计算方法及其损耗特性分析[J]. 电力自动化设备,2014,34(6):101-106.

- RAO Hong, LI Jianguo, SONG Qiang, et al. Method of loss calculation and analysis of loss character for MMC in DC transmission system [J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34 (6) : 101-106.
- [12] 刘飞. 考虑结温波动的同相补偿变流器可靠性评估[D]. 成都: 西南交通大学, 2017.
- LIU Fei. Assessment of reliability for phase compensating converter considering junction temperature fluctuation [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2017.
- [13] 薛英林, 徐政, 张哲任, 等. 采用不同子模块的 MMC-HVDC 阀损耗通用计算方法[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(1) : 20-29.
- XUE Yinglin, XU Zheng, ZHANG Zheren, et al. General method of valve loss calculation for MMC-HVDC with different submodules [J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(1) : 20-29.
- [14] BERGNA G, D'ARCO S, SUUL J A, et al. Analysis of power cycling for semiconductor devices in modular multilevel converters [C] //

Control and Modeling for Power Electronics. Trondheim, Norway: IEEE, 2016: 1-7.

作者简介:



王亚洲

王亚洲 (1991—), 男, 河南新乡人, 硕士研究生, 主要研究方向为电力系统网损及可靠性分析 (E-mail: 2577538126@qq.com);

荣飞 (1978—), 男, 湖北仙桃人, 副教授, 博士研究生导师, 博士, 主要研究方向为电力系统无功补偿及谐波抑制;

周保荣 (1974—), 男, 宁夏银川人, 教授级高级工程师, 博士, 主要研究方向为电力系统规划、电力系统运行分析、新能源发电等。

Predictive control strategy based on MMC junction temperature fluctuation optimization and its reliability analysis

WANG Yazhou¹, RONG Fei¹, ZHOU Baorong², LI Hongxin², RAO Hong²

(1. College of Electrical and Information Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. State Key Laboratory of HVDC, Electric Power Research Institute, China Southern Power Grid, Guangzhou 510620, China)

Abstract: The average junction temperature and the fluctuation of IGBT submodule of MMC (Modular Multilevel Converter) greatly impact its failure rate and further impact the system reliability. Based on the MMC thermal balance algorithm, the possibility reduction of junction temperature fluctuation is analyzed only by changing the switching process of the submodules, while the difference of junction temperature distribution of the MMC submodule is reduced and the capacitor voltage fluctuation of the submodules is set to be consistent. To reduce the difference of junction temperature fluctuation between submodules and approach the minimum theoretical amplitude ΔT_{\min} of junction temperature fluctuation, an optimal control strategy of temperature fluctuation is proposed in combination with the predicted junction temperature of the device in the next control cycle. Using the Coffin-Manson life model and linear cumulative damage theory, the life of MMC system under temperature optimal control strategy is evaluated. Finally, a 10-level simulation model is built in MATLAB. Simulative results show that the temperature control of MMC system effectively improves the system reliability.

Key words: MMC; thermal balance; power cycle; Coffin-Manson life model; reliability; predictive control

(上接第 136 页 continued from page 136)

General fast simulation model applicable to multiple sub-module topologies of MMC

ZHANG Fang¹, HUANG Weichi¹, LI Chuandong²

(1. Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. State Grid Electric Power Research Institute of Fujian Provincial Power Co., Ltd., Fuzhou 350007, China)

Abstract: To address the poor generality issue of existing fast simulation models of MMC (Modular Multilevel Converter), a general fast simulation model of MMC that considers multiple SM (Sub-Module) topologies is proposed. According to the structure features of SM, an arm blocking structure of MMC is established, and is further divided into three categories. The simplified tables are constructed for MMC with different SM topologies, which can avoid the problem that the user programs need to be modified owing to different SM topologies. As a result, the generality of the model can be enhanced. The proposed blocking structure not only ensures the applicability of the general fast simulation model under various operating conditions including normal and blocking states, but also enables a same type of blocking structure suitable for the MMC with multiple SM topologies, and the generality requirement of blocking structure can be satisfied. The effectiveness and feasibility of the proposed general fast simulation model are verified by comparison results with a detailed model on PSCAD/EMTDC.

Key words: modular multilevel converter; electromagnetic transient simulation; fast simulation model; blocking; simplified table