

中点箝位型三电平变换器系统安全工作区的刻画及应用

涂春鸣,龙柳,肖标,余雪萍,柴鸣

(湖南大学 国家电能变换与控制工程技术研究中心,湖南 长沙 410082)

摘要:为了提高中点箝位型三电平变换器的可靠性,基于器件的安全工作区,综合考虑了变换器的拓扑结构、直流母线杂散参数、控制系统的延迟以及温度等因素,推导出了变换器系统安全工作区(SSOA)的数学模型。定量分析了结温和风速对SSOA边界的影响,并分别刻画了结温和风速影响下SSOA的三维立体图形。应用该方法对55 kW/380 V的变换器样机进行保护设计,通过实验验证了基于SSOA所设定的保护边界的有效性,表明SSOA可以保障变换器的可靠稳定运行,提高变换器的可持续运行能力。

关键词:中点箝位型三电平变换器;系统安全工作区;数学模型;结温;风速;保护设计

中图分类号:TM 46

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.201911007

0 引言

近年来,三电平变换器由于其显著的优势在工业领域得到了广泛的应用,如风力发电、变频器和微电网等。和传统的两电平变换器相比,三电平变换器具有如下优点:每个功率管只承受直流侧电压的一半;在相同的开关频率下,输出波形的谐波含量低;功率器件的开关损耗低^[1]。目前应用最广泛的是中点箝位型NPC(Neutral-Point-Clamped)三电平结构,而随着结构的改变,变换器中开关器件的数目相应增加,控制复杂性相应增强,发生故障的概率也因此增大。当变换器发生故障时,输出波形会发生畸变且直流侧电压会出现不平衡的状况^[2],这会严重降低变换器的运行性能,甚至导致整个系统失效,因此提高变换器的可靠性对于整个系统的运行至关重要。基于此,本文提出了NPC三电平变换器系统安全工作区SSOA(Systematic Safe Operating Area)的刻画方法,可以较为准确地判断变换器的运行状况,及时采取有效的保护措施,进而保障变换器的稳定运行。

以往对变换器可靠性的研究主要集中于功率器件本身,自20世纪90年代以来,电子设备可靠性预计手册在变换器可靠性评估中得到广泛应用,包括MIL-HDBK-217, IEC-TR-62380和FIDES Guide等^[3-5],其中囊括了很多器件失效率的计算公式。文献[6]基于可靠性手册评估了风电变流器各组件的可靠性。文献[7-9]基于器件失效机理的可靠性模型分析了短时间任务剖面对变流器可靠性的影响。然而文献[6-9]都只从器件这一元素的角度研究了变换器的可靠性,缺乏对系统中各部分因素的整体考虑。由于单一性器件的考虑通常假定系统的其他元素不

变,因此与系统的实际运行状况也有较大出入,缺乏实用性,无法准确地判断变换器的实际运行状况。本文基于文献[10-11]提出的两电平变换器SSOA,综合考虑了变换器系统各个因素的影响,提出了NPC三电平变换器SSOA的刻画方法,定量分析了变换器运行状态与系统元素之间的关系。SSOA可以作为系统运行状况的评价标准和保护设计的依据,进而提高三电平变换器的可靠性。相较于两电平变换器的SSOA而言,本文重点探究了结温和风速对SSOA的影响,实现了三维SSOA的精准刻画。

本文在两电平变换器的基础上推导出了NPC三电平变换器的SSOA的数学模型,并将其应用到55 kW/380 V样机的保护设计中,且通过实验验证了该方法的有效性。同时刻画出了不同结温影响下变换器SSOA三维立体图形,并将SSOA的概念推广到风电变流器中,结合实际参数量化了风速对于三电平变流器SSOA的影响。

1 NPC三电平变换器的SSOA

文献[10]给出了SSOA的严格物理定义:在考虑变换器中各部分因素的影响下,变换器系统可以安全运行的最大区域^[10]。广泛使用意义上的器件的安全工作区仅与器件的自身差异有关,不受电路结构等其他外界因素影响,在器件出厂之后就固定不变。而变换器的SSOA在器件的安全工作区的基础上还考虑了变换器的拓扑结构、杂散参数、控制系统的延迟和温度等参数,其中还涉及变换器运行过程中可能发生的故障,所以SSOA的研究更具有实用价值和意义。本文通过借助变换器的直流母线电压 v_{DC} 和直流母线电流 i_{DC} 这2个可以在线测量的物理量,以结温 T_j 作为主要约束条件来表征系统的运行状态,当变换器系统的直流母线电压和直流母线电流均处于SSOA之内时,这个系统是安全运行的。NPC三电平变换器系统的基本结构如图1所示。

收稿日期:2019-02-19;修回日期:2019-09-12

基金项目:南方电网公司科技项目(ZBKJXM20180211)

Project supported by the Science and Technology Project of China Southern Power Grid(ZBKJXM20180211)

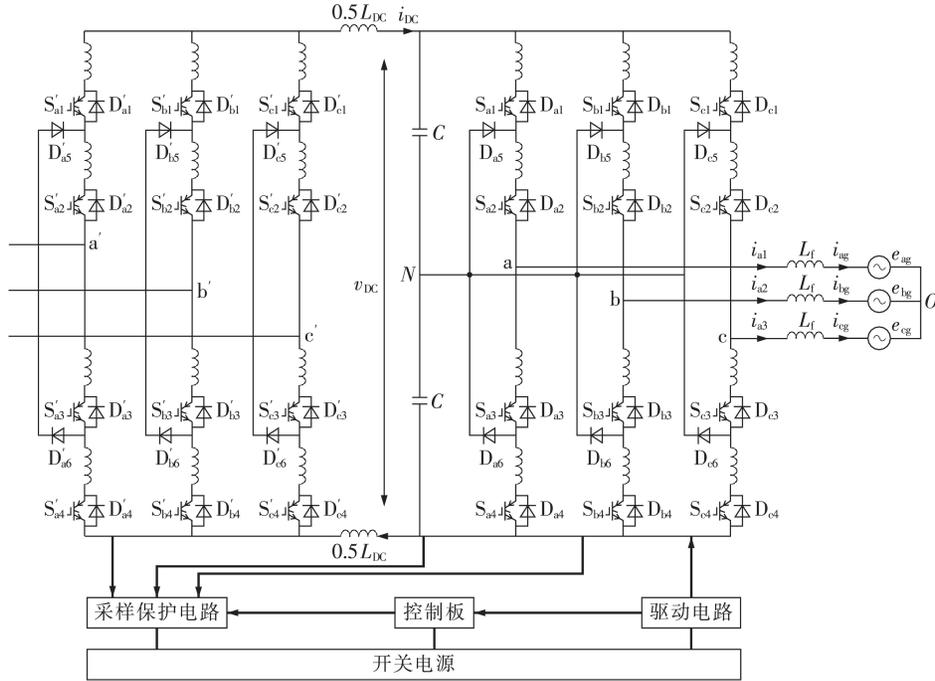


图1 NPC三电平变换器系统基本结构图

Fig.1 Basic structure of NPC three-level converter system

对NPC三电平变换器的SSOA数学模型推导过程如下。

变换器在执行一次保护动作时,SSOA的表征量(直流母线电压、电流)与变换器中各物理量的关系如下。设 t 时刻IGBT开通, $t+\Delta t$ 时刻IGBT关断,2个时刻间变换器的工作关系如式(1)和式(2)所示。

$$i_{DC}(t+\Delta t)=i_{DC}(t)+\frac{di_{DC}(t)}{dt}\Delta t+\frac{dv_{CE}(t+\Delta t)}{dt}C_{res} \quad (1)$$

$$v_{DC}(t+\Delta t)=v_{DC}(t)+\frac{dv_{DC}(t)}{dt}\Delta t \quad (2)$$

其中, Δt 为控制延迟时间,即采样电路检测到故障至控制系统发出指令的时间; v_{CE} 为功率器件集射极电压; C_{res} 为功率器件的反向传输电容。

当IGBT在 $t+\Delta t$ 时刻关断时,其所承受的应力不应超过极限工作范围,如式(3)和式(4)所示。

$$i_{DC}(t)+\frac{di_{DC}(t)}{dt}\Delta t+\frac{dv_{CE}(t+\Delta t)}{dt}C_{res}\leq I_{lim}(T_j) \quad (3)$$

$$v_{DC}(t)+\frac{dv_{DC}(t)}{dt}\Delta t-\frac{di_C(t+\Delta t)}{dt}(L_{DC}+4L_{\sigma})\leq 2U_{lim}(T_j) \quad (4)$$

其中, L_{DC} 为变换器的直流母线换流回路杂散电感; L_{σ} 为器件内部的漏感; $I_{lim}(T_j)$ 为在结温为 T_j 时器件所能承受的极限电流; $U_{lim}(T_j)$ 为在结温为 T_j 时器件所能承受的极限电压。

三电平变换器同一相上、下2个桥臂交替导通,各相开始导通的角度依次相差 120° ,与两电平变换器的工作状态不同的是三电平变换器的各相开关状态有3种:P、O和N。在任一时刻,始终都有3个桥

臂同时导通,可能是1个上桥臂和2个下桥臂,也可能是2个上桥臂和1个下桥臂,而每一相的上、下2个桥臂完全对称。选取A相的上桥臂、B相和C相的下桥臂来等效分析,则A相的输出电压有 $V_{DC}/2$ 和0这2种情况,B相和C相的输出电压有 $-V_{DC}/2$ 和0这2种情况,所以共有8种工作情况,如表1所示。

表1 NPC三电平变换器的开关状态

Table 1 Switching state of NPC three-level converter

相别	输出电压							
	情况1	情况2	情况3	情况4	情况5	情况6	情况7	情况8
A	0	$\frac{V_{DC}}{2}$	0	0	$\frac{V_{DC}}{2}$	$\frac{V_{DC}}{2}$	0	$\frac{V_{DC}}{2}$
B	0	0	$-\frac{V_{DC}}{2}$	0	$-\frac{V_{DC}}{2}$	0	$-\frac{V_{DC}}{2}$	$-\frac{V_{DC}}{2}$
C	0	0	0	$-\frac{V_{DC}}{2}$	0	$-\frac{V_{DC}}{2}$	$-\frac{V_{DC}}{2}$	$\frac{V_{DC}}{2}$

表中,情况1是各相桥臂的输出电压全部为0,不涉及直流母线电压,也没有直流母线电流的流经回路,没有分析的价值;情况2—4是等效的,选取情况2进行分析;同样地,情况5—7是等效的,选取情况5进行分析;加上情况8,归类为3种情况。

本文考虑对变换器输出能力要求最高的两大类情况:软短路和硬短路。当变换器的输出端发生软短路时,即输出端通过电感性负载发生短路,上述3种情况所涉及的拓扑结构如附录中图A1所示。

当发生软短路对应的IGBT开通时,会对回路中的电感充电,拓扑结构a—c下对应基尔霍夫定律的表达式分别如式(5)—(7)所示。

$$\frac{v_{DC}(t)}{2} - \left(L_{DC} + \frac{5}{2}L_{\sigma} + \frac{3}{2}L_f \right) \frac{di_{DC}(t)}{dt} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{v_{DC}(t)}{2} - \left(L_{DC} + 2L_{\sigma} + \frac{3}{2}L_f \right) \frac{di_{DC}(t)}{dt} = 0 \quad (6)$$

$$v_{DC}(t) - \left(L_{DC} + 3L_{\sigma} + \frac{3}{2}L_f \right) \frac{di_{DC}(t)}{dt} = 0 \quad (7)$$

其中, L_f 为电机的定子漏感。IGBT 在关断过程中, 对集电极电压的上升率和集电极电流的上升率作近似线性化处理, 分别如式(8)和式(9)所示。

$$\frac{dv_{CE}(t + \Delta t)}{dt} = \frac{0.8v_{DC}(t + \Delta t)}{t_f} \quad (8)$$

$$\frac{di_c(t + \Delta t)}{dt} = -\frac{0.8i_{DC}(t + \Delta t)}{t_f} \quad (9)$$

其中, t_f 为器件关断下降时间。联立式(1)~(9)可得变换器输出端发生软短路情况下, 拓扑结构 a—c 的 SSOA 模型分别如式(10)~(12)所示。

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{DC}(t) + v_{DC}(t) \left(\frac{\Delta t}{2L_{DC} + 5L_{\sigma} + 3L_f} + \frac{0.8C_{res}}{t_f} \right) \leq I_{lim}(T_j) \\ i_{DC}(t) \frac{0.8(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f} + v_{DC}(t) \left[1 + \frac{0.8\Delta t(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f(2L_{DC} + 5L_{\sigma} + 3L_f)} + \frac{0.64(L_{DC} + 4L_{\sigma})C_{res}}{t_f^2} \right] \leq 2U_{lim}(T_j) \end{array} \right. \quad (10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{DC}(t) + v_{DC}(t) \left(\frac{\Delta t}{2L_{DC} + 4L_{\sigma} + 3L_f} + \frac{0.8C_{res}}{t_f} \right) \leq I_{lim}(T_j) \\ i_{DC}(t) \frac{0.8(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f} + v_{DC}(t) \left[1 + \frac{0.8\Delta t(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f(2L_{DC} + 4L_{\sigma} + 3L_f)} + \frac{0.64(L_{DC} + 4L_{\sigma})C_{res}}{t_f^2} \right] \leq 2U_{lim}(T_j) \end{array} \right. \quad (11)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{DC}(t) + v_{DC}(t) \left(\frac{\Delta t}{L_{DC} + 3L_{\sigma} + 3L_f/2} + \frac{0.8C_{res}}{t_f} \right) \leq I_{lim}(T_j) \\ i_{DC}(t) \frac{0.8(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f} + v_{DC}(t) \left[1 + \frac{0.8\Delta t(L_{DC} + 4L_{\sigma})}{t_f(L_{DC} + 3L_{\sigma} + 3L_f/2)} + \frac{0.64(L_{DC} + 4L_{\sigma})C_{res}}{t_f^2} \right] \leq 2U_{lim}(T_j) \end{array} \right. \quad (12)$$

在相同的系统参数下, 以直流母线电压为横坐标、直流母线电流为纵坐标来分别刻画 3 种结构对应的 SSOA, 可以发现, 拓扑结构 c 下由式(12)所约束的 2 条直线的斜率绝对值是最大的, 其围成的 SSOA 相对而言是最小的, 因此本文取拓扑结构 c 进行 SSOA 的数学建模。

当变换器的输出端发生硬短路, 即输出端通过导体发生直接短路时, 由于死区时间和互锁电路的存在, 发生桥臂直通故障的概率非常低, 取另外一种极限情况进行分析, 假设变换器输出端发生相间短路, 即在拓扑结构 c 中 S_{a1} 、 S_{a2} 、 S_{b3} 和 S_{b4} 导通, 可得:

$$v_{DC}(t) - (L_{DC} + 4L_{\sigma} + L_{sc}) \frac{di_{DC}(t)}{dt} = 0 \quad (13)$$

其中, L_{sc} 为短路漏感。同理可得变换器发生短路故障时的 SSOA 模型, 为了描述方便, 定义软短路情况下的 SSOA 的系数矩阵为 A_{RB} , 定义硬短路情况下的 SSOA 的系数矩阵为 A_{SC} , 如附录中式(A1)所示。定义软短路情况下在结温为 T_j 时器件所能承受的极限电流和极限电压分别为 $I_{RBlim}(T_j)$ 和 $U_{RBlim}(T_j)$, 硬短路情况下在结温为 T_j 时器件所能承受的极限电流和极限电压分别为 $I_{SClim}(T_j)$ 和 $U_{SClim}(T_j)$, SSOA 的数学模型如式(14)所示。

$$\left\{ \begin{array}{l} A_{RB} \begin{bmatrix} i_{DC}(t) \\ v_{DC}(t) \end{bmatrix} \leq \begin{bmatrix} I_{RBlim}(T_j) \\ U_{RBlim}(T_j) \end{bmatrix} \\ A_{SC} \begin{bmatrix} i_{DC}(t) \\ v_{DC}(t) \end{bmatrix} \leq \begin{bmatrix} I_{SClim}(T_j) \\ U_{SClim}(T_j) \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (14)$$

2 考虑不同因素下的 SSOA 实时刻画

2.1 结温对 SSOA 的影响

因为 IGBT 的极限电压和极限电流是由器件的结温所决定, 那么在不同的结温限制条件下, 功率器件本身所能流经的电流和器件两端的电压的极限值是不一样的。IGBT 所能承受的最大电压是由其雪崩击穿电压决定的, 随着温度的升高, 晶格振动加剧, 电子与晶格碰撞的概率增大, 通过电场加速积累动能并达到可发生电离的碰撞更为困难, 需要更高的电场才能使载流子获得足够的能量积累从而发生碰撞电离, 当电场升高时器件的击穿电压随着升高。所以击穿电压表现出正温度系数^[12-13], 具体表达式如下:

$$V_A(T_j) = V_A(T_0) \left(\frac{T_j}{T_0} \right)^{0.35} \quad (15)$$

其中, $V_A(T_j)$ 为在结温为 T_j 时的雪崩击穿电压值, 即 IGBT 的极限电压; $V_A(T_0)$ 为在结温为 T_0 时的雪崩击穿电压值, 一般取 T_0 为室温 300 K 进行计算。

IGBT 所能承受的最大电流是由其最大允许功耗 P_{max} 决定的, 而 P_{max} 受结温和热阻抗所限制^[14-15], 即:

$$P_{max} = \frac{T_j - T_c}{Z_{thjc}} \quad (16)$$

其中, T_c 为管壳的温度; Z_{thjc} 为芯片到管壳的热阻抗, 由 IGBT 的工作方式所决定。

在最大允许功耗和结温的限制下的最大集电极

电流为:

$$I_{cmax} = \frac{P_{max}}{V_{cesat}} \quad (17)$$

其中, V_{cesat} 为 IGBT 的集射极-发射极间饱和电压, 一般取其最大值。

软短路情况下的极限电流和极限电压是由功率器件的反偏安全工作区决定的, 而硬短路情况下的极限电流和极限电压则是由短路安全工作区决定的。根据式(15)~(17)可以发现当 IGBT 的结温相同时, 软短路和硬短路情况下的极限电压值是相同的, 而极限电流值因为受结温和热阻抗 2 个因素的影响, 在不同的工况下是不一样的。反偏安全工作区是连续脉冲工作状态, 而短路安全工作区是单脉冲工作状态, 根据数据手册上的瞬态热阻抗曲线, 便可以获得在这样 2 种工作状态下的热阻抗值, 进而获得在一定结温下的极限电流值。

结合 SSOA 的数学模型以及极限电流和极限电压的关于结温的公式, 可以刻画出在不同结温下的 NPC 三电平变换器的 SSOA 三维立体图形, 从而更直观地看到 SSOA 随结温改变的趋势。

采用最为广泛的一维等效福斯特热网络模型来计算功率模块的结温或是利用 IGBT 电热在线仿真软件, 输入相关参数来获取此时变换器中功率模块的结温值, 进而可以刻画出此时的变换器 SSOA。考虑到器件的疲劳老化等因素, 此类结温获取方法存在一定缺陷, 无法准确地反映功率模块的实际结温。实时结温获取目前仍然是一个难题, 可以针对这方面多展开研究, 为 SSOA 的实时刻画提供更为准确的思路。

2.2 风速对 SSOA 的影响

在风电系统中, 风电变流器是导致其故障的关键组件, 即提高风电变流器的可靠性对于保障风电系统的安全运行至关重要, 因此研究风电变流器的 SSOA 具有重要意义。在风电变流器中, IGBT 模块的热循环与风速有关, 风机系统的输出功率以及器件的损耗会随着风速的随机变化而变化, 导致机侧和网侧变流器功率模块结温的平均值及结温波动幅值也随机波动, 进而影响到变流器的 SSOA^[3]。

风速与风机输出功率的关系如下:

$$P = \begin{cases} 0 & v < v_{cut_in}, v \geq v_{cut_out} \\ k_p v^3 & v_{cut_in} \leq v < v_{rated} \\ P_r & v_{rated} \leq v < v_{cut_out} \end{cases} \quad (18)$$

其中, v 为当前风速; v_{cut_in} 为切入风速; v_{rated} 为额定风速; v_{cut_out} 为切出风速; P_r 为风机系统的额定功率; k_p 与风机机组参数设置有关^[18]。当 $v < v_{cut_in}$ 或 $v \geq v_{cut_out}$ 时, 风机不接入电网; 当 $v_{cut_in} \leq v < v_{rated}$ 时, 变流器系统采用最大功率跟踪策略; 当 $v_{rated} \leq v < v_{cut_out}$ 时, 采用恒功率控制^[16-17]。

将 NPC 三电平变换器的 SSOA 数学模型应用在风电变流器中, 利用结温数值计算方法, 可以得出在各个风速下变流器功率模块的平均结温, 借助 MATLAB 来进行数据拟合, 找到风速和结温的关系表达式, 由此便可以刻画出在不同风速下变流器的 SSOA。

3 变换器的 SSOA 计算及保护设计

变流器系统采用三电平背靠背结构, IGBT 模块的型号为英飞凌公司的 FF300R12ME3, 规格为 1 200 V/300 A。55 kW/380 V 变换器样机的实际系统参数为: $L_{DC} = 25$ nH, $L_{\sigma} = 20$ nH, $L_f = 0.6$ mH, $L_{SC} = 2.6$ μ H, $C_{res} = 1$ nF, $\Delta t = 4$ μ s, $t_f = 90$ ns。器件的极限电压值 U_{lim} 和极限电流值 I_{lim} 根据反偏安全工作区和短路安全工作区得到, 当 $T_j = 298$ K 时 $U_{RBlim}(T_j) = U_{SClim}(T_j) = 1\ 200$ V, $I_{RBlim}(T_j) = 600$ A, $I_{SClim}(T_j) = 1\ 500$ A, 将上述参数代入式(14)所示的数学模型中便可得到全工况下 NPC 三电平变换器的 SSOA, 如图 2 所示。

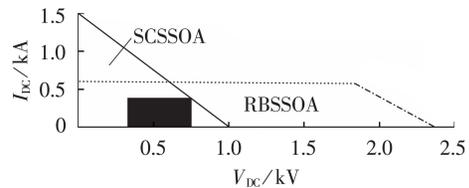


图2 三电平变换器 SSOA 示意图
Fig.2 Schematic diagram of SSOA of three-level converter

在保留一定余量的前提下, 由 SSOA 可以划分出系统的安全运行区域, 如图 2 中的黑色区域所示, 其主要由欠压保护边界、过压保护边界以及过流保护边界构成。将过压保护边界设定为 750 V, 并将其作为直流母线电压的最大值, 即变换器系统的过压保护阈值; 将过流保护边界设定为 400 A, 即变换器系统的过流保护阈值; 而欠压保护边界则是考虑到样机中应用的开关电源启动电压, 将其设定为 300 V, 作为直流母线欠压保护的阈值。

传统的安全保护设计中保护阈值都是采用裕量计算方法, 借助工程经验来设定, 缺乏一定的科学性和适用性, 而 SSOA 是量化考虑了电路结构、杂散参数和控制延迟等系统参数而刻画出的明确的变换器安全运行区域, 具备系统级的精准性, 因此应用 SSOA 可以为变换器保护阈值的设定提供相对科学的计算方法, 改进了以往基于裕量计算的保护设计这种经验式方法。保护电路通过对直流母线电压、直流母线电流和 IGBT 结温进行实时采样来作出相应的控制, 以此来提高变换器运行的安全性和稳定性。

由 2.1 节的推导对不同结温下 NPC 三电平变换

器的SSOA进行三维刻画,如图3所示。

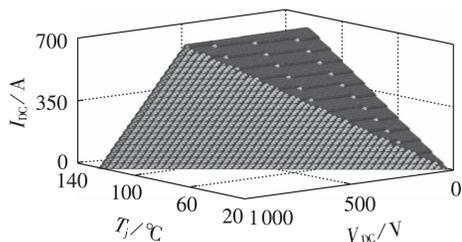


图3 考虑不同结温下的三电平变换器SSOA
Fig.3 SSOA of three-level converter under different junction temperatures

结合2.2节的论述,本文以1.2 MW直驱式风电机组为例,采用背靠背结构,对机侧的NPC三电平风电变流器的SSOA进行三维刻画。风机系统的实际参数如下:额定功率为1.2 MW,切入运行风速为2.5 m/s,额定运行风速为10.5 m/s,切出停机风速为20 m/s,额定转速为20 r/min,极对数为48,电网线电压有效值为690 V,机侧额定线电压有效值为690 V,IGBT开关频率为3 kHz,直流侧电压为1 100 V。

基于都柏林一年的风速统计数据,得到了关于风速、直流母线电压和直流母线电流的机侧风电变流器的三维SSOA,如图4所示。

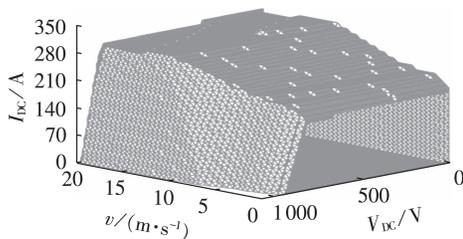


图4 考虑不同风速下的三电平变换器SSOA
Fig.4 SSOA of three-level converter under different wind speeds

4 实验与分析

实验基于变换器样机SSOA的计算参数,通过过流保护实验和短路实验实测变换器执行保护的过程,借助实验波形图来验证第3节计算出的SSOA边界。

通过Buck电路对过流保护进行测试,设定过流保护的阈值为400 A,当采样电路检测到过流,控制电路即刻采取保护措施关断器件。图5为在直流母线电压为600 V时的实测波形图。图中, V_{pulse} 为驱动信号; V_{PWM} 为控制信号; V_{CE} 为IGBT的集射极电压有效值; I_C 为IGBT的集电极电流。0.9 ms时刻IGBT实际关断电流 I_C 为403 A,即实际过流保护动作值在过流保护阈值400 A附近。

短路实验通过将a、b两相的输出端通过一根粗导线进行短接来模拟短路故障,并测试执行保护动

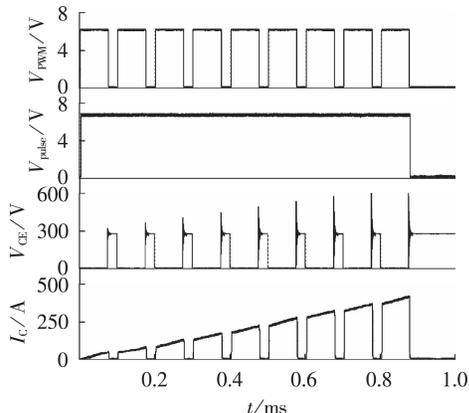


图5 变换器过流保护边界测试实验波形
Fig.5 Experimental waveforms for overcurrent protection boundary test of converter

作后器件两端的电压和电流值,验证前文计算出的SSOA的边界值。图6为在直流母线电压为800 V时的实测波形图。

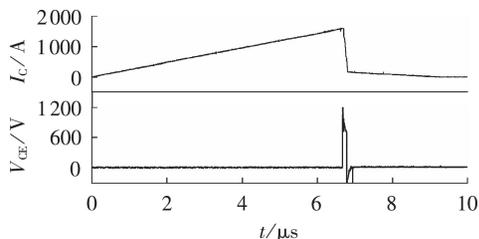


图6 变换器短路测试实验波形
Fig.6 Experimental waveforms for short circuit test of converter

根据图2所示的变换器SSOA,在直流母线电压为800 V时的直流母线电流的最大值为300 A,而实验中设定的过流保护的阈值为400 A,已经超过了SSOA的范围,系统在还没来得及发生保护动作的情况下器件可能已经失效了。从图6可以看出,当实际电流达到保护设定阈值400 A再发生过流保护动作后,器件所承受的实际电流将达到1 600 A,所承受的尖峰电压甚至已接近1 200 V,即器件所能承受的电压的极限值。在这种情况下运行的功率模块必然承受极高的失效风险,不利于变换器系统的安全可靠运行。

实际应用中,器件绝对不允许工作在这种状况下,这个实验说明了当器件运行在安全工作区之外时将承受极高的失效风险,降低了变换器运行的可靠性。

5 结论

本文综合考虑了包括拓扑结构、杂散参数、控制延迟和结温等多个系统参数的影响,构建了NPC三电平变换器SSOA的数学模型。基于55 kW异步电机的NPC三电平变换器样机的实际参数,以直流母

线电压和直流母线电流为表征量,刻画了SSOA的二维图形,并将其应用于系统保护边界的设置参考。实验结果表明基于SSOA所设定的保护边界可以有效保障变换器的可靠运行。由于实际应用中SSOA受到动态参数(如结温和风速等)的影响而动态变化,因此本文考虑了结温对SSOA的动态影响,刻画出不同结温下SSOA的三维图形。只要获取了某一时刻的IGBT结温便可实时刻画当前的SSOA,以便对变换器的运行状态进行实时监控,这也为SSOA的实时刻画提供了更为明确的研究思路。将SSOA应用于风电变流器中,本文考虑了风速对变换器SSOA的影响,刻画了不同风速影响下SSOA的三维图形,可以定量分析不同风速下SSOA的变化趋势,对风电机组的可靠运行具有指导意义。

与器件的安全工作区相比,SSOA综合考虑了多种因素的影响,更能反映变换器的实际运行状况,为保护阈值的设定提供合理的依据,可以保障系统的安全可靠运行,提高变换器的可持续运行能力。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 柴秀慧,张纯江,郭忠南,等. 三相三线和四线NPC三电平变流器中点电位控制方法[J]. 燕山大学学报,2016,40(1):81-87.
CHAI Xiuhui, ZHANG Chunjiang, GUO Zhongnan, et al. Neutral-point potential control method of three-phase three-wire and four-wire NPC three-level converter[J]. Journal of Yanshan University, 2016, 40(1): 81-87.
- [2] 戴鹏,岳悦,石祥龙,等. 有源箝位三电平变流器器件开路故障研究[J]. 电力电子技术,2016,50(4):25-27.
DAI Peng, YUE Yue, SHI Xianglong, et al. Research on open-circuit switch faults in three-level active-NPC converters[J]. Power Electronics, 2016, 50(4): 25-27.
- [3] 杜雄,李高显,李腾飞,等. 风电变流器IGBT模块的多时间尺度寿命评估[J]. 中国电机工程学报,2015,35(23):6152-6161.
DU Xiong, LI Gaoxian, LI Tengfei, et al. Multi-time scale lifetime evaluation of IGBT modules in the wind power converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(23): 6152-6161.
- [4] ZORAN M, VLADO S. Lifetime modeling and prediction of power devices[C]//Proceedings of the 5th International Conference on Integrated Power Systems(CIPS). Nuremberg, Germany: IEEE, 2008: 1-9.
- [5] PECHT M, GU J. Physics-of-failure-based prognostics for electronic products[J]. Transactions of the Institute of Measurement and Control, 2009, 31(3): 309-322.
- [6] XIE K, JIANG Z, LI W. Effect of wind speed on wind turbine power converter reliability[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(1): 96-104.
- [7] WEI L, YUAN Z, LU H, et al. Analysis of IGBT power cycling capabilities used in doubly fed induction generator wind power system[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2011, 47(4): 1794-1801.
- [8] FUCHS F, MERTENS A. Steady state lifetime estimation of the power semiconductors in the rotor side converter of a 2 MW DFIG wind turbine via power cycling capability analysis[C]//Proceedings of the 14th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE). Birmingham, England: IEEE, 2011: 1-8.
- [9] HUI H, MAWBY P A. A lifetime estimation technique for voltage source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(8): 4113-4119.
- [10] 王雪松,赵争鸣,袁立强. 一种基于系统安全工作区的变换器保护策略[J]. 清华大学学报(自然科学版),2012,52(8):1029-1034,1040.
WANG Xuesong, ZHAO Zhengming, YUAN Liqiang. Protection scheme for converter based on the systematic safe operating area[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2012, 52(8): 1029-1034, 1040.
- [11] 邹高城,赵争鸣,袁立强,等. 双PWM变换器的系统安全工作区及其应用[J]. 电力自动化设备,2014,34(3):82-88.
ZOU Gaoyu, ZHAO Zhengming, YUAN Liqiang, et al. Systematic safe operating area of dual-PWM converter and its application[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(3): 82-88.
- [12] 张狄林. IGBT电气参数的温度特性分析[J]. 计算机与数字工程,2013,41(6):999-1001.
ZHANG Dilin. Temperature characteristic of electric parameters of IGBT[J]. Computer & Digital Engineering, 2013, 41(6): 999-1001.
- [13] 汪波,胡安,唐勇,等. IGBT电压击穿特性分析[J]. 电工技术学报,2011,26(8):145-150.
WANG Bo, HU An, TANG Yong, et al. Analysis of voltage breakdown characteristic of IGBT[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(8): 145-150.
- [14] 王磊,张金艺. VDMOS正向偏压安全工作区的界定与优化[J]. 微电子学,2011,41(5):751-754,758.
WANG Lei, ZHANG Jinyi. Definition and optimization of VDMOS FBSOA[J]. Microelectronics, 2011, 41(5): 751-754, 758.
- [15] 王彩琳,孙丞. 功率MOSFET的高温特性及其安全工作区分析[J]. 电力电子技术,2008,42(12):49-51.
WANG Cailin, SUN Cheng. Analysis of high characteristics and SOA of power MOSFET[J]. Power Electronics, 2008, 42(12): 49-51.
- [16] 秦星,薛宏涛,朱祚恒,等. 风电变流器IGBT模块损耗及结温的计算与分析[J]. 电气自动化,2016,38(4):71-74.
QIN Xing, XUE Hongtao, ZHU Zuoheng, et al. Computation & analysis of the loss and junction temperature of the IGBT module in the wind power converter[J]. Electrical Automation, 2016, 38(4): 71-74.
- [17] 张军,杜雄,孙鹏菊,等. 气温波动对风电变流器中功率器件寿命消耗的影响[J]. 电源学报,2016,14(6):80-86.
ZHANG Jun, DU Xiong, SUN Pengju, et al. Effect of ambient temperature fluctuation on consumed lifetime of power devices in wind turbine power converter system[J]. Journal of Power Supply, 2016, 14(6): 80-86.

作者简介:



涂春鸣

涂春鸣(1976—),男,江西南昌人,教授,博士研究生导师,主要研究方向为电能质量、微电网等(E-mail: chunming_tu@263.net);

龙柳(1996—),女,湖南岳阳人,硕士研究生,主要研究方向为电力电子技术在电力系统中的应用(E-mail: 2022964756@qq.com);

余雪萍(1990—),女,湖南长沙人,博士研究生,主要研究方向为电力电子技术在电力系统中的应用(E-mail: 915982182@qq.com)。

(编辑 李莉)

(下转第48页 continued on page 48)

Optimal control method of distributed PV considering model errors in distribution network

DOU Xiaobo¹, CAI Chao², DUAN Xiangmei¹, HAN Jun², LIU Zhihan¹, CHEN Xi²

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;

2. State Grid Economic Research Institute of China Electric Power Research Institute, Nanjing 210009, China)

Abstract: At present, the information collection is incomplete and the on-line accurate grid model is inaccessible in distribution network, which leads to error of distributed PV (PhotoVoltaic) control and makes it difficult to meet the requirement of the safe operation for distribution network. Thus, an optimal control method of distributed PV considering model errors in distribution network is proposed. A rough calculation model of PV control based on approximate sensitivity is built. Meanwhile, the artificial intelligence assistant decision model is established adopting ELM (Extreme Learning Machine) method as a modification of the rough calculation model for PV control. Based on the above two models, the optimal control strategy of distributed PV considering model errors in distribution network is designed. Finally, the simulative results show that the proposed control method makes up the errors caused by the optimization only relying on grid model, and improves the accuracy of the optimal control.

Key words: distributed PV; distribution network; optimal control; approximate sensitivity; ELM; assistant decision

~~~~~  
(上接第6页 continued from page 6)

## Description and application of SSOA of neutral-point-clamped three-level converter

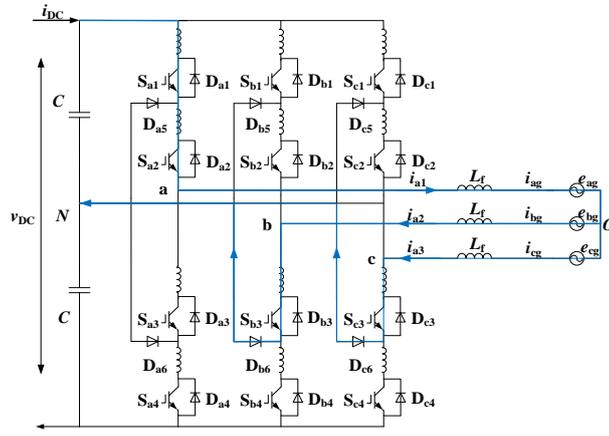
TU Chunming, LONG Liu, XIAO Biao, YU Xueping, CHAI Ming

(National Electric Power Conversion Control Engineering Technology Research Center,  
Hunan University, Changsha 410082, China)

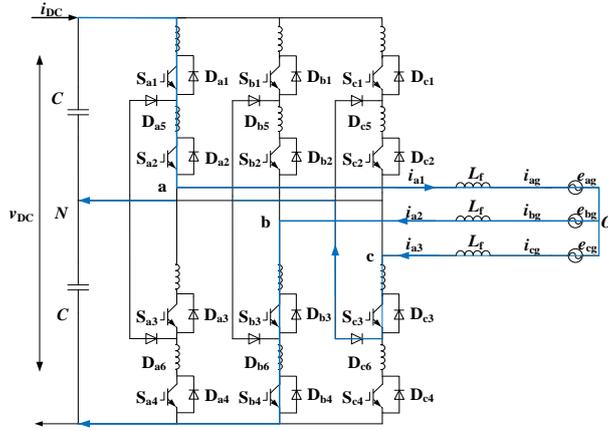
**Abstract:** In order to improve the reliability of the neutral-point-clamped three-level converter, based on the safe operating area of device, the mathematical model of the SSOA (Systematic Safe Operating Area) of converter is deduced with considering the converter topology, the stray parameters of DC bus, the delay of the control system, the temperature and other factors. The influence of junction temperature and wind speed on the SSOA boundary is analyzed quantitatively, and the corresponding three-dimensional graphics of the SSOA are depicted respectively. The proposed method is applied to the protection design of 55 kW/380 V converter prototype, and the experimental results validate the effectiveness of the protection boundary set based on SSOA, which show that the SSOA can guarantee the reliable and stable operation of the converter and improve the sustainable operation ability of the converter.

**Key words:** neutral-point-clamped three-level converter; SSOA; mathematical models; junction temperature; wind speed; protection design

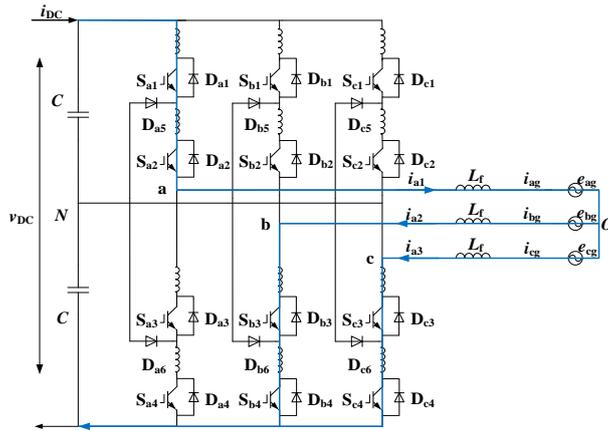
# 附录



(a) 拓扑结构 a



(b) 拓扑结构 b



(c) 拓扑结构 c

图 A1 拓扑结构

Fig.A1 Topological structure

$$\left\{ \begin{array}{l}
\mathbf{A}_{\text{RB}} = \left[ \begin{array}{cc}
1 & \frac{\Delta t}{L_{\text{DC}} + 3L_{\sigma} + 3L_{\text{f}} / 2} + \frac{0.8C_{\text{res}}}{t_{\text{f}}} \\
\frac{0.4(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})}{t_{\text{f}}} & \frac{1}{2} + \frac{0.4\Delta t(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})}{t_{\text{f}}(L_{\text{DC}} + 3L_{\sigma} + 3L_{\text{f}} / 2)} + \frac{0.32(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})C_{\text{res}}}{t_{\text{f}}^2}
\end{array} \right] \\
\mathbf{A}_{\text{SC}} = \left[ \begin{array}{cc}
1 & \frac{\Delta t}{L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma} + L_{\text{SC}}} + \frac{0.8C_{\text{res}}}{t_{\text{f}}} \\
\frac{0.4(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})}{t_{\text{f}}} & \frac{1}{2} + \frac{0.4\Delta t(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})}{t_{\text{f}}(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma} + L_{\text{SC}})} + \frac{0.32(L_{\text{DC}} + 4L_{\sigma})C_{\text{res}}}{t_{\text{f}}^2}
\end{array} \right]
\end{array} \right. \quad (\text{A1})$$