

编者按语:

通过使用电力电子器件对电能进行变换和控制,电力电子技术已广泛应用于工业生产、交通运输、通信、家用电器等各个领域,受到了国内外学术界和工程界的广泛关注。电力系统是电力电子技术应用的重要领域,高频化、集成化、模块化和智能化的发展,使得电力电子技术在实现电网安全稳定运行、促进可再生能源有效利用、加强供电可靠性和提高电能质量等方面发挥着越来越重要的作用,并成为建设智能电网的关键技术之一。电力电子技术的应用已涉及电力系统中发电、输电、配电等各个环节,本次电力电子技术应用专题即结合上述方面,在能量转换技术、交直流输电技术、用户电力技术等热点问题上进行深入研究和探讨。欢迎就电力电子技术研究及应用成果投稿本刊,参与研讨、交流。

## 双馈风电变流器 IGBT 模块功率循环能力评估

李 辉<sup>1</sup>,秦 星<sup>1</sup>,刘盛权<sup>1</sup>,杨 东<sup>1</sup>,杨 超<sup>1</sup>,胡姚刚<sup>1</sup>,冉 立<sup>1</sup>,唐显虎<sup>2</sup>

(1. 重庆大学 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室,重庆 400044;

2. 重庆科凯前卫风电设备有限责任公司,重庆 401121)

**摘要:**为准确评估不同风况下双馈风电机组变流器的可靠性水平,提出一种机侧变流器 IGBT 模块的功率循环能力评估方法,并研究了风速对功率循环能力的影响。基于器件失效模型,建立机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间(MTTF)计算模型。结合变流器实时运行参数,建立机侧变流器 IGBT 模块结温计算模型,并分析湍流风速对结温波动的影响,进而提出基于雨流算法提取随机结温波动信息。根据提取的随机结温波动信息,结合风速统计特性,提出机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估模型。最后,以某 1.5 MW 双馈风电机组机侧变流器 IGBT 模块为例,分析年平均风速及湍流强度对其功率循环能力的影响。分析结果表明:该变流器 IGBT 模块的 MTTF 其随着年平均风速及湍流强度的增大而减小;相比传统评估模型,所建立的评估模型更准确。

**关键词:**双馈风电机组;风电;变流器;IGBT;功率循环能力;结温;湍流风速;可靠性;评估

**中图分类号:** TM 46;TM 85;TM 614 **文献标识码:** A **DOI:** 10.16081/j.issn.1006-6047.2015.01.002

### 0 引言

风电变流器作为风能转换系统中的枢纽,是影响风电机组及其入网稳定性的重要环节,但现有文献表明,风电变流器是风能转换系统中的薄弱环节之一,因变流器失效导致系统故障占的比重很大,而且其中超过 50% 的故障是因 IGBT 模块(6 组 IGBT 及其反并联二极管构成)功率循环失效造成的<sup>[1-4]</sup>。此外,GB/T 25388.1—2010《风力发电机组双馈式变流器技术条件》对风电机组适应风况的能力提出了明确要求,其中一项重要指标是变流器在各典型风况下其平均失效时间 MTTF(Mean Time To Failure)不小于 2 a<sup>[5]</sup>。另外,风电变流器 IGBT 模块结温的大

小、波动幅值及波动频率与风速密切相关,因此,风速可能对 IGBT 模块的失效产生影响<sup>[1-2,5]</sup>。综上所述,如何准确评估不同风况下风电变流器 IGBT 模块功率循环能力并分析风速对其的影响规律,以提高变流器可靠性显得十分重要。

目前,已有文献主要是基于器件结温来衡量变流器 IGBT 模块功率循环能力。如文献[6-7]利用评估手册 MIL-HDBK-217F,分析了变流器拓扑结构对 IGBT 模块功率循环能力的影响;文献[8]利用电子设备评估模型,对混合动力汽车中逆变器 IGBT 模块的功率循环能力进行了评估。但上述评估方法仅关注结温平均值对 IGBT 模块功率循环能力的影响,而没有考虑结温波动的影响。文献[9-10]基于 IGBT 模块功率循环失效模型,分析了风速及风机参数对永磁同步风电机组网侧变流器功率循环能力的影响。但由于机侧变流器长期处于低频下运行,且运行频率随风速的变化而改变,使得机侧 IGBT 模块的结温波动幅值更大,且波动频率随风速随机变化,因此现有网侧评估模型很难对机侧变流器 IGBT 模块的结温波动信息进行准确提取。文献[11]分析了机组控制方式对机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的影响,

收稿日期:2014-01-17;修回日期:2014-12-05

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51377184);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(CDJZR12150074);国家国际科技合作专项资助项目(2013DFG61520);重庆市集成示范计划项目(CSTC2013JCSF70003)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51377184), the Fundamental Research Funds for the Central Universities(CDJZR12150074), the International Science & Technology Cooperation Program of China(2013-DFG61520) and the Integration and Demonstration Program of Chongqing(CSTC2013JCSF70003)

但分析模型假设各风速区间的风速为恒定值,并未考虑各区间内风速的变化。因此,有必要研究湍流风速下机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的准确评估方法。

基于此,本文在分析结温大小及波动对机侧变流器 IGBT 模块失效影响的基础上,结合双馈风电机组仿真模型,基于变流器实时运行参数,建立机侧变流器 IGBT 模块结温计算模型,并分析湍流风速对 IGBT 结温波动的影响;其次,考虑湍流风速导致器件结温随机波动的特点,提出基于雨流算法提取随机结温波动信息的机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估模型。最后,以某 1.5 MW 双馈风电机组机侧变流器 IGBT 模块为例,对传统功率循环能力评估模型和本文模型的有效性进行比较,并分析年平均风速及湍流强度对机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的影响。

## 1 机侧变流器 IGBT 模块失效模型

### 1.1 器件功率循环失效模型

功率循环是 IGBT 及二极管器件在工作中失效的主要诱因,这是由器件材料的热膨胀系数不同导致的。当器件的温度波动变化时,材料形成不同程度上的压缩或拉伸从而产生剪应力,最终使器件因功率循环疲劳累积而失效<sup>[10-11]</sup>。LESIT 项目利用不同器件制造商的 IGBT 模块,通过功率循环试验,得出器件发生失效主要与结温及其波动幅值有关,见图 1<sup>[12]</sup>。

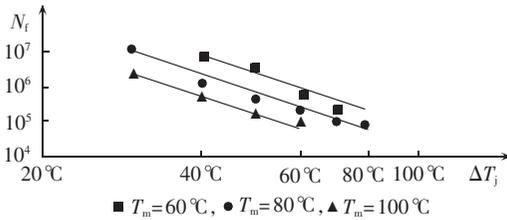


图 1  $N_f$  与  $T_m$  及  $\Delta T_j$  的关系

Fig.1 Relationship among  $N_f$ ,  $T_m$  and  $\Delta T_j$

图中,  $\Delta T_j$ 、 $T_m$  分别为结温波动幅值及平均值。从图 1 可以看出,随着  $\Delta T_j$  或  $T_m$  的增大,器件可进行的功率循环次数减少,而且  $\Delta T_j$  对器件寿命的影响比  $T_m$  更为显著。基于器件失效机理,总结出器件的 Coffin-Manson 失效寿命模型<sup>[12]</sup>:

$$N_f(T_m, \Delta T_j) = A \Delta T_j^{-\alpha} \exp[Q/(RT_m)] \quad (1)$$

其中,  $N_f(T_m, \Delta T_j)$  表示在  $T_m$  及  $\Delta T_j$  下器件可进行的功率循环总次数;  $A$ 、 $\alpha$  为与器件相关的常数,文中分别取值 640、-5;  $Q$  为激活能量常数,取值 0.8eV;  $R$  为玻尔兹曼常量。

为了预测在工作条件下器件的平均失效时间,通常采用线性疲劳累积损伤模型,由此,器件的平均失效时间  $t_{\text{device}}$  可计算如下<sup>[12]</sup>:

$$t_{\text{device}} = \frac{T}{\int_0^T \frac{N(T_m, \Delta T_j)}{N_f(T_m, \Delta T_j)} dt} \quad (2)$$

其中,  $N(T_m, \Delta T_j)$  表示在时间段  $T$  内,器件所经历的结温波动幅值及平均值分别为  $\Delta T_j$  及  $T_m$  时的功率循环次数。

### 1.2 机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间

为衡量器件结温对机侧变流器 IGBT 模块失效的影响,本节基于器件功率循环失效模型,结合双馈风电机组拓扑结构(如图 2 所示),建立机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间计算模型。

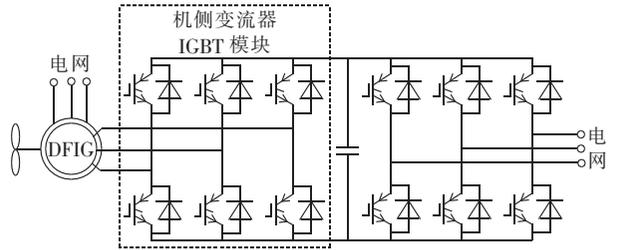


图 2 双馈风电机组拓扑结构

Fig.2 Topology of DFIG unit

由图 2 可知,机侧变流器 IGBT 模块由 6 组 IGBT 及反并联二极管组成。在由  $M$  个器件组成的系统中,系统的平均失效时间  $t_{\text{system}}$  定义如下<sup>[12]</sup>:

$$t_{\text{system}} = 1 / \sum_{i=1}^M \frac{1}{t_{\text{device}_i}} \quad (3)$$

则机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间  $t_{\text{system}}$  可计算如下:

$$t_{\text{system}} = \frac{t_{\text{device}_I} t_{\text{device}_D}}{6(t_{\text{device}_I} + t_{\text{device}_D})} \quad (4)$$

其中,  $t_{\text{device}_I}$ 、 $t_{\text{device}_D}$  分别为 IGBT 和二极管的平均失效时间,其可由式(2)计算。

## 2 湍流风速对机侧变流器结温波动的影响

### 2.1 机侧变流器 IGBT 模块结温计算模型

为准确计算机侧变流器运行过程中 IGBT 模块的结温,本节基于开关周期损耗计算方法及机侧变流器功率模块热模型,结合机侧变流器运行参数,建立机侧变流器结温计算模型。

对于双极性正弦脉宽调制的三相变流器,IGBT 与二极管基于开关周期的导通损耗  $P_{\text{Ic}}$  与  $P_{\text{Dc}}$  分别如式(5)、(6)所示<sup>[17-19]</sup>:

$$P_{\text{Ic}} = \begin{cases} \delta(t)(u_1 i(t) + r_1 i^2(t)) & i(t) > 0 \\ 0 & i(t) \leq 0 \end{cases} \quad (5)$$

$$P_{\text{Dc}} = \begin{cases} (1 - \delta(t))(u_0 i(t) + r_0 i^2(t)) & i(t) > 0 \\ 0 & i(t) \leq 0 \end{cases} \quad (6)$$

$$\delta(t) = \frac{1 \pm m \sin(\omega t + \phi)}{2} \quad (7)$$

其中,  $u_1$ 、 $u_0$  分别为 IGBT、二极管的饱和压降;  $r_1$ 、 $r_0$  分

别为 IGBT、二极管的导通电阻;  $i(t)$  为变流器输出电流;  $\delta(t)$  为占空比; “±” 内的 “+”、“-” 分别用于机侧变流器逆变和整流工作模式;  $m$  为调制度;  $\omega$  为角频率;  $\phi$  为交流电压和电流基波分量之间的相位角。

IGBT 与二极管基于开关周期的开关损耗  $P_{ls}$  与  $P_{Ds}$  分别如式(8)、(9)所示<sup>[17-19]</sup>:

$$P_{ls} = \begin{cases} f_s(E_{on} + E_{off}) \frac{U_{dc} i(t)}{U_N I_N} & i(t) > 0 \\ 0 & i(t) \leq 0 \end{cases} \quad (8)$$

$$P_{Ds} = \begin{cases} f_s E_{rec} \frac{U_{dc} i(t)}{U_N I_N} & i(t) > 0 \\ 0 & i(t) \leq 0 \end{cases} \quad (9)$$

其中,  $f_s$  为开关频率;  $E_{on}$ 、 $E_{off}$  分别为 IGBT 额定条件下的单位开通、关断损耗;  $U_{dc}$  为变流器直流侧电压;  $U_N$ 、 $I_N$  分别为 IGBT 额定电压和额定电流;  $E_{rec}$  为二极管额定条件下的单位恢复损耗。

单个 IGBT 与二极管的总损耗  $P_I$  及  $P_D$  分别表示如下:

$$P_I = P_{lc} + P_{ls} \quad (10)$$

$$P_D = P_{Dc} + P_{Ds} \quad (11)$$

机侧变流器功率模块的总损耗  $P_{tot}$  为:

$$P_{tot} = 6(P_I + P_D) \quad (12)$$

机侧变流器功率模块的热模型如图 3 所示, 则 IGBT 的结温  $T_{Ij}$  与二极管的结温  $T_{Dj}$  分别计算如下:

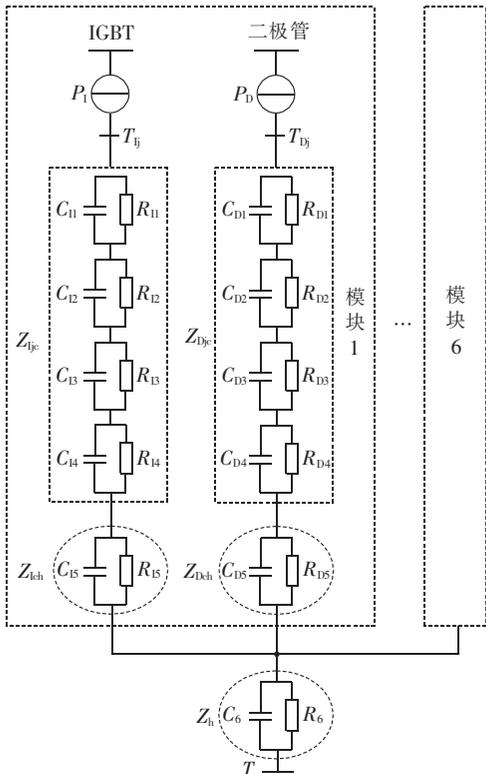


图 3 机侧变流器 IGBT 模块的热模型  
Fig.3 Thermal model of IGBT modules of generator-side converter

$$T_{Ij} = P_I(Z_{Ijc} + Z_{Ich}) + P_{tot}Z_h + T_a =$$

$$P_I \sum_{i=1}^5 R_{Ii}(1 - e^{-\Delta t / (R_{Ii} C_{Ii})}) + P_{tot} R_6(1 - e^{-\Delta t / (R_6 C_6)}) + T_a \quad (13)$$

$$T_{Dj} = P_D(Z_{Djc} + Z_{Dch}) + P_{tot}Z_h + T_a =$$

$$P_D \sum_{i=1}^5 R_{Di}(1 - e^{-\Delta t / (R_{Di} C_{Di})}) + P_{tot} R_6(1 - e^{-\Delta t / (R_6 C_6)}) + T_a \quad (14)$$

其中,  $Z_{Ijc}$ 、 $Z_{Djc}$  分别为 IGBT、二极管的结-壳热阻抗,  $Z_{Ich}$ 、 $Z_{Dch}$  分别为 IGBT、二极管的管壳至散热器热阻抗,  $Z_h$  为变流器功率模块散热器的热阻抗, 上述热阻抗分别由各自的等效热阻及热容构成, 其具体参数可根据厂商提供数据获取;  $T_a$  为环境温度;  $\Delta t$  为损耗持续作用的时间, 且  $\Delta t = f/2$ ,  $f$  为变流器运行频率。

基于上述损耗计算方法及热模型, 机侧变流器 IGBT 模块结温计算步骤如下: 首先利用厂商提供数据, 可得各项损耗特性参数  $u_I$ 、 $u_D$ 、 $r_I$ 、 $r_D$ 、 $E_{on}$ 、 $E_{off}$ 、 $E_{rec}$ 、 $U_N$ 、 $I_N$  及热网络模型参数  $Z_{Ijc}$ 、 $Z_{Djc}$ 、 $Z_{Ich}$ 、 $Z_{Dch}$ 、 $Z_h$ ; 然后, 结合双馈风电机组仿真模型, 在考虑机组控制特性的基础上, 获取机侧变流器运行参数  $f_s$ 、 $U_{dc}$ 、 $m$ 、 $\phi$ 、 $i(t)$  及  $\omega$ , 即可得到各时刻下的损耗  $P_I$ 、 $P_D$ 、 $P_{tot}$ , 进而通过构建的热模型, 便可获得 IGBT 或二极管结温。

## 2.2 湍流风速对结温波动的影响

为分析湍流风速对机侧变流器 IGBT 模块结温的影响, 本文基于 MATLAB 平台, 首先利用短期风速仿真模型<sup>[20]</sup>, 构造 2 组平均风速均为 11 m/s、但湍流强度分别为 0% 及 15% 的风速, 以模拟恒定风速及湍流风速; 然后, 基于 2.1 节中建立的结温计算模型, 以某 1.5 MW 双馈风电机组机侧变流器 IGBT 为例, 对比分析恒定及湍流风速下 IGBT 的结温特性。双馈风力发电机组的主要参数如下: 额定功率为 1.5 MW; 额定电压为 690 V; 直流侧电压为 1150 V; 额定频率为 50 Hz; 额定转速为 1800 r/min; 定子电阻  $R_s$  为 0.00706 p.u.; 转子电阻  $R_r$  为 0.005 p.u.; 定子漏感  $L_{sl}$  为 0.171 p.u.; 转子漏感  $L_{rl}$  为 0.156 p.u.; 定子互感  $L_m$  为 2.9 p.u.; 同步转速点风速为 9.325 m/s; 恒转速区起始点风速为 11.3 m/s; 恒功率区起始点风速为 12.3 m/s; 切出风速为 25 m/s。

图 4 为恒定和湍流风速下, 机侧变流器 IGBT 结温。图 4(a) 为仿真风速; 图 4(b) 为恒定风速下机侧变流器 IGBT 结温, 由图可知其结温的  $T_m$ 、 $\Delta T_j$  及波动频率均恒定, 分别为 57.8 °C、11.5 °C 及 6 Hz; 图 4(c) 为湍流风速下 IGBT 结温, 基于雨流算法对图中的结温数据进行统计可知,  $T_m$  的最大值为 60.5 °C、最小值为 55.3 °C,  $\Delta T_j$  的最大值为 34.2 °C、最小值为 8.9 °C, 波动频率的最大值为 12 Hz、最小值为 0.3 Hz, 由此可见,  $T_m$ 、 $\Delta T_j$  及波动频率随时间而随机变化, 尤其是  $\Delta T_j$  及波动频率变化较为剧烈。此外, 对比图 4(b)、(c) 可知, 湍流及恒定风速下结温的  $T_m$  相差不大, 但两者结温的  $\Delta T_j$  及波动频率存在显著差异, 尤其是湍

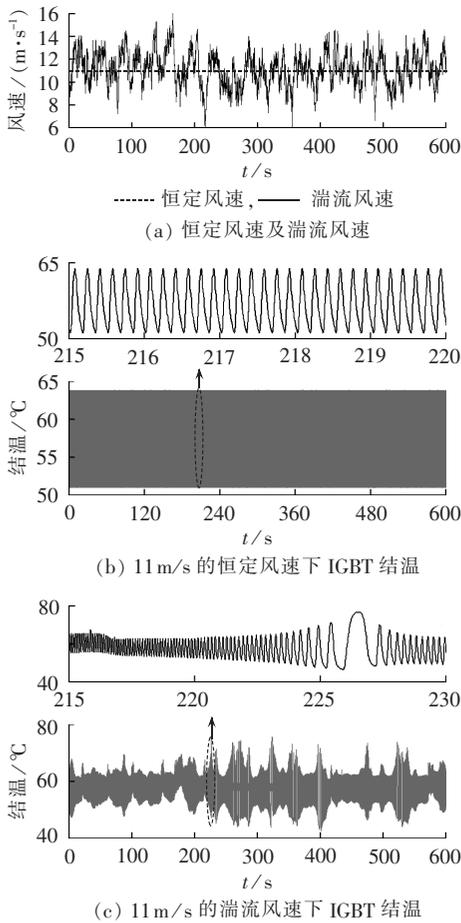


图 4 恒定/湍流风速下,机侧变流器 IGBT 结温  
Fig.4 Junction temperature of generator-side converter IGBT for constant and turbulent wind speeds

流风速下存在具有较大  $\Delta T_j$  的结温,其可能对 IGBT 模块的平均失效时间产生较大影响。

### 3 IGBT 模块功率循环能力评估模型

#### 3.1 基于雨流算法的随机结温波动信息提取

针对湍流风速下器件结温的  $T_m$ 、 $\Delta T_j$  及波动频率均随机变化,导致传统结温提取方法<sup>[9-11]</sup>不能有效提取其结温波动信息的问题,考虑雨流算法具有简单、直观、计算量小等特点,本文提出利用雨流算法对随机结温载荷进行提取,以准确统计一段时间内器件结温的  $\Delta T_j$ 、 $T_m$  及  $N(T_m, \Delta T_j)$ 。

雨流算法由 Matsuiski 和 Endo 等人提出,主要用于分析材料的应力-应变演化规律<sup>[21]</sup>。其用于提取

器件结温波动信息时的步骤如下。

a. 把结温-时间曲线旋转  $90^\circ$ ,采用竖坐标轴表示时间,横坐标轴表示结温,如图 5 所示。

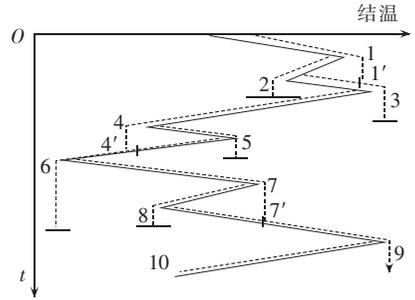


图 5 基于雨流算法提取随机结温波动信息  
Fig.5 Random junction temperature fluctuation information extraction based on rain-flow algorithm

b. 规定雨点以峰值(或谷值)为起点沿各层层顶向下流动,然后根据雨点的轨迹(图中虚线所示)提取器件结温波动信息;即雨滴从每个谷值外边(或峰值内边)开始流动,在峰值(或谷值)处竖直落下并继续流动,一直流到比起始点值更大的峰值(或更小的谷值)处停止;此外,若雨滴在流动过程中,遇到上层斜面流下的雨滴时也停止流动。当雨滴停止流动时,其轨迹就会形成一个闭合曲线,即一个完整的结温波动循环。

c. 根据结温波动循环的起点值  $T_0$  和终点值  $T_s$ ,结温的  $\Delta T_j$ 、 $T_m$  可分别由式(15)、(16)计算,且对应的结温波动次数  $N(T_m, \Delta T_j)$  加 1。

$$\Delta T_j = |T_0 - T_s| \quad (15)$$

$$T_m = \begin{cases} \Delta T_j / 2 + T_s & T_s < T_0 \\ \Delta T_j / 2 + T_0 & T_s > T_0 \end{cases} \quad (16)$$

d. 重复步骤 b、c,直至结温-时间历程末点。

#### 3.2 IGBT 模块功率循环能力评估模型

基于雨流算法提取随机结温波动信息,并结合风速的统计特性<sup>[22]</sup>,建立机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估模型,其评估流程如图 6 所示,其评估步骤如下。

a. 将 0~30m/s 的风速,以 1 m/s 为间隔,划分为 30 个风速区间,各风速区间的分布概率用  $f_k$  表示,平均值用  $v_k$  表示,湍流强度用  $I_k$  表示;根据年风速的统计特性<sup>[22]</sup>,将  $v_k$  取为各风速区间的中间值(即 0.5、

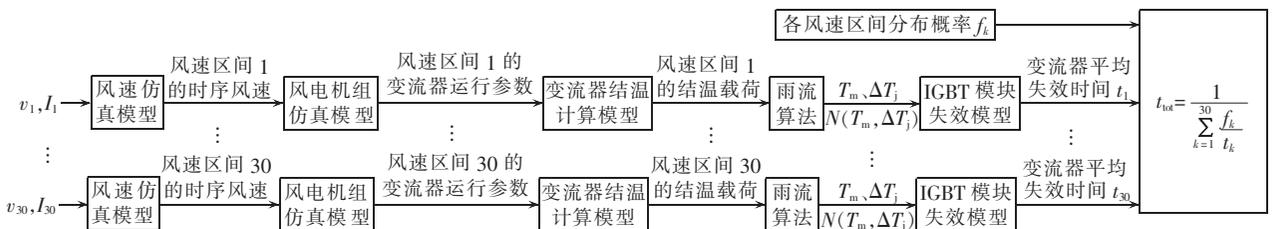


图 6 机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估流程图

Fig.6 Flowchart of MTTF assessment for IGBT modules of generator-side converter

1.5、...、29.5 m/s); $f_k$ 符合 Rayleigh 分布,其与年平均风速  $v_{ave}$  的关系如式(17)所示; $I_k$ 与年风速的湍流强度  $I_{ref}$  的关系如式(18)所示。

$$f_k = \frac{\pi v_k}{2 v_{ave}^2} \exp\left[-\frac{\pi}{4} \left(\frac{v_k}{v_{ave}}\right)^2\right] \quad (17)$$

$$I_k = (0.75 + 3.75/v_k) I_{ref} \quad (18)$$

**b.** 基于 MATLAB/Simulink 仿真平台,利用湍流风速仿真模型,得到各风速区间的时序风速,时序风速的持续时间为  $T$ (通常取 600 s),并基于风电机组仿真模型及机侧变流器结温计算模型,得出各风速区间下机侧变流器 IGBT 模块的结温载荷,然后利用雨流算法提取  $T_m, \Delta T_j$  及  $N(T_m, \Delta T_j)$ ,再利用式(1)—(4)计算各风速区间下机侧变流器的平均失效时间  $t_k$ 。

**c.** 结合各风速区间的分布概率  $f_k$ ,基于 Miner 线性累加原则,利用式(19)便可预测各区间风速综合作用下,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间  $t_{tot}$ 。

$$t_{tot} = 1 / \sum_{k=1}^{30} \frac{f_k}{t_k} \quad (19)$$

## 4 年平均风速及湍流强度对 IGBT 模块功率循环能力的影响

### 4.1 年平均风速的影响

为研究年平均风速对机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的影响,结合《风力发电机组双馈式变流器技术条件》<sup>[5]</sup>中定义的典型风况,选取不同年平均风速、相同湍流强度的 4 种风况( $v_{ave}$  分别为 6、7.5、8.5、10 m/s,  $I_{ref}$  均为 0.12),基于本文建立的机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估模型,以某 1.5 MW 双馈风电机组机侧变流器 IGBT 模块为例,对其在上述 4 种风况下运行时,IGBT 模块的平均失效时间进行计算,并将此计算结果与利用传统模型<sup>[9-11]</sup>的评估结果进行比较。机侧变流器参数为: $U_{dc}$  为 1200 V;  $T_a$  为 30℃;IGBT 模块型号为 FF1000R17IED\_B2。其损耗参数: $U_N, I_N$  分别为 1700 V 和 800 A;  $f_s$  为 4000 Hz;  $u_1, u_D$  分别为 3.1、1.2 V;  $r_1, r_D$  分别为  $3.3 \times 10^{-3}$ 、 $2.3 \times 10^{-3} \Omega$ ;  $E_{on}, E_{off}, E_{rec}$  分别为 260、350、120 mJ。热网络参数如下: $R_{11}—R_{15}$  分别为 0.8、3.7、13、2.5、16 K/kW;  $R_{D1}—R_{D5}$  分别为 2.19、8.41、21.94、2.56、16 K/kW;  $R_6$  为 5 K/kW;  $C_{11}—C_{15}$  分别为 1、0.3514、3.8462、240、6.25 s·W/K;  $C_{D1}—C_{D5}$  分别为 0.365、1.55、2.27、234、7.13 s·W/K;  $C_6$  为 166.7 s·W/K。

表 1 显示了不同年平均风速、相同湍流强度下,本文模型及传统模型的评估结果。由表 1 中本文模型的评估结果可知,随着年平均风速从 6 m/s 增大到 10 m/s,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间从 1.56 a 减小到 0.93 a。同时,表中传统模型评估结果也表明,IGBT 模块的平均失效时间随着年平均风速

表 1 不同年平均风速下不同模型的评估结果  
Table 1 Assessment result by different assessment models for different annual average wind speeds

$v_{ave}/(m \cdot s^{-1})$	$t_{tot}/a$	
	本文模型	传统模型
6	1.56	1.89
7.5	1.28	1.49
8.5	1.14	1.31
10	0.93	1.04

的增大而减小,此变化规律与本文模型评估结果的变化规律相同,验证了本文模型的有效性。另外,对比表中相同年平均风速下不同模型的评估结果可知,本文模型的评估结果小于传统模型的评估结果,可见传统评估模型的结果偏乐观。这是由于本文模型同时考虑了风速平均分量和风速湍流分量,而传统模型仅考虑各风速区间内风速平均分量。此外,由表 1 还可知:各典型风况下机侧变流器 IGBT 模块平均失效时间均小于 2 a,无法满足《风力发电机组双馈式变流器技术条件》<sup>[5]</sup>中的要求。

### 4.2 湍流强度的影响

为分析风速湍流强度对机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的影响,结合变流器典型运行风况<sup>[5]</sup>,选取年平均风速均为 6 m/s,但湍流强度  $I_{ref}$  分别为 0.12、0.14、0.16 的 3 种风况,基于本文建立的 IGBT 模块功率循环能力评估模型,对机组在上述风况下运行时,其机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间进行计算,计算结果如表 2 所示。

表 2 湍流强度不同时机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间

Table 2 MTTF of generator-side converter IGBT module for different turbulence intensities

$I_{ref}$	$t_{tot}/a$
0.12	1.56
0.14	1.44
0.16	1.29

由表 2 可知,当湍流强度取最小值 0.12 时,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间最大,为 1.56 a;而当湍流强度取最大值 0.16 时,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间最小,为 1.29 a。由此可知,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间随湍流强度的增大而减小。

## 5 结论

本文在分析结温平均值及波动幅值对机侧变流器 IGBT 模块失效影响的基础上,结合双馈风电机组仿真模型,基于变流器实时运行参数,建立机侧变流器 IGBT 模块结温计算模型,分析湍流风速对结温波动的影响,进而提出基于雨流算法提取随机结温波动信息的机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力评估

模型,并以某 1.5 MW 双馈风电机组机侧变流器 IGBT 模块为例,分析年平均风速及湍流强度对其功率循环能力的影响。所得结论主要如下。

**a.** 与恒定风速下机侧变流器 IGBT 结温相比,湍流风速作用下结温的平均值、波动幅值及波动频率不再保持恒定,而呈现随机变化的特性;且相比于结温的平均值,结温波动频率及波动幅值的大小受湍流风速的影响较大。

**b.** 与仅考虑各风速区间风速恒定分量作用的传统评估模型相比,本文提出的基于雨流算法提取随机结温波动信息的评估模型能同时考虑风速的恒定分量及湍流分量的作用,更能准确反映湍流风速对机侧变流器 IGBT 模块功率循环能力的影响。

**c.** 随着年平均风速及湍流强度的增大,机侧变流器 IGBT 模块的平均失效时间减小,功率循环能力减弱。

本文实现了湍流风速作用下变流器 IGBT 模块可靠性的定量分析;本文模型及结论为不同风况下风电场选择合适的 IGBT 模块,以提高其运行可靠性、降低运行及维护成本,提供了重要的理论依据。

#### 参考文献:

- [1] CHEN Z, GUERRERO J M, BLAABJERG F. A review of the state of the art of power electronics for wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(8): 1859-1875.
- [2] BLAABJERG F, LISERRE M, MA Ke. Power electronics converters for wind turbine systems[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2012, 48(2): 708-719.
- [3] YANG S, BRYANT A T, MAWBY P A, et al. An industry-based survey of reliability in power electronic converters[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2011, 47(3): 1441-1451.
- [4] YANG S, XIANG D, BRYANT A, et al. Condition monitoring for device reliability in power electronic converters—a review[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 25(11): 2734-2752.
- [5] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. GB/T25388.1—2010 风力发电机组双馈式变流器技术条件[S]. 北京: 中国标准出版社, 2011.
- [6] ABDI B, RANJBAR A H, GHAREHPETIAN G B, et al. Reliability consideration for parallel performance of semiconductor switches in high-power switching power modules[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(6): 2133-2139.
- [7] ARIFUJAMAN M, IQBAL M T, QUAICOE J E. A comparative study of the reliability of the power electronics in grid connected small wind turbine systems[C]//Conference on Electrical and Computer Engineering (ECE). Newfoundland, Canada: IEEE, 2009: 394-397.
- [8] HIRSCHMANN D, TISSEN D, SCHRODER S, et al. Reliability prediction for inverters in hybrid electrical vehicles[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2007, 22(6): 2511-2517.
- [9] XIE Kaigui, JIANG Zefu, LI Wenyuan. Effect of wind speed on wind turbine power [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(1): 96-104.
- [10] 杨珍贵, 周维维, 杜雄, 等. 基于器件的结温变化评估风机中参数差异对网侧变流器可靠性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(30): 41-49.  
YANG Zhengui, ZHOU Luwei, DU Xiong, et al. Effects of different parameters on reliability of grid-side converters based on varied junction temperature of devices in wind turbines[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(30): 41-49.
- [11] WEI Lixiang, KERKMAN R J, LUKASZEWSKI R A, et al. Analysis of IGBT power cycling capabilities used in doubly fed induction generator wind system[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2011, 47(4): 1794-1801.
- [12] HELD M, JACOB P, NICOLETTI G, et al. Fast power cycling test of IGBT modules in traction application[C]//International Conference on Power Electronics and Drive Systems. Singapore: IEEE, 1997: 425-430.
- [13] 孔学东, 恩云飞. 电子元器件失效分析与典型案例[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006: 10-15.
- [14] WEI Lixiang, LUKASZEWSKI R A, LIPO T A. Analysis of power-cycling capability of IGBT modules in a conventional matrix converter[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009, 45(4): 1443-1451.
- [15] CIAPPA M. Selected failure mechanisms of modern power modules [J]. Microelectronics Reliability, 2002, 42(2): 653-667.
- [16] SMET V, FOREST F, HUSELSTEIN J. Ageing and failure modes of IGBT modules in high-temperature powercycling[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(10): 4931-4941.
- [17] 胡建辉, 李锦庚, 邹继斌, 等. 变频器中的 IGBT 模块损耗计算及散热系统设计[J]. 电工技术学报, 2009, 24(3): 159-163.  
HU Jianhui, LI Jingeng, ZOU Jibin, et al. Losses calculation of IGBT module and heat dissipation system design of inverters [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(3): 159-163.
- [18] 潘武略, 徐政, 张静, 等. 电压源换流器型直流输电换流器损耗分析[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(21): 7-14.  
PAN Wulue, XU Zheng, ZHANG Jing, et al. Dissipation analysis of VSC HVDC Converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(21): 7-14.
- [19] 毛鹏, 谢少军, 许泽刚. IGBT 模块的开关暂态模型及损耗分析 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(15): 40-47.  
MAO Peng, XIE Shaojun, XU Zegang. Switching transients model and loss analysis of IGBT module [J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(15): 40-47.
- [20] 王耀南, 孙春顺, 李欣然. 用实测风速校正的短期风速仿真研究 [J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(11): 94-100.  
WANG Yaonan, SUN Chunshun, LI Xinran. Short-term wind speed simulation corrected with field measured wind speed[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(11): 94-100.
- [21] NIESLONY A. Determination of fragments of multiaxial service loading strongly influencing the fatigue of machine components [J]. Department of Mechanics and Machine Design, 2009, 23(8): 2712-2721.

- [22] 曹慧敏. 风能资源评估系统的研究[D]. 西安:西北工业大学, 2006.  
CAO Huimin. Study on the assessment system of wind energy [D]. Xi'an:Northwestern Polytechnical University,2006.

#### 作者简介:

李 辉(1973—),男,浙江永康人,教授,博士研究生导



李 辉

师,博士,研究方向为风力发电技术、新型电机及其系统分析(E-mail:cqulh@163.com);  
秦 星(1988—),男,四川达州人,硕士研究生,研究方向为双馈风电机组变流器 IGBT 结温计算及其可靠性评估。

## Assessment of power cycling capability for converter IGBT module of DFIG system

LI Hui<sup>1</sup>, QIN Xing<sup>1</sup>, LIU Shengquan<sup>1</sup>, YANG Dong<sup>1</sup>, YANG Chao<sup>1</sup>,  
HU Yaogang<sup>1</sup>, RAN Li<sup>1</sup>, TANG Xianhu<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China;

2. Chongqing KK-QIANWEI Wind Power Equipment Co., Ltd., Chongqing 401121, China)

**Abstract:** The effect of wind speed on power cycling capability is investigated and a method of power cycling capability assessment is proposed to accurately evaluate the reliability level of the GCIM (Generator-side Converter IGBT Modules) in different wind conditions for DFIG (Doubly Fed Induction Generator) system. A calculation model based on the device failure model is built to calculate the MTTF (Mean Time To Failure) of GCIM. Combined with the real-time operating parameters of converter, a calculation model is built to calculate its junction temperature. The effect of turbulent wind on the junction temperature fluctuation is analyzed and the rain-flow algorithm is adopted to extract the information of random junction temperature fluctuation, based on which and combined with the statistic characteristics of wind speed, a model of power cycling capability assessment is proposed for GCIM. With the GCIM of a 1.5 MW DFIG unit as an example, the effect of the annual average wind speed and turbulence intensity on the power cycling capability is analyzed, and the analytical results show that, the MTTF of GCIM decreases along with the increase of annual average wind speed and turbulence intensity; compared to the traditional assessment models, the proposed model is more accurate.

**Key words:** doubly fed wind turbine generator system; wind power; electric converters; Insulated Gate Bipolar Transistors (IGBT); power cycling capability; junction temperature; turbulent wind speed; reliability; assessment

(上接第 5 页 continued from page 5)

## Closed-loop control of power system transient stability(6): control location selection

ZHANG Baohui, WANG Huaiyuan, YANG Songhao

(School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

**Abstract:** Based on the requirements of real-time performance, a method of fast generator-shedding location selection is proposed to efficiently prevent instability. The generators of the leading stability-loss group are sorted according to the product of its signed kinetic energy and power angle to get the initial set of effective generator-shedding location. The final set is obtained by removing the passive stability-loss generators from the initial set according to the difference of equivalent mechanical power between before and after generator-shedding. Simulative results of IEEE 39-bus system and Sanhua interconnected system verify the effectiveness of the proposed method.

**Key words:** electric power systems; transients; stability; closed-loop control; generator-shedding location