

基于 SPWM 的直驱风电变流器功率模块分析

邱强, 张新燕, 牛盛瑜, 张冠琪, 刘博文
(新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830047)

摘要: 基于新疆地区特殊的地理环境造成的风电变流器 IGBT 功率模块由于承受剧烈的交变热应力而失效的情况, 以某 1.5 MW 直驱风电变流器为研究对象, 建立了其仿真模型, 并推导了网侧以及机侧变流器功率模块的损耗和结温表达式。结合风电场实测风速, 研究了变流器功率器件的损耗变化规律, 分析了变流器各部件所受热应力冲击情况。研究结果表明网侧变流器的 IGBT 模块损耗最高, 最易损坏。

关键词: 直驱风力发电机; IGBT; 损耗

Abstract: In view of the special geographical environment of Xinjiang, the IGBT power module of wind power converter bears the severe alternating thermal stress, so breakdown occurs frequently. Taking a 1.5 MW direct-driven wind power converter as the research object, the simulation model is established, and the expressions of the loss and junction temperature are derived for converter power module at the machine side and the grid side. Based on the measured wind speed of wind farm, the variation law of power module is studied, and the thermal stress received by each component is evaluated. The results show that IGBT module at the grid side has the largest losses and is the most easily damaged.

Key words: direct-driven wind turbine generators; IGBT; loss

中图分类号: TM615 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2017)06-0007-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2017.06.002

0 引言

风力发电装置中, 变流器作为风电转换系统的中枢, 是影响机组运行安全和入网稳定的关键器件, 但风电机组变流器不同于普通的电力拖动所用的变流器。由于风速时刻在变化, 为了捕获最大风能, 机侧变流器的电流电压以及频率需要随风的变化而变动; 而为了保证向电网输送频率和电压稳定的电能, 网侧变流器的电流同样需要随风的变化而变化。变流器的频率、电压和电流的不断变化, 将在功率模块上产生剧烈的热循环。现有文献表明变流器失效故障中大部分是因 IGBT 功率循环损坏引起的^[1]。因此, 精确地估算直驱风电机组变流器功率模块的损耗, 分析其在不同风速下的变化规律, 对准确评估 IGBT 所受热应力并提高直驱风电变流器的可靠性, 进而保证风电机组安全工作, 具有巨大的经济意义。

1 风电变流器 IGBT 器件结构及损耗结温计算

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51667018)

1.1 风电变流器 IGBT 模块结构

近年来, 随着风电机组容量的迅速扩大, 变流器所承受的功率也在倍增。在风电变流器设计中, 其功率模块一般为多个芯片相并联组成^[2]。通常 IGBT 和续流二极管 (free wheeling diode, FWD) 一起被封装在模块内, 模块内部用硅胶填充, 外部使用硬塑料外壳进行封装。图 1 为某 1.5 MW 直驱变流器 IGBT 模块内部等效电路, 由 3 个单元模块并联构成。图 2 是它的剖面图。

1.2 IGBT 模块损耗分析

IGBT 器件功率损耗主要是由 IGBT 芯片的功率损耗和反并联续流二极管 (FWD) 功率损耗两部分构成, 而各元件的损耗又分为通态损耗和开关损耗两部分^[3]。这些损耗就是 IGBT 器件结温的热源。将以开关周期作为时间单位, 建立基于正弦脉宽调制 (SPWM) 下的 IGBT 损耗模型。

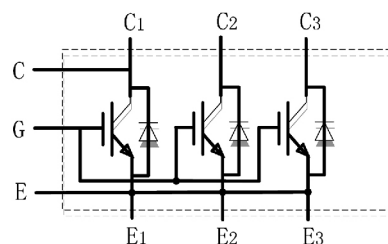


图 1 三单元功率模块内部等效电路

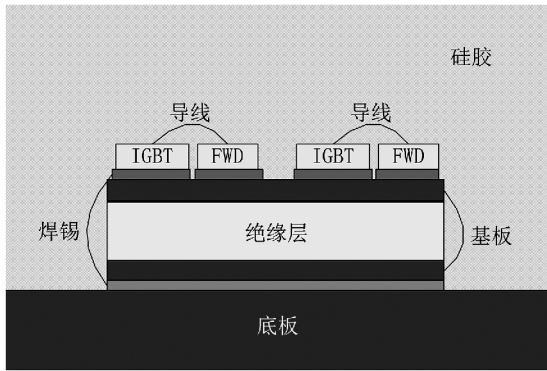


图2 IGBT功率模块结构层次

通态损耗指的是IGBT在导通过程中发生的损耗^[4]。一个IGBT仅在半个周期内有电流流过,因此IGBT的通态损耗可表示如下^[5]:

$$P_{C-T} = \frac{1}{2\pi} \int_0^\pi [(v_T + i_C R_T) \delta i_C] d(\omega t)$$

$$= \frac{V_T I_{CM}}{2\pi} + \frac{1}{8} V_T I_{CM} m \cos\varphi + \frac{1}{8} R_T I_{CM}^2 + \frac{m \cos\varphi}{3\pi} R_T I_{CM}^2$$

(1)

FWD的通态损耗表示为

$$P_{C-D} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} [(v_D + i_D R_D) (1 - \delta) i_D] d(\omega t)$$

$$= \frac{V_D I_{CM}}{2\pi} - \frac{1}{8} V_D I_{CM} m \cos\varphi + \frac{1}{8} R_D I_{CM}^2 - \frac{m \cos\varphi}{3\pi} R_D I_{CM}^2$$

(2)

式中: δ 为导通占空比; R_T 为模块电阻; ω 为角频率; V_T 为IGBT的导通压降; φ 为实际电流和电压的初相角; $\cos\varphi$ 为负载的功率因数; I_{CM} 为集射极峰值电流; V_D 为二极管压降; m 为调制比; R_D 为二极管的导通电阻。

开关损耗由开通损耗以及关断损耗构成。IGBT的开关损耗与开关时的电流、电压以及结温有关。其表达式为

$$P_{SW-T} = \frac{f_s}{2\pi} \int_0^\pi (E_{on} + E_{off}) (I_C, T_j, V_{GE}, R_G) d(\omega t)$$

$$= \frac{1}{\pi} f_s (E_{on} + E_{off}) \frac{V_{dc} i_m}{V_n I_n}$$

(3)

FWD通常采用快速恢复二极管,由于它在关断时漏电流极小,截止损耗一般忽略不计。所以FWD的开关损耗主要是指反向恢复损耗。其表达式为

$$P_{SW-D} = \frac{f_s}{2\pi} \int_0^\pi E_{rec} (I_C, T_j, V_{GE}, R_G) d(\omega t)$$

$$= \frac{1}{\pi} f_s E_{rec} (I_{nom}) \frac{V_{dc}}{V_{nom}} (0.45 \frac{I}{I_{nom}} + 0.55)$$

(4)

式中: E_{on} 为IGBT的开通损耗; E_{off} 为IGBT的关断损

耗; E_{rec} 为FWD在反向恢复期间的损耗; I_n 为IGBT额定电流; i_m 为相电流幅值; I_{nom} 为模块的额定电流; V_n 为IGBT标称电压; V_{nom} 为模块的额定电压; V_{dc} 为工作时模块耐压; f_s 为开关频率。

IGBT总损耗为

$$P_{总-T} = P_{C-T} + P_{SW-T} \quad (5)$$

FWD总损耗为

$$P_{总-D} = P_{C-D} + P_{SW-D} \quad (6)$$

功率模块总损耗为

$$P_{总} = 6(P_{总-T} + P_{总-D}) \quad (7)$$

1.3 IGBT模块结温分析

现有的IGBT器件全部采用封装形式,内部充满绝热硅胶,因此IGBT芯片和FWD二极管由于损耗而产生大量热能只能单方向的通过芯片基板、散热器,最终通过冷却介质(空气或水)将热量带走。将基于热阻抗等效电路和集总参数法^[6],以型号为FZ2400R17HP4_B的功率模块的IGBT作为研究对象,建立IGBT器件4阶热网络模型如图3所示^[7]。该模块的热抗参数见表1。

表1 网络模块的热抗参数

热网络层数	1	2	3	4
IGBT热阻 ($K \cdot kW^{-1}$)	0.761 5	2.123 7	5.054 4	1.291 4
IGBT热容 ($J \cdot K^{-1}$)	1.544 7	5.951 5	13.521 3	1856.575 9
FWD热阻 ($K \cdot kW^{-1}$)	1.456 6	3.496 1	6.153 6	1.469 5
FWD热容 ($J \cdot K^{-1}$)	0.752 9	3.598 5	11.354 6	1531.743 6

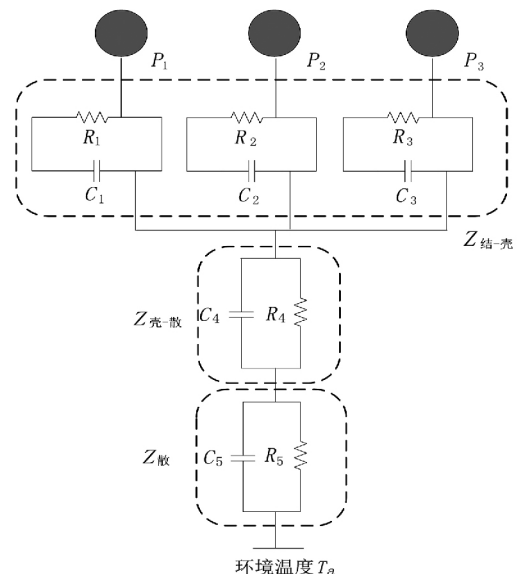


图3 4阶IGBT热网络模型

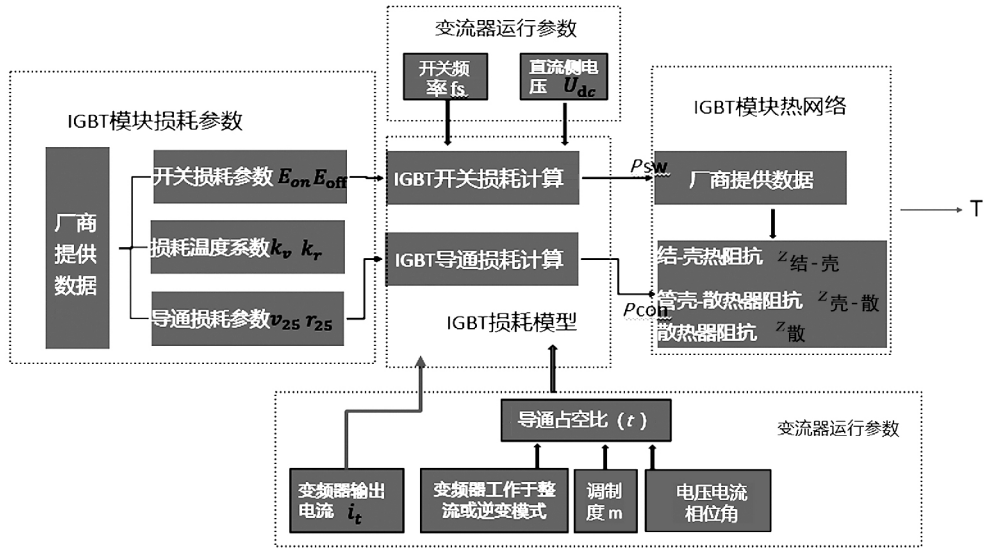


图4 直驱风电变流器的结温计算框图

由图3可得IGBT模块结温:

$$T = (P_1 + P_2 + P_3) (Z_{结-壳} + Z_{壳-散} + Z_{散}) + T_a$$

$$= P \sum_{i=1}^6 (1 - e^{-\Delta t / R_i C_i}) R_i + T_a \quad (8)$$

式中: P 为功率模块总损耗; $Z_{结-壳}$ 为 IGBT 的结-壳热阻抗; $Z_{壳-散}$ 为 IGBT 的壳壁到散热器的热阻抗; $Z_{散}$ 为 IGBT 的散热器热阻抗。 $R1 \sim R5$ 和 $C1 \sim C5$ 分别是为功率模块的等效热阻和热容, 它们并联构成其热抗; T_a 为环境温度(该地区为 45°C)。 Δt 为损耗连续发生的时间; Δt 的数值取 $1/2f$; f 是变流器当时的输出频率^[8]。

2 直驱风机变流器 IGBT 结温分析

2.1 直驱风电机组变流器功率器件结温模型

基于上述 IGBT 模块损耗计算表达式(1)至式(4)结合 1.5 MW 背靠背式直驱风电变流器仿真模型, 建立直驱风电变流器的结温计算框图, 如图4所示^[9]。

根据图4可知, 直驱风电变流器的 IGBT 器件结温计算方法如下: 首先, 根据直驱风电系统仿真模型以及厂商提供的变流器参数, 可以分别计算出机侧和网侧变流器的电流、电压、相位角、调制度; 其次, 根据新疆哈密某风电厂的风速数据, 计算出风电机组的定子频率和电流; 最后, 查询厂商提供的 IGBT 模块的开关频率 f_s 与变流器额定电流 i_t , 根据结温计算公式(8)即可算出直驱风电变流器 IGBT 器件的机侧和网侧的结温。

2.2 直驱风电机组变流器功率器件损耗分析

根据 1.2 节中 IGBT 损耗估算方法, 以 1.5 MW 背靠背式直驱风机为研究对象, 利用上述损耗计算模型, 可得新疆哈密某风电厂的 1.5 MW 直驱风电机组网侧和机侧变流器 IGBT 损耗分布图, 如图5、图6所示。

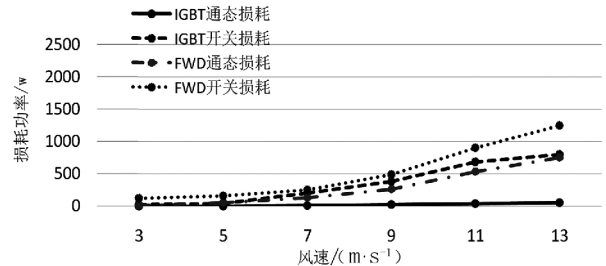


图5 机侧变流器损耗

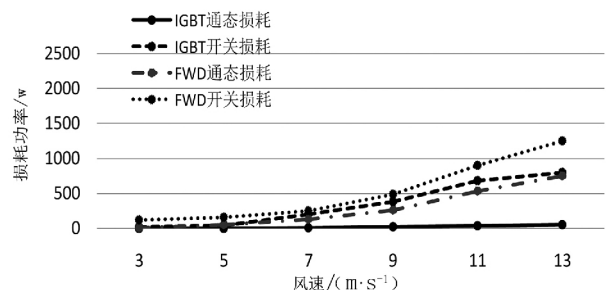


图6 网侧变流器损耗

由图5可知, 随着风速的增大, 机侧 IGBT 和 FWD 的损耗也逐步升高。此时变流器工作在整流状态, FWD 承载更多的电流^[10], 所以图中可以看出风机侧 FWD 的通态损耗大于 IGBT 的通态损耗, FWD 的开关损耗要大于 IGBT 的开关损耗。

由图6可知, 随着风速变大, 网侧的 IGBT 及

FWD 的损耗同样在逐步上升。而由于电网侧的变流器工作在逆变状态,IGBT 承载大部分电流^[11],所以电网侧 IGBT 的通态损耗大于 FWD 的通态损耗,IGBT 的开关损耗要大于 FWD 的开关损耗。

对比图 5 和图 6 可知,两侧 IGBT 和 FWD 的开关损耗都要高于它们的通态损耗,这是因为风速无时无刻不在变化,它的开关频率极大。在风速为 13 m/s 时,所有损耗均达到最大值,此时风速处于额定风速附近。同时可以看出,电网侧的 IGBT 损耗最大,所以它受到的热应力应该也是最大,最容易损坏。其次是机侧的 FWD 最容易损坏。该风电场的检修分析也证明了这一点^[12]。

2.3 直驱风电机组变流器功率器件结温分析

为了研究网侧以及机侧变流器中功率器件随风速变化时的结温情况,以哈密风电场采集到的风速数据为基础,分别计算两侧变流器的结温。风速变化情况如图 7。由于变流器依靠最大功率追踪控制^[13],此时发电机的输出功率在风速过大时依然保持不变。它的基波频率也无变化,如图 8 所示。

两侧变流器的结温仿真分别如图 9 和图 10。图中实线代表 IGBT 结温变化,虚线代表二极管 FWD 结温变化。对比两侧功率器件的结温数据可以发现,在风速大小一样的情况下,网侧 IGBT 的温度最高。这是由于网侧变流器在额定工况下,它的 IGBT 功率损耗最高^[14]。同时可以看出,在 49 s 附近,随着风速达到额定最大值 13 m/s,网侧 IGBT 结温也达到最大值。随后,由于风速的减小,IGBT 的结温也逐渐降低。

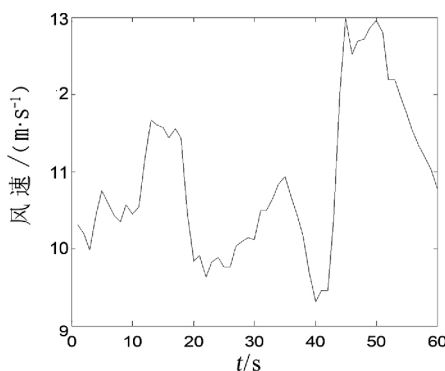


图 7 风速大小

分别将两侧功率器件的 IGBT 和二极管结温相加取平均值可得,机侧功率器件的平均结温为 50℃,而网侧功率模块的平均结温为 86℃。很显然,网侧变流器承受热应力远大于机侧变流器,最易老化。这

与上节中关于变流器损耗分析的结论一致。

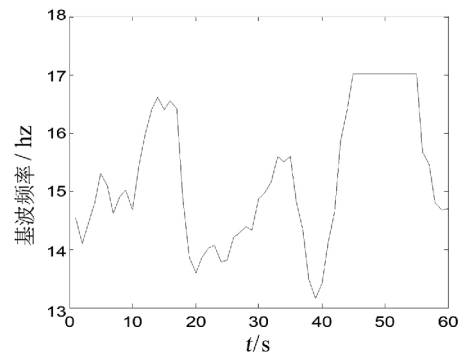


图 8 机侧变流器的基波频率

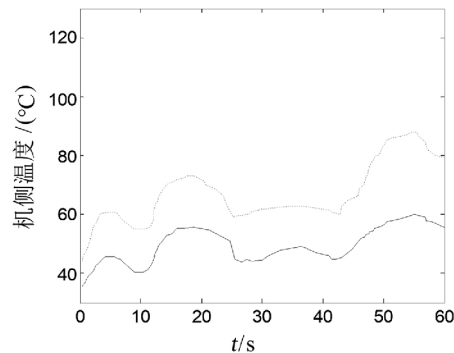


图 9 机侧变流器功率器件结温

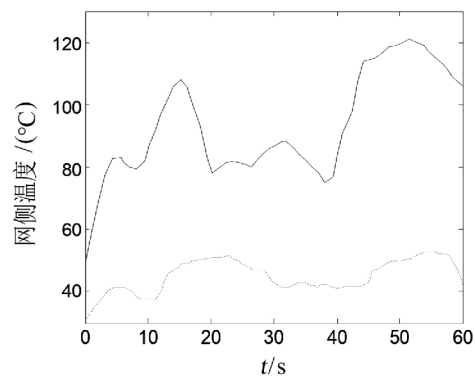


图 10 网侧变流器功率器件结温

3 结 语

通过分析影响变流器功率模块损耗的因素,给出了功率模块损耗和结温的计算表达式,建立了一种直驱变流器损耗计算模型,详细研究了风速变化时风电机组功率模块损耗变化的一般规律。主要结论有:

1) 机侧功率模块中 FWD 的损耗最大,而网侧功率模块中 IGBT 的损耗最大;

2) 在同一风速下,网侧的变流器 IGBT 损耗最大,承担热应力最大,最易失效,在检修维护时需特别注意。

参考文献

[1] 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.

[2] 孙祖勇, 杨飞, 孙远, 等. 风电变流器 IGBT 散热性能研究[J]. 电力电子技术, 2015, 49(1): 47-49.

[3] 黄忠. 软开关悬浮斩波器电流跟随控制研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016.

[4] 刘骥, 黄磊. 基于 Ansys 软件的 IGBT 模块散热分析[J]. 电力电子技术, 2013, 47(1): 107-108.

[5] Perruchoud P. J. P, Pinewski P. J. Power Losses for Space Vector Modulation Techniques [C]. Proceeding of the IEEE Conference on Power Electronics in Transportation, Dearborn MI, USA, 1996: 167-173.

[6] Profumo F, Tenconi, A, Facelli S, et al. Instantaneous Junction Temperature Evaluation of High-power Diodes (Thyristor) During Current Transients [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1999, 14(2): 292-299.

[7] 江南. 计及疲劳累积效应的 IGBT 模块焊料层失效机理及疲劳损伤研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2016.

[8] 李辉, 秦星, 薛宏涛, 等. 双馈风电机组变流器 IGBT 结温计算与稳态分析[J]. 电机与控制学报, 2015, 19(8): 62-69.

[9] 陈明, 胡安, 唐勇, 等. 绝缘栅双极型晶体管传热模型建模分析[J]. 高电压技术, 2011, 37(2): 453-459.

[10] 秦星. 风电变流器 IGBT 模块结温计算及功率循环能力评估[D]. 重庆: 重庆大学, 2014.

[11] 刘盛权. 计及多热源耦合及热疲劳影响的风电变流器功率模块结温计算[D]. 重庆: 重庆大学, 2015.

[12] 陈明, 胡安, 刘宾礼. 绝缘栅双极型晶体管失效机理与寿命预测模型分析[J]. 西安交通大学学报, 2011, 45(10): 1-8.

[13] 吴岩松. 基于 IGBT 开关动态特性离线测试系统的大功率逆变器热-电耦合研究[D]. 浙江: 浙江大学, 2013.

[14] 吴军科. 非平稳工况变流器 IGBT 模块结温平滑控制研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2015.

作者简介:

邱强(1990) 硕士研究生, 研究方向为电力系统分析与控制;

张新燕(1964) 教授, 主要研究方向为新能源发电控制与并网技术;

牛盛瑜(1993) 硕士研究生, 研究方向为风机故障诊断;

张冠琪(1992) 硕士研究生, 研究方向为风机故障诊断;

刘博文(1990) 硕士研究生, 研究方向为电力系统分析与控制。

(收稿日期: 2017-07-24)

(上接第6页)

[4] Xu L, Williams B W, Yao L. Multi-terminal DC Transmission Systems for Connecting Large Offshore Wind Farms [C]. // Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the Century IEEE, 2008: 1-7.

[5] Prahba Kundur. Power System Stability and Control [M]. TataMcGraw-Hill, 1994: 396.

[6] 陈谦, 唐国庆, 潘诗锋. 采用多点直流电压控制方式的 VSC 多端直流输电系统[J]. 电力自动化设备, 2004, 24(5): 10-14.

[7] 朱瑞可, 李兴源, 应大力. VSC-MTDC 互联系统频率稳定控制策略[J]. 电网技术, 2014, 38(10): 2729-2734.

[8] 程丽敏, 李兴源. 多区域交直流互联系统的频率稳定控制[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(7): 56-62.

[9] 姚良忠, 吴婧, 鲁宗相, 等. 含大规模风电场接入的多端直流系统对交流系统频率调节的作用[J]. 高电压技术, 2016, 42(10): 3038-3044.

[10] 凌卫家, 孙维真, 张静, 等. 舟山多端柔性直流输电示范工程典型运行方式分析[J]. 电网技术, 2016, 40(6): 1751-1758.

[11] 王艳婷, 张保会, 范新凯. 柔性直流电网架空线路快速保护方案[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(21): 13-19.

[12] 韩亮, 白小会, 陈波, 等. 张北 ±500kV 柔性直流电网换流站控制保护系统设计[J]. 电力建设, 2017, 38(3): 42-47.

[13] Haileselassie T M, Molinas M, Undeland T. Multi-terminal VSC-HVDC System for Integration of Offshore Wind Farms and Green Electrification of Platforms in the North Sea [C]. Proceedings of the Nordic Workshop on Power & Industrial Electronics, 2008.

[14] Jan Machowski, Janusz W. Bialek, Jams R. Bumby. Power System Dynamics and Stability [M]. John Wiley & Sons, 1997: 327.

[15] 徐政. 柔性直流输电系统 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.

作者简介:

杨林(1991) 硕士研究生, 主要研究方向为电力系统稳定与控制、柔性直流输电技术;

张英敏(1974) 博士、副教授、硕导, 主要研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电等;

李丹(1987) 硕士研究生, 主要研究方向为电力电子、柔性直流输电技术;

李兴源(1945) 教授、博导、IEEE 高级会员, 主要研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电、分布式发电;

刘天琪(1962) 博士、教授、博导, 主要研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电。

(收稿日期: 2017-08-01)