

大型海上风电场经VSC-HVDC并网的次同步振荡阻尼特性分析

基于电压源换流器的高压直流输电 (Voltage Source Converter-based High-Voltage Direct Current Transmission, VSC-HVDC) 技术已成为大容量远距离海上风电场并网的理想解决方案。风电机组经VSC-HVDC并网, 存在由风电机组和VSC-HVDC变流器控制系统之间相互作用造成的不稳定性问题, 有可能产生次同步振荡 (SubSynchronous Oscillation, SSO) 现象。从VSC-HVDC换流器角度出发, 建立了风电场经VSC-HVDC并网系统的等效模型, 在此基础上, 运用特征值分析法和谐波阻抗分析法分析了VSC-HVDC换流器控制对SSO电流阻尼特性的影响, 为用于风电场并网的VSC-HVDC换流器控制系统设计及参数调谐提供理论参考。最后基于Matlab/Simulink软件搭建了双馈风电场接入两端VSC-HVDC系统仿真模型, 仿真结果验证了理论分析的正确性。

戴金水^{1,2} 吕敬² 朱淼^{1,2} / 1. 上海交通大学国家能源智能电网 (上海) 研发中心 2. 上海交通大学电气工程系

0 引言

随着环境污染和能源短缺日益严重, 在除水电外可再生能源发电中, 风力发电因成本较低和技术较成熟而得到迅猛发展。考虑到陆地资源的有限和环境因素的制约以及海上更为理想的风资源, 海上风力发电将成为未来风电发展的重点^[1-2]。随着大规模远距离海上风电的快速发展, 如何将海上电能输送到陆上电力系统是一个亟待解决的问题。直流输电技术, 尤其是基于电压源换流器的高压直流输电 (Voltage Source Converter-based High-Voltage Direct Current Transmission, VSC-HVDC) 技术, 成为大规模远距离海上风电场并网的理想解决方案^[3-7]。到目前为止,

国内外对VSC-HVDC接入风电场的研究已有很多, 并且已投运和即将投运的实际工程也已有12项。其中包括我国建设并已投运的世界上第一个多端柔直系统——广东南澳柔直工程 (2013年投运), 世界上第一个五端柔直系统——浙江舟山柔直工程 (2014年投运), 以及上海南汇柔直工程 (2011年投运)。

风电机组经VSC-HVDC并网, 可以认为是一种孤岛运行方式, 在这种运行方式下, 由于VSC-HVDC系统的短路容量非常有限, 并且VSC-HVDC换流器及其控制系统会与风电机组变流器及其控制系统相互作用, 影响风电机组控制系统带宽^[8-9], 严重时有可能造成风电机组控制失稳。

通过对双馈风电机组进行模态分析发现, 在考虑直流电压动态的情况下, 双馈风电机组的网侧变流器控制有可能产生一个频率约为20 Hz且呈现弱阻尼的振荡模态^[10], 该振荡模态主要受风电机组的并网方式、网侧变流器控制系统参数及控制方式的影响。本文在此研究基础之上, 建立了双馈风电场经VSC-HVDC并网系统完整模型, 从VSC-HVDC换流器角度出发, 分别运用特征值分析法和谐波阻抗分析法分析了VSC-HVDC换流器控制对次同步振荡 (SubSynchronous Oscillation, SSO) 电流阻尼特性的影响, 为用于风电场并网的VSC-HVDC换流器控制系统设计及参数调谐提供理论参考。最后, 基于Matlab/Simulink软件搭建了双馈风电场



戴金水/工程师

关键词/Keywords

风力发电 ·
VSC-HVDC ·
次同步振荡 ·
阻尼特性 ·
谐波阻抗 ·

接入两端VSC-HVDC系统仿真模型, 仿真结果验证了理论分析的正确性。

1 系统结构

图1为海上风电场经两端VSC-HVDC并网系统的结构示意图。其中, 风电场由双馈风电机组组成, 机组采用“一机一变”形式, 单台风电机组经机端变压器汇入35 kV集电线路, 风电场出口处经35/110 kV升压变压器接入VSC-HVDC系统。VSC-HVDC系统包含两个背靠背连接的换流站, 分别叫做送端站和受端站。正常运行情况下, 送端站负责控制风电场公共耦合点 (Point of Common Coupling, PCC) 电压的幅值和频率, 为风电场提供稳定的交流电源; 受端站负责控制直流母线电压稳定, 同时能够向交流电网提供一定的无功功率^[11-12]。

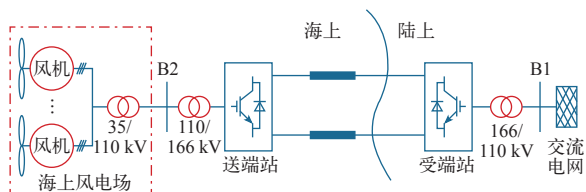


图1 海上风电场经VSC-HVDC并网系统结构示意图

2 系统等效建模

正常运行情况下, 风电场出力的变化体现为输出电流的变化, 其端口电压保持不变。因此, 为简化系统分析, 可将风电场等效为一个受控电流源。由于VSC-HVDC送端站采用定交流电压控制策略, 因此风电场的输出电流可看作送端站电压闭环系统的一个扰动输入。

图2为风电场经VSC-HVDC并网系统的等效示意图。图2中, I 为风电场输出电流; u_o 为风电场PCC电压; u_c 为送端站阀侧交流电压。图3为VSC-HVDC送端站的控制策略。送端站通过调节

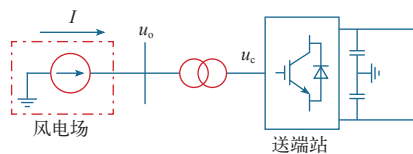


图2 风电场经VSC-HVDC并网等效示意图

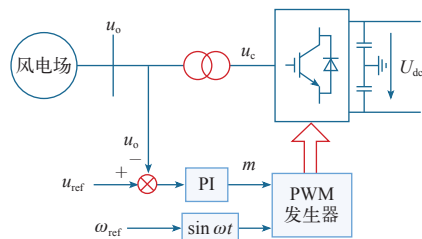


图3 送端站控制策略

阀侧输出电压 u_c 来控制风电场PCC电压 u_o 的稳定。

根据系统等效模型 (见图2) 和送端站控制策略 (见图3), 可建立送端站电压闭环控制系统的传递函数框图, 如图4所示。图4中, $G_s(s)$ 为采样环节; $G_{pi}(s)$ 为PI控制器; $G_c(s)$ 为换流器; $Z(s)$ 为送端站交流侧等效阻抗; u_{ref} 为交流电压参考值。

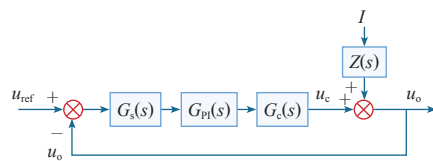


图4 送端站电压闭环控制系统传递函数框图

根据线性系统的叠加原理, 图4中系统的输出电压 u_o 是给定输入 u_{ref} 和扰动输入 I 分别作用时系统输出的叠加。即

$$u_o = \frac{G_s(s)G_{pi}(s)G_c(s)}{1 + G_s(s)G_{pi}(s)G_c(s)} u_{ref} + \frac{Z(s)}{1 + G_s(s)G_{pi}(s)G_c(s)} I \quad (1)$$

送端站电压开环控制系统的传递函数框图如图5所示。

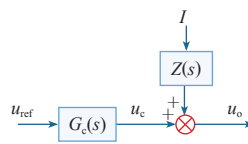


图5 送端站电压开环控制系统传递函数框图

送端站电压开环控制系统的输出电压 u_o 为

$$u_o = G_c(s)u_{ref} + Z(s)I \quad (2)$$

由于换流器的开关频率一般较大, 即开关周期较小, 因此换流器通常可等效为一个惯性时间常数较小的一阶惯性环节, 且有 $|G_c(s)| \approx 1$, 则 $u_c \approx u_{ref}$, 即换流器阀侧电压 u_c 等于调制电压 u_{ref} , 也就是说, 此时换流器可看作一个理想的电压源。

3 系统稳定性分析

3.1 特征值分析

根据国内某一柔直工程实际参数,建立风电场经VSC-HVDC并网系统模型,送端站电压闭环PI控制器参数整定为:比例系数 $K_p=1$,积分系数 $K_i=20$ 。

由式(1)可知,对于某一特定的柔直系统来说,PI控制器参数影响系统的极点分布情况,对系统稳定性起着主导作用。运用特征值分析法,通过观察PI控制器参数变化时系统零极点分布情况,来分析送端站电压闭环PI控制器参数对系统稳定性的影响,为送端站电压闭环PI控制器参数调谐提供理论参考。

根据式(1),令扰动输入 I 为0,首先分析仅在给定输入 u_{ref} 作用下的系统稳定性。图6为送端站电压闭环比例系数 K_p 由0变化到20时的系统零极点分布情况,此时积分系数 K_i 设为0。从图6中可以看出,送端站电压闭环比例系数 K_p 对系统稳定性影响较小, K_p 在较大范围内变化时,系统的极点均为负实数极点,没有振荡极点产生。

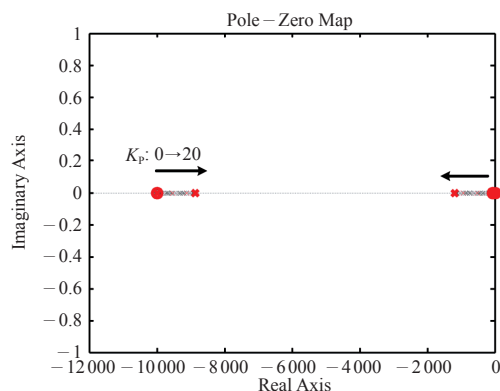


图6 给定输入作用下送端站电压闭环比例系数 K_p 变化时系统零极点分布情况

图7为给定输入作用下送端站电压闭环积分系数 K_i 由0变化到500时的系统零极点分布情况,此时比例系数 K_p 设为1。由于距离虚轴较远的负实数极点为非主导极点,对系统稳定性的影响基本可以忽略,故这里只关注距离虚轴较近的主导极点。从图7中可以看出,随着积分系数 K_i 的增大,系统开始出现共轭复数极点,而且这些共轭复数极点

由低频向高频移动,对应的阻尼逐渐降低。当 $K_i=300$ 时,产生的共轭复数极点的振荡频率约为20 Hz,对应的阻尼比约为0.4。

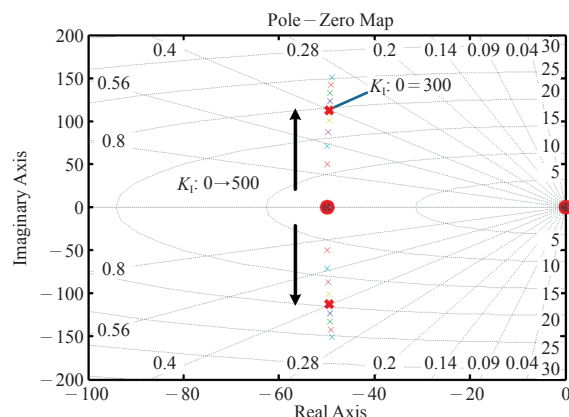


图7 给定输入作用下送端站电压闭环积分系数 K_i 变化时系统零极点分布情况

令给定输入 u_{ref} 为0,分析仅在扰动输入 I 作用下的系统稳定性。图8为仅扰动输入作用下送端站电压闭环积分系数 K_i 由0变化到500时的系统零极点分布情况。由式(1)可知,扰动输入下的特征值与给定输入下的特征值相同,但扰动输入下多了两个实数零点,其中有一个是靠近虚轴的实数零点(即 $s=-R/L$),该实数零点的存在会降低系统阻尼。

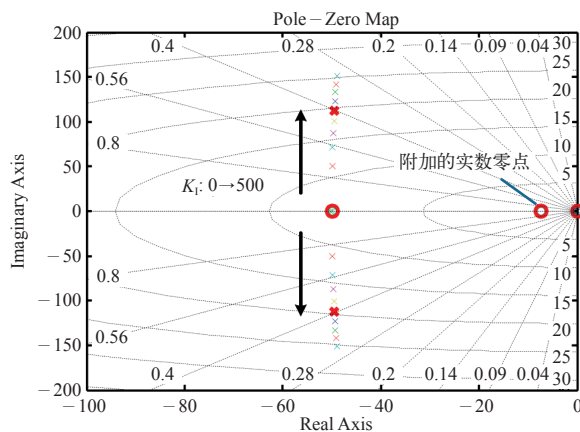


图8 扰动输入作用下送端站电压闭环积分系数 K_i 变化时系统零极点分布情况

需要指出的是,实际的变流器控制系统对带宽都有一定的要求,对于特定的变流器控制系统,只能在一定的带宽范围以内正常工作,如果

超出允许的带宽范围,系统将无法保证继续稳定运行^[13]。而控制系统带宽直接受PI控制器参数的影响,因此,PI控制器参数选择具有上下限。本文所取的PI控制器参数变化范围只是为了分析系统特征值随PI参数变化的分布趋势,并不代表实际采用的PI控制器参数值。

3.2 谐波阻抗分析

3.2.1 电压闭环系统的谐波阻抗

令式(1)中的扰动输入 $I=0$,则有

$$u_o = \frac{1}{1 + \frac{1}{G_s(s)G_{PI}(s)G_c(s)}} u_{ref} \quad (3)$$

由式(3)可知,输出电压 u_o 小于参考电压 u_{ref} ,系统存在稳态误差,但是该稳态误差的大小取决于PI控制器在给定频率下的增益大小。如果PI控制器在给定频率下的增益趋向于无穷大,则系统输出电压 u_o 基本等于参考电压 u_{ref} ,即实现无静差调节。

为研究控制系统的抗扰性能,定义谐波阻抗为系统输出电压 u_o 与扰动输入电流 I 之比。系统谐波阻抗越小,引起的输出谐波电压越小,系统的抗扰性能越好,但抑制谐波电流的能力越差。由式(1)可得电压闭环系统的谐波阻抗为

$$Z_h = \frac{u_o}{I} = \frac{Z(s)}{1 + G_s(s)G_{PI}(s)G_c(s)} \quad (4)$$

由式(4)可以看出,由于引入电压闭环控制,系统的谐波阻抗是可调的,其大小主要取决于PI控制器的增益,PI控制器在某一频率下的增益越大,则在该频率下的谐波阻抗越小。当PI控制器的增益为0时,系统谐波阻抗最大,最大值为 $|Z(s)|$ 。

图9为送端站电压闭环比例系数 K_p 由0变化到20时(此时令 $K_i=20$)的系统谐波阻抗。从图中可以看出,在大约0.1~100 Hz范围内,系统谐波阻抗随比例系数 K_p 的增大而减小,也就是说 K_p 越大,系统的抗扰性能越好,但抑制谐波电流的能力越差(包括对SSO电流的抑制能力)。

图10为送端站电压闭环积分系数 K_i 由0变化到

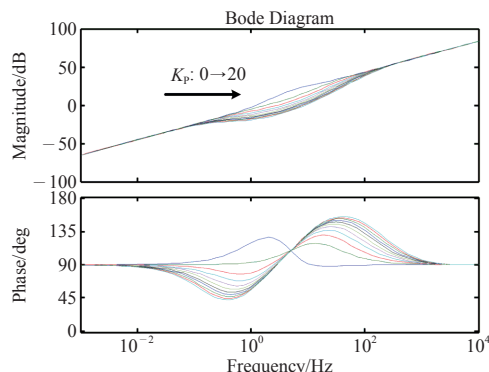


图9 送端站电压闭环比例系数 K_p 变化时系统谐波阻抗

500(此时令 $K_p=1$)时的系统谐波阻抗。从图10中可以看出,积分系数 K_i 对于50 Hz以上的谐波阻抗影响很小,而50 Hz以下的谐波阻抗随积分系数 K_i 的增大而减小,也就是说,在次同步频率范围内, K_i 越大,系统的抗扰性能越好,但抑制SSO电流的能力越差。

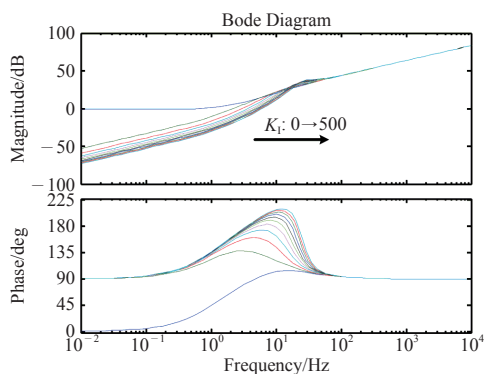


图10 送端站电压闭环积分系数 K_i 变化时系统谐波阻抗

3.2.2 电压开环系统的谐波阻抗

由式(2)可得电压开环系统的谐波阻抗为

$$Z_h = \frac{u_o}{I} = Z(s) \quad (5)$$

由式(5)可知,VSC-HVDC送端站电压开环控制系统的谐波阻抗为换流器交流侧的等效阻抗,对于某一给定频率,其谐波阻抗大小是不可调的。

图11为送端站电压开环和电压闭环控制系统的谐波阻抗,其中电压闭环控制器参数为: $K_p=1$, $K_i=20$ 。从图11中可以看出,电压开环和电压闭环控制系统的谐波阻抗的交点大约在30 Hz附近,该交点频率主要取决于电压闭环的PI控制器

参数,当比例系数 K_p 或积分系数 K_i 增大时,该交点频率会相应增大。如图11所示,在30 Hz以上时,电压开环和电压闭环控制系统的谐波阻抗基本相同;而在30 Hz以下时,电压闭环的谐波阻抗小于电压开环的谐波阻抗,且频率越低相差越大,这主要是由电压闭环系统在低频段的抗扰性能较强造成的。

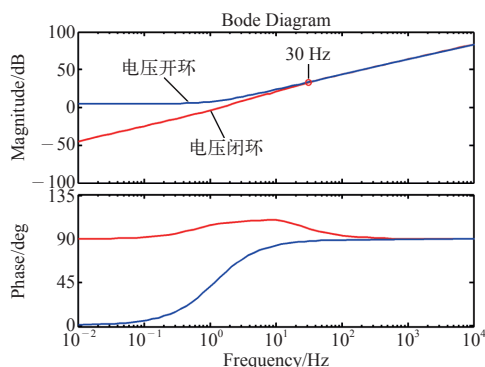


图11 送端站电压开环和电压闭环下的谐波阻抗

4 仿真实验及分析

为验证上述理论分析的正确性,基于Matlab/Simulink软件搭建了双馈风电场接入两端VSC-HVDC系统的仿真模型,系统结构同图1。其中,双馈风电场额定容量为45.05 MW;送端站额定容量为50 MW;受端站额定容量为200 MW;直流电压等级为 ± 160 kV。受端站采用定直流电压控制,送端站采用定交流电压控制(包括电压闭环和电压开环两种控制策略)。

图12为送端站采用电压闭环控制($K_p=1$, $K_i=300$)时的送端站交流电压、交流电流、直流正负极电流和直流正负极电压的仿真波形。从图12中可以看出,送端站交流电流存在SSO现象,通过FFT分析可知,该振荡频率约为20 Hz,与上述理论分析结果相吻合,且由于该振荡模态的阻尼比较大,因此振荡幅值不是很大。

图13为送端站采用电压开环控制时的送端站交流电压、交流电流、直流正负极电流和直流正负极电压的仿真波形。从图13中可以看出,电压开环控制下,送端站交流电流的SSO现象较之电压闭环控制得到一定程度的抑制。仿真结果验证了

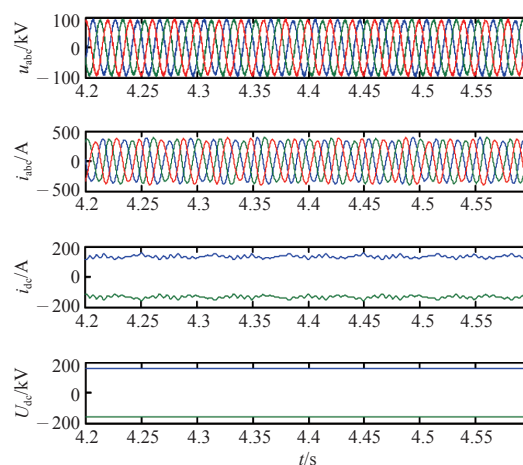


图12 送端站电压闭环控制下的交流电压、交流电流、直流电流和直流电压波形

上述理论分析的正确性。需要指出的是,由于送端站采用电压开环控制,只能控制送端站阀侧交流电压的幅值,而无法直接控制风电场PCC电压的幅值,随着风电场出力的增大,送端站交流侧等效阻抗上的压降将导致风电场PCC电压幅值降低。因此,送端站采用电压开环控制时,需要考虑对送端站交流侧等效阻抗上的压降进行补偿,从而保证风电场PCC电压幅值在允许的范围内。

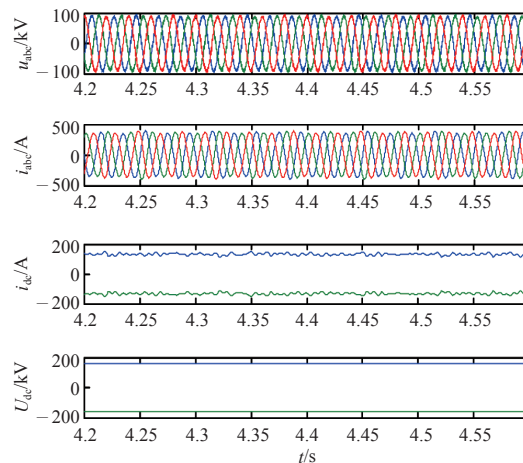


图13 送端站电压开环控制下的交流电压、交流电流、直流电流和直流电压波形

5 结束语

本文研究了大型海上风电场经VSC-HVDC并网的SSO问题,主要得到以下结论。

1) 送端站采用电压闭环控制时,改变比例系

数 K_p 对系统稳定性的影响较小；增大积分系数 K_i 会引入共轭复数极点，且频率由低频向高频移动，对应的阻尼逐渐降低。

2) 送端站采用电压闭环控制时，增大比例系数 K_p 和积分系数 K_i 能够减小系统谐波阻抗，改善系统的抗扰性能，但抑制谐波电流的能力越差。

3) 在交点频率以上时，电压开环和电压闭环控制系统的谐波阻抗基本相同，而在交点频率以下时，电压闭环的谐波阻抗小于电压开环的谐波阻抗，且频率越低相差越大。

4) 下一步工作将对柔直换流站与风电机组变流器之间的相互作用进行研究。

参考文献

- [1] Chen Z, Blaabjerg F. Wind farm-a power source in future power systems [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2009, 13 (6) : 1288-1300.
- [2] 范心明, 何健明, 管霖. 风力发电新技术及并网稳定问题 [J]. 电气应用, 2012, 31 (8) : 90-94.
- [3] Shi G, Wu G, Cai X, et al. Coordinated control of multi-terminal VSC-HVDC transmission for large offshore wind farms [C]. Power Electronics and Motion Control Conference, Harbin, China, IEEE, 2012: 1278-1282.
- [4] 范心明, 管霖, 夏成军, 等. 多电平柔性直流输电在风电接入中的应用 [J]. 高电压技术, 2013, 39 (2) : 497-504.
- [5] 赵成勇, 胡冬良, 李广凯, 等. 多端VSC-HVDC用于风电场联网时的控制策略 [J]. 电网技术, 2009, 33 (17) : 135-140.
- [6] 刘建涛, 王珂, 姚建国, 等. 模块化多电平换流器损耗分析 [J]. 电气应用, 2012, 31 (17) : 70-75.
- [7] 李琦, 宋强, 刘文华, 等. 基于柔性直流输电的风电场并网故障穿越协调控制策略 [J]. 电网技术, 2014, 38 (7) : 1739-1745.
- [8] Cespedes M, Sun J. Renewable energy systems instability involving grid-parallel inverters [C]. Applied Power Electronics Conference and Exposition, Washington DC, USA, IEEE, 2009: 1971-1977.
- [9] Liu H, Sun J. Voltage stability and control of offshore wind farms with AC collection and HVDC transmission [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2014, 2 (4) : 1181-1189.
- [10] Mei F, Pal B. Modal analysis of grid-connected doubly fed induction generators [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2007, 22 (3) : 728-736.
- [11] 杨思祥, 李国杰, 阮思烨, 等. 应用于DFIG风电场的VSC-HVDC控制策略 [J]. 电力系统自动化, 2007, 31 (19) : 64-67.
- [12] 李文津, 汤广福, 康勇, 等. 基于VSC-HVDC的双馈式变速恒频风电机组启动及并网控制 [J]. 中国电机工程学报, 2014, 34 (12) : 1864-1873.
- [13] Turner R, Walton S, Duke R. Stability and bandwidth implications of digitally controlled grid-connected parallel inverters [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57 (11) : 3685-3694.

(收稿日期: 2015-06-27) **EA**

欢迎订阅 欢迎投稿 欢迎刊登广告