第 52 卷 第 2 期：707-715 高电压技术 Vol.52, No.2: 707-715
2026 年 2 月 28 日 High Voltage Engineering February 28, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250111

海上风电柔性直流换流阀子模块工况模拟测试方法

谭令其[1]，马燕君[2]，马　凯[1]，李歆蔚[1]，李　盈[1]，马　柯[3]
（1. 广东电网有限责任公司电力科学研究院，广州 510080；2. 广东电网有限责任公司，广州 510080；
3. 上海交通大学电气工程学院，上海 200240）

摘　要：柔直换流阀作为海上风电柔性直流输电系统的核心装备，在实现大规模远海风电场高效并网中发挥着重要作用。然而，海上风电复杂运行环境及风速波动对换流阀子模块的可靠性提出了严峻挑战。为此，该文提出了一种针对海上风电工况下换流阀子模块的精确、高效测试方法。首先，介绍了并网系统的基本结构并分析了风电场侧换流阀的稳态工况和考虑风速波动的动态工况。其次，阐述了工况模拟技术的基本原理并提出了适用于多子模块、多工况测试的新型电路拓扑。再次，结合换流阀实际运行工况，提出测试系统的控制策略，包括基于比例-积分-谐振控制器的电流控制方法和基于平衡控制策略的被测子模块电容电压控制方法。最后，建立了工况模拟测试平台的仿真模型，其稳态和动态仿真结果验证了测试方法的可行性和有效性。
关键词：柔性直流输电；子模块；海上风电场；工况模拟；风速波动

Mission Profile Emulation-based Test Method for Sub-modules in MMC-HVDC Converter Valve of Offshore Wind Farm

TAN Lingqi[1], MA Yanjun[2], MA Kai[1], LI Xinwei[1], LI Ying[1], MA Ke[3]
(1. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510080, China;
2. Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510080, China;
3. School of Electrical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The voltage source converter based high voltage direct current (VSC-HVDC) with flexible direct current (DC) converter valves serves as the core equipment in offshore wind power systems, playing a crucial role in the efficient grid connection of large-scale offshore wind farms. However, the complex operational environment of offshore wind farms and wind speed fluctuations pose significant challenges to the reliability of the sub-modules (SMs) of the converter valves. To address this issue, an accurate and efficient test method for the SMs under offshore wind power mission profiles is proposed in this paper. Firstly, the basic structure of the grid-connected system is introduced, and the mission profile of the converter valves on the wind farm side under steady-state conditions and wind speed fluctuations is analyzed. Secondly, the fundamental principles of mission profile emulation are elaborated, and a novel circuit topology suitable for testing multiple SMs under multiple mission profiles is proposed. Thirdly, the control strategies of the test system are proposed based on the actual mission profile of the converter valves, including a proportional-integral-resonant controller-based current control method and a balance control strategy-based capacitor voltage control method for the SMs under tests. Finally, a simulation model of the mission profile emulation test platform is established, and the feasibility and effectiveness of the proposed method are verified through steady-state and dynamic simulation results.
Key words: HVDC; sub-module; offshore wind farm; mission profile emulation; wind speed fluctuations

0　引言

随着世界资源、环境、能源问题的日益凸显，近些年来，风力发电取得了快速的发展。相较于陆上风力发电，海上风电具有风能资源丰富、风力机组运行稳定、不占用陆地资源等优势[1]。基于模块化多电平换流器的柔性直流输电(modular multilevel converter based high voltage direct current transmission，MMC-HVDC) 技术具有控制灵活、可扩展性强、谐波含量低等优势，目前已成为高压直流输电技术的重要发展方向，而利用 MMC-HVDC 将大规模远海风能输送到陆上并网成为海上风电发展和研

基金资助项目：中国南方电网公司科技项目(GDKJXM20222368)。
Project supported by Science and Technology Project of China Southern Power Grid Corporation (GDKJXM20222368).

究的热点[2-6]。

海上风力发电系统的可靠性对于保证电网安全运行起到重要作用。此外，由于运行工况复杂多变，海上风电场易发生故障，而风电场内部关键设备的维护成本仍然较高。因此，实际工程中对海上风电系统可靠性的要求日益提高。文献[7-8]指出，功率器件是电力电子系统中最容易失效的器件。与一般电力电子系统相比较，海上风电 MMC 的功率模块工作环境更为恶劣，风速、湿度以及气温等外部环境条件的剧烈波动导致系统的输出功率具有较强的间歇性以及随机性，这会对子模块功率器件产生较强的电、热载荷冲击，因此风电 MMC 中子模块功率器件的可靠性问题受到了广泛的关注[9-12]。

为了提高变流器的可靠性以及设计方案的可行性，在 MMC 投运前，需要先对子模块进行运行试验，以验证设计方案的电压、电流和热应力等是否越限[13]。基于工况模拟的可靠性测试技术作为一种新型的可靠性测试技术，其基本思想为通过相对简单的电路结构模拟待测器件的实际运行工况，从而避免搭建完整的换流器系统，极大降低了测试成本。文献[14]利用 H 桥电路以及虚拟桥臂控制方法复现了子模块最近电平调制(nearest level modulation，NLM)的工况模拟；文献[15]则基于上述电路进行参数设计，降低系统成本；文献[16]提出一种子模块组反向串联的对托结构，显著降低了直流电压需求。以上有关工况模拟测试的研究着眼于电路的优化以及控制方法改进，从而降低测试成本或模拟灵活性，并不器件长期老化测试实验的设计。由于海上风电场风速的随机变化，风机的输出功率及 MMC 子模块器件损耗也将发生对应变化，进而导致器件结温的实时波动。根据现有文献，器件的失效速率很大程度上是由器件的结温及其变化幅值决定的[17-20]。然而，目前结合实际风速对 MMC 进行可靠性测试的研究还比较少，因此亟需相关的实验设计方法。

本文针对应用于海上风电并网的 MMC-HVDC 系统，对其子模块的工况模拟技术展开研究。首先，介绍了海上风电并网系统及 MMC 的结构，推导了风电场应用下风况对 MMC 工况的影响。其次，基于文献[16]模拟测试电路，设计了一种考虑风速波动的器件测试方法，以复现 MMC 在海上风电场风速波动工况下功率器件的应力信息。最后，通过仿真验证了理论的正确性和方案的可行性。

1 海上风电并网系统结构及 MMC 运行工况

1.1 MMC 子模块稳态工况分析

图 1 为海上风电场经 MMC-HVDC 并网的典型拓扑结构，永磁同步风力发电机(permanent magnet synchronous generator，PMSG)通过机侧变流器(machine-side converter，MSC)和网侧变流器(grid-side converter，GSC)，经变压器 T_1 接入公共母线。本文的研究重点是风电场侧 MMC 换流站(wind farm side MMC，WFMMC)的子模块工况模拟测试问题，因此后文提到的并网系统是指海上风电场与 WFMMC 相互连接的部分。在研究过程中，风电场可用单机聚合模型等效，电网侧换流站(grid side MMC，GSMMC)简化为直流电压源的结构[21]。

为实现 MMC 子模块运行工况测试，首先需要对其稳态运行工况进行分析，反映其运行工况的关键电气特征包括桥臂电流、子模块电容电压和 IGBT 开关脉冲信号。图 2 中，L_{arm} 与 R_{arm} 表示桥臂的限流电感及损耗电阻；L_{g} 和 R_{g} 为连接交流系统线路的等效电感及等效电阻。u_{pj} 和 u_{nj} 表示上、下桥臂的桥臂电压；i_{pj} 和 i_{nj} 表示流经上、下桥臂的桥臂电流。U_{dc} 和 I_{dc} 分别表示直流母线电压及电流；u_j 和 i_j (j=a,b,c)分别表示交流母线电压及电流；N 为每相上、下桥臂子模块个数。

MMC 系统稳态桥臂电流由基频交流分量、直流分量和环流分量 3 部分构成[22]，由于实际 MMC 系统通常会对桥臂电流的环流分量采取控制措施进行抑制[23]，因此可以只考虑其基频交流分量和直流分量。对于三相对称的 MMC 系统，其 j 相上、下桥臂的电流 i_{pj}、i_{nj} 可用其直流分量和交流母线电流分别表示为：

$$\begin{cases} i_{\mathrm{pj}}(t)=\dfrac{1}{2}i_j(t)+\dfrac{1}{3}I_{\mathrm{dc}} \\ i_{\mathrm{nj}}(t)=-\dfrac{1}{2}i_j(t)+\dfrac{1}{3}I_{\mathrm{dc}} \end{cases} \tag{1}$$

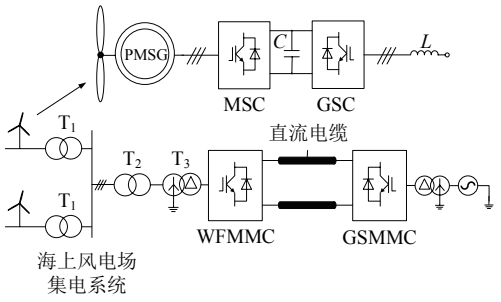


图 1 海上风电 MMC-HVDC 并网系统

Fig.1 MMC-HVDC grid-connected system for offshore wind

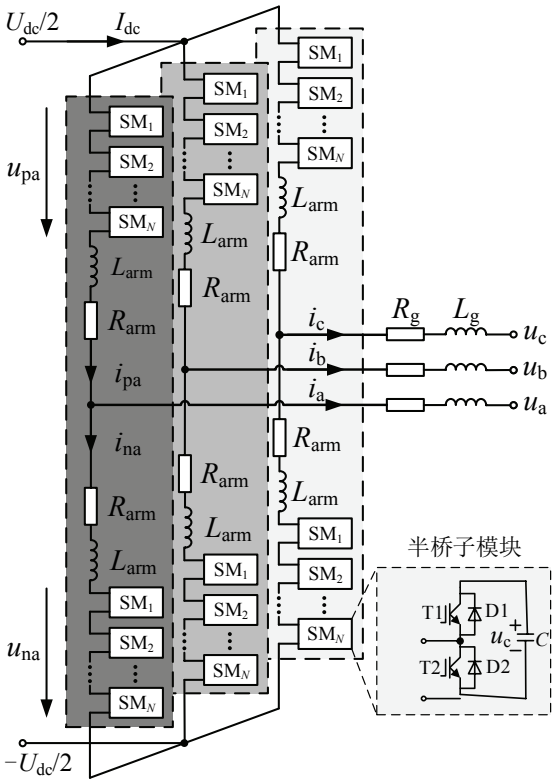


图 2　三相 MMC 系统电路结构

Fig.2　Circuit structure of three-phase MMC system

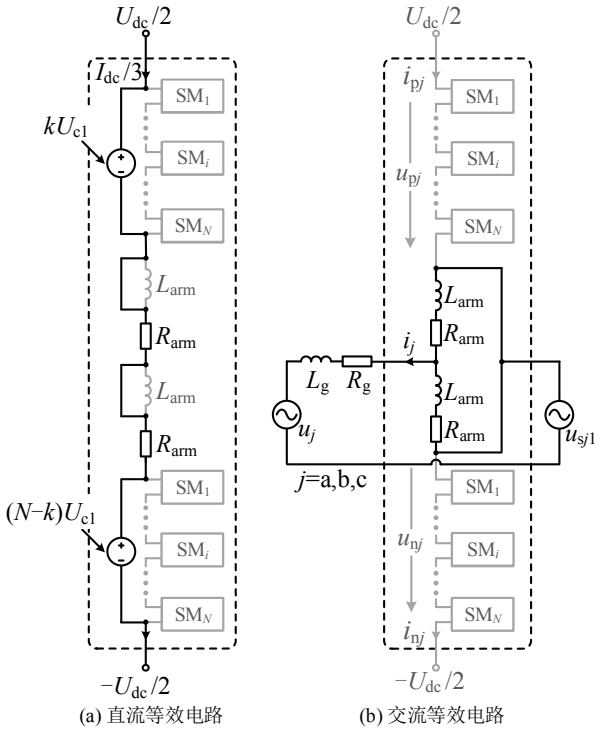


图 3　MMC 系统的直、交流等效电路(逆变模式)

Fig.3　Equivalent DC and AC circuits of MMC system (inverting mode)

在稳态下，子模块电容电压包含直流分量和交流分量，MMC 单相直流等效电路如图 3(a)所示，通过列写电压方程，可以得到子模块电容电压直流分量表达式：

$$U_{\mathrm{SM}}=\frac{3U_{\mathrm{dc}}-2I_{\mathrm{dc}}R_{\mathrm{arm}}}{3N} \tag{2}$$

在 VSC-HVDC 系统中，根据系统需要的有功、无功功率和直流电压可以生成 MMC 输出的电压调制波，再通过相应的调制策略获得子模块 IGBT 的开关脉冲[24-25]。以工作在逆变模式下的 MMC 系统为例，其单相交流等效电路如图 3(b)所示，k 为上桥臂投入的子模块数；u_{sj1} 为子模块等效输出的交流电压，根据电压方程可以推导得到 MMC 系统的上、下桥臂电压表达式：

$$\begin{cases} u_{\mathrm{pj1}}=\dfrac{1}{2}U_{\mathrm{dc}}-u_j-i_j(R_{\mathrm{eq}}+\mathrm{j}\omega L_{\mathrm{eq}}) \\ u_{\mathrm{nj1}}=\dfrac{1}{2}U_{\mathrm{dc}}+u_j+i_j(R_{\mathrm{eq}}+\mathrm{j}\omega L_{\mathrm{eq}}) \end{cases} \tag{3}$$

式中：$R_{\mathrm{eq}}=R_{\mathrm{arm}}/2+R_{\mathrm{g}}$，$L_{\mathrm{eq}}=L_{\mathrm{arm}}/2+L_{\mathrm{g}}$。

1.2　海上风电 MMC-HVDC 并网系统运行工况

在海上风力发电的应用场景下，MMC 负责对从风电场汇集得到的功率进行柔直送出。由于风电具有随机性、波动性和不确定性，风电场的输出功率会随着风速波动而变化，从而使得 WFMMC 从风电场侧接收的有功功率产生波动，对 MMC 的运行工况产生影响。

假设风机切入风速为 v_{in}；额定风速为 v_{N}；切出风速为 v_{cut}；额定功率为 P_{T}；最大风能利用系数为 $C_{\mathrm{p.max}}$；ρ表示空气密度；S_{A} 表示风轮扫风面积；C_{p} 表示风能利用系数；v 表示风速。则在给定风速 v 和风机数量 n 时，风电场的有功功率可通过下式计算[26-29]：

$$P(v)=\begin{cases} 0, & v<v_{\mathrm{in}} \\ \dfrac{1}{2}n\rho S_{\mathrm{A}}C_{\mathrm{p.max}}v^3, & v_{\mathrm{in}}\le v<v_{\mathrm{N}} \\ nP_{\mathrm{T}}, & v_{\mathrm{N}}\le v<v_{\mathrm{cut}} \\ 0, & v\ge v_{\mathrm{cut}} \end{cases} \tag{4}$$

在 MMC-HVDC 并网系统中，WFMMC 的主要控制目标是维持风电场公共耦合点处的交流电压稳定[21,30]。此外，通过 GSMMC 的控制策略，基本可以维持 MMC-HVDC 直流电压的稳定[30]。假设 MMC 系统三相对称，并忽略其损耗，则根据交流侧和直流侧的能量守恒，有：

$$P=\frac{3}{2}U_{\mathrm{g}}I_{\mathrm{g}}\cos\varphi=U_{\mathrm{dc}}I_{\mathrm{dc}} \tag{5}$$

式中：P 代表有功功率；U_{g} 和 I_{g} 分别代表 MMC 交

流侧电压和电流幅值；cosφ为功率因数。

假设风电场捕获的有功功率 $P(v)$全部输入 WFMMC 系统，根据上述控制措施，U_g、cosφ和 U_{dc}维持恒定，有功功率波动会直接导致 I_g和 I_{dc}发生波动，其表达式为：

$$\begin{cases} I_g = \dfrac{2P(v)}{3U_g \cos\varphi} \\ I_{dc} = \dfrac{P(v)}{U_{dc}} \end{cases} \tag{6}$$

由式(1)、(2)、(3)可知，MMC 的桥臂电流、子模块电容电压和桥臂电压将随着 I_{dc} 和 I_g 变化而相应改变，其运行工况难以避免地受到了因风速波动造成的有功功率变化的影响，所以在对其内部子模块进行可靠性测试时需要着重考虑上述因素。

2 MMC 子模块工况模拟技术

2.1 MMC 子模块工况模拟基本原理

对 MMC 子模块而言，其运行特性通常取决于变换器本身以及外部系统的电气特征，具体包括子模块的数量，系统的功率、电压等级，系统的调制方式等关键因素。而工况模拟的基本原理就是充当与被测子模块电气连接的“黑匣子”，通过简单电路及控制模拟子模块外部复杂系统的电气特征，从而获取子模块在接近实际工况条件下的运行特性。

工况模拟测试平台基本原理如图 4 所示，由电流发生器、控制器和被测子模块 3 部分组成。电流发生器在控制器的作用下向被测子模块提供测试电流 i_{test}，接近实际运行工况下流经被测子模块的桥臂电流 i_{ref}。同时，控制器结合被测子模块电容电压 U_{SM} 按照设定的调制方法生成子模块 IGBT 的控制信号 S_1、S_2，在确保生成信号接近实际信号的同时维持电容电压的平衡，使被测子模块内部开关器件及电容在测试过程中能够给出针对设定工况的实时响应。

2.2 MMC 子模块工况模拟测试平台结构

MMC 子模块工况模拟测试平台主要由电流发生器、滤波电感和待测子模块组构成，一种典型的 MMC 子模块工况模拟电路如图 5 所示[16]，其电流发生器为全桥逆变结构，U_t为直流恒压源；C 为直流侧电容；L_o为滤波电感；待测子模块由两组子模块组成，SM 1.1—SM 1.m 模拟逆变工作模式下的 m 个子模块，SM 2.1—SM 2.m 模拟整流工作模式下的 m 个子模块。i_o为测试电流；u_{inv}和 u_{rec}分别为逆变子模块组和整流子模块组的输出电压。$U_{SM1.i}$ 代表逆变桥臂的第 i 个被测子模块，$U_{SM2.i}$代表整流桥臂的第 i 个被测子模块。

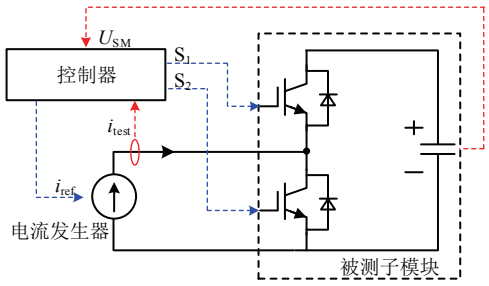


图 4 工况模拟测试平台基本原理

Fig.4 Basic principle of mission profile emulation platform

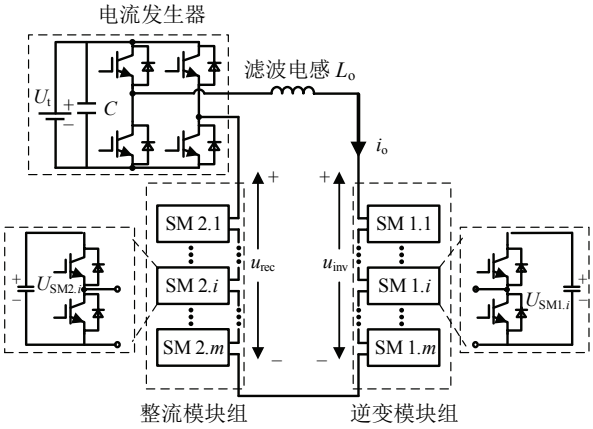


图 5 MMC 子模块工况模拟测试电路结构

Fig.5 Circuit structure of the mission profile emulator for SMs of MMC

由于两个测试桥臂内被测子模块流经幅值相同、方向相反的测试电流，可以实现对逆变、整流工况的同时模拟，并准确反映背靠背 MMC 传输系统的运行特性。子模块组内被测子模块数量可以根据测试条件灵活调节，提高了测试效率。此外，两个测试桥臂采用反向串接的基本结构。当桥臂参考电压信号接近时，两侧桥臂内部导通模块数量一致，桥臂电压降落相互抵消，从而显著减低了对电流发生器直流电源 U_t的要求。

2.3 MMC 子模块工况模拟测试平台结构

为了使测试平台中子模块的运行工况尽可能接近于实际 MMC 系统，需要设定相应的关键工况参考信号，包括：桥臂电流参考值，桥臂电压参考值和待测子模块电容电压参考值。其中桥臂电流参考值用于控制生成流经待测子模块的测试电流，桥臂电压参考值用于生成待测子模块的 IGBT 开关信号，电容电压参考值用于对测试期间子模块电容电

压进行平衡。根据 1.1、1.2 节所述 MMC 子模块工况分析结果，推导得到上述参考值的具体表达式如表 1 所示。式中 $Z_{eq}=R_{eq}+L_{eq}$ 表示 MMC 系统的交流等效阻抗；$\angle\varphi_j$ 表示 j 相电流初始相角；ω_0 表示角频率；$i_{o.ref}$ 表示桥臂参考电流信号；$u_{inv.ref}$ 和 $u_{rec.ref}$ 分别表示逆变、整流桥臂的桥臂参考电压信号；而 $U_{SM1.ref}$ 和 $U_{SM2.ref}$ 表示逆变、整流桥臂内待测子模块的参考电容电压信号。

由于工况模拟系统需要模拟桥臂电流包含的基频交流分量和直流分量，因此采用比例积分谐振(proportional-integral-resonant，PIR)控制，控制框图如图 6 所示。由于 PIR 控制器在谐振频率ω_0处的增益极高，且对直流分量也具有较高增益，理论上可以对桥臂电流进行有效的控制。另外，当考虑测试电流的二倍频谐波分量时，可以在 PIR 控制器中加入二倍频项($\omega_1=2\omega_0$)，以实现对该分量的精确控制。

在对 PIR 控制器的 K_p，K_i，K_r 这 3 个参数进行设计时，需要考虑包括滤波电感 L_0 在内的控制环路。为满足系统稳定性和响应速率要求，可根据下式对参数进行设计：

$$\begin{cases} 20\lg\left|\left(K_{\mathrm{p}}+\dfrac{K_{\mathrm{i}}}{s}+\dfrac{K_{\mathrm{r}}s}{s^2+\omega_0^2}\right)\left(\dfrac{1}{sL_0}\right)\right|=0 \\ f_{\mathrm{zt}}=\dfrac{K_{\mathrm{i}}}{2\pi K_{\mathrm{p}}},K_{\mathrm{r}}=K_{\mathrm{i}} \end{cases} \tag{7}$$

式中：s=j2πf_{cr}，f_{cr} 为剪切频率，一般不超过开关频率的 1/10；f_{zt} 为截止频率，可按照(0.05~0.1)f_{cr} 取值。

理论上，当工况模拟系统通过电流控制策略使得测试电流与目标 MMC 系统的桥臂电流相符，并根据目标 MMC 系统的调制方式生成待测子模块的脉冲控制信号后，被测子模块电容电压将随之得到控制而达到平衡。但是，考虑到器件死区、实际电路的非理想特性等因素，测试电流和子模块开关信号的模拟总是存在一定误差，这会导致子模块电容电压不平衡[31-32]，影响子模块电容电压的工况模拟。因此，需要对子模块电容电压采取相应的控制策略。

图 7 为一种典型的子模块电容电压控制策略，该控制策略的平衡控制部分通过 PI 控制器对子模块电容电压的直流分量进行控制：分别将逆变和整流子模块组的电容电压采样值 u_{SM1} 和 u_{SM2} 与其直流参考值 $U_{SM1.ref}$ 和 $U_{SM2.ref}$ 作差，将差值输入 PI 控制器 1 和 2，并将 PI 控制器的输出与测试电流采样值 i_o 的 sign 函数值相乘，得到平衡控制的输出。

然后再将子模块电容电压平衡控制的输出与桥臂电压参考值 $u_{inv.ref}$ 和 $u_{rec.ref}$ 叠加后，就得到了桥臂电压调制信号 u_{m1} 和 u_{m2}，最后采用与目标 MMC 系统相符的调制方式即可获得子模块的控制信号。

表 1　控制系统的参考信号

Table 1　References in control system

参考信号		j 相上桥臂	j 相下桥臂
电流发生器	$i_{o.ref}$	$\dfrac{P(v)}{3U_{dc}}+\dfrac{P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$	$\dfrac{P(v)}{3U_{dc}}-\dfrac{P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$
被测子模块	$u_{inv.ref}$	$\dfrac{U_{dc}}{2}-u_j-\dfrac{2Z_{eq}P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$	$\dfrac{U_{dc}}{2}+u_j+\dfrac{2Z_{eq}P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$
	$u_{rec.ref}$	$\dfrac{U_{dc}}{2}-u_j+\dfrac{2Z_{eq}P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$	$\dfrac{U_{dc}}{2}+u_j-\dfrac{2Z_{eq}P(v)}{3U_j\cos\varphi}\angle\varphi_j$
	$U_{SM1.ref}$	$\dfrac{3U_{dc}^2-2R_{arm}P(v)}{3NU_{dc}}$	$\dfrac{3U_{dc}^2-2R_{arm}P(v)}{3NU_{dc}}$
	$U_{SM2.ref}$	$\dfrac{3U_{dc}^2+2R_{arm}P(v)}{3NU_{dc}}$	$\dfrac{3U_{dc}^2+2R_{arm}P(v)}{3NU_{dc}}$

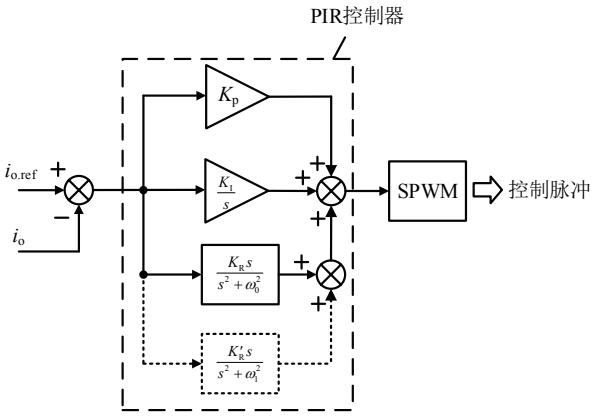


图 6　测试电流控制框图

Fig.6　Control diagram of testing current

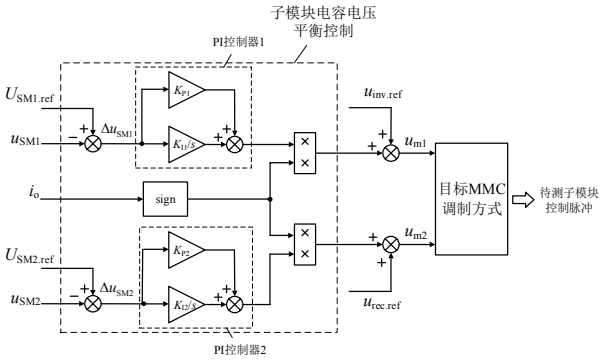


图 7　被测子模块控制框图

Fig.7　Control diagram of tested SMs

3　仿真验证

本章在 PLECS 软件中搭建 MMC 子模块工况模拟测试平台的仿真模型(电路结构如图 5 所示)，通过对 MMC 系统在稳态和风速波动运行工况下的仿

真测试结果验证工况模拟综合测试平台基本原理、控制策略和参数设计的有效性。8 个被测子模块在实际 MMC 系统中均运行于 a 相上桥臂，MMC 系统的器件及运行参数如表 2 所示，其中风机参数来自金风科技 GW184-6.45MW 机组技术参数。假设风电场内包含 31 台参数相同，额定功率为 P_T 的风机，忽略不同风机所处位置的风况差异，可将风电场等效为单机模型，其额定功率为 P_N。表 2 中热仿真参数来自 ABB 公司 5SNA1500E330300 器件手册，$R_{th(j\text{-}c)IGBT}$ 和 $R_{th(j\text{-}c)DIODE}$ 分别表示 IGBT 和二极管结区到基板外壳的稳态热阻；$R_{th(c\text{-}h)}$表示 IGBT 模块基板外壳到散热器的等效热阻；T_h 表示散热器温度，在热仿真过程中假设其保持稳定。

3.1 MMC 稳态工况模拟

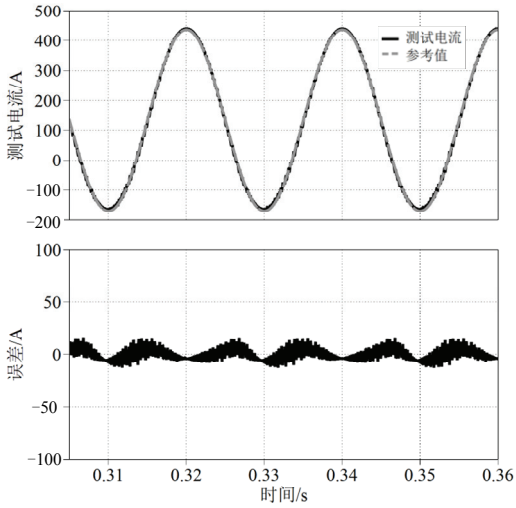
假设风电场风速不变，则其输出有功功率不变，设定为额定功率 P_N，给出待测子模块的稳态工况测试结果，如图 8 所示。

图 8(a)中测试电流同时含有直流及基频交流分量，实线为测试电流，虚线为参考电流，由于模拟误差相对较小，最大电流纹波约 15 A，仅为桥臂电流峰峰值的 3.4%，因此图中两者基本重叠，说明测试系统能够准确反映 MMC 系统桥臂电流的实际特性。图 8(b)中被测子模块的电容电压波形能够准确反映整流、逆变两种工况下的子模块运行特性，各子模块组内电容电压达到均衡，说明平衡控制策略实现了子模块电容电压的动态平衡，图中用不同线型区别了同一测试桥臂 4 个子模块的测试结果，但由于同一个测试桥臂模拟的工况相同，因此图中 SM1.1—SM1.4 结果几乎重合，SM2.1—SM2.4 电容电压几乎重合。选取逆变和整流子模块组中的 SM1.1 和 SM2.1 为代表，其 IGBT 和反并联二极管的稳态结温波形如图 8(c)所示，稳态平均结温与按照稳态热阻进行的理论计算相符，说明测试平台可对功率器件进行相应热工况复现。

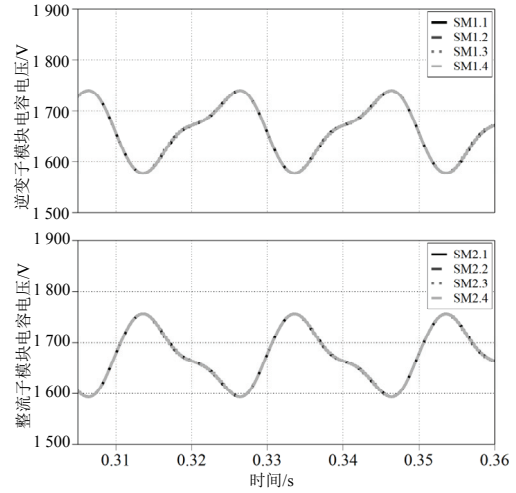
表 2 仿真模型参数

Table 2 Parameters of simulation model

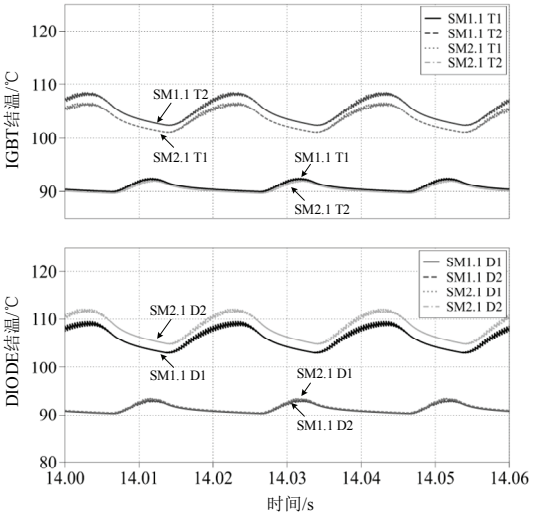
模型	参数	取值	模型	参数	取值
实际 MMC	P_{dc}	200 MW	实际 MMC	L_{arm}	69.5 mH
	U_{dc}	500 kV		R_{arm}	62.8 mΩ
	U_{ac}	220 kV		L_s	3.5 mH
	$\cos\varphi$	1		R_s	0.1 Ω
	N	300		C_{SM}	4.19 mF
等值风机	P_T	6.45 MW	等值风机	v_{in}	3 m/s
	P_N	200 MW		v_N	10 m/s
	$C_{p.max}$	0.48		v_{cut}	21 m/s
	ρ	1.01 kg/m^3		S_A	26 590 m^2
工况模拟测试平台	U_t	1 kV	工况模拟测试平台	n	4
	L_o	3.43 mH		f_s	5 kHz
热仿真	$R_{th(j\text{-}c)IGBT}$	0.008 5 K/W	热仿真	$R_{th(c\text{-}h)}$	0.006 K/W
	$R_{th(j\text{-}c)DIODE}$	0.017 K/W		T_h	60 °C



(a) 测试电流波形



(b) 子模块电容电压波形



(c) 子模块 IGBT 和反并联二极管稳态结温波形

图 8 MMC 子模块稳态工况仿真波形

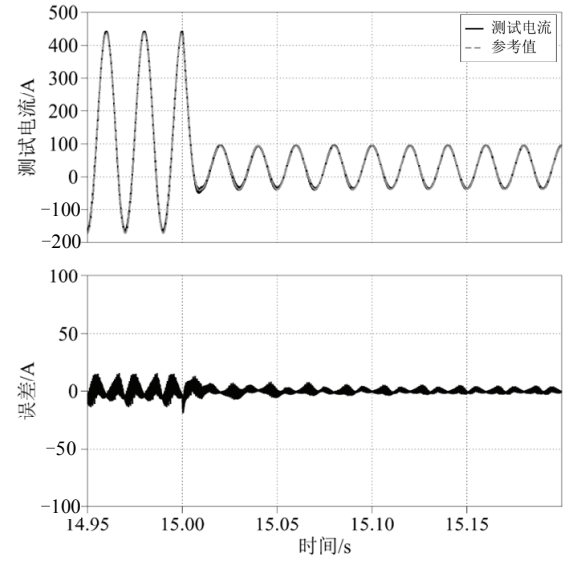
Fig.8 Steady-state simulation results for SMs of MMC

3.2　MMC 动态工况模拟

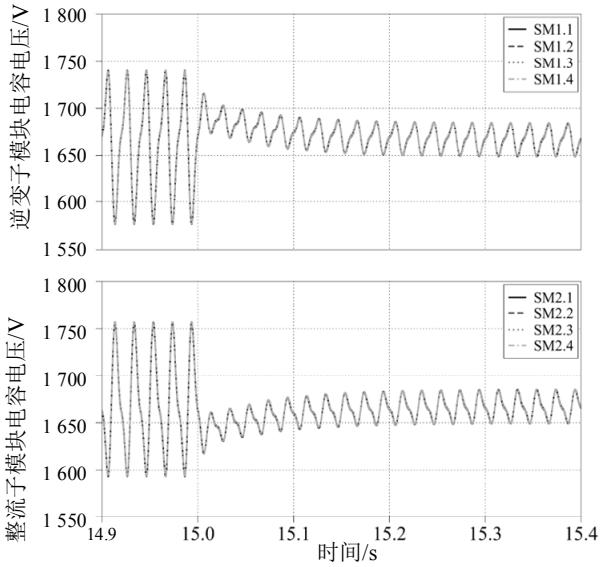
为模拟风速波动影响下的 MMC 运行工况，分别考虑阵风引起系统有功功率突变和风速缓慢变化引起的系统有功功率缓变两种情况。

假设由于阵风影响，风速由额定风速 10 m/s 突变为 6 m/s，系统有功将由 200 MW 突变为 43.2 MW，给出被测子模块工况测试结果如图 9 所示。

图 9(a)、(b)中在仿真时间 15 s 处风速发生突变，同时相应改变控制器参考值，电流发生器在 PIR 控制器的作用下调节测试电流，并迅速达到稳态。被测子模块电容电压则于 0.3 s 内建立新的平衡状态。



(a) 测试电流波形



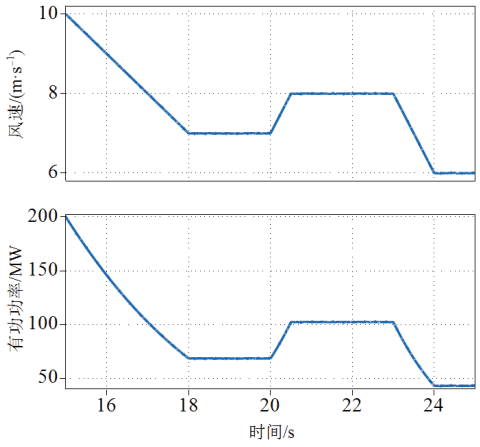
(b) 子模块电容电压波形

图 9　阵风影响下 MMC 子模块工况仿真波形

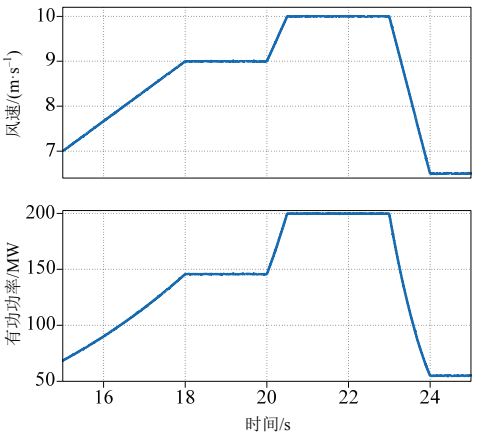
Fig.9　Simulation results for SMs of MMC under the influence of gust

图 9(a)中实线为测试电流，虚线为参考电流，同理由于模拟误差相对较小，最大电流纹波误差不超过 4.5%，因此图中两者基本重叠，说明测试系统的动态性能良好，能够满足阵风引起系统功率突变情况下 MMC 子模块的测试需求。同样的，由于图 9(b)的同一测试桥臂子模块的模拟工况相同，因此电容电压波形几乎重合。

本文展示了两种风速波动工况下的有功功率，如图 10(a)、(b)所示，测试前可根据根据被测模块实际所处的环境任意调整风速工况，从而实现丰富的测试工况。本文仅以图 10(a)工况为例，考虑风速的平均分量变化并叠加随机噪声分量，给出被测子模块工况测试结果，如图 11 所示。图 11(a)、(b)中测试电流和子模块电容电压随系统有功变化而跟随调整，截取仿真时间 17.5~18.5 s 波形进行观察，可以发现测试电流和子模块电容电压变化平缓，电流纹波始终得到控制，对风速波动影响下 MMC 子模块工况实现了较好的模拟效果。



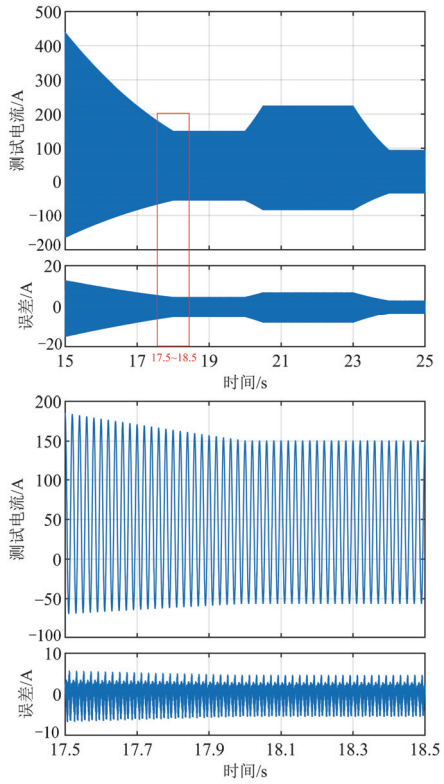
(a) 风速工况 1



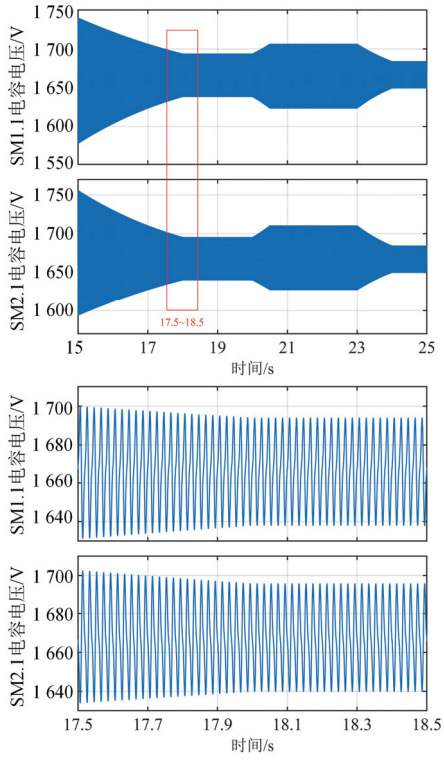
(b) 风速工况 2

图 10　风速和系统有功功率

Fig.10　Wind speed and active power of MMC



(a) 测试电流波形



(b) 子模块电容电压波形

图 11 风速波动影响下 MMC 子模块工况仿真波形

Fig.11 Simulation results for SMs of MMC under the influence of wind speed fluctuations

4 结论

本文提出了能够实现对海上风电柔直换流阀功率模块进行高效准确测试的综合平台。其电流发生器基于全桥结构，生成符合 MMC 桥臂电流的测试电流；测试电流控制器采用 PIR 控制，对包含直流和基频交流分量的桥臂电流进行追踪；子模块电容电压控制器采用 PI 控制，平衡了被测子模块组内子模块的电容电压。同时，测试平台可以根据实际风电场的风速数据调节控制器中关键电气特征的参考值，从而使得被测子模块的测试条件接近实际运行工况。相比于现有的测试方案，本文提出的综合测试平台具有以下特点：

1）实现了对运行在整流、逆变两种工况下的多个子模块同时测试，可根据实际需求灵活调整被测子模块数量，提高了测试效率及通用性。

2）测试桥臂采用反接对称结构，桥臂电压降落相互抵消，显著减低了对电流发生器直流电源工作电压的要求，测试系统适用范围广。

3）系统可针对风速波动引起的换流阀电气应力变化实时改变测试条件，并尽可能贴近实际运行工况，具有模拟精度高，响应速度快等优势。

参考文献 References

[1] 迟永宁，梁 伟，张占奎，等. 大规模海上风电输电与并网关键技术研究综述[J]. 中国电机工程学报，2016，36(14)：3758-3771.
CHI Yongning, LIANG Wei, ZHANG Zhankui, et al. An overview on key technologies regarding power transmission and grid integration of large-scale offshore wind power[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3758-3771.

[2] 刘淑军，郭 铸，黄伟煌，等. 海上风电柔性直流输电系统新型电压-频率控制策略[J]. 广东电力，2022，35(10)：12-19.
LIU Shujun, GUO Zhu, HUANG Weihuang, et al. New voltage/frequency control strategy in offshore wind power VSC-HVDC transmission system[J]. Guangdong Electric Power, 2022, 35(10): 12-19.

[3] 饶 宏，黄伟煌，郭 铸，等. 提升受端电网稳定性的主动支撑型柔性直流的形态、关键技术与展望[J]. 中国电机工程学报，2024，44(17)：6818-6831.
RAO Hong, HUANG Weihuang, GUO Zhu, et al. Grid-supporting VSC-HVDC for enhancing the stability of receiving-end power grid: forms, key technologies, and prospects[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(17): 6818-6831.

[4] 赵熙临，龚楚峰，付 波. 一种风电场经 VSC-HVDC 并网的 VSG 变参数负荷频率控制策略[J]. 高电压技术，2024，50(1)：117-126.
ZHAO Xilin, GONG Chufeng, FU Bo. A VSG variable-parameter load frequency control strategy for wind farms connected to the grid by VSC-HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 117-126.

[5] 袁志昌，郭佩乾，刘国伟，等. 新能源经柔性直流接入电网的控制与保护综述[J]. 高电压技术，2020，46(5)：1460-1475.
YUAN Zhichang, GUO Peiqian, LIU Guowei, et al. Review on control and protection for renewable energy integration through VSC-HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(5): 1460-1475.

[6] AMIN M, RYGG A, MOLIAS M. Self-Synchronization of Wind Farm in an MMC-Based HVDC System: A Stability Investigation[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(2): 458-470.

[7] YANG S, BRYANT A, MAWBY P, et al. An industry-based survey of reliability in power electronic converters[C]//2009 IEEE Energy Con-

version Congress and Exposition. [S.l.]: IEEE, 2009: 3151-3157.
[8] JI B, SONG X, WU H, et al. Integrated condition monitoring for vehicle-ready power modules[C]//2014 IEEE Conference and Expo Transportation Electrification Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific). [S.l.]: [s.n.], 2014: 1-6.
[9] 郝加兴，郝全睿，丁　磊. 基于序贯 Monte Carlo 模拟法的 MMC 系统可靠性分析和维修优化[J]. 中国电机工程学报，2024，44(24)：9796-9811.
HAO Jiaxing, HAO Quanrui, DING Lei. Reliability analysis and maintenance optimization of MMC system based on sequential Monte Carlo simulation method[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(24): 9796-9811.
[10] 王希平，李志刚，姚　芳. 考虑任务剖面的模块化多电平换流器可靠性评估方法研究[J]. 中国电机工程学报，2021，41(7)：2495-2507.
WANG Xiping, LI Zhigang, YAO Fang. Reliability assessment method for MMCs considering mission profile[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(7): 2495-2507.
[11] 朱雯清，赵西贝，熊　岩，等. 异构型换流器的多任务剖面可靠性分析方法[J]. 电力自动化设备，2024，44(4)：88-95.
ZHU Wenqing, ZHAO Xibei, XIONG Yan, et al. Multi-mission profile reliability analysis method for heterogeneous converters[J]. Electric Power Automation Equipment, 2024, 44(4): 88-95.
[12] ZHAO J, LEI W, LV G. Reliability analysis of modular multi-level converter system under different submodule topologies[C]//2020 4th International Conference on HVDC (HVDC). [S.l.]: [s.n.], 2020: 736-741.
[13] DIN EN 62501 VDE 0553-501：2010-04. 高压直流(HVDC)电力传输用电压源换流器(VSC)换流阀——电气试验[S]. 柏林：VDE Verlag，2010.
DIN EN 62501 VDE 0553-501: 2010-04. Voltage sourced converter (VSC) valves for high-voltage direct current (HVDC) power transmission—Electrical testing[S]. Berlin, Germany: VDE Verlag, 2010.
[14] JIANG S, MA K, CAI X, et al. Mission profile emulation for flexible number of submodules in modular multilevel converters with nearest level modulation[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(12): 11926-11935.
[15] MA K, LI E, YANG Y, et al. Control and design for mission profile emulator of individual submodule in CPS-PWM-based modular multilevel converter[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2021, 9(3): 3530-3539.
[16] JIANG S, MA K, CAI X. Self-circulating testing method for both rectifying and inverting submodules of modular multilevel converter with low DC supply voltage[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(8): 7795-7803.
[17] 赖　伟，陈民铀，冉　立，等. 老化试验条件下的 IGBT 失效机理分析[J]. 中国电机工程学报，2015，35(20)：5293-5300.
LAI Wei, CHEN Minyou, RAN Li, et al. Analysis of IGBT failure mechanism based on ageing experiments[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(20): 5293-5300.
[18] 李　辉，季海婷，秦　星，等. 考虑运行功率变化影响的风电变流器可靠性评估[J]. 电力自动化设备，2015，35(5)：1-8.
LI Hui, JI Haiting, QIN Xing, et al. Reliability evaluation considering operational active power variation of wind power converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(5): 1-8.
[19] 赵燕峰，曹国荣，蒋耀生，等. 风电变流器中 IGBT 的可靠性研究[J]. 电力电子技术，2011，45(8)：104-106.
ZHAO Yanfeng, CAO Guorong, JIANG Yaosheng, et al. The reliability of IGBTs used in the converter of wind power[J]. Power Electronics, 2011, 45(8): 104-106.
[20] HELD M, JACOB P, NICOLETTI G, et al. Fast power cycling test of IGBT modules in traction application[C]//Proceedings of Second International Conference on Power Electronics and Drive Systems. [S.l.]: [s.n.], 1997: 425-430.
[21] 吕　敬，蔡　旭，张占奎，等. 海上风电场经 MMC-HVDC 并网的阻抗建模及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2016，36(14)：3771-3781.
LYU Jing, CAI Xu, ZHANG Zhankui, et al. Impedance modeling and stability analysis of MMC-based HVDC for offshore wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3771-3781.
[22] SONG Q, LIU W, LI X, et al. A steady-state analysis method for a modular multilevel converter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(8): 3702-3713.
[23] TU Q, XU Z, XU L. Reduced switching-frequency modulation and circulating current suppression for modular multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(3): 2009-2017.
[24] 管敏渊，徐　政，屠卿瑞，等. 模块化多电平换流器型直流输电的调制策略[J]. 电力系统自动化，2010，34(2)：48-52.
GUAN Minyuan, XU Zheng, TU Qingrui, et al. Nearest level modulation for modular multilevel converters in HVDC transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(2): 48-52.
[25] 赵　昕，赵成勇，李广凯，等. 采用载波移相技术的模块化多电平换流器电容电压平衡控制[J]. 中国电机工程学报，2011，31(21)：48-55.
ZHAO Xin, ZHAO Chengyong, LI Guangkai, et al. Submodule capacitance voltage balancing of modular multilevel converter based on carrier phase-shifted SPWM technique[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(21): 48-55.
[26] PUCCI M, CIRRINCIONE M. Neural MPPT control of wind generators with induction machines without speed sensors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(1): 37-47.
[27] 张　凤，阎秀恪，兰宏光，等. 基于滑模控制的风机最大风能追踪[J]. 沈阳工业大学学报，2014，36(6)：625-630.
ZHANG Feng, YAN Xiuke, LAN Hongguang, et al. Maximum power point tracking of wind turbine based on sliding mode control[J]. Journal of Shenyang University of Technology, 2014, 36(6): 625-630.
[28] 苏勋文，徐殿国，杨荣峰，等. 双馈风电机组 MPPT 动态功率特性分析[J]. 电源学报，2017，15(3)：156-162.
SU Xunwen, XU Dianguo, YANG Rongfeng, et al. Dynamic power characteristic analysis of DFIG under MPPT[J]. Journal of Power Supply, 2017, 15(3): 156-162.
[29] 夏　玥，李　征，蔡　旭，等. 基于直驱式永磁同步发电机组的风电场动态建模[J]. 电网技术，2014，38(6)：1439-1445.
XIA Yue, LI Zheng, CAI Xu, et al. Dynamic modeling of wind farm composed of direct-driven permanent magnet synchronous generators[J]. Power System Technology, 2014, 38(6): 1439-1445.
[30] 陈鹤林，徐　政，唐　庚，等. 海上风电场 MMC-HVDC 并网系统暂态行为分析[J]. 电力系统自动化，2014，38(12)：112-118.
CHEN Helin, XU Zheng, TANG Geng, et al. Transient behavior analysis of offshore wind farm integration system with MMC-HVDC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(12): 112-118.
[31] 李恩溢，马　柯，蔡　旭. 模块化多电平换流器的子模块工况模拟测试方法[J]. 电力系统自动化，2021：1-15.
LI Enyi, MA Ke, CAI Xu. Operating condition simulation test method for sub-modules of modular multilevel converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(4): 132-142.
[32] MA K, HE B, XIN X, et al. Capacitor voltage control for mission profile emulator of submodule in modular multi-level converter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(11): 12355-12364.



谭令其(通信作者)
1991—，男，工学硕士，工程师
主要从事柔性直流输电技术、柔性直流换流阀功率模块试验技术相关研究及工程应用
E-mail: abctlk2724@163.com

TAN Lingqi
Corresponding author

收稿日期　2025-01-23　修回日期　2025-04-09　　编辑　陈　蔓