第 49 卷 第 1 期：51-60 高电压技术 Vol.49, No.1: 51-60
2023 年 1 月 31 日 High Voltage Engineering January 31, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20220672

用于全直流海上风电系统的单相混合型MMC直流变压器及其控制策略

杜 舒[1]，赵成勇[1]，冯谟可[1]，汤海雁[2]
（1. 华北电力大学新能源电力系统国家重点实验室，北京 102206;
2. 中国华能集团清洁能源技术研究院有限公司，北京 102209）

摘 要：全直流海上风电场是未来发展大规模远距离海上风电的重要手段之一，然而高变比大容量的直流变压器作为全直流海上风电场中的关键设备，其拓扑结构和控制方式仍有待深入研究。为此，提出了一种单相混合型模块化多电平换流器型直流变压器(single-phase hybrid modular multilevel converter DC transformer，SHMMC-DCT)，可以通过最近电平逼近控制实现超高变比的直流升压，并且令子模块电容电压在较低的开关频率下保持均衡。故障处理方面，提出混合子模块与耗能电阻结合的方式清除故障电流，可以代替价格高昂的直流断路器。最后，基于 PSCAD/EMTDC 搭建了采用 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统的仿真模型。结果表明，SHMMC-DCT 不仅能够可靠高效地送出风电场直流功率，而且可以在高压直流侧短路时快速阻断电流，验证了 SHMMC-DCT 拓扑及其控制策略的可行性。

关键词：海上风电；直流汇集和输送；直流变压器；最近电平逼近控制；故障阻断能力

Single-phase Hybrid MMC DC Transformer and Its Control Strategy for All-DC Offshore Wind Power System

DU Shu[1], ZHAO Chengyong[1], FENG Moke[1], TANG Haiyan[2]
(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China; 2. China Huaneng Group Clean Energy Research Institute, Beijing 102209, China)

Abstract: In the future, all-DC offshore wind farms will be one of the important means to develop large-scale long-distance offshore wind power. However, as DC transformer with high transformation ratio and large capacity is the key device in all-DC offshore wind farms, its topology and control methods still need to be further studied. Therefore, this paper proposes a single-phase hybrid modular multilevel converter DC transformer (SHMMC-DCT), which can realize DC boost with ultra-high transformation ratio and control the capacitor voltage balance of the sub-module at lower switching frequencies by using the nearest level approximation. In terms of fault handling, a combination of hybrid sub-modules and energy-dissipating resistors is proposed to remove the fault current and replace the high-cost DC circuit breaker. At last, the simulation model of the all-DC offshore wind power system using SHMMC-DCT is built based on PSCAD/EMTDC. The results show that the SHMMC-DCT can not only deliver the DC power of the wind farm reliably and efficiently, but also quickly block the circuit current when the high-voltage DC side is short-circuited, which verifies the feasibility of the SHMMC-DCT topology and its control strategy.

Key words: offshore wind farm; DC collection and transmission; DC transformer; nearest level approximation control; fault blocking capability

0 引言

我国海上风电资源丰富，同时具有运行效率高、输电距离短、就地消纳方便、占用土地少、适宜大规模开发等特点，在“双碳”背景下，海上风电将成为我国大力发展可再生能源的方向之一[1]。随着海上风电朝着大容量、深远海化发展，风电汇集环节交流海缆长度也随之增加，其无功和过电压问题愈发凸显。因此，交流汇集和送出方案存在较为严重的海缆无功充放电问题，可能导致海上风电

基金资助项目：华能集团总部科技项目(海上风电与智慧能源系统科技专项(一期))(HNKJ20-H88)。
Project supported by Science and Technology Project of Huaneng Group Headquarters (Offshore Wind Power and Intelligent Energy System Technology Special Project (Phase I)) (HNKJ20-H88).

场并网点电压以及载流量控制困难[2]。基于直流汇集−直流送出的全直流海上风电系统可以规避这一问题，同时省去笨重的工频变压器，降低海上平台的质量和体积，具有非常广阔的发展前景[3-4]。

对于全直流海上风电系统而言，根据汇集系统的结构不同，风电组网方式主要有直流并联组网[5]、直流串联组网[6-7]与直流串并联混合组网[8-9]这 3 种组网方式。无论采用何种组网方式，为实现海上风能的高效汇集和送出，DC/DC 变换器都是其中的关键设备。在海上风电场景中，基于 Boost 电路、Buck 电路等的中低电压、小功率直流变压器并不适用。因此，需要研究高压、高变比、大容量的 DC/DC 变换器。按照是否具备电气隔离功能，DC/DC 变换器可以分为 2 大类[10]：

一类是隔离型 DC/DC 变换器，其结构中包含高频交流变压器，能够有效隔离故障。隔离型变换器的升压方式主要包含 2 种，一种使用电力电子直流变压器串并联升压，例如双有源桥电力电子变压器[11]、谐振式电力电子变压器[12]等；另一种采用背靠背结构，将电能先逆变、再整流，从而实现直流电压的抬升，例如逆变和整流环节都采用模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)结构的直流变压器[13]、逆变采用电网换相换流器(line commutated converter，LCC)结构而整流采用三相 MMC 子模块作为下桥臂的直流变压器[14]等。隔离型直流变压器都包含交流环节，功率传输需要经过 2 次全功率的逆变−整流过程，导致电力电子器件数目过多，电能损耗较大，体积较大、成本较高。

另一类是非隔离型直流变压器，其不同直流电压等级间存在着直接的电气联系，拓扑类型更为多样。较为典型的是，文献[15-16]通过将传统的面对面型三相 MMC 在直流侧相串联构造出自耦型直流变压器，利用直接的电气连接传输部分功率，减少了子模块数量，但仍需占地较大的交流变压器，并需考虑直流电压偏置与绝缘应力。文献[17-18]基于经典 Buck-Boost 电路原理，将采用基于器件串联的换流阀组作为换流开关，利用基于子模块级联的容性储能桥臂替换储能电感，开关器件数量少，具有成本低、效率高以及体积质量小的优势，但由于电路原理是通过控制子模块的充放电实现直流升压的，因此对于高变比的场合适用性较低。文献[19-20]提出集电器概念的直流变压器，采用 MMC 子模块同时进行能量汇集与级联升压，可省去海上升压站，但这也增加了风电机组所在海上平台的建设成本，同时需要对保护配置做出相应的改变，且文章中采用的子模块电容较大、开关频率较高，对直流侧的故障分析处理较少。

综上所述，对于全直流海上风电系统来说，隔离型直流变压器需要 2 次全功率变换环节，电能损耗较大，非隔离型直流变压器所需器件较少，体积较小，但满足高压高变比大容量需求的直流变压器拓扑仍需进一步研究。因此，本文在[19-20]的研究基础上提出非隔离型单相混合型模块化多电平换流器型直流变压器(single-phase hybrid modular multi-level converter DC transformer，SHMMC-DCT)拓扑，介绍了其工作原理、参数设计以及运行控制方法，并通过仿真与实验研究验证了该拓扑的有效性。

1 SHMMC-DCT 结构与工作原理

基于 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统示意图如图 1 所示，图 1 中，I_{in1} 为子模块 1 的输入电流，U_{c1}、U_{c2}、U_{cM} 分别为子模块 1、子模块 2、子模块 M 对应的电容电压，U_{h1}、U_{h2}、U_{hM} 分别为子模块 1、子模块 2、子模块 M 的输出电压，L 为直流变压器滤波电感，I_{dc} 为高压直流电流，U_H 为高压直流电压。SHMMC-DCT 用于全直流海上风电系统中时，每个子模块的输入端都与一台直流风电机组、或者是利用多端口电力电子直流变压器初步汇集之后的多台风电机组相连[21]，所有子模块的输出端直接串联实现升压，经过平波电抗器后，向电网送出高压直流功率。SHMMC-DCT 采用模块化多电平直流输电技术中的半桥子模块(half bridge sub-module，HBSM)与全桥子模块(full bridge sub-module，FBSM)[22]混合，在具备故障阻断能力的同时，可节约器件成本。

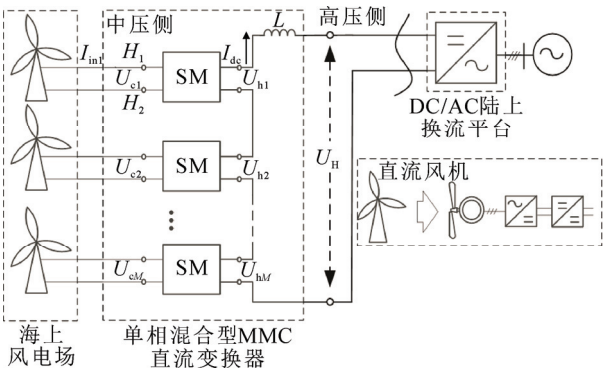


图 1 基于 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统

Fig.1 The all-DC offshore wind farm system based on SHMMC-DCT

半桥子模块与全桥子模块的工作状态如图 2 所示，图 2 中，I_c、U_c 分别为子模块电容电流、电容电压。在 SHMMC-DCT 正常运行时，全桥子模块工作在半桥模式下，各个子模块控制方式相同。其工作状态和触发信号的关系如下：

1）当开关管 T_1 和 T_4 导通、T_2 和 T_3 关断时，全桥子模块处于“正投入”状态，如图 2(a)所示，输出电压为+U_c，类似地，半桥子模块 T1 导通、T2 关断，如图 2(e)所示。

2）当开关管 T_1 和 T_4 关断、T_2 和 T_3 导通时，全桥子模块处于“负投入”状态，如图 2(b)所示，输出电压为−U_c。

3）当开关管 T_1 和 T_3 关断、T_2 和 T_4 导通或者 T_3 和 T_4 关断、T_1 和 T_3 导通时，如图 2(c)所示，子模块处于“切除”状态，输入功率暂时存储在子模块电容上，类似地，半桥子模块 T_1 关断、T_2 导通，如图 2(f)所示。

4）当开关管 T_1、T_2、T_3、T_4 都关断时，如图 2(d)所示，子模块处于“闭锁”状态，不是正常运行状态，一般用于清除故障或系统启动。

系统稳定运行时，各子模块轮换工作在“正投入”状态和“切除”状态，利用子模块电容 “切除”状态储存电能、“正投入”状态释放电能的能力，来实现直流功率的传递，单个子模块的工作波形如图 3 所示。

在时间段 t_0~t_1 内，子模块处于“切除”状态，电流流入电容，电容中存储的电能增加 ΔW_1，电容电压上升，忽略损耗，ΔW_1 如式(1)所示。

$$\Delta W_1 = P_{\text{in}}(t_1 - t_0) = \frac{CU_{\text{c,max}}^2}{2} - \frac{CU_{\text{c,min}}^2}{2} \approx C U_{\text{cN}}(U_{\text{c,max}} - U_{\text{c,min}}) \tag{1}$$

式中：P_{in} 为风机的发出功率，在忽略损耗的条件下可以看作子模块的输入功率；$U_{\text{c,max}}$、$U_{\text{c,min}}$ 为子模块电容电压在一个开关周期 T_s 中的最大值、最小值；U_{cN} 为子模块电容电压 U_c 的额定值。

在时间段 t_1~t_2 内，子模块处于“正投入”状态，电流从子模块电容中流出，释放的电能为 ΔW_2，电容电压下降，忽略损耗，ΔW_2 如式(2)所示，子模块电容电流 I_c 如式(3)所示。

$$\Delta W_2 = P_{\text{in}}(t_2 - t_1) = I_{\text{in}} U_{\text{cN}}(t_2 - t_1) = (I_{\text{dc}} + I_{\text{c}}) U_{\text{cN}}(t_2 - t_1) \tag{2}$$

$$I_{\text{c}} = C\frac{\text{d}U_{\text{c}}}{\text{d}t} = C\frac{U_{\text{c,min}} - U_{\text{c,max}}}{t_2 - t_1} \tag{3}$$

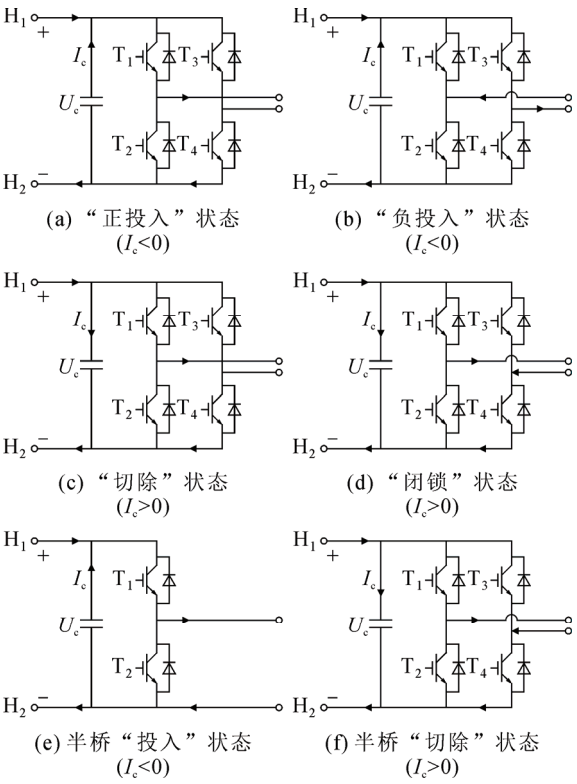


图 2　半桥子模块与全桥子模块的工作状态

Fig.2　The working status of the half-bridge sub-module and the full-bridge sub-module

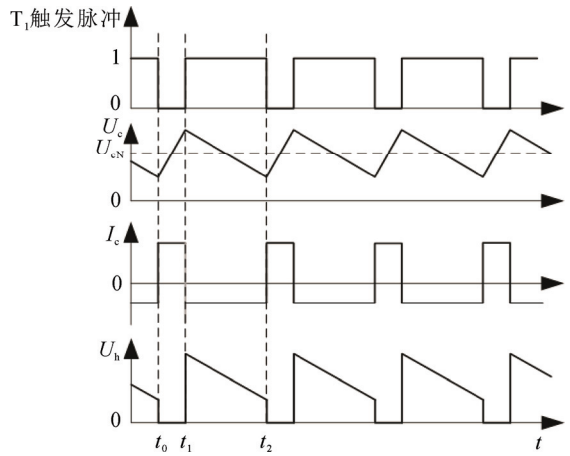


图 3　单个子模块的稳态工作波形

Fig.3　Steady-state working waveform of a single SM

式中：I_{in} 为流进子模块的电流；I_{dc} 为高压侧直流电流。

由式(1)—式(3)得一个开关周期 T_s 中子模块输送的电能为

$$\Delta W = \Delta W_1 + \Delta W_2 = I_{\text{dc}} U_{\text{cN}}(t_2 - t_1) = P_{\text{in}} T_{\text{s}} \tag{4}$$

因此，第 i 个子模块的占空比 D_i 可表示为

$$D_i = \frac{t_2 - t_1}{T_{\text{s}}} = \frac{P_{\text{in},i}}{I_{\text{dc}} U_{\text{cN}}} = \frac{P_{\text{in},i}}{\sum_{i=1}^{M} P_{\text{in},i}} \frac{U_{\text{H}}}{U_{\text{cN}}} = \frac{nP_{\text{in},i}}{MP_{\text{avg}}} \tag{5}$$

式中：$P_{\text{in},i}$为第 i 台风机发出功率；P_{avg}为风电场中风机发出功率的平均值；M 表示风机台数。

由于 $0<D_i<1$，因此 $P_{\text{in},i}$需要满足

$$P_{\text{in},i} < \frac{M}{n} P_{\text{avg}} \tag{6}$$

式中：M 为风机的数目，同时也是子模块的数目；n 为投入的子模块数目。

由于 SHMMC-DCT 高压侧为子模块串联而成，因此高压直流电压 U_{H}为 M 个子模块输出电压之和，表达式为

$$U_{\text{H}} = \sum_{i=1}^{M} U_{\text{h}i} \tag{7}$$

式中，$U_{\text{h}i}$为第 i 个子模块的输出电压。

假设第 i 个子模块的开关状态为 S_i，结合图 1 可得

$$U_{\text{h}i} = S_i U_{ci} \tag{8}$$

$$S_i = \begin{cases} 1, \text{子模块处于“正投入”状态} \\ 0, \text{子模块处于“切除”状态} \end{cases} \tag{9}$$

式中，U_{ci}为第 i 个子模块的电容电压。

由式(8)和式(9)可得

$$U_{\text{H}} = \sum_{i=1}^{M} S_i U_{ci} = n U_{\text{cN}} \tag{10}$$

由上述推导可以看出，在风机发出功率满足不等式 (6) 的约束条件下，一旦 $U_{\text{H}}(U_{\text{c}})$给定，则 SHMMC-DCT 可通过改变全桥子模块的开关状态来控制 $U_{\text{c}}(U_{\text{H}})$。由于风电场中的尾流效应，因此每台风机发出的功率往往存在一定的差异，而投入的子模块比例 n/M 越大，对风机间功率不均的包容性就越差，但随着 n/M 的减小，高压侧电压下降，而输电线路的载流量增加，损耗也随之增加。另外，海上风电场地势平坦，风速差异相对陆上较小，风机间发出功率较为均衡，因此通过合理的参数设计即可实现 SHMMC-DCT 对海上风电可靠、高效地送出。

2 基于 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统方案与参数设计

2.1 全直流海上风电系统方案

为满足风电机组工作在最大功率点跟踪(maximum power point tracking，MPPT)的需求，需要通过陆上换流站来控制高压侧的直流电压，SHMMC-DCT 可以通过最近电平逼近控制来改变中压侧直流电压的大小，即子模块电容电压大小，基于此方案的全直流海上风电系统控制方案如图 4 所示，图 4 中，U_{w}为风机机侧换流器端口电压。机侧换流器(machine side converter，MSC)采用 MPPT 控制，网侧换流器(grid side converter，GSC)采用定 U_{w} 控制，SHMMC-DCT 采用定 U_{c} 控制，陆上换流站采用定 U_{H} 控制。

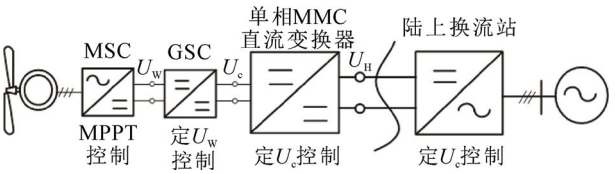


图 4 全直流海上风电场整体控制方案

Fig.4 Overall control scheme of all-DC offshore wind farm

2.2 SHMMC-DCT 控制策略

2.2.1 正常运行下 SHMMC-DCT 子模块电容电压控制方式

在海上风电场中，不同位置的风电机组所处的风速往往存在差异，而在最大功率跟踪控制下，不同风速也就意味着风电机组送出的功率不同，对于 SHMMC-DCT 而言，倘若不采取有效的控制措施，就会导致子模块电容电压间存在较大偏差，从而严重影响系统的稳定运行，因此本文采用最近电平逼近控制解决风电机组间功率不均衡的问题。

对于三相 MMC 换流器而言，主要有脉冲宽度调制(pulse width modulation，PWM)和最近电平逼近[23]这 2 种调制方式。本文借鉴三相 MMC 换流器的最近逼近调制策略，通过测得的 U_{H} 和给定的子模块电容电压 U_{cN}，根据式(12)取整得到子模块投入个数 n；通过排序控制相应子模块的投切，并保持子模块电容电压平衡。一方面，相比采用 PWM，最近电平逼近控制适用于子模块数量较多的场合，可以有效降低开关频率，减小损耗；另一方面，子模块电容电压的波动与电容的大小有直接关系[24]，可以通过改变保持因子来控制子模块电容电压的波动幅值，进而选择合适的子模块电容参数，减小直流变压器的体积和质量，降低建设成本。

2.2.2 高压直流侧故障下 SHMMC-DCT 子模块电容电压控制策略

直流故障中主要分为单极接地故障和双极短路故障，其中单极接地故障发生时，理论上只是改变了直流系统电位参考点的位置，而正负极间直流电压保持不变，两端系统仍可以在一段时间内正常输送功率。相比单极接地故障，双极短路故障对系统的影响更为严重[25]，因此本文以双极短路故障为

例进行分析处理。

故障发生后，将全桥子模块转为“负投入”状态，阻断直流电流，之后将子模块转为零电压模式，即子模块均处于“切除”状态，若故障为瞬时故障，则恢复正常运行;若是没有没有恢复正常运行状态，则判断为永久性故障，子模块闭锁。另外，考虑到风电机组故障穿越的需要，在中压直流线路上风机侧加装耗能电阻撬棒电路，如图 5 所示。当子模块电容电压超过阈值时，全控型器件导通，投入撬棒电路，耗能电阻并入电容两侧，消耗多余的电能，进而稳定子模块电容电压。

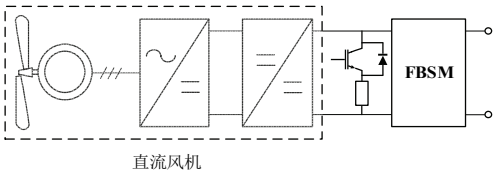


图 5　耗能电阻撬棒电路

Fig.5　Power dissipation resistor crowbar circuit

2.3　关键参数设计

2.3.1　SHMMC-DCT 子模块投入比例

假定 SHMMC-DCT 投入的子模块比例 n/M 为 k，则输电线路的损耗为

$$P_{\mathrm{L}}=I_{\mathrm{dc}}^{2}R=\frac{P_{\mathrm{avg}}^{2}R}{k^{2}U_{\mathrm{cN}}^{2}} \tag{11}$$

式中，R 为线路电阻。

半导体器件导通损耗 P_{con} 与开关损耗 P_{sw} 均与流经半导体器件的电流平均值 i_{avg}、电流有效值 i^{2}_{rms} 相关[26]，其表达式分别为：

$$P_{\mathrm{con}}=V_{0}i_{\mathrm{avg}}+R_{0}i_{\mathrm{rms}}^{2} \tag{12}$$

$$P_{\mathrm{sw}}=f_{\mathrm{sw}}(a+bi_{\mathrm{avg}}+ci_{\mathrm{rms}}^{2}) \tag{13}$$

式中：V_0 和 R_0 为半导体器件导通特性曲拟合参数；参数 a、b、c 为半导体器件损耗与集电极电流(二极管为导通电流)的二次多项式拟合参数；f_{sw} 为开关频率。

SHMMC-DCT 中半导体器件的电流平均值 i_{avg}、电流有效值 i_{rms} 以及高压侧直流电流 I_{dc} 的表达式分别为：

$$i_{\mathrm{avg}}=kI_{\mathrm{dc}} \tag{14}$$

$$i_{\mathrm{rms}}=\sqrt{\frac{1}{T_{\mathrm{s}}}\int_{0}^{kT_{\mathrm{s}}}I_{\mathrm{dc}}^{2}\mathrm{d}t}=\sqrt{k}I_{\mathrm{dc}} \tag{15}$$

$$I_{\mathrm{dc}}=\frac{P_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{H}}}=\frac{P_{\mathrm{dc}}}{nU_{\mathrm{cN}}}=\frac{P_{\mathrm{dc}}}{kMU_{\mathrm{cN}}} \tag{16}$$

其中：

$$P_{\mathrm{con}}=V_{0}\frac{P_{\mathrm{dc}}}{MU_{\mathrm{cN}}}+\frac{R_{0}P_{\mathrm{dc}}^{2}}{k(MU_{\mathrm{cN}})^{2}} \tag{17}$$

$$P_{\mathrm{sw}}=f_{\mathrm{sw}}(a+\frac{bP_{\mathrm{dc}}}{MU_{\mathrm{cN}}}+\frac{cP_{\mathrm{dc}}^{2}}{k(MU_{\mathrm{cN}})^{2}}) \tag{18}$$

由式(18)可以看出，在传输功率和子模块电容电压一定的情况下，子模块投入比例直接影响着系统损耗的大小，k 越小，损耗越大，但 k 同时决定着对风机发出功率差异的包容程度。考虑在风电场尾流效应的影响下，单台风机发出功率可超出风电场的平均功率 30%左右[27]，因此选择子模块投入比例 k 为 75%，使风机功率可超出平均功率 33.3%，避免系统产生过多损耗。

2.3.2　SHMMC-DCT 子模块电容参数

从经济性来看，子模块电容参数的大小直接影响着 SHMMC-DCT 的体积和质量，进而影响海上换流平台的建设成本。从系统的可靠性来看，电容的大小也决定着子模块电容电压的波动程度。

忽略损耗，由式(1)、式(2)得

$$C\approx\frac{P_{\mathrm{in}}(t_{1}-t_{0})}{U_{\mathrm{cN}}(U_{\mathrm{c,max}}-U_{\mathrm{c,min}})} \tag{19}$$

所以子模块电容应当满足

$$C\geq\frac{P_{\mathrm{w}}(1-D)T_{\mathrm{s}}}{2\varepsilon U_{\mathrm{cN}}^{2}} \tag{20}$$

其中

$$\varepsilon=\frac{\Delta U_{\mathrm{c}}}{U_{\mathrm{cN}}}=\frac{\max\left\{\left|U_{\mathrm{c,\,max}}-U_{\mathrm{cN}}\right|,\left|U_{\mathrm{c,\,min}}-U_{\mathrm{cN}}\right|\right\}}{U_{\mathrm{cN}}} \tag{21}$$

式中：P_{w} 为风机的额定功率；D 为风机发出额定时 SHMMC-DCT 中子模块的占空比；T_{s} 为开关周期；ε 为子模块电容电压的波动率。

2.3.3　SHMMC-DCT 全桥子模块比例

为了保证在故障发生时，SHMMC-DCT 可以有效关断直流故障电流，全桥子模块的数目必须满足：

$$M_{\mathrm{H}}U_{\mathrm{cN}}+M_{\mathrm{F}}U_{\mathrm{cN}}\geq U_{\mathrm{dc}} \tag{22}$$

$$M_{\mathrm{H}}U_{\mathrm{cN}}-M_{\mathrm{F}}U_{\mathrm{cN}}\leq 0 \tag{23}$$

$$M_{\mathrm{H}}+M_{\mathrm{F}}=M \tag{24}$$

式中：M_{H} 为半桥子模块的数目；M_{F} 为全桥子模块的数目。

因此，全桥子模块比例应当超过 50%，同时考虑到对故障清除时间的影响[28]，本文采用 75%的全桥子模块比例。

3 仿真分析与验证

为验证单相基于 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统的有效性，本文基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建了包含 40 个风机单元、额定容量为 400 MW 的全直流海上风电仿真系统，主要参数见表 1。

为加快仿真速度，采用由功率控制的受控电流源模型来代替风力机和 MSC，如图 6 所示。第 1 级直流变换采用双有源桥式电力电子变压器的电磁暂态模型[11]，如图 7 所示。第 2 级直流变换为 SHMMC-DCT，陆上逆变站采用三相 MMC 换流器。在运行控制方面，受控电流源采用 PI 控制方式来定直流功率，双有源桥式电力电子变压器采用传统的单重移相控制来定 MSC 端口直流电压 U_w，SHMMC-DCT 采用最近电平逼近控制来定 U_c，陆上逆变器采用 *d-q* 解耦控制 U_H 和交流侧无功功率。

3.1 风电机组间功率均衡

假设风电机组间功率均衡，风电场中每台机组发出功率一致为 10 MW，当系统稳定运行时，得到仿真结果如图 8 所示。

由图 8 中的仿真波形可以看出，SHMMC-DCT 可以实现直流功率汇集和送出。经统计，通过最近电平逼近控制方式可以将子模块电容电压波动控制在±10%以内，子模块开关频率控制在 528 Hz 左右，同时也可以平稳控制风机端口电压，使其波动在±4%以内，从而为风机工作在 MPPT 模式下提供前提条件。

3.2 风电机组间功率不均衡

在实际工程中，不同位置的风电机组所处的风速不同，发出的功率往往存在一些差异，在风电机组间发出功率满足约束的情况下，假定仿真中风电机组 1、2、3 发出功率参考值如图 9(a)所示，其余风电机组运行情况同机组 2，仿真结果如图 9(b)—图 9(f)所示。

从上述仿真结果来看，风机发出功率变化后，SHMMC-DCT 送出的直流功率也发生相应的变化，又因为 U_H 由岸上换流器提供且保持不变，网侧电压也由岸上电网确定，所以 I_{dc}、网侧电流 I_{ac} 随直流功率变化而发生变化，同时 SHMMC-DCT 可保持子模块电容电压波动不超过 10%。

3.3 高压直流线路发生两极短路永久性故障

假设风电机组间功率均衡，在 t=1.2 s 时系统高压直流线路上发生两极短路永久性故障，仿真结果

表 1 仿真模型的主要电气参数

Table 1 Main electrical parameters of simulation model

符号	含义	数值
U_w	MSC 端口电压/kV	5
P_w	风电机组额定功率/MW	10
C_w	GSC 机侧电容/F	1.8×10^{-3}
L_w	GSC 机侧滤波电感/H	2.5×10^{-3}
L_c	GSC 网侧滤波电感/H	1×10^{-2}
f_w	GSC 频率/Hz	500
N_w	GSC 变比	5:5
R_w	耗能电阻/Ω	1.5
C	子模块电容/F	1.8×10^{-3}
U_c	子模块电容电压/kV	5
U_H	高压侧电压/kV	150
k	子模块投入比例/%	75
M_H	半桥子模块数目	10
M_F	全桥子模块数目	30
L	直流变压器滤波电感/H	0.4
C_H	直流变压器滤波电容/F	6.5×10^{-6}
f	陆上换流器开关频率/Hz	400
U_{ac}	陆上电网交流电压/kV	100
T_p	仿真步长/s	1×10^{-4}

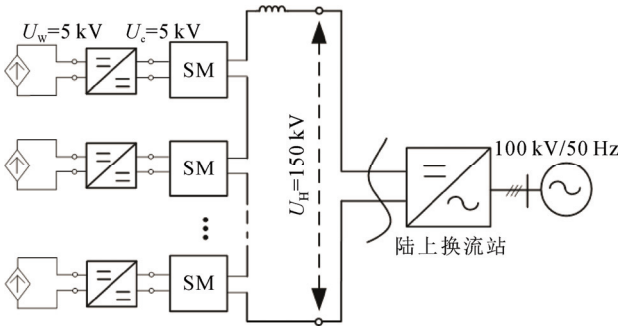


图 6 全直流海上风电系统仿真模型

Fig.6 Simulation model of all-DC offshore wind powersystem

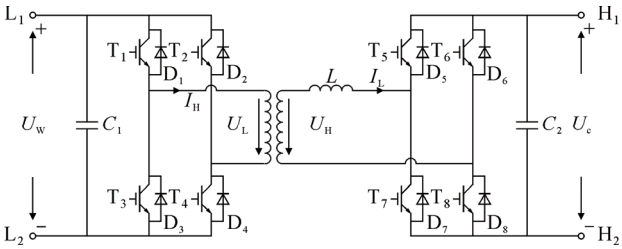
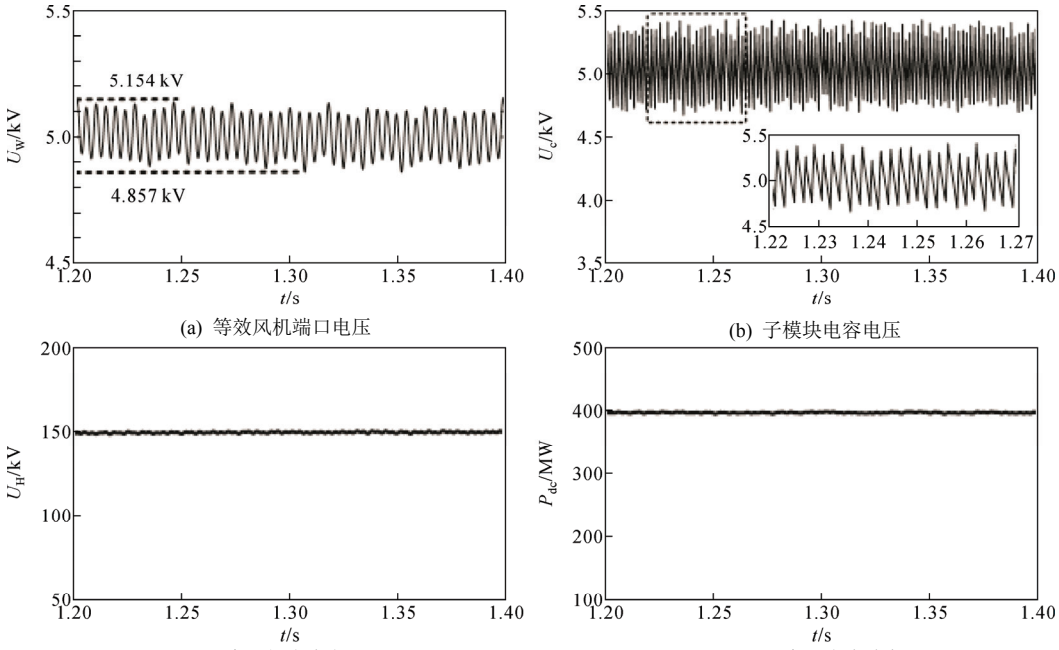


图 7 双有源桥式电力电子变压器结构示意图

Fig.7 Schematic diagram of double active bridge power electronic transformer structure

如图 10 所示，图 10(d)中 U_{cF}、U_{cH} 分别为全桥子模块、半桥子模块的电容电压。

由仿真波形可以看出，当高压直流线路发生双极永久性短路故障后，SHMMC-DCT 可以快速关断直流电流，同时投入耗能电阻撬棒电路，使子模块电容电压不超过额定电压的 30%，进而满足风电机

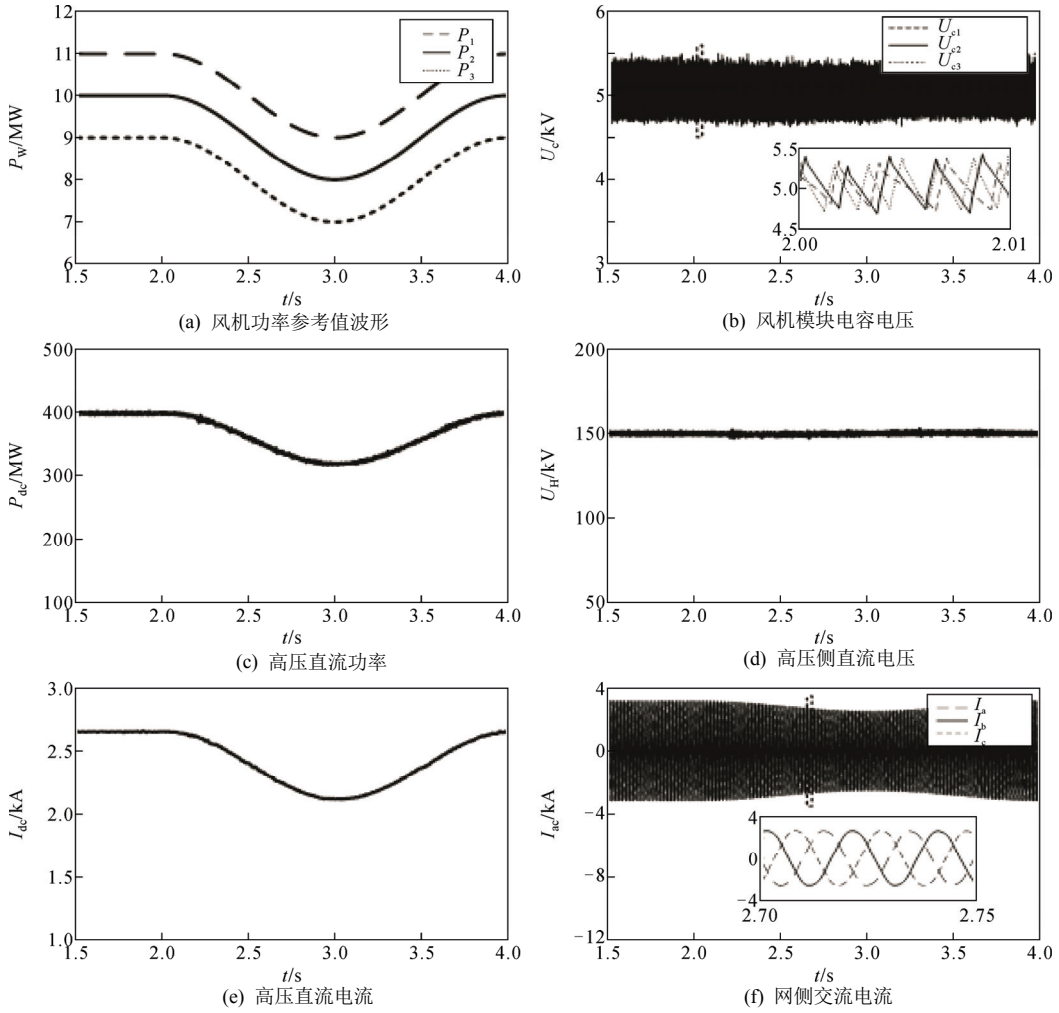


(a) 等效风机端口电压　(b) 子模块电容电压

(c) 高压侧直流电压　(d) 高压直流功率

图 8　风电机组间功率均衡时仿真波形

Fig.8　Simulation waveforms when power is equalized between wind turbines



(a) 风机功率参考值波形　(b) 风机模块电容电压

(c) 高压直流功率　(d) 高压侧直流电压

(e) 高压直流电流　(f) 网侧交流电流

图 9　风电机组间功率不均衡时仿真波形

Fig.9　Simulation waveforms when power is not balanced among wind turbines

组故障穿越的需要。仿真结果验证了所提出的直流变压器控制策略的有效性。

3.4 高压直流线路发生两极短路瞬时性故障

假设风电机组间功率均衡，在 t=1.2 s 时系统高压直流线路上发生两极短路瞬时性故障，持续 0.1 s，仿真结果如图 11 所示。

由仿真波形可以看出，对于瞬时性故障而言，基于 SHMMC-DCT 的全直流海上风电系统能够在 0.3 s 内快速恢复正常运行，进一步验证了所提出的直流变压器控制策略的正确性。

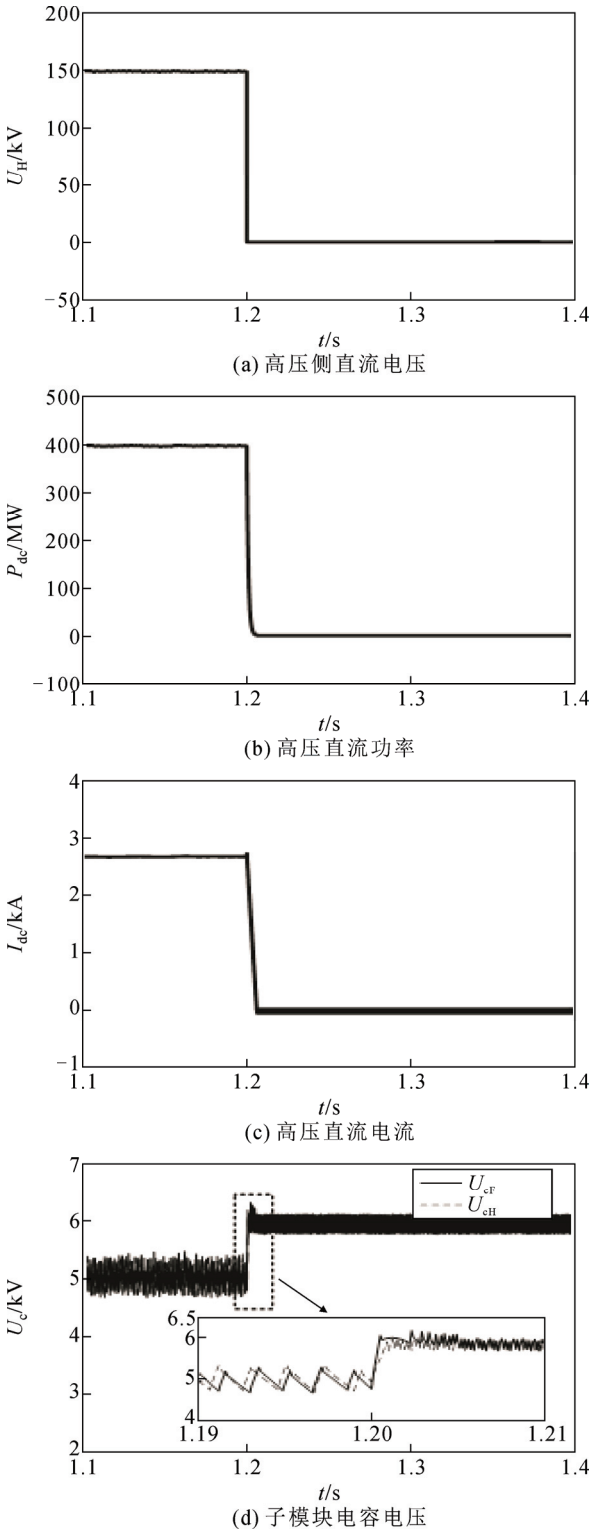


图 10 永久性短路故障的仿真波形

Fig.10 Simulation waveforms of permanent short circuit fault

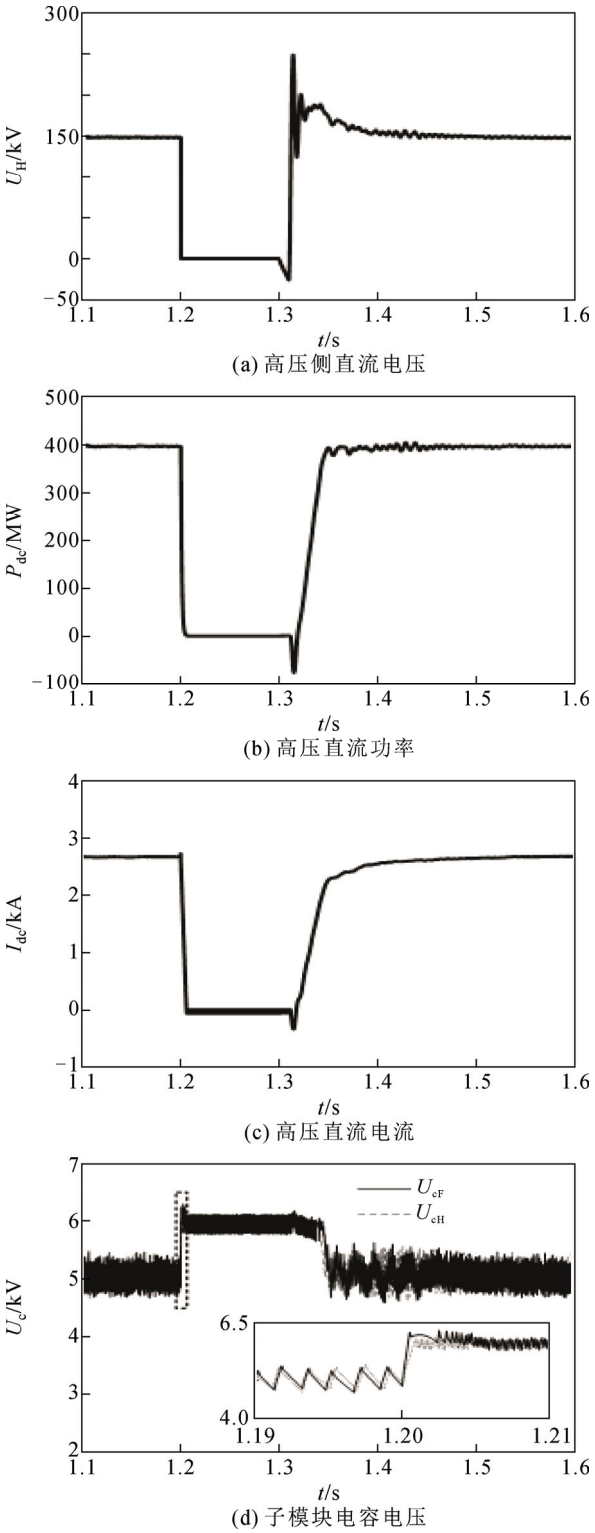


图 11 瞬时性短路故障的仿真波形

Fig.11 Simulation waveforms of transient short-circuit fault

4　结论

文章基于半桥与全桥子模块混合，介绍了 SHMMC-DCT 的工作原理与约束条件，提出了相应的控制策略和参数设计，利用全桥子模块结合耗能电阻撬棒电路实现高压直流瞬时性故障时风电机组的无闭锁故障穿越，提高了系统的可靠性，降低了系统的建设成本，最后通过仿真实验证明了所提拓扑以及控制策略的有效性，仿真结果表明：

1）SHMMC-DCT 可以实现功率的多端口输入，无需笨重的交流变压器和大容量滤波电感，具有成本低、效率高、变比高以及体积质量小的优势，为全直流海上风电的发展提供了一种参考方案。

2）采用引入保持因子的最近电平逼近控制方式降低开关频率，当风机间功率不均衡时，SHMMC-DCT 可以相应地控制子模块的导通时间，从而保持子模块电容电压稳定。

3）利用全桥子模块的故障电流阻断能力，通过子模块“负投入”以及之后的“切除”状态，可以实现无闭锁故障穿越，从而缩短系统的恢复时间。

文中提出的 SHMMC-DCT 及其控制方法除了用于全直流海上风电场中，也可以实现风电、光伏之类的分布式新能源的汇集和送出，另外，其多端口的特性也可以实现不同直流电压等级的互联。

参考文献　References

[1] 刘吉臻，马利飞，王庆华，等. 海上风电支撑我国能源转型发展的思考[J]. 中国工程科学，2021，23(1)：149-159.
LIU Jizhen, MA Lifei, WANG Qinghua, et al. Offshore wind power supports China’s energy transition[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(1): 149-159.

[2] EL-SHIMY M. Reactive power management and control of distant large-scale grid-connected offshore wind power farms[J]. International Journal of Sustainable Energy, 2013, 32(5): 449-465.

[3] 姚　钢，杨浩猛，周荔丹，等. 大容量海上风电机组发展现状及关键技术[J]. 电力系统自动化，2021，45(21)：33-47.
YAO Gang, YANG Haomeng, ZHOU Lidan, et al. Development status and key technologies of large-capacity offshore wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(21): 33-47.

[4] 江道灼，谷泓杰，尹　瑞，等. 海上直流风电场研究现状及发展前景[J]. 电网技术，2015，39(9)：2424-2431.
JIANG Daozhuo, GU Hongjie, YIN Rui, et al. research status and developing prospect of offshore wind farm with pure DC systems[J]. Power System Technology, 2015, 39(9): 2424-2431.

[5] AN F, ZHAO B, CUI B, et al. Multi-functional DC collector for future all-DC offshore wind power system: concept, scheme, and implement[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(8): 8134-8145.

[6] RONG F, WU G P, LI X, et al. ALL-DC offshore wind farm with series-connected wind turbines to overcome unequal wind speeds[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(2): 1370-1381.

[7] GUO H, LAM S. Fault analysis and protection of a series-DC collection and transmission system[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2018, 54(5): 5417-5428.

[8] BAHIRAT H J, MORK B A. Operation of DC series-parallel connected offshore wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(2): 596-603.

[9] ZHANG H B, GRUSON F, RODRIGUEZ D M F, et al. Overvoltage limitation method of an offshore wind farm with DC series-parallel collection grid[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(1): 204-213.

[10] 蔡　旭，杨仁炘，周剑桥，等. 海上风电直流送出与并网技术综述[J]. 电力系统自动化，2021，45(21)：2-22.
CAI Xu, YANG Renxin, ZHOU Jianqiao, et al. Review on offshore wind power integration via DC transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(21): 2-22.

[11] 高晨祥，丁江萍，许建中，等. 输入串联输出并联型双有源桥变换器等效建模方法[J]. 中国电机工程学报，2020，40(15)：4955-4964.
GAO Chenxiang, DING Jiangping, XU Jianzhong, et al. Equivalent modeling method of input series output parallel type dual active bridge converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4955-4964.

[12] 刘建强，赵　楠，孙帮成，等. 基于 LLC 谐振变换器的电力电子牵引变压器控制策略研究[J]. 电工技术学报，2019，34(16)：3333-3344.
LIU Jianqiang, ZHAO Nan, SUN Bangcheng, et al. Research on control strategy of power electronic traction transformer based on LLC resonant converter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(16): 3333-3344.

[13] KENZELMANN S, RUFER A, DUJIC D, et al. Isolated DC/DC structure based on modular multilevel converter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(1): 89-98.

[14] ZHAO X D, LI B B, ZHANG B X, et al. A high-power step-up DC/DC converter dedicated to DC offshore wind farms[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(1): 65-69.

[15] LIN W X, WEN J Y, CHENG S J. Multiport DC–DC autotransformer for interconnecting multiple high-voltage dc systems at low cost[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(12): 6648-6660.

[16] 杨之翰，李梦柏，向　往，等. 基于无闭锁直流自耦变压器的 LCC-HVDC 与 VSC-HVDC 互联系统[J]. 电工技术学报，2018，33(增刊 2)：499-510.
YANG Zhihan, LI Mengbo, XIANG Wang, et al. Research on the interconnection system of VSC-HVDC and LCC-HVDC based on un-interrupted DC-DC autotransformer[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(Supplement2): 499-510.

[17] 李彬彬，张书鑫，赵晓东，等. 基于容性能量转移原理的高压大容量 DC/DC 变换器[J]. 中国电机工程学报，2021，41(3)：1103-1113.
LI Binbin, ZHANG Shuxin, ZHAO Xiaodong, et al. Capacitive energy transfer principle based high-voltage high-power DC/DC converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(3): 1103-1113.

[18] 李　磊，李彬彬，刘建莹，等. 全直流海上风电场高压直流变压器及其换流失败故障穿越策略[J]. 电网技术，2022，46(4)：1391-1399.
LI Lei, LI Binbin, LIU Jianying, et al. Ride-through strategy under commutation failure of high-voltage DC/DC transformer for all DC offshore wind farms[J]. Power System Technology, 2022, 46(4): 1391-1399.

[19] 赵　彪，安　峰，屈　鲁，等. 多功能直流集电器概念及其全直流海上风电系统[J]. 中国电机工程学报，2021，41(18)：6169-6180.
ZHAO Biao, AN Feng, QU Lu, et al. Multi-function DC-collector concept and its all-DC offshore wind power system[J]. Proceedings of

the CSEE, 2021, 41(18): 6169-6180.

[20] 郭高朋，姚良忠，温家良，等. 基于半控整流器的直流侧串联海上风电并网系统[J]. 中国电机工程学报，2015，35(15)：3843-3850.
GUO Gaopeng, YAO Liangzhong, WEN Jialiang, et al. Offshore wind farm grid connected system based on DC side series of semi-controlled rectifier[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(15): 3843-3850.

[21] ZHAO C, LI Y H, LI Z X, et al. Optimized design of full-bridge modular multilevel converter with low energy storage requirements for HVDC transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(1): 97-109.

[22] 俞永杰，邓伟成，陈 堃，等. 四端柔性直流电网物理平台研制及实验验证[J]. 高电压技术，2021，47(1)：178-186.
YU Yongjie, DENG Weicheng, CHEN Kun, et al. Development and experimental verification of four-terminal DC grid physical platform[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(1): 178-186.

[23] 许建中，李 钰，陆 锋，等. 降低 MMC 子模块电容电压纹波幅值的方法综述[J]. 中国电机工程学报，2019，39(2)：571-584.
XU Jianzhong, LI Yu, LU Feng, et al. A review of suppression methods for sub-module capacitor voltage ripple amplitudes in modular multilevel converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(2): 571-584.

[24] HU P F, TEODORESCU R, WANG S D, et al. A currentless sorting and selection-based capacitor-voltage-balancing method for modular multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(2): 1022-1025.

[25] 汪 军，姚 骏，刘 凯，等. 双极短路故障下海上风电 MMC-HVDC 并网系统的暂态运行特性[J]. 高电压技术，2021，47(10)：3755-3765.
WANG Jun, YAO Jun, LIU Kai, et al. Transient operation characteristics of offshore wind power generation integration system with MMC-HVDC under pole-to-pole short-circuit fault[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3755-3765.

[26] 李 辉，邓吉利，姚 然，等. 计及运行工况的 MMC 换流阀可靠性建模与分析[J]. 电力自动化设备，2018，38(10)：108-114.
LI Hui, DENG Jili, YAO Ran, et al. Reliability modeling and analysis of MMC converter valve considering operation conditions[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(10): 108-114.

[27] 贾 彦，汪 尧，赵 萌，等. 基于 CFD 方法对某风电场机组布局经验的数值分析[J]. 可再生能源，2019，37(5)：762-768.
JIA Yan, WANG Yao, ZHAO Meng, et al. Numerical analysis of a wind farm unit layout experience based on CFD methods[J]. Renewable Energy Resources, 2019, 37(5): 762-768.

[28] XU J Z, ZHAO X B, JING H, et al. DC fault current clearance at the source side of HVDC grid using hybrid MMC[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(1): 140-149.



杜 舒
2000—，女，硕士
主要研究方向为高压直流变换器
E-mail: 13051669077@163.com

DU Shu



赵成勇(通信作者)
1964—，男，博士，教授，博导
主要从事直流输电方面研究
E-mail: chengyongzhao@ncepu.edu.cn

ZHAO Chengyong
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期 2022-05-05 在线出版日期 2022-10-20 编辑 何秋萍