

基于6.5 kV压接式功率器件的MMC柔性直流功率模块设计和验证

王彦峰¹, 李峰¹, 余梦泽¹, 陈荷², 曹亚栋², 刘諄², 王一凡², 时伟²

(1. 广东电网有限责任公司电网规划研究中心, 广州 510080; 2. 特变电工新疆新能源股份有限公司, 西安 710000)

摘要: 海上风电具有资源丰富和利用前景广阔的优势, 对于我国实现“双碳”目标具有十分重要的意义。深远海海上平台空间布局紧张、环境恶劣、运行维护工况复杂, 对柔性直流(voltage source converter based high voltage direct current, VSC-HVDC)换流站轻型化、紧凑化及可靠性要求更高。针对海风送出柔性直流系统, 采用6.5 kV功率器件可降低建设成本和设备占地, 提升单位体积输送容量。基于6.5 kV集成门极换流晶闸管(integrated gate commutated thyristor, IGCT)设计了紧凑轻型化柔性直流功率模块, 改善了IGCT黑启动回路的稳定性, 并通过试验验证了其可靠性, 为后续研制提供技术支撑。

关键词: 海上风电; 柔性直流功率模块; IGCT

Design and Validation of MMC VSC-HVDC Power Modules Based on 6.5 kV Press-Pack Power Devices

WANG Yanfeng¹, LI Feng¹, YU Mengze¹, CHEN He², CAO Yadong², LIU Zhun², WANG Yifan²,
SHI Wei²

(1. Grid Planning and Research Center, Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510080, China; 2. TBEA Sunoasis Co., Ltd., Xi'an 710000, China)

Abstract: Offshore wind power has the advantages of abundant resources and broad utilization prospects, and it is also of great significance for China to achieve “dual-carbon” goal. The tight space layout, harsh environment, and complicated operation and maintenance conditions of deep and distant sea offshore platforms require higher requirements for lightweighting, compactness, and reliability of voltage source converter based high voltage direct current (VSC-HVDC) converter stations. For the offshore wind power transmission system via VSC-HVDC, 6.5 kV power devices are used to reduce the construction cost and equipment footprint, and improve the transmission capacity per unit volume. A compact and lightweight VSC-HVDC power module is designed based on a 6.5 kV integrated gate commutated thyristor (IGCT), which improves the stability of the IGCT black start circuit and verifies its reliability through experiments, providing technical support for subsequent development.

Key words: offshore wind power; VSC-HVDC power module; IGCT

0 引言

随着全球能源结构的转型和对可再生能源需求的不断增长, 海上风电作为一种清洁、可持续的能

源形式, 逐渐成为我国构建新型电力系统的关键路径。海上风电场通常位于远离陆地的海域, 这使得传统的交流输电方式在长距离输送电力时面临较大的技术挑战和经济成本^[1-2]。柔性直流输电系统不存在电缆充电无功功率问题, 且具有无充电功率限制、灵活可控、具备黑启动能力等优势, 是目前国内外远海风电送出的主要方式^[3-7]。

然而, 柔性直流输电系统需建设海上换流站, 深远海环境条件恶劣, 海上平台将受到高强度水平

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2021YFB1507004); 中国南方电网有限责任公司科技项目(037700KC24010002)。

Foundation item: Supported by the National Key Research and Development Program of China (2021YFB1507004); the Science and Technology Project of China Southern Power Grid Co., Ltd.(037700 KC24010002).

载荷考验,运维工作量大。柔性直流输电送出方式中海上换流平台(尤其是深海平台)造价昂贵。例如,如东 1 100 MW 海上换流平台(水深 17 m)造价约 18 亿元,较送出系统中最昂贵的换流阀造价高 3~4 倍。随着水深增加,换流平台造价还将指数上升,因此轻型化是海上风电柔性直流换流阀发展的必然趋势。

采用基于 6.5 kV 功率器件的柔性直流换流阀,相比于基于 4.5 kV 功率器件的换流阀,功率模块的运行电压得以提升,从而大幅减少换流阀桥臂功率模块的串联数量。这种改进不仅优化了换流阀的运行损耗,还减小了其尺寸和重量。因此,采用 6.5 kV 功率器件替代 4.5 kV 功率器件是海上风电柔性直流输电系统发展的重要趋势。

集成门极换流晶闸管(integrated gate commutated thyristor, IGCT)兼具门极可关断晶闸管(gate turn-off thyristor, GTO)与绝缘栅双极型晶体管(insulate gate bipolar transistor, IGBT)优点,具有阻断电压高、功率容量大、开通速度快、通态损耗低、浪涌电流大、可靠性高、抗干扰能力强等特点。市场上成熟的 6.5 kV IGBT 采用焊接式塑料模块封装,最大电流等级为 1 000 A,在柔性直流输电领域应用时需要进行并联设计;采用压接封装的 6.5 kV IGBT 最大电流等级为 2 000 A,3 000 A 器件仍在研发、测试阶段。相较于 6.5 kV IGCT 整晶圆的构造,6.5 kV IGBT 由于其芯片设计难度更大、制造工艺更复杂,还不能保证批量供应的可靠性,目前多在研发样机阶段,且需要经历持续迭代优化。相比之下,压接式 6.5 kV IGCT 最大关断电流 400 A,适合应用于 ± 500 kV/2 GW 主流等级的海上风电直流送出场合。除器件本身的技术成熟度更高之外,基于 IGCT 器件的柔性直流功率模块还具有更低的通态损耗;由于吸收回路的存在,在极限故障工况下短路电流得以被限制,从而增强了功率模块的本征安全性。因此,在现阶段 6.5 kV IGCT 在柔性直流工程化方面更具备显著优势^[8-10]。

本文介绍了压接式 6.5 kV IGCT 功率器件,并对基于压接式 6.5 kV IGCT 的柔性直流功率模块进行电气、结构、散热和适海性设计。研制过程中,通过采用新型超低功耗二极管改善了 IGCT 黑启动稳定性的问题,提升了功率器件的可靠性。本文采用紧凑轻型化设计,并详细核算了 6.5 kV IGCT 方案相比常规 4.5 kV IGBT 方案在换流阀重量、损

耗、占地面积和阀厅体积上的对比结果。最后,通过双脉冲测试、模块对拖试验、阀段运行试验等试验项目验证了模块设计的可靠性。

1 6.5 kV IGCT 功率器件介绍

IGCT 是集成门极驱动电路和门极换流晶闸管(gate commutated thyristor, GCT)的总称。与同电压等级下 IGBT 器件相比,在器件方面,由于 IGCT 在开通时具有更强的电导调制效应,因此开通损耗与导通压降更低,但 IGCT 驱动的工作频率低、驱动功率大^[11-12]。在模块封装方面,相比于 IGBT 的多芯片弹簧压装或多芯片硬压装封装型式,IGCT 芯片的元胞纵向结构简单,工艺步骤少且芯片成品率高,因此 IGCT 模块直接采用整晶圆硬压装结构,无需并联,封装结构更加简单、可靠,成本更低,此外还具备极端浪涌电流冲击下的管壳抗爆能力与长时稳定的失效短路能力^[13-14]。

同时对于低频大容量的柔性直流输电系统,IGCT 运行频率低、驱动功率高等缺陷被规避,其损耗低、成本低、容量大、安全性好等优势得以充分发挥,具有广泛的应用前景。

在 IGCT 器件基础上,清华大学提出面向直流输电应用的增强型集成门极换流晶闸管(enhanced integrated gate commutated thyristor, IGCT-Plus)器件^[15],通过门极雪崩关断增强、高电流上升率耐受、关断失效超快速检测、分离式集成门极驱动等系列化技术,解决了关断能力弱、死区保护和驱动可靠性低等问题,同时中心贯通结构实现了定电压击穿和失效长期可靠短路能力。

6.5 kV IGCT 功率模块选取清能芯研 6.5 kV IGCT-Plus 器件 TS-ASC40L6500SC,其外观如图 1 所示,主要参数如表 1 所示。

2 6.5 kV IGCT 柔性直流功率模块设计

2.1 电气设计及驱动器优化

基于 ± 500 kV/2 000 MW 柔性直流输电换流阀,



图 1 清能芯研 TS-ASC40L6500SC 外观

Fig. 1 Appearance of Tsingsemi TS-ASC40L6500SC

表 1 清能芯研 TS-ASC40L6500SC 技术参数

Tab. 1 Technical parameters of Tsingsemi TS-ASC40L6500SC

参数名称	符号	测试条件	数值
断态重复峰值电压	V_{DRM}/V	工作结温 $T_{\text{vj}}=125\text{ }^{\circ}\text{C}$, 漏电流 $I_{\text{D}} \leq$ 断态重复峰值电流 I_{DRM} , 持续 6 500 时间 $t_{\text{p}}=10\text{ ms}$	
通态方均根电流	$I_{\text{T(RMS)}}/\text{A}$	壳温 $T_{\text{c}}=85\text{ }^{\circ}\text{C}$, 正弦半波, 双面	2 000
通态不重复浪涌电流	I_{TSM}/kA	工作结温 $T_{\text{vj}}=125\text{ }^{\circ}\text{C}$, 正弦半波, 10 ms	26
通态电压	V_{TM}/V	$T_{\text{vj}}=125\text{ }^{\circ}\text{C}$, 通态电流 $I_{\text{T}}=4\text{ 000 A}$	3. 75
最大可关断电流	I_{TGQM}/A	$T_{\text{vj}}=125\text{ }^{\circ}\text{C}$, 关断电压尖峰 $V_{\text{DM}} \leq$ 断态重复峰值电压 V_{DRM} , 直流母线电压 $V_{\text{D}}=4\text{ 000 V}$, 阳极电抗 $L_{\text{CL}}=0.3\text{ }\mu\text{H}$, 钳位电容 $C_{\text{CL}}=20\text{ }\mu\text{F}$, 钳位电阻 $R_{\text{S}}=0.4\text{ }\Omega$, 开关频率 $f=0\sim300\text{ Hz}$, 反并联二极管 D_{FWD} , 钳位二极管 D_{CL} 、中车快恢复二极管 FYB 1 100-60	4 000
结壳热阻	$R_{\text{thJC}}/(\text{K}\cdot\text{kW}^{-1})$	双面散热	8. 5
最高工作结温	$T_{\text{vjmax}}/^{\circ}\text{C}$		125

以阳江青洲海上风电场送出工程为例, 采用 6.5 kV IGCT 器件进行半桥功率模块设计。6.5 kV IGCT 半桥功率模块电气原理图如图 2 所示, 其中 S 为旁路开关, T1 和 T2 为集成门极换流晶闸管 IGCT, D1 和 D2 为 IGCT 反并联二极管, R 为均压电阻, C 为直流电容, L_{s} 为阳极电抗器, DS 为钳位二极管, R_{s} 为钳位电阻, C_{s} 为钳位电容。功率模块技术参数表如表 2 所示。

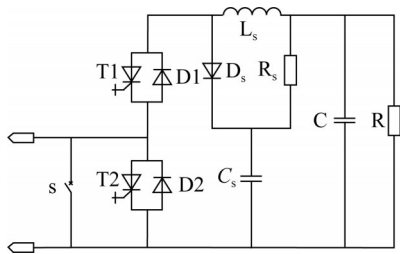


图 2 IGCT 半桥功率模块电气原理图

Fig. 2 Electrical schematic diagram of IGCT half-bridge power module

直流电容重量占功率模块总重量的一半以上, 在直流电容选型设计中通过在相参考电压中注入 3 次谐波, 可以降低换流器损耗并降低电容用量, 以

表 2 6.5 kV IGCT 功率模块技术参数表

Tab. 2 Technical parameters of IGCT half-bridge power module

特性	参数	数值
电气参数	额定运行电压/V	3 000
	额定运行电流	1 422 A(有效值) (667 A(直流分量)+1 255 A(有效值, 工频分量)+50 A(有效值, 倍频分量))
	最大运行电流	1 493 A(有效值) (700 A(直流分量)+1 318 A(有效值, 工频分量)+50 A(有效值, 倍频分量))
	电压耐受能力	解锁态: 4 000 V/1 min 闭锁态: 5 900 V/10 s
	电流耐受能力	过流关断能力: 模块电压 4 000 V/3 800 A 短路峰值电流: 21. 25 kA 电流平方时间积 I^2t : 14. 42 (kA) ² s
水冷参数	进水温度设计值/ $^{\circ}\text{C}$	41
	进水温度告警值/ $^{\circ}\text{C}$	43
	进水温度跳闸值/ $^{\circ}\text{C}$	45
	最大设计结温/ $^{\circ}\text{C}$	93
结构参数	冷却水电导率/ $(\mu\text{S}\cdot\text{cm}^{-1})$	≤ 0.3
	尺寸(长/mm×宽/mm×高/mm)	1 700×350×870
	重量/kg	500
关键部件参数	IGCT	
	T1、T2 断态重复峰值电压/V, 最大可关断电流/A	6 500, 4 000
	快恢复二极管	
	D1、D2、DS 反向重复峰值电压/V, 正向平均电流/A	6 500, 2 000
	直流电容 C 额定电压/V, 额定容量/mF	4 000, 2×4
	功率电阻 R 额定阻值/k Ω	60
	阳极电抗器 L_{s} 额定电压/V, 额定电流/A, 额定电感/ μH	
		4 000, 1 200, 1. 5
	压装型功率电阻 R_{s}	额定功率 1 kW 短时过负荷 3 kW, 70 $^{\circ}\text{C}$, 2 s 额定阻值 0. 35 Ω
	吸收电容 C_{s} 额定电压/V, 额定容量/ μF	5 000, 5
	快速隔离开关 S 额定工作电压/V, 额定工作电流/A	5 500, 1 600

减轻功率模块重量^[16-18]。

除常规的元部件设计选型外,功率模块的研发过程中还发现并改善了IGCT黑启动稳定性问题。在IGCT驱动中集成了黑启动功能,在器件未供电的情况下可确保门极电位与阴极之间可靠短接,电位相同,从而消除了较高阳极电压上升率 dv/dt 下IGCT被误触发的风险。黑启动功能的加入也使得IGCT可以采用与IGBT类似的回路自取电方式完成驱动供电电源的用电输入,黑启动支路工作原理流程如图3所示。

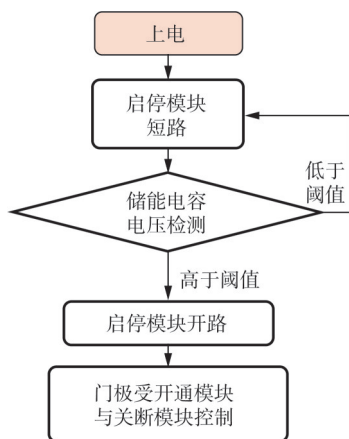


图3 黑启动支路工作原理流程图

Fig. 3 Working principle flowchart of the black start function

优化的阳极电感和取电方式等使得整个回路设计可以向紧凑化、轻量化方向发展。黑启动支路的工作原理介绍如下。

1)正常上电过程:驱动控制部分5 V等电源先上电,然后控制电容器组充电开关闭合,同时控制DC-DC电路给电容组充电,当电容组充到17 V,断开黑启动回路继电器触点,继续保持电容器组充电开关闭合状态,继续给电容组充电直到20 V。

2)驱动器正常工作过程中:黑启动支路继电器断开,黑启动支路不工作。IGCT驱动器电容组工作电压20 V,驱动器电容组欠压检测阈值为 $V_{\text{coff}} > 17 \text{ V}$ 。

3)正常下电过程:驱动控制部分35 V掉电后,驱动器电容组电压从20 V开始跌落,当跌落至17 V时黑启动支路继电器吸合,直到电容组电压降至0 V。

然而,在对IGCT器件进行高温高湿耐久可靠

性试验时,试品在温度85℃、相对湿度85%环境下,以100 Hz开关频率运行至150 h报出驱动故障,经检查故障失效点为黑启动模块二极管短路且黑启动支路继电器触点发生粘连,具体如图4所示。

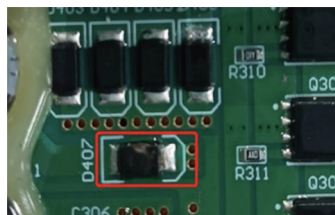


图4 黑启动继电器触点粘连

Fig. 4 Sticking of relay contacts during black start

经过深入分析,发现黑启动支路二极管在20 V/85℃条件下的漏电流为50 mA,损耗为1 W。在高温环境下,驱动器在通电和断电过程中的损耗显著增加,二极管的热积累形成了正反馈效应,进而导致器件温度进一步升高并最终失效。而在二极管失效后,驱动器在上、下电过程中电容器对继电器触点放电导致的粘连,从而引起IGCT门阴极短路的故障。根据分析结果,改进措施如下。

1)将10颗二极管更换为PMEG4050ETP,在20 V/85℃条件下的漏电流仅为2 mA,减小96%;

2)检测回路电阻分别更换为680 kΩ、47 kΩ、0603封装,精度1%;

3)二极管并联1颗10 kΩ电阻,选用1 206或1 210贴片封装,精度1%。

对黑启动回路改进后的IGCT器件进行温度85℃、相对湿度85%、时长500 h复测以及60 h高温高湿(85℃,相对湿度85%)重复上下电(1 800次)测试,详见表3,结果均正常,表明IGCT的可靠性得以提升。

2.2 结构与散热设计

换流阀轻型化设计主要包括降低换流阀自身重量和优化尺寸两方面^[19-21]。换流阀总重量的75%以上由功率模块组成,减轻功率模块的重量可以显著降低换流阀总重量;同时,换流阀占地面积大小将直接影响海上换流平台钢结构设计,换流阀紧凑化设计能有力保障海上换流站的轻量化并降低工程建造成本。

在确保功率模块性能和可靠性满足工程需求前提下,从结构布局、形式、材料等方面进行紧凑轻量化设计,设计要点与原则如下。

表 3 IGCT 驱动黑启动回路改进后的测试结果

Tab. 3 Test results of improved black start circuit of IGCT drive

温度及湿度	测试内容	测试次数	测试现象和结论
室温	连续触发开通测试	持续	检测回路正常 室温下功能正常
	连续上下电测试	15 次	
	静置后上电测试	静置 0.5 h 连续上电 5 次	
85 ℃	连续触发开通测试	持续	检测回路正常 85 ℃下功能正常
	连续上下电测试	15 次	
	静置后上电测试	静置 0.5 h 连续上电 5 次	
20 ℃	连续触发开通测试	持续	检测回路正常 -20 ℃下功能正常
	连续上下电测试	15 次	
	静置后上电测试	静置 0.5 h 连续上电 5 次	
-40 ℃	连续触发开通测试	持续	检测回路正常 -40 ℃下功能正常
	连续上下电测试	15 次	
	静置后上电测试	静置 0.5 h 连续上电 5 次	
85 ℃、 相对湿度 85 %	连续触发开通测试	持续 500 h	检测回路正常 85 ℃、相对湿度 85 %下功能正常
85 ℃、 相对湿度 85 %	连续上下电测试	持续 60 h、 1 800 次	检测回路正常 85 ℃、相对湿度 85 %下功能正常

- 1)增加功率模块主要零部件利用率, 优化模块形式, 减少支撑结构零部件种类与数量, 从而使模块实现轻量化;
- 2)功率模块二次板卡采用分体式箱体安装, 避免了大体积外壳, 同时也可满足电磁屏蔽的要求;
- 3)在全防护结构下, 从优化布局、采用轻量化材料方面设计新固定连接方案, 减小功率模块体积;
- 4)优化绝缘空气净距, 进一步实现紧凑化布局。

功率模块分体结构的示意如图 5 所示。

散热器结构的优化设计主要考虑 3 个因素: 压

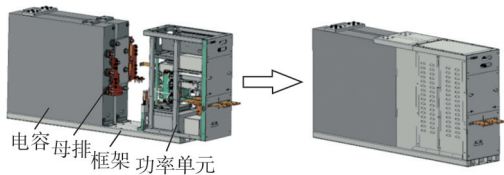


图 5 功率模块分体结构

Fig. 5 Separate structure of power module

力损失、散热器的结构模型和导热材料的换热性能。散热器设计目标为: 通过优化 IGCT 器件水冷散热设计和水路布局方案, 实现高功率密度功率模块的可靠散热, 保障 IGCT 极限运行工况下的结温安全裕度不低于 30 ℃。

对于压接器件较多的全桥、半桥功率模块, 结合串联水路和并联水路的特点, 采用串联水路和并联水路相结合的方式, 优化功率模块内部串联水冷散热器数量和并联支路数量, 保证水路良好的均流特性, 使每一个发热器件都得到充分冷却, 尽可能减少水管接头数量, 降低漏水风险, 同时满足功率模块流量经济和低流阻。使用 ANSYS Fluent 模块进行功率器件结温、功率单元流阻、水冷散热器表面温度场分布分析。水冷散热器经多轮仿真优化, 满足功率模块在最大电流运行工况下的散热需求。模块热仿真分析如图 6 所示。

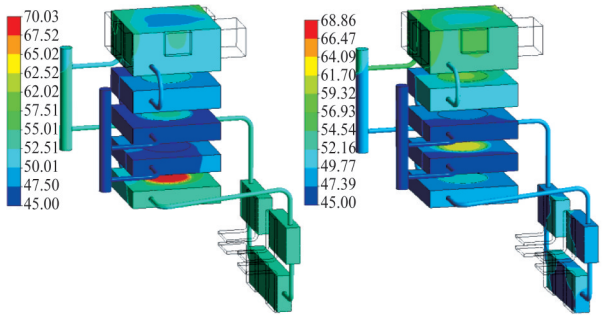


图 6 模块水冷仿真设计

Fig. 6 Water-cooling simulation design of power module

仿真结果表明, 在额定流量条件下 IGCT、二极管等主要发热部件的最高结温为 86.7 ℃, 对比器件的最大允许运行结温 125 ℃, 存在 38.3 ℃的设计余量, 确保功率器件能够长期稳定可靠运行。

2.3 防盐雾设计

海上风电应用场景对柔性直流换流阀的盐雾防腐性能提出了更高要求, 盐雾环境可能产生导电的覆盖层并腐蚀绝缘材料及金属、盐沉积物可能导致电气设备的损坏、机械部件和组件的活动也可能被阻塞或卡死^[22-23]。

在功率模块防盐雾设计方面, 功率模块采用海上站 C4 防腐标准, 通过模块本体金属件表面喷涂防腐涂层, 二次板卡表面加厚三防漆等措施加强模块防腐, 使功率模块在海上站平台的高腐蚀高盐雾的环境条件下具备连续运行能力。其中, 模块机箱

表面进行喷漆处理,采用底漆+中间漆+面漆,总涂层厚度为 $280\text{ }\mu\text{m}$;压接式 IGBT、二极管器件为全密封封装结构,内充惰性气体,能有效防护湿气或 H_2S 等腐蚀气体对芯片绝缘层的破坏;电容器采用全密封设计,其核心部件是内部的金属化薄膜芯子,整体由不锈钢壳体包裹,并填充聚氨酯及抽真空工艺技术,使得电容芯子与外部空气隔绝,金属引出端子采用镀层厚度不小于 $15\text{ }\mu\text{m}$ 的铜镀镍,消除了盐雾和霉菌腐蚀的可能性。

在阀塔防盐雾设计方面,阀塔结构均采用了适当的主动防腐设计,避免尖角、缝隙、小孔等;焊接件均采用连续焊、双面焊。阀塔金属件采用先进的表面处理及喷涂技术,确保阀塔防腐蚀性能满足 C4 等级要求,防腐漆各层厚度为:快干环氧磷酸锌 ($80\text{ }\mu\text{m}+140\text{ }\mu\text{m}$)+脂肪族聚氨酯面漆 ($60\text{ }\mu\text{m}$),总厚度为 $280\text{ }\mu\text{m}$;绝缘材料全部采用非金属复合材料,其本身具有很强的耐强酸、碱、盐等耐腐蚀特性。

2.4 远程阀控系统设计

随着海上风电开发程度的不断提高,风电场离岸距离越来越远,海上换流站维护成本大大增加,因此维护便利性愈发成为海上换流站设计中不可忽略的一部分。为减小维护频率,研究了一种便捷、可靠的远距离对阀控系统上下电、远距离实现阀控系统及功率模块在线升级的方案。

本方案通过双路由器、双控制盒实现基于 A/B 套设计的冗余控制,确保了远程操作的可靠性,实现了海上换流站的无人值守,其具体系统架构如图 7 所示。

通过远程阀控系统可以实现远程上下电、阀控系统远程升级、功率模块远程升级等功能,且远程升级无需增加额外的通信链路,使用原有光纤即可完成,同时远程升级通过组播或广播的方式,可实现批量或全部阀控/模块的软件升级。

2.5 功率模块状态在线评估系统设计

针对海上换流站维护成本大的问题,同时开发了功率模块状态在线评估系统,可以对功率模块的电压、损耗、开关频率、器件结温、寿命、电容容值、光纤误码率进行了监测,提供高效的故障诊断和检修建议,有效预防严重故障的发生,提高了功率器件的利用效率和系统可靠性^[24-26]。

柔性直流换流阀功率模块及换流阀状态在线监

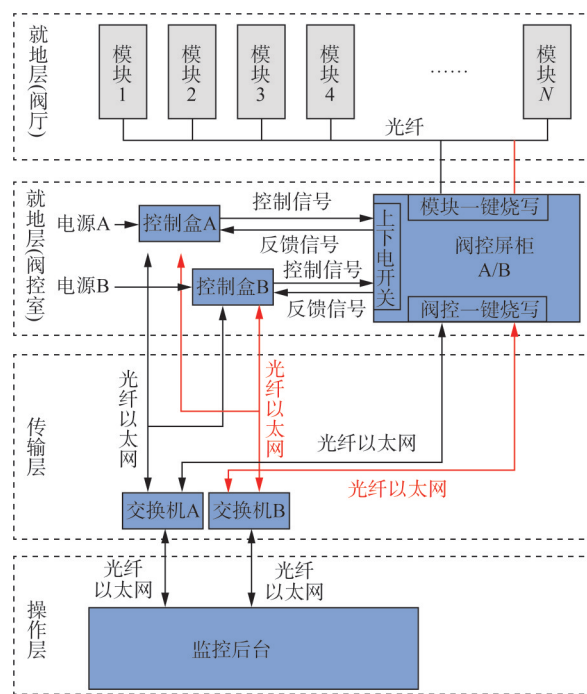


图 7 远程阀控系统架构

Fig. 7 Remote valve control system architecture

测主要包括数据检测、特征提取、故障预测、健康状态评估和智能化检修建议功能,软件整体功能框图如图 8 所示。

在线监测装置能够及时了解设备运行状态,利用反馈信息统计故障数据,为进行准确主动维修提

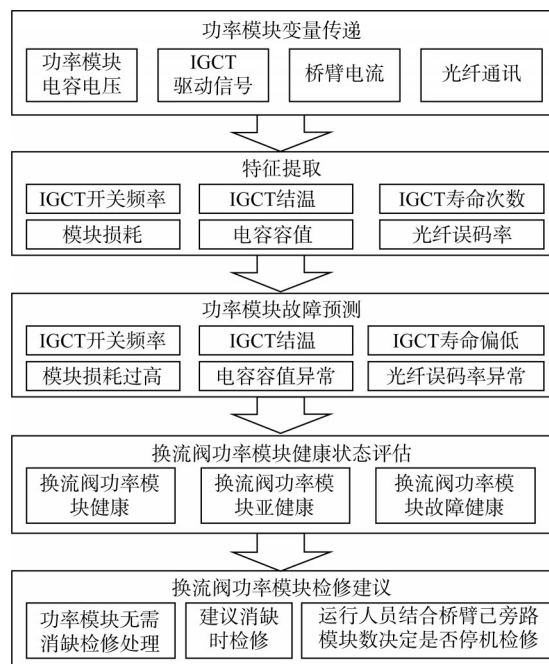


图 8 在线检测软件框图

Fig. 8 Online detecting software block diagram

供了技术基础, 便于合理安排检修计划。

2.6 采用 6.5 kV IGCT 的柔性直流换流阀设计优势

基于±500 kV/2 000 MW 柔性直流输电换流阀, 以阳江青洲海上风电场送出工程为例, 分别对采用 6.5 kV IGCT 和 4.5 kV IGBT 器件的换流阀主要参数进行核算, 对比如表 4 所示。

表 4 采用 6.5 kV IGCT 和 4.5 kV IGBT 器件的换流阀主要参数对比
Tab. 4 Comparison of main parameters of converter valves using 6.5 kV IGCT and 4.5 kV IGBT devices

主要参数	4 500 V/2 000 AIGBT 换流阀	6 500 V/4 000 AIGCT 换流阀
功率模块额定工作电压/V	2 105	3 000
功率模块额定电流有效值/A	1 422	1 422
功率模块电容容值/mF	11	8
每桥臂功率模块数量(不含冗余)/个	476	334
每桥臂冗余功率模块数量/个	24	18
模块尺寸/mm ³	1 150×360×820	1 700×350×870
阀塔尺寸/m ³	11.1×4.94×12.67	11.8×6.04×12.75
每桥臂阀塔数/个	3	2
阀厅尺寸/m ³	38.3×57.14×12.67=27 727.8	26.1×63.74×12.75=21 211.1
阀厅重量/t	1 350	1 152
换流阀总损耗率/%	0.7	0.61
换流阀成本/万元	40 860	33 999.4

根据表 4 对比结果, 针对±500 kV/2 000 MW 海上风电场送出工程, 采用 6.5 kV IGCT 换流阀方案, 相较目前常规的 4.5 kV IGBT 换流阀方案, 阀厅面积减小约 31.5 %、阀厅体积减小约 30.7 %、换流阀重量减小约 17.2 %、损耗降低 11.5 %、换流阀成本降低约 20.2 %。这些改进不仅意味着更简化的海上平台设计和更低的经济成本, 还伴随着更高的能效比以及更少的维护工作量, 为未来海上风电直流送出装备的发展指明方向。

3 6.5 kV 功率模块实验验证

3.1 双脉冲测试

对功率模块进行不同电压、电流下的双脉冲测

试, 双脉冲测试电路及原理图如图 9 所示, 电感 L 与 T1(D1)并联, 向 T2 施加双脉冲信号, 通过调节 T1 和 T3 脉宽时间(t_1-t_0)和(t_3-t_2)以及电容电压, 可实现对 IGCT 最大关断电流的调节。

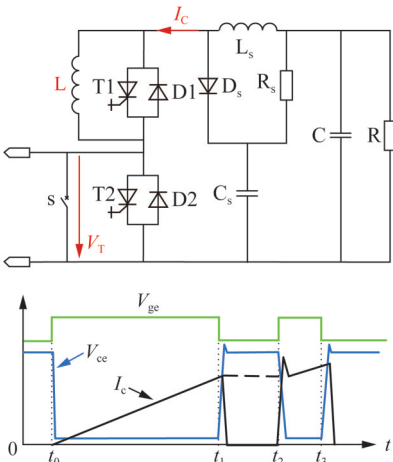


图 9 双脉冲测试电路与原理图
Fig. 9 Circuit and schematic diagram of double-pulse test

极限工况下双脉冲测试波形如图 10 所示, 直流母线电压 4 040 V, 关断电流为 3 820 A, 关断电压最大值为 5 120 V, 具有 21 % 电压裕度, 满足功率模块最大电流关断能力的需求。

3.2 模块对拖试验

功率模块对拖试验主要验证在额定电压以及电流下运行时功率模块是否满足设计要求, 试验原理图如图 11 所示。试验参数如下, 陪测功率模块电压为 3 035 V, 被测功率模块电压为 3 077 V, 主回路电流有效值为 1.454 kA, 运行时间为 8 h, 功率模块水流量为 12 L/min。试验波形如图 12 所示, 试验结果验证了 6.5 kV ICCT 功率模块满足长期稳定运行要求。

3.3 阀段运行试验

为验证基于 6.5 kV IGCT 的柔性直流换流阀设计的正确性和工程应用的可靠性, 采用阀段运行平台并依据 GB/T 33348—2024 标准^[27], 对阀段进行最小直流电压试验、最大电流连续运行能力试验、最大暂态过负荷运行能力试验、功率器件过电流关断试验、短路电流试验、故障旁路试验、功率模块抗干扰测试和损耗试验, 试验回路拓扑及阀段实物如图 13—14 所示。同时, 为进一步验证 6.5 kV IGCT 功率模块可靠性, 开展功率模块 6 拖 6 模式的 1 000 h 以上连续不间断运行验证。

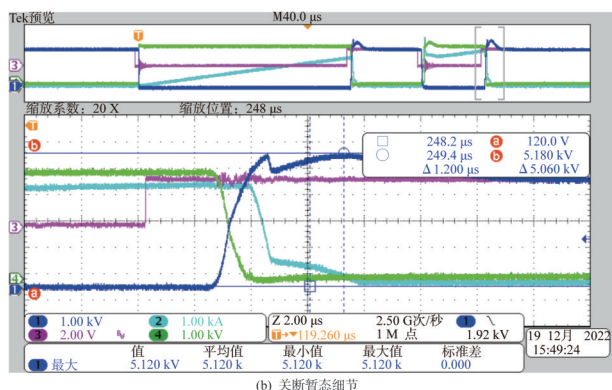
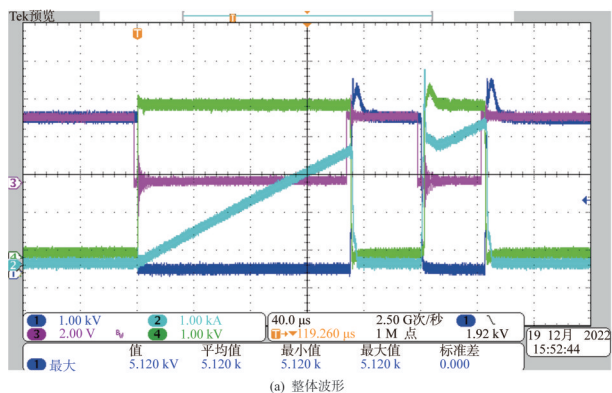


图 10 双脉冲测试波形

Fig. 10 Waveforms of double pulse-test

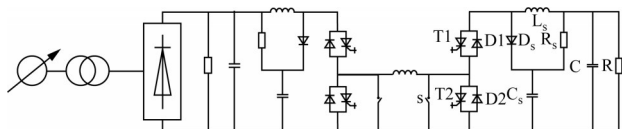


图 11 功率模块对拖试验原理图

Fig. 11 Schematic diagram of power module towing test

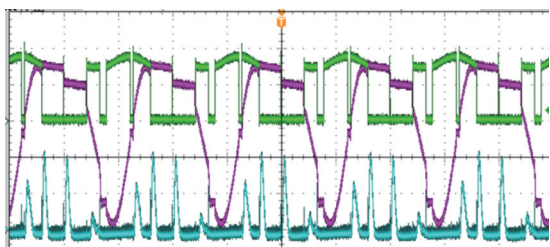


图 12 功率模块对拖试验波形

Fig. 12 Waveforms of power module towing test

3.3.1 最小直流电压试验

最小直流电压应能保证换流器电子电路能正常运行, 触发功率器件并且检测反馈信号, 且运行持续时间不少于 10 min。

对被测阀组件进行充电, 使得每个模块电容直流电压平均值保持在规定的最小直流电压(400 V)

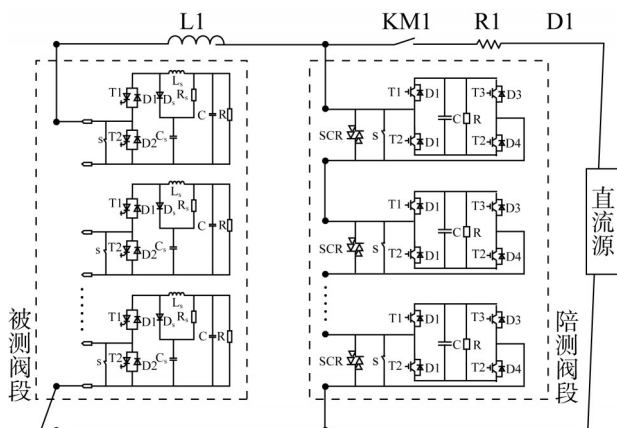


图 13 阀段运行试验回路拓扑

Fig. 13 Loop topology of valve operation test

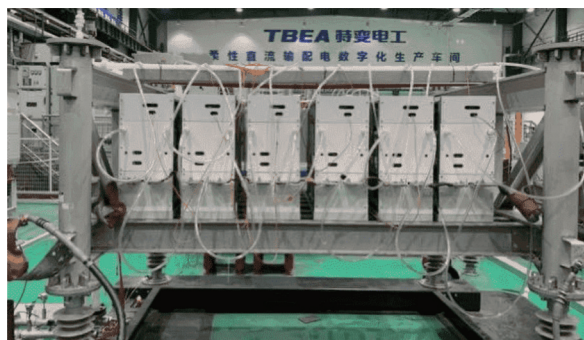


图 14 6.5 kV IGBT 阀段实物图

Fig. 14 Physical diagram of 6.5 kV IGBT valve

进行解锁均压, 试验波形如图 15 所示, 试验结果验证了功率模块在最小直流电压下能够正常工作。

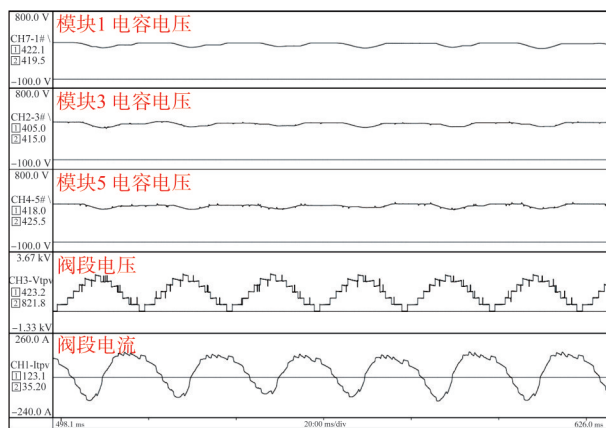


图 15 最小直流电压试验波形

Fig. 15 Waveforms of minimum DC voltage test

3.3.2 最大电流连续运行能力试验

最大电流连续运行能力试验要求在最大电流连续运行工况下达到热平衡, 检测功率模块运行过程是否能够满足设计要求。

试验过程保证单个功率模块直流电压满足 1.05 倍额定电压,试验电流满足 1.05 倍额定电流,最大开关频率 ≤ 200 Hz,持续测试时间在冷却剂出口温度稳定(出水温度 10 min 内偏差 $\leq \pm 2.5$ °C)后 ≥ 2 h,试验波形如图 16 所示,试验结果验证了换流阀的最大电流连续运行能力满足设计要求。

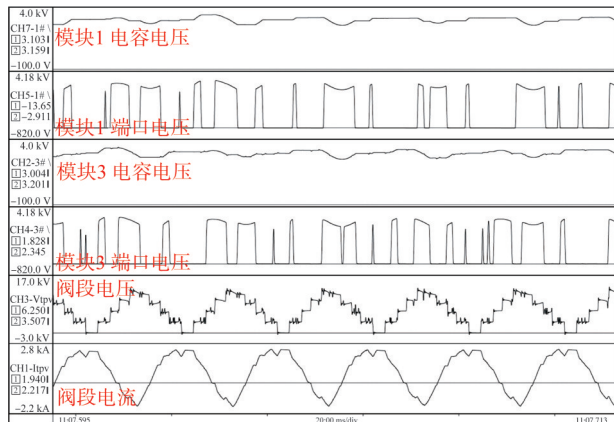


图 16 最大电流连续运行能力试验波形

Fig. 16 Waveforms of maximum current continuous operating duty test

3.3.3 最大暂态过负荷运行能力试验

在最大短时过电流运行情况下,阀组件功率器件能够耐受电流及其相关热效应的能力,试验完成后无功率器件损坏。在试验完成后,必须继续进行 10 min 最大电流连续运行能力试验,以检查试验是否带来损伤。

在最大电流连续运行能力试验后,提升电流至 1.05 倍过负荷电流运行 10 s 以上,后降至最大电流连续运行试验工况下运行 10 min,试验波形如图 17 所示。

3.3.4 功率器件过电流关断试验

在能使功率器件相关元件达到最高稳态结温的条件下,使试验对象运行到热平衡,热平衡条件冷却剂出口温度稳定后启动过电流,每个功率模块的电容电压峰值不低于 4 000 V,验证阀过电流保护电路可靠动作。

过电流保护峰值设置为 3 520 A,时间保护设置为 350 μ s,提升功率模块电压至试验值,触发过流试验,将阀组件电流峰值升至 3 800 A,检测过电流产生到功率器件关断时间间隔内的试验电流波形 $di/dt \geq 5$ A/ μ s,试验波形如图 18 所示。

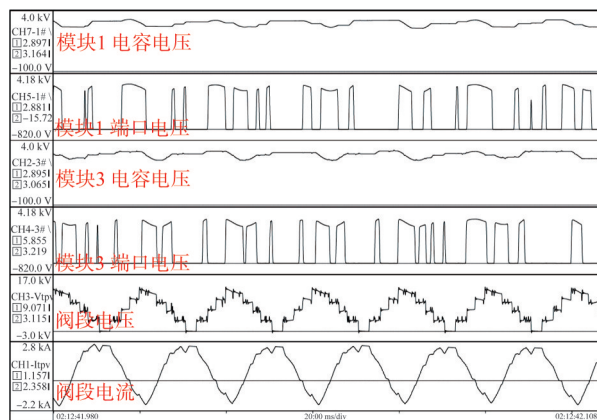


图 17 最大短时过电流试验波形

Fig. 15 Waveforms of maximum temporary over-current operating duty test

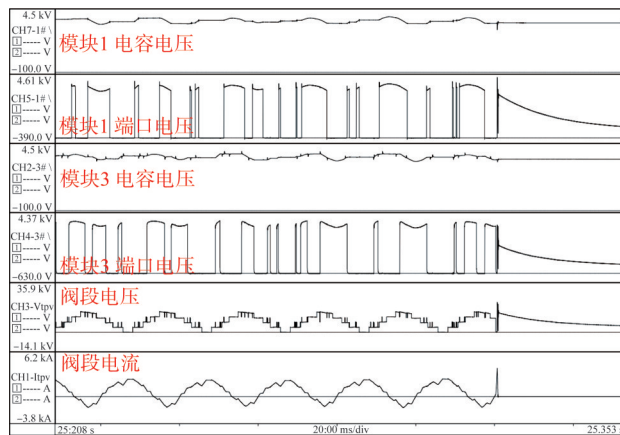


图 18 IGCT 过电流关断试验波形

Fig. 18 Waveforms of IGCT over-current turn-off test

3.3.5 短路电流试验

换流阀必须能够耐受峰值不低于 20 kA 的短路电流,电流平方时间积 I^2t 不低于 $14(\text{kA})^2\text{s}$,正弦分量持续时间不小于 100 ms,以检验器件及相关电子电路在特定短路情况下直到控制和保护回路消除该故障电流前,具有足够的电流耐受能力。

启动短路装置,合成短路波形经过被测试品,确保短路时间满足 5 个 20 ms 正弦波(正弦电流分量持续 100 ms),试验波形如图 19 所示。

3.3.6 故障旁路试验

故障旁路试验在正常运行时对 1 个功率模块进行旁路,旁路前后运行状态不发生变化,从而验证在功率模块故障发生时,功率模块的旁路开关能否及时有效触发,使功率模块可靠旁路,且过程中各功率器件上电压、电流最大值满足设计要求。

模拟旁路故障的方式为:拔掉试验功率模块上

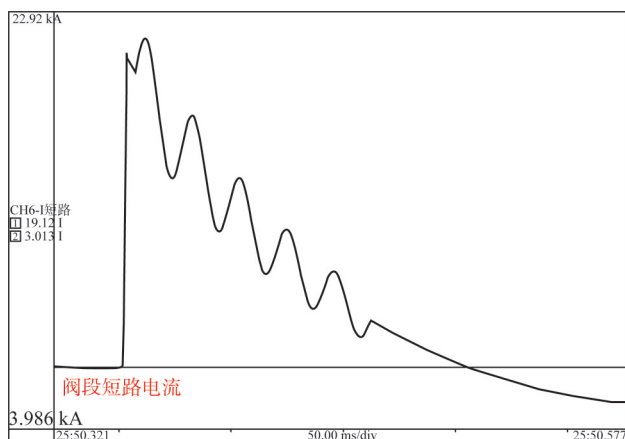


图 19 短路电流试验波形

Fig. 19 Waveform of short-circuit current test

行通讯光纤, 控制器检测到通讯故障下发旁路指令, 功率模块执行旁路逻辑。如果正常旁路, 则保持持续运行 10 min, 试验过程中系统可靠运行, 试验波形如图 20 所示。

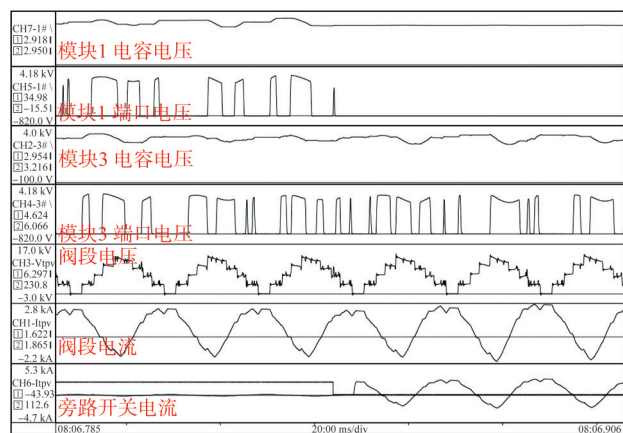


图 20 故障旁路试验波形

Fig. 20 Waveforms of fault bypass test

3.3.7 功率模块抗干扰测试

在换流阀最大电流连续运行能力试验、最大短时过电流运行试验、最大电压连续运行能力试验中, 监控试品各个功率模块的状态信号及反馈信号, 要求试验期间, 不会出现以下情况。

- 1) 不会发生功率器件误触发或导通顺序混乱;
- 2) 功率模块控制电路按照预定动作;
- 3) 不会发生错误指示。

所有试验项目的试验数据均满足试验要求, 试验过程无异常, 试验后试品状态正常。

3.3.8 损耗试验

在功率模块额定工况下测试其功率损耗, 换流

阀损耗测量试验采用量热法^[28]。

在阀段测试中设置试验参数, 使功率模块电压达到额定电压、电流大于等于额定电流的工况下, 运行至功率器件和相关元件达到热平衡, IGCT 开关频率 ≤ 200 Hz, 待热平衡后记录水冷系统的进水温度、出水温度和水流量, 持续 2h。通过密度、体积流量、比热容、进出水温差, 计算功率模块的损耗, 试验结果表明 IGCT 单个功率模块损耗约为 5.4 kW。

3.3.9 1 000 h 连续运行试验

为进一步验证 6.5 kV IGCT 功率模块可靠性, 开展阀段长期通流试验, 试验持续时间不小于 1 100 h, 额定参数为: 运行电压 3 000 V、额定电流 1 422 A、频率 < 200 Hz。

长期运行过程中, 阀段前 500 h 运行在整流模式, 后 500 h 运行在逆变模式, 每 24 h 完成一个 0.3 p. u. ~1 p. u. 的功率循环, 切换过程按照工程斜率变负载。

最后 100 h 内, 每天穿插进行最大暂态过电压运行 (4 000 V/1 422 A/10 s)、1.05 倍过负荷运行 (3 150 V/1 493 A/2 h) 试验。连续运行过程中功率模块无故障, 模块电压、桥臂电流、进出水温度、关键元部件温升均在正常范围内。阀段运行的典型波形如图 21 所示。

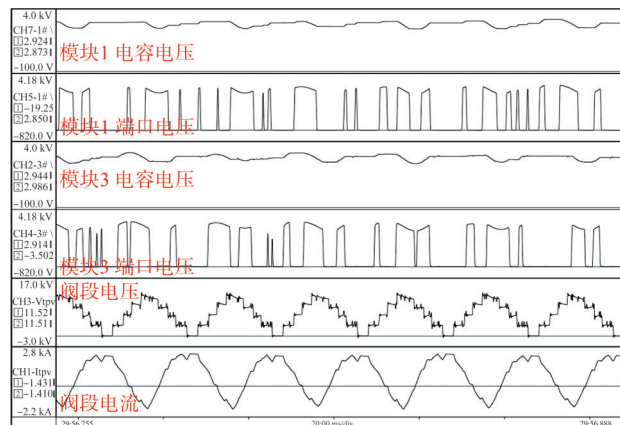


图 21 阀段运行典型波形

Fig. 21 Typical waveforms of valve operation test

4 结语

针对海上风电送出背景下柔性直流输电换流阀轻型化的发展趋势, 本文分析了 6.5 kV IGCT 功率器件在柔性直流换流阀系统中的技术优势和应用前

景,结合电气、结构和热设计了基于6.5 kV/4 000 A压接式IGCT功率器件的柔性直流功率模块,改善了IGCT黑启动回路在高温下的稳定性,并对比了采用6.5 kV IGCT和4.5 kV IGBT设计的柔性直流换流阀的主要参数及其优势。最后,通过双脉冲测试、模块对拖试验、阀段运行试验验证了功率模块设计的可靠性,为后续基于6.5 kV功率器件的换流阀研制提供了技术支撑。

参考文献

- [1] 王秀丽,赵勃扬,黄明煌,等.大规模深远海风电送出方式比较及集成设计关键技术研究[J].全球能源互联网,2019,2(2):138-145.
WANG Xiuli, ZHAO Boyang, HUANG Minghuang, et al. Research of integration methods comparison and key design technologies for large scale long distance offshore wind power [J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2019, 2(2): 138-145.
- [2] 李贤育,姚良忠,程帆,等.海上风电多类型直流送出系统拓扑经济性分析[J].全球能源互联网,2021,4(5):476-485.
LI Xianyu, YAO Liangzhong, CHENG Fan, et al. Economic analysis of multi-type DC system topologies for offshore wind power transmission [J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2021, 4(5): 476-485.
- [3] 文卫兵,赵峥,李明,等.海上风电柔性直流系统设计及工程应用[J].全球能源互联网,2023,6(1):1-9.
WEN Weibing, ZHAO Zheng, LI Ming, et al. Design and engineering application of offshore wind power VSC-HVDC system [J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(1): 1-9.
- [4] 赵泽昕,陈维江,赵国亮,等.海上风电柔性低频交流送出系统输送能力计算与分析[J].电力系统自动化,2023,47(11):1-8.
ZHAO Zexin, CHEN Weijiang, ZHAO Guoliang, et al. Calculation and analysis of power transmission capacity of flexible low-frequency AC transmission system for offshore wind power [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(11): 1-8.
- [5] 刘柏良,汪惟源,张君黎,等.大规模风电并网后江苏电网柔直换流站与UPFC的有功功率协调控制方法[J].南方电网技术,2024,18(3):138-145.
LIU Bailiang, WANG Weiyuan, ZHANG Junli, et al. Active power coordination control method of converter stations of MMCDC system and UPFC in Jiangsu Power grid interconnected with the large scale wind power [J]. Southern Power System Technology, 2024, 18(3): 138-145.
- [6] 冯俊杰,辛清明,赵晓斌,等.大规模新能源超远距离送出的柔性直流系统集成设计方案[J].南方电网技术,2024,18(3):34-44.
FENG Junjie, XIN Qingming, ZHAO Xiaobin, et al. Integrated design scheme of VSC-HVDC system for large-scale renewable energy ultra-long-distance transmission [J]. Southern Power System Technology, 2024, 18(3): 34-44.
- [7] 马向辉,张梓铭,吴有,等.2 GW海上风电对称单极与对称双极柔直送出方案技术经济性对比[J].南方电网技术,2024,18(2):30-38.
MA Xianghui, ZHANG Ziming, WU Mao, et al. Technical and economical comparisons of 2 GW offshore wind power transmission schemes by symmetrical monopole and symmetrical bipolar VSC-HVDC [J]. Southern Power System Technology, 2024, 18(2): 30-38.
- [8] 曾嵘,赵彪,余占清,等.新一代高韧性直流输电技术(一):从器件、装备到系统[J].中国电机工程学报,2024,44(18):7321-7334.
ZENG Rong, ZHAO Biao, YU Zhanqing, et al. New-generation resilient HVDC technology (I): from device, equipment to system [J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(18): 7321-7334.
- [9] STIASNY T, KAPPATOS V, SETZ T, et al. IGCT——更高功率处理能力的正确选择[J].大功率变流技术,2015(6):1-7,24.
STIASNY T, KAPPATOS V, SETZ T, et al. Where higher power handling capability is required-IGCT is the right choice [J]. High Power Converter Technology, 2015(6): 1-7,24.
- [10] 赵彪,魏天予,许超群,等.基于IGCT的高压大容量模块化多电平变换器[J].中国电机工程学报,2019,39(2):562-570,653.
ZHAO Biao, WEI Tianyu, XU Chaoqun, et al. High-voltage and high-power modular multilevel converter based on integrated gate commutated thyristor [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(2): 562-570,653.
- [11] 童亦斌,张婵,谢路耀,等.4 000 A/4 500 V系列IGCT器件驱动电路[J].电工技术学报,2010,25(8):110-115.
TONG Yibin, ZHANG Chan, XIE Luyao, et al. Drive technology for 4 000 A/4 500 V series IGCT [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(8): 110-115.
- [12] 张红卫,王富珍,高勇,等.栅极电阻对IGBT du/dt和di/dt的影响分析[J].电力电子技术,2012,46(12):52-54.
ZHANG Hongwei, WANG Fuzhen, GAO Yong, et al. Analysis of the effects of IGBT gate resistance on du/dt and di/dt [J]. Power Electronics, 2012, 46(12): 52-54.
- [13] 郭明珠,白睿航,唐博进,等.基于平均值等效的IGCT-MMC损耗特性分析与计算[J].南方电网技术,2021,15(3):8-14.
GUO Mingzhu, BAI Ruihang, TANG Bojin, et al. Analysis and calculation of IGCT-MMC loss characteristics based on mean equivalent [J]. Southern Power System Technology, 2021, 15(3): 8-14.
- [14] 樊强.模块化多电平换流器轻型化技术研究[D].北京:华北电力大学,2023.
- [15] 周文鹏,曾嵘,赵彪,等.大容量全控型压接式IGBT和IGCT器件对比分析:原理、结构、特性和应用[J].中国电机工程学报,2022,42(8):2940-2957.
ZHOU Wenpeng, ZENG Rong, ZHAO Biao, et al. Comparative analysis of large-capacity fully-controlled press-pack IGBT and IGCT: principle, structure, characteristics and application [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(8): 2940-2957.
- [16] 周彬,徐靖楠.一种以优化MMC-HVDC运行特性的谐波注入调制策略研究[J].电工技术,2022(23):5-10,15.
ZHOU Bin, XU Jingnan. Research on a harmonic injection modulation strategy to optimize the operating characteristics of MMC-HVDC [J]. Electric Engineering, 2022(23): 5-10,15.
- [17] 彭学林,徐阳旭,张梦.模块化多电平变换器三次谐波注入调制策略研究[J].电工材料,2023(4):52-56.

- PENG Xuelin, XU Yangxu, ZHANG Meng. Research on the third harmonic injection modulation strategy for MMC [J]. Electrical Engineering Materials, 2023 (4): 52 – 56.
- [18] 王顺亮, 廖鑫, 张芮, 等. 基于三次谐波注入的桥臂交替换流器子模块电容优化方法[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(12): 165 – 176.
- WANG Shunliang, LIAO Xin, ZHANG Rui, et al. Submodule capacitance optimization method for alternate arm converter based on third harmonic injection [J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(12): 165 – 176.
- [19] 郑全旭, 孙小平, 娄彦涛, 等. ± 500 kV 海上柔直换流阀轻型化设计及仿真分析[J]. 高压电器, 2023, 59(6): 188 – 201.
- ZHENG Quanxu, SUN Xiaoping, LOU Yantao, et al. Lightweight design and simulation analysis of ± 500 kV offshore VSC converter valve [J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(6): 188 – 201.
- [20] 郝为瀚. 海上平台柔性直流换流站工程应用方案研究[J]. 南方能源建设, 2017, 4(1): 66 – 70.
- HAO Weihuan. Research on VSC-HVDC converter station application on offshore platform [J]. Southern Energy Construction, 2017, 4(1): 66 – 70.
- [21] 刘生. 大容量海上柔性直流换流站紧凑型布置研究[J]. 南方能源建设, 2021, 8(1): 45 – 50.
- LIU Sheng. Research on compact layout of large capacity offshore flexible DC converter station [J]. Southern Energy Construction, 2021, 8(1): 45 – 50.
- [22] 中国人民解放军总装备部. 军用装备实验室环境试验方法 第 11 部分: 盐雾试验: GJB 150.11A—2009[S]. 北京: 总装备部军标出版发行部, 2009.
- [23] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 电工电子产品环境试验 第 2 部分: 试验方法 试验 Ka: 盐雾 GB/T 2423.17—2024[S]. 北京: 中国标准出版社, 2024.
- [24] 周竞宇, 赵宇, 胡雨龙, 等. MMC-HVDC 系统换流阀在线监测系统研究[J]. 自动化与仪表, 2021, 36(6): 61 – 66, 73.
- ZHOU Jingyu, ZHAO Yu, HU Yulong, et al. Research on on-line monitoring technology of converter valve in MMC-HVDC system [J]. Automation & Instrumentation, 2021, 36(6): 61 – 66, 73.
- [25] 周竞宇, 赵宇, 胡雨龙, 等. MMC-HVDC 系统功率器件的结温估算与寿命预测[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(5): 24 – 32.
- ZHOU Jingyu, ZHAO Yu, HU Yulong, et al. Research on junction temperature estimation and life prediction of power devices in MMC-HVDC system [J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(5): 24 – 32.
- [26] 周竞宇, 赵宇, 胡雨龙, 等. MMC-HVDC 系统功率器件的结温估算研究[J]. 电力电子技术, 2021, 55(11): 133 – 136, 140.
- ZHOU Jingyu, ZHAO Yu, HU Yulong, et al. Research on junction temperature estimation of power devices in MMC-HVDC system [J]. Power Electronics, 2021, 55(11): 133 – 136, 140.
- [27] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 高压直流输电用电压源换流器阀 电气试验: GB/T 33348—2024[S]. 北京: 中国标准出版社, 2024.
- [28] 国家能源局. 柔性直流换流阀子模块损耗测试: NB/T 11496—2024, 方法[S]. 北京: 中国电力出版社, 2024.

收稿日期: 2024-10-12; 网络首发日期: 2025-03-25

作者简介:

王彦峰(1978), 男, 高级工程师, 硕士, 研究方向为直流输电工程设计及建设, 13560309121@139.com;

余梦泽(1980), 男, 高级工程师(教授级), 博士, 研究方向为柔性交直流输电技术及应用, yumengze98@163.com;

王一凡(1998), 男, 通信作者, 工程师, 硕士, 研究方向为功率半导体应用及电磁场仿真, 1046882998@qq.com。