

基于晶闸管的直流可控避雷器关键技术

刘磊,张翔,王德昌,丁峰峰,陈远俊,方太勋,黄华

(南京南瑞继保电气有限公司,江苏南京 211102)

摘要:电网换相换流器(LCC)与模块化多电平换流器(MMC)级联系统具备诸多独特优势,但其低压端模块化多电平换流器(MMC)由多个电压源换流器(VSC)换流器并联组成,当发生交流侧故障时会引起低压端直流母线过电压。为抑制MMC过电压问题,提出在直流母线侧安装直流可控避雷器。对交流侧故障时MMC过电压机理进行了理论分析,提出了直流可控避雷器拓扑结构。在深入分析直流可控避雷器不同运行方式的基础上,给出了直流可控避雷器的直流混合可控开关所需的极限电流耐受能力。为实现开关触发的快速性,提出在直流混合可控开关中采用串联晶闸管阀组方案。通过晶闸管Cauer计算模型仿真研究了极限电流下晶闸管阀组瞬态结温,验证了设计方案的合理性。基于某规划直流工程进行直流可控避雷器设计,并给出了主设备布置方案。基于PSCAD/EMTDC平台搭建了系统的仿真模型,验证了所提出的直流可控避雷器拓扑抑制系统MMC过电压的有效性。

关键词:LCC-MMC混合级联系统;换流器过电压;直流可控避雷器;混合直流可控开关;晶闸管瞬态结温

中图分类号:TM 721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202205009

0 引言

在高压直流输电领域,基于电网换相换流器的高压直流输电LCC-HVDC(Line Commutated Converter based High Voltage Direct Current)技术和采用全控型器件的模块化多电平换流器型高压直流输电MMC-HVDC(Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current)技术^[1-3]得到了最为广泛的应用。近年来,学者们进一步研究发现如果将这2种技术融合可以获得更多优势。在诸多融合拓扑中,受端电网换相换流器(LCC)与模块化多电平换流器(MMC)级联拓扑备受关注,这种拓扑一般采用高压端LCC与低压端MMC串联,并在国内某规划特高压直流输电工程中得到了应用^[4-7]。

然而受端交流侧故障下,低压端电压源换流器(VSC)过电压是受端LCC-MMC混合级联系统最为突出的问题。文献[8-11]研究了受端LCC-MMC混合级联系统站内单相接地故障导致的MMC换流阀子模块过电压问题,并提出了换流阀桥臂电流不平衡保护与换流器分步闭锁策略抑制换流阀子模块过电压应力。为确保系统运行可靠性,除了通过控制策略抑制过电压,还必须从一次拓扑方面提出解决思路。有学者提出在低压端母线与地电位之间增加直流可控避雷器^[12],以实现运行过程中对直流母线电压的柔性控制,而这种技术方案的关键点就在于

如何实现直流可控避雷器控制部分。已有学者针对可控避雷器进行过相关研究,例如:文献[13]提出了操作过电压柔性限制方法的概念,阐述了可控避雷器的原理,计算得到了采用可控避雷器降低操作过电压的效果;文献[14]研究了特高压交流开关型可控避雷器技术,阐述了开关型可控避雷器技术的工作原理,给出了特高压交流开关型可控避雷器的参数选择方法。但已有研究主要针对应用于交流线路的可控避雷器,控制部分的动作速度较慢,还无法满足保护VSC的要求,且国内外针对直流可控避雷器的研究极少。

为解决受端LCC-MMC混合级联系统低压端VSC过电压问题,本文重点研究了在低压端母线与地电位之间增加直流可控避雷器的技术方案;对直流可控避雷器的控制部分进行深入分析,提出了一种直流混合可控开关;最后通过PSCAD/EMTDC仿真验证了所提方案的有效性。

1 直流可控避雷器抑制MMC过电压

1.1 交流系统故障下的MMC过电压

特高压LCC-MMC混合级联输电系统低压端MMC阀组发生站内阀侧三相接地故障时,控制保护一般会在3~5 ms内动作,从而立即闭锁MMC、跳开交流断路器、降低送端功率。考虑到工程中交流断路器动作时间、通信延时和控制保护动作延时的影响(数十ms级别),在MMC闭锁后,整流侧功率会通过反并联二极管形成换流阀能量馈入回路,导致换流阀子模块严重过电压,危害系统安全运行。

直流侧能量馈入子模块等效充电回路见附录A图A1,图中粗红线为充电路径,充电电流沿MMC上

收稿日期:2021-06-15;修回日期:2022-03-11

在线出版日期:2022-04-08

基金项目:国网电力科学研究院资助项目(JS2001706)

Project supported by State Grid Electric Power Research Institute(JS2001706)

管绝缘栅双极型晶体管IGBT(Insulated Gate Bipolar Transistor)内部反并联二极管向子模块直流侧电容充电。

在不考虑子模块电容电压不均匀性,且忽略故障回路电阻的影响时,子模块电压受直流侧能量的影响可表示为:

$$u_{sm} = \sqrt{\frac{2P(T_{d1} + T_{d2})}{3NC} + U_{c0}^2} \quad (1)$$

式中: u_{sm} 为MMC单个子模块电压; P 为直流输送功率; T_{d1} 、 T_{d2} 分别为控制保护通信延时、动作延时; N 为单相桥臂子模块个数; C 为单个子模块额定电容; U_{c0} 为子模块故障时刻电压。

由此可知,故障后子模块电压与故障时刻系统运行功率、通信延时、动作延时呈正相关关系,与交流阀桥臂子模块个数、子模块额定电容容值呈负相关关系。可通过减少流入故障换流阀的运行功率、缩短控制保护通信延时与动作延时、提高换流阀子模块额定电容容值或增加桥臂额定运行子模块个数降低故障后子模块过电压应力。

1.2 直流可控避雷器拓扑结构

为了抑制发生故障时MMC直流母线电压上升,如果在直流母线侧安装能量释放装置需要满足快速性与泄放总能量要求。本文重点研究在每极400 kV对地之间加装直流可控避雷器。

在LCC-MMC混合级联输电系统低压端MMC换流器加装直流可控避雷器的拓扑结构如图1所示。目前应用于柔性直流输电的IGBT单管最大容量为4 500 V / 3 000 A,单管运行电流不超过2 000 A,而典型的特高压直流输电工程输电电压和容量分别达到了±800 kV与8 000 MW,直流输电工程额定直流

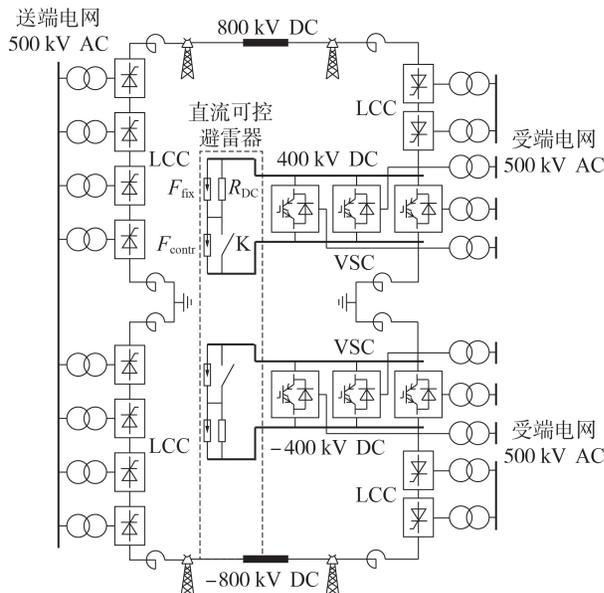


图1 直流可控避雷器拓扑结构

Fig.1 Topological structure of DC controllable arrester

电流达到了5 000 A,为满足受端达到同样电流等级,低压端VSC必须并联,综合考虑后选择3个VSC并联。图1中,直流可控避雷器主要包含避雷器固定部分 F_{fix} 、避雷器可控部分 F_{contr} 、均压电阻器 R_{DC} 和直流混合可控开关 K 。均压电阻器 R_{DC} 主要作用为匹配直流混合可控开关 K 的漏电流,以免改变直流可控避雷器可控部分与固定部分中避雷器本体阀片串的分压比。

1.3 直流可控避雷器运行工况

根据MMC过电压情况,直流可控避雷器有如下3种运行工况。

1)受端交流系统无故障,直流系统正常运行,MMC无过压,无避雷器旁路。此时直流混合可控开关 K 处于分闸位置,直流可控避雷器承受低压端母线输出电压,仅有微小的泄漏电流流过避雷器和静态均压电阻。

2)受端交流系统发生故障,MMC发生过电压,直流混合可控开关 K 处于合位,避雷器可控部分被旁路,避雷器固定部分限制过电压,有较大的故障电流流过避雷器固定部分和直流混合可控开关 K 。

3)受端交流系统发生故障,MMC发生过电压,直流混合可控开关 K 处于合位,避雷器可控部分被旁路,避雷器固定部分承受低压端母线输出电压时发生整体击穿。此时直流母线发生对地短路故障,系统短路故障电流流过避雷器固定部分和直流混合可控开关 K 。

综上所述可知,在运行工况3)下 K 承受极限电流应力^[15-16]。直流母线发生对地短路故障后的故障电流通流回路见附录A图A2,此时MMC中的IGBT已全部闭锁,子模块旁路晶闸管触发开通,故障电流流过IGBT内部体二极管及与其并联的旁路晶闸管构成通流回路。

实际工程中,VSC系统参数为:换流变网侧、阀侧联结组别分别为Y0、 Δ ;换流变网侧、阀侧额定相电压分别为303.1、182.6 kV;单台换流变容量为375 MV·A;换流变额定分接头下的阻抗为16%;桥臂电抗器参数为50 mH。单台MMC在直流可控避雷器上产生的短路电流 I_{sc} 为:

$$I_{sc} = \frac{3}{2} \frac{U_3}{\omega(L_r + L_s/2)} \quad (2)$$

式中: U_3 为MMC阀侧相电压有效值, $U_3=182.6$ kV; L_r 为换流变压器等效漏感,经计算 $L_r=15.1$ mH; L_s 为桥臂连接电感, $L_s=50$ mH; $\omega=2\pi f \approx 2 \times 3.14159 \times 50 = 314.159$ 。最终计算得到直流母线对地短路故障下单台MMC产生的短路电流 $I_{sc}=21.7$ kA。

受端低压侧采用3台MMC并联,实际直流短路电流应考虑3台MMC的短路电流之和,如果此时送端LCC与高压端换流器还未闭锁,直流电流也汇入

直流母线短路点,短路电流峰值将达到70 kA。

根据实际工程参数进行直流侧短路故障仿真,波形如图2所示。图中:0时刻系统启动;2 s时刻400 kV直流母线电压达到400 kV;5 s时刻发生400 kV直流母线对地短路故障,流过短路点的故障电流峰值达到69 kA。

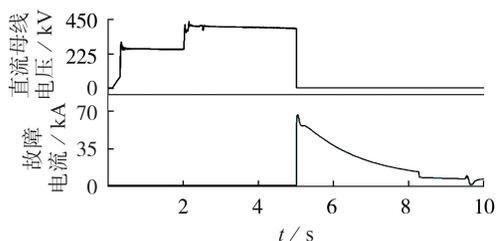


图2 直流母线对地短路故障仿真波形

Fig.2 Simulative waveforms of DC bus-to-ground short circuit fault

根据直流母线对地短路故障电流峰值的计算与仿真结果,并考虑一定裕度,最终选取直流混合可控开关K的设计峰值电流为88 kA。

2 直流混合可控开关

2.1 拓扑结构

直流可控避雷器中的直流混合可控开关K主要需满足如下要求:①闭锁状态能够承受 F_{contr} 两端的高压;②投入瞬间延迟时间要短;③开通后承受过电流能力要强。

直流可控避雷器安装在低压端400 kV母线与地之间,初步设计考虑避雷器整体持续运行电压达到440 kV,其中避雷器固定部分、可控部分的持续运行电压分别为364、77 kV。

为保护MMC中的IGBT免受过电压损坏,从检测出VSC直流母线过电压并发出K合闸命令到K合闸完成的时间应小于1 ms。

根据1.3节可知,当避雷器固定部分整体击穿时,流过K的电流需要考虑3台MMC的短路电流与直流侧汇入电流,峰值可达88 kA。

综上所述,本文的直流混合可控开关拓扑图如图3所示。图中, K_1 为半导体触发开关,本文采用串联晶闸管阀组实现; K_2 为快速机械开关; K_3 为旁路开关。直流混合可控开关触发顺序见附录A图A3。 K_1 可以在发出触发脉冲后1 ms内投入, K_2 可以在发出触发脉冲后3~5 ms内投入, K_3 可以在发出触发脉冲后20~30 ms内投入。MMC直流母线出现过电压故障时,利用 K_1 的迅速导通特性,快速将可控避雷器可控部分旁路,达到限制过电压的目的。

2.2 K_1 参数设计

K_1 采用串联晶闸管阀组实现,主要根据耐受电压选择晶闸管串联级数,根据极限耐受电流进行晶

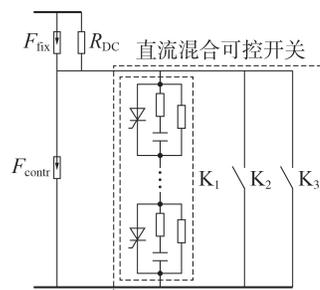


图3 直流混合可控开关拓扑结构

Fig.3 Topological structure of DC hybrid controllable switch

闸管选型。目前已商业化应用的晶闸管单管最高电压为8500 V, K_1 晶闸管阀最小串联级数 N_{min} 的计算公式为:

$$N_{\text{min}} = \frac{U_{\text{SIWL}} k_{\text{uneven}}}{U_{\text{DRM}}} \quad (3)$$

式中: U_{SIWL} 为与 F_{contr} 绝缘配合的晶闸管阀操作冲击耐受电压; k_{uneven} 为阀内电压不均匀系数; U_{DRM} 为晶闸管的断态重复峰值电压。经计算 $N_{\text{min}}=19$,考虑3级冗余,最终选择总级数为22级。

晶闸管散热示意图见附录A图A4。晶闸管内部通常采用双面散热技术,硅(Si)材料芯片为其发热源,芯片两侧由内向外依次是钼(Mo)片和铜(Cu)基座,两侧材料厚度具有对称性,它们经过压装或冷焊后形成一个整体。侧面由瓷环密封,起到绝缘和保护作用,在瓷环和内部金属导体之间的空隙中充入一定压力的惰性气体。

由于芯片较薄,且考虑到晶闸管导通时内部电场的分布特点,可将芯片视作一个均匀发热体,热流以芯片中心面为对称面沿轴向分别向两侧管壳传递。因此在对晶闸管进行热传导分析时可自中心面取其一半作为分析对象。

根据晶闸管内部散热结构可以搭建如图4所示的晶闸管Cauer计算模型^[17],从而计算晶闸管通过故障电流时的结温。图中:虚线方框内为晶闸管内部各部件散热模型; $P(t)$ 为晶闸管损耗; R_1 — R_5 和 C_1 — C_5 分别为晶闸管内部各部件的热阻参数和热容参数; R_6 为部件芯片与钼片之间的接触热阻, R_7 为钼片与铜片之间的接触热阻, R_6 、 R_7 在晶闸管压接力固定的情况下为定值; T_j 为晶闸管瞬态结温。

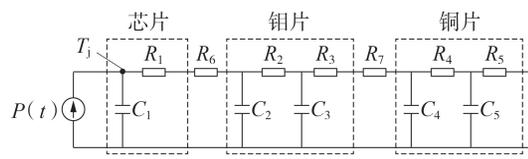


图4 晶闸管Cauer计算模型

Fig.4 Cauer calculation model of thyristor

晶闸管损耗与瞬态电流的关系如下:

$$P(t) = i_T(t)(u_T + i_T(t)r_T) \quad (4)$$

式中: $P(t)$ 为晶闸管损耗; u_T 、 i_T 和 r_T 分别为晶闸管通态门槛压降、通态电流和斜率电阻。

基于西安派瑞功率半导体变流技术有限公司的《Datasheet of KP55Y8503Z》提供的参数仿真验证故障电流峰值为88 kA时晶闸管的最高结温。根据2.1节中的直流混合可控开关触发顺序,在 K_2 合闸前,故障电流全部流过 K_1 ,持续时间为3 ms; K_2 合闸后电流主要通过 K_2 ,最后当 K_3 合闸后, K_2 与 K_3 并联分流;当 K_2 出现故障拒动时, K_1 流过电流直至 K_3 合闸,持续时间为30 ms;当 K_3 也发生拒动时, K_1 将承受全部故障电流,直至400 kV母线的旁路母线开关(BPS)合闸,持续时间为50 ms。当 K_1 中通过持续时间为3 ms、幅值为88 kA的故障电流时,晶闸管瞬态结温 T_j 的仿真曲线如图5所示。在最高环境温度40 °C下,考虑晶闸管漏电流的影响最终初始结温为50 °C,通过持续时间为3 ms、幅值为88 kA故障电流后,晶闸管结温最高达到120.45 °C。

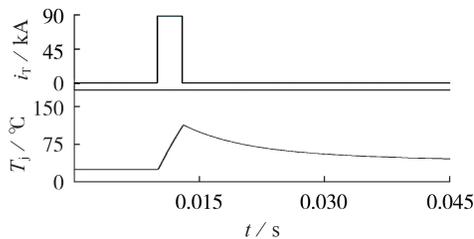


图5 晶闸管瞬态结温仿真曲线

Fig.5 Simulative curves of transient junction temperature of thyristor

晶闸管瞬态最高结温 T_{jmax} 随故障电流持续时间变化的曲线如图6所示。最终 K_1 选用22级晶闸管串联实现。

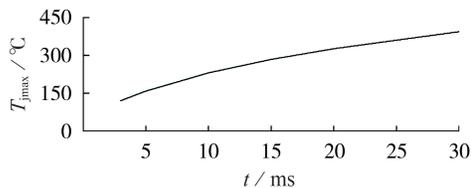


图6 晶闸管瞬态最高结温随故障电流持续时间变化曲线

Fig.6 Variation curves of thyristor transient maximum junction temperature along with duration of short circuit current

本文基于实际工程系统参数进行直流可控避雷器参数设计,直流可控避雷器的主要设计参数见附录A表A1,直流可控避雷器整体布置示意图见附录A图A5。

3 仿真实验

为验证本文所提直流可控避雷器方案的有效

性,在PSCAD中搭建了系统仿真电路如附录A图A6所示。图中:送端全部采用LCC;受端高压端采用LCC,受端低压端采用3个VSC换流器并联;本文设计的直流可控避雷器安装在受端低压端MMC处。

图7为受端交流故障情况下,直流可控避雷器中 K 合闸但避雷器固定部分未击穿时的仿真波形。图中: U_{CMOA} 为直流可控避雷器承受总电压; U_{fix} 为直流可控避雷器固定部分承受电压; U_{contr} 为直流可控避雷器可控部分承受电压; I_{total} 为 K 中流过的总电流; I_{K1} — I_{K3} 分别 K_1 — K_3 中流过的电流。由图可见:故障前直流系统正常运行,400 kV母线电压正常;9.5 s时刻发生交流接地故障,400 kV母线电压上升,9.54 s母线电压达到580 kV时,直流可控避雷器中 K_1 率先开通,直流可控避雷器可控部分被旁路,直流母线电压瞬间被限制在540 kV以下,而后进一步降低,流过 K_1 的电流上升;9.545 s时 K_2 合闸,流过 K_1 的电流逐步向 K_2 转移,流过 K_2 的电流迅速上升;9.565 s时 K_3 合闸,电流迅速向 K_3 转移,直流母线电压被限制。

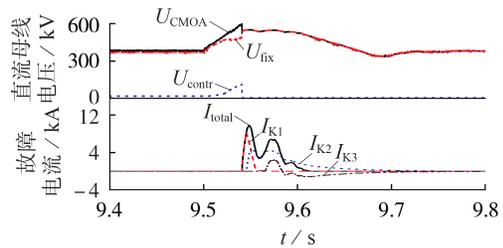


图7 可控避雷器固定部分未击穿时的仿真波形

Fig.7 Simulative waveforms when fixed part of controllable arrester is not broken down

图8为受端交流故障情况下,直流可控避雷器中 K 合闸同时直流可控避雷器固定部分击穿时的仿真波形。由图可见:故障前直流系统正常运行,400 kV母线电压正常;9.5 s时刻发生交流接地故障,400 kV母线电压上升,9.54 s母线电压达到580 kV时,直流可控避雷器中 K_1 率先开通,直流可控避雷器可控部分被旁路,与此同时由于可控部分被短接后,避雷器固定部分发生击穿,直流母线电压瞬间被限制为0,流过 K_1 的电流迅速上升,峰值达到50 kA;9.545 s时

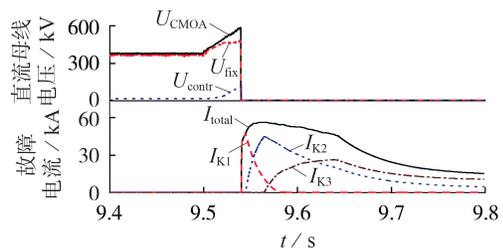


图8 可控避雷器固定部分击穿时的仿真波形

Fig.8 Simulative waveforms when fixed part of controllable arrester breaks down

K_2 合闸,流过 K_1 的电流逐步向 K_2 转移,流过 K_2 的电流迅速上升,峰值达到45 kA;9.565 s时 K_3 合闸,电流迅速向 K_3 转移,峰值电流达到28 kA。直流可控避雷器动作后,直流母线电压一直被限制为0。

从仿真结果可以得出,直流可控避雷器通过 K_1 — K_3 的配合可以实现直流过电压能量的快速有效限制,能够保证400 kV直流母线上其他设备运行安全。

4 结论

1)在LCC-MMC混合级联输电系统中,当发生交流系统接地故障时会导致受端MMC过电压,研究发现受端MMC直流母线侧增加直流可控避雷器可以有效抑制过电压,可控避雷器电力电子开关极限故障电流能量主要由VSC交流系统及送端直流系统决定。

2)直流可控避雷器通过电力电子开关 K_1 、快速机械开关 K_2 与慢速旁路开关 K_3 配合可以快速有效限制直流过电压能量,保证直流母线上其他设备运行安全。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 刘泽洪,余军,郭贤珊,等. ± 1100 kV特高压直流工程主接线与主回路参数研究[J]. 电网技术,2018,42(4):1015-1022.
LIU Zehong, YU Jun, GUO Xianshan, et al. Study on main connection line and main circuit parameters of ± 1100 kV UHVDC [J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1015-1022.
- [2] 马为民,吴方劼,杨一鸣,等. 柔性直流输电技术的现状及应用前景分析[J]. 高电压技术,2014,40(8):2429-2439.
MA Weimin, WU Fangjie, YANG Yiming, et al. Flexible HVDC transmission technology's today and tomorrow [J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(8): 2429-2439.
- [3] 王永平,赵文强,杨建明,等. 混合直流输电技术及发展分析[J]. 电力系统自动化,2017,41(7):156-167.
WANG Yongping, ZHAO Wenqiang, YANG Jianming, et al. Hybrid high-voltage direct current transmission technology and its development analysis [J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(7): 156-167.
- [4] 唐庚,徐政,薛英林. LCC-MMC混合高压直流输电系统[J]. 电工技术学报,2013,28(10):301-310.
TANG Geng, XU Zheng, XUE Yinglin. A LCC-MMC hybrid HVDC transmission system [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(10): 301-310.
- [5] 曾蕊,李保宏,刘天琪,等. 受端多落点级联型混合直流输电系统协调控制策略[J]. 电力自动化设备,2021,41(2):111-117.
ZENG Rui, LI Baohong, LIU Tianqi, et al. Coordinated control strategy of receiving-end multi-point cascaded hybrid DC transmission system [J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(2): 111-117.
- [6] 郭春义,赵成勇,彭茂兰,等. 一种具有直流故障穿越能力的混合直流输电系统[J]. 中国电机工程学报,2015,35(17):4345-4352.
GUO Chunyi, ZHAO Chengyong, PENG Maolan, et al. A hybrid HVDC system with DC fault ride-through capability [J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(17): 4345-4352.
- [7] 徐政,王世佳,张哲任,等. LCC-MMC混合级联型直流输电系统受端接线和控制方式[J]. 电力建设,2018,39(7):115-122.
XU Zheng, WANG Shijia, ZHANG Zheren, et al. Inverter station connection modes and control strategies of LCC-MMC hybrid HVDC systems [J]. Electric Power Construction, 2018, 39(7): 115-122.
- [8] 茆书睿,徐政,杨健,等. 交流系统短路故障下MMC对短路电流的影响及抑制策略[J]. 电力自动化设备,2020,40(12):134-142.
MAO Shurui, XU Zheng, YANG Jian, et al. Influence analysis and control strategy of MMC on AC short circuit current under short circuit fault of AC system [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(12): 134-142.
- [9] 张芳,杜雪靓,陈堃. MMC-HVDC系统换流器桥臂短路故障暂态特性分析[J]. 电力自动化设备,2020,40(5):180-187.
ZHANG Fang, DU Xuejing, CHEN Kun. Transient characteristic analysis of converter bridge arm short circuit fault in MMC-HVDC system [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(5): 180-187.
- [10] 郭贤珊,刘路路,周杨,等. LCC-MMC混合级联系统MMC换流器过电压应力抑制策略[J]. 全球能源互联网,2020,3(4):412-419.
GUO Xianshan, LIU Lulu, ZHOU Yang, et al. Overvoltage mitigation control strategies of MMC Converter in a hybrid LCC-MMC HVDC system [J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2020, 3(4): 412-419.
- [11] 许冬,李探,梅念,等. VSC与LCC混合级联直流输电系统暂态电流抑制方法[J]. 全球能源互联网,2020,3(2):166-171.
XU Dong, LI Tan, MEI Nian, et al. Transient current suppression method for VSC and LCC cascaded hybrid HVDC system [J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2020, 3(2): 166-171.
- [12] CHEN Xiujuan, CHEN Weijiang, SHEN Haibin, et al. Withstand capability testing and limitation measurements on du/dt and di/dt of thyristor valve of the controllable metal oxide surge arrester [C] // 2012 International Conference on Intelligent System Design and Engineering Applications. Sanya, China: IEEE, 2012: 621-623.
- [13] 陈秀娟,陈维江,沈海滨,等. 特高压输电系统操作过电压柔性限制方法[J]. 高电压技术,2007,33(11):1-5.
CHEN Xiujuan, CHEN Weijiang, SHEN Haibin, et al. Flexible measures to depress switching overvoltage in UHV transmission system [J]. High Voltage Engineering, 2007, 33(11): 1-5.
- [14] 陈秀娟,陈维江,时卫东,等. 特高压交流开关型可控避雷器的参数选择和样机研制[J]. 电网技术,2018,42(6):1981-1986.
CHEN Xiujuan, CHEN Weijiang, SHI Weidong, et al. Parameter selection and prototype development of UHV AC switch type controllable arrester [J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 1981-1986.
- [15] 李国庆,刘先超,张嵩,等. 基于MMC的两端TWBS-HVDC直流侧短路故障电流计算方法[J]. 电力系统自动化,2020,44(5):91-100.
LI Guoqing, LIU Xianchao, ZHANG Song, et al. Current calculation method of short-circuit fault at DC side for mmc based two-terminal TWBS-HVDC [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5): 91-100.
- [16] 李振动,安海清,樊小伟,等. 双极MMC-HVDC系统站内接地故障特性及保护策略[J]. 电力系统自动化,2020,44(5):77-83.
LI Zhendong, AN Haiqing, FAN Xiaowei, et al. Converter ground-

ding fault characteristics and protection strategy in bipolar MMC-HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020,44(5):77-83.

- [17] 杨俊,查鲲鹏,高冲,等. 直流换流阀晶闸管热阻抗端口特性分析与建模[J]. 中国电机工程学报,2016,36(1):196-204.
YANG Jun,ZHA Kunpeng,GAO Chong,et al. Study on external characteristics and modelling for thermal impedance of thyristor in HVDC converter valve[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(1):196-204.

作者简介:



刘磊(1984—),男,高级工程师,硕士,主要从事高压直流输电方面的研究工作(E-mail:liulei2@nrec.com)。

(编辑 任思思)

Key technology of DC controllable arrester based on thyristor

LIU Lei,ZHANG Xiang,WANG Dechang,DING Fengfeng,

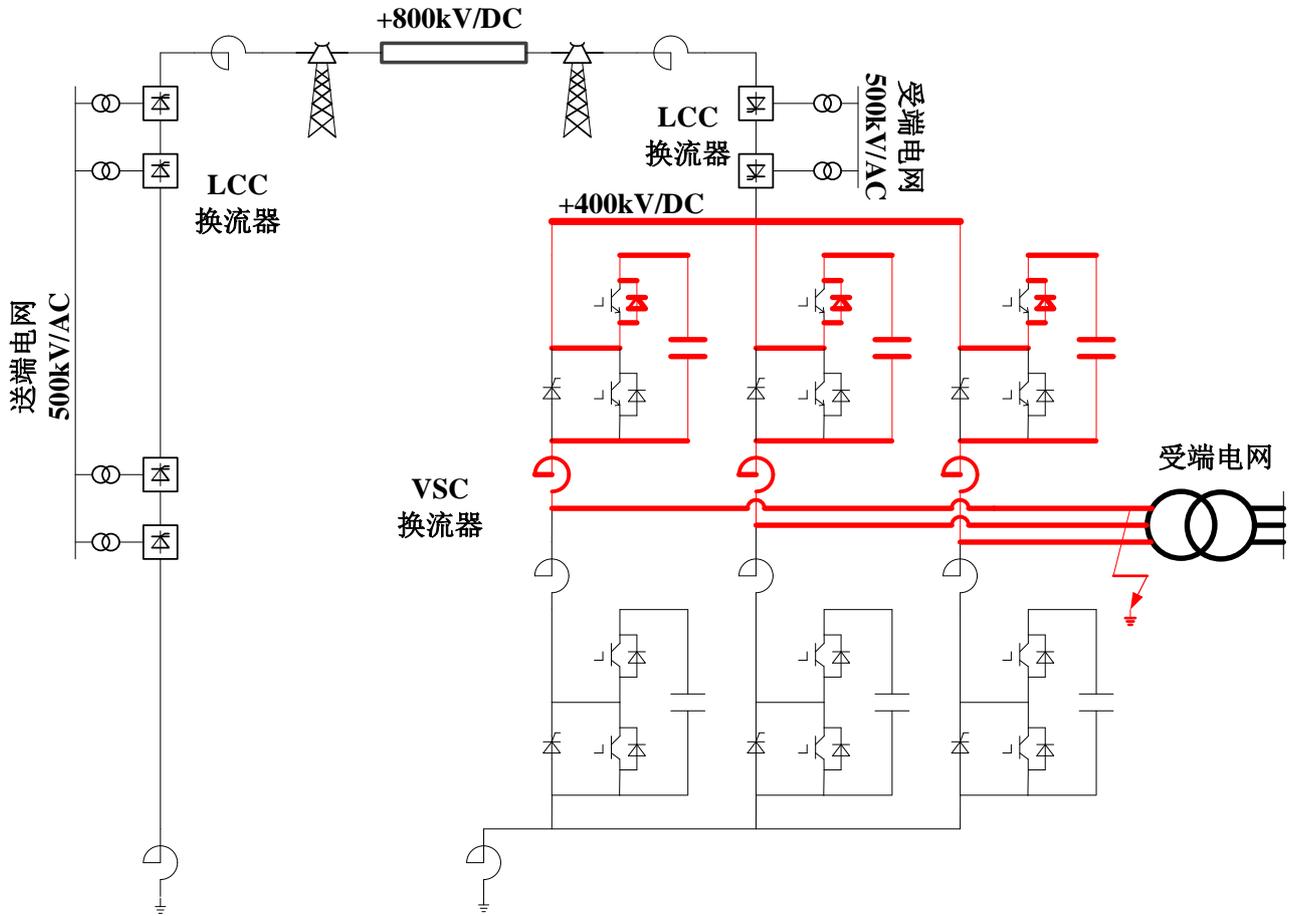
CHEN Yuanjun,FANG Taixun,HUANG Hua

(NR Electric Co.,Ltd.,Nanjing 211102,China)

Abstract: LCC-MMC (Line Commutated Converter-Modular Multilevel Converter) hybrid cascaded system has many unique advantages. However, its low-voltage MMC (Modular Multilevel Converter) consists of multiple VSCs connected in parallel, which will cause overvoltage of low-voltage DC bus under AC-side fault. In order to suppress MMC overvoltage, it is proposed to install a DC controllable arrester at DC bus side. The overvoltage mechanism of MMC under AC-side fault is theoretically analyzed. The topology structure of the DC controllable arrester is proposed. On the basis of in-depth analysis of the different operating modes of the DC controllable arrester, the limit current withstand capability required for DC hybrid controllable switches is given. In order to realize the rapid trigger of switches, the series thyristor valve group scheme is proposed in the DC hybrid controllable switch. The transient junction temperature of the thyristor valve group under the limit current is studied by the Caer calculation model of thyristor, and the designed scheme is verified. Based on the system parameters of a planned DC project, the parameters of DC controllable arrester are designed and the main equipment layout scheme is given. The simulation model of the system is built based on the PSCAD/EMTDC platform, and the effectiveness of the proposed DC controllable arrester topology on MMC overvoltage suppression is verified.

Key words: LCC-MMC hybrid cascaded system; converter overvoltage; DC controllable arrester; DC hybrid controllable switch; transient junction temperature of thyristor

附录 A



图A1 直流侧能量馈入子模块等效充电回路

Fig.A1 Equivalent charging circuit of energy feeding in DC side submodule

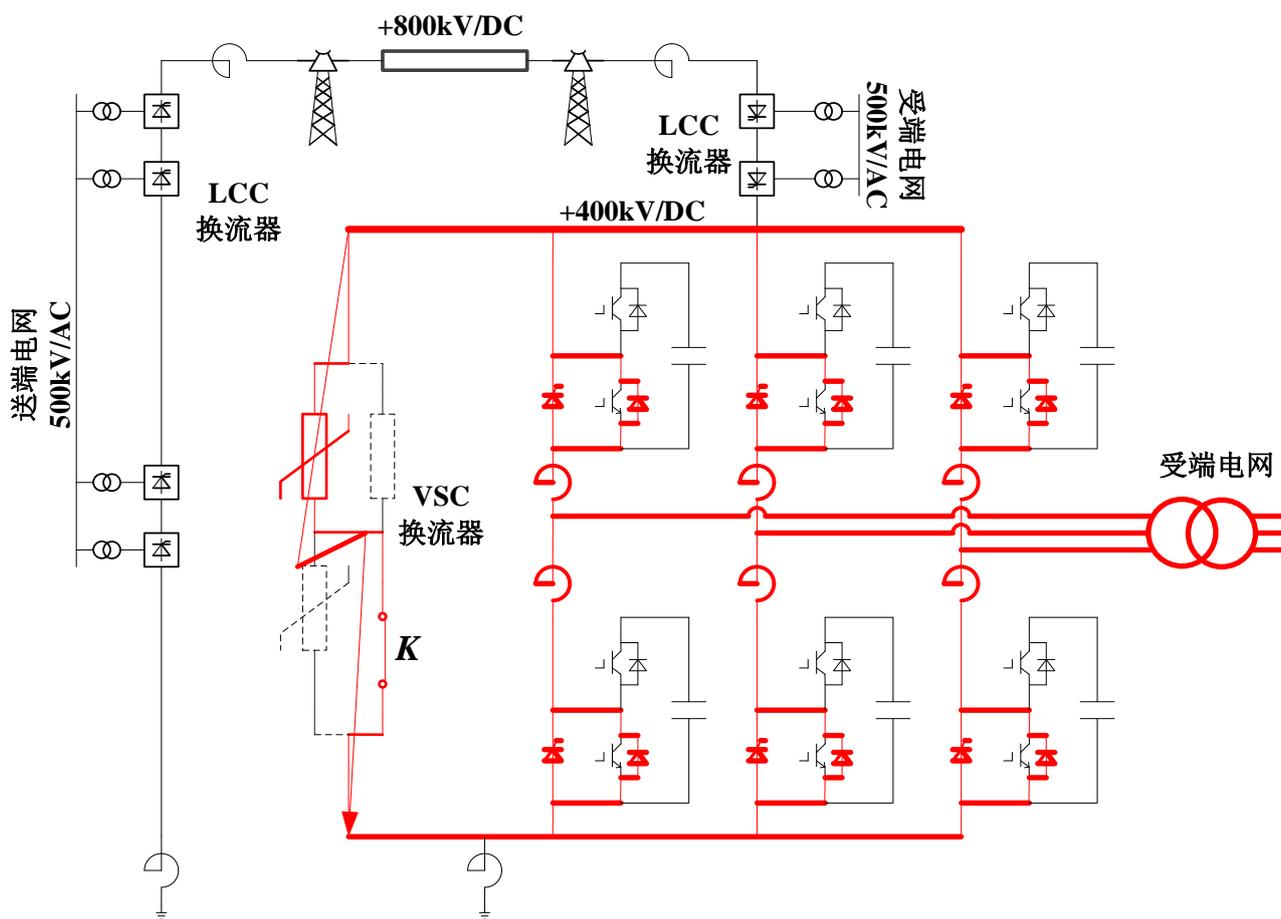
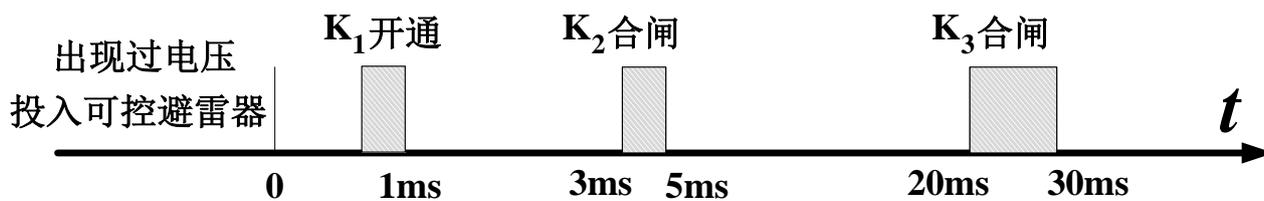


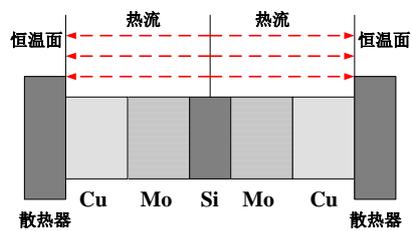
图 A2 直流侧短路故障电流通流回路

Fig.A2 Flow circuit of DC side short circuit fault current



图A3 直流混合可控开关触发顺序

Fig.A3 Switch trigger sequence of DC hybrid controllable switch



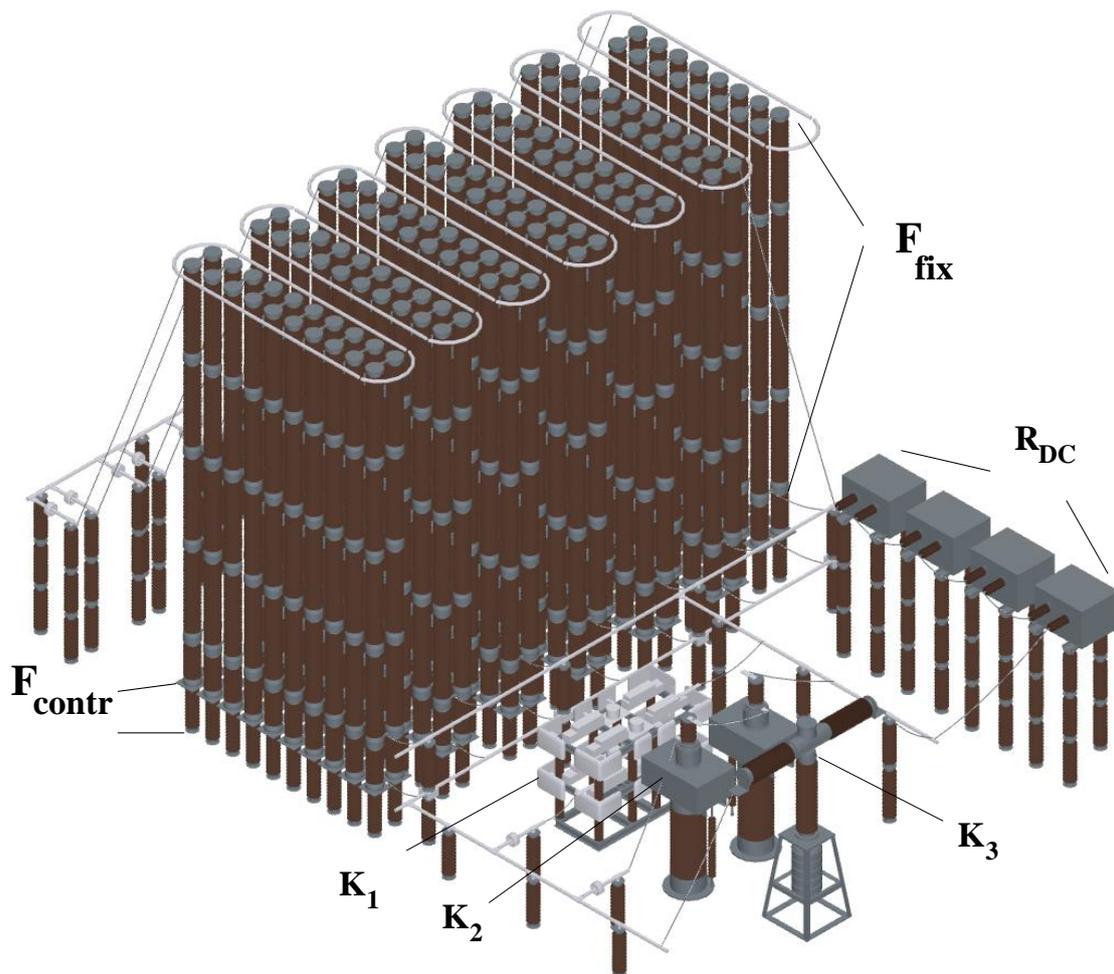
图A4 晶闸管散热示意图

Fig.A4 Cooling schematic diagram for thyristor

表 A1 直流可控避雷器参数

Table A1 Parameters of DC
controllable arrester

| 参数 | 参数值 |
|-----------------|------|
| 整体持续运行电压/kV | 440 |
| 固定部分持续运行电压/kV | 364 |
| 可控部分持续运行电压/kV | 77 |
| 单次能量吸收能力/MJ | ≥200 |
| 并联柱数 | 136 |
| 电力电子开关耐受峰值电流/kA | 88 |



图A5 直流可控避雷器整体布置示意图

Fig A5 Schematic diagram of DC controllable arrester

图中，直流可控避雷器上部分为固定部分 F_{fix} ，下部分为可控部分 F_{contr} ；均压电阻器 R_{DC} 并联在 F_{fix} 两端；半导体触发开关 K_1 并联在 F_{contr} 两端，并与快速机械开关 K_2 和旁路开关 K_3 并联。

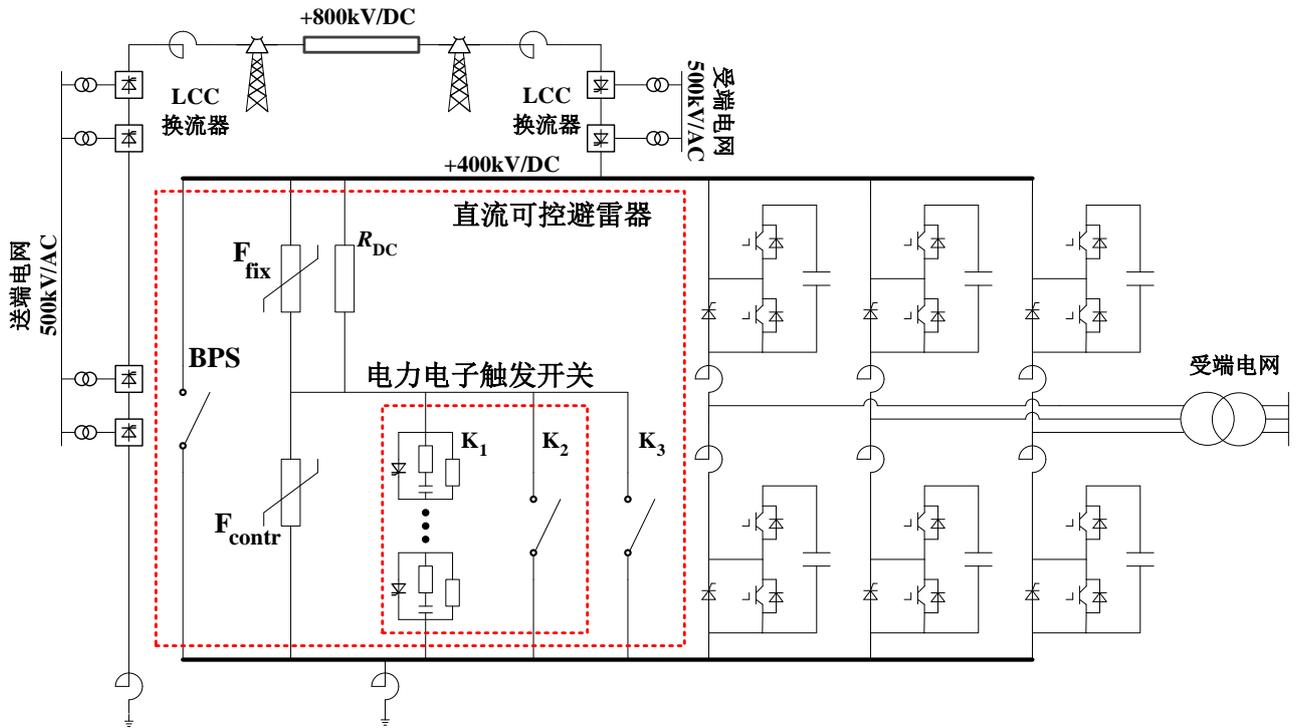


图 A6 直流可控避雷器验证电路

Fig.A6 Verification circuit diagram of DC controllable arrester