

LCC-FHMMC混合直流输电系统阀侧故障特性及保护策略

陆书豪, 贾秀芳

(华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室, 北京 102206)

摘要:送端采用电网换相换流器(LCC)、受端采用半桥与全桥混合型模块化多电平换流器(FHMMC)的LCC-FHMMC混合直流输电系统,在受端发生阀侧单相接地故障时,具有与半桥或全桥型MMC不同的故障特性。分别从交流电源贡献、直流电源贡献以及高低端阀组差异3个角度对阀侧单相接地故障下子模块过电压机理进行了分析。随后,针对FHMMC混合直流输电系统直流侧无直流断路器的特点,提出了一种基于选相型单向晶闸管旁路支路的故障隔离策略,以及适用于LCC-FHMMC混合直流输电系统阀侧单相接地故障的保护策略。最后,基于PSCAD/EMTDC仿真平台搭建了相关模型,通过仿真验证了理论分析的正确性以及所提保护策略的有效性。

关键词:LCC-FHMMC混合直流输电;换流器;阀侧接地故障;晶闸管旁路支路

中图分类号:TM 721.1;TM 771

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202105018

0 引言

我国能源资源与负荷中心分布极不均衡,高压直流输电在远距离输电中的优势决定了其在我国具有广阔的应用前景^[1]。送端采用电网换相换流器(LCC)、受端采用半桥与全桥混合型模块化多电平换流器(FHMMC)的LCC-FHMMC混合直流输电系统具有以下优势:结合了传统直流输电容量大、电压水平高的特点;可实现柔性直流有功、无功解耦控制;无换相失败风险以及谐波水平低等。LCC-FHMMC混合直流输电系统是未来高压直流输电的重要发展方向之一^[2-3]。我国正在建设的乌东德水电站送电广东广西特高压直流示范工程采用该种直流输电形式^[4]。

目前,国内外已有学者对特高压多端混合直流输电系统的相关特性展开研究^[5-6]。其中对于故障特性的研究主要集中于交、直流故障^[7-8],针对站内阀侧故障的研究涉及较少。文献[9]分析了半桥型双极柔性直流输电系统阀侧接地故障下的系统特性,并针对子模块过电压和直流偏置问题提出了相应的解决策略。文献[10]对换流变阀侧三相接地故障的故障电流成分进行详细研究并给出了其解析解。文献[11]分析了逆变站为LCC时的阀侧故障特性。此外,国外相关学者还对全桥型MMC的阀侧故障特性进行了研究^[12-13],并提出了相应的故障隔离策略,如文献[12]提出采用双向晶闸管旁路支路对阀侧故障进行隔离。然而,在具有高、低端阀组结构的FHMMC中,其阀侧故障具有不同的特性,同时现

有文献提出的故障隔离策略仍有优化的空间。

针对上述研究现状,本文对LCC-FHMMC混合直流输电系统的特殊结构开展阀侧接地故障研究,分别从交流电源贡献、直流电源贡献以及高低端阀组差异3个方面对子模块过电压机理进行分析,并提出一种基于选相型晶闸管旁路支路的故障隔离策略。最后,在PSCAD/EMTDC仿真平台搭建了相关模型,通过相关仿真波形验证了本文所提策略的有效性。

1 换流变阀侧单相接地故障子模块过电压机理分析

1.1 交流侧电源对子模块过电压的影响

在分析交流电源对子模块过电压的影响之前,首先对故障前、后换流变阀侧电压变化进行分析。特高压直流输电系统中FHMMC拓扑结构如图1所示。图中, R_0 和 L_0 分别为桥臂等效电阻和电感,高、低端阀组取值相同; U_{dch} 和 U_{dcl} 分别为换流变高、低端阀组的直流电压; $HBSM_i(i=1,2,\dots,m)$ 、 $FBSM_j(j=1,2,\dots,n)$ 分别为半桥型子模块和全桥型子模块, $N=m+n$ 为子模块总数。由基尔霍夫电流定律可得换流变高、低端阀组交流电压 u_{xh} 和 $u_{xl}(x=a,b,c)$ 分别为:

$$\begin{cases} u_{xh} = -\frac{1}{2}L_0\frac{di_{xh}}{dt} - \frac{1}{2}R_0i_{xh} + \frac{u_{nxh}-u_{pxh}}{2} + \frac{1}{2}(U_{dch}+U_{dcl}) \\ u_{xl} = -\frac{1}{2}L_0\frac{di_{xl}}{dt} - \frac{1}{2}R_0i_{xl} + \frac{u_{nxl}-u_{pxl}}{2} + \frac{1}{2}U_{dcl} \end{cases} \quad (1)$$

式中: i_{xh} 和 i_{xl} 分别为换流变高、低端阀组交流电流; u_{pxh} 、 u_{nxh} 和 u_{pxl} 、 u_{nxl} 分别为高端阀组和低端阀组上、下桥臂电压。根据式(1)易得稳态运行时高、低端阀组交流电压均存在直流偏置量,其值分别为600、200 kV。

收稿日期:2020-10-20;修回日期:2021-03-12

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51777072)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51777072)

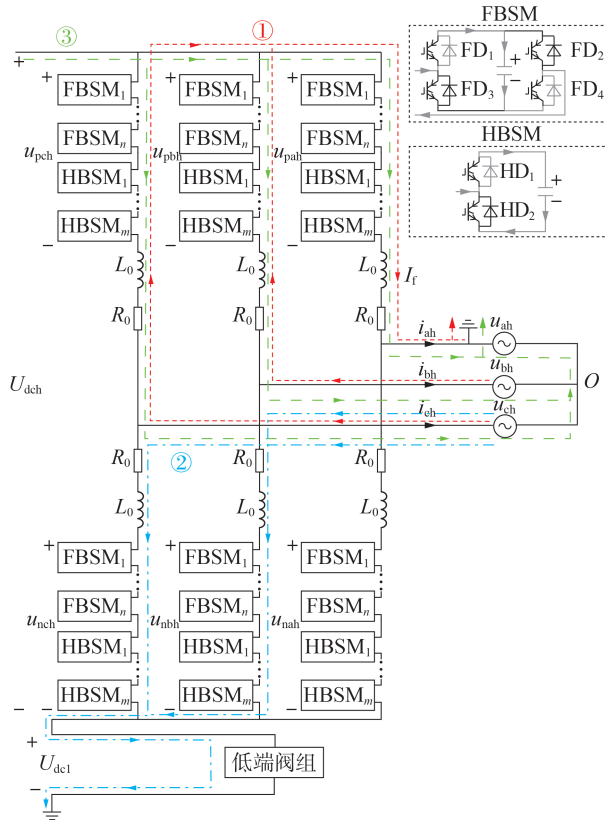


图1 FBMMC拓扑结构

Fig.1 Topology structure of FBMMC

不同于换流变网侧故障,阀侧交流母线与换流器直接相连,故障时对阀组的危害比网侧故障更加严重,并且换流变阀侧故障多为永久故障^[14]。因此,换流变阀侧发生接地故障时,保护系统应迅速完成故障识别并闭锁阀组隔离故障。阀组闭锁后,桥臂电容将直流系统与交流系统隔离,阀侧电压的直流偏置量消失。由于换流变阀侧绕组不接地,故障阀组故障相电压为0,非故障相电压升至线电压;非故障阀组交流电压仍保持三相对称,其只含交流分量,幅值为相电压幅值。附录A图A1、A2分别为高端阀组a相故障前、后换流变阀侧电压波形,由图可知仿真结果与理论分析一致。

阀组闭锁后故障阀组非故障相电压有效值 U_f 为:

$$U_f = \mu M U_{dc} / \sqrt{2} \quad (2)$$

式中: M 为系统调制比; μ 为直流电压利用率; U_{dc} 为阀组直流侧电压。根据直流电压利用率和调制比的定义,可得:

$$\mu = \sqrt{3} M / 2 \quad (3)$$

下面分析交流电源对子模块过电压的影响。阀组闭锁后假设交流电源对桥臂电容充电,上、下桥臂放电回路分别为图1所示虚线①、②。以b相为例,根据放电通路可得下桥臂等效方程为:

$$u_f = 2R_0 I_f + 2L_0 \frac{dI_f}{dt} + (1+k) N U_{avg} \quad (4)$$

式中: u_f 为非故障相电压; I_f 为桥臂等效充电电流; k 为桥臂子模块的全桥配比; U_{avg} 为子模块电容电压平均值。桥臂等效电容 C_0 为:

$$C_0 dU_c / dt = I_f \quad (5)$$

式中: U_c 为等效桥臂电容电压。由式(4)、(5)可得:

$$u_f = 2R_0 C_0 \frac{dU_c}{dt} + 2L_0 C_0 \frac{d^2 U_c}{dt^2} + (1+k) N U_{avg} \quad (6)$$

同理可得下桥臂等效方程为:

$$u_f = R' C_0 \frac{dU_c}{dt} + L' C_0 \frac{d^2 U_c}{dt^2} + 3N U_{avg} \quad (7)$$

$$\begin{cases} R' = R_0 + 2R_0 / 3 \\ L' = L_0 + 2L_0 / 3 \end{cases} \quad (8)$$

根据式(2)、(3)、(6)、(7),在FBMMC中,当系

统调制比 $M < \min \left\{ \sqrt{\frac{2(1+k)}{3}}, \sqrt{\frac{2 \times 3}{3}} \right\}$ 时,交流电源

不会对子模块进行充电。通常情况下,为保证换流阀具有故障穿越能力, k 应大于50%^[15]。本文系统取 $k=70\%$,同时稳态下为维持直流电压,使其工作于调制比 $M \approx 1$ 的工况。经计算,故障发生后,交流电源不会对子模块进行充电。

1.2 直流侧电源对子模块过电压的影响

当故障站闭锁后,由于通信或保护系统响应延时,远端非故障站无法立即执行相应的保护策略,而继续向故障点馈入有功,加之直流线路在故障前储存的有功,相当于直流电源对子模块电容充电。

假设在故障发生后的 Δt 时间内,直流系统向故障阀组馈入的有功功率为 P ,那么电容电压的变化量 ΔU_c 满足:

$$P \Delta t = 1.5 C_0 (U_{dc} + \Delta U_c)^2 - 1.5 C_0 U_{dc}^2 \quad (9)$$

由于 $\Delta U_c \ll U_{dc}$,忽略式(9)所示二阶分量的影响,可得:

$$\Delta U_c = P \Delta t / (3 C_0 U_{dc}) \quad (10)$$

由式(10)可知,直流侧传输功率越大,传输时间越长,则子模块过电压现象越严重。下面对子模块电容电压最大值进行推导。

以高端阀组a相故障为例,当阀组闭锁后,直流电源充电通路如图1中虚线③所示。当直流电压大于交流电压时,全桥子模块的二极管 FD_1 、 FD_4 以及半桥子模块的二极管 HD_1 导通,直流侧电源向子模块电容充电。并且该充电过程具有阶段性,即同一时刻直流电源只对交流侧瞬时电压最低相充电,直到子模块电容电压之和等于直流和交流侧之间的电压差时充电结束。因此电容电压的最大值 $U_{c,max}$ 为:

$$U_{c,max} = U_{dc} + \max |u'_f| \quad (11)$$

式中: $\max |u'_f|$ 为故障后交流电压峰值,其表达式如

式(12)所示。

$$\max |u'_f| = \sqrt{2} U_f \quad (12)$$

根据调制比定义:

$$M = 2\sqrt{2} U_{ac}/U_{dc} \quad (13)$$

式中: U_{ac} 为换流变阀侧交流相电压有效值。

结合式(11)~(13),可得电容电压最大值为:

$$U_{C_{max}} = (1 + \sqrt{3} M/2) U_{dc} \quad (14)$$

由式(14)可知,子模块电容电压的最大值与系统的调制比有关。在正常工况下,取 $M=0.9$,则故障发生后电容电压最大近似为 1.8 p.u.,该值将对桥臂电容造成严重危害。

1.3 不同阀组故障对子模块过电压的影响

由于前文已对高端阀组接地故障进行较为详细的讨论,本节将主要对低端阀组故障特性进行分析。

假设低端阀组发生 c 相接地故障,同理低端阀组直流电压偏置量消失,交流电压最低相上桥臂子模块电容将被充电。假设某时刻 b 相电压最低,那么低端阀组 b 相上桥臂电容将被充电。对于高端阀组而言,由于前文已知当调制比小于临界值时,交流侧电源不对过电压提供贡献,此时相当于高端阀组 b 相下桥臂电压 u_{nbh} 增大,即高端阀组交流侧电压 u_{bh} 受低端阀组桥臂电压箝位限制而降低,直流侧有功经 b 相上桥臂流向 c 相下桥臂,再经低端阀组的 b 相上桥臂馈入故障点,相应的充电回路如图 2 所示。

因此,若低端阀组发生单相接地故障,相应的电容最大值 $U'_{C_{max}}$ 为:

$$U'_{C_{max}} = (3 + \sqrt{3} M/2) N U_{avg}/3 \quad (15)$$

根据式(15),低端阀组接地故障下,子模块过电压最大值约为 1.3 p.u.。

综上所述,不同阀组发生接地故障时,子模块充电回路和过电压限值有所差别。对于低端阀组故障,其过电压幅值在安全范围内,正常的保护逻辑不会对电容产生危害;而对于高端阀组故障,正常闭锁无法保护子模块电容,需研究额外的保护方法。

2 阀侧接地故障保护策略

如前文所述,当故障站闭锁后,直流系统会在数十毫秒内向故障站馈入大量有功,导致故障阀组子模块过压。在半桥型 MMC 中,直流断路器能够在阀侧故障时迅速对该部分功率进行隔离,然而在 FHMMC 中,通常直流侧只安装机械开关,不具备开断大电流的能力。因此,需研究相应的保护策略耗散该部分功率,保护阀组子模块电容。在提出本文保护策略前,首先对不同送端换流站类型产生有功盈余功率的机理进行分析。

2.1 LCC 盈余有功产生机理及抑制策略

在 LCC-FHMMC 混合直流输电系统中,送端

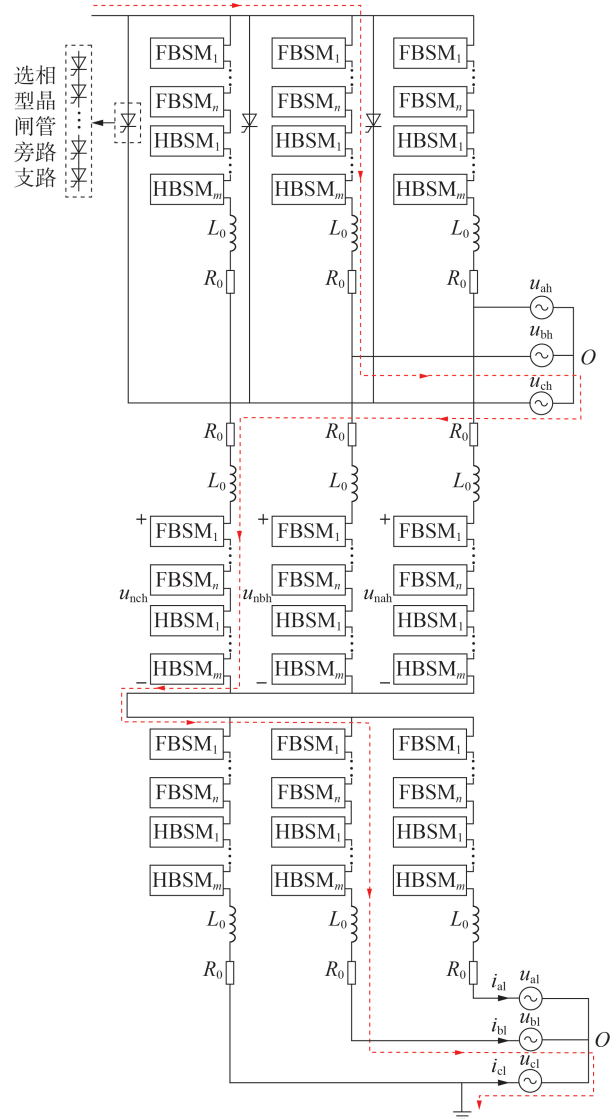


图 2 低端阀组接地故障示意图

Fig.2 Schematic diagram of low-side valve under grounding fault

LCC 正负极均由 2 个双十二脉动换流器串联而成的高、低端阀组构成,系统稳态运行时采用定直流电流控制模式,整流侧直流出口电压 U_{der} 满足:

$$U_{der} = k_c (1.35 U_1 \cos \alpha - 3 X_l I_d / \pi) \quad (16)$$

式中: U_1 为空载线电压有效值; X_l 为等值换相电抗; I_d 为直流侧电流; α 为触发角; k_c 为 LCC 每极的六脉动换流器个数,本文取 4。

根据式(16)可得故障下的等效电路如附录 A 图 A3 所示。根据图 A3,当 MMC 发生阀侧接地故障时,桥臂电容放电导致直流端口电压 U_{dc} 降低,从而 LCC、MMC 间直流电压降增大,直流电流增大,更多的有功将馈入故障站。因此,结合 LCC 的运行特性,LCC 应在收到故障信号或本站响应保护动作后迅速移相,转为逆变运行状态,一方面避免向故障站继续馈入有功,另一方面能够辅助耗散直流线路储存的有功。

2.2 MMC 盈余有功产生机理及抑制策略

当故障站因阀侧故障闭锁后,本站电容由放电转为充电,一方面有利于限制本站故障电流,另一方面导致非故障换流器子模块电容放电回路阻抗增大。此外根据式(11),快速降低直流电压可减小子模块过压,因此利用FHMMC的特性,非故障MMC可在检测故障发生后迅速将直流电压控制至0,从而减少馈入故障站的有功。

2.3 选相型单向晶闸管旁路支路

由于通信系统及控制环节的延时,上述站间配合策略无法有效抑制子模块电容过电压,需研究额外的隔离方法。文献[16]提出在直流端口加装泄能装置的策略,但其需要大量全控型器件(IGBT),且仍存在子模块过压风险。文献[13]提出一种双向晶闸管旁路支路的故障隔离策略,但其导通时将产生严重的三相短路电流,且支路所用器件较多并未实现最大经济效益。基于上述研究,本文提出一种选相型单向晶闸管旁路支路。当保护系统检测故障发生时,迅速闭锁故障换流阀,并通过相应逻辑判别故障相触发该相旁路晶闸管导通,对应的桥臂电容被旁路,直流功率经旁路支路最终馈入接地点,完成功率耗散。值得说明的是,通过前文分析可知对于高、低端阀组结构的MMC,仅需在图2所示高端阀组上桥臂加装该支路。

下面对该支路的具体判别逻辑进行说明。仍以高端阀组a相接地故障为例,根据图3(a)所示的故障电流通路,a相交流母线两端电流发生显著差异,据此完成故障相判别,具体可表示为:

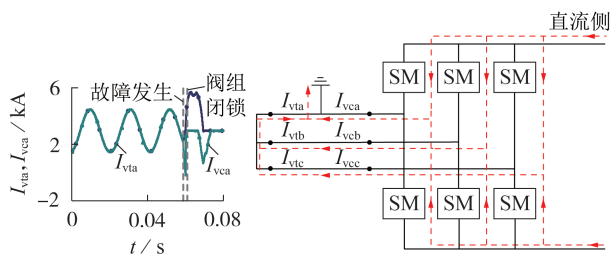
$$|I_{vca} - I_{vta}| > \Delta I_{set} \quad (17)$$

式中: I_{vca} 和 I_{vta} 分别为三相交流母线阀侧和换流变阀侧套管电流测点的测量值。关于整定值 ΔI_{set} 的选取,由于稳态下两端电流一致,整定值应大于0,同时又要保证故障时的准确快速选相,本文取整定值为稳态时交流相电流峰值的10%,实际工程中还需要综合考虑更多的因素。

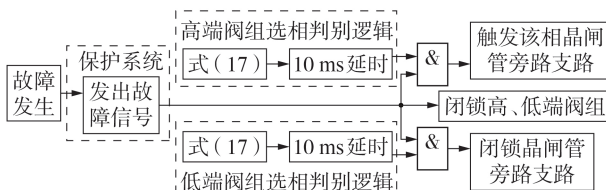
为防止稳态运行时由于测点异常导致旁路支路误导通,选相逻辑需与故障信号进行配合:当高端阀组选相模块发出异常信号的10 ms内,若控制系统收到故障信号,则闭锁高、低端阀组,并触发对应相的晶闸管旁路支路导通;当低端阀组选相模块发出异常信号的10 ms内,若控制系统收到故障信号,则仅闭锁高、低端阀组。上述功能具体如图3(b)所示。

2.4 整体保护策略设计

综上所述,在特高压三端混合直流输电系统发生单相接地故障时,本站保护系统执行闭锁阀组逻辑,同时向远端站发出故障信号,远端站接收到故障信号后,执行相应的出口逻辑,系统的保护策略见图4。



(a) 故障换流器交直流出口简化图



(b) 选相判别逻辑图

图3 选相型晶闸管旁路支路判别逻辑图

Fig.3 Discrimination logic diagram of phase selection thyristor bypass branch

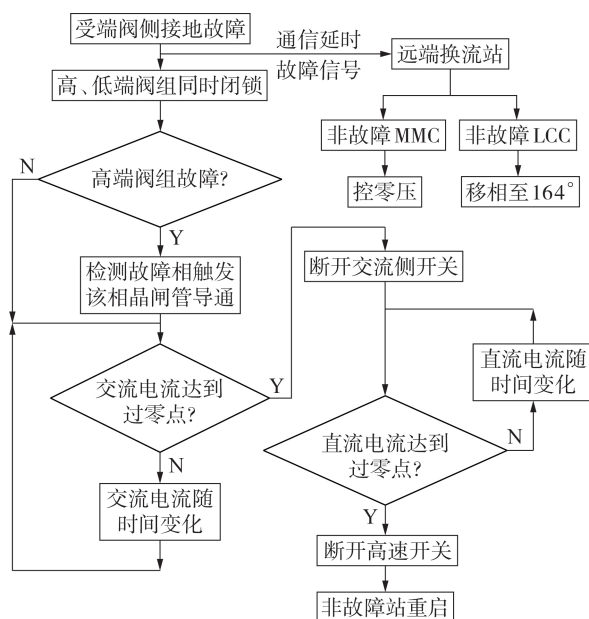


图4 受端阀侧单相接地故障保护策略示意图

Fig.4 Schematic diagram of protection strategy for single-phase grounding fault on valve side of receiving converter

3 仿真验证

3.1 特高压三端混合直流输电工程仿真模型

本文在PSCAD/EMTDC环境中搭建了特高压混合三端直流输电工程的仿真模型,如附录B图B1所示,送端为额定功率为8000 MW的LCC,受端均为MMC,MMC₂的额定功率为3000 MW,MMC₃的额定功率为5000 MW,换流站之间经架空线连接,线路采用依频模型。仿真模型的具体参数如附录B表B1所示。

3.2 高、低端阀组接地故障特性分析

图5为不额外加装耗能装置,仅依靠各站保护动作下,MMC₂正高端阀组发生a相接地故障,高端阀组上桥臂电压平均值 $U_{\text{avg_psh}}$ 的仿真波形,故障发生时刻为0.2 s。故障前后阀组直流电压如附录C图C1所示。由图5及图C1可知,在故障阀组闭锁后,上桥臂子模块电容仍持续被充电,其中最严重相(c相)电容电压将升至理论计算值3.89 kV(1.85 p.u.)附近,仿真结果略大于理论最大值的原因是实际调制比大于0.9且直流电压在阀组闭锁后将有一定的上升。故障前后高端阀组的交流电压波形见附录C图C2,故障前后非故障站直流电流 i_{dc} 波形见附录C图C3、C4。故障发生后阀侧交流电压直流偏置量消失,交流侧开始出现负电压,幅值为线电压有效值的 $\sqrt{2}$ 倍。非故障站在收到故障信号后通过控制清除故障电流需要一定的时间。由仿真波形可知,在LCC-FHMMC混合直流输电系统中,仅依靠保护策略无法保证受端阀组在发生高端阀组单相接地故障时子模块电容设备的安全。

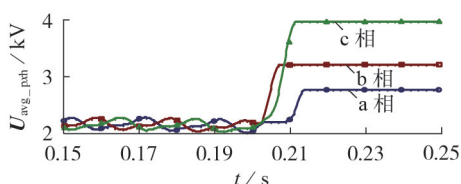


图5 高端阀组接地故障特性

Fig.5 Characteristics of grounding fault on high-side valve

图6为低端阀组发生c相接地故障时的高端阀组上桥臂平均值 $U_{\text{avg_psh}}$ 、高端阀组下桥臂平均值 $U_{\text{avg_nsh}}$ 和低端阀组上桥臂平均值 $U_{\text{avg_psh}}$ 的波形图。由图可知,低端阀组故障时,子模块电压最大值可达2.66 kV(1.26 p.u.),略低于理论计算的子模块电压最大值,其原因是直流侧有功已经耗散完成。对比图6中 $U_{\text{avg_psh}}$ 和 $U_{\text{avg_nsh}}$ 的波形可看出,高、低端阀组上桥臂电容充电趋势几乎相同,即低端阀组故障时,直流侧有功将同时对高、低端阀组的交流电压最低

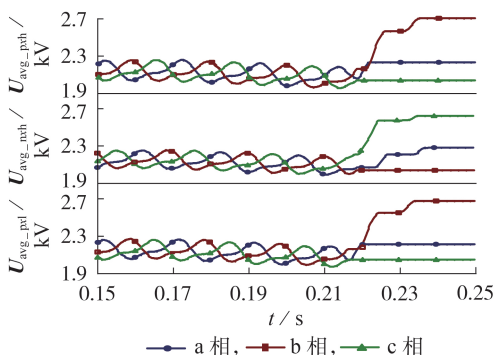


图6 低端阀组接地故障特性

Fig.6 Characteristics of grounding fault on low-side valve

相上桥臂电容充电,仿真波形验证了本文理论分析的正确性。

综上所述,在由高、低端阀组串联而成的FHMMC中,发生低端阀组换流变阀侧接地故障,子模块不面临过压风险,只需保护系统正常动作即可完成故障隔离。

3.3 保护策略有效性验证

3.3.1 有效性验证

图7为采用本文选相型单向晶闸管旁路支路的保护策略时的仿真波形。由图7上图可知,阀组闭锁后,系统判别a相故障,触发a相晶闸管导通,桥臂子模块被旁路,从而避免了过电压风险。由图7下图可知,旁路支路能够加速直流电压箝位过程,使得直流电压更快速达到过零点,相比无耗能支路策略达到过零点的时间提前约10 ms。

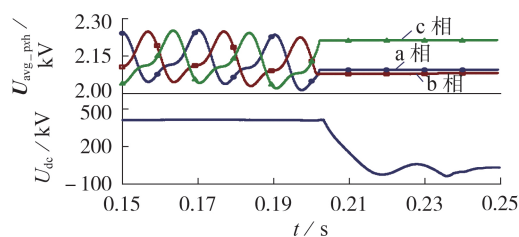


图7 采用相应保护策略下的故障特性

Fig.7 Fault characteristics under protection strategies

此外,采用本文所提保护策略时故障工况下流过上桥臂的电流 i_{arm} 波形见附录C图C5。为了验证本文所提策略的有效性,搭建了文献[12]中提及的双向晶闸管旁路支路模型,故障前后正、反向旁路支路上桥臂电流 $i_{\text{par}}、i_{\text{narm}}$ 波形分别见附录C图C6、C7。由图可知, i_{arm} 较文献[12]中 $i_{\text{par}}、i_{\text{narm}}$ 均有所降低,从而降低了对设备选型的要求。

3.3.2 分析过渡电阻影响

考虑到过渡电阻箝制故障点电位的影响,可能导致晶闸管旁路支路提前关断,在220 kV交流系统接地故障下最大过渡电阻为100 Ω ^[10],经仿真验证,当过渡电阻分别为0、10、50、100 Ω 时,子模块电容电压最大相平均值分别为2.20、2.21、2.23、2.23 kV,因此所提策略在不同过渡电阻值下均能有效抑制过压。

3.3.3 方案对比

将所提方案与文献[12]中提及的双向晶闸管旁路支路模型方案进行对比。采用双向晶闸管旁路支路模型后所得故障前后正、反向旁路支路电流 $i_{\text{par}}、i_{\text{narm}}$ 以及高端阀组上桥臂子模块电压平均值 $U_{\text{avg_psh}}$ 仿真波形分别见附录C图C6—C8。采用该方法后触发晶闸管导通,系统处于三相短路状态,其中最严重相支路的晶闸管需较长时间承受约15 kA的故障电流,相较于本文策略提升了近1倍的电气应力。此

外,电压等级相同时,本文所提策略使用的晶闸管数为文献[12]所提方案的1/2,具有一定的经济性。

4 结语

本文的主要工作如下:

1) 基于特高压多端混合直流输电系统,分析了其受端MMC发生高、低端阀组单相接地故障特性;

2) 针对高端阀组接地故障下子模块过压问题,基于FHMMC直流侧无直流断路器的特点,提出一种基于选相型单向晶闸管旁路支路的保护策略;

3) 基于PSCAD/EMTDC仿真平台搭建了相关模型,将本文所提方案与文献[12]所提双向晶闸管旁路支路方案进行对比,验证了本文所提保护策略的有效性,同时验证了其在不同过渡电阻故障下的适用性。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2004:1-39.
- [2] 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.
- [3] 郝亮亮,詹清清,陈争光,等. LCC-MMC型混合直流送端交流系统故障时直流电流的暂态过程解析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9):220-227.
HAO Liangliang, ZHAN Qingqing, CHEN Zhengguang, et al. Analysis of DC current transient process under AC system fault at LCC-MMC hybrid HVDC sending end[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9):220-227.
- [4] 熊岩,饶宏,许树楷,等. 特高压多端混合直流输电系统启动与故障穿越研究[J]. 全球能源互联网, 2018, 1(4):478-486.
XIONG Yan, RAO Hong, XU Shukai, et al. Research on start and fault ride-through strategy for ultra-high voltage multi-terminal hybrid DC transmission system[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2018, 1(4):478-486.
- [5] 刘静佳,梅红明,刘树,等. 特高压多端混合直流输电系统阀组计划投/退控制方法[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9):158-165.
LIU Jingjia, MEI Hongming, LIU Shu, et al. Planned valve group entry/exit control method for UHV multi-terminal hybrid HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9):158-165.
- [6] 郭春义,殷子寒,王烨,等. LCC-MMC型混合直流输电系统小干扰稳定性研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(4):1040-1052.
GUO Chunyi, YIN Zihan, WANG Ye, et al. Investigation on small-signal stability of hybrid LCC-MMC HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(4):1040-1052.
- [7] 张东寅,范志华,许汉平,等. LCC与FH-MMC混合直流输电系统直流单极接地故障穿越控制策略[J]. 高电压技术, 2020, 46(6):2072-2080.
ZHANG Dongyin, FAN Zhihua, XU Hanping, et al. DC pole-to-ground fault ride-through strategy of hybrid HVDC system based on LCC and hybrid MMC[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(6):2072-2080.
- [8] 李晓栋,徐政,胡四全,等. 3种混合直流输电系统的交流故障特性对比[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9):228-235.
LI Xiaodong, XU Zheng, HU Siqian, et al. Comparison of AC fault characteristics among three types of hybrid HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9):228-235.
- [9] LI G, LIANG J, MA F, et al. Analysis of single-phase-to-ground faults at the valve-side of HB-MMCs in HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 66(3):2444-2453.
- [10] 薛士敏,范勃畅,刘冲,等. 双极柔性直流输电系统换流站交流三相接地故障分析及保护[J]. 高电压技术, 2019, 45(1):21-30.
XUE Shimin, FAN Boyang, LIU Chong, et al. Fault analysis and protection scheme for converter AC three-phase grounding of bipolar HVDC systems[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(1):21-30.
- [11] 郑涛,国兴超,胡鑫,等. 逆变侧换流变压器故障性涌流产生机理及其对差动保护的影响[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9):39-45.
ZHENG Tao, GUO Xingchao, HU Xin, et al. Fault inrush current generation mechanism of inverter-side converter transformer and its influence on differential protection[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9):39-45.
- [12] LI G, LIANG J, UGALDE-LOO C E, et al. Protection for sub-module overvoltage caused by converter valve-side single-phase-to-ground faults in FB-MMC based bipolar HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6):2641-2650.
- [13] LIU W, LI G, LIANG J, et al. Protection of single-phase fault at the transformer valve side of FB-MMC-based bipolar HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 67(10):8416-8427.
- [14] 杨杰,郑健超,汤广福,等. 电压源换相HVDC站内交流母线故障特性及保护配合[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(16):6-11.
YANG Jie, ZHENG Jianchao, TANG Guangfu, et al. Internal AC bus fault characteristics of VSC-HVDC system and protection coordination[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(16):6-11.
- [15] 林卫星,文劲宇,刘伟增. 架空柔性直流输电系统全桥模块比例设计与无闭锁控制[J]. 南方电网技术, 2018, 12(2):3-11.
LIN Weixing, WEN Jinyu, LIU Weizeng. Full bridge sub-module proportion design and non-blocking control of overhead MMC-HVDC transmission system[J]. Southern Power System Technology, 2018, 12(2):3-11.
- [16] 王先为,张军,杨美娟,等. 混合多端直流输电系统柔直换流阀电气应力抑制策略研究[J]. 智慧电力, 2018, 46(8):32-38.
WANG Xianwei, ZHANG Jun, YANG Meijuan, et al. Control strategy of suppressing sub-module hybrid MMC valve electrical stress on multi-terminal hybrid-HVDC system[J]. Smart Power, 2018, 46(8):32-38.

作者简介:



陆书豪

陆书豪(1995—),男,福建宁德人,硕士研究生,主要研究方向为高压直流输电(E-mail:ncepu_lsh@163.com);

贾秀芳(1966—),女,黑龙江大庆人,副教授,主要研究方向为电能质量分析与评估、高压直流输电(E-mail:xiufangjia@163.com)。

(编辑 王欣竹)

(下转第224页 continued on page 224)

HU Chen, ZHANG Zhu, JIAO Yang, et al. Error state correlation analysis based on random matrix theory for electronic transformer [J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(9): 45-53.

作者简介:

谭风雷(1989—),男,重庆人,工程师,硕士,主要研究方向为电力电子技术在电力系统中的应用(E-mail: 220122094@seu.edu.cn);



谭风雷

陈昊(1980—),男,江苏南京人,研究员级高级工程师,博士,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail: pingfengma@126.com);

何嘉弘(1988—),男,江苏南京人,讲师,博士,主要研究方向为高电压与绝缘技术(E-mail: hejiahong@seu.edu.cn)。

(编辑 任思思)

Top oil temperature forecasting of UHV transformer based on path analysis and similar time

TAN Fenglei¹, CHEN Hao¹, HE Jiahong²

(1. Maintenance Branch Company of State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 211102, China;

2. Department of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: A method of top oil temperature forecasting for UHV (Ultra High Voltage) transformer based on path analysis and similar time is proposed, which can obtain the best forecasting effect by dynamically optimizing the amount of similar time. Firstly, after quantifying the time factor based on the fuzzy ranking method of top oil temperature, the path analysis is used to calculate the simple correlation coefficients of influencing factors and analyze their correlation with top oil temperature of UHV transformer. Then based on the TOPSIS (Technique for Order Preference by Similarity to Ideal Solution) method and the time principle of “long distance with small correlation, near distance with big correlation”, comprehensive factor correlation is obtained by using the linear weighting of meteorological factor correlation, time factor correlation and load factor correlation. Finally, the process of similar time selection and top oil temperature forecasting is analyzed in detail, and it is applied to an example of top oil temperature forecasting for an UHV transformer in East China. The results show that the average error of the proposed method is 1.90% and the average standard deviation is 0.0133, which shows high forecasting accuracy and small error fluctuation of the proposed method and verifies its feasibility and validity.

Key words: UHV transformer; top oil temperature forecasting; similar time; dynamic optimization; fuzzy ranking; path analysis; TOPSIS method; linear weighting

(上接第216页 continued from page 216)

Grounding fault characteristics of converter valve-side and protection strategy in LCC-FHMMC hybrid DC transmission system

LU Shuhao, JIA Xiufang

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: LCC-FHMMC hybrid DC transmission system, in which the sending end adopts LCC (Line Commutated Converter) and the receiving end adopts FHMMC (Full-bridge and Half-bridge Modular Multi-level Converter), has different characteristics from half bridge MMC or full bridge MMC when a single-phase grounding fault occurs on the converter valve-side at the receiving end. The overvoltage mechanism of the sub-module under the grounding fault on converter valve-side is analyzed from three perspectives of AC power contribution, DC power contribution and the difference between high- and low-valve groups. According to the characteristics of non-DC circuit breaker on the DC side of LCC-FHMMC hybrid DC transmission system, a fault isolation method based on phase selection type unidirectional thyristor bypass branch and a protection strategy suitable for single-phase grounding fault occurs on the converter valve-side in LCC-FHMMC hybrid DC transmission system are proposed. Finally, a related model is built based on the PSCAD/EMTDC simulation platform, and the correctness of the theoretical analysis and the effectiveness of the proposed protection strategy are verified by simulation.

Key words: LCC-FHMMC hybrid DC transmission system; electric converters; converter valve-side grounding fault; thyristor bypass branch

附录 A

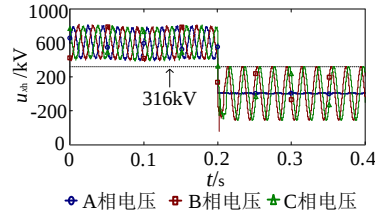


图 A1 单相故障前、后高端阀组侧交流电压波形

Fig.A1 Waveforms of AC voltages in high valve-side before and after single-phase fault

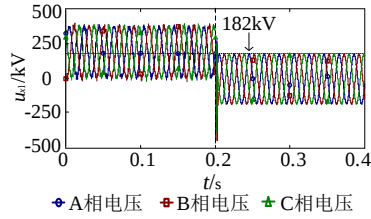
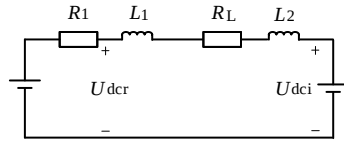


图 A2 单相故障前、后低端阀组侧交流电压波形

Fig.A2 Waveforms of AC voltages in low valve-side before and after single-phase fault



注: L_1 、 L_2 分别为 LCC 站和故障站的等值电感,

R_L 为线路电阻, $R_1=6X_l/\pi$

图 A3 LCC 简化等效电路图

Fig.A3 Simplified equivalent circuit diagram of LCC

附录 B

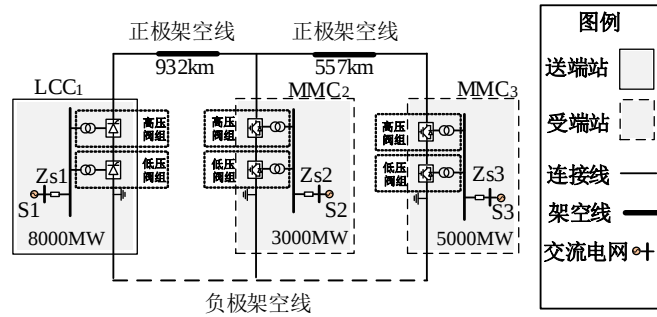


图 B1 LCC-FHMMC 混合直流输电系统示意图

Fig.B1 Schematic diagram of LCC-FHMMC hybrid DC transmission system

表 B1 LCC-FHMMC 混合直流输电系统单个阀组主要参数

Table B1 Main parameters of single valve group in LCC-FHMMC hybrid DC transmission system

换流站	参数	参数值
送端 LCC ₁	额定功率/MW	8 000
	换流变压器额定容量/(MV·A)	1 218
	交流系统额定电压/kV	525
受端 MMC ₂	额定功率/MW	3 000
	交流系统额定电压/kV	525
	换流变压器容量/(MV·A)	870
	各阀组内全桥子模块数	156
	各阀组内半桥子模块数	60
	子模块电容/ μF	12 000
	子模块工作电压/kV	2.1
受端 MMC ₃	额定功率/MW	5 000
	交流系统额定电压/kV	525
	换流变压器容量/(MV·A)	1 440
	各阀组内全桥子模块数	156
	各阀组内半桥子模块数	60
	子模块电容/ μF	18 000
	子模块工作电压/kV	2.1

附录 C

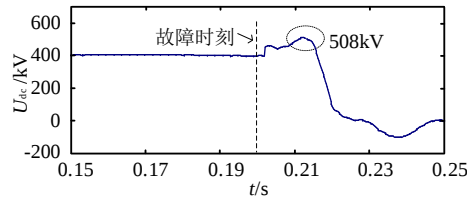


图 C1 故障前、后阀组直流电压

Fig.C1 DC voltage of valve before and after fault

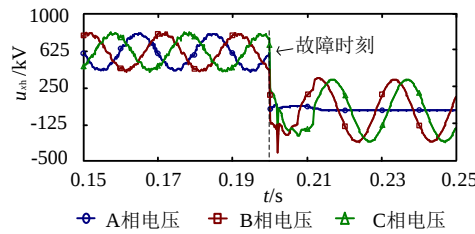


图 C2 故障前、后高端阀组侧交流电压

Fig.C2 AC voltages in high valve-side before and after fault

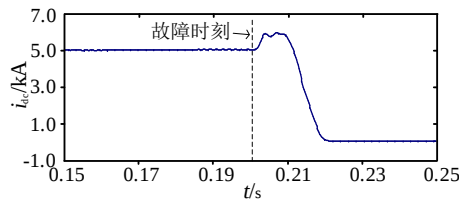


图 C3 故障前、后 LCC 直流电流

Fig.C3 DC current of LCC before and after fault

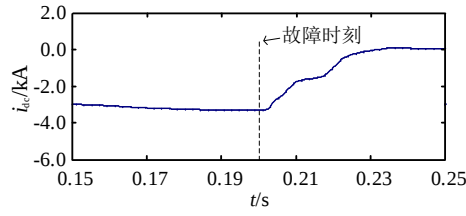


图 C4 故障前、后非故障 MMC 直流电流

Fig.C4 DC current of non-fault MMC before and after fault

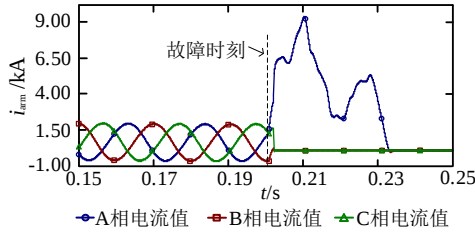


图 C5 故障前、后上桥臂电流

Fig.C5 Upper arm current before and after fault

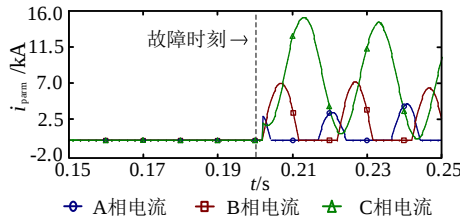


图 C6 故障前、后正向旁路支路电流

Fig.C6 Positive bypass branch current before and after fault

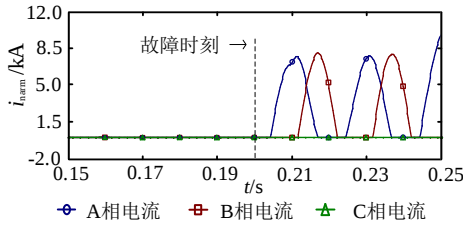


图 C7 故障前、后反向旁路支路电流

Fig.C7 Negative bypass branch current before and after fault

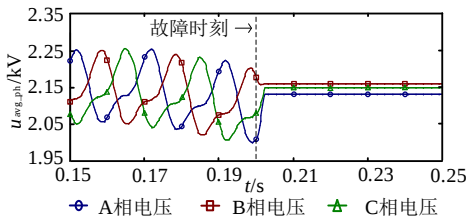


图 C8 故障前、后高端阀组上桥臂子模块电压平均值

Fig.C8 Average voltage of upper bridge arm sub-module in high valve before and after fault