

DOI:10.12158/j.2096-3203.2021.04.005

柔直电网阀侧单相接地故障过电压产生及影响因素研究

李浩原¹, 周国梁¹, 王刚¹, 刘超¹, 李文津¹, 徐政²

(1. 中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司, 湖北 武汉 430071;

2. 浙江大学电气工程学院, 浙江 杭州 310027)

摘要:在真双极柔性直流输电系统中,虽然换流变压器阀侧交流单相接地故障出现的概率较低,但是一旦发生,直流侧会产生严重的过电压。文中研究了柔性直流输电系统模块化多电平换流器(MMC)阀侧发生单相接地故障时的过电压特性及产生机理。首先,分析闭锁前后 MMC 桥臂子模块电容的充放电回路,对桥臂过电压和健全极线过电压的产生机理进行研究。随后,基于厦门柔性直流输电系统,对阀侧单相接地故障特性分析的准确性进行验证,并仿真分析闭锁延时对过电压的影响。结果表明,桥臂子模块电压的升高是由于直流线路分布电容的放电作用,健全极线过电压是由于闭锁前子模块电容的放电以及闭锁后交流侧电压的充电作用,闭锁时间越短,健全极线和故障相子模块电容过电压幅值越低。

关键词:模块化多电平换流器(MMC); 阀侧单相接地故障; 过电压; 交流电源相位; 闭锁延时

中图分类号: TM72

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2021)04-0034-08

0 引言

近年来,随着电力电子技术的发展,模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)凭借其低功耗和输出谐波少而成为高压大功率输电的首选拓扑^[1-2]。作为一种新型的电压源换流器,基于 MMC 的高压直流(high voltage direct current, HVDC)电网没有换相失败问题,这是与传统的基于晶闸管的电网换相换流器相比最重要的优势之一^[3-5]。然而随着经济技术的发展,人们对柔性直流输电系统传输容量以及输电可靠性的要求越来越高,因此一些学者提出了双极柔性直流输电系统^[6]。双极柔性直流输电系统传输容量为单极传输容量的 2 倍,并且运行方式更为灵活^[7-8]。当双极柔性直流输电系统发生单极故障时,非故障极仍能正常运行,传输一半的额定功率,从而极大地提高输电可靠性。

故障特性分析和故障穿越是柔性直流电网安全稳定运行研究的一个必要课题。在故障保护方面,目前的研究主要集中于直流侧故障的控制保护和交流侧故障穿越等。文献[9—11]研究了直流故障特性及其相关保护策略,文献[12—14]分析了网侧不对称故障下 MMC 的等值模型和控制方法。而阀侧单相接地故障作为站内故障,虽然出现的可能性较小,但是一旦发生会导致整个系统出现较大的过电压^[15]。文献[16]研究了双极柔性直流系统中,阀侧和直流侧分别发生单相接地故障和单极接

地故障,以及在换流器闭锁后的故障特性和保护策略;文献[17]指出在双极柔性直流输电系统中,阀侧单相接地故障会引起桥臂子模块电容产生最大为 1.8 倍的过电压;文献[18]分析了阀侧单相接地故障下,换流变压器阀侧和网侧短路电流均存在不同程度直流偏置的现象,并提出了交流断路器选相跳闸保护策略。这些文献针对真双极柔直输电系统阀侧接地故障的故障特性进行了不同侧重的分析,但均未计入故障发生后到 MMC 闭锁前的故障特性,且未考虑交直流侧在故障期间的交互机理。而发生阀侧单相接地故障后,MMC 的闭锁需要一定的时间,在此段时间内 MMC 桥臂子模块电容及直流线路分布电容均会迅速充放电。因此,在分析直流侧过电压特性时必须考虑到闭锁前 MMC 的动态特性。

文中针对真双极柔性直流输电系统,详细分析在阀侧发生单相接地故障下,直流极线以及子模块电容在闭锁前及闭锁后过电压的产生机理,并研究闭锁时刻对过电压的影响。首先从 MMC 的基本特性出发,分析闭锁前后 MMC 桥臂子模块电容的充放电回路,研究子模块电容、金属回线以及健全极线过电压产生机理;然后基于厦门±320 kV 系统对所提机理进行仿真验证;最后,在此基础上研究闭锁延时对过电压幅值的影响。

1 阀侧单相接地故障引起的过电压

1.1 采用直流电缆的真双极系统运行特点

目前已投运的大容量柔直工程大都采用真双

极的接线方式,系统接地点设置在直流侧,直流侧接地点仅提供电位钳制的作用,不提供直流电流通路,正负极不平衡电流通过金属回线返回,典型应用如 ± 320 kV 厦门柔性直流工程^[19],图1为单极MMC简化等效电路图。

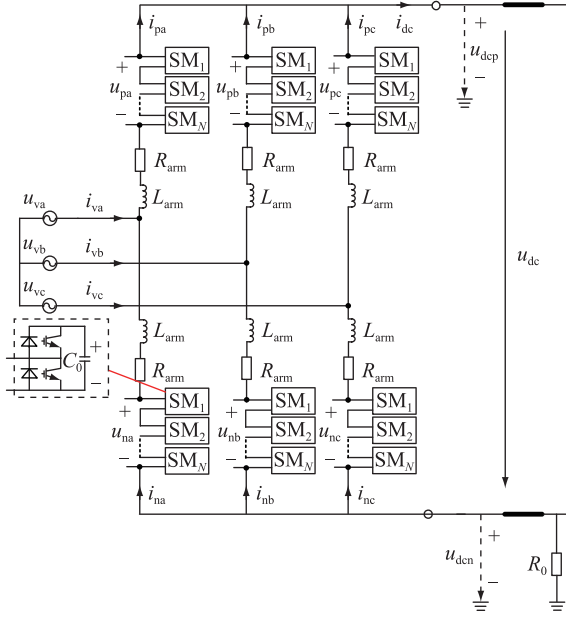


图1 单极 MMC 简化等效电路

Fig.1 Simplified circuit of unipolar MMC

图1中, i_{dc} , u_{dc} 分别为直流电流和直流电压; u_{dep} , u_{den} 分别为极线电压和金属回线电压; u_{vj} , i_{vj} ($j = a, b, c$) 分别为交流电压和交流电流; u_{vj} , u_{vj} 分别为 j 相上、下桥臂电压; i_{vj} , i_{vj} 分别为上、下桥臂电流; L_{arm} , R_{arm} 分别为上、下桥臂等效电阻和等效电抗; C_0 为子模块电容; N 为子模块数; R_0 为金属回线接地电阻。

根据基尔霍夫定律可得:

$$u_{vj} = \frac{1}{2} L_{arm} \frac{di_{vj}}{dt} + \frac{1}{2} R_{arm} i_{vj} + \frac{u_{vj} - u_{vj}}{2} + \frac{1}{2} u_{dc} \quad (1)$$

如果只考虑基波分量, MMC 上、下桥臂电压^[20-22]可以表述为:

$$\begin{cases} u_{vj} = u_{dc} [1 - m \sin(\omega t + \varphi_j)] / 2 \\ u_{nj} = u_{dc} [1 + m \sin(\omega t + \varphi_j)] / 2 \end{cases} \quad (2)$$

式中: m ($0 \leq m \leq 1$) 为 MMC 的调制比; φ_j 为 j 相交流电压相位。

由式(2)可知,采用真双极接线,稳态运行时阀侧交流电压出现了 $u_{dc}/2$ 的直流偏置, MMC 上、下桥臂电压恒为正。

1.2 闭锁前故障引起的直流线路过电压

当阀侧发生单相接地故障后,非故障相电压上升为线电压,故障后 MMC 各相上下桥臂的电压表达式为:

$$\begin{cases} u_{pa} = u_{dep} \\ u_{pb} = u_{dep} + u_{ab} \\ u_{pc} = u_{dep} + u_{ac} \\ u_{na} = u_{den} \\ u_{nb} = u_{den} - u_{ab} \\ u_{nc} = u_{den} - u_{ac} \end{cases} \quad (3)$$

式中: u_{ab} 为交流侧 a 相和 b 相之间的线电压; u_{ac} 为交流侧 a 相和 c 相之间的线电压。

由式(3)可知,发生单相接地故障后, a 相上桥臂承受整个正极线对地电压,下桥臂承受金属回线对地电压,因此 a 相上桥臂导通的子模块被迅速充电,下桥臂处于导通的子模块迅速放电,处于切除状态的子模块电压保持不变。阀侧发生单相接地故障之后,交流电压中的直流分量消除,下桥臂两端电压降低,因此非故障相 b 相和 c 相下桥臂子模块电容放电,而非故障相上桥臂子模块电容电压的变化与直流侧电压的变化有关。

故障发生后,闭锁前 a 相桥臂子模块电容的充放电回路如图2所示,红色表示上桥臂充电电流,蓝色表示下桥臂放电电流。

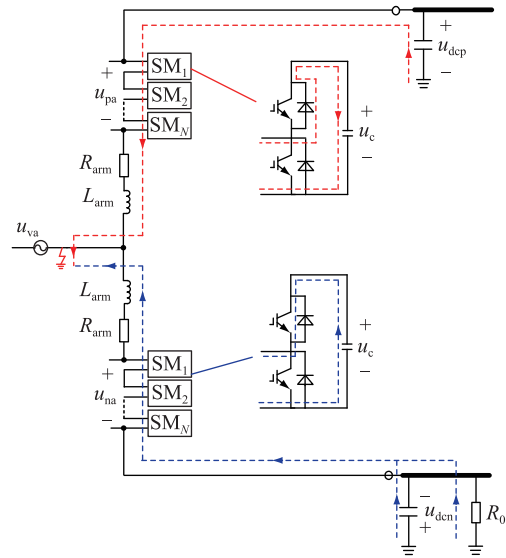


图2 闭锁前桥臂充放电回路

Fig.2 Charging and discharging circuit of bridge arm before blocking

以金属回线接地电阻和交流侧接地点形成的回路为例,若忽略桥臂电阻,则 a 相下桥臂放电回路如图2中的蓝色箭头所示,每一时刻桥臂放电电流计算如下:

$$\frac{d^2 i}{dt^2} + \frac{R_0}{L_{arm}} \frac{di}{dt} + \frac{n_{an}}{C_0} i = 0 \quad (4)$$

求解微分方程(4)得到:

$$\begin{cases} i(t) = \frac{C_0 u_{cN} (\alpha^2 + \beta^2)}{\beta} e^{-\alpha t} \sin \beta t \\ \alpha = -R_0 / (2L_{arm}) \\ \beta = \sqrt{\frac{4n_{an}}{L_{arm} C_0} - \left(\frac{R_0}{L_{arm}}\right)^2} \end{cases} \quad (5)$$

式中： n_{an} 为某一时刻下桥臂投入子模块数； u_{cN} 为子模块电容额定电压。

直流电网正常运行时，流过金属回线的电流几乎为0，各站中性点近似与接地点直接相连，电位基本为0。而由式(5)可知，当阀侧发生单相接地故障时，子模块电容被短接后迅速放电。不同时刻有不同个子模块参与放电，若闭锁时间较长，则所有子模块电容均将完全放电。放电电流经故障点入地，经大地流入接地点，经金属回线流回故障点，故障电流在接地点和金属回线上产生压降，导致各站中性点电位抬升。而由于两极的独立性，在故障期间负极仍然能正常运行，并保持一半的额定输送容量，因此中性点电位的抬升将导致健全极母线产生过电压。

1.3 闭锁后故障引起的子模块电容过电压

在阀侧发生单相接地故障后，换流站保护系统迅速动作，将换流站闭锁。闭锁后换流器的等值电路如图3所示。

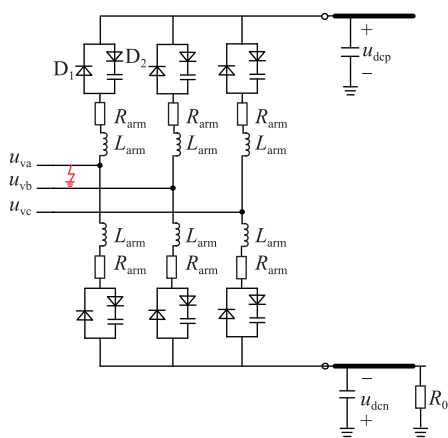


图3 闭锁后 MMC 等值电路

Fig.3 MMC equivalent circuit in blocking state

对于故障相上桥臂而言，由图2可知，仅处于导通状态的子模块电容处于充电状态，而处于切除状态的子模块电容电压保持不变，极线电容因对子模块电容充电而放电，因此极线电压下降。闭锁后，上桥臂所有子模块电容均接入电路中，此时子模块电容电压之和大于正极线对地电压，因此闭锁后桥臂电感电流降为0时，故障相上桥臂子模块电容达到最大值。此后二极管 D_1 和 D_2 均处于截止状态，子模块电容电压维持最大值不变。闭锁延时越长，

上桥臂子模块被极线电压充电的时间越长，子模块电容电压也就越大。

对于故障相下桥臂而言，由图2可知，由于闭锁前子模块电容的放电导致其电压下降，而金属回线电容处于充电状态，金属回线电位从0开始下降。闭锁延时越长，下桥臂子模块电容放电越充分，子模块电容电压越低，金属回线电容充电时间越长，金属回线电位下降也越多，从而导致健全极过电压就越大。而闭锁后，若子模块电容放电导致下桥臂子模块电容电压之和小于金属回线与故障相的电压差，则金属回线分布电容开始放电且对子模块电容充电，直至因桥臂电抗器续流作用导致充电电流降为0。随后二极管 D_1 和 D_2 均处于截止状态，子模块电容电压达到最大值，否则在闭锁后下桥臂子模块电容电压保持不变。

对于非故障相桥臂而言，以b相为例，当交流侧相电压 $u_{vb} > u_{dep}$ 时，上桥臂的二极管 D_1 导通，此时交流侧电源对正极线分布电容充电。随后当 $u_{vb} < u_{dep}$ 时，继续由桥臂电抗器续流为分布电容充电，直至桥臂电流降为0，直流极线电压在此阶段内上升。同理，闭锁后金属回线电位的下降是由于交流侧电源对金属回线对地分布电容的充电，若忽略桥臂电阻，这一过程的回路电压方程为：

$$u_{ab} = L_{arm} C_L \frac{d^2 u_{dcn}}{dt^2} + u_{dcn} \quad (6)$$

其中：

$$u_{ab} = \sqrt{3} E \sin(\omega t - \varphi_{ab}) \quad (7)$$

求解上述微分方程得到：

$$\begin{cases} -u_{dcn} = C_1 \cos \beta_2(t - t_{blc}) + C_2 \sin \beta_2(t - t_{blc}) + \frac{\sqrt{3} E}{1 - \omega^2 L_{arm} C_L} \sin[\omega(t - t_{blc}) - \varphi_{ab}] \\ C_1 = u_{dcn} t_{blc} + \frac{\sqrt{3} E}{1 - \omega^2 L_{arm} C_L} \sin \varphi_{ab} \\ C_2 = -\frac{\sqrt{3} E \omega}{\beta_2(1 - \omega^2 L_{arm} C_L)} \cos \varphi_{ab} \\ \beta_2 = 1 / \sqrt{L_{arm} C_L} \end{cases} \quad (8)$$

式中： C_L 为线路对地电容； E 为交流系统线电压有效值； φ_{ab} 为交流侧线电压 u_{ab} 的初始相位角； t_{blc} 为闭锁时刻。

由式(8)可知，闭锁后金属回线对地电容充电阶段的电压变化与闭锁时金属回线对地电压的初值和闭锁时刻有关。此外，在一次系统参数固定的情况下，闭锁后金属回线对地电容充电阶段的电压

变化与故障时交流侧电压的相位有关。

而当极线电压与交流侧相电压差 $u_{dep} - u_{vb}$ 大于桥臂子模块电容电压之和 u_{pbsum} 时,上桥臂二极管 D_2 导通,此时 u_{dep} 通过 D_2 对上桥臂子模块电容充电,同时正极线电容放电。随后当 $u_{dep} - u_{vb} < u_{pbsum}$ 时,桥臂电抗器的续流作用继续为子模块电容充电,直至桥臂电流降为 0。在此阶段内,由于 D_2 的单向导通性,闭锁后子模块电容只能被充电升压,直流极线降压。该阶段结束后,子模块电压和直流电压保持不变,直至下次交流侧电压大于直流电压,直流线路对地电容再次被充电。

闭锁后直流侧电压因线路对地电容的充放电而呈现周期性变化,期间金属回线对地电容的充电过程同样可以用式(8)计算得到,而充电阶段的电压初始值为桥臂子模块电容充电结束后的电压值。因此,由式(8)可知,闭锁时间不影响直流电压周期性变化阶段的最大值,仅影响由闭锁到进入周期性变化这一时间段直流电压的暂态过程。

在每次周期性变化过程中,非故障相桥臂子模块都有一段被充电升压的过程,此阶段的升压取决于直流侧电压和交流侧电压的相对大小,即非故障相桥臂子模块电容电压的最大值为直流电压与非故障相交流电压的最大电压差,与闭锁时间无关。

1.4 过电压产生的全过程分析

由此可知,发生单相接地故障后,在换流器闭锁前,故障相与非故障相的下桥臂子模块放电,在金属回线上产生较大的放电电流,金属回线电位抬升,导致健全极极线产生较大的过电压。而故障相上桥臂在故障后直接承受整个极线电压,因此故障相上桥臂子模块电容充电升压,而非故障相上桥臂的充放电与故障前后桥臂电压的相对大小有关。

在换流器闭锁后,交流侧电源对直流线路分布电容充电,分布电容放电,并对子模块电容充电,因此直流极线电压存在周期性变化的分量,且闭锁后直流极线过电压的幅值与交流侧电源的幅值和相位有关。而由于桥臂二极管 D_2 的单向导通性,在每个周期内,当直流电压与交流相电压之差大于桥臂子模块电容电压之和时,桥臂电容都存在一段充电升压的过程。若直流电压与交流相电压之差恒小于桥臂子模块电容电压之和,则桥臂子模块电容电压维持最大值不变。因此,非故障相桥臂子模块电容最大值为直流电压与交流相电压的最大电压差,与闭锁时间无关。而在整个故障期间,健全极过电压和故障相桥臂子模块电容过电压幅值与闭锁时间有关。

2 仿真分析

2.1 仿真模型

为验证所分析的阀侧单相接地故障下直流侧过电压产生的过程和机理,文中以厦门 ± 320 kV 柔直工程为例,搭建如图 4 所示的仿真模型。MMC1 和 MMC2 为定功率控制站,MMC3 和 MMC4 为定电压控制站,MMC 主参数如表 1 所示,正负极线及金属回线均采用直流电缆^[23],参数如表 2 所示。

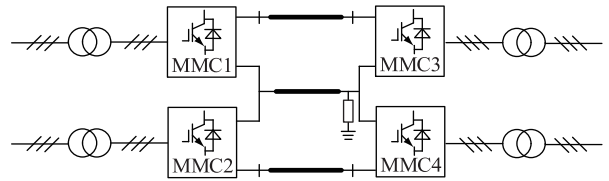


图 4 真双极柔直系统主接线

Fig.4 Main wiring of true bipolar HVDC system

表 1 测试系统主回路参数

Table 1 Main circuit parameters of the test system

参数	数值
交流系统额定电压/kV	220
变压器变比	220 kV/168 kV
变压器漏抗/p.u.	0.15
直流侧额定电压/kV	± 320
每个桥臂子模块数量/个	200
子模块电容/mF	10
桥臂电抗/mH	60
额定容量/MW	500

表 2 直流电缆参数

Table 2 Parameters of the DC cables

参数	数值
正负极线长度/km	10.7
金属回线长度/km	10.3
金属回线接地电阻/ Ω	10

2.2 阀侧单相接地故障仿真

假设故障前系统已处于稳定运行状态,在 1.0 s 时,MMC1 阀侧 a 相发生单相接地短路,换流站于 1.008 s 闭锁,不考虑交流侧断路器动作,故障发生后直流极线电压和各相桥臂子模块电容电压之和如图 5 所示。

由图 5 可知,正常运行时,子模块电容电压之和在 300~350 kV 之间波动,直流侧电压处于稳态。在 1.0 s 阀侧发生单相接地故障以后,极线电压迅速下降,同时故障相下桥臂子模块电容迅速放电,导致金属回线出现较大的过电压。由于负极仍正常运行,极间电压不变,因此负极线会出现过电压,负

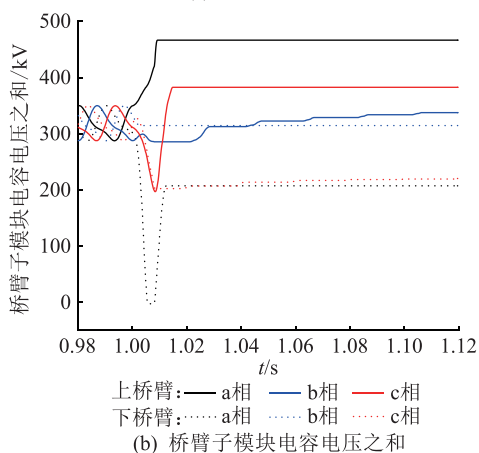
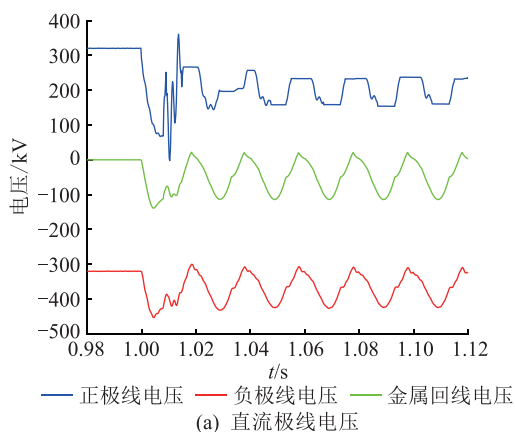


图5 故障后直流侧电压

Fig.5 DC side voltage after the fault

极线最大电压约为-450 kV。由图 5(b)可知, 阀侧发生单相接地故障后, 下桥臂子模块电容放电, 故障相 a 相下桥臂子模块直接被短接, 因此相较于非故障相 b 相和 c 相, a 相下桥臂子模块电压迅速降为 0。而故障相 a 相上桥臂由于桥臂两端电压突升, 子模块电容被充电, 非故障相 b 相和 c 相子模块电容电压在故障后先下降然后保持恒定。

在 1.008 s 闭锁后, 由于直流线路分布电容充电, 正负极线和金属回线电压呈现周期性变化。而桥臂子模块电容在闭锁后只存在 2 个状态, 即被充电或被切除, 这取决于直流侧与交流侧电压差和桥臂子模块电容电压之和之间的关系, 故桥臂子模块有出现过电压的可能性。闭锁后, a 相下桥臂子模块电容失去放电回路, 金属回线分布电容开始放电, 子模块电容被充电。此外, 由图 5 (a) 可见, 由于桥臂电抗器、直流分布电容的谐振作用, 极线电压 u_{dep} 可以达到甚至超过额定直流电压, 而 a 相上桥臂子模块电容也会在此间出现较大的过电压。

对于非故障相而言, 在闭锁后存在阶段性的充电过程, 下文以 b 相上桥臂子模块电容为例, 分析其阶段性充电的过程。图 6 为闭锁后 2 个周期内交流

侧各相电压、极线电压和桥臂电压波形。

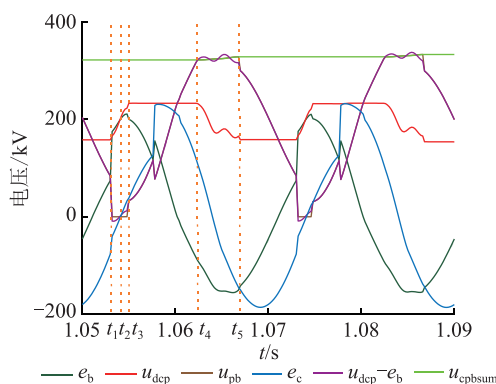


图6 闭锁后交直流侧电压

Fig.6 AC and DC side voltage after blocking

(1) t_1-t_3 分布电容充电阶段: 在 t_1-t_2 时间段内, b 相交流电压 e_b 高于极线电压 u_{dep} , 因此上桥臂二极管 D_1 导通, D_2 截止, 交流电源对分布电容充电, 极线电压 u_{dep} 迅速上升。此时 b 相上桥臂电压 u_{pb} 为 0, 亦表明上桥臂二极管 D_1 导通, 桥臂两端电压为 0。在 t_2-t_3 时间段内, b 相电压小于直流电压, 但因桥臂电抗器的续流作用, D_1 继续导通, 分布电容仍然处于充电状态, 直至桥臂电流降为 0。

(2) t_3-t_4 交直流侧隔离阶段: 在此阶段内, b 相交流电压 e_b 小于极线电压 u_{dep} , 极线电压与 b 相交流电压之差 $u_{dep}-e_b$ 小于 b 相上桥臂子模块电容电压之和 u_{cpbsum} , b 相上桥臂二极管 D_1 和 D_2 均处于截止状态, 交直流电压处于互相隔离的状态, 直流电压和子模块电容电压均保持不变。

(3) t_4-t_5 子模块电容充电阶段: 从 t_4 时间达到 $u_{dep}-e_b = u_{cpbsum}$ 之后, 二极管 D_2 导通, 直流电压 u_{dep} 通过导通二极管对子模块电容充电, 分布电容放电, 极线电压下降, 子模块电容充电升压。

(4) t_5-t_1 交直流侧隔离阶段: 在此阶段, 上桥臂二极管 D_1 和 D_2 均处于截止状态, 交直流侧电压之间无相互影响, 直流侧电压和桥臂电压保持不变。

由图 6 可知, 在非故障相电压变化的每个周期内, 都存在着交流电源先对分布电容充电, 而后交流电源和分布电容对桥臂子模块电容充电的过程, 子模块电容在每个周期内均被充电升压。此外, 分布电容的充电过程以及子模块电容的充电过程分别发生在相电压的正峰值和负峰值附近, 单次充电时间较短, 因此相较而言, 故障相桥臂子模块出现的过电压更为严重。

3 过电压的影响因素

3.1 交流电源相位对健全极过电压的影响

由式(8)可知, 在一次系统参数固定的条件下,

故障相的相位对健全极过电压有显著的影响。因此,文中分别取不同故障时刻和同一闭锁时刻分析健全极过电压的暂态过程变化,所取故障时刻分别对应故障相 a 相相位角的 -180° , -90° , 0° 和 90° 。

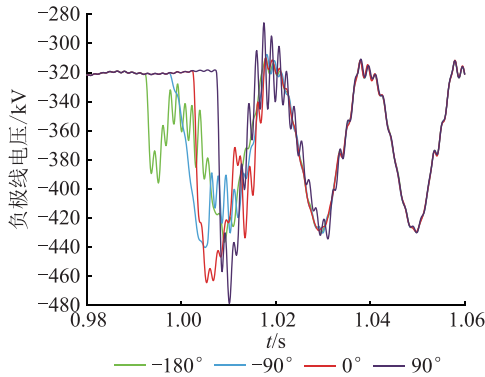


图7 不同交流电源相位下健全极线电压
Fig.7 Healthy pole line voltage under different phase angles

由图7可知,不同故障时刻下,健全极由发生故障到进入周期性变化阶段暂态过程不同,在故障相电压处于正峰值附近发生单相接地故障时,在健全极上产生的过电压最大。此外,对于不同的故障时刻,健全极电压的周期性变化基本一致,表明故障时刻不影响健全极电压的周期性变化。

3.2 闭锁延时对过电压的影响

根据前述分析可知,健全极线最大过电压以及故障相桥臂子模块电容过电压均与闭锁时刻有关。为详述闭锁时刻对过电压的峰值和峰值时刻的影响,文中将故障发生时刻设置为故障相电压正峰值时刻,分别取不同闭锁时刻,所得到的健全极线电压、故障相桥臂子模块电压之和的波形如图8所示。

由图8(a)可知,闭锁延时仅影响闭锁前后健全极线的过电压。在健全极过电压未达到闭锁前的峰值时闭锁,闭锁时间越短,健全极过电压幅值也越小;在健全极电压达到峰值后闭锁,健全极最大过电压由闭锁前的峰值决定。而闭锁后健全极电压的周期性变化几乎不受闭锁时间的影响。这是由于闭锁前健全极过电压的出现与下桥臂子模块电容的放电有关,闭锁延时越长,子模块电容放电越充分,在金属回线上产生的压降越大。而闭锁后极线电压的周期性变化是非故障相电压对极线分布电容充电以及分布电容放电对健全相子模块电容充电的结果。

由图8(b)可知,闭锁延时越长,闭锁后 a 相上桥臂子模块电容的过电压越大,下桥臂子模块电容闭锁后充电的电压越大。对上桥臂子模块而言,闭锁延时越长,闭锁前上桥臂子模块电容的充电时间

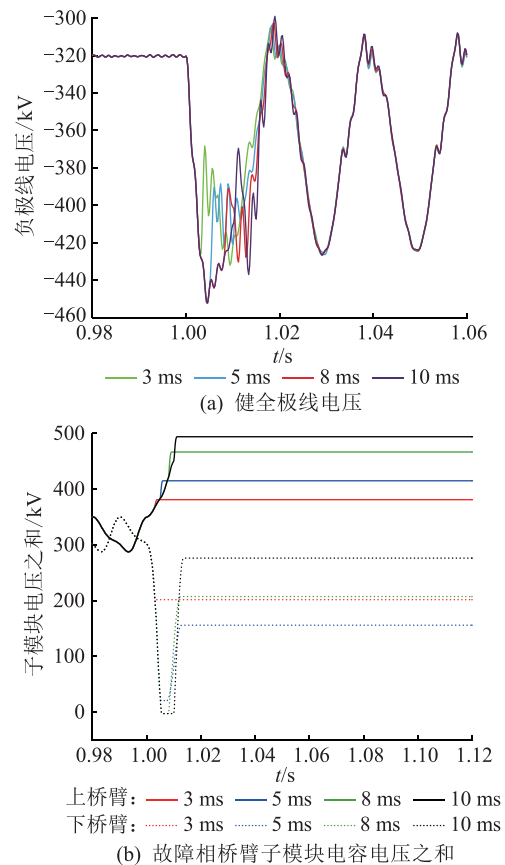


图8 不同闭锁延时下直流侧电压

Fig.8 DC side voltage under different blocking delay

就越长。对下桥臂子模块而言,闭锁后子模块电容的充电与否取决于闭锁前金属回线电压与子模块电压的相对大小,闭锁延时越长,子模块电容放电越充分,子模块电容电压越低,金属回线电压越高。因而闭锁后,金属回线对地电容放电,并对下桥臂子模块电容充电,使下桥臂子模块电容电压也越大。

4 结论

文中详细分析了在采用电缆作为回流金属回线的真双极柔性直流输电系统中,阀侧发生单相接地故障闭锁前后,极线过电压和桥臂过电压的产生机理。通过搭建 PSCAD 仿真模型对过电压产生的机理进行了分析验证,结论如下:

(1) 阀侧发生单相接地故障后,故障相下桥臂子模块电容由于被短接而迅速放电,放电电流流经金属回线使金属回线电位抬升,导致健全极线出现最大约为 1.5 倍的过电压。闭锁前,故障相上桥臂承担整个直流电压,子模块电容因极线分布电容放电而被充电,产生较大的过电压。

(2) 换流站闭锁后,存在交流侧电源对极线分布电容充电以及分布电容放电对桥臂子模块电容充电的交替性过程,因此非故障相桥臂会出现子模

块电容阶段性充电的过程,子模块电容电压持续升高。故障相桥臂子模块电容因闭锁切断充电回路,在闭锁后短时间内迅速上升到最大值然后保持不变。直流极线因为在分布电容每个相电压的周期内充放电而呈现周期性变化。

(3) 故障相桥臂子模块电容的过电压和健全极线的过电压与闭锁时刻密切相关,而非故障相桥臂子模块电容的过电压与闭锁时间无关。闭锁延时越短,闭锁前桥臂子模块电容的充放电时间就越短,无论是健全极线还是子模块电容,其过电压幅值也越低。

本文得到中国能源建设集团规划设计有限公司科技项目“柔性直流换流站过电压计算与绝缘配合研究”(GSKJ2-D05-2019)资助,谨此致谢!

参考文献:

[1] ZHANG Z R, XIAO L, WANG G T, et al. Minimum short circuit ratio requirement for MMC-HVDC systems based on small-signal stability analysis[J]. *Energies*, 2019, 12(17):3283.

[2] 王璐瑶,詹昕,高仁栋,等. 基于模块化多电平换流器的直流配电网接地方式选择[J]. *供用电*, 2020, 37(5):2-10.

WANG Luyao, ZHAN Xin, GAO Rendong, et al. Selection of grounding mode of DC distribution networks based modular multi-level converter[J]. *Distribution & Utilization*, 2020, 37(5):2-10.

[3] ZHANG Z R, XU Z, XU T. Calculating current and temperature fields of HVDC grounding electrodes[J]. *Journal of Modern Power Systems and Clean Energy*, 2016, 4(2):300-307.

[4] 徐政,王世佳,李宇琛,等. 适用于远距离大容量架空线路的LCC-MMC串联混合型直流输电系统[J]. *电网技术*, 2016, 40(1):55-63.

XU Zheng, WANG Shijia, LI Ningcan, et al. A LCC and MMC series hybrid HVDC topology suitable for bulk power overhead line transmission[J]. *Power System Technology*, 2016, 40(1):55-63.

[5] 王嘉铭,余浩,陈武晖. 多馈入直流输电系统换相失败研究综述[J]. *发电技术*, 2020, 41(4):335-345.

WANG Jiaming, YU Hao, CHEN Wuhui. Research on commutation failure in multi-feed HVDC transmission system[J]. *Power Generation Technology*, 2020, 41(4):335-345.

[6] 王喜靖,张慧芬,赵锡彬. 柔性直流配电网双极短路故障区段识别及测距研究[J]. *供用电*, 2020, 37(9):50-57.

WANG Xijing, ZHANG Huifen, ZHAO Xibin. Research on fault segment identification and ranging of flexible DC distribution network with bipolar short circuit[J]. *Distribution & Utilization*, 2020, 37(9):50-57.

[7] 朱铭炼,姜田贵,欧阳有鹏,等. 模块化多电平换流器直流双极短路故障耐受能力研究[J]. *电力工程技术*, 2018, 37(2):44-48, 60.

ZHU Minglian, JIANG Tianguai, OUYANG Youpeng, et al. Cur-

rent distribution and junction temperature calculation of protective thyristor for MMC valve[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2018, 37(2):44-48, 60.

[8] 肖亮,徐政,刘昇,等. 向无源网络供电的MMC-HVDC送端交流故障穿越策略[J]. *电工技术学报*, 2016, 31(15):89-98.

XIAO Liang, XU Zheng, LIU Sheng, et al. AC fault ride-through strategy of MMC-HVDC connected to passive networks[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2016, 31(15):89-98.

[9] LI X Q, SONG Q, LIU W H, et al. Protection of nonpermanent faults on DC overhead lines in MMC-based HVDC systems[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2013, 28(1):483-490.

[10] LETERME W, BEERTEN J, VAN HERTEM D. Nonunit protection of HVDC grids with inductive DC cable termination[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2016, 31(2):820-828.

[11] LI R, XU L, HOLLIDAY D, et al. Continuous operation of radial multiterminal HVDC systems under DC fault[J]. *IEEE Transactions Power Delivery*, 2016, 31(1):351-361.

[12] SHI X J, WANG Z Q, LIU B, et al. Characteristic investigation and control of a modular multilevel converter-based HVDC system under single-line-to-ground fault conditions[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2015, 30(1):408-421.

[13] 薛英林,徐政. C-MMC直流故障穿越机理及改进拓扑方案[J]. *中国电机工程学报*, 2013, 33(21):63-70, 194.

XUE Yinglin, XU Zheng. DC Fault ride-through mechanism and improved topology scheme of C-MMC[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2013, 33(21):63-70.

[14] 张建坡,赵成勇. MMC-HVDC直流侧故障特性仿真分析[J]. *电力自动化设备*, 2014, 34(7):32-37.

ZHANG Jianpo, ZHAO Chengyong. Simulation and analysis of DC-link fault characteristics for MMC-HVDC[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2014, 34(7):32-37.

[15] 徐渊,齐金伟,薛永端,等. 中压系统接地故障对低压系统的转移过电压分析[J]. *供用电*, 2019, 36(12):17-21.

XU Yuan, QI Jinwei, XUE Yongduan, et al. Analysis of transferred overvoltage of low-voltage system in medium-voltage system ground fault[J]. *Distribution & Utilization*, 2019, 36(12):17-21.

[16] 周杨,贺之渊,庞辉,等. 双极柔性直流输电系统站内接地故障保护策略[J]. *中国电机工程学报*, 2015, 35(16):4062-4069.

ZHOU Yang, HE Zhiyuan, PANG Hui, et al. Protection of converter grounding fault on MMC based bipolar HVDC systems[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2015, 35(16):4062-4069.

[17] 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.

[18] 李振东,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 grounding fault characteristics and protection strategy in bipolar MMC-HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5):77-83.
- [19] 李超,胡文旺,唐志军,等. 对称双极柔性直流输电系统功率转带控制策略[J]. 高电压技术, 2018, 44(7):2173-2180.
- LI Chao, HU Wenwang, TANG Zhijun, et al. Control strategy of power transfer in bipolar HVDC flexible transmission system [J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7):2173-2180.
- [20] YU J Q, ZHANG Z R, XU Z, et al. An equivalent calculation method for pole-to-ground fault transient characteristics of symmetrical monopolar MMC based DC grid [J]. IEEE Access, 2020, 8:123952-123965.
- [21] 管敏渊,徐政. MMC型VSC-HVDC系统电容电压的优化平衡控制[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(12):9-14.
- GUAN Minyuan, XU Zheng. Optimized capacitor voltage balancing control for modular multilevel converter based VSC-HVDC system [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(12):9-14.
- [22] 吴明哲,陈武晖. VSC-HVDC稳定控制研究[J]. 发电技术, 2019, 40(1):28-39.
- WU Mingzhe, CHEN Wuhui. Overview of research on stability and control of VSC-HVDC [J]. Power Generation Technology, 2019, 40(1):28-39.
- [23] 张洪亮,谢书鸿,尹毅,等. 厦门柔直工程±320 kV直流电缆绝缘及外护层结构选型与论证[J]. 高电压技术, 2016, 42(10):3139-3146.
- ZHANG Hongliang, XIE Shuhong, YIN Yi, et al. Selection and verification of insulation and sheath structure of ±320 kV DC cable for Xiamen flexible DC transmission project [J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10):3139-3146.

作者简介:



李浩原

李浩原(1987),男,博士,高级工程师,从事换流站电气设计工作(E-mail: lhy5854@csepedi.com);

周国梁(1980),男,博士,高级工程师,从事换流站电气设计工作;

王刚(1981),男,硕士,高级工程师,从事换流站电气设计工作。

Analysis of single-phase-to-ground fault overvoltage at the valve-side of HB-MMCs in bipolar HVDC systems

LI Haoyuan¹, ZHOU Guoliang¹, WANG Gang¹, LIU Chao¹, LI Wenjin¹, XU Zheng²

(1. Central Southeast China Electric Power Design Research Institute Co., Ltd., Wuhan 430071, China;

2. School of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: In the true bipolar modular multilevel converter based high voltage direct current (MMC-HVDC) systems, the probability of occurrence of the single-phase-to-ground faults at the valve-side is arguably low, but it may cause serious overvoltage on the direct current (DC) side. The overvoltage characteristics and generation mechanism is studied when a single-phase-to-ground fault occurs on the valve-side of the MMC in HVDC systems. Firstly, the charging and discharging circuits of the sub-module capacitors for each phase are given before and after blocking. The generation mechanism of the overvoltage of the arm and healthy pole line is investigated then. Finally, simulations are performed based on Xiamen two-terminal HVDC grid to verify the accuracy of the mechanism, and the effect of the blocking delay on the overvoltage is simulated and analyzed. The results show that the increase in the voltage of the arm, the healthy pole line and the metallic return line are caused by the charging and discharging of the distributed capacitances in DC lines. Besides, the shorter the blocking time, the lower the overvoltage amplitude.

Keywords: modular multi-level converter (MMC); single-phase-to-ground faults at the valve-side; overvoltage; AC power phase; blocking delay

(编辑 陆海霞)