伪双极 MMC-HVDC 系统联接变阀侧 中性点电阻参数设计

彭茂兰,唐金昆

(南方电网超高压输电公司检修试验中心,广东 广州 510663)

摘要:针对模块化多电平换流器高压直流输电 MMC-HVDC(Modular Multilevel Converter based HVDC)直流 单极接地故障暂态特性研究,提出了联接变阀侧中性点经电阻接地的伪双极 MMC-HVDC 系统发生直流单 极接地故障时换流器电容放电的简化模型。将与故障极相连的三相桥臂电容放电回路等效为 3 个独立的 RLC 二阶零输入放电回路,从而简化了换流器电容放电与中性点故障电流的分析过程。基于简化模型分析得 到的桥臂故障时刻导通子模块电容电压与中性点故障电流计算公式,研究了联接变阀侧中性点电阻参数设计 与电容电压放电水平及控制保护系统闭锁换流器延时时间的配合关系,提出了中性点电阻的参数设计原则。 最后,针对鲁西背靠背异步联网工程,在搭建的控制保护系统与 RT-Lab 形成的硬件闭环系统功能性试验平台 上,验证了所提联接变阀侧中性点电阻参数设计原则的有效性。

0 引言

模块化多电平换流器 MMC(Modular Multilevel Converter) 是由 A. Lesnicar 和 R. Marguardt 于 2002 年提出的一种新型电压源型换流器拓扑结构[1-2]。 MMC-HVDC 作为一种新型输电技术,凭借其模块化、 低谐波含量、低损耗、可向无源网络供电等优势受到 广泛关注,在大规模风电场并网、电网互联、城市配 电网增容等方面具有广阔的应用前景[3-6]。目前已投 运或即将投运的工程大都采用伪双极 MMC-HVDC 系统结构,如美国的 Trans Bay Cable 工程、中国的 上海南汇风电场示范工程、南澳三端柔性直流示范 工程以及鲁西背靠背异步联网工程等。其中,南澳 示范工程是世界首个投运的多端柔性直流输电工 程回。而南方电网即将投运的鲁西背靠背异步联网 工程,是世界上首个采用电网换相型换流器 LCC (Line Commutation Converter)的传统直流与采用 MMC 结构的柔性直流并联结构的电网互联工程,工程投 运后将实现云南电网与南网主网的异步运行。

直流输电系统直流侧典型故障有双极短路故障、单极接地故障等。对于双极短路故障,若采用半桥型子模块拓扑结构,换流器闭锁后无法阻断交流系统向直流短路点注入的故障电流^[8],因此阻碍了大容量、采用架空线路的 MMC-HVDC 系统的发展。目前主要有 2 种技术路线对该问题进行研究:一种是研究直流断路器,直接阻断交流系统注入直流短路点的故障电流,但适用于高电压等级的直流断路

收稿日期:2016-07-24;修回日期:2017-02-06

器目前仍在研究阶段,投入实际工程应用尚需一段 时间^[9-10];另一种是改造子模块拓扑结构,通过子 模块内电容提供反向电压阻断交流侧故障电流的 通路,所带来的问题是全控型器件过多、换流器造价 提高^[11-13]。

对于直流输电系统,直流线路上发生单极接地 故障较双极短路故障的概率更大,而目前对直流单 极接地故障的研究较少。文献[14]对 MMC-HVDC 直流侧单极接地故障进行了定性分析。文献[15]对 联接变阀侧不同接地方式下直流单极故障的故障暂 态特性进行了仿真研究。文献[16]针对 MMC-HVDC 阀侧星形电抗经电阻接地方式,建立了直流单极接 地故障复杂的暂态数学模型,并且提出了一种故障 清除后电容电压再平衡算法。文献[17]对 MMC-HVDC 直流单极接地故障建立等效的二阶放电回路 进行分析,并定性地提出了相应的保护策略。

目前对 MMC-HVDC 直流单极接地故障的研究 主要为定性分析,对故障暂态特性的详细模型及相 应的控制保护策略研究相对较少。为了能够更深入 地分析 MMC-HVDC 直流单极接地故障时的控制保 护策略,本文针对伪双极 MMC-HVDC 系统联接变阀 侧中性点经电阻接地的接地方式,提出了故障暂态 过程中换流器电容放电的简化模型。根据电容电压 与故障电流的计算公式,在尽可能减少电容电压放 电量的情况下,通过电容电压放电水平与控制保护 系统闭锁换流器延时时间的配合关系,提出了联接 变阀侧中性点电阻参数设计原则。最后,通过工程 算例验证了联接变阀侧中性点电阻参数设计原则的 有效性。

1 MMC-HVDC 系统结构

MMC-HVDC 系统由两端的 MMC 换流站及直流 母线组成, MMC 拓扑结构如图 1 所示。MMC 由 3 个相单元组成,每个相单元包括上、下 2 个桥臂,每 个桥臂中均包含 N 个子模块 SM (Sub-Module)和 1 个桥臂电抗器 L。每个子模块都由绝缘栅双极晶体 管 (IGBT) V_{T1}、V_{T2}, 二极管 V_{D1}、V_{D2} 及子模块电容器 C_m组成,通过控制 V_{T1}、V_{T2}的开通和关断,子模块输 出电压有 0 和电容电压 2 种状态。正常运行情况 下,上、下桥臂处于投入状态的子模块个数和恒为 N,以确保直流电压的稳定。采用载波移相、最近电 平逼近、多电平消谐波等调制技术,可实现交流侧输 出三相对称的正弦电压。而三相调制波的生成,目 前工程上普遍采用的是 D-Q 解耦控制策略。



Fig.1 Topology of MMC

对于伪双极 MMC-HVDC 系统,为箝位正负极直 流母线电压,保持直流电压正负极对称,需在联接变 阀侧设置接地点,目前主要的接地方式有直流侧接 地和交流侧接地2种。直流侧接地方式主要为在直 流正负极母线上分别串联箝位电阻接地,但这种接 地方式会造成长期有功损耗,存在散热问题;交流侧 接地方式主要有联接变阀侧星形电抗经电阻接地 (如 Trans Bay Cable 工程)和联接变阀侧中性点经电 阻接地(如上海南汇风电场工程)2种,星形电抗会 造成长期无功损耗,而联接变阀侧中性点经电阻的 接地方式通过检测中性点上的电流,可实现不平衡 故障时的快速保护。因此本文将以联接变阀侧中性 点经电阻接地的伪双极 MMC-HVDC 系统为研究对 象.分析直流单极接地故障时换流器电容放电故障 暂态模型,并根据电容电压放电水平与换流器闭锁 延时时间,研究中性点电阻的参数设计原则。

2 直流单极接地故障特性分析

采用联接变阀侧中性点经电阻接地的伪双极 MMC-HVDC 系统发生直流单极接地故障时,以负极 接地故障为例,一端换流站故障电流回路如图2所 示,三相下桥臂各电容经桥臂电抗器Lb、联接变压器 三相漏抗 L 及中性点电阻 r 与接地点形成放电通 路,各桥臂放电电流为 i_{ff}(i=a,b,c),汇入中性点接 地电流为 ino。为便于分析计算单极故障电流,可对电 容放电回路进行简化处理。为抑制故障电流,一般中 性点电阻的取值相比于桥臂电抗和桥臂电容串联都 较大,因此可近似认为电容放电回路中的压降均作 用在中性点电阻上,即可等效将中性点电阻拆为3 个阻值为 R=3r 的电阻分别接在三相桥臂上,各桥 臂单独形成放电回路,中性点故障电流可等效为3 个桥臂分别形成的电容放电回路故障电流之和,如 图 2 所示下方为 3 个简单的 RLC 二阶零输入放电 回路,中性点故障电流等效为3个放电回路电流之 和。3个放电回路中电感 L=L+L, 电容为桥臂此时 所有开通子模块中电容 C_m 串联之和 $C = C_m / N_{di}(N_{di})$ 为三相各下桥臂故障时刻导通的子模块数;i=a,b, c),电容电压为 u_c ,电阻为 $R=3r_o$



图 2 单极故障电流回路及其等效电路图

Fig.2 Fault current paths during monopolar grounding fault and corresponding equivalent circuits

等效电路图所示为简单的 RLC 二阶零输入放 电电路,根据基尔霍夫电压定律可得到关于电容电 压 u_c 的线性常系数二阶齐次微分方程:

$$i_{fi} = C \frac{\mathrm{d}u_{c}}{\mathrm{d}t}$$

$$\frac{\mathrm{d}^{2}u_{c}}{\mathrm{d}t^{2}} + \frac{R}{L} \frac{\mathrm{d}u_{c}}{\mathrm{d}t} + \frac{u_{c}}{LC} = 0$$

$$(1)$$

其特征方程为:

11. 0

$$r^2 + \frac{R}{L}r + \frac{1}{LC} = 0 \tag{2}$$

当满足 $R>2\sqrt{L/C}$ 时,方程有 2个不等的实数解,则电容呈现非振荡放电过程,为过阻尼状态;当满足 $R<2\sqrt{L/C}$ 时,方程特征根为一对共轭复数,则电容 呈现振荡放电过程,为欠阻尼状态;当满足 $R=2\sqrt{L/C}$ 时,方程有重根,则电容呈现振荡与非振荡临界放电 过程,为临界阻尼状态。为有效抑制系统单极接地 故障下中性点故障电流,一般 R 取值都较大,满足 方程有 2 个不等实数解的情况,因此可得到各桥臂 故障时刻所有导通子模块电容电压 u_{ci} 与各桥臂放 电电流 i_{ti} 的解分别如式(3)、(4)所示,其中 u_{co} 为故 障发生时刻桥臂所有导通子模块电容电压之和。

$$u_{ci} = \frac{1}{2} \times \left[\left(-\frac{R}{\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}}} + 1 \right) e^{\left(-\frac{R}{2L} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}} \right)_t} + \left(\frac{R}{\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}}} + 1 \right) e^{\left(-\frac{R}{2L} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}} \right)_t} \right]$$
(3)

$$\iota_{fi} = \frac{\frac{R_{c0}}{\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}}} \times \left[e^{\left(-\frac{R}{2L} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_l} - e^{\left(-\frac{R}{2L} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_l} \right] \quad (4)$$

假设子模块开关频率无穷大,在电容均压控制 下,任一时刻桥臂各子模块电容电压相同,并定义此 时下桥臂的平均开关函数为:

$$\begin{cases} S_{\text{an}} = [1 + M\sin(\omega t + \alpha)]/2\\ S_{\text{bn}} = [1 + M\sin(\omega t - 2\pi/3 + \alpha)]/2\\ S_{\text{cn}} = [1 + M\sin(\omega t + 2\pi/3 + \alpha)]/2 \end{cases}$$
(5)

其中,*S*_{an}、*S*_{bn}、*S*_{en}分别为A、B、C 三相下桥臂平均开关函数;*M*为调制比。则三相下桥臂所有开通子模块电容电压可由平均开关函数得到,而中性点接地电流*i*₁₀如下:

$$i_{f0} = i_{fa} + i_{fb} + i_{fc} = \frac{(S_{an} + S_{bn} + S_{cn})U_{dc}}{\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}}} \times \left[e^{\left(-\frac{R}{2L} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_{l}} - e^{\left(-\frac{R}{2L} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_{l}} \right] = \frac{3U_{dc}}{2\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}}} \left[e^{\left(-\frac{R}{2L} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_{l}} - e^{\left(-\frac{R}{2L} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2} - \frac{4}{LC}}\right)_{l}} \right]$$
(6)

其中, U_{de} 为直流电压。

3 中性点电阻参数设计

由 uci 的计算公式可知,为确保在换流器闭锁前

短时间的解锁状态下电容电压不会大量放电,式(3) 中 u_{ci} 在闭锁前应尽可能接近 u_{c0} ,因此在桥臂电抗器 L_b 、联接变压器三相漏抗 L_t 和子模块中电容 C_m 确定 后,需研究指数函数中中性点等效电阻R与闭锁延 时时间t的配合关系,使得桥臂电容电压在闭锁前 尽可能保持故障前的电容电压值。

 u_{ci} 的计算公式(3)为关于中性点等效电阻 R 与 时间 t 的指数函数,为获得 R 与 t 的配合关系,如果 对式(3)中的 R 与 t 进行函数求极值,计算过程将十 分繁琐,因此本文采用对指数函数分区域逼近程度 分析的方法,讨论式(3)中 R 与 t 不同配合关系下电 容电压 u_{ci} 的取值范围。观察式(3)可知,要使电容电压 u_{ci} 在闭锁前尽可能保持不变,则应使 $e^{\left(-\frac{R}{2L} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R}{L}} - \frac{4}{LC}\right)_{L}}$ 函数部分尽可能逼近 0,而对于式中 $e^{\left(-\frac{R}{2L} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R}{L}} - \frac{4}{LC}\right)_{L}}$ 函数部分应尽可能逼近 1。

对于 $e^{\left(-\frac{R}{2L}+\frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^{2}}{L^{2}}-\frac{4}{LC}}\right)t}$ 函数部分,首先令 $\delta = \frac{1}{2}\left(-\frac{R}{L}+\sqrt{\frac{R^{2}}{L^{2}}-\frac{4}{LC}}\right)t=\theta t$,根据 e^{δ} 逼近 1 的程度 将函数进行如下分段:

 $\begin{bmatrix} 0.905 \le e^{\delta} \le 0.99 & \delta \epsilon [-0.1, -0.01] \\ 0.99 < e^{\delta} \le 0.999 & \delta \epsilon (-0.01, -0.001] \end{bmatrix}$ (7)

一般地,柔性直流输电系统控制保护系统控制 周期为100μs^[9],当发生单极接地故障时,由控制系 统向换流器发出闭锁信号闭锁换流器,而由于控制 系统通信链路的延时,换流器收到闭锁信号再执行 闭锁指令有几个周期的延时,并且考虑到中性点电 阻短期直流耐压与热应力承受能力等因素,换流器 发生单极接地故障需要迅速闭锁,延时一般不应超 过100 ms^[9]。因此,闭锁延时时间 *t* 的取值范围为 0.1 ms<*t*<100 ms,则根据式(7)对 e^δ进行分段的情 况,考虑不同数量级的闭锁延时,关于中性点等效电

阻 R	的函数 θ =	$\frac{1}{2}(-$	$\frac{R}{L} + 1$	$\sqrt{\frac{R^2}{L^2}}$ -	$-\frac{4}{LC}$	与闭锁延时
时间	t 的配合关	系如	表1所	示示(表	中 t 単	L位为 ms)。

表 1 函数 θ 与闭锁延时时间 t 的配合关系

Fable 1	Coordination 1	between	function	θ	and
	blocking	g delay	t		

δ页值范围	$\theta = t$ 的配合关系				
е 收值范围	$0.1 < t \le 1$	$1 < t \le 10$	$10 < t \le 100$		
$0.905 \leqslant \mathrm{e}^{\delta} \leqslant 0.99$	$-10^3 < \theta \leq -10$	$-10^2 < \theta \leq -1$	$-10\!<\!\theta\!\leqslant\!-10^{-1}$		
$0.99\!<\!\mathrm{e}^{\delta}\!\leqslant\!0.999$	$-10^2 < \theta \leq -1$	$-10\!<\!\theta\!\leqslant\!-10^{-1}$	$-1\!<\!\theta \leqslant -10^{-2}$		

函数变化规律,当式(3)中 $e^{\left(-\frac{R}{2L}-\frac{1}{2}\sqrt{\frac{R^2}{L^2}-\frac{4}{L^2}}\right)_l}$ 函数部 分进行如式(8)所示分段时,函数 e^{φ} 逼近 0。

$$\begin{cases} 0.01 \le e^{\varphi} \le 0.1 & \varphi \in [-4.6, -2.3] \\ 0.001 \le e^{\varphi} < 0.01 & \varphi \in [-6.9, -4.6) \end{cases}$$
(8)

考	虑不	同数量	量级的	的闭笔	炎延时,	关于中	□性点	等效
电阻 R	的函	数λ=	$\frac{1}{2}$	$-\frac{R}{L}$	$-\sqrt{\frac{R^2}{L^2}}$	$-\frac{4}{LC}$	与闭	锁延
时时间	t 的酉	2合关	系如	表 2	所示(表	、中 t 单	位为ı	$ms)_{\circ}$

表 2 函数 λ 与闭锁延时时间 t 的配合关系

Table 2 Coordination between function λ and blocking delay t

	e	•			
。取仿苏国	λ 与 t 的配合关系				
ewall	$0.1 < t \le 1$	$1 < t \le 10$	$10 < t \le 100$		
$0.01 \leq e^{\varphi} \leq 0.1$	$-4.6 \times 10^4 < \lambda \le -2.3 \times 10^3$	$-4.6 \times 10^3 < \lambda \le -2.3 \times 10^2$	$-4.6 \times 10^2 < \lambda \le -23$		
$0.001 \le e^{\varphi} < 0.01$	$-6.9 \times 10^4 < \lambda \leq$ -4.6×10^3	$-6.9 \times 10^3 < \lambda \le -4.6 \times 10^2$	$-6.9 \times 10^2 < \lambda \le$ -46		

式(3)中两部分指数函数的乘数均含有关于 *R* 的函数,可进行如下化简:

$$R/\sqrt{R^2 - \frac{4L}{C}} = \frac{\lambda + \theta}{\lambda - \theta}$$
(9)

根据表 1 和表 2 中 θ 、 λ 与 t 的配合关系可知, 在相同的闭锁延时时间下, θ 至少比 λ 低一个数量级,因此对于式(9)可近似等于 1。

从表 1 和表 2 可以看出,根据 e^{δ} 、 e^{φ} 的取值范围 与换流器闭锁延时时间数量级,可以通过函数 θ 和 λ 在不同的闭锁延时时间范围 t,对应的取值区域确 定中性点等效电阻 R。则故障发生时刻桥臂导通子 模块电容电压 u_{ci} 可看作近似与故障发生时刻的电 压值相等,即 $u_{ci} \approx u_{c0}$,其逼近程度与关于中性点等效 电阻 R 的函数 λ 、 θ 有关。而由式(6)中性点接地电 流 i_{r0} 的计算公式可知, i_{r0} 可近似为:

$$i_{\rm f0} \approx -\frac{3U_{\rm dc}}{2R} = -\frac{U_{\rm dc}}{2r}$$
 (10)

式(10)说明,发生直流母线单极接地故障,联接 变中性点电位偏置,升为 U_{de}/2,则中性点经接地电 阻有约 U_{de}/(2r)的入地电流。

故障发生时刻桥臂导通子模块电容电压 u_{ei} 与 中性点接地电流 i_{to} 放电特性如图 3 所示,在过阻尼 放电过程中若在 t₀ 时刻前闭锁换流器,则可尽量降 低电容放电水平,维持电容故障发生时刻的电压值。 因此需结合单极接地故障保护闭锁延时时间,以及 电容电压允许放电水平,综合考虑中性点电阻的参 数设计。



图 3 u_{ci} 与 i_{f0} 放电特性 Fig.3 Discharging characteristic of u_{ci} and i_{f0}

4 算例分析

本文采用的算例是即将投运的鲁西背靠背异步

联网工程,其柔性直流输电系统参数如表 3 所示,功 率正送情况下云南侧换流站作为整流站,广西侧换 流站作为逆变站,两侧换流站桥臂子模块数量及子 模块内电容值不同。

表 3 MMC-HVDC 系统参数 Table 3 System parameters of MMC-HVDC

至佐会粉	参数值			
示机参数	云南侧	广西侧		
等效交流系统额定线电压/kV	525	525		
变压器变比	525/375	525/375		
变压器额定容量/(MV·A)	1 0 4 4	1044		
变压器漏抗标幺值	0.14	0.14		
桥臂电抗器/mH	105	105		
额定直流电压/kV	±350	±350		
额定传输功率/MW	1 000	1 000		
桥臂子模块数	335	468		
联接变中性点电阻/kΩ	5	5		

发生直流单极故障时,以云南侧换流站为研究 对象进行故障特性分析,则对应图 2 中故障回路的等 效 RLC 二阶零输入电路中的电气参数为: $R=15 k\Omega$. L=0.168 H,C=2.39×10⁻⁵ F。其中电抗参数考虑了 桥臂电抗和变压器漏抗,电容值考虑某相桥臂放电最 严重的情况,即故障发生时 335 个桥臂子模块均处 于开通状态,等效电容 C 为 335 个子模块电容串联 值。经计算,在此电气参数下关于中性点等效电阻 *R*的函数 θ_{λ} 为: $\theta = -2.8$, $\lambda = -8.9 \times 10^4$ 。而本工程中 直流单极接地故障保护为快速保护,保护动作闭锁 换流器的延时时间设定在 1~10 ms 范围内。根据表 $1 中 \theta 与 t$ 的配合关系, e^{θ} 的取值范围为(0.99, 0.999]; 而根据表 2 中 λ 与 t 的配合关系, e^{φ} 在 1~10 ms 内 的取值基本接近于0,可忽略不计。且 θ 与 λ 数量级 相差较大,式(9)可近似等于1。因此,发生直流单极 接地故障时,考虑最严重时桥臂所有子模块导通放 电的情况,桥臂导通子模块电容电压 uei 的放电水平 小于1%,基本可近似认为无变化,联接变阀侧中性 点电流经式(10)计算近似为70A。

为验证本文提出的联接变阀侧中性点电阻参数 设计方法的有效性,在搭建的控制保护系统与 RT-Lab 形成的硬件闭环系统功能性试验平台上进行验证。 控制保护系统采用实际工程中使用的控制保护屏柜, 包含系统级控制、换流器级控制与阀级控制;RT-Lab 仿真一次系统,包含交流系统与换流器模型;波形查 看采用商用的录波软件,读取 RT-Lab 一次系统的测 量信号。正常运行工况下,MMC-HVDC 系统云南侧 向广西侧输送 1000 MW 额定有功功率,发生直流负 极接地故障后云南侧录波波形如图 4 所示。从图中 可以看出,故障发生后负极电压迅速降为 0,正极电 压立即升为 2 倍单极直流电压,联接变阀侧中性点 电流随即升至 70 A,与上述计算值相符。从故障发



图 4 直流负极故障云南侧录波

Fig.4 Yunnan-side oscillograph of negative-pole grounding fault

生至系统执行闭锁换流器命令共经过约6ms,在此 期间桥臂电流与上下桥臂电容电压基本无变化,未 发生明显的放电现象,而由于系统未闭锁,桥臂电容 仍进行正常工况下的充放电过程。发生直流负极接地 故障时广西侧录波波形与云南侧类似,如图5所示。



图 5 直流负极故障广西侧录波

Fig.5 Guangxi-side oscillograph of negative-pole grounding fault

5 结论

本文基于实际工程采用的伪双极 MMC-HVDC 系统联接变阀侧中性点经电阻接地的接地方式,提 出了故障暂态过程中换流器电容放电的简化模型, 并结合电容电压与故障电流的计算公式,提出了根 据电容电压放电水平与控制保护系统闭锁换流器延 时时间的配合关系,对联接变阀侧中性点电阻进行 参数设计的原则。所得结论如下:

a. 提出了伪双极 MMC-HVDC 系统直流单极接 地故障暂态过程中换流器电容放电的简化模型,将 与故障极相连的桥臂电容放电回路,等效为 3 个独 立的 RLC 二阶零输入放电回路,便于分析桥臂电容 放电水平与中性点故障电流;

b. 根据分析所得的电容电压与中性点电流计算 公式,采用对公式中包含的指数函数分区域逼近程 度分析的方法,研究联接变阀侧中性点电阻与电容 电压放电水平及控制保护系统闭锁换流器延时时间 的配合关系,形成了中性点电阻的参数设计原则,可 为后续 MMC-HVDC 工程参数设计提供参考。

参考文献:

[1] MARQUARDT R, LESNICAR A. A new modular voltage source inverter topology [C] // Proceedings of European Conference on Power Electronics and Applications. Toulouse, France: EPE, 2003: 1-10.

- [2] LESNICAR A,MARQUARDT R. An innovative modular multilevel converter topology suitable for a wide power range [C] // Proceedings of Power Technology Conference. Bologna, Italy: IEEE, 2003:1-6.
- [3] 徐政,屠卿瑞,管敏渊,等. 柔性直流输电系统[M]. 北京:机械工 业出版社,2012:27-42.
- [4] 管敏渊,徐政. MMC 型柔性直流输电系统无源网络供电的直接 电压控制[J]. 电力自动化设备,2012,32(12):1-5. GUAN Minyuan,XU Zheng. Direct voltage control of MMC-based VSC-HVDC system for passive networks[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(12):1-5.
- [5] 刘栋,汤广福,贺之渊,等. 模块化多电平柔性直流输电数字-模 拟混合实时仿真技术[J]. 电力自动化设备,2013,33(2):68-80. LIU Dong,TANG Guangfu,HE Zhiyuan,et al. Hybrid real-time simulation technology for MMC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(2):68-80.
- [6] MARQUARDT R. Modular multilevel converter topologies with DC-short circuit current limitation [C] // Power Electronics and ECCE,2011 IEEE 8th International Conference. Jeju,Korea:[s.n.], 2011:1425-1431.
- [7] 杨柳,黎小林,许树锴,等. 南澳多端柔性直流输电示范工程系统 集成设计方案[J]. 南方电网技术,2015,9(1):63-67.
 YANG Liu,LI Xiaolin,XU Shukai,et al. The integrated system design scheme of Nan'ao VSC-HVDC demonstration project[J].
 Southern Power System Technology,2015,9(1):63-67.
- [8] 徐政,薛英林,张哲任.大容量架空线柔性直流输电关键技术及前景展望[J].中国电机工程学报,2014,34(29):5051-5062.
 XU Zheng,XUE Yinglin,ZHANG Zheren. VSC-HVDC technology suitable for bulk power overhead line transmission[J]. Proceedings of the CSEE,2014,34(29):5051-5062.
- [9] BUCHER M K, WALTER M M, PFEIFFER M, et al. Options for ground fault clearance in HVDC offshore networks [C] // 2012 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). Raleigh, NC, USA: IEEE, 2012:2880-2887.
- [10] JOVCIC D, VAN HERTEM D, LINDEN K, et al. Feasibility of DC transmission networks [C] // Proceedings of the 2nd IEEE PES International Conference and Exhibition on Innovative Smart Grid Technologies (ISGT Europe). Manchester, UK: IEEE, 2012:1-8.
- [11] MARQUARDT R. Modular multilevel converter topologies with DC-short circuit current limitation [C] // 2011 IEEE 8th International Conference on Power Electronics and ECCE Asia (ICPE&ECCE). Jeju, Korea; IEEE, 2011; 1425-1431.
- [12] 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.
 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.
- [13] 许建中,赵鹏豪,江伟,等. 具备直流故障穿越能力的混合 MMC 可靠性分析和冗余配置方法[J]. 中国电机工程学报,2016,36 (4):953-960.

XU Jianzhong,ZHAO Penghao,JIANG Wei,et al. Reliability analysis and redundancy configuration of hybrid mmcs with DC fault blocking capability[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36

222

(4):953-960.

- [14] 赵成勇,陈晓芳,曹春刚. 模块化多电平换流器 HVDC 直流侧故 障控制保护策略[J]. 电力系统自动化,2011,35(23):82-87.
 ZHAO Chengyong,CHEN Xiaofang,CAO Chungang. Control and protection strategies for MMC-HVDC under DC faults[J].
 Automation of Electric Power Systems,2011,35(23):82-87.
- [15] 张建坡,赵成勇,黄晓明,等. 基于模块化多电平高压直流输电系统接地故障特性仿真分析[J]. 电网技术,2014,38(10):2658-2664.

ZHANG Jianpo, ZHAO Chengyong, HUANG Xiaoming, et al. Simulation research on earth fault characteristics of modular multilevel converter based high voltage direct current transmission system[J]. Power System Technology, 2014, 38(10): 2658-2664.

[16] 赵成勇,李探,俞露杰,等. MMC-HVDC 直流单极接地故障分析 与换流站故障恢复策略[J]. 中国电机工程学报,2014,34(21): 3518-3526.

ZHAO Chengyong, LI Tan, YU Lujie, et al. DC pole-to-ground fault characteristic analysis and converter fault recovery

strategy of MMC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE,2014,34 (21);3518-3526.

[17] 杨海倩,王玮,荆龙,等. MMC-HVDC系统直流侧故障暂态特性 分析[J]. 电网技术,2016,40(1):40-46. YANG Haiqian,WANG Wei,JING Long,et al. Analysis on transient characteristic of DC transmission line fault in MMC based HVDC transmission system[J]. Power System Technology, 2016,40(1):40-46.

作者简介:



彭茂兰(1991—),女,江西吉安人,工程 师,硕士,研究方向为柔性直流输电工程设 计及试验技术(E-mail:pml1081170912@163. com);

唐金昆(1973—),男,广西桂林人,高级 工程师,硕士,主要研究方向为柔性直流输 电、直流融冰、串联补偿、动态无功补偿等工 程设计及试验技术。

Design of valve-side neutral-point resistor for connection transformer of MMC-HVDC transmission system

PENG Maolan, TANG Jinkun

(Maintenance & Test Center of Extra High Voltage Power Transmission Company of China Southern Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

Abstract: For researching the transient characteristics, a simplified model of converter capacitor discharging during a monopolar DC grounding fault of the pseudo-bipolar MMC-HVDC(Modular Multilevel Converter based HVDC) is proposed, where the valve-side neutral-point of its connection transformer is grounded via a resistor. The discharging circuits of the three-phase arm capacitors connecting with the faulty pole are considered as three independent RLC second-order discharging circuits without input to simplify the analysis of converter capacitor discharging process and neutral-point fault current. Based on the formula deduced by the analysis for calculating the capacitor voltage and neutral-point current during the fault, the coordination among the capacitor discharging level, the delay time for blocking the converter by the control & protection system and the valve-side neutral-point resistor is proposed. Taking the Luxi back-to-back HVDC project as an example, the effectiveness of the proposed design principle is verified on a HIL (Hardware In Loop) functional test platform consisting of the control & protection system and the real-time digital simulator RT-Lab.

Key words: HVDC power transmission; MMC; monopolar DC grounding fault; transient analysis; neutral point resistance; parameter design principle