

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.190986

交流系统电压对 MMC-HVDC 接地故障时换流器 闭锁前桥臂电流的影响机理

王振浩, 计勍, 孙银锋, 成龙, 李国庆

(东北电力大学电气工程学院, 吉林 吉林 132012)

摘要: 直流线路接地故障是模块化多电平换流器(Modular Multilevel Converter, MMC)的主要故障类型。发生故障时, 为满足直流断路器切断电流要求, 应在 MMC 闭锁前切除故障, 而 MMC 的闭锁时刻取决于子模块中绝缘栅双极晶体管(Insulated Gate Bipolar Transistor, IGBT)承受故障时桥臂电流的能力, 因此对故障时单桥臂电流的特性分析提出了更细致具体的要求。首先介绍了真双极 MMC 的拓扑结构和工作原理, 分析了在发生直流线路单极接地故障时闭锁前故障电流不同成分在 MMC 桥臂上的流通路径。然后采用复频域计算法, 构建了故障时桥臂电流的数学模型, 推导了交流系统电压对 MMC 闭锁前桥臂短路电流的影响机理。研究表明交流系统电压相角对故障时桥臂电流的幅值影响显著。最后, 基于 PSCAD 仿真实验平台, 搭建 31 电平单端及 51 电平双端 MMC-HVDC, 在不同电压幅值与相角取值下的仿真结果验证了该机理的正确性。

关键词: MMC-HVDC; 单极接地故障; 影响机理; 交流系统; 桥臂电流

Influence of AC system voltage on the current of the arm of the converter during an MMC-HVDC grounding fault before converter latching

WANG Zhenhao, JI Qing, SUN Yinfeng, CHENG Long, LI Guoqing

(College of Electrical Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China)

Abstract: DC line ground faults are the primary fault type of Modular Multilevel Converters (MMC). In the event of a fault, in order to meet the cut-off current requirement of DC circuit breaker, the fault should be cut off before the MMC latching, and the time latching of the MMC depends on the ability of the Insulated Gate Bipolar Transistor (IGBT) to withstand the bridge arm fault current. Therefore, more detailed and specific requirements are put forward for the analysis of the characteristics of the single-bridge arm current in the event of a fault. First, the topology and working principle of the true bipolar MMC are introduced, and the flow path of the different components of the fault current on the MMC bridge arm before the converter latching during the DC line grounding fault is analyzed. Then, using the calculation method of the complex frequency domain, a mathematical model of the bridge arm current at fault is constructed, and the influence mechanism of the AC system voltage on the short-circuit current of the bridge arm before MMC latching is derived. Studies have shown that the voltage phase angle of the AC system has a significant effect on the amplitude of the bridge arm current at fault. Finally, based on the PSCAD simulation experiment platform, 31-level single-ended and 51-level double-ended true bipolar MMC-HVDC models are built. The simulation results under different voltage amplitudes and phase angles verify the correctness of the mechanism.

This work is supported by National Key Research and Development Program of China (No. 2018YFB0904600).

Key words: MMC-HVDC; single pole ground fault; influence mechanism; AC system; bridge arm current

0 引言

模块化多电平换流器(Modular Multilevel Converter, MMC)由于其具有便于扩容、谐波含量低、

开关损耗小以及电压应力低等特点, 成为高压直流输电(High-voltage Direct-current, HVDC)领域中使用最为广泛的变流器之一^[1-7]。随着我国厦门±320 kV 柔性直流输电示范工程的正式投运, 对真双极 MMC-HVDC 系统的研究已成为高压直流输电领域中新的关注点^[8]。在故障机制、短路电流通路径、

基金项目: 国家重点研发计划项目资助(2018YFB0904600)

过电流程度等方面, 真双极和伪双极 MMC-HVDC 系统存在明显差异, 其中, 真双极系统的交流侧馈入短路电流较为明显^[9], 为了限制故障时桥臂电流在阀组过电流限值以下, 要求真双极系统闭锁时间更短, 这对研究交流系统参数与换流站发生故障时短路电流之间的影响关系提出更为细致的要求。分析其影响机理, 可以在柔性直流系统稳态潮流计算的基础上, 更加有针对性地设置每个换流站的闭锁时间, 以达到既能将故障电流限制在元件允许的范围, 又满足经济性要求的目标^[10-13]。

国内外学者对交直流混联系统发生直流侧接地故障进行了研究^[14-15], 文献[9]给出了真、伪双极 MMC-HVDC 系统单极接地故障时子模块放电机理、短路路径、故障时桥臂电流变化的研究, 得到了其两种不同系统的对比, 得出真双极系统的交流侧馈入短路电流明显大于伪双极系统的结论。文献[16]基于含桥臂阻尼的 HBMMC(half bridge sub-module modular multilevel converter)-HVDC 系统建立了一套完整的直流双极短路故障机理分析解析模型, 对换流器闭锁前故障机理也有了详细的分析, 但对交流系统馈入电流只提到会对桥臂电流产生影响, 并没有对影响机理做详细说明。文献[17]和文献[18]分别在多端直流输电(Multi-terminal high voltage Direct Current, MTDC)系统发生单相接地故障, 脉冲闭锁前时间段的前半段和后半段进行故障电流的详细解析, 其中文献[18]提出了用于计算多端直流输电系统单极接地故障时换流器交流侧贡献短路电流的新的公式, 推导了点对点直流线路稳态短路电流和瞬态响应峰值的近似解析式, 并推广到具有任意网络拓扑的多端直流输电网络。

本文针对交流系统对真双极 MMC-HVDC 系统发生单极接地故障后, 脉冲闭锁前桥臂电流峰值的影响机理进行了详细的分析, 并建立了准确的解析模型。通过该模型, 可以深入地理解交流系统对桥臂电流峰值的影响。最后基于 PSCAD 仿真平台搭建了真双极 MMC-HVDC 系统, 验证了本文所建解析模型的可行性与准确性。

1 MMC-HVDC 的基本拓扑结构

1.1 MMC 的基本结构及工作原理

模块化多电平换流器(MMC)的拓扑结构如图 1 所示, 一个 MMC 有 6 个桥臂, 每个桥臂由一个电抗器和 n 个子模块(Sub-module, SM)串联而成^[19-20]。

SM 由上下部绝缘栅双极晶体管(Insulated Gate Bipolar Transistor, IGBT) T_1 、 T_2 和上下部二极管 D_1 、 D_2 以及子模块电容器组成, 每相的上下两个桥臂合

在一起称为一个相单元, 子模块存在投入、切除和闭锁 3 种工作状态。换流器通过控制子模块的投入和切除来调制出理想的交流电压, 通过三相调制波互差 120° 来保证交流输出电压三相对称, 三个相单元处于投入的子模块数相等且不变, 从而维持直流电压恒定, 并通过将各相单元中投入状态的子模块在该相单元上、下桥臂之间进行分配, 从而实现输出交流电压的调节^[21-23]。

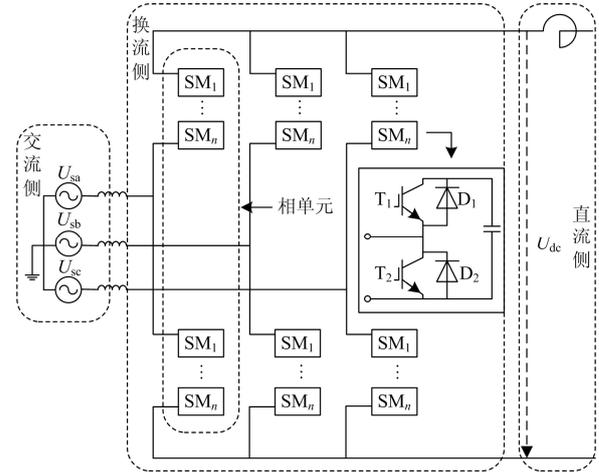


图 1 MMC 的拓扑结构图

Fig. 1 Topological structure of MMC

1.2 真双极系统拓扑结构

图 2 为真双极 MMC-HVDC 输电系统基本结构。真双极输电系统由两端换流站、直流线路及交流系统组成, 两侧换流站分别由上、下两个结构一样的换流器和变压器组成, 接地极引线从正极换流器与负极换流器在直流侧的连接点引出, 采用站内接地的方式。

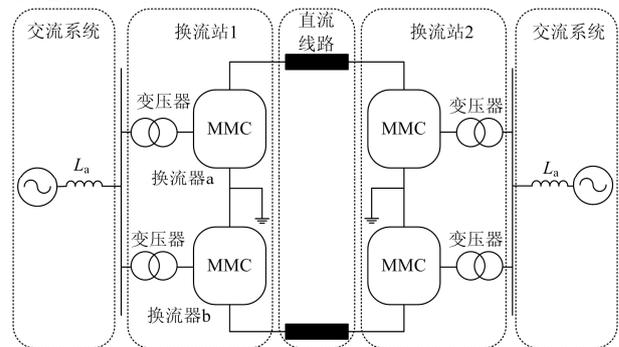


图 2 真双极 MMC-HVDC 系统拓扑结构

Fig. 2 Topological structure of true bipolar MMC-HVDC system

2 单极接地故障的物理过程分析

对直流正极接地故障进行分析, 如图 3 所示。故障发生后, 在换流站闭锁前, 换流器 a 的上下桥

臂投入运行子模块电容器迅速放电造成过流，电流流经处于切除状态下子模块中的二极管，同时交流系统通过子模块中的二极管向短路点注入短路电流。如图 4 所示，以 A、B 相为例，交流短路电流从 A 相上桥臂流向短路点后，从 B 相下桥臂子模块中的二极管流回交流系统侧。可见，故障时桥臂电流由交流短路电流和子模块放电电流叠加而成^[24]。

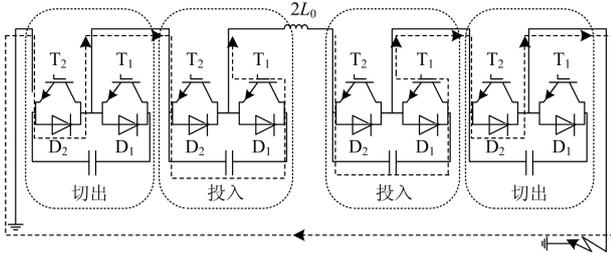


图 3 子模块电容器放电的电流通路

Fig. 3 Discharging path of submodule capacitors

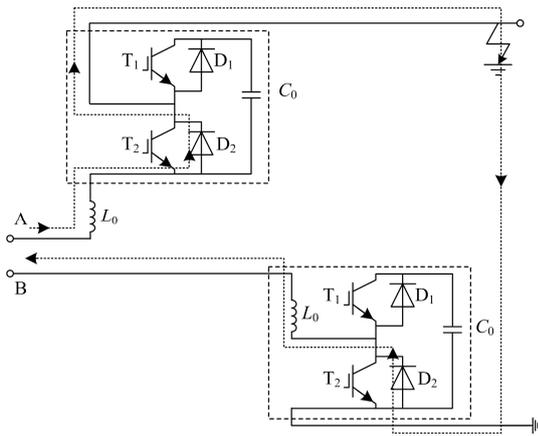


图 4 交流电网注入换流器的短路电流通路

Fig. 4 Short circuit current path of injection converter in AC network

对于 MMC，桥臂中投入的子模块个数是不断变化的，本质上 MMC 是一个时变且具有非线性的电路，解析方法求解整个暂态过程十分复杂，因此将分析的时间段尽可能缩短，假设 MMC 投入及旁路的子模块都保持不变，将此时间段内的 MMC 看作线性定常电路^[25]。

根据图 3 所示的子模块电容器放电电流通路，得到相单元子模块电容器放电瞬时值等效电路模型，如图 5 所示。以 A 相为例，分析在单极接地故障条件下单相桥臂的放电过程，其中，上下桥臂电感为串联，等效电感值为 $2L_0$ 。子模块电容电压平衡采用基于完全排序与整体投入的电容电压平衡策略，由于所有子模块都经放电回路参与放电，该放电过程可以等效为上相桥臂电容并联持续放电的情

况，等效电容值为 $2C_0/n$ ， R 为回路等效杂散电阻。

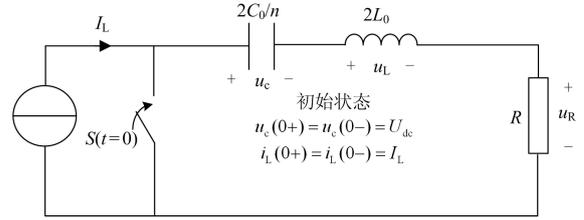


图 5 单相子模块电容器放电瞬时值等效电路模型

Fig. 5 An equivalent circuit model for the instantaneous discharge value of single-phase sub-module capacitors

由于 $R < 2\sqrt{nL_0/C_0}$ ，所以闭锁前的电容器放电暂态过程是已知电路初始值的振荡放电过程。可采用复频域分析法，通过拉普拉斯变换将时域模型转换为复频域中的运算电路模型，如图 6 所示。

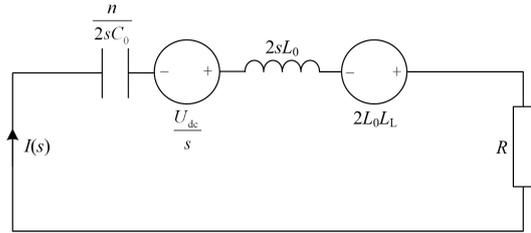


图 6 单相子模块电容器放电瞬时值复频域中运算电路模型

Fig. 6 Operating circuit model in complex frequency domain for discharge instantaneous value of single-phase sub-module capacitor

求解图 6 所示的运算电路，可得

$$I(s) = \frac{U_{dc} + 2sL_0I_L}{\frac{n}{2C_0} + 2s^2L_0 + sR} \quad (1)$$

经拉普拉斯反变换后可得

$$i(t) = \frac{U_{dc}}{2\omega_{dc}L_0} e^{-\frac{t}{\tau_{dc}}} \sin(\omega_{dc}t) - \frac{\omega_0 I_L}{\omega_{dc}} e^{-\frac{t}{\tau_{dc}}} \sin(\omega_{dc}t - \theta) \quad (2)$$

式中： τ_{dc} 为电容放电时间常数； ω_{dc} 为直流侧短路电流振荡角频率； ω_0 为相单元串联谐振角频率； θ 为直流侧短路电流初相位，其表达式分别如下。

$$\tau_{dc} = \frac{4L_0}{R} \quad (3)$$

$$\omega_{dc} = \sqrt{\frac{4nL_0 - C_0R^2}{16L_0^2C_0}} \quad (4)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{n}{4C_0L_0}} \quad (5)$$

$$\theta = \arctan(\tau_{dc} \omega_{dc}) \quad (6)$$

由于直流线路电流等于三相单元电流之和, 且网侧三相相电压对于直流线路相互抵消, 交流系统馈入电流仅会影响桥臂电流。以 A 相上桥臂为例, 有

$$i_s = \frac{I_m}{2} \sin(\omega t + \varphi) \quad (7)$$

设 A 相等效电势表达式为

$$u_a(t) = U_m \sin(\omega t + \varphi_a) \quad (8)$$

式(7)中,

$$I_m = \frac{U_m}{\omega(L_{ac} + L_0/2)} \quad (9)$$

$$\varphi = \varphi_a - 90^\circ \quad (10)$$

则对于 A 相上桥臂, 可得发生单极接地故障, 触发脉冲闭锁前桥臂电流表达式为

$$i_u = i(t) + i_s \quad (11)$$

3 交流系统对单极接地故障电流影响机理

不同 A 相等效电势相位角下的桥臂电流各部分分解图如图 7 所示, 可见, 在系统闭锁前, 子模块电容放电电流起到主导作用, 但交流馈入电流部分也不能忽视。对于不同的 A 相等效电势相位角, 交流部分对桥臂电流的影响也有区别, 研究交流系统对直流故障影响机理, 可以对闭锁时间设置以及子模块元件的电气设计提供更加精确的理论依据。

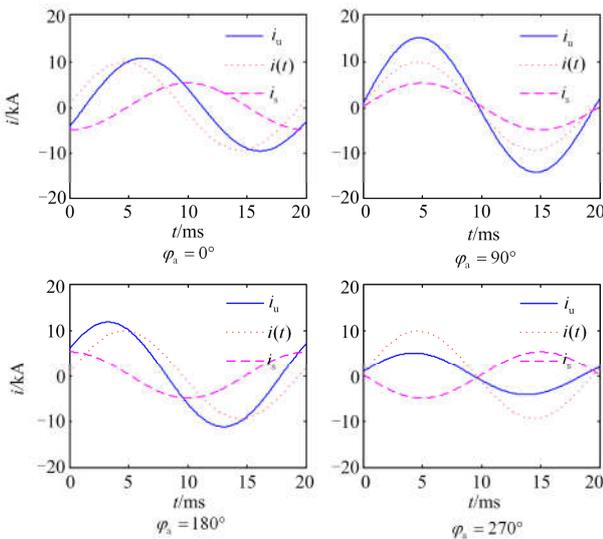


图 7 不同相位桥臂各部分电流分解图

Fig. 7 Decomposition diagram of different phases of bridge arm current

将式(2)两个同频率不同相位的三角函数合并, 得

$$i(t) = e^{-\frac{t}{\tau_{dc}}} \sqrt{\left(\frac{\omega_0 I_L \sin \theta}{\omega_{dc}}\right)^2 + \left(\frac{U_{dc}}{2\omega_{dc} L_0} - \frac{\omega_0 I_L \cos \theta}{\omega_{dc}}\right)^2} \times \sin \left[\arctan \left(\frac{\frac{\omega_0 I_L \sin \theta}{\omega_{dc}}}{\frac{U_{dc}}{2\omega_{dc} L_0} - \frac{\omega_0 I_L \cos \theta}{\omega_{dc}}} \right) + \omega_{dc} t \right] \quad (12)$$

因为式(12)为不同频率三角函数组合, 用解析方法直接求解最值需要用到 N 倍角公式进行替代求解, 解析过程十分困难, 计算结果也很复杂, 不利于更加直观地研究影响机理。首先要简化 ω_{dc} 与 ω 的关系。

由电路理论可得, 对于 LC 串联电路, 在串联谐振角频率下, 电感的电抗等于电容的容抗, 可得相单元串联谐振角频率 ω_{res} 的表达式为

$$\omega_{res} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{n}{L_0 C_0}} = \omega \quad (13)$$

即 $\omega_{dc} = \omega_{res} - R/4L_0$, 经文献[26-27]中推导, 从安全性和经济性方面考虑, 选择 ω_{res} 在工频角频率 1.0ω 附近是合理的, 由于 $R/4L_0 \ll \omega_{res}$, 所以可以认为 $\omega_{dc} \approx \omega$ 。

研究交流系统对换流站发生单极接地故障的影响机理, 若直接从整个电网的潮流角度解析十分困难, 所以将整个电网经戴维南等效, 将戴维南等效阻抗与戴维南等效电动势作为直接影响直流故障电流的交流参数, 可以更直观地研究交流系统对单极接地故障电流的影响机理。换流站及所连交流系统结构示意图如图 8 所示, 主要考虑 MMC 接入到有源交流系统的方式。

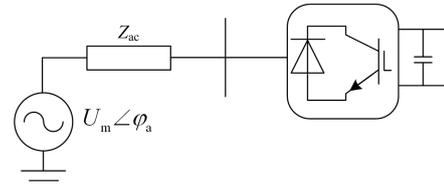


图 8 换流站及所连交流系统结构示意图

Fig. 8 Structural sketch of converter station and connected AC system

在 MMC 接入有源交流系统时, $Z_{ac} = R_{ac} + jX_{ac}$ 为交流系统的戴维南等效阻抗, $U_m \angle \varphi_a$ 为交流系统戴维南等效电势。

设置 $\omega_{dc} = \omega$, 由于闭锁前衰减过程体现不明显, 可忽略衰减, 因此式(11)可合并为

$$i_u = \sqrt{A^2 + B^2} \sin \left[\left(\frac{A}{B} \right) + \omega t \right] \quad (14)$$

式中:

$$\begin{cases} A = k \sin \theta_z - \frac{I_m}{2} \cos \varphi_a \\ B = k \cos \theta_z + \frac{I_m}{2} \sin \varphi_a \\ k = \sqrt{\left(\frac{\omega_0 I_L}{\omega} \sin \theta \right)^2 + \left(\frac{U_{dc}}{2\omega L_0} - \frac{\omega_0 I_L}{\omega} \cos \theta \right)^2} \\ \theta_z = \arctan \left(\frac{\omega_0 I_L \sin \theta}{\frac{U_{dc}}{2\omega L_0} - \frac{\omega_0 I_L}{\omega} \cos \theta} \right) \end{cases}$$

由式(14)可得故障时上桥臂电流最大值为

$$i_{u_max} = \sqrt{k^2 + \frac{I_m}{4} + k I_m \sin(\varphi_a - \theta_z)} \quad (15)$$

式中, $\varphi_a \in [-\pi, \pi]$ 。则 i_{u_max} 关于电压相角 φ_a 、幅值 U_m 的三维曲面图如图 9 所示。

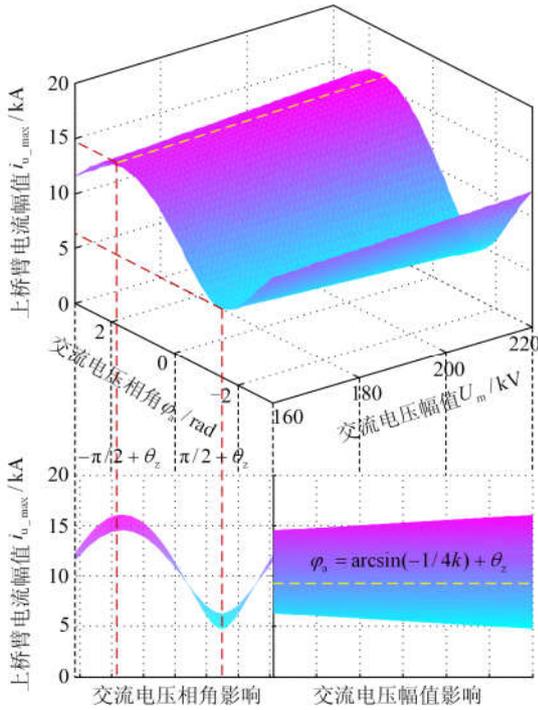


图 9 最大桥臂电流与交流电压幅值和相角的关系三维曲面图

Fig. 9 3-D curved surface diagram of the relation between the maximum arm fault current and the amplitude and phase angle of AC voltage

由式(15)可知, 在电压幅值 U_m 一定时, φ_a 在区间 $[-\pi, -\pi/2 + \theta_z]$ 和区间 $[\pi/2 + \theta_z, \pi]$ 时 i_{u_max} 单调减, 在区间 $[-\pi/2 + \theta_z, \pi/2 + \theta_z]$ 时单调增; φ_a 在区间

$[-\pi, \arcsin(-1/4k) + \theta_z - \pi]$ 和区间 $[\arcsin(-1/4k) + \theta_z, \pi]$ 时 i_{u_max} 随着 U_m 的增加呈现单调递增趋势, 在区间 $[\arcsin(-1/4k) + \theta_z - \pi, \arcsin(-1/4k) + \theta_z]$ 时, i_{u_max} 随着 U_m 的增加呈现单调递减趋势。

4 仿真验证

为了验证上述推导的交流系统对单极接地故障电流影响机理的正确性, 本节在 PSCAD 中搭建了图 1 所示的真双极 MMC 单端仿真模型与图 12 所示 MMC-HVDC 双端输电系统模型进行仿真验证。

4.1 单端 MMC-HVDC 单极接地故障仿真

真双极 MMC 单端仿真模型主要参数见表 1。进行直流单极接地故障仿真, 设置仿真开始时仿真模型已稳定运行, $t=0$ ms 时发生单极接地短路故障, $t=10$ ms 时子模块故障闭锁。

表 1 单端模型主要参数

Table 1 Main parameters of single-ended model	
参数	数值
MMC 额定容量 S_N /MVA	400
直流电压 U_{dc} /kV	400
交流系统额定频率 f_0 /Hz	50
每个桥臂子模块数目 N	30
子模块电容 C_0 /μF	760
桥臂电感 L_0 /mH	100
桥臂电阻 R_0 /Ω	0.2

A 相上桥臂电流最大值仿真值与解析计算值的比较如图 10 所示。由仿真结果与解析结果对比可知, 交流系统戴维南等效电压幅值对上桥臂电流幅值的影响与解析结果稍有偏差, 这是由于在解析表达式中忽略了衰减以及交流系统对直流故障电流的分流作用, 且在确定的交流部分电压等级后, 交流电压幅值变化幅度有限, 在有限的范围内很难体现出变化趋势, 但等效电压相角对上桥臂电流幅值影响与解析结果基本吻合。

图 11 为抽取几个不同电压幅值的情况下, 相角与上桥臂电流幅值的关系图。数值对比与误差分析如表 2 所示, 可见在同一换流站参数设定下, 达到最大桥臂电流幅值时的交流电压相角不变, 且仿真所得最大桥臂电流幅值和最小桥臂电流幅值与解析所得值误差不大于 10%, 达到最大和最小桥臂电流幅值时的交流电压相角误差不大于 2%。基本可以通过上述解析式预测交流电压相角在何值时桥臂电流幅值达到最大, 且可以大致确定最大值。

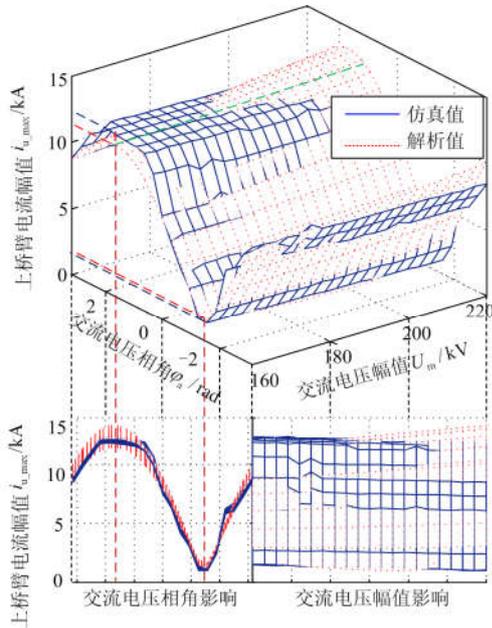


图 10 A 相上桥臂电流最大值仿真值与解析计算值的比较
Fig. 10 Comparison of simulated maximum value and analytical calculated value of bridge arm current on phase A

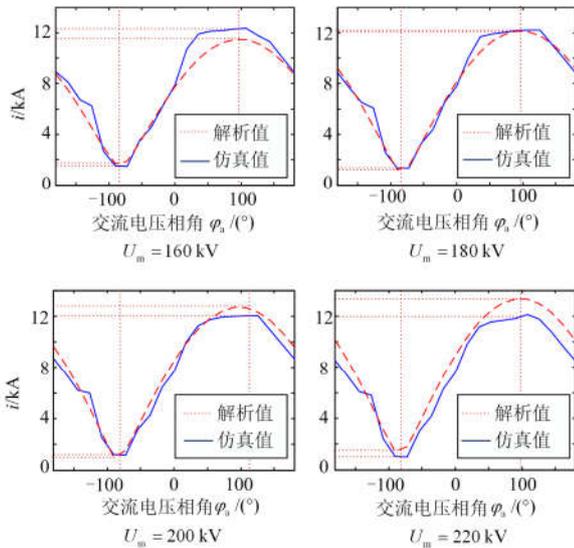


图 11 不同电压幅值下相角与上桥臂电流幅值关系图
Fig. 11 Relation diagram of phase angle and upper bridge arm fault current amplitude under different voltage amplitude

4.2 双端 MMC-HVDC 单极接地故障仿真

图 12 为双柔性直流输电系统的简单拓扑结构, 换流站 1 为送端电网, 换流站 2 为受端电网, 设置换流站 1 采用定功率控制, 换流站 2 采用定电压控制。每个换流站由正极换流器和负极换流器构成, 接地极引线从正极换流器与负极换流器在直流侧的连接点引出。MMC 双端仿真模型主要参数见表 3。

表 2 仿真与解析相关数值对比

Table 2 Numerical comparison between simulation and analytical correlation

交流电压幅值/kV	项目	最大桥臂电流幅值/kA	交流电压相角/rad	最小桥臂电流幅值/kA	交流电压相角/rad
160	仿真值	12.359	1.88	1.458	-1.26
	解析值	11.520	1.85	1.533	-1.28
	误差	6.8%	1.6%	5.6%	1.6%
180	仿真值	12.233	1.88	0.938	-1.26
	解析值	12.137	1.85	0.917	-1.28
	误差	0.5%	1.6%	2%	1.6%
200	仿真值	12.231	1.88	0.512 2	-1.26
	解析值	12.755	1.85	0.501 1	-1.28
	误差	4%	1.6%	2%	1.6%
220	仿真值	11.859	1.88	1.113	-1.26
	解析值	13.391	1.85	1.137	-1.28
	误差	5%	1.6%	2%	1.6%

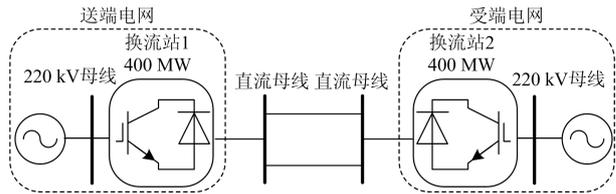


图 12 双端柔性直流输电系统的基本结构
Fig. 12 Basic structure of two-terminal flexible HVDC transmission system

表 3 双端模型主要参数

Table 3 Main parameters of two-terminal model

参数	数值
MMC 额定容量 S_{vN}/MVA	500
直流电压 U_{dc}/kV	320
变压器电压比 $(u_{s1}/u_{s2})/(kV/kV)$	230/160
交流系统额定频率 f_0/Hz	50
每个桥臂子模块数目 N	50
子模块电容 $C_0/\mu F$	2 600
桥臂电感 L_0/mH	50
桥臂电阻 R_0/Ω	0.1
直流线路电阻 R_L/Ω	0.05
直流线路电抗 L_L/mH	100

设置仿真开始时仿真模型已稳定运行, $t=0$ ms 时在换流站 1 出口处发生单极接地故障, $t=10$ ms 时子模块故障闭锁, 仿真过程持续到 $t=60$ ms。

图 13、图 14 为双端柔性直流输电系统下, A 相上桥臂电流最大值仿真值与解析计算值的比较。可见在双端柔性直流输电系统中桥臂电流的仿真值

与解析值存在较大差距, 是因为定功率控制下的换流站 1, 当交流系统电压及相角改变时会对其直流电压产生影响, 进而影响电容放电过程与大小, 但直流电压的改变不会对交流系统馈入短路电流产生

较大影响。由此可见, 交流电压相角对 A 相上桥臂电流幅值的影响趋势在仿真与解析对比中仍基本一致。详细的相关数值对比如表 4 所示, 达到最大和最小桥臂电流幅值时, 交流电压相角误差并不大于 8%。

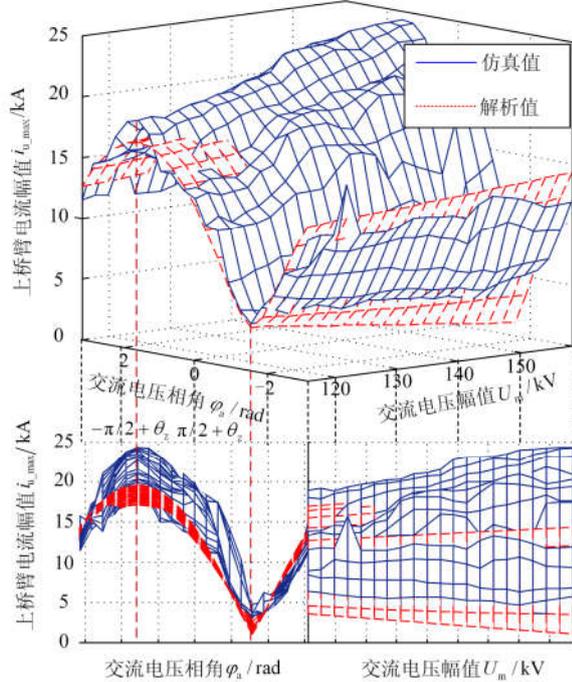


图 13 A 相上桥臂电流最大值仿真值与解析计算值的比较
Fig. 13 Comparisons between simulation and analytical calculation of maximum current of bridge arm in phase A

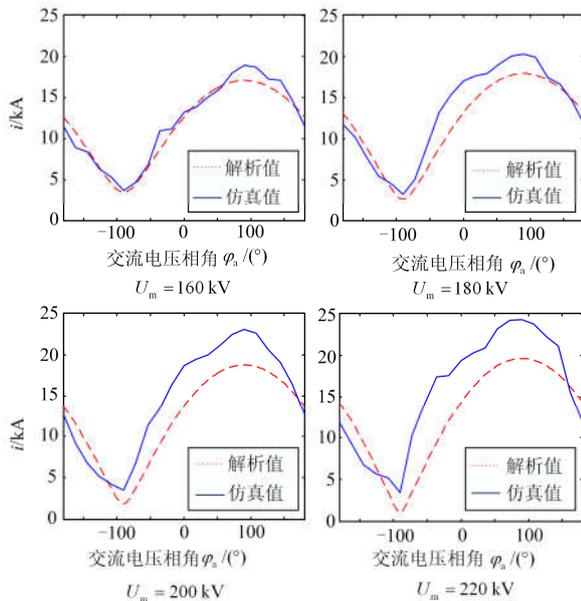


图 14 不同电压幅值下相角与上桥臂电流幅值关系图
Fig. 14 Relation diagram of phase angle and upper bridge arm fault current amplitude under different voltage amplitude

表 4 仿真与解析相关数值对比

Table 4 Numerical comparison between simulation and analytical correlation

交流电压幅值/kV	项目	最大桥臂电流幅值/kA	交流电压相角/rad	最小桥臂电流幅值/kA	交流电压相角/rad
160	仿真值	18.933	1.57	3.770 4	-1.57
	解析值	17.982	1.601 4	3.560 6	-1.618 8
	误差	5%	2%	5.6%	3.1%
180	仿真值	20.313	1.57	3.301	-1.57
	解析值	17.919	1.601 4	2.724	-1.618 8
	误差	11.8%	2%	17%	3.1%
200	仿真值	22.081	1.57	2.476	-1.57
	解析值	18.756	1.601 4	1.887	-1.618 8
	误差	15%	2%	23%	3.1%
220	仿真值	24.310	1.57	2.058	-1.57
	解析值	19.618	1.601 4	1.425	-1.618 8
	误差	5%	2%	30.7%	3.1%

5 结论

本文深入讨论了交流系统不同参数对直流部分发生单极接地故障、MMC 触发脉冲闭锁前桥臂电流的影响机理。通过建立故障电路模型, 分析了 MMC-HVDC 在发生故障时桥臂电流的构成以及流通过程, 建立了闭锁前桥臂电流的数学模型。推导了交流电压幅值与相角对闭锁前桥臂电流影响的解析式。最后通过仿真验证了解析式的可行性与准确性。通过该解析式可直观地分析出随着交流电压的变化, 故障时桥臂电流幅值的增减性关系。误差分析可得, 在与仿真值对比中, 当故障时桥臂电流达到最大值时, 交流电压相角解析值误差在 8% 以内, 说明该解析式可精确解析相角达到何值时桥臂电流幅值最大, 并近似求解故障时桥臂电流幅值的大小, 为准确设置 MMC 闭锁时间和子模块元件的电气设计提供理论支持。

但从上述仿真结果可知, 在桥臂电流解析值与仿真值的对比上还有一些差距, 说明当直流线路发生接地故障时, MMC 闭锁前桥臂电流解析模型的详细程度和精确程度还有待提高, 这将是下一步的研究重点。

参考文献

- [1] DEBNATH S, QIN J, BAHRANI B, et al. Operation, control, and applications of the modular multilevel converter: a review[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(1): 37-53.
- [2] 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.
- [3] FRANQUELO L G, RODRIGUEZ J, LEON J I, et al. The age of multilevel converters arrives[J]. IEEE Industrial Electronics Magazine, 2008, 2(2): 28-39.
- [4] GNANARATHNA U N, GOLE A M, JAYASINGHE R P. Efficient modeling of modular multilevel HVDC converters (MMC) on electromagnetic transient simulation programs[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1): 316-324.
- [5] GLASDAM J, HJERRILD J, KOCEWIAK L H, et al. Review on multi-level voltage source converter based HVDC technologies for grid connection of large offshore wind farms[C] // 2012 IEEE International Conference on Power System Technology (POWERCON), October 30 - November 2, 2012, Auckland, New Zealand.
- [6] PEREZ M A, BERNET S, RODRIGUEZ J, et al. Circuit topologies, modeling, control schemes, and applications of modular multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 30(1): 4-17.
- [7] 李国庆, 边竞, 王鹤, 等. 直流电网潮流分析与控制研究综述[J]. 高电压技术, 2017, 43(4): 1067-1078.
- LI Guoqing, BIAN Jing, WANG He, et al. Review on DC grids power flow analysis and control[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(4): 1067-1078.
- [8] 汤广福, 庞辉, 贺之渊. 先进交直流输电技术在中国的发展与应用[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7): 1760-1771.
- TANG Guangfu, PANG Hui, HE Zhiyuan. R&D and application of advanced power transmission technology in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1760-1771.
- [9] 陈继开, 孙川, 李国庆, 等. 双极 MMC-HVDC 系统直流故障特性研究[J]. 电工技术学报, 2017, 32(10): 53-60.
- CHEN Jikai, SUN Chuan, LI Guoqing, et al. Study on characteristics of DC fault in bipolar MMC-HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(10): 53-60.
- [10] 郭晓茜, 崔翔, 齐磊. 架空线双极 MMC-HVDC 系统直流短路故障分析和保护[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(8): 2177-2184.
- GUO Xiaoqian, CUI Xiang, QI Lei. DC Short-circuit fault analysis and protection for the overhead line bipolar MMC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(8): 2177-2184.
- [11] SONG Q, ZENG R, YU Z, et al. A modular multilevel converter integrated with DC circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(5): 2502-2512.
- [12] IIVES K, ANTONOPOULOS A, NORRGA S, et al. Steady-state analysis of interaction between harmonic components of arm and line quantities of modular multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(1): 57-68.
- [13] 李国庆, 于泽平, 金国彬, 等. 交流谐波经 MMC 的传导机理及叠加特性研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(10): 33-41.
- LI Guoqing, YU Zeping, JIN Guobin, et al. Conduction mechanism and superposition characteristics of AC harmonics via MMC[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(10): 33-41.
- [14] ZHENG X, XIAO H, LIANG X, et al. DC fault analysis and clearance solutions of MMC-HVDC systems[J]. Energies, 2018, 11(4): 941.
- [15] 戴志辉, 刘雪燕, 何永兴. 基于 CDSM-MMC 的光伏直流接入系统故障分析[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(19): 14-22.
- DAI Zhihui, LIU Xueyan, HE Yongxing. Fault analysis of photovoltaic DC access system based on CDSM-MMC[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(19): 14-22.
- [16] 马焕, 姚为正, 吴金龙, 等. 含桥臂阻尼的 MMC-HVDC 直流双极短路故障机理分析[J]. 电网技术, 2017, 41(7): 50-57.
- MA Huan, YAO Weizheng, WU Jinlong, et al. Analysis of DC pole-to-pole short circuit fault behavior in MMC-HVDC transmission systems with bridge arm damper[J]. Power System Technology, 2017, 41(7): 50-57.
- [17] BUCHER M K, FRANCK C M. Analytic approximation of fault current contributions from capacitive components

- in HVDC cable networks[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(1): 74-81.
- [18] BUCHER M K, FRANCK C M. Analytic approximation of fault current contribution from AC networks to MTDC networks during pole-to-ground faults[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(1): 20-27.
- [19] 彭忠, 魏金科, 赵静, 等. 并联型多端直流输电系统运行方式研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(16): 180-187.
PENG Zhong, WEI Jinke, ZHAO Jing, et al. Study on operation mode of parallel multi terminal DC transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(16): 180-187.
- [20] GUO C, YANG Z, NING L, et al. A novel coordinated control approach for commutation failure mitigation in hybrid parallel-HVDC system with MMC-HVDC and LCC-HVDC[J]. Electric Power Components & Systems, 2018, 45(16): 1-10.
- [21] XUE Y, XU Z. On the bipolar MMC-HVDC topology suitable for bulk power overhead line transmission: configuration, control, and DC fault analysis[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(6): 2420-2429.
- [22] CAO J, YAN Z, LI J, et al. Impact of HVDC line on the convergence property of AC/DC power flow calculation[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2016, 83: 140-148.
- [23] YAO Z, ZHANG Q, CHEN P, et al. Research on fault diagnosis for MMC-HVDC systems[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2016, 1(1): 71-77. DOI: 10.1186/s41601-016-0022-0.
- [24] 王姗姗, 周孝信, 汤广福, 等. 模块化多电平换流器 HVDC 直流双极短路子模块过电流分析[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(1): 1-7.
WANG Shanshan, ZHOU Xiaoxin, TANG Guangfu, et al. Analysis of submodule overcurrent caused by DC pole-to-pole fault in modular multilevel converter HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(1): 1-7.
- [25] 徐政. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.
- [26] 易杨, 沈豫, 林章岁. 柔性直流输电系统贡献交流短路电流的特性分析及计算方法[J]. 高电压技术, 2018, 44(7): 2150-2158.
YI Yang, SHEN Yu, LIN Zhangsui. Characteristic and analysis method of AC short-circuit current contributed by VSC-HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2150-2158.
- [27] 刘普, 王跃, 雷万钧. 抑制模块化多电平变流器谐振的子模块电容参数设计方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(7): 1713-1722.
LIU Pu, WANG Yue, LEI Wanjun. Submodule capacitor parameter design of modular multilevel converters to avoid system resonance[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(7): 1713-1722.

收稿日期: 2019-08-17; 修回日期: 2019-11-04

作者简介:

王振浩(1964—), 男, 通信作者, 教授, 硕士生导师, 研究方向为输变电设备运行状态监测与诊断、柔性直流输电技术等; E-mail: zhenhaowang@126.com

计 勃(1995—), 男, 硕士研究生, 研究方向为柔性直流输电技术。E-mail: 846555022@qq.com

(编辑 许威)