

# LCC-MMC 混合级联系统 MMC 换流器过电压应力抑制策略

郭贤珊<sup>1</sup>, 刘路路<sup>2,3\*</sup>, 周杨<sup>1</sup>, 韩坤<sup>2,3</sup>, 司志磊<sup>2,3</sup>, 焦国帅<sup>2,3</sup>

(1. 国家电网有限公司, 北京市 西城区 100031; 2. 许继集团有限公司, 河南省 许昌市 461000;  
3. 许继电气股份有限公司, 河南省 许昌市 461000)

## Overvoltage Mitigation Control Strategies of MMC Converter in a Hybrid LCC-MMC HVDC System

GUO Xianshan<sup>1</sup>, LIU Lulu<sup>2,3\*</sup>, ZHOU Yang<sup>1</sup>, HAN Kun<sup>2,3</sup>, SI Zhilei<sup>2,3</sup>, JIAO Guoshuai<sup>2,3</sup>

(1. State Grid Corporation of China, Xicheng District, Beijing 100031, China;  
2. XJ Group Corporation, Xuchang 461000, Henan Province, China;  
3. XJ Electric Co., Ltd., Xuchang 461000, Henan Province, China)

**Abstract:** Owing to the limitation of the manufacturing level of IGBT, the overvoltage and overcurrent withstanding capability of MMC converter is weaker than that of LCC converter. When the grounding fault of the receiver-side station occurs, the short-circuit current can build an energy feeding loop through the anti-parallel diode of MMC half-bridge, and causes over-voltage of the sub-module, which can lead to serious results of the power system and converter. This study examines the mechanism and development characteristics of single-phase grounding fault of the LCC-MMC hybrid system. The authors derive the mathematical model of the voltage transient changing rule of the MMC sub-module. The key factors which lead to the over-voltage of the MMC sub-module are also analyzed. This study proposes an arm-current imbalance protection method and a step-locking strategy to lower the over-voltage degree of the MMC sub-module. Finally, the MMC power system model is built based on the PSCAD/EMTDC platform, and the theoretical effectiveness of the proposed strategies are successfully verified.

**Keywords:** LCC-MMC hybrid cascade; earth fault of converter station; arm-current imbalance protection of MMC; step-locking control

**摘要:** 受限于功率器件IGBT制造水平, MMC换流器的过电压、过电流能力较LCC常规换流器弱。特别是在受端站内接地故障工况下, 短路电流能够通过MMC半桥子模块反并

联二极管形成能量馈入回路, 造成子模块过电压, 可能导致系统和换流阀设备出现严重安全事故。研究了LCC-MMC混合级联系统站内单相接地故障机理与发展特性, 推导出MMC半桥子模块电压暂态变化的数学表达式, 得到影响换流阀子模块过电压的几个关键因素, 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。最后基于PSCAD/EMTDC平台搭建了系统的仿真模型, 验证了MMC过电压应力抑制策略的有效性。

**关键词:** LCC-MMC混合级联; 站内接地故障; 桥臂电流不平衡保护; 分步闭锁控制

## 0 引言

基于电网换相换流器(line commutated converter, LCC)的传统直流输电系统(LCC-HVDC)具有造价低、损耗小、可靠性高、技术成熟等优势<sup>[1-3]</sup>, 目前已被广泛应用于海底电缆送电、远距离大容量输电、异步电网互联等场合<sup>[4-5]</sup>。但是, LCC-HVDC存在逆变站容易发生换相失败、运行过程需要消耗大量无功、无法向弱交流系统或无源网络送电等缺点。相比LCC-HVDC, 电压源型高压直流输电技术(voltage source convertor based high voltage direct current, VSC-HVDC)具有无换相失败、有功无功独立控制、控制输出电压波形优良、可友好接入弱电网甚至无源网络<sup>[6-9]</sup>等技术优势。

特高压LCC-MMC混合级联输电系统送端采用

基金项目: 国家电网公司科技项目(5200-201956109A-0-0-00)。 Science and Technology Foundation of SGCC(5200-201956109A-0-0-00)。

LCC, 受端采用LCC和半桥子模块型MMC串联构成混合级联换流器。在站内接地故障工况时, 换流阀闭锁后, 交直流能量源仍可通过反并联二极管形成换流阀能量馈入回路, 使交流电流出现直流偏置导致交流断路器无法正常断开, 换流阀子模块严重过电压, 危害系统的安全运行<sup>[10-14]</sup>。

文献[2]分析了当LCC-MMC混合级联输电系统受端交流系统三相短路故障时, 系统功率、直流电压的变化, 但未分析研究换流阀设备承受过压过流应力情况。文献[5]针对双极柔性直流输电系统站内接地故障, 详细推导故障机理, 分析故障特性, 提出通过合理的换流器参数设计、功率器件选型来提高子模块过电压耐受能力, 通过缩短送端直流过流保护动作时间设置来减小子模块过电压应力。

本文通过深入研究LCC-MMC混合级联输电系统站内单相接地故障机理与发展特性, 推导出子模块电压暂态变化的数学表达式, 得到影响换流阀子模块过电压的关键因素包括子模块电容值、额定运行子模块个数、故障时刻运行功率以及控制保护动作延时等。基于以上分析结果, 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来抑制换流阀子模块过电压应力, 并基于PSCAD/EMTDC仿真平台搭建系统模型, 验证了理论分析与所提出策略的有效性。

## 1 特高压LCC-MMC混合级联输电系统

### 1.1 系统拓扑结构

特高压LCC-MMC混合级联输电单极系统的拓扑结构如图1所示。送端采用电网换相换流阀(LCC), 由2个12脉动换流单元串联组成; 受端由LCC与MMC串联组成, 高端阀组采用LCC, 由1个12脉动换流器组成, 低端阀组采用MMC, 子模块为半桥型结构。

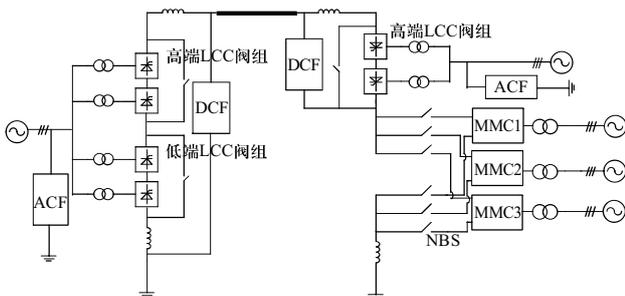


图1 LCC-MMC混合级联单极系统拓扑

Fig. 1 Topology of single-pole LCC-MMC hybrid system

考虑到目前MMC所用IGBT器件通流能力较晶闸管弱, 低端MMC阀组采用3个MMC并联组成。

### 1.2 数学模型

送端采用12脉动换流器, 其数学模型为<sup>[1-2]</sup>:

$$U_{\text{dcr}} = \frac{6\sqrt{2}}{\pi} U_{\text{vr}} \cos \alpha - \frac{6}{\pi} X_{\text{rl}} I_{\text{dc}} \quad (1)$$

$$P_{\text{dcr}} = U_{\text{dcr}} I_{\text{dc}} \quad (2)$$

$$Q_{\text{cr}} = P_{\text{dcr}} \tan \varphi \quad (3)$$

$$\cos \varphi = \frac{1}{2} [\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)] \quad (4)$$

式中:  $U_{\text{vr}}$ 为送端换流器阀侧空载线电压有效值;  $U_{\text{dcr}}$ 为送端直流电压;  $I_{\text{dc}}$ 为直流电流;  $P_{\text{dcr}}$ 为送端直流功率;  $Q_{\text{cr}}$ 为换流器吸收的无功功率;  $X_{\text{rl}}$ 为换相电抗;  $\alpha$ 为触发角;  $\cos \varphi$ 为功率因数;  $\mu$ 为换相重叠角。受端高端LCC阀组也采用12脉动换流器, 与送端类似。

受端低端MMC阀组稳态运行时, MMC单元交流侧和直流侧之间的功率传输、电压和电流存在以下关系<sup>[15-16]</sup>:

$$\begin{cases} S = \sqrt{P^2 + Q^2} \\ P = \sqrt{3} U_{\text{v}} I_{\text{v}} \cos \varphi \\ Q = \sqrt{3} U_{\text{v}} I_{\text{v}} \sin \varphi \\ P_{\text{dcN}} = U_{\text{dcN}} I_{\text{dcN}} \end{cases} \quad (5)$$

$$U_{\text{dcN}} = \frac{2\sqrt{6}}{3} U_{\text{v}} / k \quad (6)$$

$$\begin{cases} i_{\text{pm}} = 1/3 I_{\text{dcN}} + 1/2 i_{\text{m}} + i_{\text{circm}} \\ i_{\text{nm}} = 1/3 I_{\text{dcN}} - 1/2 i_{\text{m}} + i_{\text{circm}} \end{cases} \quad (7)$$

式中:  $S$ 、 $P$ 、 $Q$ 分别表示MMC单元注入交流系统的视在功率、有功功率和无功功率;  $P_{\text{dcN}}$ 为受端MMC直流功率;  $U_{\text{v}}$ 为MMC单元交流侧线电压有效值;  $U_{\text{dcN}}$ 为MMC单元直流侧电压;  $I_{\text{v}}$ 为MMC单元交流侧线电流有效值;  $I_{\text{dcN}}$ 为MMC单元输出的直流电流;  $k$ 表示MMC的输出电压调制比;  $i_{\text{pm}}$ 、 $i_{\text{nm}}$ 和 $i_{\text{circm}}$ 分别表示 $m$ 相的上桥臂电流、下桥臂电流以及环流; 下标 $m$ 表示三相交流系统中的某一相。

## 2 站内接地故障时MMC过电压应力分析

特高压LCC-MMC混合级联输电系统低端MMC阀组发生站内单相接地故障时, 控制保护一般会在3~5 ms

动作,立即闭锁换流器、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、通信延时以及控制保护动作延时的影响(数十ms级别),在MMC闭锁后,交流断路器与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,使交流电流出现直流偏置导致交流断路器无法正常断开,换流阀子模块严重过电压,危害系统安全运行。

站内单相接地故障时,故障相电压上升为线电压 $U_v$ ,下桥臂总电容电压为 $U_{dc}$ ,因此在换流器闭锁后交流电压小于桥臂电容电压,交流系统不会对故障站下桥臂子模块电容充电,下桥臂子模块电容电压维持不变<sup>[5]</sup>。

故障后交流侧与直流侧馈入子模块的等效充电回路分别如图2和图3虚线部分所示。

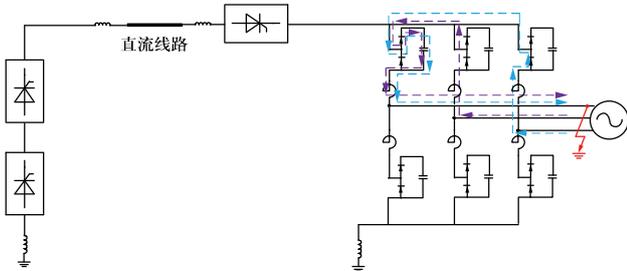


图2 交流侧能量馈入子模块等效充电回路

Fig. 2 Equivalent charging circuit of energy feeding in AC side submodule

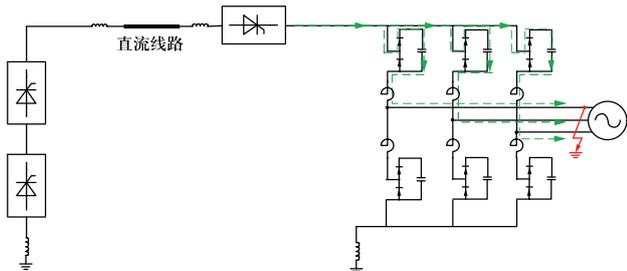


图3 直流侧能量馈入子模块等效充电回路

Fig. 3 Equivalent charging circuit of energy feeding in DC side submodule

## 2.1 交流侧能量馈入分析

站内单相接地故障时,换流阀处于闭锁状态,桥臂电阻 $R_{eq}$ 较小,即 $R_{eq} < 2\sqrt{2L_{eq}/C_{eq}}$ ,在计算过程中忽略不计。以AB相为例,如图4所示,故障后的充电过程可以描述为一个二阶线性非齐次微分方程,暂态过程不考虑直流侧能量馈入的影响,即 $U_{dc}$ 不变,则有:

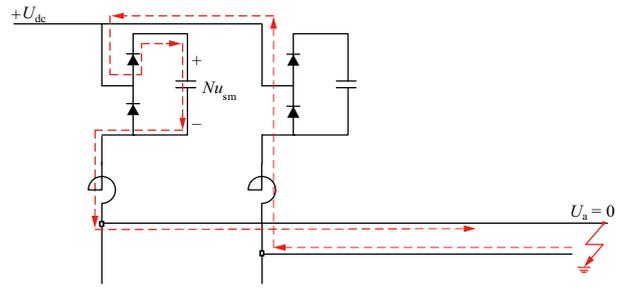


图4 交流电源对子模块等效充电回路

Fig. 4 Equivalent charging circuit of AC power feeding in submodule

$$\begin{cases} L_{eq} C_{eq} \frac{d^2 u_{sm}}{dt^2} + R_{eq} C_{eq} \frac{du_{sm}}{dt} + Nu_{sm} + U_g - U_{dc} = 0 \\ U_g = \sqrt{2}U_v \sin(\omega t + \varphi) \\ u_{sm}(0+) = u_{sm}(0-) = U_{c0} \\ i_{arm}(0+) = i_{arm}(0-) = i_{f0} \end{cases} \quad (8)$$

控制保护一般在10 ms内动作,则

$$u_{sm} = \begin{cases} \left[ \frac{U_{c0}\omega_0 \sin(\omega t + \alpha) - \frac{i_{f0}}{\omega C} \sin(\omega t)}{\omega} \right] e^{-\frac{t}{\tau_0}} + \\ \frac{U_{dc} - U_g}{N}, U_{dc} - U_g \leq NU_{c0} \\ U_{c0}, U_{dc} - U_g > NU_{c0} \end{cases} \quad (9)$$

式中: $u_{sm}$ 为子模块电压; $N$ 为子模块个数; $L_{eq} = 2L_{arm} + L_\sigma$ 表示故障回路等效电抗,包括桥臂电感 $L_{arm}$ 与变压器等效电感 $L_\sigma$ ;  $C$ 为子模块额定容值; $C_{eq} = C/N$ 表示子模块等效电容容值; $U_{c0}$ 表示子模块故障时刻电压; $i_{f0}$ 表示故障时刻桥臂内续流电流; $U_g$ 表示非故障相交流电压; $U_{dc}$ 表示直流极线电压; $\omega \approx \omega_0 = \sqrt{N/(2L_{arm}C + L_\sigma C)}$ ,表示故障等效回路振荡电流的角频率; $\tau_0 = L_{eq}/R_{eq}$ ,表示故障电流的衰减时间常数。

由式(9)可知,子模块电容电压变化与桥臂电抗、变压器阻抗、子模块电容容值、桥臂子模块额定个数以及故障时刻交流电压的幅值、相位均有直接关系。

若不考虑交流断路器跳闸时间限制与桥臂电抗器储存能量影响,理论上故障后桥臂子模块电容电压最大值可达到

$$u_{sm} = (U_{dc} + \sqrt{2}U_v)/N \quad (10)$$

由以上分析可知,故障后交流侧能量的馈入主要由系统固有参数决定,可通过提高换流阀子模块电容

容值或增加桥臂额定运行子模块个数来降低故障后子模块过电压应力。

## 2.2 直流侧能量馈入分析

在受端站发生故障后, 由于控制保护通信延时以及动作延时的影响, 送端输送功率也会对子模块电容充电, 引起子模块电压升高。

控制保护通信延时与动作延时分别为 $T_{d1}$ 与 $T_{d2}$ , 忽略故障回路电阻的影响, 则子模块电压受直流侧能量影响可表示为

$$u_{sm} = \sqrt{\frac{2P(T_{d1} + T_{d2})}{3NC} + U_{c0}^2} \quad (11)$$

由式(11)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、动作延时正相关, 与换流阀桥臂子模块个数、电容容值负相关。可通过降低流入故障换流阀的运行功率、降低控制保护通信延时与动作延时、提高换流阀子模块电容容值或者增加桥臂额定运行子模块个数来降低故障后子模块过电压应力。

## 3 过电压应力抑制辅助策略

为降低故障后子模块过电压应力, 考虑故障发生的概率特性与工程运行的经济性, 相比于提高换流阀子模块电容容值或增加桥臂额定运行子模块个数, 降低控制保护通信延时或动作延时、降低故障换流阀注入功率更具技术可行性。

### 3.1 缩短换流阀故障保护动作延时

由式(7)可知, 在正常运行工况下, 阀侧交流系统三相对称, 直流正负极线电流相等, 即 $i_{va} + i_{vb} + i_{vc} = 0$ , 因此上桥臂三相电流与下桥臂三相电流相等, 即

$$(i_{pa} + i_{pb} + i_{pc}) - (i_{na} + i_{nb} + i_{nc}) = 0 \quad (12)$$

在非站内接地故障工况下, 如直流线路故障, 阀侧交流系统依然三相对称, 直流正负极线电流相等, 因此上桥臂三相电流与下桥臂三相电流相等, 同式(12)。

阀区接地故障工况下阀侧交流系统三相电流不对称, 则上桥臂三相电流和与下桥臂三相电流不相等。

$$(i_{pa} + i_{pb} + i_{pc}) - (i_{na} + i_{nb} + i_{nc}) \neq 0 \quad (13)$$

一般极控制保护响应时间为ms级, 换流阀控制保

护响应时间为 $\mu$ s级, 在工程中换流阀控制系统需要采用6个桥臂电流进行控制运行。因此可以在阀控制系统中增加桥臂电流不平衡保护, 提高保护动作速度, 降低阀区故障保护动作响应时间, 从而降低换流阀子模块过电压应力, 该策略称为阀控桥臂电流不平衡保护辅助策略。

### 3.2 降低故障换流阀注入功率

由于低端MMC阀组采用3个MMC并联组成, 若某一MMC发生站内故障, 可利用其它2个换流器来完成功率“分流”, 降低故障站换流阀注入功率, 从而降低子模块故障过电压应力, 该策略称为换流器分步停运辅助策略, 其逻辑方案如图5所示, 具体实施步骤为

- 1) 极控系统收到某一MMC阀控保护系统跳闸类保护动作信号, 立即闭锁当前换流阀设备, 并跳开交流断路器;
- 2) 其他非故障MMC延时 $\Delta t$ 后闭锁并跳开交流断路器;
- 3) 受端LCC执行闭锁顺控逻辑;
- 4) 送端LCC接收到对站的保护信号, 执行快速移相、闭锁逻辑;
- 5) MMC阀控保护系统跳闸类故障信号优先级高于极控保护动作信号, 即在非故障站MMC延时闭锁期间封锁其他极控保护动作输出。

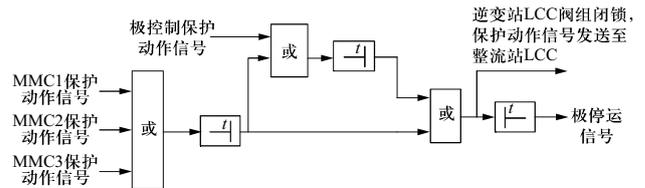


图5 MMC分步停运保护逻辑方案

Fig. 5 Logic scheme of MMC step-locking protection

## 4 仿真实验

在PSCAD/EMTDC中搭建特高压LCC-MMC混合级联输电单极系统结构, 如图1所示。整流侧均采用双12脉动换流器串联构成, 逆变侧采用高端12脉动LCC与低端阀组MMC串联组成, 低端MMC由3个相同MMC单元并联构成, 详细系统参数及换流器控制方式如表1所示。设置单极系统运行于额定功率 $P=4000$  MW,  $U_{dc}=800$  kV, 仿真步长为 $50 \mu$ s。

表1 仿真系统参数

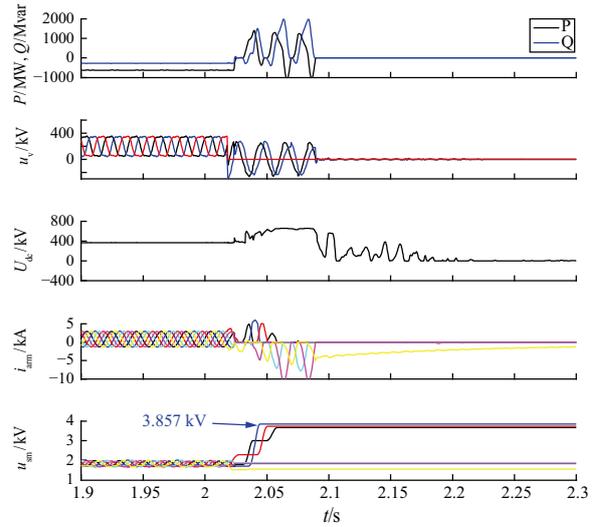
Table 1 Parameters of simulation system

参数	数值	
基本参数	额定功率/MW	4000
	额定直流电压/kV	800
	额定直流电流/kA	5
	交流电压有效值/kV	525
	平波电抗器/mH	150
MMC参数	额定容量/MW	666.7
	桥臂额定子模块数	200
	子模块IGBT规格	4500 V/3000 A
	子模块SM电容/mF	18
	桥臂电感/mH	50
	变压器额定容量/MVA	800
	绕组类型	Y0/Δ
LCC联结变压器	变比	525 kV / 182.6 kV
	短路阻抗 $u_k$ /%	20
	绕组类型	Y0/Y Y0/Δ
	变比	送端: 525 kV / 175 kV 受端: 525 kV / 162 kV
直流线路参数	容量/MVA	1 218.3
	短路阻抗 $u_k$ /%	20
	线路长度/km	2073
控制方式	直流电阻/ $\Omega$	9.336
	送端LCC	定电流+最小触发角
	受端LCC	定直流电压+后备定电流
	受端MMC	MMC1定直流电压、MMC2与MMC3定功率

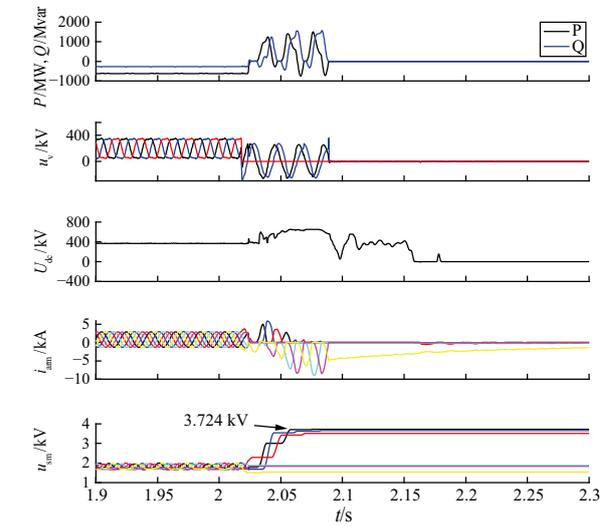
### 4.1 增加阀控桥臂电流不平衡保护

阀控桥臂电流不平衡保护整定值设置为500 A，保护检测延时设置为300  $\mu$ s，阀控系统通信链路延时设置为200  $\mu$ s，MMC阀区故障极控系统保护动作响应时间设置为3 ms，站间通信时间设置为20 ms，仿真中MMC2换流站内在2.02 s发生变压器阀侧A相金属性接地故障，该仿真工况暂不考虑MMC分步停运策略。

如图6所示，在不增加阀控桥臂电流不平衡保护工况下，换流阀子模块最大过电压达到3857 V。增加阀控桥臂电流不平衡保护后换流阀子模块最大过电压降低到3724 V，如图6 (b)所示，过电压应力降低了125 V。图7表示非故障站MMC以及高端LCC对应电气量仿真波形。



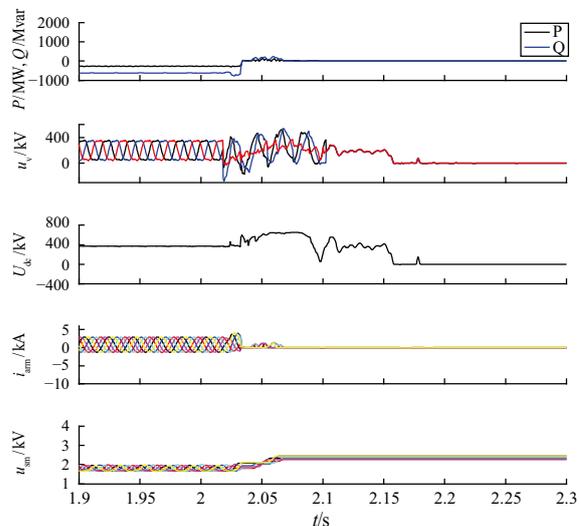
(a) 不增加阀控桥臂电流不平衡保护



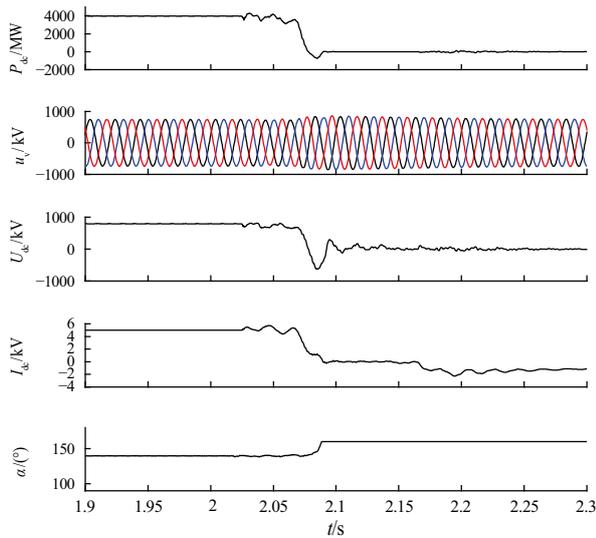
(b) 增加阀控桥臂电流不平衡保护

图6 MMC2联结变压器阀侧单相金属性接地故障仿真波形

Fig. 6 Simulation waveforms of single-phase ground fault on valve side of MMC2 connected transformer



(a) 非故障站MMC1电气量



(b) 受端高压LCC阀组电气量

图 7 MMC2联结变压器阀侧单相金属性接地故障下非故障站换流阀电气量仿真波形

Fig. 7 Simulation waveforms of non-fault station converter valve under single-phase ground fault on valve side of MMC2 connected transformer

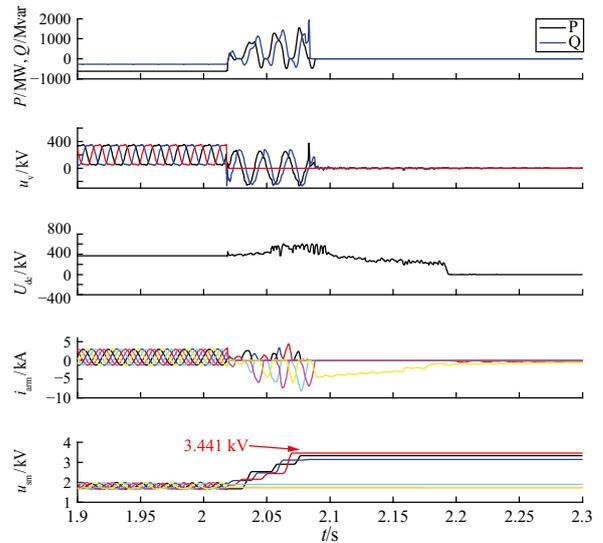
### 4.2 增加两种策略后的换流阀过电压应力

故障相关参数设置与5.1节相同，故障发生约0.5 ms后MMC2阀控系统输出桥臂电流保护动作信号，2.020 5 s后MMC2闭锁，延时60 ms后交流断路器跳开；2.086 s后受端高压阀组快速移相至160°，极控系统封锁其他保护信号输出；延时100 ms，2.120 5 s后MMC1、MMC3闭锁，60 ms后交流断路器跳开。

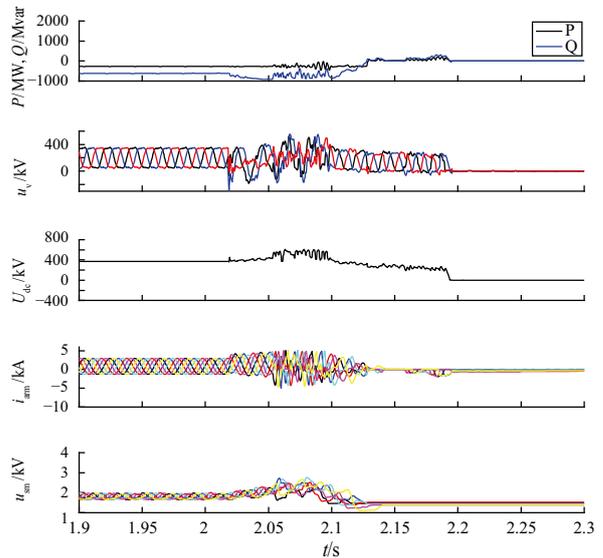
如图8 (a) 所示，故障站MMC2换流阀子模块最大过电压降为3441 V，较没有增加辅助策略换流阀过电压水平降低了约10.8%。

如图8 (d) 所示，分步停运策略执行过程中，受端高压LCC快速移相，由于高端LCC配有抵御换相失败的策略以及阀控不平衡保护的快速动作响应，高端LCC没有发生换相失败问题，同时LCC换流器也无过电压、过电流耐受风险。如图8 (b)、(c) 所示，分步停运换流器MMC1、MMC3最大桥臂电流峰值为4.71 kA，子模块最大电压值为2731 V，均在设备的可靠耐受范围内。

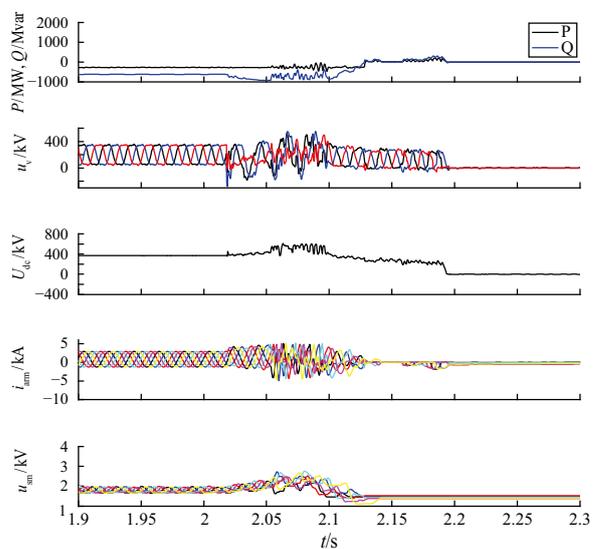
综上，本文提出的MMC过电压抑制辅助策略，不但可保证其他换流器设备的电气应力处于可靠耐受范围内，而且可有效降低换流阀在极端故障工况下的过电压应力。



(a) 故障站MMC2电气量



(b) 非故障站MMC1电气量



(c) 非故障站MMC3电气量

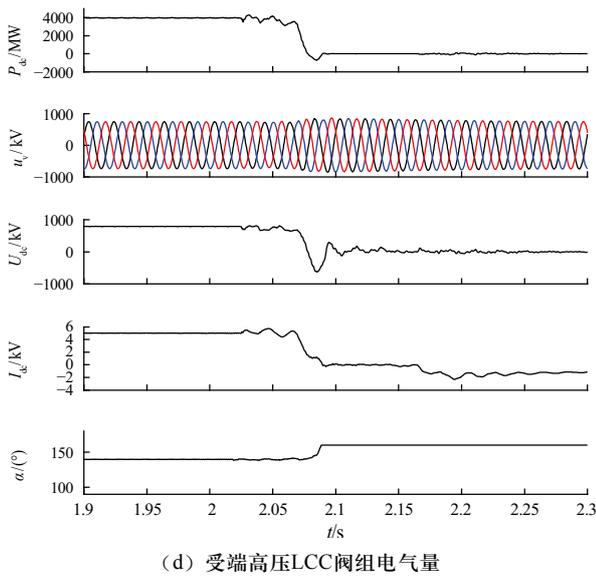


图8 增加两种辅助控制策略后变压器阀侧单相金属性接地工况仿真波形

Fig. 8 Simulation waveforms of single-phase ground fault on transformer valve side after applying two auxiliary control strategies

## 5 结论

1) 通过对LCC-MMC混合级联输电系统站内单相接地故障机理与发展特性的研究发现,受端MMC过电压应力增加的能量馈入源包括直流侧功率注入与交流侧能量注入两方面。

2) 受端MMC过电压应力与故障时刻系统运行功率、控制保护通信延时以及动作延时正相关,与换流阀桥臂子模块个数、电容容值负相关。

3) 提出了换流阀桥臂电流不平衡保护与换流器分步闭锁2个辅助策略来抑制子模块过电压应力。通过仿真验证了辅助策略可保证其他换流器设备的电气应力处于可靠耐受范围内,且可有效降低换流阀在极端故障工况下的过电压应力。

## 参考文献

[1] 汤广福, 贺之渊, 庞辉. 柔性直流输电工程技术研究、应用及发展[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 3-14.  
TANG Guangfu, HE Zhiyuan, PANG Hui. Research, application and development of VSC-HVDC engineering technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 3-14(in Chinese).

[2] 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(in Chinese).

[3] 马为民, 吴方劫, 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(in Chinese).

[4] 温家良, 葛俊, 潘艳, 等. 直流电网用电力电子器件发展与展望[J]. 电网技术, 2016, 40(3): 663-669.  
WEN Jialiang, GE Jun, PAN Yan, et al. Development and expectation of power electronic devices for DC grid[J]. Power System Technology, 2016, 40(3): 663-669(in Chinese).

[5] 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(in Chinese).

[6] 吴亚楠, 吕铮, 贺之渊, 等. 基于架空线的直流电网保护方案研究[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(14): 3726-3734.  
WU Yanan, LÜ Zheng, HE Zhiyuan, et al. Study on the protection strategies of HVDC grid for overhead line application[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3726-3734(in Chinese).

[7] 汤广福, 罗湘, 魏晓光. 多端直流输电与直流电网技术[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(10): 8-17.  
TANG Guangfu, LUO Xiang, WEI Xiaoguang. Multi-terminal HVDC and DC-grid Technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10): 8-17(in Chinese).

[8] 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(in Chinese).

[9] 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(in Chinese).

[10] 韩坤, 司志磊, 胡四全, 等. 柔性直流阻尼换流阀充电过程子模块均压特性[J]. 南方电网技术, 2019, 13(6): 8-15.  
HAN Kun, SI Zhilei, HU Siqian, et al. Voltage-balance characteristics for submodule of VSC-HVDC damping converter valve during system charging process[J]. Southern Power System Technology, 2019, 13(6): 8-15(in Chinese).

- [11] 盛景, 董玉斐, 李武华, 等. 混合型MMC换流器过调制下的热-电应力分布特性研究[J]. 全球能源互联网, 2018, 1(4): 445-453.  
SHENG Jing, DONG Yufei, LI Wuhua, et al. Thermal and electrical stress distribution characteristics of hybrid MMC converters under over-modulation operation[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2018, 1(4): 445-453(in Chinese).
- [12] 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(in Chinese).
- [13] 吴金龙, 刘欣和, 王先为, 等. 多端柔性直流输电系统直流电压混合控制策略[J]. 电网技术, 2015, 39(6): 1593-1599.  
WU Jinlong, LIU Xinhe, WANG Xianwei, et al. Research of DC voltage hybrid control strategy for VSC-MTDC system[J]. Power System Technology, 2015, 39(6): 1593-1599(in Chinese).
- [14] 赵成勇, 陈晓芳, 曹春刚, 等. 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, et al. Control and protection strategies for MMC-HVDC under DC faults[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 35(23): 82-87(in Chinese).
- [15] 王姗姗, 周孝信, 汤广福, 等. 模块化多电平电压源换流器的数学模型[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(24): 1-8.  
WANG Shanshan, ZHOU Xiaoxin, TANG Guangfu, et al. Modeling of modular multi-level voltage source converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(24): 1-8(in Chinese).
- [16] 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(in Chinese).

收稿日期: 2019-10-31; 修回日期: 2020-05-19。

#### 作者简介:



郭贤珊

郭贤珊(1972), 男, 教授级高级工程师, 主要研究方向为高压直流输电工程建设管理, E-mail: xianshan-guo@sgcc.com.cn。

刘路路(1988), 男, 工程师, 主要研究方向为柔性直流输电技术。通信作者, E-mail: rxsdliululu@126.com。

周扬(1988), 男, 高级工程师, 主要研究方向为高压直流输电工程建设管理。

(责任编辑 张宇)