

基于主动限流的混合直流输电换相失败抑制策略

马文忠¹, 李肇远¹, 张奎同², 韩嘉², 李沐书¹, 么旻蕊¹

(1. 中国石油大学(华东)新能源学院, 山东 青岛 266580;
2. 山东能源集团有限公司, 山东 济宁 273500)

摘要:针对混合直流输电系统换相失败时冲击电流较大的问题,文中首先推导冲击电流幅值与电压源型换流器(VSC)的关系,明确换相失败时VSC投入的子模块数量是决定冲击电流的关键参数。然后,研究影响电网换相换流器(LCC)换相能力的主要因素,提出基于主动限流的换相失败抑制策略,在VSC调制波中加入直流扰动量和交流扰动系数,从而改变子模块投切方式,抑制换相失败冲击电流的峰值和上升速度。最后,在Matlab/Simulink中搭建两端混合直流输电系统仿真模型,对所提策略在逆变器交流侧不同程度电压下降故障时的有效性进行验证,结果表明,所提策略不仅能限制冲击电流,减小桥臂电流应力,还可有效避免连续换相失败的发生。

关键词:混合直流输电;换相失败;电网换相换流器(LCC);模块化多电平换流器(MMC);主动限流;最近电平逼近调制

中图分类号:TM761

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2022)02-0029-08

0 引言

电网换相换流器(line commutated converter, LCC)具有损耗低、响应迅速、可靠性高、易于实现故障穿越以及造价低等优点,但其功率元件不能实现自关断,无法实现与弱电网的连接。电压源型换流器(voltage source converter, VSC)可以独立控制有功、无功功率,不受交流侧电网影响,可向弱电网以及无源负载供电^[1-2]。将VSC应用于整流站、LCC应用于逆变站的混合直流输电系统可兼顾二者优势、降低制造运行成本、扩展应用场合^[3-6],具有广阔的应用前景。

换相失败是影响混合直流输电系统可靠运行的关键因素。针对该问题的研究,文献[7-9]给出了混合直流输电系统的具体拓扑,介绍了其功率传输特点,并指出混合直流输电系统依然存在换相失败问题,但未给出具体故障特征;文献[10-11]研究了VSC和电流源型换流器混合直流输电的控制方法,优化了二者的统筹控制,但没有研究故障穿越下二者的协同控制;文献[12-13]研究了混合直流输电系统逆变器侧发生换相失败时,不同子模块类型的VSC对系统故障的响应,文献通过引入全桥型子模块实现故障穿越,增加了系统损耗,削弱了混合直流输电优势;文献[14-17]研究了混合直流输电系统中整流侧VSC与逆变器侧LCC的相互联系,指

出逆变器侧LCC在发生换相失败时,与其串联的VSC可为电网侧提供无功支撑,从而抑制连续换相失败,文献虽提出了相应的保护策略,但未分析VSC对系统的影响以及换相失败时冲击电流的产生机理。上述文献均未涉及换相失败时整流侧VSC对逆变器侧LCC换相性能的影响分析,须进一步深入研究。

文中首先对双端混合直流输电系统换相失败机理进行分析,确定发生换相失败时,整流侧VSC的大量储能电容放电是造成后续换相失败的主要原因之一。进而提出基于主动限流的换相失败抑制策略,即通过在VSC调制波中加入直流扰动量和交流扰动系数,配合LCC侧的低压限流控制(voltage dependent current order limiter, VDCOL),抑制后续换相失败。最后在Matlab/Simulink中搭建两端混合直流输电系统仿真模型,验证逆变器交流侧不同程度电压下降故障时所提策略的有效性以及抑制连续换相失败的能力。

1 混合直流输电系统模型

VSC应用于整流站、LCC应用于逆变站的混合直流输电系统主电路如图1所示^[7]。

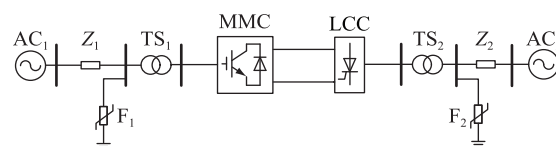


图1 混合直流输电系统模型

Fig.1 Model of hybrid DC transmission system

收稿日期:2021-09-27;修回日期:2021-12-25

基金项目:山东省自然科学基金资助项目(ZR2019MEE094, ZR2018MEE040)

图 1 中, AC_1, AC_2 为交流电源; Z_1, Z_2 为等值阻抗; TS_1, TS_2 为换流变压器; F_1, F_2 为交流滤波装置。模块化多电平换流器 (modular multilevel converter, MMC)^[18-19] 是 VSC 的主要应用形式, 图 1 中整流站采用 MMC, 逆变站采用十二脉动 LCC。整流站 MMC 的拓扑如图 2 所示, 单个桥臂由 N 个子模块 (SM)、桥臂电阻 R_0 和桥臂电感 L_0 串联而成, 子模块均为半桥结构。图 2 中, v_{gx}, i_x 分别为交流侧相电压和相电流, $x = a, b, c$ 分别表示 a 相、b 相、c 相; U_{dc}, I_{dc} 分别为直流电压和电流; u_{px}, u_{nx} 分别为 x 相上、下桥臂端口电压; i_{px}, i_{nx} 分别为 x 相上、下桥臂电流; u_x 为 MMC 的 x 相输入电压; C 为子模块电容。

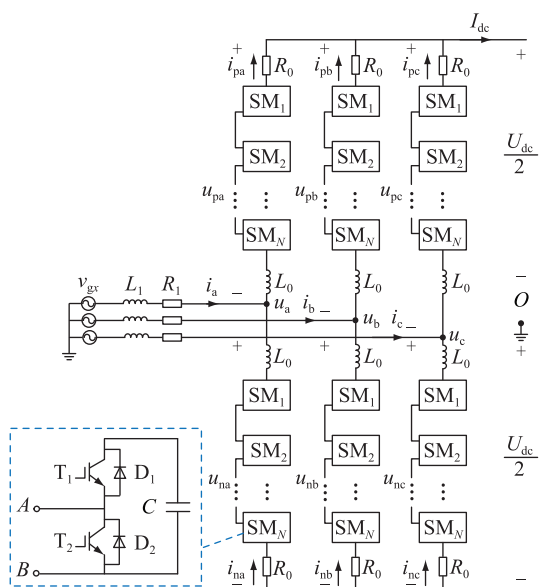


图 2 整流站 MMC 拓扑

Fig.2 MMC topology of rectifier station

逆变站 LCC 唯一的可控变量为越前触发角 β , 其与触发角 α 之和为 180° 。文中混合直流输电系统逆变站采用定直流电流控制。

2 换相失败故障分析

2.1 逆变侧性能的影响因素分析

逆变侧正常运行的条件为:

$$\gamma > \gamma_{\min} \quad (1)$$

式中: γ 为关断角; γ_{\min} 为最小允许关断角。

γ 决定阀恢复阻断的能力, 对于逆变侧有:

$$\begin{cases} \gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}KI_{dc}X}{U_{ac}} + \cos\beta\right) \\ \beta = \mu + \gamma \end{cases} \quad (2)$$

式中: U_{ac} 为 LCC 交流侧相电压幅值; K 为换流器变比; μ 为换相重叠角; X 为逆变侧换流变压器漏抗。

由式(2)可知, U_{ac}, I_{dc}, β, K 是影响 γ 的主要因

素^[11]。其中, U_{ac} 下降和 I_{dc} 上升是最常见的引起系统换相失败的原因。 I_{dc} 增大会延长换相过程, 使得 μ 增大。由式(2)可知, 在 β 一定时, μ 增大使得 γ 变小, 缩小了换相裕度, 系统更易达到换相失败的临界条件^[20-21]。

发生换相失败时, LCC 同一相上、下开关管同时导通, 对 MMC 形成短路, I_{dc} 迅速上升。传统保护策略需要一定的时间才能动作, 通常前几周期的换相失败无法避免。而混合直流输电系统 VSC 侧存在大量储能电容, 导致故障电流上升更加迅速, I_{dc} 与 U_{ac} 的比值进一步增大, γ 进一步减小, 继而发生连续换相失败, 危害系统运行。对于两端混合直流输电系统连续换相失败故障, 目前工程中多选择直接跳开 VSC 和 LCC 交流侧开关^[22], 但 MMC 在故障后的重启较为复杂, 且半桥型 MMC 无法阻断电容放电电流。为了研究混合直流输电系统换相失败故障穿越控制策略, 文中对故障初期冲击电流进行分析。

2.2 换相失败初期冲击电流分析

发生换相失败时, MMC 交流侧电流通过各子模块下管的反并联二极管进行续流。电流主要为三相间的环流且幅值较小, 因此换相失败的放电过程主要以电容放电电流为主。

电容放电电路如图 3 所示。LCC 同一相上、下开关管同时导通, 对 MMC 形成短路, 投入的子模块电容经过上管注入放电电流, 未投入的子模块电容不参与放电^[23-24]。

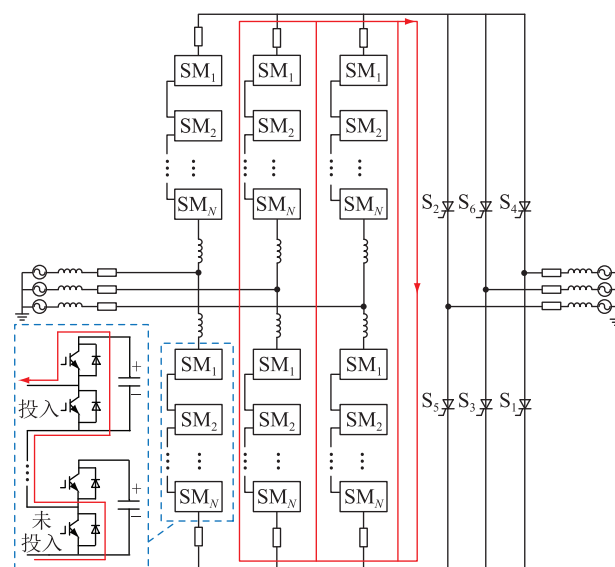


图 3 换相失败时的电容放电电路

Fig.3 Capacitor discharge circuit in case of commutation failure

单相子模块电容放电等效电路为 RLC 二阶电

路,如图4所示。图中, R_Σ 为放电等值电阻;MMC 桥臂等效电容为桥臂子模块电容的串联,即 C/N ; 等效电路的等值电容 C_Σ 为上、下桥臂等效电容的并联,即 $2C/N$; 等效电路的等值电感 L_Σ 为上、下桥臂电感的串联,即 $2L_0$; R_Σ 为等效电路的等值电阻; V_{C_Σ} 为 C_Σ 两端的电压; i_{x_SM} 为电容放电电流。

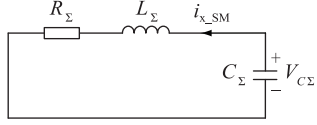


图4 单相子模块电容放电等效电路

Fig.4 Equivalent circuit of single-phase sub-module capacitor discharge

实际工程应用中,一般有 $R_\Sigma \ll 2\sqrt{L_\Sigma/C_\Sigma}$, 电路为欠阻尼特性,利用二阶电路零输入响应原理可推导出发生换相失败后 V_{C_Σ} 和 i_{x_SM} 的表达如式(3)所示。

$$\begin{cases} V_{C_\Sigma}(0_+) = V_{C_\Sigma}(0_-) = U_{dc0} \\ i_{x_SM}(0_+) = i_{x_SM}(0_-) = I_{dc0} \\ V_{C_\Sigma}(t) = \left(\frac{U_{dc0}\omega_0}{\omega} \sin(\omega t + \delta) - \frac{I_{dc0}}{\omega C_\Sigma} \sin \omega t \right) e^{-\frac{t}{\tau}} \\ i_{x_SM}(t) = \left(-\frac{I_{dc0}\omega_0}{\omega} \sin(\omega t - \delta) + \frac{U_{dc0}}{\omega L_\Sigma} \sin \omega t \right) e^{-\frac{t}{\tau}} \end{cases} \quad (3)$$

式中: I_{dc0} 为 LCC 换相失败瞬间 VSC 放电电流初始值; δ 为放电电流初始相角; U_{dc0} 为放电初始时刻子模块电容电压之和; ω_0 为固有角频率; ω 为角频率; τ 为时间常数。令:

$$\lambda = \sqrt{\frac{L_\Sigma}{C_\Sigma}} \omega_0 \arctan \frac{I_{dc0}}{U_{dc0}} \quad (4)$$

则式(3)可简化为:

$$\begin{cases} V_{C_\Sigma}(t) = \left(\sqrt{\frac{L_\Sigma}{C_\Sigma}} I_{dc0}^2 + U_{dc0}^2 \cos(\omega t + \lambda) \right) e^{-\frac{t}{\tau}} \\ i_{x_SM}(t) = \left(\sqrt{\frac{C_\Sigma}{L_\Sigma}} U_{dc0}^2 + I_{dc0}^2 \sin(\omega t + \lambda) \right) e^{-\frac{t}{\tau}} \end{cases} \quad (5)$$

由 $0 < (\pi/2 - \lambda) < \pi$ 可得,当 $\omega t = \pi/2 - \lambda$ 时, i_{x_SM} 达到第一个极值,该值为其峰值,且该时刻 $V_{C_\Sigma} = 0$,因此子模块电容放电结束时刻 t_c 即为 i_{x_SM} 升至峰值的时刻 t_{peak} 。

$$t_{peak} = t_c = \frac{1}{\omega} \left(\frac{\pi}{2} - \lambda \right) \quad (6)$$

由图4可知, L_Σ 和 C_Σ 发生串联谐振时,等效电路冲击电流最大,此时 $\omega = 1/\sqrt{L_\Sigma C_\Sigma}$ 。则:

$$\begin{cases} I_{sc} = 3 \sqrt{\frac{C_\Sigma}{L_\Sigma} U_{dc0}^2 + I_{dc0}^2} \\ t_{peak} = \sqrt{C_\Sigma L_\Sigma} \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{\frac{L_\Sigma}{C_\Sigma}} \arctan \frac{I_{dc0}}{U_{dc0}} \right) \end{cases} \quad (7)$$

式中: I_{sc} 为直流母线上的故障电流最大值。

若单个子模块电容电压平均值为 V_{Cav} ,故障前后 MMC 单相上、下桥臂子模块投入数量总和均为 N_{sum} ,则满足:

$$\begin{cases} C_\Sigma = \frac{2C}{N_{sum}} \\ U_{dc0} = N_{sum} V_{Cav} \end{cases} \quad (8)$$

将式(8)代入式(7),可得:

$$I_{sc} = 3 \sqrt{\frac{2CV_{Cav}^2}{L_\Sigma} N_{sum} + I_{dc0}^2} \quad (9)$$

由式(9)可知,发生换相失败后,通过改变 MMC 的调制方式使 $N_{sum} < N$,则 I_{sc} 减小。

3 换相失败抑制策略

3.1 传统低压限流控制

VDCOL 是在发生换相失败时,依据直流电压下降程度调整直流电流给定值,可在一定程度上预防连续换相失败并提高系统恢复能力^[25]。

VDCOL 模型如图5所示。其中,死区时间设置环节可根据系统要求对电流进行延迟设置; I_{dc0} 为额定直流电流; I_{des} 为依据 U_{dc} 或 U_{ac} 变化修正后的额定直流电流; I_{max} , I_{min} 分别为 VDCOL 调整 I_{dc0} 的上、下限值; I_{ord} 为系统最终的直流电流指令值。

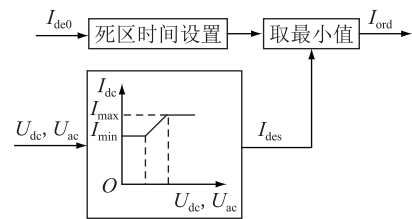


图5 VDCOL 模型

Fig.5 Model of VDCOL

当整流侧为 MMC 时,其直接控制目标不包含 I_{dc} ,通过常见控制方式,如定直流电压控制、定有功无功控制等对 I_{dc} 进行调节,响应速度较慢,且限流效果差。VDCOL 也无法有效抑制电容放电冲击电流,导致连续换相失败。为提高混合直流输电系统预防换相失败的能力,降低换相失败发生时冲击电流幅值以及实现故障穿越,文中提出基于主动限流的换相失败抑制策略。

3.2 基于主动限流的换相失败抑制策略

系统正常运行时,MMC 上、下桥臂参考电压

u_{pxref}, u_{nxref} 满足:

$$\begin{cases} u_{pxref} = \frac{U_{dc}}{2} - u_{xref} \\ u_{nxref} = \frac{U_{dc}}{2} + u_{xref} \end{cases} \quad (10)$$

式中: u_{xref} 为 MMC 交流侧的参考电压, 且由 $u_{xref} \in [-U_{dc}/2, U_{dc}/2]$ 可得到 $u_{pxref} \in [0, U_{dc}]$, $u_{nxref} \in [0, U_{dc}]$ 。

由式(10)可知, u_{pxref}, u_{nxref} 由共模直流分量 $U_{dc}/2$ 和差模交流分量 u_{xref} 组成, 因此可通过改变共模直流分量和差模交流分量来改变 u_{pxref}, u_{nxref} 。为了抑制换相失败, 在式(10)基础上加入直流扰动分量 ΔU 和交流扰动系数 K_u , 定义 u'_{pxref}, u'_{nxref} 为:

$$\begin{cases} u'_{pxref} = \frac{U_{dc}}{2} - \Delta U - K_u u_{xref} \\ u'_{nxref} = \frac{U_{dc}}{2} - \Delta U + K_u u_{xref} \end{cases} \quad (11)$$

且有:

$$\begin{cases} u'_{pxref} \in \left[\frac{(1 - K_u)U_{dc}}{2} - \Delta U, \frac{(1 + K_u)U_{dc}}{2} - \Delta U \right] \\ u'_{nxref} \in \left[\frac{(1 - K_u)U_{dc}}{2} - \Delta U, \frac{(1 + K_u)U_{dc}}{2} - \Delta U \right] \end{cases} \quad (12)$$

u'_{pxref}, u'_{nxref} 经最近电平逼近调制取整, 得到桥臂需要投入子模块的个数为:

$$\begin{cases} N'_{px} = f_{round}\left(\frac{u'_{pxref}}{V_{Cav}}\right) = f_{round}\left(\frac{N}{2} - \frac{N\Delta U}{U_{dc}} - \frac{NK_u u_{xref}}{U_{dc}}\right) \\ N'_{nx} = f_{round}\left(\frac{u'_{nxref}}{V_{Cav}}\right) = f_{round}\left(\frac{N}{2} - \frac{N\Delta U}{U_{dc}} + \frac{NK_u u_{xref}}{U_{dc}}\right) \\ N'_{sum} = N'_{px} + N'_{nx} \end{cases} \quad (13)$$

式中: N'_{px}, N'_{nx} 分别为取整后上、下桥臂需投入的子模块数量; N'_{sum} 为取整后 MMC 单相上、下桥臂子模块投入数量总和; $f_{round}(\cdot)$ 为取整函数。

根据以上分析: 当 $\Delta U = 0, K_u = 1$ 时, $N'_{sum} = N$; 当 $\Delta U > 0, K_u = 1$ 时, $u'_{pxref} \in [0, U_{dc} - \Delta U]$, $u'_{nxref} \in [0, U_{dc} - \Delta U]$, N'_{sum} 随着 ΔU 的增大而减小; 当 $\Delta U = U_{dc}/2$ 时, 桥臂电压中不含直流分量, 仅存在交流分量, 此时 $u'_{pxref} \in [0, U_{dc}/2]$, $u'_{nxref} \in [0, U_{dc}/2]$, $N'_{sum} \in [0, N/2]$; 当 $\Delta U = U_{dc}/2, K_u \in (0, 1)$ 时, $u'_{pxref} \in [0, K_u U_{dc}/2]$, $u'_{nxref} \in [0, K_u U_{dc}/2]$, N'_{sum} 将进一步减小, 特别地, 当 $K_u = 2/N$ 时, $u'_{pxref} \in [0, U_{dc}/N]$, $u'_{nxref} \in [0, U_{dc}/N]$, 此时 $N'_{sum} = 1$ 。

根据以上分析, 文中提出基于主动限流的换相失败抑制策略, 流程如图 6 所示。

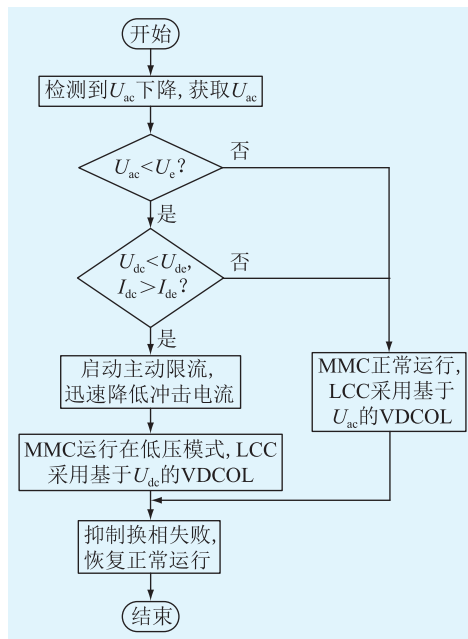


图 6 基于主动限流的换相失败抑制策略流程

Fig.6 Flow chart of commutation failure suppression strategy based on active current limiting

具体实现方法如下:

当系统正常运行时, $U_{ac} > U_e$, $\Delta U = 0, K_u = 1$, 桥臂参考电压按照式(10)生成, 保护不动作。其中, U_e 为 LCC 交流侧电压下降阈值。

当 $U_{ac} < U_e$ 时, 存在换相失败风险, 检测 U_{dc}, I_{dc} 。若 $U_{dc} > U_{de}$ 且 $I_{dc} < I_{de}$, 即直流电压电流波动在正常运行范围之内, 表示 LCC 交流侧故障未引起换相失败。其中, U_{de} 为直流电压下降阈值, I_{de} 为直流电流上升阈值。此时, 主动限流不动作, VDCOL 依据 U_{ac} 下降程度调整 LCC 的 I_{ord} , 大幅降低 LCC 交流侧发生故障时引发换相失败的可能性。

当 $U_{ac} < U_e$, 且 $U_{dc} < U_{de}$ 或 $I_{dc} > I_{de}$ 时, 表示已发生换相失败且趋势逐渐加重。此时, 将 ΔU 置为 $U_{dc}/2$, 即 MMC 输出直流分量为 0; 使 $K_u = 2/N$, 按照调制规则, MMC 的 N'_{sum} 仅为 1。同时, VDCOL 依据 U_{dc} 将 LCC 的 I_{ord} 降低至 I_{min} , 直流电流迅速降低。在 LCC 交流侧电压稳定后, 再按交流侧电压下降程度等比例调节 ΔU , MMC 进入到低压运行模式, 此时 U_{dc}/U_{ac} 和正常运行状态时相近, 满足正常换相条件。

4 仿真分析

为验证所提基于主动限流的换相失败抑制策略的有效性, 在 Matlab/Simulink 中搭建整流站为 MMC、逆变站为 LCC 的两端混合直流输电系统模型, 并设置 2 种不同程度的 LCC 交流侧故障进行仿真验证, 部分系统参数如表 1 所示。表中, U_{de0} 为额

定直流电压; V_{C0} 为单个子模块电容电压; F 为 MMC 调制波基波频率; U_{ac0} 为 LCC 交流侧额定相电压幅值。

表 1 仿真系统参数

Table 1 Parameters of simulation system

参数	数值	参数	数值
U_{dc0}/kV	500(1.0 p.u.)	F/Hz	50
I_{dc0}/A	1 000(1.0 p.u.)	U_{ac0}/kV	345(1.0 p.u.)
N	10	U_e/kV	276(0.8 p.u.)
L_0/mH	6.5	U_{dc}/kV	400(0.8 p.u.)
C/F	0.088	I_{dc}/A	1 300(1.3 p.u.)
V_{C0}/kV	50		

混合直流输电系统正常运行时的波形如图 7 所示。MMC 采用定直流电压以及定无功功率控制; LCC 采用定直流电流控制; VDCOL 中 I_{min} 为 0.3 p.u.; I_{max} 根据控制模式的不同,以 U_{dc} 为基准时取 0.6 p.u.,以 U_e 为基准时取 0.8 p.u.。默认系统启动时 MMC 充电已完成, U_{dc} 稳定在 500 kV,即 1.0 p.u.。 I_{dc} 依据 I_{ord} ,从 0 逐渐升高至 1 000 A,即 1.0 p.u.。最后 I_{ord} 按照既定的下降斜率减小,系统退出运行。

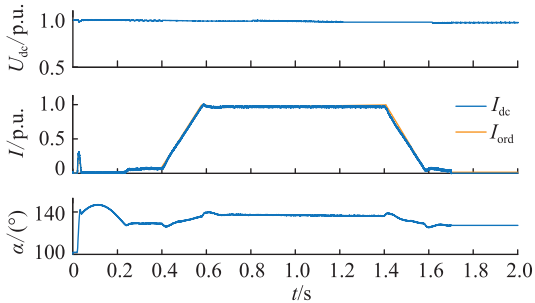


图 7 系统正常运行时的波形

Fig.7 System normal operation waveforms

4.1 LCC 交流侧轻微故障

U_{ac} 在 0.7 s 时降至 0.75 p.u.,在 1.0 s 时恢复至 1.0 p.u.,在此期间,有 $U_{ac} < U_e$,极易发生换相失败。

对照组 LCC 采用基于 U_{dc} 的 VDCOL,系统响应如图 8 所示。由于 U_{ac} 降低,0.75 s 时系统发生换相失败, U_{dc} 降至 U_{dc} 之下,进而触发 VDCOL,降低 I_{ord} 。系统在故障消失前可逐渐恢复,但基于 U_{dc} 的 VDCOL 必须在发生换相失败后才能被动地降低直流电流,促进系统恢复,因此无法避免换相失败发生。

另一组采用文中所提基于主动限流的换相失败抑制策略。LCC 交流侧发生轻微故障时,为了避免发生首次换相失败,在 U_{dc} 未降至 U_{dc} 且 I_{dc} 未升至 I_{dc} 之前,LCC 侧启动基于 U_{ac} 的 VDCOL,及时降低

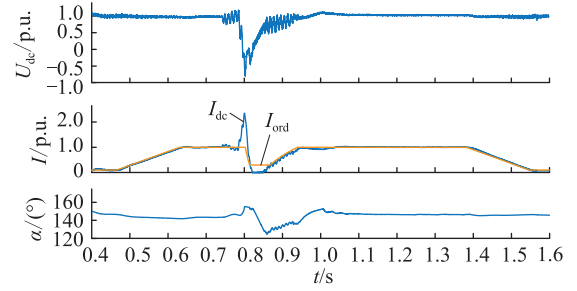


图 8 轻微故障下未采用主动限流的波形

Fig.8 Waveforms without active current limiting under minor fault

I_{dc} ,系统响应如图 9 所示。

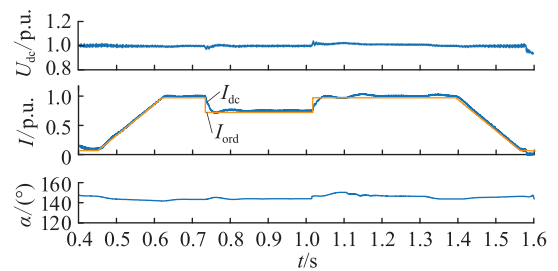


图 9 轻微故障下采用主动限流的波形

Fig.9 Waveforms with active current limiting under minor fault

由图 9 可知,基于 U_{ac} 的 VDCOL 在系统发生换相失败之前即可动作,迅速降低直流电流,避免发生换相失败。故障消失后系统可迅速复原,验证了直流电流良好的跟随特性,此时系统传输的直流功率由直流电流指令值决定。

4.2 LCC 交流侧严重故障

设定系统在 0.8 s 时发生 LCC 交流侧故障, U_{ac} 降至 0.5 p.u.,且一直持续到系统退出运行,系统发生换相失败。

对照组依然采用基于 U_{dc} 的 VDCOL,系统响应如图 10 所示。系统在 0.82 s 时发生换相失败, U_{dc} 和 I_{dc} 由于 MMC 电容储能的作用,呈现明显的短路特性。随着电容放电, U_{dc} 逐渐下降到 0,而 I_{dc} 也在附近时间点达到峰值,符合式(5)的推导。当 U_{dc} 降低至 0.6 p.u.时,VDCOL 依据 U_{dc} 降低 LCC 的 I_{ord} ,最低为 0.3 p.u.。由于大量储能电容的存在, I_{dc} 并未跟随 I_{ord} 下降,其峰值电流在 1.0 s 时达到了 12.0 p.u.。随着系统退出运行, I_{dc} 才逐渐跟随 I_{ord} 下降为 0。

另一组采用文中所提基于主动限流的换相失败抑制策略。同样在 0.8 s, U_{ac} 降至 0.5 p.u.,其系统响应如图 11 所示。首个周期的换相失败无法避免, U_{dc} 下降, I_{dc} 迅速上升,当 U_{dc} 下降至阈值 0.8 p.u.时,进入主动限流环节。此时将 ΔU 置为 $U_{dc}/2$,即 MMC 输出的直流分量为 0,并定义此时为主动限流

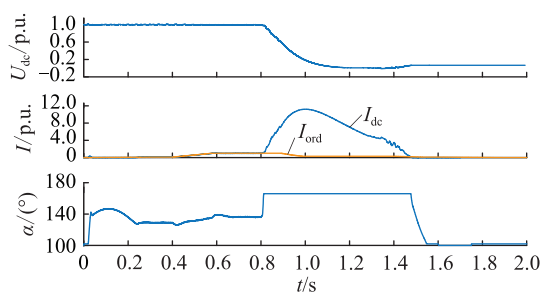


图 10 严重故障下未采用主动限流的波形
Fig.10 Waveforms without active current limiting under serious fault

区间。令 $K_u = 2/N$, 按照策略调制规则, N_{sum} 为 1, 由式(9)可知, 投入的子模块骤减, 放电电流迅速降低。与轻微故障时不同, 此时 LCC 采用基于 U_{dc} 的 VDCOL。在缓冲区由于子模块的大量切除, U_{dc} 和 I_{dc} 降至 0 附近, VDCOL 将 I_{dc} 下拉到 I_{min} , 此处为 0.3 p.u.。当 LCC 交流侧电压稳定运行在较低水平后, 即在 0.93 s 时缓冲期结束, 按 LCC 交流侧电压下降程度等比例调节 ΔU , 此处为 $U_{dc}/4$, 重新确定 N_{sum} 为 5, U_{dc} 稳定在 0.5 p.u.。 U_{dc} 仍然处于 VDCOL 的启动范围内, I_{dc} 准确跟随 I_{ord} 。

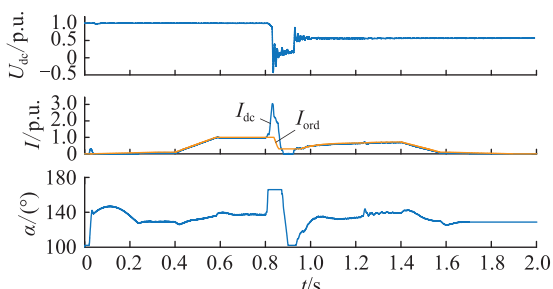


图 11 严重故障下采用主动限流的波形
Fig.11 Waveforms with active current limiting under serious fault

在结束缓冲期之后的故障期间系统仍然可以传输 0.4 p.u. 的直流功率。MMC 交流侧电压波形如图 12 所示, 由于子模块的投切作用, 电压呈现明显的阶梯型。受限于半桥子模块型换流器调制比的作用, U_{dc} 降低必然使得 MMC 交流侧电压降低, 如图 12 中主动限流和限流之后的低压运行期间。实际应用中, 为保证功率不断流, 可以相应降低 MMC 交流侧电压。

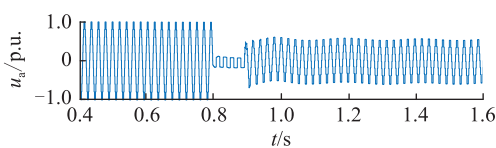


图 12 MMC 交流侧电压
Fig.12 AC side voltage of MMC

MMC 单相桥臂子模块投入数量如图 13 所示。在主动限流期间, N_{sum} 为 1。MMC 进入到低压运行模式时, N_{sum} 为 5, 此时 U_{dc}/U_{ac} 和正常运行状态时近似, 直至 LCC 交流侧故障恢复, 因此可实现故障穿越。

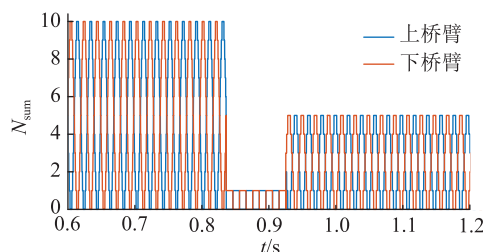


图 13 子模块投入数量
Fig.13 The number of submodule invested

由以上分析可知, 采用主动限流后的冲击电流峰值 3.0 p.u. 相对于未采用主动限流的冲击电流峰值 12.0 p.u. 显著降低, 减小了功率器件的电流应力。且 U_{dc}/U_{ac} 保持在正常值, 避免了连续换相失败的发生。

5 结论

文中对两端混合直流输电系统换相失败的故障特性进行分析, 得出大量储能电容是造成换相失败冲击电流大且易发生连续换相失败的原因之一。文中提出基于主动限流的换相失败抑制策略, 并通过仿真验证了该策略的有效性, 主要结论如下。

(1) 换相失败时冲击电流的幅值与 MMC 桥臂投入子模块数量成正比, 电容放电电流是造成连续换相失败的重要原因之一。

(2) 基于主动限流的换相失败抑制策略通过对调制波引入直流扰动分量 ΔU 和交流扰动倍数 K_u , 限制 MMC 投入的子模块数量, 降低冲击电流。并通过 MMC 运行在低压模式与 LCC 侧 VDCOL 的协同控制, 有效抑制连续换相失败, 实现故障穿越。

(3) 文中所提策略可在 LCC 交流侧发生故障时避免功率断流, 减小故障后的系统重启时间。

参考文献:

[1] LI Y, LIU H, FAN X, et al. Engineering practices for the integration of large-scale renewable energy VSC-HVDC systems[J]. Global Energy Interconnection, 2020, 3(2): 149-157.
[2] 徐政, 屠卿瑞, 管敏渊. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.
XU Zheng, TU Qingrui, GUAN Minyuan. Voltage source converter based high voltage direct current transmission system[M]. Beijing: China Machine Press, 2013.
[3] 陈灏泽, 范若萱, 王金玉, 等. VSC-LCC 型混合直流输电系统启动控制策略研究[J]. 智慧电力, 2020, 48(11): 62-67.

- CHEN Haoze, FAN Ruoxuan, WANG Jinyu, et al. Research on startup control strategy for VSC-LCC hybrid HVDC system[J]. *Smart Power*, 2020, 48(11): 62-67.
- [4] 卢东斌, 田杰, 李海英, 等. 电网换相换流器和电压源换流器串联组成的混合直流换流器控制和保护研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2020, 48(15): 92-101.
- LU Dongbin, TIAN Jie, LI Haiying, et al. Control and protection of series hybrid DC converters with a line-commutated converter and a voltage source converter[J]. *Power System Protection and Control*, 2020, 48(15): 92-101.
- [5] XIAO H Q, SUN K Q, PAN J P, et al. Review of hybrid HVDC systems combining line commutated converter and voltage source converter[J]. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2021, 129: 106713.
- [6] 张腊. 适用于风电并网的混合多端直流输电系统控制策略研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2019.
- ZHANG La. Study on control strategy of hybrid multi-terminal HVDC system applicable to wind power integration[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2019.
- [7] 赵成勇, 刘文静, 郭春义, 等. 一种适用于风电场送出的混合型高压直流输电系统拓扑[J]. *电力系统自动化*, 2013, 37(15): 146-151.
- ZHAO Chengyong, LIU Wenjing, GUO Chunyi, et al. Topology of a hybrid HVDC transmission system for wind power grid connection[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2013, 37(15): 146-151.
- [8] 韩平平, 陈凌琦, 丁明, 等. 一种适用于风电外送的混合高压直流输电系统[J]. *太阳能学报*, 2019, 40(8): 2162-2169.
- HAN Pingping, CHEN Lingqi, DING Ming, et al. A kind of hybrid HVDC transmission system suitable for wind power connection[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2019, 40(8): 2162-2169.
- [9] 李春华, 蒋碧松, 周勤勇, 等. 一种适用于风电外送的直流输电控制策略及无功投切方法[J]. *电网技术*, 2015, 39(11): 3280-3285.
- LI Chunhua, JIANG Bisong, ZHOU Qinyong, et al. HVDC control strategy and reactive power switching method for wind power delivery[J]. *Power System Technology*, 2015, 39(11): 3280-3285.
- [10] 徐政, 王世佳, 张哲任, 等. LCC-MMC 混合级联型直流输电系统受端接线和控制方式[J]. *电力建设*, 2018, 39(7): 115-122.
- XU Zheng, WANG Shijia, ZHANG Zheren, et al. Inverter station connection modes and control strategies of LCC-MMC hybrid HVDC systems[J]. *Electric Power Construction*, 2018, 39(7): 115-122.
- [11] ZHANG Mingguang, LIU Zilin, YANG Chengming, et al. Research on coordination control strategy of LCC-MMC hybrid HVDC transmission system under fault[J]. *Journal of Physics Conference Series*, 2020, 1626: 012050.
- [12] LI G, AN T, LIANG J, et al. Studies of commutation failures in hybrid LCC/MMC HVDC systems[J]. *Global Energy Interconnection*, 2020, 3(3): 193-204.
- [13] XIAO H Q, SUN K Q, PAN J P, et al. Operation and control of hybrid HVDC system with LCC and full-bridge MMC connected in parallel[J]. *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2020, 14(7): 1344-1352.
- [14] 王震泉, 朱东升, 刘述军, 等. 特高压级联混合直流输电及其控制策略研究[J]. *电气应用*, 2020, 39(4): 103-107.
- WANG Zhenquan, ZHU Dongsheng, LIU Shujun, et al. Study on UHV cascaded hybrid DC transmission and its control strategy[J]. *Electrotechnical Application*, 2020, 39(4): 103-107.
- [15] GUO C Y, YIN Z H, ZHAO C Y, et al. Small-signal dynamics of hybrid LCC-VSC HVDC systems[J]. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2018, 98: 362-372.
- [16] WANG L, HE H W, WANG D J, et al. Influence of VSC converter station on switching overvoltage of LCC converter station in LCC-VSC hybrid DC system[J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2020, 1659(1): 012009.
- [17] SILVA K M, TAVARES J J C, RIBEIRO N S S, et al. Impact of DFT-based phasor estimation errors due to commutation failures of LCC-HVDC links on the protection of AC lines in the near vicinity[J]. *Electric Power Systems Research*, 2021, 196: 107287.
- [18] 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.
- [19] LIU W X, XU Y H. Reliability model of MMC-based flexible interconnection switch considering the effect of loading state uncertainty[J]. *IET Power Electronics*, 2019, 12(3): 358-367.
- [20] NGUYEN M H, SAHA T K, EGHBAL M. Master self-tuning VDCOL function for hybrid multi-terminal HVDC connecting renewable resources to a large power system[J]. *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2017, 11(13): 3341-3349.
- [21] 何晓峰, 李成翔, 夏成军, 等. 基于谐波电压补偿的混合直流连续换相失败抑制策略[J]. *电力工程技术*, 2019, 38(4): 112-117.
- HE Xiaofeng, LI Chengxiang, XIA Chengjun, et al. Control strategy to suppress hybrid HVDC continuous commutation failure by harmonic voltage compensation[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2019, 38(4): 112-117.
- [22] 郭春义, 吴张曦, 赵成勇. 特高压混合级联直流输电系统中多 MMC 换流器间不平衡电流的均衡控制策略[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(20): 6653-6663.
- GUO Chunyi, WU Zhangxi, ZHAO Chengyong. Balancing control strategy for unbalanced current between multiple MMC converts in hybrid cascaded UHVDC system[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(20): 6653-6663.
- [23] 范志华, 苗世洪, 刘子文, 等. 模块化多电平换流器子模块故障特性分析与解耦控制策略[J]. *电工技术学报*, 2018,

33(16):3707-3718.

FAN Zihua, MIAO Shihong, LIU Ziwen, et al. Modular multi-level converter sub-module fault characteristics analysis and decoupling control strategy[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(16):3707-3718.

[24] YAN M, ZHANG Z R, XU Z, et al. Comparative study on DC line fault transient characteristics of four typical MMC-HVDC configurations[C]//2019 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference. Macao, China. IEEE, 2019: 1-5.

[25] 郑超, 周静敏, 李惠玲, 等. 换相失败预测控制对电压稳定性影响及优化措施[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(12): 179-183.

ZHENG Chao, ZHOU Jingmin, LI Huiling, et al. Impact of commutation failure prediction control on voltage stability and its optimization measures[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(12):179-183.

作者简介:



马文忠

马文忠(1968),男,博士,教授,研究方向为电力电子技术与能源互联网等(E-mail:ma-wenzhong@126.com);

李肇远(1996),男,硕士在读,研究方向为混合直流输电技术;

张奎同(1983),男,博士,高级工程师,从事煤化工技术相关工作。

Commutation failure suppression strategy of hybrid DC transmission based on active current limiting

MA Wenzhong¹, LI Zhaoyuan¹, ZHANG Kuitong², HAN Jia², LI Mushu¹, YAO Minrui¹

(1. Institute of New Energy, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China;

2. Shandong Energy Group Co., Ltd., Jining 273500, China)

Abstract: Aiming at the problem of large inrush current when the commutation fails in the hybrid direct current (DC) transmission system, the relationship between the inrush current amplitude and the voltage source converter (VSC) is firstly derived. The number of submodule invested by VSC is a key parameter to determine the inrush current when the commutation fails. Then, the main factors affecting the commutation capability of the line commutated converter (LCC) are studied, and a commutation failure suppression strategy based on active current limiting is proposed. The DC disturbance amount and the accurate current (AC) disturbance coefficient are added to the VSC modulation wave, thereby changing the switching mode of the submodule and suppressing the peak value and rising speed of the commutation failure impulse current. Finally, the simulation model of the hybrid DC transmission system at both ends is built in Matlab/Simulink to verify the effectiveness of the proposed strategy in the event of different degrees of voltage drop faults on the AC side of the inverter station. The results show that the proposed strategy limits the inrush current and reduces the current stress of the bridge arm, thus effectively preventing continuous commutation failure.

Keywords: hybrid direct current (DC) transmission; commutation failure; line commutated converter (LCC); modular multilevel converter (MMC); active current limiting; nearest level modulation

(编辑 吴楠)