

换相失败下柔性直流与传统直流互联输电系统的 暂态无功协调控制策略

曾雪洋, 刘天琪, 王顺亮, 喻悦箫, 江 琴, 陈 相

(四川大学 电气工程学院, 四川 成都 610065)

摘要:为了抑制柔性直流与传统直流互联输电系统中传统直流换相失败导致的送端电网暂态低电压和过电压, 充分发挥柔性直流为传统直流提供无功支撑的能力, 提出一种基于触发角的暂态无功协调控制策略。传统直流换相失败时触发角与送端暂态电压关系密切, 基于此, 将暂态过程中根据触发角得出的无功补偿值附加到柔性直流逆变器外环无功环节中, 调整柔性直流逆变器发出的无功功率, 改善送端电网电压的暂态特性。对比分析所提控制策略与柔性直流定交流电压控制的控制性能。在PSCAD/EMTDC中搭建互联输电系统的仿真模型, 结果验证了所提控制策略的适应性, 且该控制策略的控制效果优于柔性直流定交流电压控制。

关键词: 互联输电系统; 换相失败; 暂态过电压; 无功协调控制; 触发角

中图分类号: TM 721.1

文献标志码: A

DOI: 10.16081/j.epae.201911015

0 引言

目前直流输电技术主要有基于电网换相换流器的传统高压直流输电 LCC-HVDC (Line Commutated Converter based High Voltage Direct Current) 技术和基于电压源换流器的柔性直流输电 VSC-HVDC (Voltage Sourced Converter based High Voltage Direct Current) 技术 2 种。与 LCC-HVDC 相比, VSC-HVDC 控制灵活, 具有能向无源网络供电、有功与无功功率快速独立解耦控制、无换相失败、占地面积小的优点, 但存在工程造价高、输送容量相对较小、距离相对较短等缺点^[1-4]。随着电网的建设发展, 实际电网中已经出现了 LCC-HVDC 与 VSC-HVDC 同时存在的混合输电系统, 例如云南罗平混合直流背靠背异步联网工程采用的是 2 回 LCC-HVDC 与 1 回基于模块化多电平换流器的柔性直流输电系统 MMC-HVDC (Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current) 并列运行^[5-7]。渝鄂背靠背工程投运后, 其北通道 MMC-HVDC 背靠背将直接接入龙政直流的龙泉站^[8-9]。随着电网的建设, 未来西部高原地区的新能源开发与外送极有可能采用 VSC-HVDC 并网再通过 LCC-HVDC 远距离输送到中东部负荷中心^[10-11]。因此对混合输电系统的研究具有重要意义。

混合输电系统可以发挥 2 种直流输电的优势, 但大量的电力电子器件引入电力系统会给电力系统的调频调压带来新的挑战^[12]。针对这个问题, 国内外关于混合输电系统的研究主要集中在 2 种直流之

间的协调控制^[5-11, 13-14]和相互作用关系^[15-18]。文献[5]结合云南罗平背靠背异步联网工程, 提出一种 VSC-HVDC 功率优化的控制策略, 能改善故障后 LCC-HVDC 的恢复特性。文献[6-7]提出 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 滤波器投切的无功协调控制, 可以减少滤波器投切给交流系统造成的无功冲击和电压扰动。文献[8]研究渝鄂背靠背工程投运后 VSC-HVDC 的附加阻尼协调控制。文献[9]研究渝鄂背靠背工程投运前后奉节电厂发生次同步振荡的风险, 并在此基础上设计混合式阻尼控制策略。文献[10]提出一种风电场 VSC-HVDC 并网和 LCC-HVDC 外送的源网协调控制策略, 可以很好地抑制风电出力的随机性带来的频率波动, 但没有涉及无功的协调控制。文献[11]针对互联输电系统中 LCC-HVDC 送端可能出现的不平衡功率, 提出一种 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 有功和无功协调控制策略, 但无功协调控制是辅助有功协调控制的, 若送端电网发生短路故障或者 LCC-HVDC 换相失败, 无功协调控制效果并不理想。文献[13]在多馈入混合输电系统中设计自适应动态限幅器, 当电网故障时 VSC-HVDC 能够最大可能地向 LCC-HVDC 提供无功支撑。文献[14]提出一种基于逆变器关断角的并联混合输电系统暂态无功协调控制策略, 可以提高 LCC-HVDC 抵御换相失败的能力, 但会加剧换相失败过程中送端电网的暂态低电压。

LCC-HVDC 换相失败会引起送端电压呈现出“先降低后升高”的特性, 其暂态电压甚至将超过直流闭锁导致的暂态过电压^[19-21]。然而现有研究较少涉及抑制互联输电系统中 LCC-HVDC 换相失败导致的送端电网暂态低电压和过电压。本文首先分析 LCC-HVDC 整流站换相失败后的暂态无功特性, 据

收稿日期: 2019-04-26; 修回日期: 2019-09-18

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51977135)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51977135)

此提出一种基于触发角的暂态无功协调控制策略;然后,对比分析该控制策略与 VSC-HVDC 定交流电压控制的控制性能;最后,在 PSCAD/EMTDC 中搭建互联输电系统的仿真模型,验证了该控制策略的有效性和适应性。

1 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 互联输电系统模型

典型的 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 互联直流输电系统如图 1 所示,其中 VSC-HVDC 将功率直接汇集到 LCC-HVDC 整流站的换流母线处,LCC-HVDC 再将功率送至负荷中心。渝鄂背靠背工程投运后,其北通道 MMC-HVDC 背靠背将直接接入龙政直流的龙泉站^[8-9],即为 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 互联输电系统。未来西部高原地区的新能源开发也可能会出现 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 互联输电系统^[10-11]。这种拓扑结构的特点是 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 换流站接入同一个电网,电气距离比较近,甚至可能接在同一换流母线,送端电网强度不高,转动惯量低,LCC-HVDC 换相失败对送端电网的冲击大^[10-11]。但同时因 VSC-HVDC 与 LCC-HVDC 电气距离近,VSC-HVDC 可以为 LCC-HVDC 提供无功支撑,改善 LCC-HVDC 的运行条件^[5-11,13-18]。

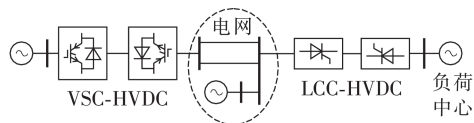


图1 VSC-HVDC和LCC-HVDC互联输电系统
Fig.1 Transmission system interconnected by LCC-HVDC and VSC-HVDC

2 LCC-HVDC 换相失败时的送端暂态无功特性

暂态过程中,由于直流控制系统微分方程相当复杂,且含有很多非线性环节(如限幅环节),难以直接采用理论解析方法计算 LCC-HVDC 与交流系统交换的无功功率,一般采用数字积分方法并借助电力系统仿真软件求解^[22]。

附录中图 A1 为我国某实际直流输电工程受端发生三相金属短路接地故障导致 LCC-HVDC 换相失败的电磁仿真图,直流额定电压为 ± 800 kV,额定容量为 8 000 MW,送端短路比(SCR)为 4.1,受端 SCR 为 4.8,图中 T_1 — T_4 的意义在 3.2 节中详细说明。

整流侧换流器消耗的无功功率 Q_r 为^[19]:

$$Q_r = \frac{1}{2} \frac{2\mu + \sin(2\alpha) - \sin[2(\alpha + \mu)]}{\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)} I_d V_{d0} \quad (1)$$

其中, α 为触发角; μ 为换相角; I_d 为直流电流; V_{d0} 为理想空载直流电压。

由此可见,整流侧换流器消耗的无功与直流电流、交流电压、触发角、换相角相关。

LCC-HVDC 发生换相失败后,整流站先从交流系统中吸收无功功率,接着向交流系统注入无功功率,送端换流母线电压呈现出“先降低后升高”的特性。结合文献[19-22]和附录中的图 A1 可知,换相失败导致逆变站直流侧短路,逆变侧直流电压降为 0 甚至为负,而整流侧的直流电压 V_{dr} 大于 0 导致直流电流迅速增加,整流站定电流控制检测到直流电流增大,迅速增大触发角 α 。由于控制系统具有一定的延时,触发角增大阶段,直流电流将会继续增大,触发角 α 也会继续增大,整流站吸收的无功功率迅速增大,使得送端电压呈现出“先降低后升高”的特性。换相失败持续期间,在定电流控制和低压限电流控制 VDCOL(Voltage Dependent Current Order Limiter)的作用下, I_d 达到最大值时开始迅速减小至接近于 0,整流站触发角 α 达到最大值时也开始迅速减小。由式(1)可知,随着 I_d 的减小,LCC-HVDC 消耗的无功功率迅速减小,当 $I_d=0$ 时,换流器消耗的无功功率为 0,换相失败过程中不考虑滤波器和电容器的投切,导致滤波器和电容器盈余的无功功率涌向交流系统,引起暂态过电压。

3 互联输电系统的暂态无功协调控制策略

3.1 互联输电系统的暂态无功协调控制方法

为了抑制互联输电系统中 LCC-HVDC 换相失败导致的送端电网暂态低电压和过电压,利用 VSC-HVDC 可以为 LCC-HVDC 提供无功支撑,并根据上述分析,在 VSC-HVDC 逆变站设计基于 LCC-HVDC 触发角 α 的暂态无功协调控制策略。当 LCC-HVDC 换相失败时,该策略将根据 α 计算出无功功率补偿值 ΔQ 附加到 VSC-HVDC 外环定无功功率控制环节中,根据 α 的值调整 VSC-HVDC 逆变站吸收或者发出的无功功率,改善送端电网的暂态电压特性。

由附录中的图 A1 可知,在 LCC-HVDC 发生换相失败后,送端电压呈现出“先降低后升高”的特性。在暂态低电压阶段,LCC-HVDC 整流站一直从送端电网吸收无功功率,而该时间段内, α 不断增大,即斜率大于 0,在暂态过电压阶段, α 减小,即斜率小于 0,且 α 增大或减小的斜率较大,故可利用触发角 α 这一特性来计算换相失败过程中的无功补偿值 ΔQ 。

基于触发角的暂态无功协调控制见图 2,该策略分为抑制暂态低电压控制和抑制暂态过电压控制 2 个环节。图 2 中, G 为比例常数; T 为时间常数; α_m 为 LCC-HVDC 定电流或者定功率产生的触发角指令值; $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 、 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 分别为触发角斜率的整定值动作上、下限; Q_{ref} 为 VSC-HVDC 逆变站外环定无功功率

控制的无功整定值; Q_{VSC} 为 VSC-HVDC 逆变站从交流系统吸收的无功功率测量值; S_{EN} 为故障判断模块的输出信号。首先通过一阶惯性环节, 模拟 α_m 在 LCC 与 VSC 站间通信带来的延时, 并将计算得到的无功补偿 ΔQ 通过速率限制器和使能控制器, 前者用于限制 ΔQ 变化的速率, 避免无功变化太快影响 VSC-HVDC 的正常运行, 后者用于控制基于触发角的暂态无功协调控制启动或者退出, 只有判断换相失败时才投入该控制策略, 避免该控制策略在其他工况下误动作。由于故障判断方法不是本文的研究重点, 参考文献[14], 控制信号 S_{EN} 通过故障后的延时环节来实现, 在本文中取延时 2 ms 后投入该控制策略。

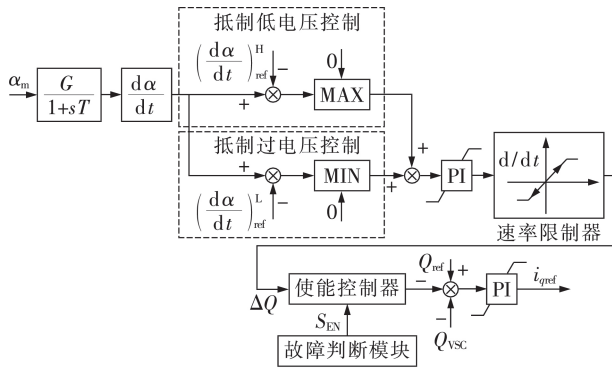


图2 基于触发角的暂态无功协调控制

Fig.2 Coordinated control strategy of transient reactive power based on trigger angle

该控制策略的控制原理如下。

正常运行时, $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L < \frac{d\alpha_m}{dt} < \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 减去 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 为正值, 与 0 比较取大后为 0, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 减去 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 为正值, 与 0 比较取小后为 0, 输入比例积分 (PI) 控制器的值为 0, PI 控制器输出的无功补偿值为 0, VSC 逆变站吸收的无功功率为整定值 Q_{ref} , 故正常运行时基于触发角的暂态无功协调控制不工作。

换相失败时, 通过触发角 α 计算出 VSC 逆变站吸收的无功功率特性如图 3 所示。在暂态低电压阶段, $\frac{d\alpha_m}{dt} > 0$ 。当 $0 < \frac{d\alpha_m}{dt} < \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 时, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 减去 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$

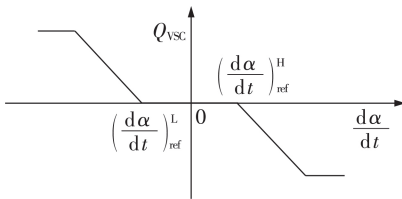


图3 基于触发角的 VSC 逆变站无功特性

Fig.3 Reactive power characteristics of VSC inverter station based on trigger angle

为负值, 与 0 比较取大得 0, 输入 PI 控制器的值为 0, PI 控制器输出的无功补偿值为 0, 即此时抑制低电压控制不工作。只有当 $\frac{d\alpha_m}{dt} > \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 时, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 减去 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 为正值, 抑制低电压控制环节工作, 经 PI 控制器计算得到的无功补偿值为正, 将该值取负得负值附加到 VSC 逆变站定无功控制环节中。同理可知, 在暂态过电压阶段, 当 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L < \frac{d\alpha_m}{dt} < 0$ 时, 抑制过电压控制不工作, 只有当 $\frac{d\alpha_m}{dt} < \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 时, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 减去 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 为负值, 抑制过电压控制环节工作, 经 PI 控制器计算得到的无功补偿值为负, 将该值取负得正值附加到 VSC 逆变站定无功控制环节中。

由图 3 可知, 当 $\frac{d\alpha_m}{dt} > \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 时, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 越大, VSC 逆变站发出的无功功率越多, 从而达到抑制换相失败导致的送端电网低电压的目的; 当 $\frac{d\alpha_m}{dt} < \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 时, $\frac{d\alpha_m}{dt}$ 越小, VSC 逆变站吸收 LCC-HVDC 滤波器盈余的无功功率越多, 从而达到抑制换相失败导致的送端电网过电压的目的。

触发角斜率的整定值动作上限 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 、下限 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 的设置需要避开正常运行时投切滤波器和降压运行导致的 α 变化的斜率值。滤波器投切时, 触发角的斜率在 $-100 \sim 100^\circ/\text{s}$ 之间变化。LCC-HVDC 由额定电压降到 70% 时, 触发角通常会增加 25° 左右, 不会超过 50° 。直接由额定电压降到 70%, 完成这个操作通常需要 $100 \sim 200 \text{ ms}$, 平均斜率为 $125 \sim 250^\circ/\text{s}$, 最大斜率为 $300^\circ/\text{s}$ 左右。而实际运行中降压运行通常还要与无功控制策略配合^[23], 这是因为降压运行时触发角会增大, 换流站消耗的无功会增加, 若交流系统提供的无功不足, 可能会导致 LCC-HVDC 闭锁^[24]。滤波器投切的动作时间通常为 $100 \sim 200 \text{ ms}$ ^[25], 所以考虑无功配合的降压至 70% 所需要的时间会比直接降压至 70% 的长, 触发角的斜率会比直接降压斜率低。因此推荐 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 设置为 $-350 \sim -200^\circ/\text{s}$, $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 设置为 $200 \sim 350^\circ/\text{s}$ 。

3.2 协调控制与定交流电压控制对比分析

图4为在LCC-HVDC换相失败时,基于触发角的暂态无功协调控制和VSC-HVDC定交流电压控制抑制暂态低电压和过电压的暂态无功响应图。图中, V_{ref} 为送端电网运行的额定电压; Q_{dr} 为LCC-HVDC整流站消耗的无功功率; Q_c 为滤波器和电容器发出的无功功率; V_r 为整流侧换流母线线电压有效值。附录中的图A1中, T_1 为发生换相失败时触发角开始增大时刻,当触发角斜率大于整定值时,协调控制的抑制低电压控制动作; T_2 为送端交流电压开始跌落时刻,定交流电压控制检测到交流电压偏差后开始抑制低电压; T_3 为触发角最大的时刻,此时是触发角的斜率由正变为负的过零点,此后当其斜率小于整定值时,协调控制抑制过电压控制开始工作,由抑制低电压转向抑制过电压; T_4 为送端交流电压由暂态低电压阶段到暂态过电压阶段转变的时刻,定交流电压控制由抑制低电压转向抑制过电压。从附录中的图A1可以看出,无论是抑制低电压还是过电压,协调控制都先于定交流电压控制动作。因此与VSC-HVDC直接采用定交流电压控制相比,暂态无功协调控制的最大优势是动作时间短,无功调节响应速度快。由附录中的图A1和图4可以看出,定交流电压控制要在送端电压出现偏差时才动作,调节VSC逆变站的无功功率;而暂态无功协调控制在 $\frac{d\alpha_m}{dt} > \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H$ 或 $\frac{d\alpha_m}{dt} < \left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L$ 时就开始计算无功补偿容量 ΔQ ,调节VSC逆变站的无功功率,不必等到送端电网出现暂态低电压和过电压才动作。需要特别注意的是,上述分析没有考虑通信延时,而协调控制存在站间通信延时,但由于VSC-HVDC逆变站与LCC-HVDC电气距离很近,甚至可能接入同一换流

母线,延时不会太长,如果延时时间超过了协调控制先于定交流电压控制动作的时间,协调控制的控制效果将会不如定交流电压控制。

4 仿真分析

为了分析本文提出的控制策略抑制LCC-HVDC换相失败引起的暂态低电压和过电压的作用效果及不同送端电网强度下该策略的有效性,在PSCAD/EMTDC中搭建如图1所示的互联输电系统。送端电网SCR为3.5,负荷中心SCR为9。MMC-HVDC与LCC-HVDC通过双回500 kV线路联接,电气距离为20 km。设置图2中 $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^H = 287.5^\circ/s$, $\left(\frac{d\alpha}{dt}\right)_{ref}^L = -287.5^\circ/s$, 一阶惯性时间常数 $T = 0.01$ s。MMC-HVDC整流站采用定直流电压,逆变站采用定有功功率控制。LCC-HVDC基于某 ± 500 kV 实际工程搭建,控制系统采用实际工程控制保护逻辑搭建。MMC-HVDC与LCC-HVDC主要参数如附录中的表A1所示。

4.1 受端电网单相短路

在LCC-HVDC逆变站换流母线设置单相金属短路,短路故障开始时间为0.1 s,持续时间为0.1 s,短路电阻为0.01 Ω 。对比分析LCC-HVDC发生换相失败时本文协调控制、定无功控制和定交流电压控制的触发角指令值、MMC-HVDC逆变站发出的无功功率及LCC-HVDC整流侧换流母线电压,结果见图5。

图5中, S_1 为定交流电压控制和协调控制抑制低电压动作时刻,2种控制方式几乎同时动作,MMC-HVDC逆变站开始发出无功功率; S_2 为触发角 α 最大值的时刻,此时是触发角的斜率由正变为负的过零点,此后当其斜率小于整定值下限时,协调控制抑制过电压控制开始工作,由抑制低电压转向抑制过电

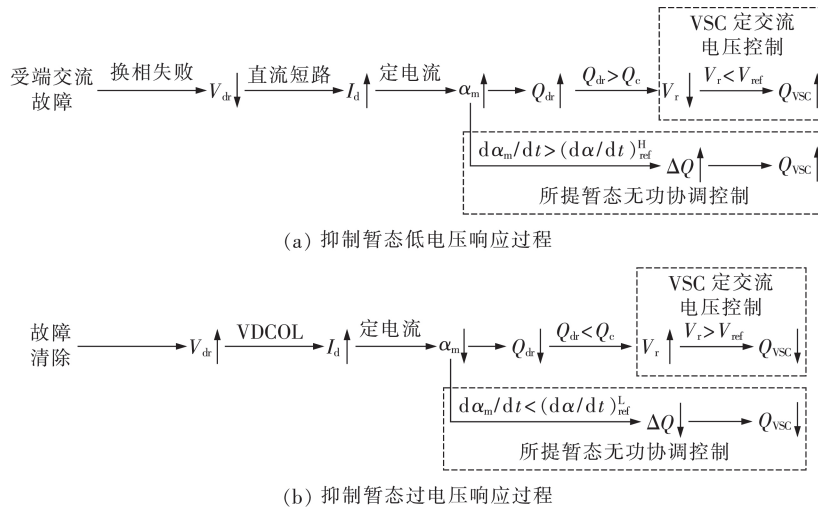


图4 协调控制和定交流电压控制的换相失败暂态无功响应

Fig.4 Transient reactive power response diagram of commutation failure with coordinated control and constant AC voltage control

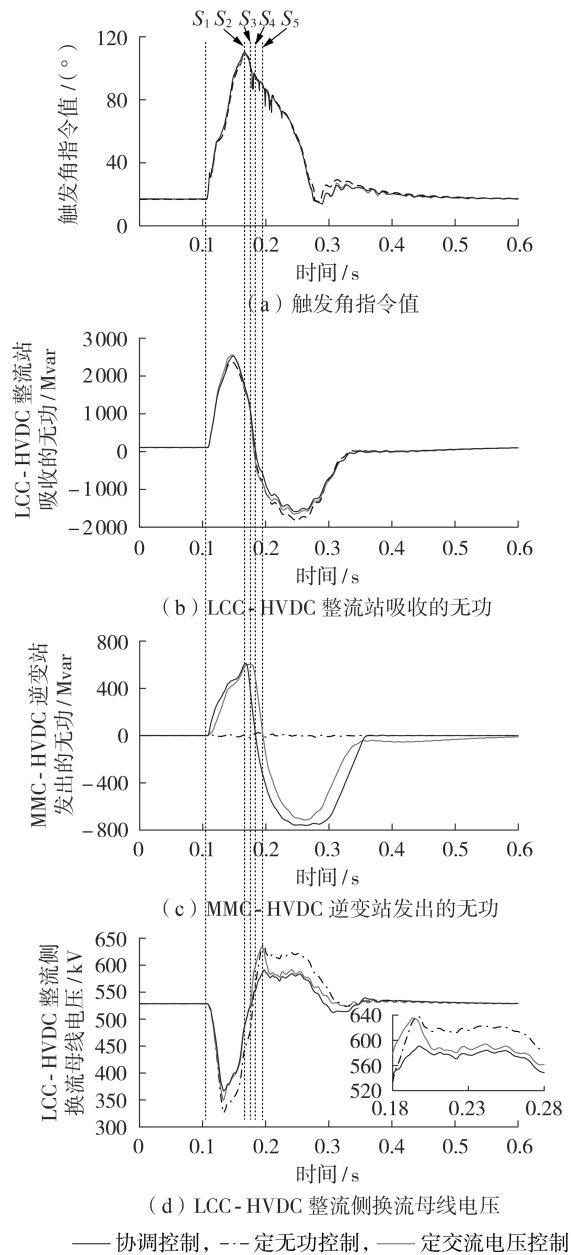


图5 单相短路故障下的特性对比

Fig.5 Feature comparison under single-phase short circuit fault

压; S_3 为送端交流电压由暂态低电压阶段到暂态过电压过渡的时刻,定交流电压控制由抑制低电压转向抑制过电压; S_4 为协调控制下MMC-HVDC逆变站由发出无功功率向吸收无功功率转变的时刻,此时正好对应LCC-HVDC整流站由从交流电网吸收无功功率到向交流电网发出无功功率转变的过零点; S_5 为定交流电压控制下MMC-HVDC逆变站由发出无功功率向吸收无功功率转变的时刻,此时LCC-HVDC过剩的滤波器无功功率已开始涌向交流系统。

从控制器的动作时间来看,由抑制低电压到抑制过电压,协调控制先于定交流电压控制动作的时间 S_3-S_2 约为10 ms。虽然 S_2 时刻协调控制抑制低电

压控制动作,但到 S_4 时刻MMC-HVDC逆变站才由发出无功功率向吸收无功功率转变, S_4-S_3 这段时间为协调控制由抑制低电压到抑制过电压的响应时间,同理可知定交流电压控制由抑制低电压到抑制过电压的响应时间为 S_5-S_3 。

从控制效果来看,故障前整流侧母线电压为529.9 kV,定无功功率控制下暂态电压最低为318.8 kV,暂态电压最高为647.1 kV,暂态压降为211.1 kV,暂态压升为117.2 kV。采用基于触发角的暂态无功协调控制策略,暂态电压最低为361 kV,暂态压降为168.9 kV,相较于定无功控制减小了42.2 kV;暂态电压最高为596 kV,暂态压升为66.1 kV,相较于定无功控制减小了51.1 kV。MMC-HVDC采用定交流电压控制时,暂态电压最低为351.3 kV,暂态电压最高为635.4 kV,暂态压降为178.6 kV,相较于定无功控制减小了32.5 kV,暂态压升为105.5 kV,相较于定无功控制减小了11.7 kV。可看出,在抑制低电压时协调控制略优于定交流电压控制,在抑制过电压时协调控制明显优于定交流电压控制。同时, S_5 时刻后定交流电压控制开始抑制过电压且效果良好,而 S_5 时刻前抑制效果不佳,这是由于定交流电压控制是在送端电压出现过电压时才开始抑制过电压,这比协调控制慢了近10 ms(考虑协调控制延时时间)。

4.2 LCC-HVDC 直流线路短路

0.1 s时,LCC-HVDC的直流线路发生短路故障,持续时间0.02 s,短路电阻为0.01 Ω 。对比分析LCC-HVDC发生换相失败时本文的协调控制、定无功控制和定交流电压控制的触发角指令值、MMC-HVDC逆变站发出的无功功率以及LCC-HVDC整流侧换流母线电压,仿真结果如图6所示。

图6中,故障前整流侧母线电压为529.9 kV,定无功功率控制下暂态电压最低为320.3 kV,暂态电压最高为631.3 kV,暂态压降为209.6 kV,暂态压升为101.4 kV。采用基于触发角的暂态无功协调控制策略,暂态电压最低为363.4 kV,暂态压降为166.5 kV,相较于定无功控制减小了43.1 kV;暂态电压最高为597.5 kV,暂态压升为67.6 kV,相较于定无功控制减小了33.8 kV。MMC-HVDC采用定交流电压控制时,暂态电压最低为355.2 kV,暂态电压最高为615.5 kV,暂态压降为174.7 kV,相较于定无功控制减小了34.9 kV,暂态压升为85.6 kV,相较于定无功控制减小了15.8 kV。仿真结果表明,所提协调控制能够有效抑制LCC-HVDC直流线路发生短路故障导致的暂态过电压和低电压。在MMC-HVDC提供的无功功率的响应速度和幅值上,所提协调控制均优于定交流电压控制;在抑制低电压上,协调控制略优于定交流电压控制;在抑制过电压上,协调控制明显优于定交流电压控制。

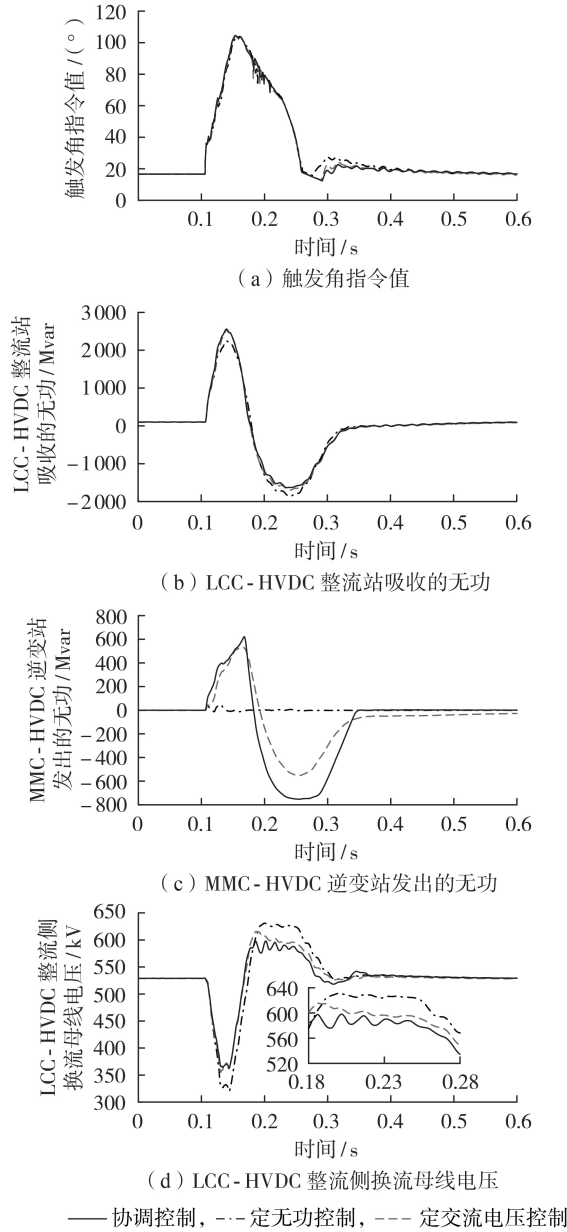


图6 LCC-HVDC 直流线路短路故障下的特性对比

Fig.6 Feature comparison under DC-line short circuit fault of LCC-HVDC

4.3 送端不同强度下本文控制策略有效性分析

暂态过电压与等值电势、涌向交流系统的过剩无功和送端电网的强度有关,当前两者确定后,交流系统越弱,则暂态过电压越高^[25]。为了评估本文提出的基于触发角的暂态无功协调控制策略在不同送端交流系统强度下的有效性,定义暂态低电压抑制率 $\Delta\eta_L$ 和暂态过电压抑制率 $\Delta\eta_H$ 分别如式(2)和式(3)所示,其值越大,表示控制效果越好。

$$\Delta\eta_L = \frac{\Delta U_L - \Delta U'_L}{\Delta U_L} \times 100\% \quad (2)$$

$$\Delta\eta_H = \frac{\Delta U_H - \Delta U'_H}{\Delta U_H} \times 100\% \quad (3)$$

其中, ΔU_L 为定无功控制的换相失败暂态压降; $\Delta U'_L$ 为采用基于触发角的暂态无功协调控制或者定交流电压控制的暂态压降; ΔU_H 为定无功控制的换相失败暂态压升; $\Delta U'_H$ 为暂态无功协调控制或者定交流电压控制的暂态压升。

保持负荷中心强度不变,改变送端电网的SCR,采用暂态低电压抑制率 $\Delta\eta_L$ 和暂态过电压抑制率 $\Delta\eta_H$ 作为评估指标,仿真结果如表1和表2所示。

表1 协调控制下送端SCR不同时的 $\Delta\eta_L$ 和 $\Delta\eta_H$ Table 1 $\Delta\eta_L$ and $\Delta\eta_H$ of sending side under coordinated control for different values of SCR

SCR	暂态压降/kV		暂态压升/kV		$\Delta\eta_L/\%$	$\Delta\eta_H/\%$
	定无功控制	协调控制	定无功控制	协调控制		
2.5	299.0	239.7	180.8	106.1	19.83	41.32
3.5	211.1	168.9	117.2	66.1	19.99	43.60
4.5	162.9	130.7	80.7	45.6	19.77	43.49
5.5	133.5	109.3	62.2	36.6	18.13	41.16
6.5	114.5	93.9	50.0	30.0	17.99	40.00
7.5	99.7	82.2	42.6	25.6	17.55	39.91
8.5	88.4	73.2	36.3	21.8	17.19	39.94

表2 定交流电压控制下送端SCR不同时的 $\Delta\eta_L$ 和 $\Delta\eta_H$ Table 2 $\Delta\eta_L$ and $\Delta\eta_H$ of sending side under constant AC voltage control for different values of SCR

SCR	暂态压降/kV		暂态压升/kV		$\Delta\eta_L/\%$	$\Delta\eta_H/\%$
	定无功控制	定交流电压控制	定无功控制	定交流电压控制		
2.5	299.0	247.7	180.8	143.9	17.16	20.41
3.5	211.1	178.6	117.2	105.5	15.40	9.98
4.5	162.9	141.6	80.7	78.0	13.08	3.35
5.5	133.5	115.9	62.2	60.3	13.18	3.05
6.5	114.5	97.7	50.0	48.8	14.67	2.40
7.5	99.7	85.1	42.6	41.5	14.64	2.58
8.5	88.4	76.5	36.3	35.6	13.46	1.93

由表1可知,当负荷中心的强度保持不变时,无论送端电网的强度如何,系统采用基于触发角的暂态无功协调控制策略均可以有效地抑制暂态压降和暂态压升;当送端电网的SCR由低变高时,暂态低电压抑制率 $\Delta\eta_L$ 在17.19%~19.99%之间变化,过电压抑制率 $\Delta\eta_H$ 在39.91%~43.60%之间变化,且整体上都呈现出降低的趋势。由表2可知,系统采用定交流电压控制时, $\Delta\eta_L$ 在13.08%~17.16%之间变化, $\Delta\eta_H$ 在1.93%~20.41%之间变化,且随着SCR的增加,控制效果减弱。对比表1和表2可知,基于触发角的暂态无功协调控制策略的控制效果优于定交流电压控制,无论送端电网强度如何,均可以有效地抑制LCC-HVDC换相失败引起的暂态低电压和过电压,具有较强的适应性。

5 结论

(1) 本文针对VSC-HVDC与LCC-HVDC互联输

电系统中LCC-HVDC换相失败导致的送端电网暂态过电压和低电压问题,提出一种基于触发角的暂态无功协调控制策略,通过换相失败下触发角的变化修正VSC-HVDC外环定无功功率的整定值,快速调节VSC-HVDC与交流系统交换的无功功率,为LCC-HVDC提供无功支撑,改善送端电网电压的暂态特性,该策略不需要额外增加工程成本。

(2)基于触发角的暂态无功协调控制策略对受端电网短路故障引起换相失败以及直流线路故障导致的送端电网暂态低电压和过电压均能有效抑制。

(3)基于触发角的暂态无功协调控制策略的无功调节响应速度和控制效果均优于定交流电压控制。

(4)基于触发角的暂态无功协调控制策略作用于互联输电系统中,无论送端电网强度如何,均可以有效地抑制LCC-HVDC换相失败导致的暂态低电压和过电压,具有较强的适应性。

笔者后续将在如下方面进一步开展研究:抑制互联输电系统中LCC-HVDC闭锁引起的暂态过电压;VSC-HVDC对LCC-HVDC暂态无功支撑能力的影响因素与规律,例如2种直流之间的电气距离以及容量变化时,所提控制策略的适应性、有效性以及对互联输电系统运行特性的影响等。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 刘杉,余军,贺之渊,等.基于VSC与LCC混合的多点传输直流输电系统拓扑结构研究与特性分析[J].中国电机工程学报,2018,38(10):2980-2988.
LIU Shan,YU Jun,HE Zhiyuan,et al. Research on the topology and characteristic of multi-terminal HVDC based on VSC and LCC[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(10):2980-2988.
- [2] 汤广福.基于电压源换流器的高压直流输电技术[M].北京:中国电力出版社,2009:21-33.
- [3] 李兴源,曾琦,王渝红,等.柔性直流输电系统控制研究综述[J].高电压技术,2016,42(10):3025-3037.
LI Xingyuan,ZENG Qi,WANG Yuhong,et al. Control strategies of voltage source converter based direct current transmission system[J]. High Voltage Engineering,2016,42(10):3025-3037.
- [4] 潘垣,尹项根,胡家兵,等.论基于柔直电网的西部风光能源集中开发与外送[J].电网技术,2016,40(12):3611-3629.
PAN Yuan,YIN Xianggen,HU Jiabing,et al. Centralized exploitation and large-scale delivery of wind and solar energies in West China based on flexible DC grid[J]. Power System Technology,2016,40(12):3611-3629.
- [5] 熊卿,涂亮,洪潮,等.混合直流输电系统中柔性直流单元的作用和控制优化[J].水电能源科学,2014,32(12):173-177.
XIONG Qing,TU Liang,HONG Chao,et al. Effect and control optimization of VSC-HVDC in hybrid HVDC systems[J]. Water Resource and Power,2014,32(12):173-177.
- [6] 郭海平,李猛,黄立滨,等.混合直流输电系统无功协调控制策略优化[J].电网与清洁能源,2016,32(10):16-21,27.
GUO Haiping,LI Meng,HUANG Libin,et al. Coordinated control strategy of reactive power in parallel hybrid HVDC[J]. Power System and Clean Energy,2016,32(10):16-21,27.
- [7] 王振,蒋碧松,杨治中,等.背靠背混合直流的无功协调控制策略研究[J].中国电力,2017,50(6):101-107.
WANG Zhen,JIANG Bisong,YANG Zhizhong,et al. Research on reactive power coordination control strategy for back to back hybrid-HVDC system[J]. Electric Power,2017,50(6):101-107.
- [8] 徐友平,张珂,潘晓杰,等.渝鄂背靠背柔性直流附加阻尼控制策略研究[J].电力系统保护与控制,2016,44(18):163-169.
XU Youping,ZHANG Ke,PAN Xiaojie,et al. Damping control based on back to back VSC-HVDC connecting Chongqing and Hubei Power Grid[J]. Power System Protection and Control,2016,44(18):163-169.
- [9] 王晓宇,杨杰,吴亚楠,等.渝鄂背靠背柔性直流对系统次同步振荡特性的影响分析[J].电力自动化设备,2019,39(7):188-194,202.
WANG Xiaoyu,YANG Jie,WU Yanan,et al. Effect analysis of back-to-back flexible HVDC connecting Chongqing and Hubei Power Grid on sub-synchronous oscillation characteristics[J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(7):188-194,202.
- [10] 曾雪洋,刘天琪,王顺亮,等.风电场柔性直流并网与传统直流外送的源网协调控制策略[J].电网技术,2017,41(5):1390-1397.
ZENG Xueyang,LIU Tianqi,WANG Shunliang,et al. A coordinated source-grid control strategy for wind farm integration with VSC-HVDC and transmission with LCC-HVDC[J]. Power System Technology,2017,41(5):1390-1397.
- [11] 王曦,李兴源,魏巍,等.柔性直流和常规直流互联输电系统协调控制策略[J].电力自动化设备,2016,36(12):102-108.
WANG Xi,LI Xingyuan,WEI Wei,et al. Coordinated control strategy for interconnected transmission system of VSC-HVDC and LCC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(12):102-108.
- [12] 朱蜀,刘开培,秦亮,等.电力电子化电力系统暂态稳定性分析综述[J].中国电机工程学报,2017,37(14):3948-3962.
ZHU Shu,LIU Kaipei,QIN Liang,et al. Analysis of transient stability of power electronics dominated power system:an overview[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(14):3948-3962.
- [13] LIU Yan,CHEN Zhe. A flexible power control method of VSC-HVDC link for the enhancement of effective short-circuit ratio in a hybrid multi-infeed HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2013,28(2):1568-1581.
- [14] 陈欢,王振,杨治中,等.并联混合直流输电系统中传统直流和柔性直流暂态无功协调控制策略研究[J].电网技术,2017,41(6):1719-1725.
CHEN Huan,WANG Zhen,YANG Zhizhong,et al. Coordinated reactive power control approach for LCC-HVDC and VSC-HVDC in hybrid parallel HVDC system[J]. Power System Technology,2017,41(6):1719-1725.
- [15] 刘炜,赵成勇,郭春义,等.混合双馈入直流系统中LCC-HVDC对VSC-HVDC稳态运行区域的影响[J].中国电机工程学报,2017,37(13):3764-3774.
LIU Wei,ZHAO Chengyong,GUO Chunyi,et al. The effect of LCC-HVDC on stable operating area of VSC-HVDC in dual-infeed hybrid HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(13):3764-3774.
- [16] GUO Chunyi,ZHANG Yi,GOLE A M,et al. Analysis of dual-infeed HVDC with LCC-HVDC and VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2012,27(3):1529-1537.
- [17] 倪晓军,赵成勇,郭春义,等.混合双馈入直流系统中VSC-HVDC对LCC-HVDC受端系统强度的影响[J].中国电机工程

- 学报,2015,35(16):4052-4061.
- NI Xiaojun, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi, et al. The effects of VSC-HVDC on the system strength of LCC-HVDC in dual-infeed hybrid HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2015,35(16):4052-4061.
- [18] 倪晓军,赵成勇,郭春义,等. 混合双馈入直流输电系统中LCC-HVDC对VSC-HVDC系统强度的影响[J]. 电网技术, 2017,41(8):2436-2442.
- NI Xiaojun, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi, et al. Effects of LCC-HVDC on system strength of VSC-HVDC in hybrid dual-infeed HVDC system[J]. Power System Technology, 2017, 41(8):2436-2442.
- [19] 冀肖彤. 抑制HVDC送端交流暂态过电压的控制系统优化[J]. 电网技术, 2017,41(3):721-728.
- JI Xiaotong. Optimization of HVDC control system for mitigating AC transient overvoltage on rectifier station[J]. Power System Technology, 2017,41(3):721-728.
- [20] 贺静波,庄伟,许涛,等. 暂态过电压引起风电机组连锁脱网风险分析及对策[J]. 电网技术, 2016,40(6):1839-1844.
- HE Jingbo, ZHUANG Wei, XU Tao, et al. Study on cascading tripping risk of wind turbines caused by transient overvoltage and its countermeasures[J]. Power System Technology, 2016, 40(6):1839-1844.
- [21] 屠竞哲,张健,刘明松,等. 风火打捆直流外送系统直流故障引发风机脱网的问题研究[J]. 电网技术, 2015,39(12):3333-3338.
- TU Jingzhe, ZHANG Jian, LIU Mingsong, et al. Study on wind turbine generators tripping caused by HVDC contingencies of wind-thermal-bundled HVDC transmission systems[J]. Power System Technology, 2015,39(12):3333-3338.
- [22] 屠竞哲,张健,曾兵,等. 直流换相失败及恢复过程暂态无功特性及控制参数影响[J]. 高电压技术, 2017,43(7):2131-2139.
- TU Jingzhe, ZHANG Jian, ZENG Bing, et al. HVDC transient reactive power characteristics and impact of control system parameters during commutation failure and recovery[J]. High Voltage Engineering, 2017,43(7):2131-2139.
- [23] 彭德辉,王振,何竞松. 基于SIMADYND平台的直流降压运行无功控制策略研究及优化[J]. 水电科学能源, 2014,32(8):178-181,206.
- PENG Dehui, WANG Zhen, HE Jingsong. Study and optimization of SIMADYND DC system reactive power control strategy in reduced DC voltage operation[J]. Water Resources and Power, 2014,32(8):178-181,206.
- [24] 程建登,袁虎强,毛文俊. 逆变站电压失控导致降压运行失败的原因分析及总结[J]. 高压电器, 2017,53(7):192-198.
- CHENG Jiandeng, YUAN Huqiang, MAO Wenjun. Analysis and summary of reduce-voltage operation failure caused by voltage uncontrollable in inverter station[J]. High Voltage Apparatus, 2017,53(7):192-198.
- [25] 王峰,刘天琪,丁媛媛,等. 直流闭锁引起的暂态过电压计算方法及其影响因素分析[J]. 电网技术, 2016,40(10):3059-3065.
- WANG Feng, LIU Tianqi, DING Yuanyuan, et al. Calculation method and influencing factors of transient overvoltage caused by HVDC block[J]. Power System Technology, 2016, 40(10):3059-3065.

作者简介:



曾雪洋

曾雪洋(1992—),男,四川德阳人,博士研究生,研究方向为高压直流输电、风机并网的频率稳定与控制(E-mail:xueyangzeng@126.com);

刘天琪(1962—),女,四川成都人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为高压直流输电、新能源并网、电力系统稳定与控制(E-mail:tqliu@sohu.com);

王顺亮(1987—),男,四川达州人,副研究员,博士,通信作者,研究方向为高压直流输电、变流器控制与调制(E-mail:slw_scu@163.com)。

(编辑 王锦秀)

Coordinated transient reactive power control strategy for transmission system connected by VSC-HVDC and LCC-HVDC under commutation failure

ZENG Xueyang, LIU Tianqi, WANG Shunliang, YU Yuexiao, JIANG Qin, CHEN Xiang

(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: In order to inhibit the transient low voltage and overvoltage of sending-end power system caused by commutation failure of LCC-HVDC (Line Commutated Converter based High Voltage Direct Current) in the transmission system connected by VSC-HVDC (Voltage Source Converter based High Voltage Direct Current) and LCC-HVDC, and take full advantage of reactive power supporting ability of VSC-HVDC to LCC-HVDC, a coordinated transient reactive power control strategy based on trigger angle is proposed. The relationship between the trigger angle and the transient voltage of sending-end power system is close when commutation failure of LCC-HVDC happens, on this basis, the reactive power compensation value obtained by the trigger angle in the transient process is added to the reactive power link in the outer loop of VSC-HVDC inverter, which adjusts the reactive power generated by VSC-HVDC inverter and improves the voltage transient characteristics of sending-end power system. The control performances of the proposed control strategy and VSC-HVDC constant AC voltage control are compared and analyzed. The simulation model of an interconnected transmission system is built in PSCAD/EMTDC, and results verify the adaptability of the proposed control strategy, and its control effect is better than that of VSC-HVDC constant AC voltage control.

Key words: interconnected transmission system; commutation failure; transient overvoltage; coordinated reactive power control; trigger angle

附录:

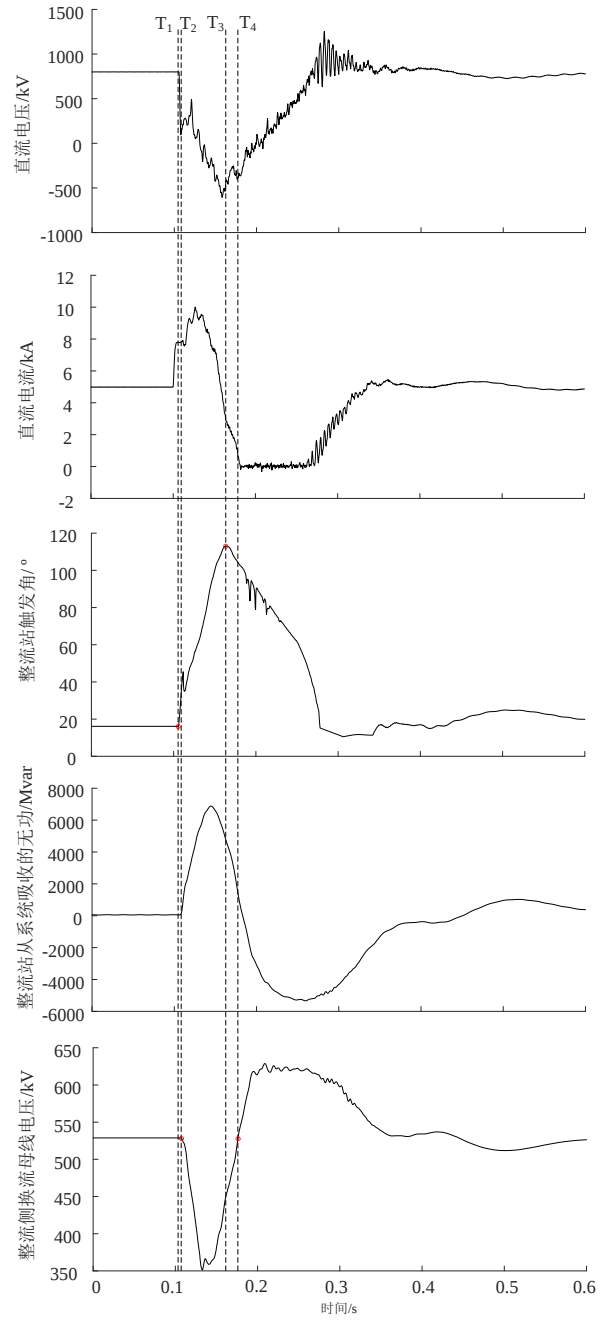


图 A1 LCC-HVDC 换相失败电磁仿真图

Fig. A1 Electromagnetic simulation diagram of LCC-HVDC system during commutation failure

表 A1 MMC-HVDC 与 LCC-HVDC 主要参数
Table A1 Main parameters of MMC-HVDC and LCC-HVDC

参数名称	参数取值	
	MMC-HVDC	LCC-HVDC
额定功率	1000 MW	3000 MW
运行功率	900 MW	3000 MW
额定直流电压	±320 kV	±500 kV
直流线路电阻	4.25 Ω	6.38Ω
整流站换流变压器额定变比	230kV/370 kV	530kV /210.4 kV
逆变站换流变压器额定变比	530 kV /370 kV	510 kV /200.6 kV
平波电抗器电感值	—	150 mH
无功补偿容量	—	1670 Mvar
单桥臂子模块个数	152	—
子模块电容值	2800 μ F	—
桥臂电感值	50 mH	—