第 52 卷 第 2 期：674-692 高电压技术 Vol.52, No.2: 674-692
2026 年 2 月 28 日 High Voltage Engineering February 28, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250318

基于换相电压的混合级联型 HVDC 系统后续换相失败预判及抑制策略

边　竞，龙治衡，王　鹤，李国庆，郭家治
（现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室(东北电力大学)，吉林 132012）

摘　要：混合级联型高压直流输电(high voltage direct current，HVDC)系统综合了电网换相换流器(line commutated converter，LCC)和模块化多电平换流器(modular multilevel converters，MMC)的优势，具有良好的工程应用前景，该文对该系统后续换相失败预判及抑制开展了研究。首先，明确了换相失败恢复期间各阶段控制器交互作用以及换相电压跌落产生的后续换相失败风险。其次，在考虑 MMC 与 LCC 端口直流电压交互作用和混合级联型 HVDC 系统中各控制器作用的基础上，提出了一种通过对比换相电压有效值与阈值电压的后续换相失败预判方法；然后，提出了 MMC 提供持续无功支持和动态更改定关断角控制(constant extinction angle control，CEAC)中关断角指令值的协调控制策略，以实现后续换相失败抑制；最后，在 PSCAD/EMTDC 中搭建了相应的混合级联系统电磁暂态仿真模型，对预判方法的准确性和抑制策略的有效性进行了验证。
关键词：混合级联直流输电系统；交流故障；阈值电压；后续换相失败预判；后续换相失败抑制；协调控制策略

Subsequent Commutation Failure Prediction and Suppression Strategy for Hybrid Cascaded HVDC Systems Based on Commutation Voltage

BIAN Jing, LONG Zhiheng, WANG He, LI Guoqing, GUO Jiazhi
(Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education (Northeast Electric Power University), Jilin 132012, China)

Abstract：The hybrid cascaded high-voltage direct-current (HVDC) system, combining the advantages of line-commutated converters (LCC) and modular multilevel converters (MMC), exhibits promising engineering application potential. This paper conducts research on the prediction and suppression of subsequent commutation failures in such systems. First, the risk of subsequent commutation failures caused by both the interaction between controllers during each phase of the commutation failure recovery period and commutation voltage sags was clarified. Secondly, after considering the DC voltage interactions between MMC and LCC terminals and the roles of controllers in the hybrid cascaded HVDC system, a prediction method for subsequent commutation failures is proposed by comparing the effective value of commutation voltage with a threshold voltage. Then, a coordinated control strategy is presented, involving continuous reactive power support from MMC and dynamic modification of the extinction angle reference in constant extinction angle control (CEAC), to achieve suppression of subsequent commutation failures. Finally, an electromagnetic transient simulation model of the hybrid cascaded system is established in PSCAD/EMTDC, verifying the accuracy of the prediction method and the effectiveness of the suppression strategy.
Key words：hybrid cascaded HVDC transmission system; AC fault; threshold voltage; subsequent commutation failure prediction; subsequent commutation failure mitigation; coordinated control strategy

0　引言

混合级联型高压直流输电系统系统(high voltage direct current，HVDC)综合了电网换相换流器(line commutated converter，LCC)和模块化多电平换流器(modular multilevel converters，MMC)的优势，具有较低的建设成本及较强的故障穿越能力[1]。MMC 可在故障期间为逆变侧 LCC 交流母线提供电压支撑，使得逆变侧 LCC 具有更高的换相电压水平，不易发生换相失败[2]。然而，混合级联型 HVDC 系统逆变侧高压阀组仍为 LCC 换流器，仍有一定机

基金资助项目：国家自然科学基金(52207077)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52207077).

率发生后续换相失败。本文基于白鹤滩高压直流输电工程，针对混合级联型 HVDC 系统，分析故障期间各时段电气量波动及后续换相失败风险，通过检测实时换相电压有效值来实现后续换相失败的准确预判及控制参数的有效调控。

现有后续换相失败预判方法通常以直流电流、故障时刻、电压时间换相面积等作为指标和判据，文献[3]分析了对称和非对称故障下后续换相失败的交直流系统交互及控制器调节作用，建立了后续换相失败预警判据和相应的预警系统。文献[4]定义了临界故障时刻的概念，明确了故障时刻对于关断角的影响，推导了临界故障时刻在换相期间和非换相期间的数学表达式，通过对比实际故障时刻与临界故障时刻实现换相失败预测。文献[5]考虑了故障后换相电压、等效换相电感、直流电流以及不对称故障下的换相电压的过零点偏移，提出了一种基于电压时间换相面积计算与预测的换相失败抑制方法。文献[6]利用直流输电系统准稳态方程推导了逆变侧直流电流与关断角的变化关系，并根据直流电流变化来实现后续换相失败风险预判及风险等级划分。文献[7]利用后续换相失败风险指标在LCC-HVDC 系统中定量评估后续换相失败风险，并提出基于风险指标的附加控制策略以及协调限流策略。文献[8]对于 LCC-HVDC 系统换相失败恢复过程的电气量波动进行详细分析，利用系统准稳态方程和控制器方程计算阈值电压，并通过阈值电压实现了后续换相失败准确预判。

关于后续换相失败防御方面，文献[9]在综合考虑直流电流、换相电压幅值以及换相电压偏移角影响的基础上，提出一种关断角动态补偿控制策略。文献[10]提出了一种基于 MMC 的控制策略，根据 LCC 关断角的变化情况调整 MMC 无功指令值，从而实现后续换相失败抑制。文献[11]提出了一种抑制后续换相失败的无功控制策略，并基于换相状态因子和无功敏感因子，分配不同 MMC 的无功增发量。文献[12]详细分析了混合级联型 HVDC 系统中 LCC 的无功功率特性，提出了一种基于无功反馈控制的后续换相失败抑制策略。

综合现有文献， LCC-HVDC 系统后续换相失败预判与抑制方面虽已取得一些研究进展，但仍存在一些局限性。现有研究多聚焦于实时后续换相失败风险评估与首次换相失败预判，对后续换相失败的进一步分析较少。同时，关于混合级联型 HVDC 系统的后续换相失败预判及防御研究较为缺乏。MMC 与 LCC 系统间存在动态交互特性，混合级联系统故障期间电气量与控制量具有更复杂的的相互作用，增加了后续换相失败预判及抑制的难度。

本文充分考虑 MMC 与 LCC 控制器对于混合级联型 HVDC 系统后续换相失败的影响，提出基于换相电压的后续换相失败预判方法。并且对受端故障恢复期间的暂态特性进行分析，提出基于换相电压的混合级联系统协调控制策略，充分发挥 MMC 无功控制以及定关断角控制(constant extinction angle control，CEAC)对 LCC 后续换相失败的抑制作用。在 PSCAD/EMTDC 中验证了不同工况下本文提出方法的有效性。最终证明，本文预判方法及协调控制策略实现了后续换相失败的准确预判和有效抑制，具有一定工程应用价值。

1　混合级联型 HVDC 系统逆变侧数学模型及后续换相失败风险分析

1.1　拓扑结构及数学模型

如图 1 所示，混合级联型 HVDC 系统逆变站由高压侧 1 组 LCC 换流器和低压侧 2 组并联的 MMC 串联所构成。LCC 与 MMC 同时流过逆变侧直流电流 I_{dc}，且 LCC 与 MMC 都可用直流侧等效电路表示[13]，得到如图 2 所示的混合级联系统逆变侧直流部分。

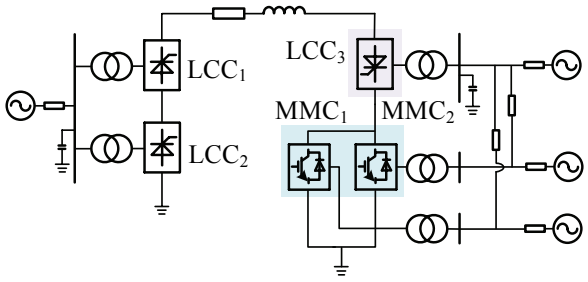


图 1　混合级联型直流输电系统拓扑结构

Fig.1　Hybrid cascaded HVDC system topology structure

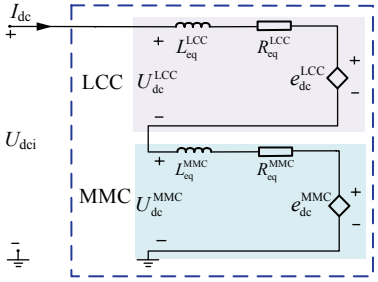


图 2　逆变侧直流侧等效电路

Fig.2　Inverter-side DC-side equivalent circuit

其中 LCC 端口直流电压 U_{dc}^{LCC} 如式(1)所示：

$$U_{dc}^{LCC}=\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_s\cos\beta+\frac{3}{\pi}\omega L_t I_{dc} \tag{1}$$

式中：U_s 为逆变侧 LCC 换相电压有效值；β 为逆变侧 LCC 超前触发角；L_t 为换相电感。LCC 逆变器从直流侧看入可等效为一个电压源，表达式为：

$$\begin{cases} e_{dc}^{LCC}=\dfrac{3\sqrt{2}}{\pi}U_s\cos\beta \\ R_{eq}^{LCC}=\dfrac{3}{\pi}\omega L_t \\ L_{eq}^{LCC}=(2-\dfrac{3\mu}{2\pi})\dfrac{L_t}{\omega} \end{cases} \tag{2}$$

式中：μ 为逆变侧换相重叠角；e_{dc}^{LCC}、R_{eq}^{LCC} 和 L_{eq}^{LCC} 分别为 LCC 整流器直流侧等值电动势、等值电阻和等值电感。

图 2 中 U_{dci} 为逆变侧端口直流电压；e_{dc}^{MMC}、U_{dc}^{MMC} 分别为 MMC 直流侧等值电动势与端口直流电压；R_{eq}^{MMC} 和 L_{eq}^{MMC} 分别为 MMC 直流侧等值电阻和等值电感其表达式为：

$$\begin{cases} R_{eq}^{MMC}=\dfrac{2}{3}R_{arm} \\ L_{eq}^{MMC}=\dfrac{2}{3}L_{arm} \end{cases} \tag{3}$$

式中：R_{arm}、L_{arm} 分别为 MMC 桥臂电阻与桥臂电感。

在 MMC 定电压控制下，可近似认为 e_{dc}^{MMC} 维持在一固定值[14]，U_{dci} 可基本保持 0.5 pu 不变，同时对于逆变侧交流母线电压也有一定支撑作用，系统依然能输送一定的功率，这相较于统 LCC-HVDC 有一定优势。

1.2 混合级联型 HVDC 系统故障期间后续换相失败风险分析

如图 3 所示，在交流系统发生暂态故障时，混合级联型 HVDC 系统中电压、电流等关键电气参数呈现动态波动特征，交直流网络间耦合作用增强且控制器频繁切换[15]。本节以混合级联系统逆变侧控制器切换时刻为依据，将换相失败恢复过程划分为不同时间段，分析后续换相失败风险，并对每个时段的电气参数进行逐一梳理和分析。

1）阶段 1(t_1~t_2)：t_1 时刻首次换相失败结束，随后系统进入恢复过程。由于 MMC 的直流电压支撑作用，U_{dci} 在跌落至约 0.5 pu 时停止跌落，混合级联系统依靠 MMC 稳压作用有效抑制了换相电压跌落以及直流电流激增。由于首次换相失败期间 CEAC 输出指令值 β_{cea} 过大，在首次换相失败结束

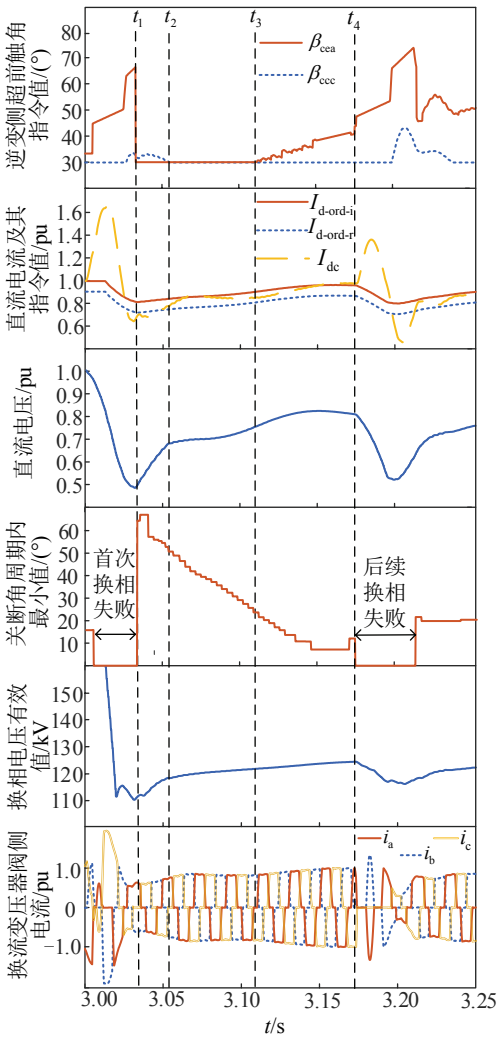


图 3 换相失败恢复过程

Fig.3 Commutation failure recovery process

后(t_1 时刻)，逆变侧关断角 γ 会瞬间增大，导致 β_{cea} 骤降，其数值小于定直流电流控制(constant current control，CCC)输出指令值 β_{ccc}，逆变侧由 CEAC 切换为 CCC[16]。

2）阶段 2(t_2~t_3):由于混合级联型 HVDC 系统相较于传统 LCC-HVDC 系统，具有更强的故障抵御能力，故障期间 U_{dci} 和 I_{dc} 的波动得到有效抑制，系统恢复速度加快，逆变侧 CCC 作用时间较短。I_{dc} 短暂跟随逆变侧电流指令值 $I_{d\text{-}ord\text{-}i}$ 变化，然后在电流偏差控制(current error controller，CEC)的作用下，I_{dc} 变为跟随整流侧电流指令值 $I_{d\text{-}ord\text{-}r}$ 变化[17]。由于 $I_{dc}>I_{d\text{-}ord\text{-}i}$、$\gamma>\gamma_{ref0}$($\gamma_{ref0}$ 为逆变侧初始关断角指令值)，逆变侧 CCC 与 CEAC 的输入量均为负值，导致输出量 β_{ccc} 与 β_{cea} 均为二者下限值，在较低的超前触发角指令值作用下，γ 不断减小。

3）阶段 3(t_3~t_4)：系统进入恢复阶段末期，I_{dc} 仍跟随 $I_{d\text{-}ord\text{-}r}$ 变化并且大于 $I_{d\text{-}ord\text{-}i}$，因此 β_{ccc} 依旧为

控制器下限值。随着 γ 不断减小 CEAC 输入量有所增加，β_{cea} 保持缓慢增大的趋势，此时逆变侧为定关断角控制。但由于逆变侧 CEAC 作用时间较短且输入量有限，可能导致 CEAC 不能迅速输出足够大的 β_{cea}，若同时换相电压维持在较低水平，由式(4)可知，γ 将不断降低。因此阶段 3 具有较高的后续换相失败风险。

系统在 t_4 时刻发生后续换相失败，图中 i_a、i_b、i_c 分别为 A、B、C 相阀侧电流。且后续换相失败风险与阶段 1、2、3 密切相关，因此可以通过分析 3 个阶段中的相关电气量，对后续换相失败进行预判。并在此基础上，通过增强系统换相失败恢复过程中控制器的作用效果，对后续换相失败进行抑制。

2　基于换相电压的混合级联型 HVDC 系统后续换相失败预判方法

2.1　后续换相失败预判原理

式(4)与式(5)分别表示关断角与 LCC 直流电压与各电气量之间的关系[18-19]，其中各电气量在系统恢复过程中不断变化并相互耦合，从而对换相失败恢复过程产生影响。

$$\gamma=\arccos\left(\frac{\sqrt{2}kX_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{s}}}+\cos\beta\right) \tag{4}$$

$$U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}=\frac{3\sqrt{2}N}{2\pi}U_{\mathrm{s}}\left(\cos\gamma+\cos\beta\right) \tag{5}$$

式中：X_{r} 为 LCC 换相电抗；N 为六脉动换流器个数。由式(4)、(5)可知，LCC 端口直流电压 $U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}$ 和 γ 受 U_{s}、I_{dc}、β 共同影响，其中 γ 与 $U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}$ 分别为 CEAC 与低压限流环节(voltage dependent current order limiter，VDCOL)的输入量，β 与 I_{dc} 分别为 CEAC 与 VDCOL 的输出量，在固定的控制器参数下，输出量由输入量决定。

因此换相电压可以通过影响控制器输入量关断角 γ 和 U_{dci} 的变化情况，影响系统控制器的控制效果，进而影响系统的换相失败恢复过程以及 γ 的减小情况，其关系如图 4 所示。

综上所述，可以通过建立 U_{s} 与 γ 之间的联系，利用临界关断角 γ_{th} 求得阈值换相电压 U_{th}。本文使用二阶广义积分器对于 U_{s} 进行检测[20]，然后与 U_{th} 进行比较。如果 U_{s} 小于或等于阈值电压 U_{th}，则预判系统将发生后续换相失败。

2.2　阈值电压计算方法

为考虑混合级联系统 MMC 对于 LCC 换相的电压支撑作用。对图 2 中的逆变侧直流部分模型列写 KVL 可以得到：

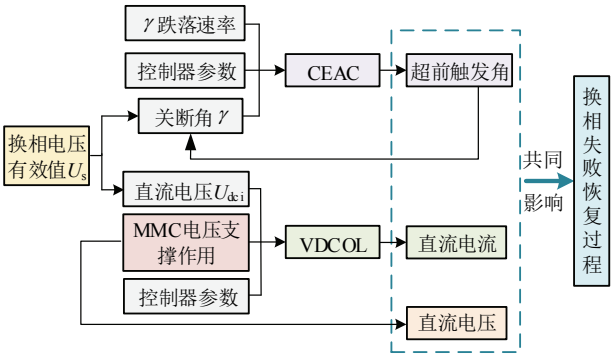


图 4　故障期间各控制器作用与电气量之间影响关系

Fig.4　The dynamic coupling mechanisms between control strategies and electrical parameters under fault conditions

$$\begin{aligned}U_{\mathrm{dci}}=&(R_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}+R_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}})I_{\mathrm{dc}}+\\&(L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}+L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}})\frac{\mathrm{d}I_{\mathrm{dc}}}{\mathrm{d}t}+e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}+e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}\end{aligned} \tag{6}$$

由式(6)可知，LCC 和 MMC 共同对 I_{dc} 的变化产生影响[21]。又对于 LCC 逆变侧直流端口有：

$$L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}\frac{\mathrm{d}I_{\mathrm{dc}}}{\mathrm{d}t}=U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}-e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}-I_{\mathrm{dc}}R_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}} \tag{7}$$

将式(7)代入式(6)，经过化简消去 $\frac{\mathrm{d}I_{\mathrm{dc}}}{\mathrm{d}t}$。LCC 的直流端口电压和 MMC 的直流端口电压的交互影响作用可由式(8)表示。

$$\begin{aligned}U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}=&e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}+R_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}I_{\mathrm{dc}}-\\&\frac{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}}{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}}}\left(U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}-I_{\mathrm{dc}}R_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}}-e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}\right)\end{aligned} \tag{8}$$

考虑 VDCOL 控制效果的 I_{dc} 表达式为：

$$I_{\mathrm{dc}}=\frac{I_{\mathrm{dN}}}{1-0.01k}\left(k\left(\frac{U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}+U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}}{U_{\mathrm{dN}}}\right)+b\right) \tag{9}$$

式中：k 为 VDCOL 电流指令值变化斜率；b 为常数；U_{dN} 与 I_{dN} 分别为系统直流电压与直流电流基准值。同时为考虑 CEAC 作用，可将 β_{cea} 的表达式改写为[8]：

$$\beta_{\mathrm{cea}}=-\frac{K_{\mathrm{p}}}{2T_{\mathrm{i}}k_{\gamma}}\gamma^{2}+\left(\frac{\gamma_{\mathrm{ref}}}{T_{\mathrm{i}}k_{\gamma}}-1\right)K_{\mathrm{p}}\gamma+C_{1} \tag{10}$$

式中：C_1 为积分常数；k_γ 为关断角减小时的变化速率，在换相恢复阶段可以近似为一固定值[22]。K_{p} 与 T_{i} 分别为 CEAC 比例系数与积分时间常数；γ_{ref} 为逆变侧关断角指令值。式(9)、(10)具体推导过程，以及相关参数计算详见附录 A。

式(5)表示逆变站交流电压与直流电压之间的关系，联立式(5)、(8)—(10)，消去 $U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{LCC}}$、$I_{\mathrm{dc}}$，得到

计及 LCC 控制器作用以及 MMC 对 LCC 电压支撑效果的 U_s 与 γ 之间函数关系式。并且将 γ_{th}=7°[23]代入式(11)中，得到 U_{th} 表达式：

$$U_{th}=\frac{\left(\frac{C_1kI_{dN}}{(1-0.01k)U_{dN}}+\frac{L_{eq}^{LCC}}{L_{eq}^{MMC}}\right)U_{dc}^{MMC}+\frac{C_1bI_{dN}}{1-0.01k}-\frac{L_{eq}^{LCC}}{L_{eq}^{MMC}}e_{dc}^{MMC}}{\frac{3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2}}{2\pi}\cos\beta_{cea}+\frac{3\sqrt{2}C_2}{2\pi}\cos\gamma_{th}} \tag{11}$$

式中：$C_1=R_{eq}^{LCC}-\frac{L_{eq}^{LCC}R_{eq}^{MMC}}{L_{eq}^{MMC}}$，$C_2=1-\frac{C_1I_{dN}k}{(1-0.01k)U_{dN}}$

$\beta_{cea}=-\frac{K_p}{2T_ik_\gamma}\gamma_{th}^{\ 2}+\left(\frac{\gamma_{ref}}{T_ik_\gamma}-1\right)K_p\gamma_{th}+C_1$。

根据式(11)，当 VDCOL 和 CEAC 以及系统的参数已知时，可以确定 U_{th}，且 U_{th} 只与系统参数以及相关控制器参数有关，因此比较系统故障期间 U_s 与 U_{th} 的后续换相失败预判方法具有较好的普适性。预判流程示意图以及各环节所需时间详见附录 B。

3 基于换相电压的混合级联型 HVDC 系统后续换相失败协调抑制策略

在预判后续换相失败的基础上，本文提出了一种 LCC 与 MMC 的协同控制策略，利用 MMC 的无功外环控制为 LCC 持续提供无功功率，满足 LCC 换相失败恢复阶段产生的无功需求，使 U_s 得到一定程度提升；再通过调整 CEAC 中 γ_{ref} 来提供更大的 β_{cea}，降低 U_{th}，两种方式协调作用使系统后续换相失败抵御能力进一步加强。其控制策略框图与流程图详见附录 C

3.1 基于 MMC 的无功功率控制策略

换相失败恢复期间，系统恢复期间较大的电气量波动会导致 LCC 产生较大的无功需求，逆变侧出现大量无功损耗，导致受端电网暂态稳定性持续降低[24]。随着 γ 的减小，来自系统的无功需求会进一步增大。若缺少 MMC 无功支持，逆变侧 U_s 将维持在较低水平，导致严重的后续换相失败风险[25]。此外实施无功补偿有利于在故障情况下减小交流压降，增大关断角，保证换流阀的正常换相。

因此，本文基于原有的 MMC 无功功率控制策略，附加了有关换相电压有效值和关断角的控制，通过计算得到 U_s 和 γ 与各自指令值 U_{ref}、γ_{ref} 的差值，并利用 PI 环节将其转化为 MMC 无功指令值。可以根据 U_s 和 γ 的变化持续为系统提供无功支持，提升逆变侧 LCC 交流母线电压水平，提升系统换相失败抵御能力。

对于附加换相电压控制，其无功补偿量 ΔQ_u 可以表示为：

$$\Delta Q_u=k_{pu}(U_{ref}-U_s)+\frac{k_{pu}}{T_{iu}}\int(U_{ref}-U_s)\mathrm{d}t \tag{12}$$

通过第 2.2 节中的分析与计算得到 U_{th}，为留有一定安全裕度，将换相电压有效值的指令值设置为 U_{ref}=1.1U_{th}；k_{pu}、T_{iu} 分别为附加 U_s 控制 PI 环节比例系数和积分时间常数。其控制的投入条件为 U_s<U_{th}，否则不投入。

对于附加关断角控制，其无功补偿量 ΔQ_γ 可表示为：

$$\Delta Q_\gamma=k_{p\gamma}(\gamma_{ref}-\gamma)+\frac{k_{p\gamma}}{T_{i\gamma}}\int(\gamma_{ref}-\gamma)\mathrm{d}t \tag{13}$$

式中：$k_{p\gamma}$、$T_{i\gamma}$ 分别为附加关断角控制 PI 环节比例系数和积分时间常数。其控制的投入条件为 γ<0.9γ_{ref}，否则不投入。

同时为防止 MMC 在连续调节过程中无功功率超调以及因过流引起的 IGBT 闭锁，本文引入了动态限幅机制[12]，其设计原理详见附录 C。

3.2 基于 CEAC 的超前触发角控制策略

当系统发生首次换相失败后，由于控制器超调阶段 2 内逆变侧 β_{cea} 与 β_{ccc} 处于系统的下限值，在此阶段逆变侧 LCC 控制系统失去了对关断角的控制作用[26]，并且在阶段 3 中原有 CEAC 输出的 β_{cea} 可能不满足换相需求。由式(14)可知较小的 β 会导致 γ 进一步减小，不利于 LCC 换相。

$$\gamma=\pi-\alpha-\mu=\beta-\mu \tag{14}$$

式中：α 为触发延迟角；μ 为换相重叠角，此外，将 U_s 对 β_{cea} 求偏导可以得到：

$$\frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}\beta}=\frac{A\frac{3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2}}{2\pi}\sin\beta_{cea}}{\left(\frac{3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2}}{2\pi}\cos\beta_{cea}+\frac{3\sqrt{2}C_2}{2\pi}\cos\gamma_{th}\right)^2} \tag{15}$$

式中：

$A=\left(\frac{C_1kI_{dN}}{(1-0.01k)U_{dN}}+\frac{L_{eq}^{LCC}}{L_{eq}^{MMC}}\right)U_{dc}^{MMC}+\frac{C_1bI_{dN}}{1-0.01k}-\frac{L_{eq}^{LCC}}{L_{eq}^{MMC}}e_{dc}^{MMC}$，

且 $A>0$，$\frac{3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2}}{2\pi}<0$；又 CEAC 使 β_{cea} 始终在上下限值 1.57 和 0.52 之间，因此有 $\sin\beta_{cea}>0$，$\frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}\beta}<0$。

结果表明增大 β_{cea} 会导致 U_{th} 降低，有利于抑制后续换相失败。因此，为了在换相失败恢复期间输出较大的 β_{cea}，本文提出了基于 CEAC 的超前触发

角控制策略。

当预判环节检测到将发生后续换相失败，启动控制策略。根据逆变侧实时 U_s，计算得到超前触发角指令值 β_{ref}。再根据实际 β_{cea} 与 β_{ref} 之间的角度差值，得到关断角指令值 γ_{ref1}，增大 β_{cea} 的输出，降低关断角跌落速率，抑制后续换相失败。

根据 U_s 与 γ 和 β 的关系式(11)推导得到 β_{ref} 计算方法如式(16)所示：

$$\beta_{\mathrm{ref}}=\arccos\left(\begin{array}{l}\dfrac{\left(\dfrac{C_1kI_{\mathrm{dN}}}{(1-0.01k)U_{\mathrm{dN}}}+\dfrac{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}}{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}}}\right)2\pi U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}}{U_{\mathrm{s}}(3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2})}-\\ \dfrac{\dfrac{C_1bI_{\mathrm{dN}}}{1-0.01k}-\dfrac{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{LCC}}}{L_{\mathrm{eq}}^{\mathrm{MMC}}}e_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{MMC}}}{U_{\mathrm{s}}(3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2})}-\dfrac{3\sqrt{2}C_2\cos\gamma_0}{3\sqrt{2}C_2-6\sqrt{2}}\end{array}\right) \tag{16}$$

通过代入实时 U_s，关断角稳态值 γ_0=15.2°，求解得到的 β_{ref} 值理论上可以在当前 U_s 下仍能满足 γ 为稳态值。再根据式(17)计算超前触发角实际指令值与 β_{ref} 的差值：

$$\Delta\beta=\beta_{\mathrm{ref}}-\beta_{\mathrm{cea}} \tag{17}$$

CEAC 控制方程如式(18)所示：

$$\beta_{\mathrm{cea}}=K_{\mathrm{p}}\left(\gamma_{\mathrm{ref}}-\gamma+\Delta\gamma_{\mathrm{cec}}\right)+\frac{K_{\mathrm{p}}}{T_{\mathrm{i}}}\int\left(\gamma_{\mathrm{ref}}-\gamma+\Delta\gamma_{\mathrm{cec}}\right)\mathrm{d}t \tag{18}$$

式中：K_p、T_i 分别为 PI 环节比例系数和积分时间常数；γ_{ref} 为关断角指令值；$\Delta\gamma_{cec}$ 为 CEC 控制输出的关断角数值，1.2 节分析可知 I_{dc} 跟随 $I_{d\text{-}ord\text{-}r}$ 变化，可认为 I_{dc}=$I_{d\text{-}ord\text{-}r}$、$\Delta\gamma_{cec}$=0，简化了计算且得到的 γ_{ref1} 更为保守。

CEAC 积分环节在短时间内输出值有限，不能满足超前触发角迅速调节，因此认为 β_{ref} 与 β_{cea} 之间的差额全部由控制器比例环节提供，所以有：

$$\Delta\beta=K_{\mathrm{p}}(\gamma_{\mathrm{ref1}}-\gamma) \tag{19}$$

$$\gamma_{\mathrm{ref1}}=\frac{\Delta\beta}{K_{\mathrm{p}}}+\gamma \tag{20}$$

式中：γ_{ref1} 为本文所加控制策略的关断角指令值，它是一个随时间变化的量，随着系统的恢复逐渐减小，最终控制系统选择 γ_{ref1}、γ_{ref0}=15.2°的较大值作为最终的关断角指令值 γ_{ref}。此外 γ_{ref} 也作为 3.1 节中附加关断角无功控制的指令值。控制流程图及效果示意图详见附录 C。

4　仿真验证

4.1　预判的准确性及预判时间裕度验证

在 PSCAD/EMTDC 中验证本文提出的后续失败预判方法准确性及抑制策略的有效性。算例 1—3 所采用的混合级联直流输电系统(拓扑结构如图 1 所示)参数如表 1 所示。系统传输功率为 800 MW，直流电流为 1.6 kA，额定电压为 500 kV，系统稳态下，逆变侧超前触发角 β=33.12°，LCC 关断角 γ=15.2 °。

4.1.1　算例 1

计算所得 U_{th} 为 0.517 pu。设置三相故障发生时间从 3 s 变化为 3.025 s，步长为 0.005 s，过渡电阻从 5 Ω 到 11 Ω，间隔为 0.5 Ω，系统短路比 SCR 为 2.5。

以 LCC 阀侧电流作为后续换相失败判据，其中数字为换相电压有效值极小值，横坐标为故障发生时刻，纵坐标为过渡电阻值。白色代表系统无后续换相失败发生，灰色代表后续换相失败发生并成功预判，灰色加斜线代表预判发生后续换相失败但实际并未发生。

如图 5 所示，在 54 组换相电压有效值低于阈值电压的工况中，其中 50 组成功预判了后续换相失败，4 组发生误判，无漏判发生，所提方法正确率为 92.60%。

同时为证明本预判方法具有较好的时间裕度，可以为后续换相失败的抑制提供便利条件，在算例 1 中选取了几组典型故障，对预判时间裕度求取平均值。如表 2 所示，时间裕度最长为 162 ms，最短为 145 ms，平均裕度为 153.33 ms。

4.1.2　算例 2

在相同直流模型和参数下，改变短路比大小，模拟在受端交流系统强度改变时，换相失败预判的准确性，在算例 1 基础上将短路比调整为 3。

较大的短路比代表着接入的交流系统较强，发生同等严重程度故障时电压跌落的程度变小，但短

表 1　混合级联直流输电系统参数

Table 1　Hybrid cascaded HVDC system parameters

系统	参数	数值
LCC	系统额定容量/MW	500
	额定直流电压 U_{dn1}/kV	250
	额定直流电流 I_{dc}/kA	2
	交流系统线电压有效值 U_{ac}/kV	230
	换流变压器电感 L_t/pu	0.18
MMC	系统额定容量/MVA	500
	额定直流电压 U_{dn2}/kV	250
	单个桥臂子模块个数	76
	子模块电容 C/mF	2.8
	桥臂电感 L_{arm}/H	0.05
	桥臂电阻 R_{arm}/Ω	1

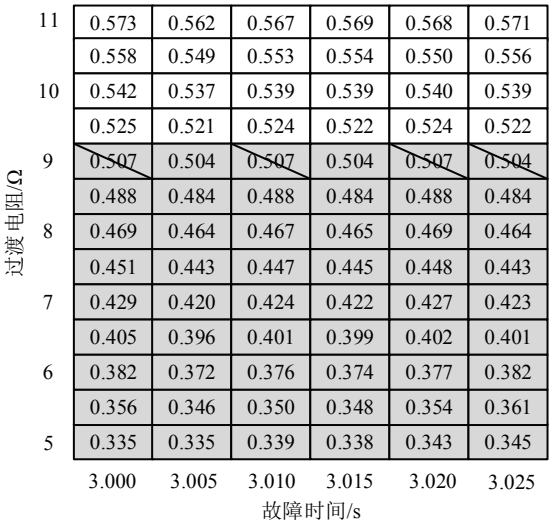


图 5 算例 1 中后续换相失败预判效果

Fig.5 Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 1

表 2 算例 1 中后续换相失败预判时间裕度

Table 2 Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 1

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.005	6	3.150	145
3.005	3.008	6.5	3.158	150
3.010	3.020	7	3.170	150
3.015	3.025	7.5	3.178	153
3.020	3.031	8	3.181	160
3.025	3.036	8.5	3.198	162

路比并不会改变混合级联系统各电气量之间的联系，U_{th} 仍为 0.517 pu。如图 6、表 3 所示，预判正确率为 90.38%，平均时间裕度为 153.50 ms。

4.1.3 算例 3

为验证本文方法在不同 LCC 换相电抗与 k_γ 下的准确性，在算例 2 基础上将换流变电抗 X_r 改为 0.22 pu。不同的换流变电抗代表着不同的 k_γ 以及换相电压与关断角之间的关系，因此 U_{th} 改变为 0.567 pu。如图 7、表 4 所示，本文方法正确率为 90.20%，平均时间裕度为 152.67 ms。

4.2 协调控制策略的有效性验证

由 4.1 节算例 1—3 可知，在不同的逆变侧短路比以及换相电抗下，系统逆变侧后续换相失败抵御能力会发生改变。因此，本节分别选取 4.1 节算例 1—3，SCR=2.5，X_r=0.18 pu；SCR=3，X_r=0.18 pu；SCR=3，X_r=0.22 pu 中最严重的三相短路故障，验证本文协调抑制策略的有效性。3 种情况过渡电阻分别为 5 Ω、4.5 Ω、6 Ω，故障时刻为 3 s，持续时

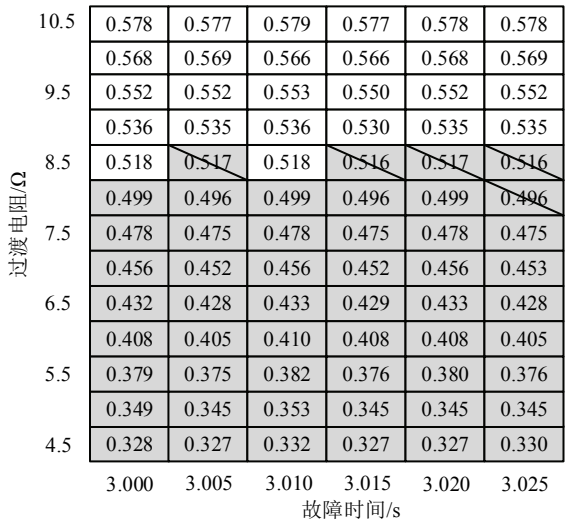


图 6 算例 2 中后续换相失败预判效果

Fig.6 Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 2

表 3 算例 2 中后续换相失败预判时间裕度

Table 3 Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 2

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.005	5.5	3.145	140
3.005	3.008	6	3.147	139
3.010	3.020	6.5	3.160	140
3.015	3.018	7	3.187	169
3.020	3.031	7.5	3.202	171
3.025	3.045	8	3.207	162

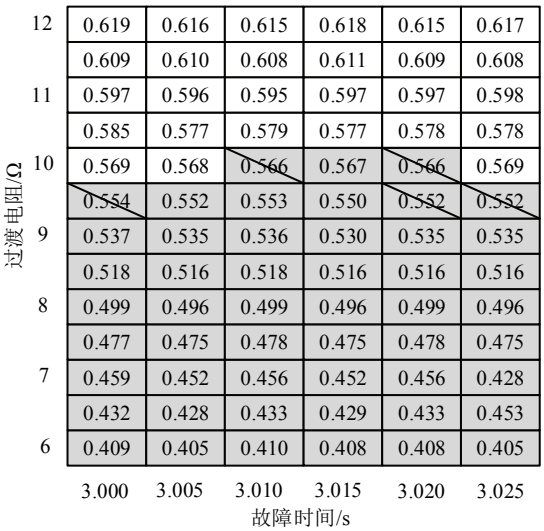


图 7 算例 3 中后续换相失败预判效果

Fig.7 Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 3

间为 0.5 s。如图 8 所示，场景 1 未投入控制策略，场景 2 投入协调控制策略。

当不投入控制策略时，3 种情况下系统均发生后续换相失败；当投入本文所提出的协调控制策略后，在 MMC 持续增发无功功率的基础上，逆变侧 β_{cea} 大幅度增加，γ 数值有所增大，增强了系统后续换相失败抵御能力，同时 LCC 逆变侧母线电压也因注入无功功率有所升高，有利于系统进一步恢复和降低后续换相失败风险。3 种情况下，本文提出的协调控制策略均抑制了系统后续换相失败发生。本文所提出的协调控制策略在不同的短路比和不同的换相电抗参数下均具有较好的有效性。

表 4　算例 3 中后续换相失败预判时间裕度

Table 4　Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 3

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.005	7	3.150	145
3.005	3.007	7.5	3.147	140
3.010	3.019	8	3.155	136
3.015	3.018	8.5	3.183	165
3.020	3.031	9	3.193	162
3.025	3.029	9	3.197	168

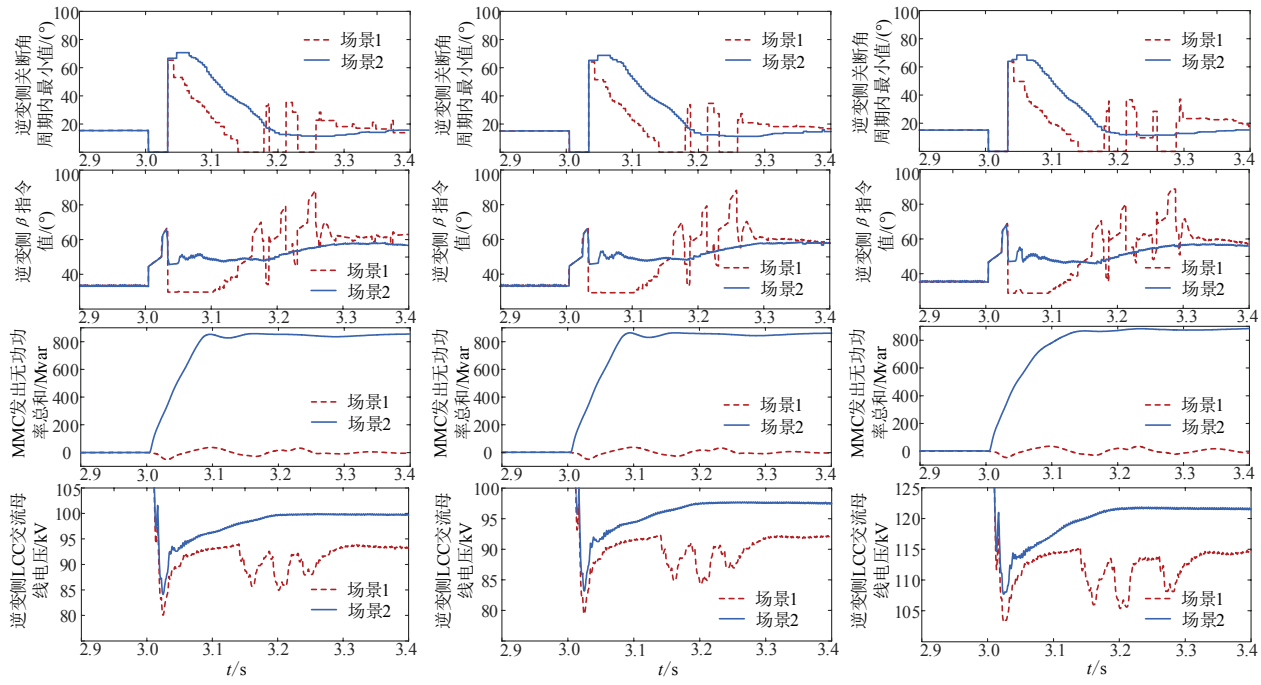
同时为进一步说明本文方法的有效性与适用性，本文增加了不同故障严重程度和不同控制策略下系统暂态特性对比；不同拓扑结构、额定传输功率、额定直流电压下的预判方法准确性验证和协调控制策略有效性验证，详见附录 D。

5　结论

1）换相电压的变化与关断角变化趋势联系紧密，影响 LCC 换相失败恢复过程。在考虑 LCC 控制系统作用以及 MMC 对 LCC 直流电压支撑作用的基础上计算 U_{th}，并通过 U_s 与 U_{th} 进行比较可以预测后续换相失败。

2）充分发挥 MMC 动态无功调节作用，同时根据换相电压与其阈值实时修改 CEAC 中关断角指令值 γ_{ref}，可以有效抑制后续换相失败，提高系恢复期间逆变侧交流电压。

3）在不同的换相电抗、系统短路比、拓扑结构、额定传输功率与额定直流电压下，面对不同的故障发生时刻与故障严重程度，本文提出的后续换相失败预判方法均具有较高的准确率，留有足够的时间裕度；提出的协调控制策略可以有效抑制后续换相失败发生，提高系统故障期间逆变侧交流电压，



(a) SCR=2.5，X_r=0.18 pu　　(b) SCR=3，X_r=0.18 pu　　(c) SCR=3，X_r=0.22 pu

图 8　不同短路比和不同换相电抗下抑制策略有效性验证

Fig.8　Validation of suppression strategy effectiveness under different short circuit ratios and commutation reactances

减少系统故障期间各电气量的波动程度，具有明显的优势和一定的工程应用价值。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 贺之渊，高 冲，丁 骁，等. 多馈入高压直流输电系统换相失败防御技术研究综述[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2735-2746.
HE Zhiyuan, GAO Chong, DING Xiao, et al. A review of commutation failure prevention technology for multi-infeed HVDC transmission systems[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2735-2746.

[2] 郭春义，殷子寒，王 烨，等. LCC-MMC 型混合直流输电系统小干扰稳定性研究[J]. 中国电机工程学报，2019，39(4)：1040-1051.
GUO Chunyi, YIN Zihan, WANG Ye, et al. Investigation on small-signal stability of hybrid LCC-MMC HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(4): 1040-1051.

[3] TIAN D C, XIONG X F, XIAO C. Early warning and inhibition of HVDC subsequent commutation failure during recovery process under grid fault[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(2): 1051-1062.

[4] 张艳霞，卢静怡，张富贺，等. 基于临界故障时刻的换相失败预测方法[J]. 电网技术，2021，45(10)：4066-4075.
ZHANG Yanxia, LU Jingyi, ZHANG Fuhe, et al. Commutation failure prediction considering critical fault moment[J]. Power System Technology, 2021, 45(10): 4066-4075.

[5] 朱仁龙，周小平，罗 安，等. 基于电压时间换相面积预测的换相失败抑制方法[J]. 电力系统自动化，2022，46(3)：156-163.
ZHU Renlong, ZHOU Xiaoping, LUO An, et al. Commutation failure mitigation method based on voltage-time commutation area prediction[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(3): 156-163.

[6] 王 玉，刘福锁，雷 杰，等. 对称故障下基于直流电流变化的后续换相失败风险预判及风险等级划分[J]. 电力自动化设备，2021，41(12)：130-135，142.
WANG Yu, LIU Fusuo, LEI Jie, et al. Risk prediction and risk level classification of subsequent commutation failure under symmetrical fault based on change of DC current[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(12): 130-135, 142.

[7] 周博昊，李凤婷，尹纯亚. 高压直流输电系统后续换相失败风险评估及抑制方法[J]. 电力系统自动化，2021，45(5)：143-151.
ZHOU Bohao, LI Fengting, YIN Chunya. Risk evaluation and suppression methods for subsequent commutation failure of HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(5): 143-151.

[8] OUYANG J X, ZHANG Z, LI M Y, et al. A predictive method of LCC-HVDC continuous commutation failure based on threshold commutation voltage under grid fault[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(1): 118-126.

[9] 朱龙臻，牛 翀，王志冰，等. 一种抑制连续换相失败的关断角动态补偿控制方法[J]. 中国电机工程学报，2021，41(22)：7621-7630.
ZHU Longzhen, NIU Chong, WANG Zhibing, et al. An extinction angle dynamic compensation control method for suppressing continuous commutation failure[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(22): 7621-7630.

[10] 樊 鑫，郭春义，杜夏冰，等. 特高压混合级联直流输电系统抑制逆变站后续换相失败的无功功率调控方法[J]. 电网技术，2021，45(9)：3443-3452.
FAN Xin, GUO Chunyi, DU Xiabing, et al. Reactive power coordinated control approach for suppressing subsequent commutation failure of inverter station in hybrid cascaded UHVDC system[J]. Power System Technology, 2021, 45(9): 3443-3452.

[11] ZHOU B H, LI B, HE J W, et al. A novel mitigation strategy of subsequent commutation failures in the hybrid cascaded LCC-MMC HVDC transmission system[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2023, 148: 108969.

[12] LIU J, LIN S, XIA L H, et al. Mitigation strategy of commutation failure based on reactive power feedback control in the hybrid cascaded HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2024, 39(4): 2079-2091.

[13] 贺永杰，向 往，周家培，等. LCC-MMC 串联型混合直流输电系统小信号建模[J]. 电工技术学报，2021，36(7)：1492-1506.
HE Yongjie, XIANG Wang, ZHOU Jiapei, et al. Small-signal modelling of LCC-MMC series hybrid HVDC transmission system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(7): 1492-1506.

[14] 马文忠，王 昊，王玉生，等. 子模块混合型 MMC 直流输电系统的优化设计及其直流故障穿越策略[J]. 太阳能学报，2024，45(9)：80-90.
MA Wenzhong, WANG Hao, WANG Yusheng, et al. Optimization design and DC fault traversal strategy of submodule hybrid MMC DC transmission system[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2024, 45(9): 80-90.

[15] 王 鹤，郭家治，边 竞，等. 基于故障安全域的混合级联直流输电系统后续换相失败抑制策略[J]. 电工技术学报，2024，39(5)：1352-1371.
WANG He, GUO Jiazhi, BIAN Jing, et al. Subsequent commutation failure suppression strategy for hybrid cascaded HVDC system based on fault security region[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(5): 1352-1371.

[16] OUYANG J X, PAN X Y, YE J J, et al. An improved prediction method of subsequent commutation failure of an LCC‐HVDC considering sequential control response[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(3): 1-11.

[17] 尹寒航，周小平，陈燕东，等. 计及电网侧储能交互作用的 MIDC 后续换相失败机理分析及抑制策略[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2820-2832.
YIN Hanhang, ZHOU Xiaoping, CHEN Yandong, et al. Subsequent commutation failure mechanism analysis and prevention of MIDC system considering interaction of grid side energy storage[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2820-2832.

[18] LIU J, LIN S, ZHONG W L, et al. Improved identification method and fault current limiting strategy for commutation failure in LCC-HVDC[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2022, 10(6): 1761-1772.

[19] 朱益华，饶 宏，郭 琦，等. 改善局部电网暂态电压稳定特性的 LCC-HVDC 控制策略优化[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2809-2819.
ZHU Yihua, RAO Hong, GUO Qi, et al. Optimization of LCC-HVDC control strategy for improving transient voltage stability characteristics of partial power grids[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2809-2819.

[20] 汪娟娟，王子民，禤小聪，等. 预测型定熄弧角控制及其改进策略[J]. 电网技术，2018，42(12)：3985-3991.
WANG Juanjuan, WANG Zimin, XUAN Xiaocong, et al. Extinction angle control based on predictive calculation and its improvement[J]. Power System Technology, 2018, 42(12): 3985-3991.

[21] 王 鹤，付禹铭，边 竞，等. 混合级联直流输电系统换相失败抵御能力评估方法研究[J]. 中国电机工程学报，2024，44(20)：

8009-8023.
WANG He, FU Yuming, BIAN Jing, et al. Research on evaluation method of commutation failure resilience in hybrid cascade HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(20): 8009-8023.

[22] 王　鹤，邱腾飞，潘禹含，等. 混合级联型 HVDC 系统的后续换相失败预判方法[J]. 电网技术，2024，48(7)：3053-3066.
WANG He, QIU Tengfei, PAN Yuhan, et al. Subsequent phase commutation failure prediction for hybrid cascaded HVDC system[J]. Power System Technology, 2024, 48(7): 3053-3066.

[23] 束洪春，邵宗学，赵　伟. 混合多馈入直流输电系统中 LCC 分层接入方式下后续换相失败抑制策略[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2760-2773.
SONG Hongchun, SHAO Zongxue, ZHAO Wei, et al. Subsequent commutation failure suppression strategy for hybrid DC multi-infeed transmission system in LCC hierarchical connection mode[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2760-2773.

[24] 欧阳金鑫，余建峰，潘馨钰，等. 多馈入直流输电系统后续换相失败安全裕度评估及抑制方法[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2794-2808.
OUYANG Jinxin, YU Jianfeng, PAN Xinyu, et al. Safety margin assessment and suppression method for subsequent commutation failure in multi-infeed LCC-HVDC systems[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2794-2808.

[25] 薛　峰，彭慧敏，王　玉，等. 多馈入直流换相失败与同步电网交互影响机理研究评述[J]. 高电压技术，2024，50(7)：2747-2759.
XUE Feng, PENG Huimin, WANG Yu, et al. Review on the mechanism of the interaction between multi-infeed HVDC commutation failure and synchronous grid[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2747-2759.

[26] LIU L, LIN S, LIU J, et al. Analysis and prevention of subsequent commutation failures caused by improper inverter control interactions in HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2841-2852.



边　竞
1994—，男，博士，副教授，硕导
主要从事特高压直流输电系统建模与仿真的研究工作
E-mail: bj_jjj@163.com

BIAN Jing
Ph.D.
Associate professor



郭家治(通信作者)
2000—，男，博士生
主要从事特高压直流输电系统建模与仿真的研究工作
E-mail: xiaozhi730207@163.com

GUO Jiazhi
Ph.D. candidate
Corresponding author

收稿日期　2025-03-12　在线出版日期　2025-08-04　　编辑　陈　蔓

附录 A

文中由于篇幅受限，未能完全体现公式推导及简化过程。下面对于原文 2.1 节中考虑 VDCOL 作用的直流电流公式、CEAC 输出的 β_{cea} 公式、关断角下降速率 k_γ 以及常数 C_1 计算方法进行详细说明。

1 关于 VDCOL 的控制方程

VDCOL 控制的程序框图如图 A1 所示：

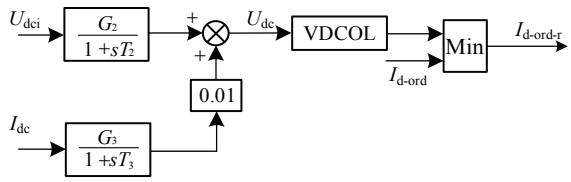


图 A1　VDCOL 程序框图

Fig.A1　VDCOL control block diagram

VDCOL 作用效果，其方程可表示为：

$$\begin{cases} I_{d\text{-}ord\text{-}r} = kU_{dc} + b \\ U_{dc} = U_{dci} + 0.01I_{dc} \end{cases} \tag{A1}$$

式中：$k = \dfrac{I_{d2} - I_{d1}}{U_{d2} - U_{d1}}, b = I_{d1} - U_{d1}k$；$I_{d2}$ 和 I_{d1} 分别为直流电流的上下限值。U_{dc} 为输入控制器的端口直流电压；U_{dci} 为逆变测端口的直流电压，且 $U_{dci} = U_{dc}^{LCC} + U_{dc}^{MMC}$。$U_{d2}$ 和 U_{d1} 分别为直流电压的上下限值。VDCOL 输入量与输出量为标幺值形式，U_{dN} 与 I_{dN} 分别为系统直流电压与直流电流基准值，混合级联 HVDC 系统中 VDCOL 方程可改写为：

$$I_{d\text{-}ord\text{-}r} = I_{dN}\left(k\left(\frac{U_{dc}^{MMC} + U_{dc}^{LCC}}{U_{dN}} + 0.01\frac{I_{dc}}{I_{dN}}\right) + b\right) \tag{A2}$$

根据第 1 章对于首次换相失败恢复过程的分析，在恢复阶段直流电流长时间跟随整流侧电流指令值 $I_{d\text{-}ord\text{-}r}$ 变化，电流与电流指令值差值可忽略不计。因此可以近似认为 $I_{d\text{-}ord\text{-}r}=I_{dc}$，考虑 VDCOL 控制效果的直流电流 I_{dc} 表达式为：

$$I_{dc} = \frac{I_{dN}}{1 - 0.01k}\left(k\left(\frac{U_{dc}^{LCC} + U_{dc}^{MMC}}{U_{dN}}\right) + b\right) \tag{A3}$$

2 关于定关断角控制输出 β_{cea} 的表达式

CEAC 控制的程序框图如图 A2 所示：

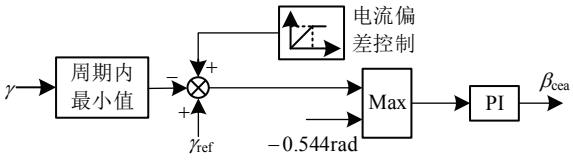


图 A2　CEAC 程序框图

Fig.A2　CEAC control block diagram

本文 β_{cea} 表达式参考文献[8]所提出的简化方法：

$$\beta_{cea} = K_P\left((\gamma_{ref} - \gamma) + \frac{1}{T_i}\int(\gamma_{ref} - \gamma)\mathrm{d}t\right) \tag{A4}$$

由于存在积分环节，β_{cea} 的计算较为复杂，因此令式(A4)对时间 t 求导进行化简：

$$\frac{\mathrm{d}\beta(t)}{\mathrm{d}t} = K_p\left(-\frac{\mathrm{d}\gamma(t)}{\mathrm{d}t} + \frac{1}{T_i}(\gamma_{ref} - \gamma(t))\right) \tag{A5}$$

其中 $\dfrac{\mathrm{d}\beta(t)}{\mathrm{d}t}$ 可改写为：

$$\frac{\mathrm{d}\beta(t)}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}\gamma}\frac{\mathrm{d}\gamma}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}\gamma}k_\gamma \tag{A6}$$

联立式(A5)、式(A6)消去 $\dfrac{\mathrm{d}\beta(t)}{\mathrm{d}t}$，得到 $\beta(t)$关于 γ 的导数：

$$\frac{\mathrm{d}\beta(t)}{\mathrm{d}\gamma} = \frac{1}{k_\gamma}K_p\left(-k_\gamma + \frac{1}{T_i}(\gamma_{ref} - \gamma(t))\right) \tag{A7}$$

经过化简并对关断角 γ 积分可以得到：

$$\beta_{cea} = -\frac{K_p}{2T_ik_\gamma}\gamma^2 + \left(\frac{\gamma_{ref}}{T_ik_\gamma} - 1\right)K_p\gamma + C_1 \tag{A8}$$

3 关断角下降斜率 k_γ 与积分常数 C_1 的计算方式

k_γ 的计算方式：系统发生首次换相失败后，逆变侧 LCC 关断角 γ 恢复过程如图 A3 所示，其中红色虚线表示关断角近似下降速率，t_3(3.171 s)为发生后续换相失败时刻。

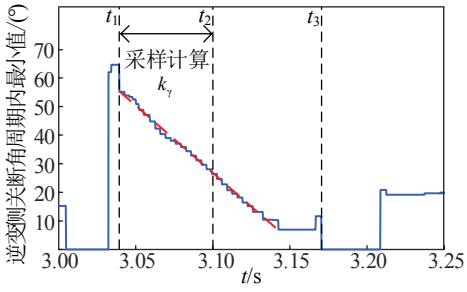


图 A3　关断角变化过程

Fig.A3　Extinction angle variation process

对实时恢复过程中的 t_1(3.04 s)~t_2(3.10 ms)时间段 γ 进行取样计算，过程如下：

对 t_1~t_2(60 ms)时间内数据实时采样，对采集到的数据应用式(A9)计算 k_γ，在 t_2 时刻计算出 k_γ，继而计算出 U_{th}，本文数据采集、相关计算均基于数字信号处理器(digital signal processor，DSP)，其速度均为纳秒级[A1]，因此在采样结束后相关计算所消耗时间可以忽略不计。在实时计算 k_γ 的情况下依旧可以提前 t_2~t_3(71 ms)预判后续换相失败。

$$k_\gamma = \frac{l_{ty}}{l_{tt}} \tag{A9}$$

式中：

$l_{ty} = \sum_{i=1}^{n} t_i\gamma_i - n\bar{t}\,\bar{\gamma}$，$l_{tt} = \sum_{i=1}^{n} t_i^2 - n\bar{t}^2$，$\bar{\gamma} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\gamma_i$，$\bar{t} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} t_i$，$n$ 为采集的样本总数，i=1,2,⋯n。

k_γ 与 CEAC 控制器 PI 参数及 LCC 换相电抗有关[22]，在实际电力系统中，换相电抗和 CEAC 参数值通常是不变的。在同一系统中不同时间发生不同程度故障时，可以认为 γ 恢复过程中 k_γ 不变，因此通过少量实时采样计算即可得到首次换相失败后恢复过程中 k_γ[23]，便可以提前确定 U_{th}，并不需要每次均实时取样计算 k_γ(节省了 t_1~t_2 的 γ 采样计算时间)，增大了预判时间裕度。

积分常数 C_1 的计算方式:

C_1 可由换相失败恢复过程中 γ 曲线的任意一点确定，可以在已知 k_γ 的基础上代入关断角 γ 和 β_{cea} 的稳态值，对 C_1 进行求解。

例如，在 CEAC 控制器参数 K_p=0.750 6，T_i=0.054 4，LCC 换相电抗为 0.18 pu 情况下，由式(A9)可以得到 k_γ=-469.516 2°/s。并将 γ 和 β_{cea} 的稳态值 γ_0=15.2°，β_{cea0}=33.39°代入式(A8)，计算得到 C_1=41.40°

4 验证假设对预判结果准确性影响

本文中临界时刻(γ=7°)β_{cea} 通过式(A8)计算得到，例如在 K_p=0.750 6，T_i=0.054 4，LCC 换相电抗为 0.18pu、SCR=3(本文 4.1.2 算例 2)的情况下，将 γ=7°代入式(A9)计算得到 β_{cea}=40.533°，将 β_{cea} 代入式(11)计算得到 U_{th}=0.517 pu。

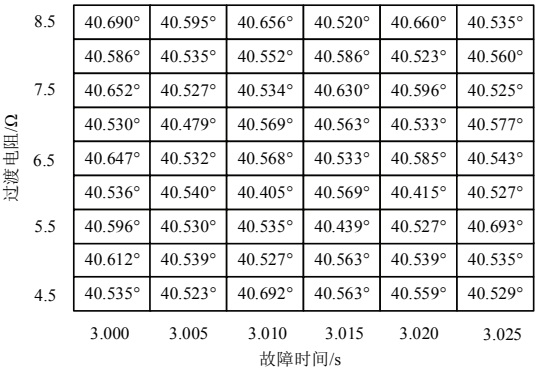


图 A4　不同故障情况下 β_{cea1} 数值

Fig.A4　Values of β_{cea1} under varying fault conditions

为验证相关假设对预判准确性的影响，面对不同故障情况，在仿真中分别取临界时刻的触发角指令值 β_{cea1}，根据仿真中实际的 β_{cea1} 数值来计算阈值电压 U_{th1}，并对比利用 U_{th1} 预判与本文计算的 U_{th} 预判准确率的差别。

图 A5 中数字表示各种故障情况下由图 A4 中 β_{cea1} 数值计算得到的阈值电压 U_{th1}。U_{th1} 相较 U_{th}=0.517 pu 波动范围不超过 0.005 pu。

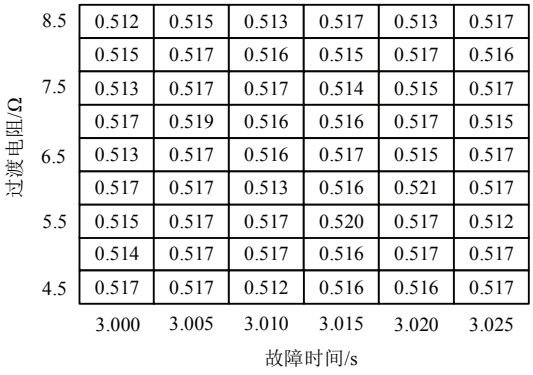


图 A5　不同故障下由 β_{cea1} 计算的 U_{th1} 数值

Fig.A5　Values of U_{th1} derived from β_{cea1} under varying fault conditions

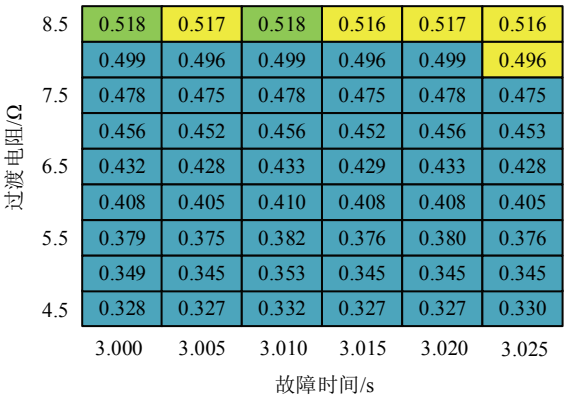


图 A6　使用 U_{th} 作为判据的预判效果

Fig.A6　The predictive efficacy of utilizing the U_{th} criterion

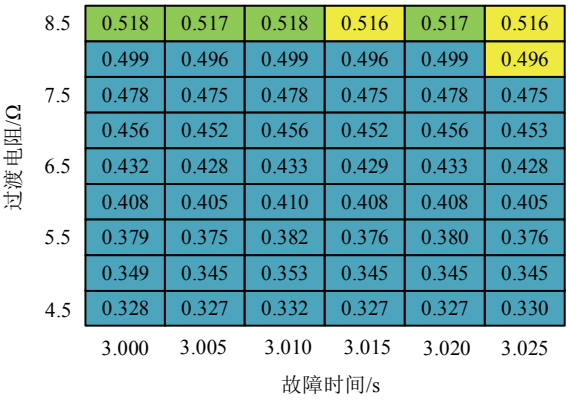


图 A7　使用 U_{th1} 作为判据的预判效果

Fig.A7　The predictive efficacy of utilizing the U_{th1} critrion

以 LCC 阀侧电流作为后续换相失败判据，其中数字为 U_s 极小值。绿色代表系统无后续换相失败发

生，蓝色代表后续换相失败发生并成功预判，黄色代表预判发生后续换相失败但实际并未发生。

如图 A6 所示，以本文方法 U_{th}=0.517 pu 作为判据正确率为 90.38%，在图 A7 中，使用 U_{th1} 作为判据正确率为 94.00%，使用 U_{th1} 作为判据相较本文方法准确率提升 3.62%。

U_{th1} 的计算需要采集临界时刻(γ=7°)β_{cea1}，导阈值 U_{th1} 在临界时刻才能够被计算出来，因此并不具有良好的时间裕度。并且不同故障时刻与故障程度下的 U_{th1} 各不相同，实际应用过于繁琐且不易实现。本文方法中的假设与简化对于准确率有一定影响，但保证了良好的预判时间裕度，且阈值电压为一固定值实际应用较为简单，同时具有较好的准确率。

因此，综合以上因素，本文 U_{th} 计算过程相关假设与简化带来的准确率的影响(3.62%)在可接受范围之内。

[A1] 欧阳金鑫，张　真，肖　超. 直流输电系统换相失败预防控制改进策略[J]. 电力系统自动化，2020，44(22)：14-21.
OUYANG Jinxin, ZHANG Zhen, XIAO Chao. Improved prevention and control strategy of commutation failure in HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(22): 14-21.

附录 B

1　换相电压有效值 U_s 检测

为实现换相电压有效值的快速检测，预判模块中利用二阶广义积分器(second order generalized integrator，SOGI)对电压正余弦分量进行构建进而检测交流电压幅值，再计算为换相电压有效值[20]。其流程如图 B1(以 ab 两相线电压为例)。

SOGI 环节对于谐波的滤除效果比较好，因此不需要额外的滤波环节，可以提升电压检测速度[24]。其中 E_{ab} 为 a、b 两相之间线电压实测值；U_{abm} 为 a、b 两相之间交流电压幅值；T 为逆变侧 LCC 变压器变比；U_{ab} 为 a、b 两相之间换相电压有效值，k=$\sqrt{2}$ [21]。

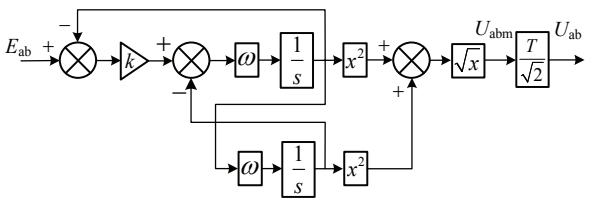
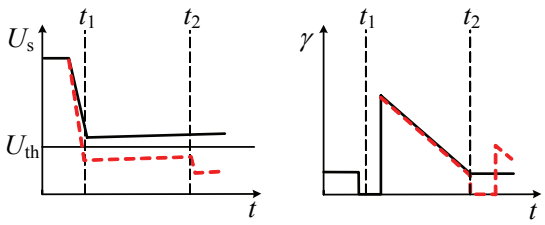


图 B1　换相电压检测原理

Fig.B1　Commutation voltage detection principle

2　后续换相失败预判流程

如图 B2 所示，在 t_1 时刻 U_s<U_{th},预判系统将发生后续换相失败，t_4 时刻为系统实际后续换相失败发生时刻。红色虚线表示系统发生后续换相失败的情况，黑色实线表示系统仅发生首次换相失败的情况。



(a) 换相电压有效值的变化　　(b) 关断角的变化

图 B2　后续换相失败预判方法

Fig.B2　Method for subsequent commutation failure prediction

正文中未给出预判模块各环节所需时间，下面分别对于预判模块中阈值电压计算、数据采集、通信环节进行详细说明。

（1）阈值电压计算

如图 B3 中计算阈值电压部分所示，其中 VDCOL 参数，CEAC 参数，MMC 直流侧等效电压以及混合级联系统相关参数值均可以在系统运行前确定。换相失败恢复过程中 k_γ 可以通过少量实时采样计算即可得到[9]，同时也可以得到正常运行时的 γ 和 β。 因此，计算阈值电压的所有参数均可以提前得到，U_{th} 可以被提前计算出来，一般不需要实时计算，节省了计算时间。

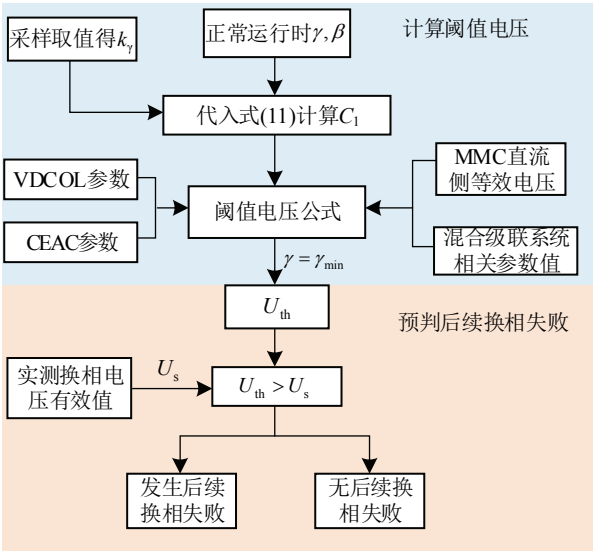


图 B3　混合级联型 HVDC 系统后续换相失败预判流程

Fig.B3　Prediction methodology for subsequent commutation failures in hybrid cascaded HVDC systems

（2）数据采集环节

本文数据采集、相关计算和指令判断模块均基

于数字信号处理器 DSP，其速度均为纳秒级[A1]。目前，利用同步相量测量装置(phasor measurement unit, PMU)提供的同步高精度节点电压相量，通过 DSP 处理后传输至直流系统逆变站预判模块，可实现后续换相失败的预判。

并且，例如本文表 2 所示本文 4.1 节中算例 1 后续换相失败预判时间裕度概念为实际后续换相失败时刻与预判时刻的时间差值，而交流母线电压的采集、有效值的计算、判断模块所需时间(所需时间均为纳秒级)被包含在故障时刻与预判时刻之间，因此本文的时间裕度无需再减去上述环节所需时间。

（3）通信环节

当预判模块预判后续换相失败将要发生时，需将信号传输给 LCC、MMC 相关控制器。由于预判模块和对应控制器都在系统逆变侧，例如白鹤滩-江苏直流输电工程中，逆变站预判模块与 LCC、MMC 均装设在姑苏换流站内，相距距离小于 1 km，预判模块的实现并不需要进行站间通信，光纤通信的传播速度不超过 300 km/ms[B1]，通信延时约为 0.003 ms，可忽略不计。

[B1] 彭发喜，汪　震，邓银秋，等. 混合式直流断路器在柔性直流电网中应用初探[J]. 电网技术，2017，41(7)：2092-2098.
PENG Faxi, WANG Zhen, DENG Yinqiu, et al. Potentials of hybrid HVDC circuit breakers' application to MMC-HVDC grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(7): 2092-2098.

附录 C

1　协调控制策略框图与流程图

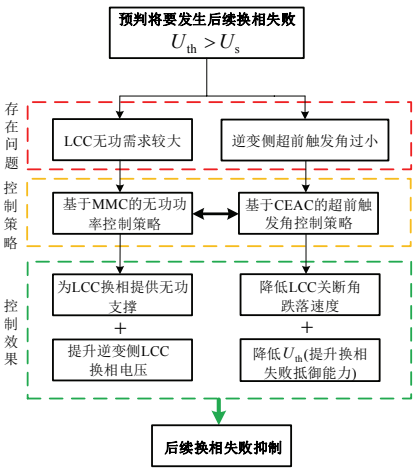


图 C1　混合级联系统协调控制策略流程图

Fig.C1　Flowchart of coordinated control strategy for hybrid cascaded systems

2　MMC 无功功率动态限幅环节

限幅机制设计原理如图 C3 所示，通过测量实时 MMC 传输有功功率值 $P_{MMC1/2}$，得到 MMC 容量允许范围内的最大无功功率指令值 $Q_{Max1/2}$，使 MMC 在持续提供大量暂态无功支撑时仍能保证一定的有功功率传输。S_{MMC} 为 MMC 额定容量。

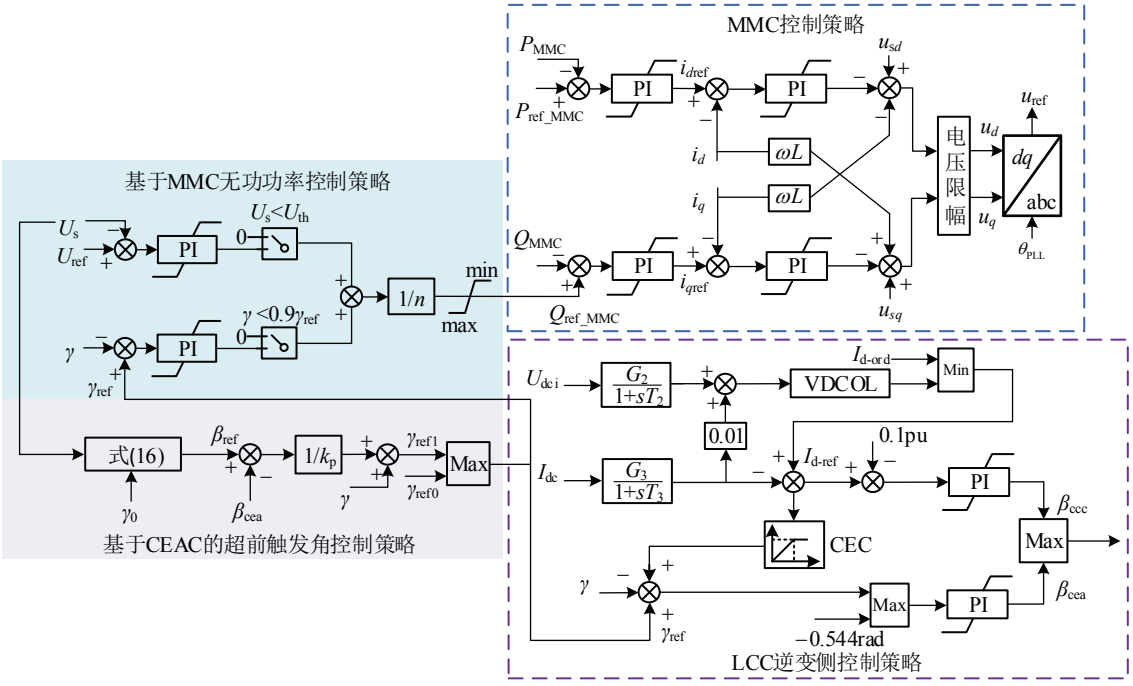


图 C2　后续换相失败抑制协调控制策略框图

Fig.C2　Coordinated control strategy diagram for subsequent commutation failure suppression

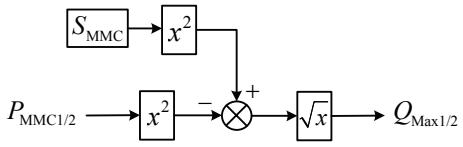
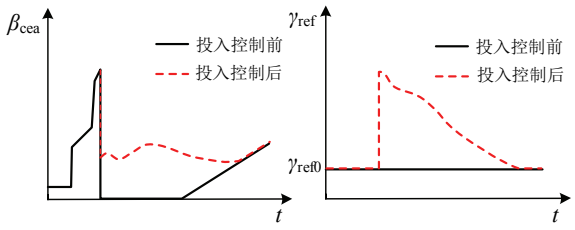


图 C3　MMC 无功限幅环节

Fig.C3　Reactive power limiting module of MMC

3　基于 CEAC 的超前触发角控制

效果如图 C4 所示，黑色实线和红色虚线分别代表不投入和投入本节控制时 β_{cea} 与 γ_{ref} 的变化情况，在投入控制后，可使 β_{cea} 与 γ_{ref} 在恢复期间有明显增大，提升系统后续换相失败抵御能力。



(a) β_{cea} 变化情况　　(b) γ_{ref} 变化情况

图 C4　超前触发角指令值及关断角指令值变化对比

Fig.C4　Comparative analysis of variations in advanced trigger angle command values and extinction angle command values

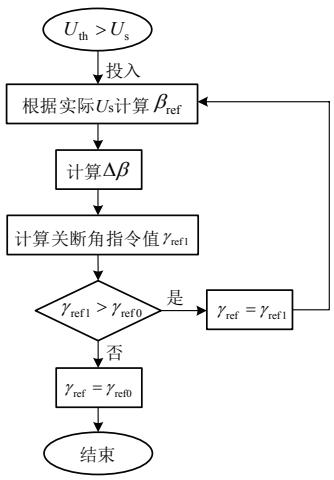


图 C5　基于 CEAC 的超前触发角控制策略流程图

Fig.C5　Flowchart of advanced trigger angle control strategy based on CEAC

附录 D

1　不同故障严重程度和不同控制策略下系统暂态特性对比

在原文图 1 拓扑结构中 5 个场景下对比了不同控制策略的作用效果，对协调控制策略有效性进行验证：场景 1 不投入控制策略；场景 2 投入文献[10]中基于 MMC 的关断角控制策略；场景 3 投入文献[15]中基于 MMC 的无功功率控制策略；场景 4 投入本文 3.1 节中提出的 MMC 无功控制策略，场景 5 投入本文提出的协调控制策略。

设置 LCC 换相电抗为 0.18 pu，短路比为 2.5，三相接地故障发生时刻为 3.00 s，持续时间为 0.5 s。过渡电阻分别为 8.5 Ω(较轻微故障)和 6 Ω(较严重故障)。图 D1、D2 为各种场景下电气量暂态特性对比。

1.1　算例 a

三相接地故障过渡电阻为 8.5 Ω(较轻微故障)时，如图 D1 所示，对比场景 1—5。场景 1 和场景 2 均发生了后续换相失败，而场景 3、场景 4 和场景 5 中并未发生后续换相失败。

如图 D1 所示，场景 2 中所投入的控制策略能在 γ 低于 γ_{ref} 时提供 MMC 无功指令值，在首次换相失败期间 MMC 提供的无功功率迅速增大，最大值为 195.33 Mvar，但当系统进入恢复阶段，γ 高于 γ_{ref} 时 MMC 停止提供额外的无功功率。该控制策略不能在换相恢复阶段持续为 LCC 换相提供无功功率支持，U_s 上升幅度较小且上下波动，导致系统仍发生后续换相失败。

相较于场景 2，场景 3 中在关断角的 MMC 无功功率控制策略基础上增加了直流电流的 MMC 无功功率控制策略，加强了后续换相失败抵御能力，MMC 提供了更多的无功功率，最大值为 312.56 Mvar，相较于场景 1 系统恢复阶段 U_s 最大增幅为 10.23 kV。由于 γ 与 I_{dc} 变化较为剧烈，控制器投切状态频繁切换，MMC 不能持续增发无功，U_s 与 γ 在换相失败恢复期间仍有一定程度的波动，仍具有一定后续换相失败风险。

场景 4 中，MMC 在换相恢复期间为 LCC 换相提供持续的无功功率支持，增发无功功率维持在 300 Mvar 附近且波动较小，成功抑制了后续换相失败。相比于场景 2、场景 3：本文 3.1 节所提出的控制策略可使 MMC 持续增发更多的无功功率，U_s 上升的幅度更大，且 U_s 与 γ 波动程度较小，场景 4 相较于场景 1 系统恢复阶段 U_s 最大增幅为 15.50 kV。因此在较轻微故障下，本文 3.1 节所提出的控制策略可以更好地满足 LCC 恢复过程换相的无功需求，有效抑制后续换相失败同时可以更大程度提升 U_s。但系统恢复阶段 β 仍较小，γ 的下降速率并没有得到显著的控制，在面对较为严重的故障时仍有后换相失败的风险。

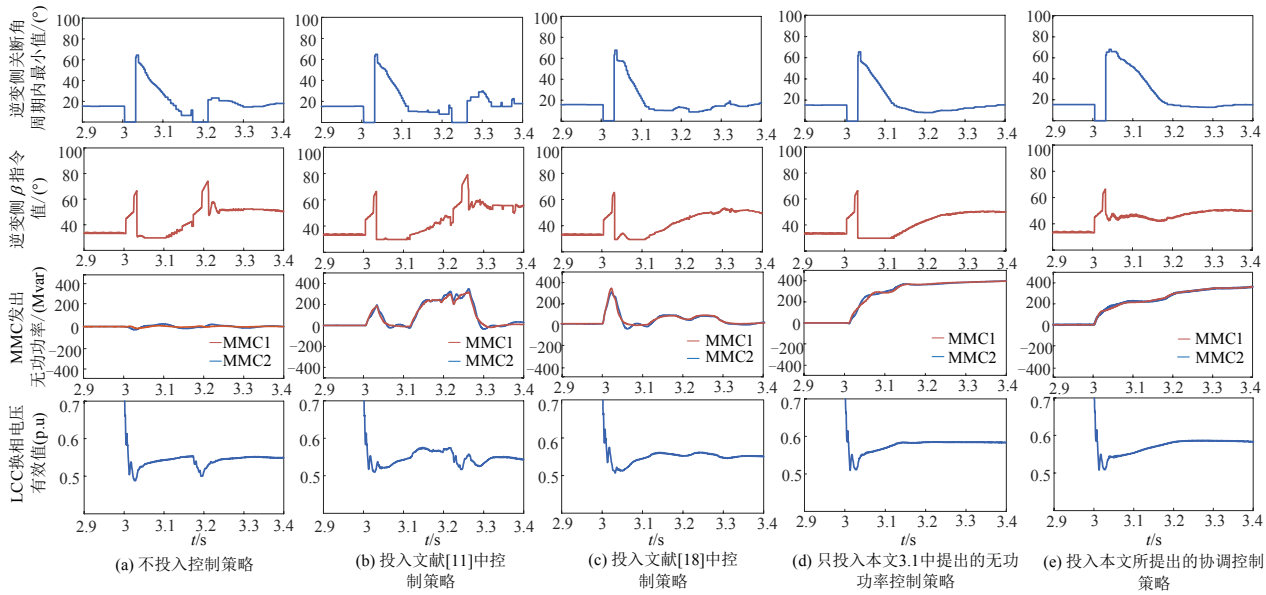


图 D1　算例 a 中本文提出的方法和文献[10]、[15]中的方法对后续换相失败抑制效果对比

(三相故障情况 换相电抗 0.18 pu SCR=2.5)。

Fig.D1　Comparison of the effectiveness of the method proposed in this paper and the method in the literature [10]、[15] for the suppression of CCF in case a. (converter reactance 0.18 pu SCR=2.5)

场景 5 在场景 4 的基础上，β_{cea} 输出始终维持在较高水平，有效延缓了 γ 的跌落，在场景 1—5 中的恢复阶段中，同一时刻下场景 5 的 γ 数值最大，并且拥有与场景 4 同样的换相电压水平，系统后续换相失败风险进一步降低。

1.2　算例 b

三相接地故障过渡电阻为 6 Ω(较严重故障)，如图 D2 所示，场景 1、场景 2、场景 3 和场景 4 均发生后续换相失败，而场景 5 在本文所提出的协调控制策略下，没有后续换相失败发生。

场景 1 和 2 均发生后续换相失败。与算例 1 不同的是，场景 3 中 MMC 所提供的无功功率不能够满足 LCC 换相需求，且 U_s 提升幅度有限，系统发生后续换相失败。

场景 4 中，MMC 在换相恢复期间持续增发无功，且 U_s 均高于场景 1、2、3 中 U_s 水平。但由于 MMC 容量限制，MMC 所增发的无功在 3.12 s 时到达上限，并维持在最大限制值附近。在较严重故障下，仅依靠 MMC 增发无功功率不能给予 LCC 系统足够的无功支撑，不能有效抑制 γ 跌落，换相失败再次发生。

场景 5 中，MMC 持续增发无功功率，相较于场景 1 逆变侧 U_s 最大增幅为 16.67 kV，并且在 MMC 增发无功到达限制值的情况下，仍可以根据换相电压水平改变 CEAC 中 γ_{ref} 值使 β_{cea} 始终维持在较高水平。提高系统后续换相失败抵御能力，成功抑制后续换相失败。

综上所述，在算例 a、算例 b 5 种场景中，本文的后续换相失败抑制方法可以最大程度发挥 MMC 的无功支撑作用，U_s 升高幅度最大且波动程度最小；可以根据 U_s 实时改变 γ_{ref} 使 β_{cea} 始终维持在较高水平。证明了本文所提出的协调控制策略拥有较强的后续换相失败抵御能力。

2　不同拓扑结构、不同系统参数下预判方法准确性验证

更改系统拓扑结构如图 D3 所示，在逆变侧低压阀组由原先 2 组 MMC 并联增加为 3 组 MMC 并联。其中 MMC_1 采用定直流电压控制、$MMC_{2–3}$ 采用定有功功率控制作为有功类控制方式；$MMC_{1–3}$ 均采用定无功功率控制作为无功类控制方式。

2.1　算例 4

改变拓扑结构，拓扑结构如图 D3 所示，系统传输功率为 800 MW，额定电压为 500 kV，直流电流为 1.6 kA，换相电抗为 0.18 pu。设置三相故障发生时间从 3 s 变化为 3.025 s，过渡电阻从 4 Ω 到 10 Ω，计算所得 U_{th} 为 0.491 pu。

如图 D4、表 D1 所示，所提方法正确率为 92.60%。平均时间裕度为 148.33 ms。

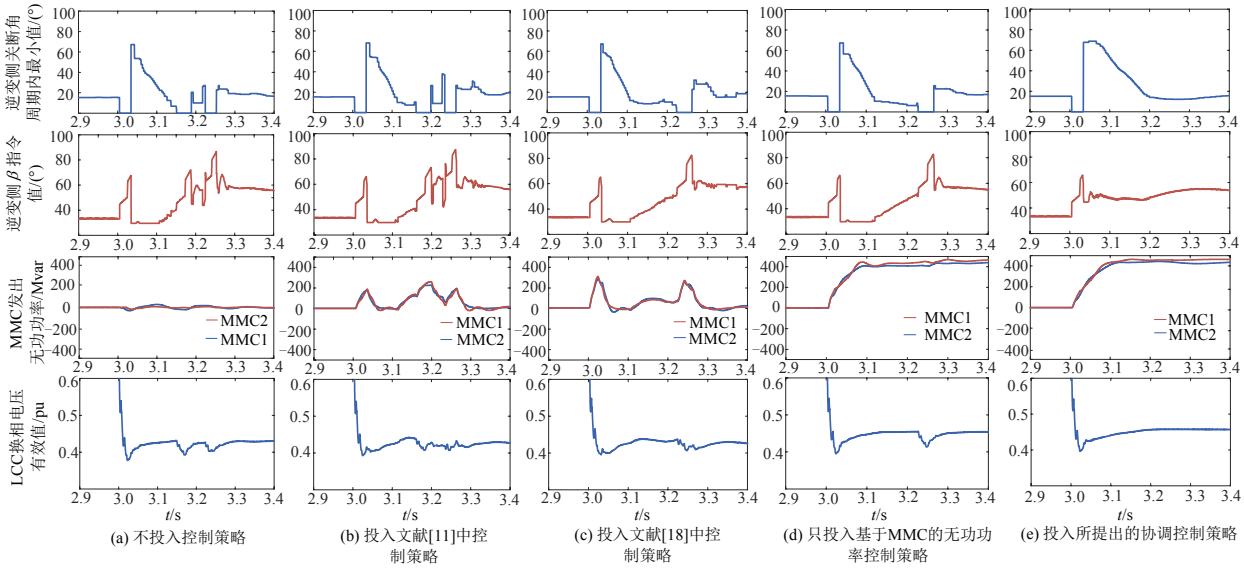


图 D2　算例 b 中本文提出的方法和文献[10]、[15]中的方法对后续换相失败抑制效果对比

(三相故障情况　换相电抗 0.18 pu SCR=2.5)

Fig.D2　Comparison of the effectiveness of the method proposed in this paper and the method in the literature [10]、[15]for the suppression of CCF in case b. (converter reactance 0.18 pu SCR=2.5)

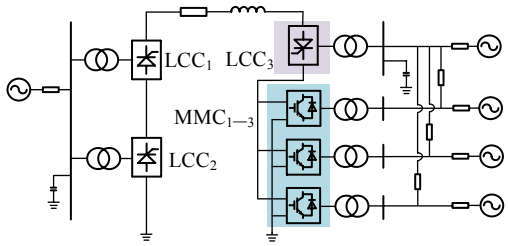


图 D3　更改后混合级联型 HVDC 系统拓扑结构

Fig.D3　Modified hybrid cascaded HVDC system topology

2.2　算例 5

更改系统传输功率为 1 000 MW，额定电压为 500 kV，额定电流为 2 kA，拓扑结构如图 D3 所示。设置三相故障发生时间从 3 s 变化为 3.025 s，过渡电阻从 6 Ω 到 12 Ω。

计算所得 U_{th} 为 0.552 pu，如图 D5、表 D2 所示，本文方法正确率为 90.57%，平均时间裕度为 160.83 ms。

2.3　算例 6

更改系统额定传输功率为 4 000 MW，额定电压为 800 kV，额定电流为 5 kA，拓扑结构如图 D3 所示，改变后混合级联系统参数如表 D3 所示。计算所得 U_{th} 为 0.348 pu。设置三相故障发生时间从 3 s 变化为 3.025 s，过渡电阻从 6.5 Ω 到 12.5 Ω。如图 D6、表 D4 所示，本文方法正确率为 91.07%，平均时间裕度为 155.50 ms。

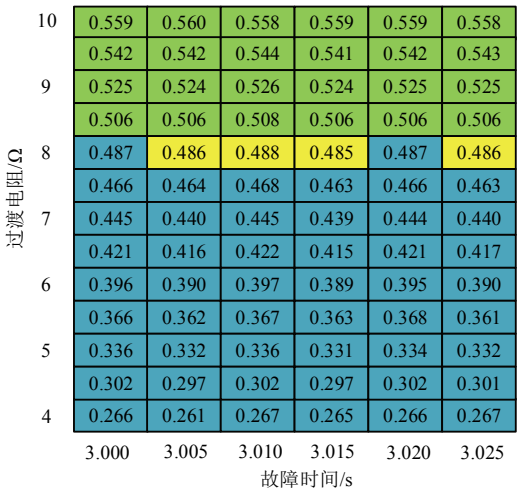


图 D4　算例 4 中后续换相失败预判效果

Fig.D4　Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 4

表 D1　算例 4 中后续换相失败预判时间裕度

Table D1　Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 4

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.005	5	3.143	138
3.005	3.009	5.5	3.159	150
3.010	3.020	6	3.166	146
3.015	3.024	6.5	3.171	147
3.020	3.030	7	3.183	153
3.025	3.043	7.5	3.199	156

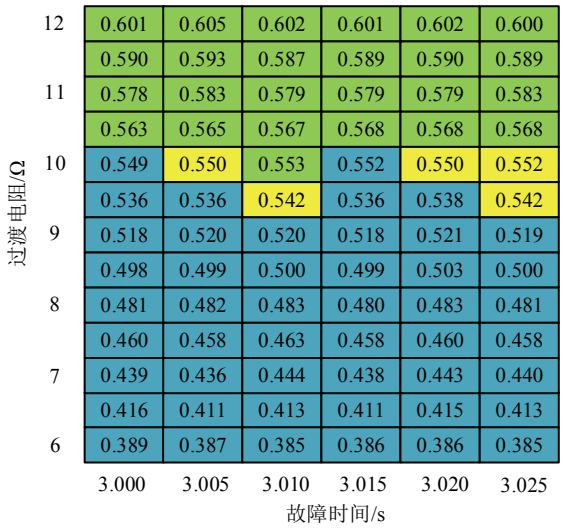


图 D5　算例 5 中后续换相失败预判效果

Fig.D5　Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 5

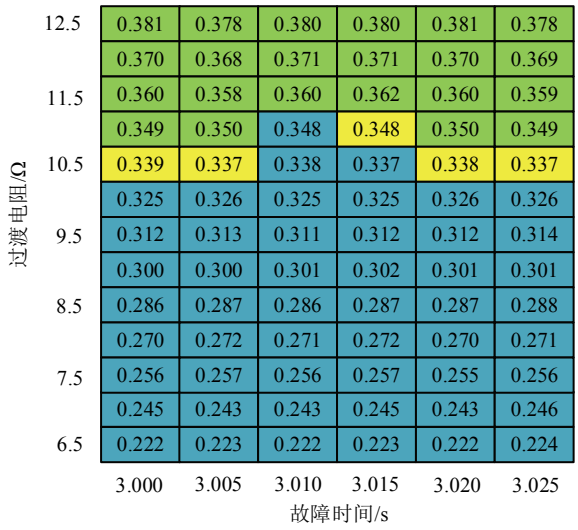


图 D6　算例 6 中后续换相失败预判效果

Fig.D6　Effectiveness of subsequent commutation failure prediction in case 6

表 D2　算例 5 中后续换相失败预判时间裕度

Table D2　Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 5

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.006	6.5	3.162	156
3.005	3.009	7	3.170	161
3.010	3.019	7.5	3.176	157
3.015	3.024	8	3.187	163
3.020	3.030	8.5	3.194	164
3.025	3.035	9	3.199	164

综上所述，在不同的拓扑结构、额定传输功率与额定直流电压下，面对不同的故障发生时刻与故障严重程度，该方法都具有较高的准确性。并且在以上仿真情况中均未出现漏判，具有较好的后续换相失败预判时间裕度，为后续换相失败的抑制提供了良好条件。

3　不同拓扑结构、不同系统参数下协调控制策略有效性验证

分别选取算例 4—6 3 种情况(拓扑结构如图 D3 所示)P_d=800 MW，U_d=500 kV；P_d=1 000 MW，U_d=500 kV；P_d=4 000 MW，U_d=800 kV 中最严重的故障，对本文提出的控制策略有效性进行验证，3 种情况 LCC 逆变侧母线三相故障过渡电阻分别为 4 Ω、6 Ω、6.5 Ω，抑制效果如图 D7 所示,场景 1 中无控制策略，场景 2 投入协调控制策略。3 种情况下，本文提出的协调控制策略均抑制了系统后续换相失败发生。

表 D3　算例 6 混合级联直流输电系统参数

Table D3　Hybrid cascaded HVDC system parameters in case 6

系统	参数	数值
LCC	系统额定容量	2 000 MW
	额定直流电压 U_{dn1}	400 kV
	额定直流电流 I_{dc}	2 kA
	交流系统线电压有效值 U_{ac}	525 kV
	换流变压器电感 L_t	0.18 pu
MMC	系统额定容量	1 000 MVA
	额定直流电压 U_{dn2}	400 kV
	每相桥臂子模块个数	200
	子模块电容电压	2 kV
	桥臂电感 L_{arm}	0.05 H
	桥臂电阻 R_{arm}	1 Ω

表 D4　算例 6 中后续换相失败预判时间裕度

Table D4　Time margins for subsequent commutation failure prediction in case 6

故障时刻/s	预判时刻/s	过渡电阻/Ω	后续换相失败时刻/s	时间裕度/ms
3.000	3.005	6.5	3.152	147
3.005	3.009	7	3.160	151
3.010	3.018	7.5	3.173	155
3.015	3.026	8	3.182	157
3.020	3.030	9	3.190	160
3.025	3.036	9.5	3.199	163

由于增加了逆变侧 MMC 数量，算例 4—6 相比算例 1—3 中 MMC 在严重故障时增发无功功率总量更多，对于 LCC 母线交流电压的提升效果更好，进一步加强了系统后续换相失败抵御能力。其中算例

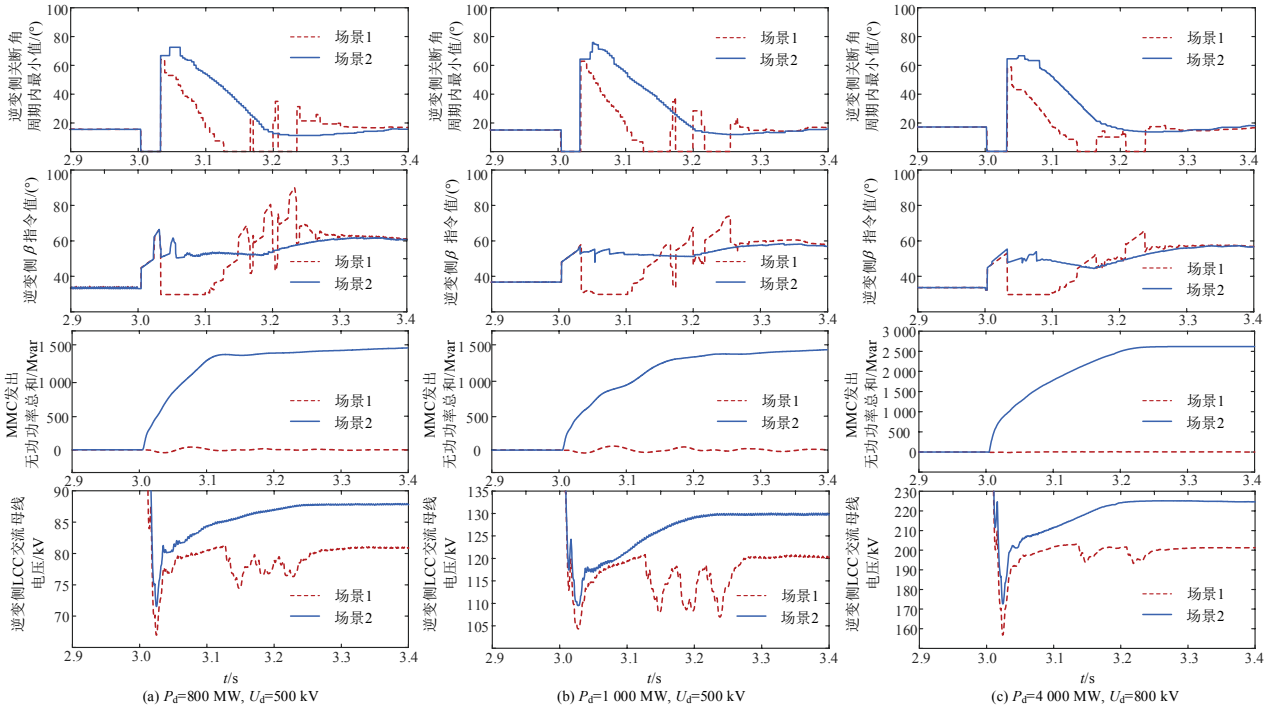


图 D7　不同传输功率和不同额定直流电压下抑制策略有效性验证

Fig.D7　Validation of suppression strategy effectiveness under different transmission power and DC voltage levels

6 在增加 MMC 个数的情况下还提升了 MMC 额定容量， LCC 交流母线电压最大增幅为 32.35 kV，在算例 1—6 中交流母线电压上升效果最为明显。

综上所述，在不同的系统拓扑结构、系统参数下本文协调抑制策略均具较好的有效性。