

考虑换流器动态关断面积的换相失败预判方法及抑制策略

赫羽朋, 王拓, 辛业春, 姜涛, 李国庆, 江守其

(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), 吉林省吉林市 132012)

摘要: 换相电压与临界关断角共同作用于换流器最小关断面积,进而影响换相失败。现有研究通常忽略故障期间最小关断面积的动态变化,导致某些工况下对换相失败的误判,同时影响抑制效果。为解决上述问题,首先,计及交流故障下换相电压及临界关断角的动态特性,预测故障期间换流器最小关断面积,提出换流器关断安全裕度系数并依此预判换相失败;其次,计算故障和稳态下关断面积的差值,建立关断面积补偿量与关断角的定量关系,基于关断安全裕度系数的预判结果,通过补偿故障期间关断面积抑制换相失败;然后,结合故障恢复期间关断安全裕度系数与直流电流动态特性,通过调整恢复期间的关断面积优化直流电流指令,在实现后续换相失败抑制的同时加快直流恢复速度;最后,在PSCAD/EMTDC上搭建直流仿真模型,验证了所提换相失败预判方法及抑制策略的有效性及相较于现有方法的优越性。

关键词: 高压直流输电; 换相失败; 关断面积; 安全裕度; 预判方法; 抑制策略

0 引言

基于电网换相换流器的高压直流(line commutated converter-based high voltage direct current, LCC-HVDC)输电因其在大容量、远距离输电领域的显著优势,在中国电网中占有重要地位^[1-2]。然而,由于其核心元件晶闸管缺乏自主关断能力,电网换相换流器(LCC)须依靠电网电压进行换相,若受端电网发生交流故障,易引发直流换相失败。随着直流馈入数量逐渐增加,换相失败给系统带来的冲击将进一步增大^[3-5]。因此,快速、精确的换相失败预测方法与有效的直流换相失败抑制策略,是LCC-HVDC研究的重点之一。

针对换相失败的预判方法,国内外开展了大量研究^[6-11]。现有换相失败预判方法主要有 $\alpha\beta$ 转换及零序分量预测法^[6]、临界换相电压比较法^[7]、锁相环参数预测法^[8]、电压-时间积分面积预测法^[9-10]等。 $\alpha\beta$ 转换及零序分量预测法通过瞬时获取交流电压的 $\alpha\beta$ 转换量与零序分量来预判对称及不对称故障下直流是否发生换相失败。该方法能够实现换相失败的快速预测,但其预测结果依赖于工程经验设定的判定阈值。临界换相电压比较法通过测量故障时的换相电压与临界换相电压的差值来预测换相失败

风险,易于实现但准确性取决于换相电压。锁相环参数预测法通过实时测量锁相环输出量与交流电压相位的差值,判断直流是否具有换相失败的风险,由于其算法复杂,故响应时间较长。电压-时间积分面积预测法包括换相电压面积法^[9]与最小关断面积法^[10]。其中,换相电压面积法通过比较换相提供面积与换相需求面积的大小关系来预测换相失败;最小关断面积法通过比较关断面积与临界关断角对应的关断面积之间的差值来评估换相失败的风险。该方法考虑了故障期间交流电压与关断角等多种电气量的变化,但预测速度相对较慢。此外,还有基于直流电流变化量的预测方法^[11-12]等。

基于以上换相失败预判方法,提出了换相失败抑制策略。基于 $\alpha\beta$ 转换及零序分量检测法,提出了换相失败预防(commutation failure prevention, CFPREV)及其改进策略^[13-20]。文献[13]基于传统CFPREV,在交流电压检测部分添加了sin-cos检测模块,加快了交流电压过零时的启动速度。文献[14]通过计算首次换相失败临界换相电压来修正CFPREV的启动阈值,并计及故障严重程度优化了触发角的提前量,提升了首次换相失败的抵御能力。文献[15-16]分别从多直流间的无功电压交互影响特性和直流协调恢复的角度对CFPREV进行改进优化,进而提升多直流抑制换相失败的能力并改善故障后的系统恢复特性。文献[17-18]基于交流故障期间换相电压的最大相位偏移检测故障相,

收稿日期: 2025-08-27; 修回日期: 2026-01-18。

上网日期: 2026-03-18。

智能电网国家科技重大专项资助项目(2024ZD0802700)。

并根据锁相环输出相位与偏移量最大的换相电压相位之间的差值修正锁相环输出的同步相位,从而抑制换相失败。文献[19]计及暂态过程换相角与等效换相电抗等参数的变化,提出了一种基于换相电压时间面积预测的换相失败抑制策略。文献[20]基于换相电压面积预测法,提出了一种考虑换相过程中直流电流、交流电压动态特性的换相失败预警系数,并将其引入CFPREV来修正启动阈值,实现换相失败抑制。文献[21-22]提出了最小关断面积控制策略,与传统定关断角控制相比,能更有效地抑制直流换相失败。

关断角与临界关断角的关系是直流是否换相失败的直观体现。然而,上述预判和抑制方法几乎忽略了交流故障时临界关断角的动态特性,可能导致换相失败预测结果不准确;交流电压也是影响换相失败的关键因素,其故障下的动态特性对预测结果同样存在影响。显然,最小关断面积法可以反映上述影响因素,但该方法预测速度较慢。因此,基于传统最小关断面积法,提出一种兼顾快速预测与关键影响因素准确表征的换相失败预判方法,并设计相应的抑制策略,具有重要研究意义。

本文考虑暂态过程中交流电压与临界关断角的动态变化,对关断面积进行预测,并提出一种换流器关断安全裕度系数,据此评估换相失败风险;基于故障期间换流器瞬时关断面积与稳态额定关断面积的差值,得到关断面积动态补偿量与关断角间的定量关系,补偿逆变侧关断角;建立故障恢复期间换流器关断面积与直流电流的定量关系,结合故障恢复期间的直流电流特性,获取直流电流指令值代替原有低压限流(voltage dependent current order limiter, VDCOL),实现直流快速恢复。在PSCAD/EMTDC中建立LCC-HVDC模型,对所提换流器关断安全裕度系数及控制策略的有效性进行验证。

1 换流器关断安全裕度系数构建

1.1 计及换相电压与临界关断角动态特性的最小关断面积预测

逆变侧6脉动换流器及换相等效电路如图1所示。图中: U_a 、 U_b 、 U_c 为逆变侧三相交流电压有效值; L_r 为等效换相电感; U_d 、 I_d 分别为直流电压、电流, i_{VT4} 、 i_{VT6} 分别为流过晶闸管VT4、VT6的电流。

图2为图1所示VT4向VT6换相过程中的换相电压与阀电流示意图。图中: U_1 为换相电压有效值; α 为触发角; β 为越前触发角; μ 为换相角; γ 为关断角; γ_0 为临界关断角; ω 为工频角频率;阴影面积 S_A 、 S_G 分别为换相电压面积和关断面积。

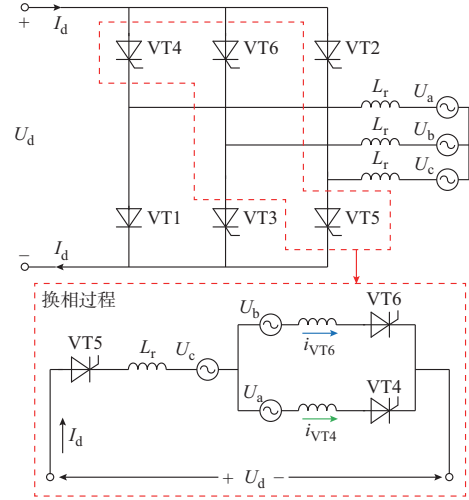


图1 逆变侧6脉动换流器等效模型及换相等效电路
Fig. 1 Equivalent model and commutation equivalent circuit of 6-pulse converter on inverter side

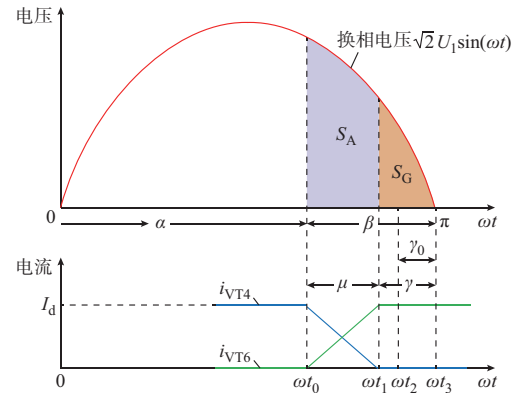


图2 换相过程中换流器关断面积示意图
Fig. 2 Schematic diagram of converter extinction area in commutation process

S_G 的表达式为:

$$S_G = \int_{\pi-\gamma}^{\pi} \sqrt{2} U_1 \sin(\omega t) d(\omega t) = \sqrt{2} U_1 (1 - \cos \gamma) \quad (1)$$

当受端交流系统故障时,直流电流上升,导致换相角 μ 增大,换相电压面积 S_A 右移,关断面积 S_G 减小;同时,故障引发受端换相电压跌落,进一步压缩关断面积 S_G 。当关断面积 S_G 过小时,晶闸管承受反向电压时间过短,内部载流子未彻底耗散,导致晶闸管未在反向电压作用时间内恢复正向电压阻断能力。当关断面积 S_G 小于最小关断面积 S_{Gmin} 时,晶闸管因承受正向电压而重新导通,诱发系统换相失败。最小关断面积 S_{Gmin} 可表示为:

$$S_{Gmin} = \int_{\pi-\gamma_0}^{\pi} \sqrt{2} U_1 \sin(\omega t) d(\omega t) = \sqrt{2} U_1 (1 - \cos \gamma_0) \quad (2)$$

式(2)通常用来评估稳态下换流器的关断裕度,未考虑暂态工况下换相电压的动态特性。因此,在式(2)中引入电压一阶微分环节,模拟故障期间换相电压的动态变化趋势,并对 S_{Gmin} 进行动态预测。预测后的最小关断面积 S_{Gmin}^{prev} 为:

$$S_{Gmin}^{prev} = \sqrt{2} U_1^{prev} (1 - \cos \gamma_0) = \sqrt{2} \left(U_1 + \frac{dU_1(t_0)}{dt} \Delta t \right) (1 - \cos \gamma_0) \quad (3)$$

式中: U_1^{prev} 为预测换相电压; t_0 为预测起始时刻; Δt 为预测时长。

Δt 的选取原则如下:

1)当受端发生交流故障时,交流电压通常在半个周期(10 ms)内迅速下降,系统发生换相失败,为有效预测换相失败,预测时长 Δt 至少为10 ms;

2)换相失败工况下,同一组桥臂将导通一个周期(20 ms),故预测时长 Δt 应在20 ms以内。

引入电压一阶微分环节后,尽管能够实现关断面积的动态预测,但也可能给系统带来振荡风险,甚至影响控制系统的正常运行^[23]。因此,综合衡量 Δt 的影响,本文选取 Δt 为15 ms。

式(3)中考虑了故障期间换相电压的动态变化,但忽略了换流器临界关断角的动态变化。交流故障下,换相电压下降、直流电流上升导致晶闸管关断时间变化,影响临界关断角的动态特性,进而影响换相失败的准确判别^[24-26]。因此,式(3)中临界关断角 γ_0 应为动态临界关断角,其表达式为:

$$\gamma_0 = \omega t_q = \omega f \left(\frac{di}{dt} \Big|_{t=t_1}, I_F, T_j \right) \quad (4)$$

式中: t_q 为晶闸管关断时间; $f(\cdot)$ 为晶闸管关断时间函数; $(di/dt)|_{t=t_1}$ 为晶闸管电流过零点变化率,其中, t_1 为晶闸管电流下降过零点所对应的时刻; I_F 为正向电流; T_j 为晶闸管结温。

晶闸管关断过程如附录A图A1所示。其中,关断时间 t_q 由反向恢复时间 t_{rr} 与正向阻断恢复时间 t_{gt} 组成,即

$$t_q = t_{rr} + t_{gt} \quad (5)$$

反向恢复时间 t_{rr} 对应附录A图A1中 $t_1 \sim t_4$ 时段。在文献[24]与本文中,构建的晶闸管仿真模型通过提取 t_1 、 t_4 两个时刻计算反向恢复时间 t_{rr} :

$$t_{rr} = t_4 - t_1 \quad (6)$$

式中: t_4 为晶闸管关断电流由峰值衰减至峰值的10%时对应的时刻。

正向阻断恢复时间 t_{gt} 对应附录A图A1中 $t_4 \sim t_5$ 时段,可通过理论计算获取,其表达式为:

$$t_{gt} = \tau_p \ln \frac{\alpha_{npn} \tau_p^2 \frac{di}{dt} \Big|_{t=t_1} - Q_{rr}}{\alpha_{npn} \tau_p I_H} \quad (7)$$

式中: α_{npn} 为晶闸管等效NPN晶体管的电流增益,通常取1.15; τ_p 为少子寿命; Q_{rr} 为反向恢复电荷; I_H 为晶闸管维持电流,通常由晶闸管数据手册获得。

少子寿命 τ_p 的大小与晶闸管存储时间 t_s (附录A图A1中 $t_1 \sim t_3$ 时段)相近,可近似为:

$$\tau_p \approx t_s \approx \frac{I_{RM}}{\frac{di}{dt} \Big|_{t=t_1}} \quad (8)$$

式中: I_{RM} 为晶闸管关断电流峰值。

I_{RM} 、 Q_{rr} 电流过零点变化率、正向电流与结温相关,结合晶闸管数据手册中不同 I_F 与 T_j 下的 $(di/dt)|_{t=t_1}$ 与 Q_{rr} 、 I_{RM} 关系曲线,确定 Q_{rr} 、 I_{RM} 与 $(di/dt)|_{t=t_1}$ 、 I_F 、 T_j 间关系的表达式如下:

$$\begin{cases} Q_{rr} = \alpha_0 \left(\frac{di}{dt} \Big|_{t=t_1} \right)^{\alpha_1} I_F^{\alpha_2} e^{\alpha_3 (T_j - 90)} \\ I_{RM} = \beta_0 \left(\frac{di}{dt} \Big|_{t=t_1} \right)^{\beta_1} I_F^{\beta_2} e^{\beta_3 (T_j - 90)} \end{cases} \quad (9)$$

式中: α_0 、 α_1 、 α_2 、 α_3 、 β_0 、 β_1 、 β_2 、 β_3 均为拟合参数。

根据晶闸管手册数据,采用MATLAB多元非线性拟合算法求解式(9)中各拟合参数,计算反向恢复电荷 Q_{rr} 与反向恢复电流峰值 I_{RM} 。综合式(4)一式(9),可获得动态临界关断角的表达式。

1.2 换流器关断安全裕度系数构建及换相失败风险程度划分

基于对最小关断面积的预测,为量化评估换相失败的风险,从而有效预测换相失败的发生,提出了一种换流器关断安全裕度系数 K_{ESMC} ,其表达式为:

$$K_{ESMC} = \frac{S_G^{prev} - S_{Gmin}^{prev}}{S_{GN} - S_{Gmin}^{prev}} \quad (10)$$

式中: S_{GN} 为额定工况下的换流器关断面积,如式(11)所示; S_G^{prev} 为暂态工况下考虑交流电压动态预测的换流器关断面积,如式(12)所示。

$$S_{GN} = \sqrt{2} U_N (1 - \cos \gamma_N) \quad (11)$$

$$S_G^{prev} = \sqrt{2} U_1^{prev} (1 - \cos \gamma) =$$

$$\sqrt{2} \left(U_1 + \frac{dU_1(t_0)}{dt} \Delta t \right) (1 - \cos \gamma) \quad (12)$$

式中: U_N 为额定工况下逆变侧交流电压的有效值; γ_N 为关断角额定值。

$K_{ESMC} > 1$ 表明系统关断角大于关断角参考值;

$K_{ESMC}=1$ 表明系统处于稳态运行状态,无换相失败风险。 K_{ESMC} 越小,表明换流器关断裕度越小,直流换相失败风险越大。当 $K_{ESMC}=0$ 时,换流器的关断裕度刚好无法满足晶闸管恢复其阻断正向电压的能力,此后若故障持续,电压进一步跌落,关断角进一步减小,直流发生换相失败;此后若故障清除,电压逐渐恢复,关断角逐渐增大,换流器的关断裕度增大,直流将避免换相失败。

K_{ESMC} 采用电压一阶微分环节与动态临界关断角模型表征交流故障期间换相电压以及临界关断角的动态特性,实现对换相失败的快速、准确预判,并为换相失败抑制策略投入与退出提供了量化判定依据。

2 考虑关断面积动态补偿的定关断角控制改进方法及直流电流指令优化方法

基于所提换流器关断裕度系数的预测结果,提出一种实时动态补偿故障期间换流器关断面积并优化直流电流指令值的控制策略,以实现换相失败的有效抑制与故障的快速恢复。

2.1 考虑关断面积动态补偿的定关断角控制改进策略

由上文分析可知,关断面积能够表征换流器的关断裕度大小,通过实时补偿故障期间的关断面积,可实现换流器关断裕度的动态修正。暂态工况下换流器关断面积与稳态下关断面积的差值 ΔS_G 为:

$$\Delta S_G = \sqrt{2} U_i^{\text{prev}} (1 - \cos \Delta \gamma) = S_{GN} - S_G^{\text{prev}} = \sqrt{2} U_N (1 - \cos \gamma_N) - \sqrt{2} U_i^{\text{prev}} (1 - \cos \gamma) \quad (13)$$

由式(13)可得故障期间关断面积动态补偿量与逆变侧关断角的定量关系,由此获得关断角补偿量 $\Delta \gamma$ 为:

$$\Delta \gamma = \arccos \left(1 - \frac{\Delta S_G}{\sqrt{2} U_i^{\text{prev}}} \right) = \arccos \left[1 - \frac{U_N (1 - \cos \gamma_N) - U_i^{\text{prev}} (1 - \cos \gamma)}{U_i^{\text{prev}}} \right] \quad (14)$$

同时,为避免在故障及恢复期间过多补偿换流器的关断裕度,从而影响直流传输功率的恢复,基于1.2节中提出的换流器关断安全裕度系数 K_{ESMC} ,将通过式(14)求得的关断角补偿量乘以 $1 - K_{ESMC}$,以避免较轻故障时过度补偿带来的无功消耗。因此,关断角补偿量修正为:

$$\Delta \gamma^* = (1 - K_{ESMC}) \Delta \gamma \quad (15)$$

式中: $\Delta \gamma^*$ 为修正后的关断角补偿量。

基于获得的修正后的关断角补偿量,动态调整定关断角控制环节中关断角的偏差量,进一步提升暂态下换流器关断裕度,从而抑制换相失败。

2.2 考虑故障恢复期间关断安全裕度动态调整的直流电流指令优化方法

考虑关断安全裕度动态补偿的定关断角控制改进方法能够起到抑制换相失败的作用,然而,该方法对于故障后直流的恢复效果提升不大,调节范围有限。VDCOL在故障恢复过程中能够限制直流电流上升,影响直流的恢复特性。VDCOL控制特性如下所示:

$$I_{d, \text{ord}} = \begin{cases} I_{d, \text{inv}}^L & U_{dv} \leq U_{d, \text{inv}}^L \\ \frac{I_{d, \text{inv}}^H - I_{d, \text{inv}}^L}{U_{d, \text{inv}}^H - U_{d, \text{inv}}^L} U_{dv} + \frac{U_{d, \text{inv}}^H I_{d, \text{inv}}^L - U_{d, \text{inv}}^L I_{d, \text{inv}}^H}{U_{d, \text{inv}}^H - U_{d, \text{inv}}^L} & U_{d, \text{inv}}^L < U_{dv} < U_{d, \text{inv}}^H \\ I_{d, \text{inv}}^H & U_{dv} \geq U_{d, \text{inv}}^H \end{cases} \quad (16)$$

式中: $I_{d, \text{ord}}$ 为直流电流指令值; $I_{d, \text{inv}}^H$ 、 $I_{d, \text{inv}}^L$ 分别为VDCOL直流电流的上、下限; $U_{d, \text{inv}}^H$ 、 $U_{d, \text{inv}}^L$ 分别为VDCOL直流电压的上、下限; U_{dv} 为VDCOL的启动电压,如式(17)所示。

$$U_{dv} = U_{d, \text{inv}} + R_v I_{d, \text{inv}} \quad (17)$$

式中: $U_{d, \text{inv}}$ 为逆变侧直流电压; R_v 为补偿电阻; $I_{d, \text{inv}}$ 为逆变侧直流电流。

由式(16)、式(17)可知,VDCOL控制特性由启动电压 U_{dv} 以及VDCOL直流电压、电流的上、下限决定,这导致直流故障恢复特性受设定的相关控制参数影响。针对不同的系统、故障类型,该控制方法在故障恢复期间的后续换相失败抑制与加快功率快速恢复上并不具有普适性,无法保证最优的故障恢复特性。因此,根据故障恢复期间的换流器关断裕度动态变化特性,设计一种加快功率恢复的直流指令值优化方法,从而优化故障期间的直流恢复性能。

首次换相失败后,关断角减小至0,此时定关断角控制环节过度响应并迅速增大输出量,使关断角大幅提升至远大于额定值,同时控制切换至定电流控制环节。此时,关断面积 S_G 大于额定关断面积 S_{GN} ,表明直流尚未完全恢复,直流电流仍有快速恢复的空间。基于2.1节故障下关断安全裕度补偿量获取方法,获取故障恢复期间关断安全裕度的调节量,建立其与直流电流的定量关系,并结合故障期间直流电流恢复特性,获得故障恢复期间的直流电流指令值表达式。

以12脉动高压直流换流器为例,逆变侧直流电

压 $U_{d,inv}$ 的表达式为:

$$U_{d,inv} = 2 \left(\frac{3\sqrt{2}k_{inv}}{\pi} U_1 \cos \gamma - \frac{3}{\pi} X_{T,inv} I_d \right) = \frac{3\sqrt{2}k_{inv}}{\pi} U_1 (\cos \gamma + \cos \beta) \quad (18)$$

式中: k_{inv} 为逆变侧换流变压器变比; $X_{T,inv}$ 为逆变侧换流变压器等效换相电抗。

将式(18)进一步整理,考虑暂态过程交流电压动态特性,可得直流电流的表达式为:

$$I_d = \frac{\frac{3\sqrt{2}k_{inv}}{\pi} U_1^{prev} (\cos \gamma - \cos \beta)}{\frac{6}{\pi} X_{T,inv}} \quad (19)$$

故障恢复期间换流器关断面积与稳态下关断面积的差值 $\Delta S'_G$ 为:

$$\Delta S'_G = \sqrt{2} U_1^{prev} (1 - \cos \Delta \gamma') = S_G^{prev} - S_{GN} \quad (20)$$

式中: $\Delta \gamma'$ 为故障恢复期间关断角的调节量。

结合式(13)和式(14),可得 $\Delta \gamma'$ 的值为:

$$\Delta \gamma' = \arccos \left(1 - \frac{\Delta S'_G}{\sqrt{2} U_1^{prev}} \right) \quad (21)$$

将式(19)改写为:

$$I_d = f_d(\gamma, \beta, U_1^{prev}) \quad (22)$$

式中: $f_d(\cdot)$ 为直流电流函数。

基于式(22)与 $\Delta \gamma'$, 可得故障恢复期间直流电流指令值的调节量 ΔI_d 为:

$$\Delta I_d = f_d(\gamma - \Delta \gamma', \beta, U_1^{prev}) - f_d(\gamma, \beta, U_1^{prev}) \quad (23)$$

结合故障恢复期间的直流电流特性,可得考虑故障恢复期间关断安全裕度的直流电流指令 $I_{d,ordnew}$ 为:

$$I_{d,ordnew} = I_d + \Delta I_d \quad (24)$$

考虑到加快直流恢复可能带来的后续换相失败的问题,在故障恢复期间,当 K_{ESMC} 下降至1以下时,检测 K_{ESMC} 的下降情况;当 K_{ESMC} 下降至设定值 K' 后,锁定当前的直流电流指令值至直流完全恢复后,恢复原有指令值。

采用所提直流电流指令值优化方法后,故障恢复期间的换流器关断裕度用于调整当前的直流电流,加快了直流电流的恢复期间的上升速度,缩短了故障恢复时间。同时,根据恢复过程中 K_{ESMC} 的大小设定直流电流指令值的限值,避免直流过快恢复而引发后续换相失败,最终实现兼顾直流快速恢复与后续换相失败预防的效果。

3 所提换相失败抑制策略的实现过程

上文提出的考虑关断面积动态补偿的定关断角控制改进及直流电流限制方法原理图如图3所示。图中: U_{ab} 、 U_{ca} 、 U_{bc} 为受端交流线电压; $\Delta \gamma_{cec}$ 为电流偏差控制的输出量; β_i 、 β_γ 分别为定电流控制环、定关断角控制环的输出量; β_{inv} 、 α_{inv} 分别为逆变侧超前触发角和触发角的控制指令值; I_{deref} 为直流电流参考值; PI 表示比例-积分环节。

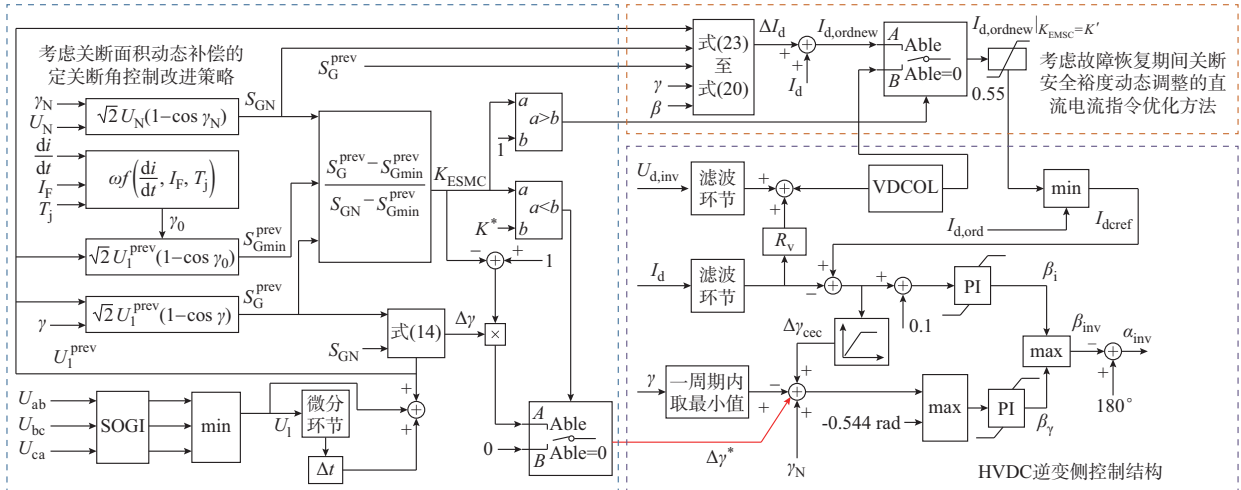


图3 所提换相失败抑制策略原理图

Fig. 3 Schematic diagram of proposed commutation failure suppression strategy

具体包括以下控制部分:

1) HVDC 逆变侧控制结构

HVDC 逆变侧控制结构包含定关断角控制、定电流控制、电流偏差控制与 VDCOL 等环节。

2) 考虑关断面积动态补偿的定关断角控制改进策略

故障期间换相电压易产生畸变且变化迅速,为准确且快速地提取换相电压有效值,在检测逆变侧

三相交流线电压后,通过二阶广义积分器(second-order generalized integrator, SOGI)测量换相电压幅值^[27-28]。使用SOGI可以有效滤除电压中的谐波分量,同时加快检测速度。SOGI原理图如附录A图A2所示。基于图A2,可得SOGI的传递函数为:

$$\begin{cases} U_a = \frac{k\omega s}{s^2 + k\omega s + \omega^2} U \\ U_b = \frac{k\omega^2}{s^2 + k\omega s + \omega^2} U \\ U_{\text{SOGI}} = \sqrt{U_a^2 + U_b^2} \end{cases} \quad (25)$$

式中: U_a 、 U_b 分别为电压正弦和余弦分量; U 为检测的交流线电压幅值; k 为影响SOGI对干扰信号的敏感度和响应速度的控制参数; U_{SOGI} 为经SOGI滤波获得的电压。

经SOGI获得逆变侧换相电压有效值 U_1 后,根据式(12)获得 S_G^{prev} ,由式(3)和式(11)求取 $S_{\text{Gmin}}^{\text{prev}}$ 和 S_{GN} ,并根据式(10)计算换流器关断安全裕度系数 K_{ESMC} 。当 K_{ESMC} 小于设定的安全阈值 K^* 时,判断直流具有较高的换相失败风险,控制策略启动。控制启动后,将 $\Delta\gamma$ 乘以系数 $1 - K_{\text{ESMC}}$,从而获得关断角补偿量 $\Delta\gamma^*$ 。为保证抑制策略提前投入从而有效抑制换相失败,同时避免阈值设定过高导致控制频繁投切,将安全阈值 K^* 设定为0.5。

3)考虑故障恢复期间关断安全裕度动态调整的直流电流指令优化方法

首次换相失败后,当 $K_{\text{ESMC}} > 1$ 时,控制启动并根据式(20)和式(21)计算故障恢复期间关断角调整量 $\Delta\gamma'$ 。结合式(22)和式(23),计算故障恢复期间直流电流指令值的调节量 ΔI_d ,并结合恢复期间的直流电流 I_d 获得优化后的直流电流指令值 $I_{d,\text{ordnew}}$ 。获得的 $I_{d,\text{ordnew}}$ 受限幅环节限制输出,其中,输出下限取VDCOL控制原有直流电流下限值0.55,输出上限取 $K_{\text{ESMC}} = K'$ 时对应的 $I_{d,\text{ordnew}}$ 。为避免过度加快直流恢复速度而引发的后续换相失败,将 K' 设为0.25。

4 仿真验证与分析

在PSCAD/EMTDC仿真平台搭建LCC-HVDC仿真测试模型,其参数与CIGRE标准直流模型保持一致。直流测试模型中的晶闸管模型采用晶闸管动态关断仿真模型^[24],模型参数参考KPC2000-85Y02型晶闸管器件手册。基于建立的测试模型,验证提出的换流器关断安全裕度系数与换相失败抑制策略的有效性。

4.1 换流器关断安全裕度系数的准确性与有效性验证

基于搭建的直流测试模型,验证提出的基于 K_{ESMC} 的换相失败预判方法的有效性与优越性。设置故障工况如下:

工况1:1.5 s时在逆变侧换流母线处设置单相短路故障,故障接地电感为0.58 H,故障持续时间为0.4 s。

工况2:1.5 s时在逆变侧换流母线处设置三相短路故障,故障接地电感为0.4 H,故障持续时间为0.4 s。

图4为工况1、2下 K_{ESMC} 对首次、后续换相失败的预测结果。基于等分法原则,将 K_{ESMC} 等分为0、0.25、0.50、0.75、1.00这5个关键点。

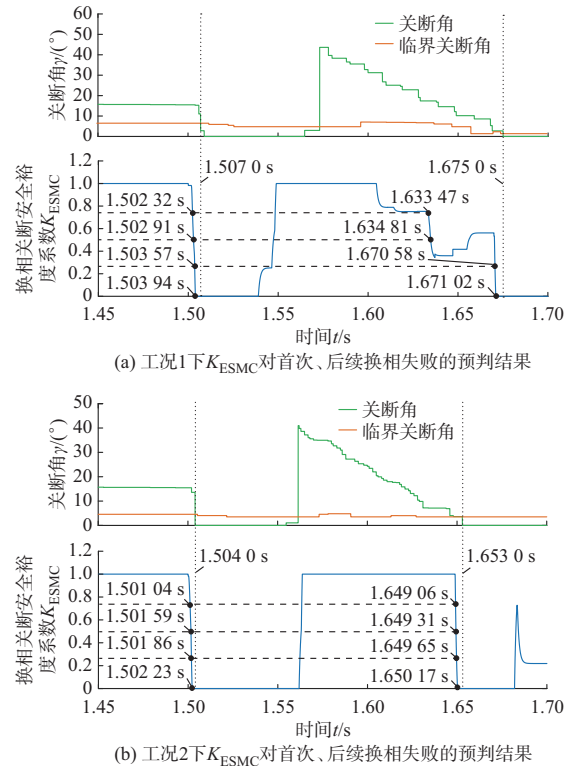


图4 工况1、2下换相失败预判结果
Fig. 4 Prediction results of commutation failure in operation conditions 1 and 2

由图4(a)可得,工况1下首次、后续换相失败发生的时刻分别为1.507 0和1.675 0 s。当 $K_{\text{ESMC}} = 0$ 时,预测首次、后续换相失败的时刻分别为1.503 94和1.671 02 s,均早于首次、后续换相失败发生的时刻,且预判时间裕度分别为3.1 ms和4.0 ms,仿真结果验证了工况1下所提方法对首次、后续换相失败预判的有效性。

由图4(b)可得,工况2下首次、后续换相失败发生的时刻分别为1.504 0和1.653 0 s。当 $K_{ESMC}=0$ 时,预测首次、后续换相失败的时刻分别为1.502 23和1.650 17 s,均早于首次、后续换相失败发生的时刻,且预判时间裕度分别为1.8 ms和1.3 ms,仿真结果验证了工况2下所提方法对首次、后续换相失败预判的有效性。

为进一步验证所提预判方法对换相失败的预判效果,开展遍历仿真,并与传统CFPREV预判方法对比,说明提出预判方法的优越性。CFPREV预判方法的具体参数设置参考文献[29]。遍历仿真设置如下:在逆变侧换流母线处分别设置单相短路与

三相短路故障;故障持续时间为0.4 s,故障发生时刻从1.5 s开始以5 ms为步长变化至1.52 s;故障接地电感以0.1 H为步长变化,从0.2 H变化至1.0 H。

图5和附录A图A3为遍历仿真下所提预判方法和CFPREV的预判换相失败效果。其中,蓝色方块表示成功预判首次换相失败或后续换相失败;白色带斜杠的方块表示未成功预测换相失败;白色方块表示未发生换相失败。所提预判方法对应的表格中的数据,表示 $K_{ESMC}=0$ 的时刻与实际换相失败发生时刻之间的时间裕度;CFPREV对应的表格中的数据表示预测的换相失败发生时刻与实际换相失败发生时刻之间的时间裕度。

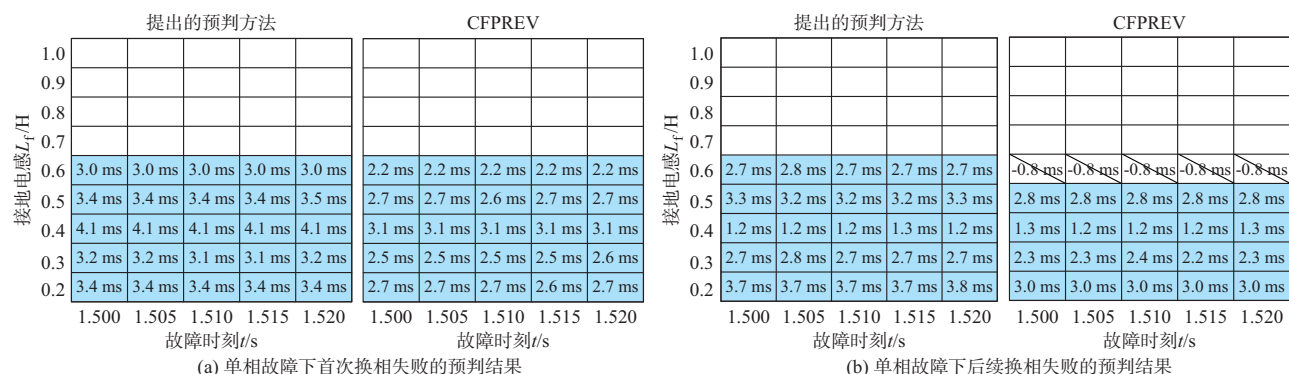


图5 单相故障下换相失败预判结果对比

Fig. 5 Comparison of commutation failure prediction results under single-phase faults

由图5可得,单相故障下,所提预判方法均能成功预判首次、后续换相失败;CFPREV尽管能够成功预测首次换相失败,但当 $L_f=0.6$ H时,无法成功预判后续换相失败,且所提换相失败预判方法的时间裕度要略长于CFPREV。

由附录A图A3可得,三相故障下,所提预判方法均能成功预判首次换相失败,但当 $L_f=0.9$ H时,无法成功预判后续换相失败;当 $L_f=0.9$ H时,CFPREV无法成功预测首次换相失败,且当 L_f 为0.8、0.9 H时,CFPREV无法成功预判后续换相失败。与单相故障下相同,三相故障下提出的换相失败预判方法的时间裕度要略长于CFPREV。

综合图5、附录A图A3可得,所提预判方法对于首次换相失败预测的成功率为100%,对于后续换相失败预测的成功率为92.31%。结果表明,所提预判方法对于首次、后续换相失败的预判效果略优于CFPREV,且预判的时间裕度稍大于CFPREV,验证了所提预判方法的优越性。

由图5、附录A图A3中所提预判方法的时间裕度可知,选择 $K_{ESMC}=0$ 对应的时刻作为预判换相失败发生的时刻,在某些工况下可能导致控制环节响

应不及时,从而无法有效抑制换相失败。为给控制系统预留足够的时间裕度,本文选取 $K_{ESMC}=0.5$ 对应的时刻作为预判换相失败发生的时刻。

4.2 所提换相失败抑制策略的有效性验证

1) 首次换相失败抑制效果验证

基于搭建的直流测试模型设置如下的故障工况,对3种控制策略进行对比分析。

工况3:1.5 s时在逆变侧换流母线处设置单相短路故障,故障接地电感为0.59 H,故障持续时间为0.1 s。

工况4:1.5 s时在逆变侧换流母线处设置三相短路故障,故障接地电感为0.85 H,故障持续时间为0.1 s。

控制策略I:CIGRE标准直流模型的原有控制策略。

控制策略II:在控制策略I的基础上,采用提出的考虑关断安全裕度动态补偿控制模块。

控制策略III:在控制策略II的基础上,采用考虑故障恢复期间关断安全裕度动态调整的直流电流指令优化方法。

附录A图A4为工况3下不同控制策略对首次

换相失败的抑制效果对比。可以看出,控制策略 I 中直流发生换相失败,控制策略 II、III 中均未发生换相失败。采用控制策略 II 后,关断角下降至 7.9° ,直流电流上升至 1.16 p.u.,受端有功功率下降至 655 MW。对比控制策略 II 与控制策略 III,采用控制策略 III 后直流电流上升至 1.15 p.u.,且由于优化故障恢复期间的直流电流指令值,直流电流恢复至 0.95 p.u. 的时间缩短 0.055 s;受端有功功率下降至 680 MW,且恢复至 0.9 p.u. 的时间缩短了 0.01 s。

图 6 为工况 4 下不同控制策略对首次换相失败的抑制效果对比,可以看出:应用控制策略 I 直流发生换相失败,控制策略 II、III 均未发生换相失败。应用控制策略 II 后,关断角下降至 6.4° ;直流电流上升至 1.15 p.u.;受端有功功率下降至 567 MW。对比控制策略 II 与控制策略 III,应用控制策略 III 后关断角上升至 7.1° ;直流电流上升至 1.14 p.u.,且恢复至 0.95 p.u. 的时间缩短了 0.072 s;受端有功功率下降至 595 MW,且恢复至 0.9 p.u. 缩短了 0.059 s。

由以上分析可得,所提控制策略在故障发生后,提前预测换流器的关断裕度并对其进行实时补偿,避免了首次换相失败的发生;在抑制换相失败的基础上,优化故障恢复期间的直流电流指令值,加快了直流的故障恢复时间,有利于系统快速稳定。

2) 后续换相失败抑制效果验证

基于搭建的直流测试模型设置如下的故障工况,对控制策略 I、II 与 III 进行对比分析。

工况 5: 1.6 s 时在逆变侧换流母线处设置单相短路故障,故障接地电感为 0.45 H,故障持续时间为 0.4 s。

工况 6: 1.6 s 时在逆变侧换流母线处设置三相短路故障,故障接地电感为 0.78 H,故障持续时间为 0.4 s。

图 7 为工况 5 下不同控制策略对后续换相失败的抑制效果对比。可以看出,控制策略 I 中直流发生连续换相失败,控制策略 II、III 中均抑制了后续换相失败的发生。采用控制策略 II 后,首次换相失败直流电流上升至 2.42 p.u.,受端有功功率下降至 168 MW。对比控制策略 II 与控制策略 III,采用控制策略 III 后直流电流首次换相失败上升至 2.11 p.u.,直流电流恢复至额定值的时间较控制策略 II 提前 0.047 s;受端有功功率下降至 190 MW,受端有功功率恢复至额定值的 90% (即 $0.9P_{inv}^*$) 的时间较控制策略 II 提前 0.044 s。

附录 A 图 A5 为工况 6 下不同控制策略对后续换相失败的抑制效果对比。可以看出,控制策略 I

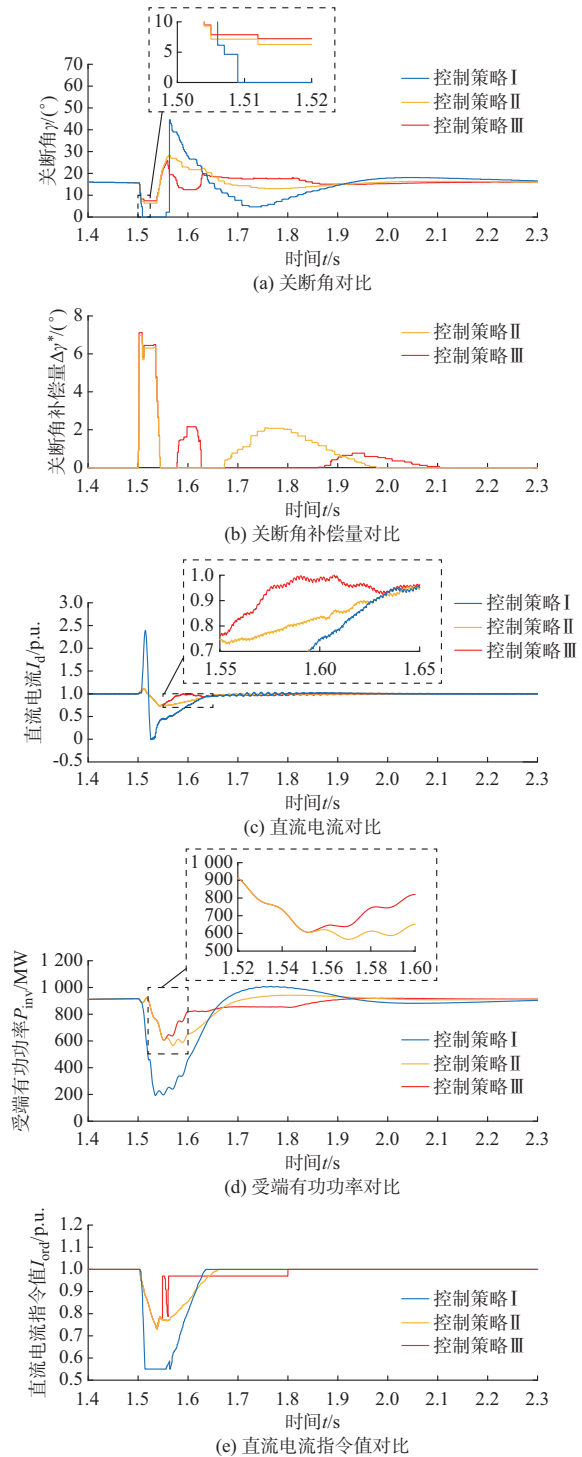


图 6 工况 4 下不同控制策略首次换相失败抑制效果对比
Fig. 6 Comparison of suppression effects of first commutation failure for various control strategies in operation condition 4

中直流发生连续换相失败,控制策略 II、III 中均抑制了后续换相失败的发生。采用控制策略 II 后,首次换相失败直流电流上升至 2.21 p.u. 对比控制策略 II 与控制策略 III,采用控制策略 III 后直流电流首次换相失败上升至 2.19 p.u.,且直流电流恢

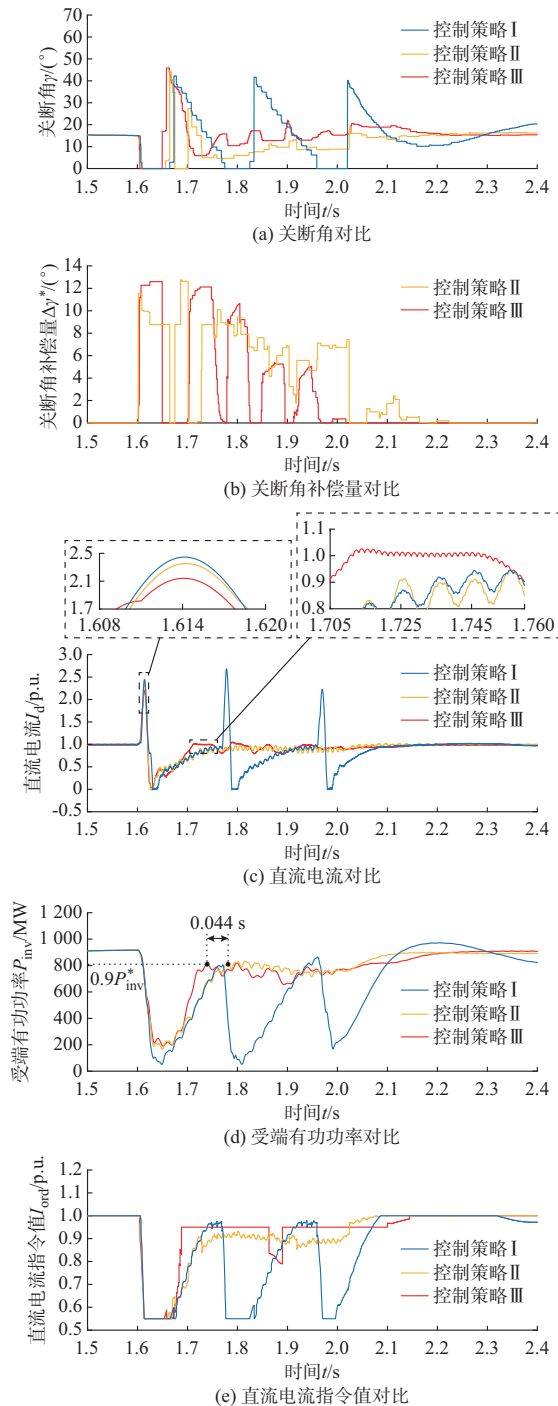


图7 工况5下不同控制策略后续换相失败抑制效果对比
Fig. 7 Comparison of suppression effects of subsequent commutation failure for various control strategies in operation condition 5

恢复至0.95 p.u.的时间缩短了0.036 s;受端有功功率恢复至0.9 p.u.的时间较控制策略II缩短了0.022 s。

由以上分析可得,随着故障程度的加深,提出的控制策略虽然未能及时抑制首次换相失败,但在后续故障中成功增大了换流器的关断裕度,抑制了后续换相失败的发生。同时,基于故障恢复期间的关

断安全裕度求取了直流电流指令值调节量,并结合恢复期间的直流电流特性获得了优化后的直流电流指令值,相比于原有VDCOL控制,在保证避免后续换相失败的基础上,能够加快直流电流的恢复速度。

3)与传统最小关断面积控制对比

在验证提出的策略抑制首次与后续换相失败有效性的基础上,与文献[21]中提出的最小关断面积控制策略进行对比,验证所提策略的优越性。设置故障工况进行仿真对比,结果如附录A图A6、图A7所示。

由附录A图A6、图A7可得,在轻微故障下,传统最小关断面积控制策略与本文提出的控制策略均能抑制换相失败的发生,同时提出的控制策略能够减少关断角的跌落程度。

随着故障程度的逐渐加深,最小关断面积控制策略无法维持直流运行在最小关断面积下;而本文提出的控制策略在严重故障下实时补偿换流器的关断面积,抑制了换相失败的发生。

为进一步验证所提控制策略对换相失败的抵御效果,开展遍历仿真。仿真设置如下:在逆变侧换流母线处分别设置单相短路与三相短路故障;故障持续时间为0.1 s,从1.7 s开始以1 ms为步长改变故障发生时刻至1.71 s;故障接地电感以0.05 H为步长变化,从0.2 H变化至1.0 H。

附录A图A8、图A9为不同故障下遍历仿真换相失败的抑制效果。可以看出,相比于CIGRE标准模型原控制,最小关断面积控制与所提控制策略均能在一定程度上提升系统首次换相失败的抵御能力,提出的策略对首次换相失败的抑制效果略优于传统最小关断面积控制;在严重故障下,由于所提策略能够实时补偿换流器安全关断所缺乏的关断裕度,具有更强的调控能力,故与可以有效传统最小关断面积控制相比,所提策略具有更强的连续换相失败的抵御能力。

5 结语

本文考虑受端交流故障下换相电压与逆变侧临界关断角动态变化特性,提出了一种基于换流器关断安全裕度系数的换相失败预判方法,并设计了考虑关断裕度动态补偿的定关断角改进策略与计及故障恢复期间关断安全裕度动态调整的直流电流指令值优化方法。结合理论及仿真分析,获得以下结论:

1)提出了基于换流器关断安全裕度系数的换相失败预判方法。通过引入电压微分环节与动态临界关断角,计算故障期间换流器的最小关断面积,提出了换流器关断安全裕度系数,根据该系数的大小评

估换相失败风险并预判首次、后续换相失败;与传统CFPREV预判方法相比,提出的预判方法具有更高的准确率以及更充足的时间裕度。

2)提出了动态补偿换流器关断裕度的定关断角改进控制策略。通过获取故障期间换流器的关断面积,动态补偿换流器的关断裕度;与传统最小关断面积控制相比,提出的控制策略面对更严重的故障具有更强的调控范围,提升了直流对首次换相失败与后续换相失败的抵御能力。

3)提出了计及故障恢复期间关断安全裕度动态调整的直流电流指令值优化方法。建立了故障恢复期间关断安全裕度与直流电流的量化关系,提出了兼顾后续换相失败抑制与直流快速恢复的直流电流指令值优化方法,在 K_{ESMC} 的约束下通过动态调整关断裕度对直流电流指令值进行优化,抵御后续换相失败的同时加快直流的恢复速度,有利于系统快速恢复稳定。

在后续研究工作中,将结合多馈入直流交互作用因子,进一步探究基于换流器关断安全裕度系数 K_{ESMC} 的多馈入直流系统同时换相失败、相继换相失败预判方法。同时,开展换流器关断安全裕度系数 K_{ESMC} 对CFPREV、VDCOL等原有直流控制优化研究,从而进一步提升直流系统的换相失败抵御能力。

附录见本刊网络版,点击<http://www.aeps-info.com/aeps/article/abstract/20250827008>,或扫描英文摘要后二维码,可阅读全文。

参 考 文 献

- [1] 贺之渊,高冲,叶洪波,等.可控换相换流器研制及其工程应用[J].电力系统自动化,2024,48(19):181-191.
HE Zhiyuan, GAO Chong, YE Hongbo, et al. Development and engineering application of controllable line commutated converter [J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(19): 181-191.
- [2] 李国庆,王拓,辛业春,等.多馈入直流受端电网换相失败风险区域快速识别方法[J].中国电机工程学报,2022,42(1):140-152.
LI Guoqing, WANG Tuo, XIN Yechun, et al. A rapid identification method for commutation failure risk area in multi-feed high voltage direct current receiving-end power grid [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(1): 140-152.
- [3] 秦博宇,张哲,高鑫,等.响应驱动的直流送端暂态过电压评估及抑制策略[J].电力系统自动化,2025,49(7):148-157.
QIN Boyu, ZHANG Zhe, GAO Xin, et al. Response-driven assessment and suppression strategy for transient overvoltage at DC sending end [J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(7): 148-157.
- [4] 刘凯,王永平,王俊生,等.基于IGCT抑制换相失败的关键控制策略[J].电力系统自动化,2024,48(15):160-168.
LIU Kai, WANG Yongping, WANG Junsheng, et al. Key control strategy for suppressing commutation failure based on integrated gate commutated thyristor [J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(15): 160-168.
- [5] 刘杉,谭开东,姜喆,等.基于可控自恢复消能装置的直流送端暂态过电压抑制方法[J].电力系统自动化,2024,48(9):142-150.
LIU Shan, TAN Kaidong, JIANG Zhe, et al. Suppression method for transient overvoltage at DC sending end based on controllable self-recovery energy consumption device [J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(9): 142-150.
- [6] ZHANG L D, DOFNAS L. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems [C]// International Conference on Power System Technology, October 13-17, 2002, Kunming, China.
- [7] THIO C V, DAVIES J B, KENT K L. Commutation failures in HVDC transmission systems [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2): 946-957.
- [8] IVARSSON J. Improvement of commutation failure prediction in HVDC classic links [D]. Trollhättan, Sweden: University West, 2011.
- [9] 王钢,李志铿,黄敏,等.HVDC输电系统换相失败的故障合闸角影响机理[J].电力系统自动化,2010,34(4):49-54.
WANG Gang, LI Zhikeng, HUANG Min, et al. Influence of initial fault voltage angle on commutation failure identification in a HVDC system [J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(4): 49-54.
- [10] 黎慧.特高压直流输电系统换相失败预测分析[D].上海:上海交通大学,2015.
LI Hui. The analysis of commutation failure prediction in UHVDC system [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2015.
- [11] 周博昊,李凤婷,宋新甫,等.基于直流电流变化量的换相失败预测判别与控制系统优化[J].电网技术,2019,43(10):3497-3504.
ZHOU Bohao, LI Fengting, SONG Xinfu, et al. Commutation failure prediction and control system optimization based on DC current variation [J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3497-3504.
- [12] 王渝红,李元琦,廖建权,等.基于直流电流瞬时微分的特高压直流分层接入系统非故障层换相失败预防控制策略[J].电力自动化设备,2024,44(2):126-132.
WANG Yuhong, LI Yuanqi, LIAO Jianquan, et al. Control strategy for commutation failure prevention at non-fault layer of UHVDC hierarchical connection system based on DC current instantaneous differential [J]. Electric Power Automation Equipment, 2024, 44(2): 126-132.
- [13] 陈树勇,李新年,余军,等.基于正余弦分量检测的高压直流换相失败预防方法[J].中国电机工程学报,2005,25(14):1-6.
CHEN Shuyong, LI Xinnian, YU Jun, et al. A method based on the sin-Cos components detection mitigates commutation failure in hvdc [J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(14): 1-6.
- [14] 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.
- [15] 汤奕, 郑晨一, 王玉, 等. 考虑交直流无功交互特性的换相失败预测控制优化方法[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(21): 50-57.
- TANG Yi, ZHENG Chenyi, WANG Yu, et al. Optimization method for commutation failure prevention control considering AC/DC reactive power interaction characteristics [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(21): 50-57.
- [16] 王玉, 侯玉强, 刘福锁, 等. 考虑多直流协调恢复的换相失败预测控制启动值优化方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(22): 85-90.
- WANG Yu, HOU Yuqiang, LIU Fusuo, et al. Optimization method for startup threshold of commutation failure prediction control considering coordinated recovery of multi-infeed HVDC systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(22): 85-90.
- [17] 汪娟娟, 文兆新, 傅闯, 等. 基于换相电压相位检测的高压直流故障恢复策略[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3504-3513.
- WANG Juanjuan, WEN Zhaoxin, FU Chuang, et al. HVDC fault recovery strategy based on phase change detection of commutation voltage[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3504-3513.
- [18] 郑睿娜, 汪娟娟, 文兆新, 等. 基于交流故障快速检测的高压直流换相失败抑制方法[J]. 电网技术, 2022, 46(3): 851-859.
- ZHENG Ruina, WANG Juanjuan, WEN Zhaoxin, et al. A method based on fast fault detection of inverter-side AC system to suppress the commutation failure in HVDC system [J]. Power System Technology, 2022, 46(3): 851-859.
- [19] 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.
- [20] 李大虎, 周泓宇, 姚伟, 等. 计及换相动态的直流换相失败在线预警方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(19): 32-41.
- LI Dahu, ZHOU Hongyu, YAO Wei, et al. Online early warning method of HVDC commutation failure considering commutation dynamics [J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(19): 32-41.
- [21] 彭忠, 李少华, 李泰, 等. 高压直流输电系统抑制换相失败的最小关断面积控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(17): 75-80.
- PENG Zhong, LI Shaohua, LI Tai, et al. A minimum extinction area control strategy to suppress commutation failure in HVDC transmission system [J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(17): 75-80.
- [22] 朱佳, 李银红, 段献忠. 基于定关断面积的混合双馈入直流输电系统换相失败抑制策略[J]. 电网技术, 2018, 42(11): 3735-3743.
- ZHU Jia, LI Yinhong, DUAN Xianzhong. A constant extinction area based control strategy for suppressing commutation failure in hybrid dual-infeed HVDC system [J]. Power System Technology, 2018, 42(11): 3735-3743.
- [23] 周泓宇, 姚伟, 李佳, 等. 基于电流电压预测的直流输电换相失败预防策略[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(16): 5948-5959.
- ZHOU Hongyu, YAO Wei, LI Jia, et al. Commutation failure prevention strategy of HVDC based on current and voltage prediction [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(16): 5948-5959.
- [24] 李国庆, 赫羽朋, 王拓, 等. 考虑关断过程载流子耗散特性的晶闸管数字建模方法[J]. 高电压技术, 2025, 51(1): 210-221.
- LI Guoqing, HE Yupeng, WANG Ta(Tuo), et al. Digital modeling method of thyristor considering dissipation characteristics of charge carriers during the turn-off process [J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(1): 210-221.
- [25] 辛业春, 郝欢, 王拓, 等. 考虑反向关断特性的晶闸管数字建模方法[J]. 高电压技术, 2024, 50(7): 2774-2783.
- XIN Yechun, HAO Huan, WANG Tuo, et al. Digital modeling method of thyristor considering reverse turn-off characteristics [J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2774-2783.
- [26] 江帆, 郭春义, 丁银香, 等. 传统直流换流阀动态关断模型及对换相失败评估准确性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(21): 8608-8617.
- JIANG Fan, GUO Chunyi, DING Yinxiang, et al. Thyristor valve dynamic turnoff model for LCC-HVDC and its impact on commutation failure assessment accuracy [J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(21): 8608-8617.
- [27] 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.
- [28] 汪娟娟, 王子民, 禚小聪, 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.
- [29] 周泓宇, 姚伟, 李程昊, 等. 一种可降低首次换相失败风险的预测型低压限流控制[J]. 高电压技术, 2022, 48(8): 3179-3189.
- ZHOU Hongyu, YAO Wei, LI Chenghao, et al. A predictive voltage dependent current order limiter with the ability to reduce the risk of first commutation failure of HVDC [J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(8): 3179-3189.

赫羽朋(2000—),男,博士研究生,主要研究方向:高压直流输电技术。E-mail:m13843271265@163.com

王拓(1995—),男,通信作者,博士,讲师,主要研究方向:直流输电技术、交直流电力系统分析与控制。E-mail:wangtuo950408@163.com

辛业春(1982—),男,博士,教授,博士生导师,主要研究方向:柔性直流输电技术、输变电运行状态在线监测。E-mail:xinyechun@163.com

(编辑 王梦岩)

Prediction Method and Suppression Strategy for Commutation Failure Considering Dynamic Extinction Area of Converter

HE Yupeng, WANG Tuo, XIN Yechun, JIANG Tao, LI Guoqing, JIANG Shouqi

(Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education
(Northeast Electric Power University), Jilin 132012, China)

Abstract: The commutation voltage and the critical extinction angle jointly act on the minimum extinction area of the converter, thereby influencing the commutation failure. Existing research usually ignores the dynamic changes of the minimum extinction area during faults, which leads to misjudgment of commutation failure under certain operation conditions and simultaneously affects the suppression effect. To solve the above problems, first, considering the dynamic characteristics of the commutation voltage and the critical extinction angle under AC faults, the minimum extinction area of the converter during the fault period is predicted. And the extinction safety margin coefficient of the converter is proposed and the commutation failure is predicted based on this coefficient. Then, the difference of the extinction area between the fault and the steady state is calculated. The quantitative relationship between the compensation amount of the extinction area and the extinction angle is established. Based on the predicted result of the extinction safety margin coefficient, the commutation failure is suppressed by compensating the extinction area during the fault period. By combining the extinction safety margin coefficient and the dynamic characteristics of DC current during the fault recovery period, the DC current command is optimized by adjusting the extinction area during the recovery period, achieving the suppression of subsequent commutation failure while accelerating the DC recovery speed. Finally, a DC simulation model is built on PSCAD/EMTDC to verify the effectiveness of the proposed prediction method and suppression strategy for commutation failure, as well as the superiority over existing methods.

This work is supported by Smart Grid-National Science and Technology Major Project (No. 2024ZD0802700).

Key words: high voltage direct current (HVDC); commutation failure; extinction area; safety margin; prediction method; suppression strategy



附录 A

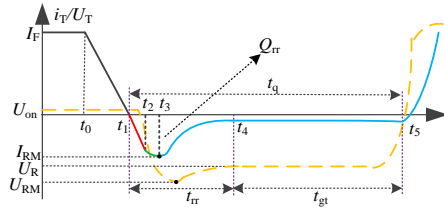


图 A1 晶闸管关断过程
Fig. A1 The turn-off process of thyristor

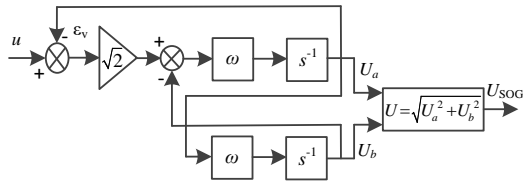


图 A2 SOGI测量交流电压原理图
Fig. A2 Schematic diagram of SOGI measuring AC voltage

图 A2 中, u 为检测的交流线电压, ϵ_v 为误差量。

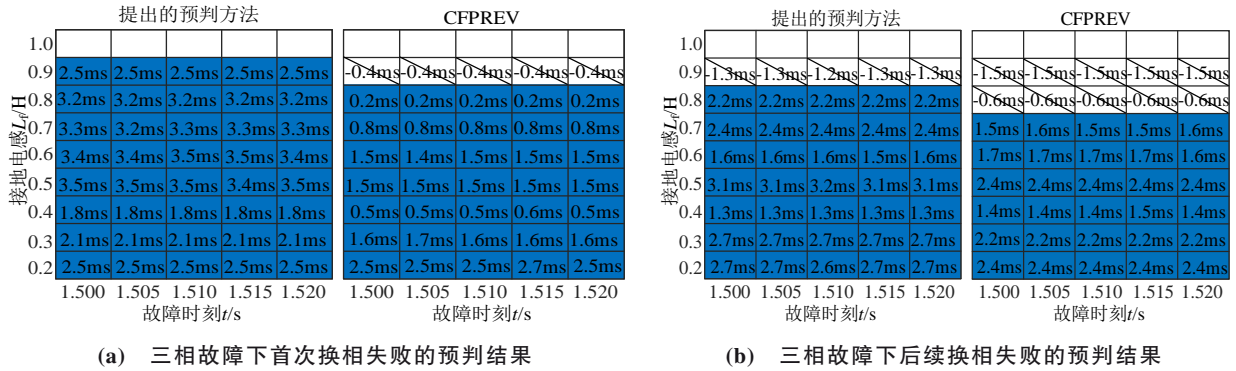
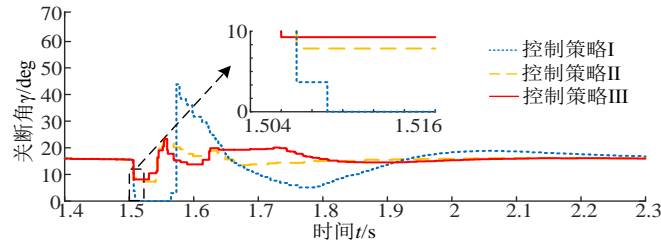
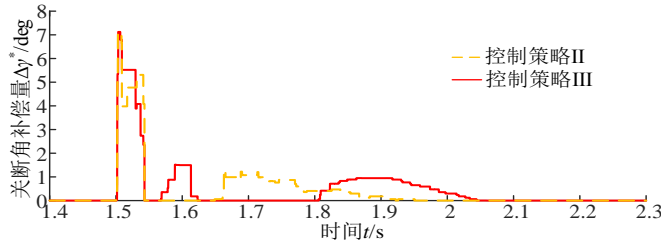


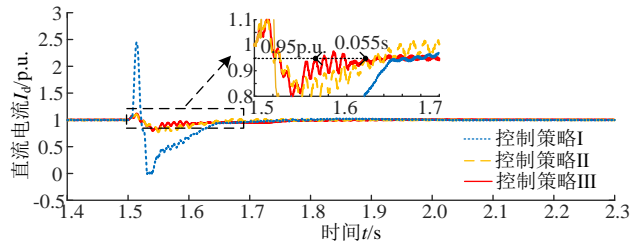
图 A3 三相故障下换相失败预判结果对比
Fig. A3 Comparison of commutation failure prediction results under three-phase faults



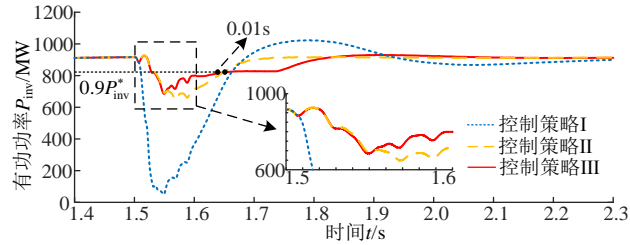
(a) 关断角对比



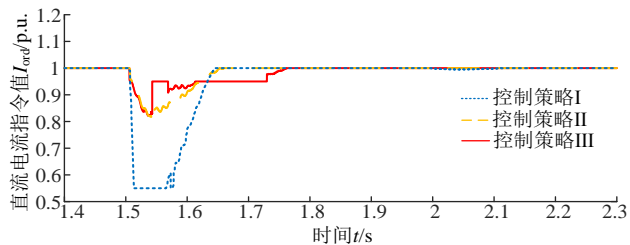
(b) 关断角补偿量对比



(c) 直流电流对比

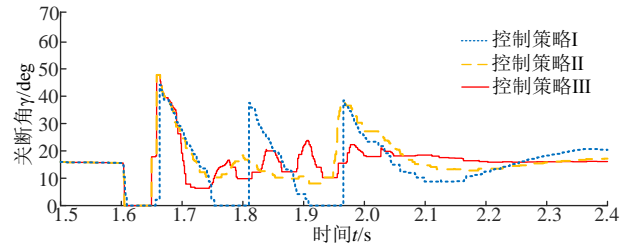


(d) 受端有功功率对比

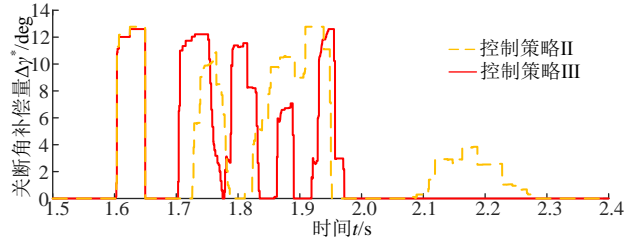


(e) 直流电流指令值对比

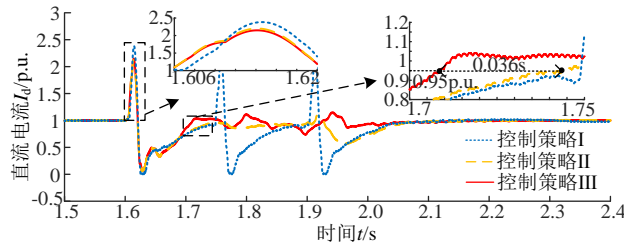
图 A4 工况 3 下不同控制策略首次换相失败抑制效果对比
 Fig. A4 Comparison of suppression effect of first commutation failure for different control strategies in operating condition 3



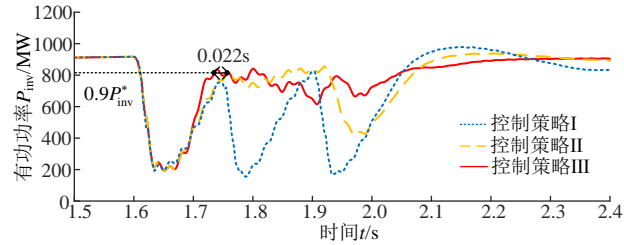
(a) 关断角对比



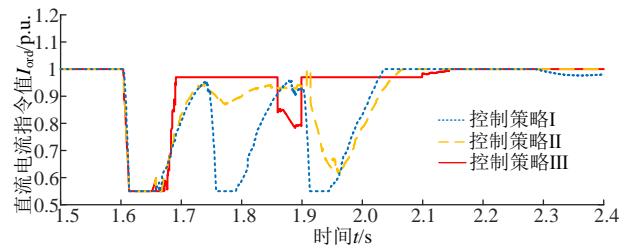
(b) 关断角补偿量对比



(c) 直流电流对比

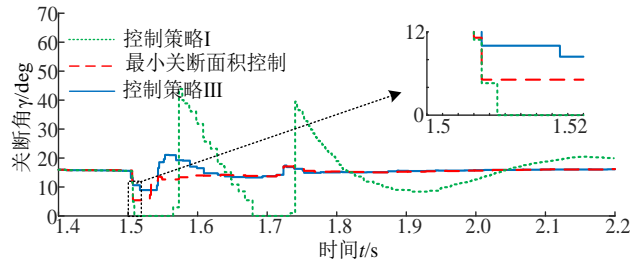


(d) 受端有功功率对比

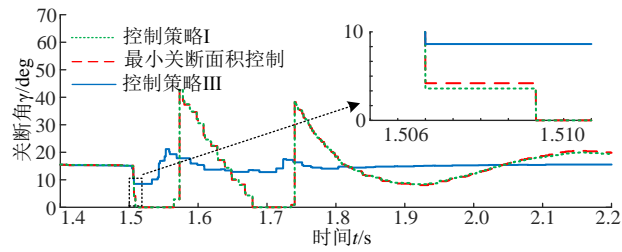


(e) 直流电流指令值对比

图 A5 工况 6 下不同控制策略后续换相失败抑制效果对比
 Fig. A5 Comparison of suppression effect of subsequent commutation failure for different control strategies in operating condition 6

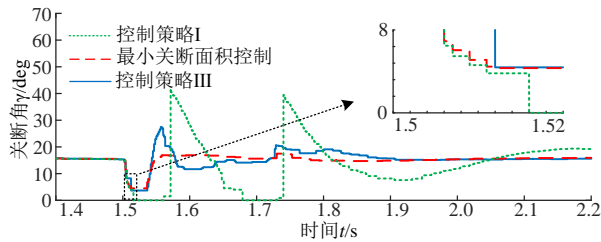


(a) 单相故障 0.64H 电感接地故障工况下关断角对比

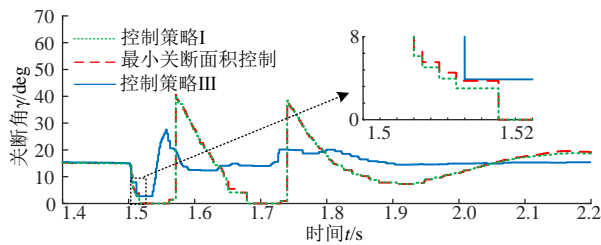


(b) 单相故障 0.61H 电感接地故障工况下关断角对比

图 A6 单相故障下不同策略换相失败抑制效果对比
Fig. A6 Comparison of suppression effect of commutation failure for different strategies under single-phase faults



(a) 三相故障 0.95H 电感接地故障工况下关断角对比



(b) 三相故障 0.91H 电感接地故障工况下关断角对比

图 A7 三相故障下不同策略换相失败抑制效果对比
Fig. A7 Comparison of suppression effect of commutation failure for different strategies under three-phase faults

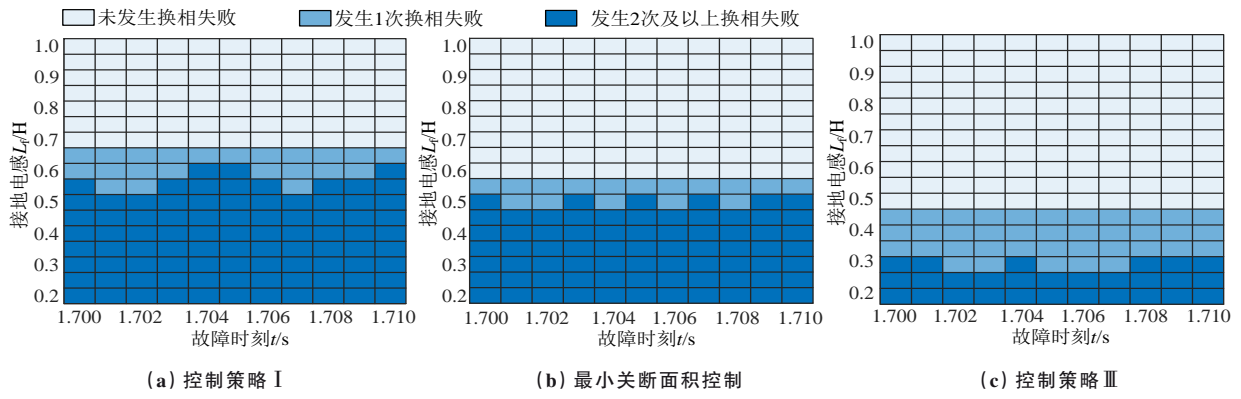


图 A8 单相故障下遍历仿真结果对比
Fig. A8 Comparison of traversal simulation results under single-phase faults

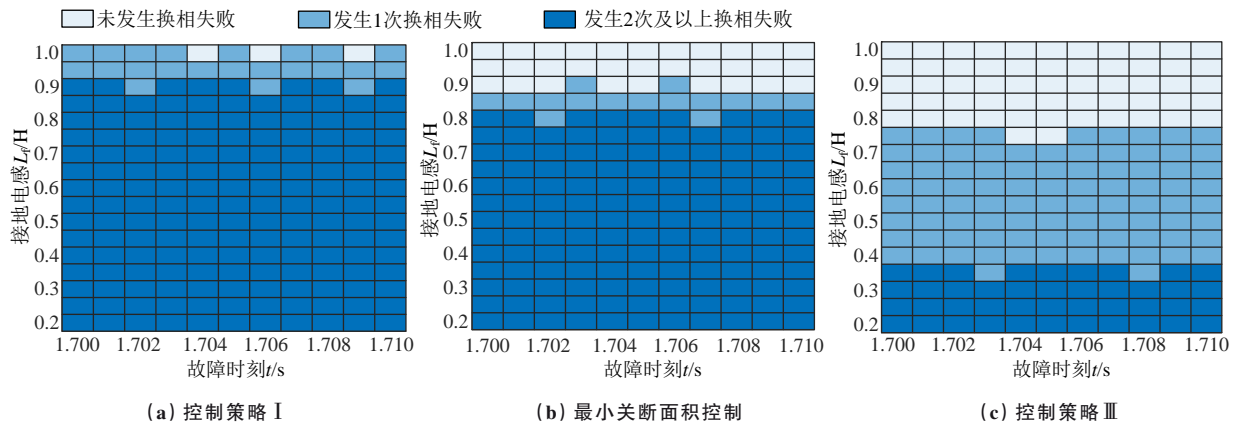


图 A9 三相故障下遍历仿真结果对比
Fig. A9 Comparison of traversal simulation results under three-phase faults