

基于触发角偏差补偿的连续换相失败抑制措施

赵君, 李晓华, 王玉麟, 谭展鹏, 汪娟娟, 蔡泽祥

(华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510641)

摘要: 逆变侧交流系统发生不对称故障后容易导致连续换相失败, 威胁电网的安全稳定运行。针对这一问题, 基于不对称故障后直流控制系统的响应规律, 根据直流系统稳态运行曲线将故障及恢复过程分为2个阶段, 发现在阶段2即故障稳定恢复阶段, 存在换相面积需求量逐渐增加而换相面积最大提供量逐渐减小的趋势, 并且在此过程中触发角指令值与触发角实际值还存在偏差, 触发角偏差将进一步削减换相面积最大提供量, 是引发连续换相失败的重要原因。基于此, 分析了触发角偏差的来源以及触发角偏差对控制系统的影响, 提出一种基于触发角偏差补偿的连续换相失败抑制措施, 并在PSCAD/EMTDC中基于CIGRE HVDC标准模型进行仿真验证。仿真结果表明, 所提措施能够有效抑制连续换相失败。

关键词: 基于电网电压换相的高压直流输电; 触发角偏差; 负序分量; 不对称故障; 连续换相失败

中图分类号: TM721.1

文献标志码: A

DOI: 10.16081/j.epae.202209019

0 引言

直流输电在我国“西电东送, 全国联网”战略中承担着重要角色^[1], 但基于电网电压换相的高压直流输电(line commutated converter high voltage direct current, LCC-HVDC)系统采用半控型器件晶闸管作为换流器, 换相失败难以避免^[2]。据统计, 部分LCC-HVDC工程年平均换相失败次数超过15次^[3]。单次换相失败造成的功率冲击仅有1次, 对电网的影响有限^[4], 而连续换相失败造成多次功率冲击, 可能导致直流闭锁, 引起直流功率传输中断, 严重威胁电网的安全稳定运行^[5]。

目前, 已有许多文献研究了连续换相失败的发生机理^[6-9]和抑制措施^[10-13]。文献[6]指出换相失败恢复后期直流系统持续吸收无功, 导致母线电压二次跌落, 将会增大连续换相失败的风险; 文献[7]研究表明, 谐波造成电压波形畸变减小了换相面积, 是引发连续换相失败的重要原因; 文献[8]通过仿真指出电流偏差控制输出的快速降低导致关断角短时间不受控制, 从而引发连续换相失败; 文献[9]指出逆变侧交流系统发生不对称故障后, 触发角在换相电压不对称和直流控制系统的共同作用下表现为周期性波动的特征, 是连续换相失败的主要原因。文献[10]和文献[11]分别根据虚拟电感和虚拟电阻优化低压

限流环节(voltage dependent current order limiter, VDCOL)的启动电压指令, 提升VDCOL的灵敏度, 降低连续换相失败的概率; 文献[12]通过改进锁相环提升触发精度, 能够抑制连续换相失败; 文献[13]通过增加直流电流限制指令来限制直流电流, 抑制连续换相失败的发生。上述文献主要是从已有现象出发分析连续换相失败的机理, 提出的抑制措施主要依赖参数的整定。但实际上, 连续换相失败主要是由直流控制系统对交流故障的响应的适应性不足引起的。现有文献关于交流故障尤其是交流不对称故障后直流控制系统的响应规律的研究较少, 对于阀控制级触发控制和极控制级控制的触发角偏差对连续换相失败的影响的研究较为薄弱。

基于现有研究现状, 本文研究了高压直流输电(high voltage direct current, HVDC)系统在交流不对称故障下首次换相失败后的响应规律, 指出不对称故障后由于直流控制系统适应性不足, 使极控制级给定的触发角指令和阀控制级触发时的实际触发角出现偏差, 这一偏差削减了换相面积提供量, 是导致连续换相失败的重要原因。然后分析了不对称故障后触发角偏差的来源以及触发角偏差对直流控制系统的影响, 并提出了一种基于触发角偏差补偿的连续换相失败抑制措施。最后在PSCAD/EMTDC中基于CIGRE HVDC标准模型验证本文所提连续换相失败抑制措施的有效性。

1 连续换相失败的机理

1.1 换相失败与连续换相失败

当两阀臂之间换相结束后, 若预计关断的阀在反向电压作用的一段时间内未能恢复正向电压阻断能力, 或在反向电压作用期间换相过程一直未能进行完毕, 则在阀电压由负变正时预计导通的阀将向

收稿日期: 2022-01-23; 修回日期: 2022-07-07

在线出版日期: 2022-09-30

基金项目: 国家自然科学基金委员会-国家电网公司智能电网联合基金项目(U1766213); 国家自然科学基金资助项目(51677073)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China-State Grid Joint Fund for Smart Grid(U1766213) and the National Natural Science Foundation of China(51677073)

预计关断的阀倒换相,该现象被称为换相失败^[2]。换相失败的本质是关断角小于最小关断角 γ_{\min} 。

对2个换流阀的换相过程基于基尔霍夫电压定律进行分析可以得到:

$$S_{\text{pro}} = \int_{\alpha}^{\pi-\gamma} \sqrt{2} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) = 2X_c I_d = S_{\text{need}} \quad (1)$$

式中: S_{pro} 为换相面积提供量; S_{need} 为换相面积需求量; α 为触发延迟角; γ 为关断角; U_L 为交流母线电压的有效值; ω 为交流系统的角频率; X_c 为等效换相电抗; I_d 为直流电流。

定义换相面积提供量的最大值 $S_{\text{pro-max}}$ 为:

$$S_{\text{pro-max}} = \int_{\alpha}^{\pi-\gamma_{\min}} \sqrt{2} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) \quad (2)$$

由式(1)、(2)可知,当 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$ 时, $\gamma < \gamma_{\min}$,导致换相失败,若在故障恢复过程中 $S_{\text{pro-max}}$ 多次小于 S_{need} ,则会造成连续换相失败。

1.2 换相失败的恢复过程分析

LCC-HVDC采用分层控制^[1],CIGRE HVDC标准模型的整流侧配置定最小触发角控制和定电流控制;逆变侧的控制系统主要由定电流控制、定关断角控制以及电流偏差控制组成^[8]。

稳态运行点是由整流侧定电流控制和逆变侧定关断角控制共同决定。图1为CIGRE HVDC标准模型的稳态运行曲线。图中: U_d 、 I_d 分别为直流电压、直流电流,均为标么值;点 a 为正常运行时的稳态运行点。

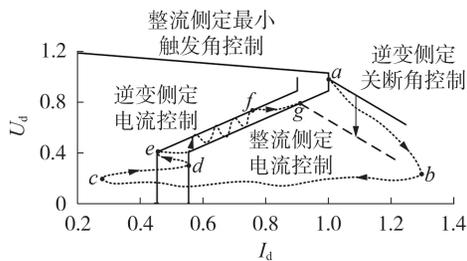


图1 CIGRE HVDC标准模型的稳态运行曲线

Fig.1 Steady-state operation curve of CIGRE HVDC benchmark model

发生交流不对称故障后,根据直流电流的特性,将首次换相失败到系统发生连续换相失败的调节过程分为2个阶段。

阶段1($a-b-c-d-e$):首次换相失败及初期恢复阶段,直流电流大幅度波动。当逆变侧交流系统发生故障时,电压跌落导致系统发生首次换相失败,形成旁通对后逆变侧短路,直流电流急剧增大到点 b 。此时,关断角为 0° ,直流电流也很大,则关断角偏差和直流电流偏差都较大,在整流侧定电流控制和逆变侧定关断角控制的比例-积分(proportional integral, PI)控制器的作用下,直流电流迅速减小并且超调,到达电流极小值(点 c)。由于直流电流的大幅度减

小,换相面积的需求量也大幅度减小,在点 d ,直流输电系统结束了换相失败的状态,逆变侧由定关断角控制切换为定电流控制,直流电流逐渐恢复。

阶段2($e-f-g$):稳定恢复阶段,直流电流稳定恢复。从点 e 开始,进入VDCOL指令的斜坡处,直流系统开始进入稳定的恢复状态。在 $e-f$ 阶段,整流侧以及逆变侧都处于定电流控制状态,直流电流将在2个电流指令间波动。在电流偏差控制的作用下,逆变侧逐渐由定电流控制切换为定关断角控制,到达点 f 后逆变侧切换为定关断角控制。此时,电流指令由整流侧定电流控制唯一给出,电流不再波动,调节至故障稳态运行点 g 。

1.3 连续换相失败的机理分析

在阶段2,逆变侧由定电流控制切换到定关断角控制后,若能满足 $S_{\text{pro-max}} > S_{\text{need}}$,则系统能够工作在故障稳态工作点 g ;若 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$,则发生连续换相失败。以逆变侧交流系统单相故障为例,过渡电感 $L_T=0.6$ H时HVDC系统的运行特性如附录A图A1所示,图中电流和电压均为标么值。下文将结合图A1的仿真波形分析阶段1和阶段2中发生连续换相失败的风险。

阶段1的初始恢复阶段($d-e$),直流电流的值较小,换相面积需求量较小,此时换相面积能够提供量能够满足需求量,不会发生连续换相失败。

由图A1可以看出,阶段2($e-f-g$)中触发角指令值 α_{order} 大幅上升,而交流母线电压略有减小后基本不变,导致直流电压大幅上升,则VDCOL的输出的电流指令逐渐增加,使直流电流 I_d 逐渐从0.45 p.u.上升到1.0 p.u.左右,根据式(1)可知,阶段2中 S_{need} 不断增加。然而,由于触发角 α 大幅上升而交流母线电压略有减小,根据式(2),阶段2中 $S_{\text{pro-max}}$ 大幅减小。可见,阶段2中 $S_{\text{pro-max}}$ 大幅减小但是 S_{need} 不断增加,有发生连续换相失败的风险。

为应对这一风险,直流输电的控制系统设置了VDCOL环节,避免直流电流过度恢复导致 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$ 。但是,由于在不对称故障期间直流输电的控制系统适应性不足,导致触发角的指令值 α_{order} 和实际值存在偏差。在阶段2,触发角偏差导致触发角实际值 α_{real} 先是小于指令值,随后逐渐大于指令值。当触发角的实际值大于指令值时,将会进一步削减 $S_{\text{pro-max}}$,导致 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$,发生连续换相失败,如图2所示。

2 触发角偏差来源分析

阶段2中触发角偏差导致触发角的实际值先是小于指令值,随后大于指令值,导致阶段2后期实际的换相面积最大提供量 $S_{\text{pro-max}}$ 偏小,造成连续换相失败。本节分析不对称故障后触发角偏差的来源。

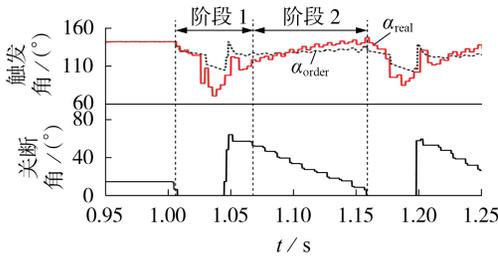


图2 发生单相故障($L_f=0.6$ H)时的触发角偏差
Fig.2 Deviation of firing angle under single-phase fault with $L_f=0.6$ H

2.1 锁相环暂态误差分析

CIGRE HVDC 标准模型采用的锁相环的结构如附录 A 图 A2 所示。该锁相环是一个二阶系统,其闭环传递函数 $\Phi(s)$ 为^[14]:

$$\Phi(s) = \frac{k_p s + k_i}{s^2 + k_p s + k_i} = \frac{2\zeta\omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (3)$$

式中: k_p 为锁相环比例环节的参数; k_i 为锁相环积分环节的参数; ζ 为阻尼比, $\zeta = k_p / (2\sqrt{k_i})$; ω_n 为自然振荡频率, $\omega_n = \sqrt{k_i}$ 。CIGRE HVDC 标准模型的锁相环参数为 $k_p = 10$, $k_i = 50$, 则可以计算得到 $\zeta = 0.7071$, $\omega_n = 7.071$, 所以该锁相环系统是一个欠阻尼系统,在追踪相位信号时存在暂态过程。根据式(3)得到锁相环误差传递函数 $E(s)$ 为:

$$E(s) = \frac{s^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (4)$$

当发生首次换相失败后,电网电压发生改变。假定正序电压的相位由 $\omega t + \varphi_1$ 变为 $\omega t + \varphi_1'$, 相当于首次换相失败后锁相环输入了一个阶跃信号扰动 $\Delta\varphi$, 导致锁相环在重新追踪正序分量时存在暂态误差 $\Delta\theta_{pll}$ 。阶跃扰动信号的误差传递函数的拉普拉斯变换为:

$$\Delta\theta_{pll}(s) = \frac{\Delta\varphi s}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (5)$$

对式(5)进行拉普拉斯反变换,得到暂态误差的时域表达式为:

$$\Delta\theta_{pll}(t) = \frac{\Delta\varphi}{\sqrt{1-\zeta^2}} e^{-\sigma t} \sin(\omega_d t + \delta) \quad (6)$$

式中: σ 为衰减系数, $\sigma = \zeta\omega_n$; ω_d 为阻尼振荡频率, $\omega_d = \omega_n \sqrt{1-\zeta^2}$; $\delta = \arctan\left(-\sqrt{1-\zeta^2} / \zeta\right)$ 。式(6)表明锁相环的暂态误差为阻尼正弦振荡函数,其衰减的快慢取决于衰减系数 σ 和阻尼振荡频率 ω_d 。

实际上暂态误差与锁相环频率偏差、偏离时间有关,文献[15]以点 e 对应的时刻,即 VDCOL 进入斜坡区域的时刻对应的频率偏差、偏离时间来近似计算锁相环的暂态误差,如式(7)所示。

$$\Delta\theta_{pll} = \frac{f_N - f_e}{f_e} \frac{\Delta t}{T_N} \times 360 \quad (7)$$

式中: $\Delta\theta_{pll}$ 的单位为“°”; f_N 为交流系统额定频率; f_e 为点 e 的锁相环输出频率; T_N 为交流系统的额定周期; Δt 为首次换相失败至点 e 的时间。

2.2 锁相环稳态误差分析

锁相环追踪正序分量的相位时稳态误差为 0° , 只存在暂态误差。但是由于不对称故障产生了电压负序分量,负序分量将导致锁相环无法准确追踪正序相位,除了暂态误差,锁相环还存在稳态误差。锁相环的稳态误差为^[16]:

$$\Delta\theta_{2\omega}(t) = \arctan \frac{-U_2 \sin(2\omega t + \varphi_1 + \varphi_2)}{U_1 + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_1 + \varphi_2)} \quad (8)$$

式中: U_1 为电网电压正序基波分量; U_2 为电网电压负序基波分量; φ_1 为正序电压初相位; φ_2 为负序电压初相位。为分析其最大值,不妨令 $x = 2\omega t + \varphi_1 + \varphi_2$, 求解 $\Delta\theta'_{2\omega}(x) = 0^\circ$, 可得到稳态误差的最大值为:

$$\Delta\theta_{2\omega} = \arctan \left(U_2 / \sqrt{U_1^2 - U_2^2} \right) \quad (9)$$

2.3 换相电压的相位偏差分析

直流输电的触发控制系统通常采用等间隔触发控制,锁相环输出的斜坡信号作为正序分量的相位,在此基础上机械延时 30° 作为 Y 桥阀 1 的换相电压 u_{Yac} 的同步相位,再依次机械延时 60° 作为 Y 桥其他阀对应换相电压的同步相位。同理得到 D 桥连接的换流阀的同步相位。

当系统正常运行时,换相电压的实际相位与机械延时的同步相位一一对应。但是发生不对称故障时产生电压负序分量,换相电压的实际相位相比同步相位发生变化,如附录 A 图 A3 所示。图中:实线为序电压;虚线为引入负序分量后的换相电压;下标 1 表示正序分量;下标 2 表示负序分量。负序分量导致部分换相电压相位超前,例如图 A3 中换相电压 u_{ac} 相对于正序电压超前 $\Delta\psi_{ac}$ 。以 Y 桥阀 1 的换相电压 u_{Yac} 为例,按照式(10)计算换相电压的相位偏差。

$$\Delta\psi_{Yca} = \arcsin [U_2 \sin(\varphi_{21} + \pi/3) / M] \quad (10)$$

式中: $M = \sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1 U_2 \cos(\varphi_{21} + \pi/3)}$, φ_{21} 为电压负序分量和正序分量的相位差, $\varphi_{21} = \varphi_2 - \varphi_1$ 。相位偏差大于 0° 时,表示实际相位超前于同步相位。其余换相电压的相位偏差计算公式详见附录 B 式 (B1)、(B2)。

当触发角指令值 α_{order} 等于同步相位斜坡信号时,触发脉冲发生器产生相应的触发脉冲触发相应的换流阀,但是由于触发角偏差的影响,触发角指令值和触发角实际值不相同,如图 3 所示。图中: u_{a1} 为 a 相电压的正序分量; θ_{ac} 为锁相环经过机械延时 30° 输出的同步斜坡; θ'_{ac} 为理想斜坡,与换相电压的实际相位同步; $\Delta\theta$ 为锁相环追踪正序分量的误差,且

$\Delta\theta = \Delta\theta_{pll} + \Delta\theta_{2\omega}$ 。触发角偏差 $\Delta\alpha$ 为:

$$\Delta\alpha = \Delta\theta_{pll} + \Delta\theta_{2\omega} + \Delta\Psi \quad (11)$$

式中: $\Delta\Psi$ 为12脉动换流阀各个换相电压的相位偏移。 $\Delta\alpha > 0^\circ$ 时同步斜坡滞后于理想斜坡,说明触发角实际值大于触发角指令值。

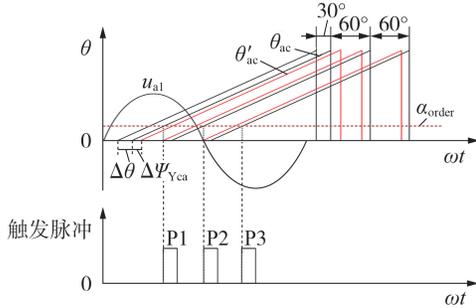


图3 触发角偏差对等间隔触发控制的影响
Fig.3 Influence of firing angle deviation on equal interval trigger control

3 触发角偏差的影响及抑制措施

3.1 触发角偏差对定电流控制的影响

正常运行时,系统能提供的最大换相面积为式(2),根据最大换相面积,定义系统允许的最大换相电流 I_{d-max} 为:

$$I_{d-max} = \frac{1}{\sqrt{2} X_c} \int_{\alpha_{order}}^{\pi-\gamma_{min}} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) \quad (12)$$

VDCOL的主要作用是根据直流电压调节直流电流,现有VDCOL的参数经过严格整定,基本可以确保VDCOL输出的电流指令小于 I_{d-max} 。但是,由于不对称故障产生的触发角偏差 $\Delta\alpha$ 导致换相面积的最大提供量为:

$$S'_{pro-max} = \int_{\alpha_{order} + \Delta\alpha}^{\pi-\gamma_{min}} \sqrt{2} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) \quad (13)$$

则系统所允许的最大换相电流为:

$$I'_{d-max} = \frac{1}{\sqrt{2} X_c} \int_{\alpha_{order} + \Delta\alpha}^{\pi-\gamma_{min}} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) \quad (14)$$

可见, $\Delta\alpha > 0^\circ$ 会导致系统所允许的最大换相电流 I'_{d-max} 减小,当 I'_{d-max} 小于VDCOL电流指令 I_{dR_order} 时,电流指令值偏大将导致电流恢复过度,发生连续换相失败。所以,需要对定电流控制进行改进,避免直流电流恢复过度。将限制电流指令值和原有VDCOL输出的电流指令取最小值,如图4所示。限制电流指令值为:

$$I_{d_limit} = \frac{K_{real}}{\sqrt{2} X_c} \int_{\alpha_{order} + \Delta\alpha}^{\pi-\gamma_{min}} U_L \sin(\omega t) d(\omega t) \quad (15)$$

式中: K_{real} 为可靠系数。由于最大换相电流是发生连续换相失败的临界值,在实际的调节过程中,限制电流指令值应保证一定的裕度,取 $K_{real} = 0.9$ 。在正常运行时,触发角偏差为 0° ,并且 I_{d_limit} 取最小关断角进行计算,因此正常运行时 I_{d_limit} 大于原有VDCOL输出

的电流指令,限制电流指令值并不会影响正常运行状态下的电流指令。

3.2 触发角偏差对定关断角控制的影响

根据式(1),可得到关断角的计算公式为:

$$\gamma = \arccos\left(\sqrt{2} X_c I_d / U_L - \cos \alpha_{order}\right) \quad (16)$$

而触发角偏差导致实际的关断角为:

$$\gamma' = \arccos\left(\sqrt{2} X_c I_d / U_L - \cos(\alpha_{order} + \Delta\alpha)\right) \quad (17)$$

当触发角偏差 $\Delta\alpha > 0^\circ$ 时,将导致实际的触发角 γ' 偏小。为保持实际的关断角为额定值,控制系统应该适当提升定关断角控制的关断角参考值,对关断角的参考值进行补偿,关断角参考值的补偿量为:

$$\Delta\gamma = \arccos\left(\sqrt{2} X_c I_d / U_L - \cos \alpha_N\right) - \arccos\left[\sqrt{2} X_c I_d / U_L - \cos(\alpha_N + \Delta\alpha)\right] \quad (18)$$

式中: α_N 为额定触发角, $\alpha_N = 142^\circ$ 。

3.3 触发角偏差补偿控制方案

触发角偏差 $\Delta\alpha$ 实际上是阀控制级在触发时的实际触发角 α_{real} 相对极控制级输出的触发角指令 α_{order} 出现的偏差, a_{real} 过大会使直流电流偏大,关断角偏小,导致连续换相失败。为此,提出一种基于触发角偏差补偿的连续换相失败抑制措施,将 $\Delta\alpha$ 补偿至定电流控制和定关断角控制,通过限流指令避免直流电流过度恢复,通过提升关断角参考值来限制 α_{order} ,从而避免 a_{real} 过大导致连续换相失败。触发角偏差补偿控制方案如图4所示。图中: U_{d_inv} 为逆变侧直流电压测量值; I_{d_inv} 为逆变侧直流电流测量值; β_{inv_j} 和 β_{inv_y} 分别为逆变侧定电流控制和定关断角控制的触发超前角指令; I_{d_order} 为主控制级的直流电流指令; I_{dR_order} 、 I_{dL_order} 分别为整流侧、逆变侧的定电流控制直流电流指令;电流偏差控制(current error controller, CEC)实现逆变侧定电流控制和定关断角控制的切换。

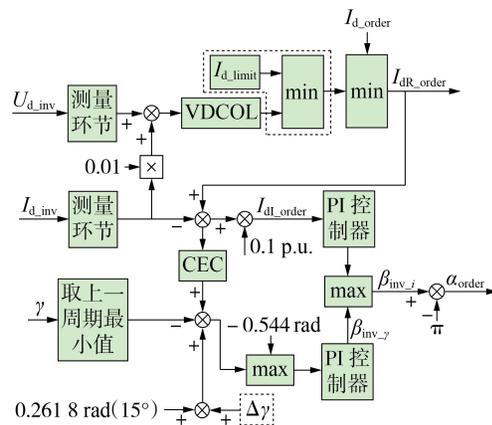


图4 触发角偏差补偿控制方案示意图

Fig.4 Schematic diagram of firing angle deviation compensation control

由式(11)可知, $\Delta\alpha$ 主要由3个部分组成,其中

稳态误差 $\Delta\theta_{2\omega}$ 可通过检测序分量再根据式(9)进行,换相电压的相位偏差 $\Delta\Psi$ 取自12脉动换流阀的相位偏差的最大值。当 $\zeta=0.7071$ 、 $\omega_n=7.071$ 时, HVDC 系统的动态调节时间约为 0.2123 s ^[17], 并且连续换相失败的时间尺度为 0.2 s ^[5], 为减小抑制措施对直流功率传输的影响, 仅在稳定恢复点 e 即 VDCOL 斜坡起点之后的 0.2 s 内将暂态偏差 $\Delta\theta_{\text{pl}}$ 取为 6° 。触发角偏差 $\Delta\alpha$ 的计算流程图如附录 C 图 C1 所示。

计算得到触发角偏差 $\Delta\alpha$ 后, 结合实时测量的交流线电压、直流电流、触发角指令值, 根据式(15)、(18)计算得到限流指令值和关断角参考值的补偿量, 构成触发角偏差补偿控制方案。

4 仿真实验

利用 CIGRE HVDC 标准模型对本文关于连续换相失败的机理分析的正确性和所提控制方案的有效性进行仿真验证, 模型参数参照文献[18]。在相同的故障场景下针对不同控制方案分别进行仿真验证, 具体设置如下。

1) 控制方案 1: 采用 CIGRE HVDC 标准模型原有的控制方案。

2) 控制方案 2: 在 CIGRE HVDC 标准模型原有控制方案的基础上, 增加本文所提出的触发角偏差补偿控制方案。

4.1 连续换相失败机理验证

为验证本文关于连续换相失败机理分析和所提措施的正确性, 设置逆变侧换流母线处发生单相接地故障 ($L_f=0.6\text{ H}$), 故障初始时刻为 1.0 s , 持续时间为 0.5 s , 采用控制方案 1、2 时的仿真波形如图 5 所示, 具体分析如下。

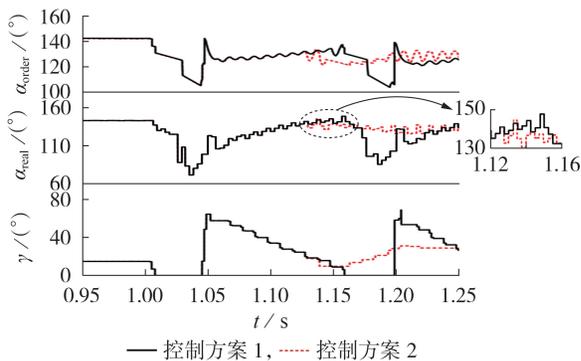


图5 发生单相接地故障 ($L_f=0.6\text{ H}$) 时的仿真波形
Fig.5 Simulative waveforms under single-phase grounding fault with $L_f=0.6\text{ H}$

1) 采用控制方案 1 时, 1.159 s 时刻触发角指令值为 134.5° , 触发角实际值为 147.7° , 由式(2)计算得到 $S_{\text{pro-max}}=0.694\text{ p.u.}$, 由式(1)计算得到 $S_{\text{need}}=0.919\text{ p.u.}$, 可见 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$, 引发了连续换相失败。显然, 触发角偏差导致 $S_{\text{pro-max}} < S_{\text{need}}$ 是引发连续换相失败的重要

原因, 这与前文的机理分析一致。

2) 采用控制方案 2 时, 在 1.159 s 时刻, 触发角指令值为 121.7° , 实际值为 137.1° , 此时计算得到 $S_{\text{pro-max}}=1.153\text{ p.u.}$, $S_{\text{need}}=0.891\text{ p.u.}$, 可见, 本文所提的触发角偏差补偿控制方案通过限制触发角指令来避免实际触发角过大, 有效抑制了连续换相失败的发生。

4.2 连续换相失败抑制效果验证

为验证本文所提触发角偏差补偿控制方案的效果, 在逆变侧换流母线处设置初始时刻为 1.0 s 、持续时间为 0.5 s 的单相接地故障, 分别取 L_f 为 1.2 、 0.55 H , 采用控制方案 1、2 时 HVDC 系统运行特性的对比结果如图 6 所示。图中, 直流电压、直流电流、直流功率均为标么值。

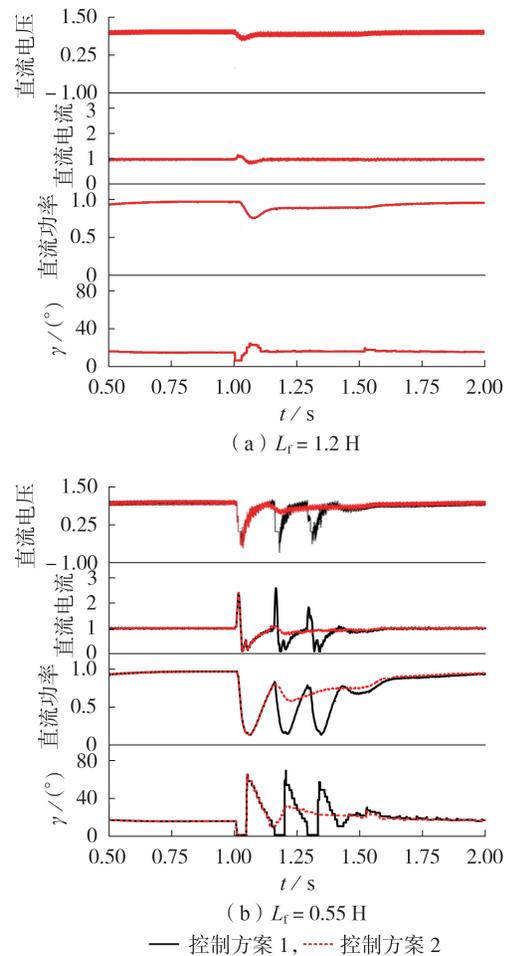


图6 发生过渡电感不同的单相接地故障时, HVDC 系统的运行特性

Fig.6 Operation performance of HVDC system under single-phase grounding fault with different values of L_f

图 6(a) 中, L_f 较大, 对应实际工程中故障较轻的情况。当采用控制方案 1 时, HVDC 系统并未发生换相失败。此时, 若采用控制方案 2, 则 HVDC 系统也未发生换相失败, 并且其主要物理量与原控制系统基本一致。可见, 采用触发角偏差补偿控制方案并未带来不良影响。

图6(b)中, L_r 较小, 对应实际工程中故障较严重的情况。当采用控制方案1时, HVDC系统在故障发生后, 发生连续换相失败, 对输电系统造成3次功率冲击。此时, 若采用控制方案2, 则连续换相失败得到了有效抑制, 直流传输功率在故障期间能够稳定传输, 并且随着故障的切除 HVDC系统逐渐恢复至正常稳态运行。

为对比本文所提控制方案与其他方案的效果, 增加文献[11]所提出的虚拟电阻法进行对比, 在逆变侧换流母线处设置单相接地故障, 故障持续时间为0.5 s, 故障初始时刻以1.0 s为参考点, 每隔1 ms进行一组仿真。对比3种控制方案在不同故障水平下抑制连续换相失败的效果, 仿真结果如附录D图D1所示。由图可知, 在大部分工况下, 采用虚拟电阻法和本文所提控制方案2均能抑制连续换相失败, 但是在某些工况下, 采用虚拟电阻法时仍然发生连续换相失败, 而本文所提控制方案2通过将触发角偏差补偿至逆变侧定电流控制和定关断角控制, 能够更为直接地改善现有控制的响应特性, 从而更有效抑制连续换相失败。

为进一步验证控制方案2在不同类型故障下抑制连续换相失败的有效性, 设置故障初始时刻为1.0 s、故障持续时间为0.5 s, 分别对不同严重程度故障进行仿真验证, 记录不同控制方案时发生换相失败的次数, 其结果如附录D表D1所示。表中, 采用式(19)所示的故障水平 F_L [19] 作为故障严重程度的评价指标, F_L 越大说明故障越严重。

$$F_L = \frac{U_L^2}{\omega L_r P_N} \times 100\% \quad (19)$$

式中: P_N 为 HVDC 系统额定传输功率。

由表D1可知, 若故障水平较低, 采用控制方案1、2均未发生换相失败; 若故障水平较高, 则采用控制方案1时, HVDC系统发生了连续换相失败, 而采用控制方案2能够有效抑制连续换相失败。

5 结论

针对逆变侧交流系统发生不对称故障导致连续换相失败的问题, 本文研究了故障恢复过程中触发角偏差导致连续换相失败的机理, 提出一种基于触发角偏差补偿的连续换相失败的抑制方法。通过理论分析和仿真验证, 得到以下结论。

1) 在首次换相失败后的稳定恢复阶段, 触发角偏差导致换相面积提供量减小, 使得在恢复过程中换相面积最大提供量小于换相面积需求量, 这是引发连续换相失败的重要原因。

2) 触发角偏差由锁相环暂态误差、锁相环稳态误差、换相电压相位偏差组成。其中, 锁相环暂态误差在对称故障和不对称故障时都存在, 锁相环稳态误差和换相电压相位偏差是不对称故障产生的负序

分量造成的。负序分量加剧了触发角偏差, 使直流系统在交流不对称故障时更容易发生连续换相失败。

3) 仿真结果表明, 本文所提出的基于触发角偏差补偿控制方案通过限制触发角指令可以避免实际触发角过大, 能有效抑制连续换相失败的发生。

附录见本刊网络版 (<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 赵盛, 李博通, 李斌, 等. 单相跳闸对换相过程的影响机理及连续换相失败抑制方法[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(4): 17-24, 55.
ZHAO Sheng, LI Botong, LI Bin, et al. Influence mechanism of single-phase tripping on commutation process and suppression strategy of continuous commutation failure [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(4): 17-24, 55.
- [2] 赵晔君. 高压直流输电工程技术[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2011: 124-126.
- [3] 阮思焯, 徐凯, 刘丹, 等. 直流输电系统换相失败统计分析及抵御措施建议[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(18): 13-17, 34.
RUAN Siye, XU Kai, LIU Dan, et al. Statistical analysis and suggestions on resistance measures for commutation failures of HVDC transmission system [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(18): 13-17, 34.
- [4] 刘席洋, 王增平, 郑博文, 等. LCC-HVDC 故障恢复型连续换相失败机理分析与抑制措施[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(10): 3163-3171.
LIU Xiyang, WANG Zengping, ZHENG Bowen, et al. Mechanism analysis and mitigation measures for continuous commutation failure during the restoration of LCC-HVDC [J]. Proceedings of CSEE, 2020, 40(10): 3163-3171.
- [5] 景柳铭, 王宾, 董新洲, 等. 高压直流输电系统连续换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9): 116-123.
JING Liuming, WANG Bin, DONG Xinzhou, et al. Review of consecutive commutation failure research for HVDC transmission system [J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9): 116-123.
- [6] 汤奕, 郑晨一, 楼伯良, 等. 抑制连续换相失败的直流功率控制策略[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3514-3522.
TANG Yi, ZHENG Chenyi, LOU Boliang, et al. Research on DC power control strategy for mitigating the continuous commutation failure [J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3514-3522.
- [7] 宋世旗, 张代润, 郭宛鑫, 等. 谐波电压引起HVDC系统换相失败的风险评估[J]. 电网技术, 2021, 45(11): 4505-4511.
SONG Shiqi, ZHANG Dairun, GUO Wanxin, et al. Risk assessment of HVDC system commutation failure caused by harmonic voltage [J]. Power System Technology, 2021, 45(11): 4505-4511.
- [8] 刘磊, 林圣, 刘健, 等. 控制器交互不当引发后续换相失败的机理分析[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3562-3568.
LIU Lei, LIN Sheng, LIU Jian, et al. Mechanism analysis of subsequent commutation failure caused by improper interaction of controllers [J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3562-3568.
- [9] 曾亮, 李永丽, 张云柯, 等. 逆变侧交流系统不对称故障引发HVDC系统连续换相失败的机理及抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(11): 3159-3168.
ZENG Liang, LI Yongli, ZHANG Yunke, et al. Research on mechanism and control strategy of continuous commutation

- failures in HVDC system caused by asymmetrical fault in inverter-side AC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(11):3159-3168.
- [10] 陆翌,童凯,宁琳如,等. 基于虚拟电感的双馈入直流输电系统连续换相失败的抑制方法[J]. 电网技术, 2017, 41(5):1503-1509. LU Yi, TONG Kai, NING Linru, et al. A method mitigating continuous commutation failure for double-infeed HVDC system based on virtual inductor[J]. Power System Technology, 2017, 41(5):1503-1509.
- [11] 郭春义,李春华,刘羽超,等. 一种抑制传统直流输电连续换相失败的虚拟电阻电流限制控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(18):4930-4937, 5117. GUO Chunyi, LI Chunhua, LIU Yuchao, et al. A DC current limitation control method based on virtual-resistance to mitigate the continuous commutation failure for conventional HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(18):4930-4937, 5117.
- [12] 刘对,李晓华,蔡泽祥,等. 换相电压负序分量对LCC-HVDC输电系统换相的影响分析及其抑制策略[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(3):45-52. LIU Dui, LI Xiaohua, CAI Zexiang, et al. Influence analysis of negative sequence components of commutation voltage on commutation of LCC-HVDC transmission system and its suppression strategy[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(3):45-52.
- [13] 李春华,黄莹,李岩,等. 一种基于最大短路电流限制的高压直流输电连续换相失败抑制方法[J]. 南方电网技术, 2018, 12(5):10-16. LI Chunhua, HUANG Ying, LI Yan, et al. A suppressing method to mitigate the continuous commutation failure of HVDC power transmission based on limit of maximum short circuit current[J]. Southern Power System Technology, 2018, 12(5):10-16.
- [14] CHUNG S K. A phase tracking system for three phase utility interface inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2000, 15(3):431-438.
- [15] 丛新棚,郑晓冬,曹亚倩,等. 考虑恢复过程中换相能力的后
续换相失败抑制策略[J]. 上海交通大学学报, 2022, 56(3):333-341. CONG Xinpeng, ZHENG Xiaodong, CAO Yaqian, et al. A suppression strategy for subsequent commutation failures considering commutation capability of recovery process [J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2022, 56(3):333-341.
- [16] 张兴,张崇巍. PWM整流器及其控制[M]. 北京:机械工业出版社, 2012:411-413.
- [17] 谢施君,董曼玲,何俊佳,等. PLL动态性能对HVDC系统启动过程的影响[J]. 高电压技术, 2010, 36(2):385-390. XIE Shijun, DONG Manling, HE Junjia, et al. Influence of dynamic performance of phase lock loop on the starting process for HVDC system[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(2):385-390.
- [18] SZECHTMAN M, WESS T, THIO C V. A benchmark model for HVDC system studies[C]//International Conference on AC and DC Power Transmission. London, UK: IET, 1991:374-378.
- [19] 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.

作者简介:



赵君

赵君(1997—),男,硕士研究生,主要研究方向为高压直流输电保护与控制(E-mail: zhaojun_upward@163.com);

李晓华(1975—),女,教授,博士研究生导师,通信作者,主要研究方向为电力系统故障分析与继电保护、直流输电保护与控制(E-mail: eplxh@scut.edu.cn);

王玉麟(1994—),男,博士研究生,主要研究方向为高压直流输电运行与控制(E-mail: 15717911994@163.com);

谭展鹏(1995—),男,博士研究生,主要研究方向为高压直流输电运行与控制(E-mail: eppeng@mail.scut.edu.cn)。

(编辑 任思思)

Continuous commutation failure suppression strategy based on firing angle deviation compensation

ZHAO Jun, LI Xiaohua, WANG Yulin, TAN Zhanpeng, WANG Juanjuan, CAI Zexiang
(School of Electric Power Engineering, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China)

Abstract: After the asymmetrical fault occurs in the alternating current (AC) system on the inverter side, it is easy to cause continuous commutation failure, which threatens the safe and stable operation of the grid. In order to solve this problem, based on the response law of the high voltage direct current (HVDC) control system after an asymmetric fault, the fault and recovery process is divided into two stages according to the steady-state operation curve of the HVDC system. There is a trend that the commutation area demand gradually increases while the maximum supply of commutation area gradually decreases in Stage 2, i.e. steady fault recovery stage. There is still a deviation between the command value and the actual value of the firing angle during this process, and the deviation of the firing angle will further reduce the maximum supply of the commutation area, which is an important cause of continuous commutation failure. Based on this, the source of firing angle deviation and the influence of firing angle deviation on the HVDC control system are analyzed, and a continuous commutation failure suppression measure based on firing angle deviation compensation is proposed and verified based on the CIGRE HVDC benchmark model in PSCAD/EMTDC. The simulative results show that the proposed measures can effectively suppress the continuous commutation failure.

Key words: LCC-HVDC power transmission; firing angle deviation; negative-sequence component; asymmetric fault; continuous commutation failure

附录 A

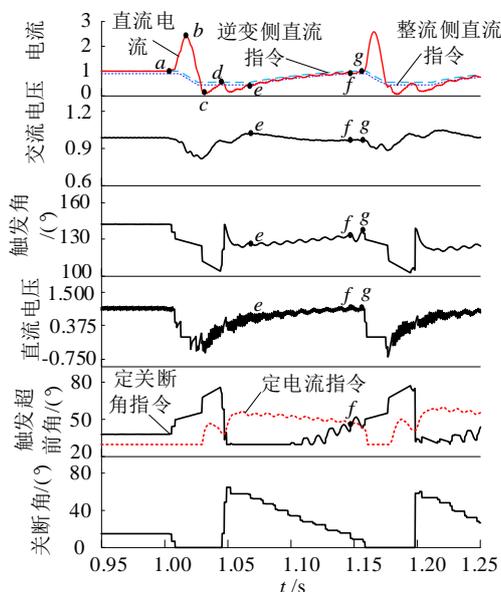


图 A1 单相故障过渡电感为 0.6H 时 HVDC 系统的运行特性

Fig.A1 Operating characteristics of HVDC system under single-phase fault with $L_f=0.6H$

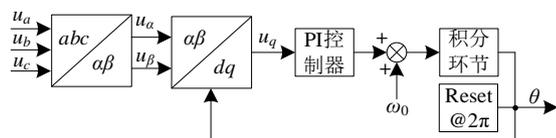


图 A2 锁相环结构简图

Fig.A2 Simplified diagram of structure of phase-locked loop

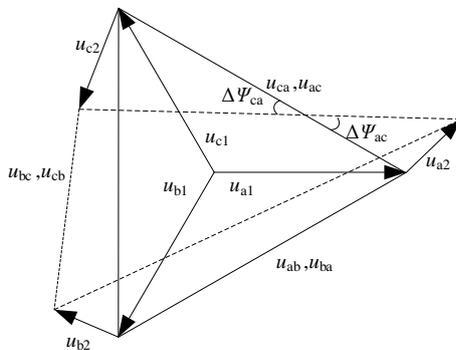


图 A3 电压负序分量对换相电压的影响

Fig.A3 Influence of voltage negative sequence component on commutation voltage

附录 B

由于换相电压的对称性, $u_{Yab}=u_{Yba}$, $u_{Dab}=u_{Dba}$, 故 12 脉动换流阀只需要计算其中的 6 个换流阀对应换相电压的相位偏移量即可。根据正弦定理, 计算出换相电压的相位偏移为:

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{Yab} \\ \Delta \Psi_{Ybc} \\ \Delta \Psi_{Yca} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21} - \frac{1}{3}\pi)}} \sin(\varphi_{21} - \frac{1}{3}\pi)\right) \\ \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21} + \pi)}} \sin(\varphi_{21} + \pi)\right) \\ \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21} + \frac{1}{3}\pi)}} \sin(\varphi_{21} + \frac{1}{3}\pi)\right) \end{bmatrix} \quad (B1)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{Dab} \\ \Delta \Psi_{Dbc} \\ \Delta \Psi_{Dca} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21})}} \sin(\varphi_{21})\right) \\ \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21} - \frac{2}{3}\pi)}} \sin(\varphi_{21} - \frac{2}{3}\pi)\right) \\ \arcsin\left(\frac{U_2}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2 + 2U_1U_2 \cos(\varphi_{21} + \frac{2}{3}\pi)}} \sin(\varphi_{21} + \frac{2}{3}\pi)\right) \end{bmatrix} \quad (B2)$$

附录 C

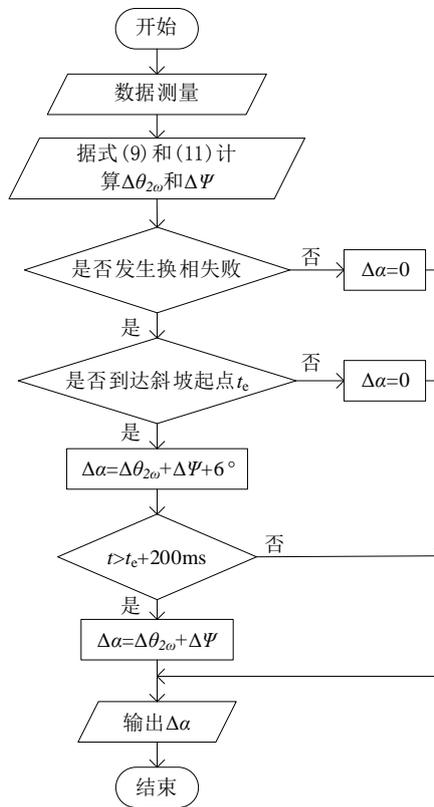


图 C1 触发角偏差计算流程图

Fig.C1 Flowchart of firing angle deviation calculation

附录 D

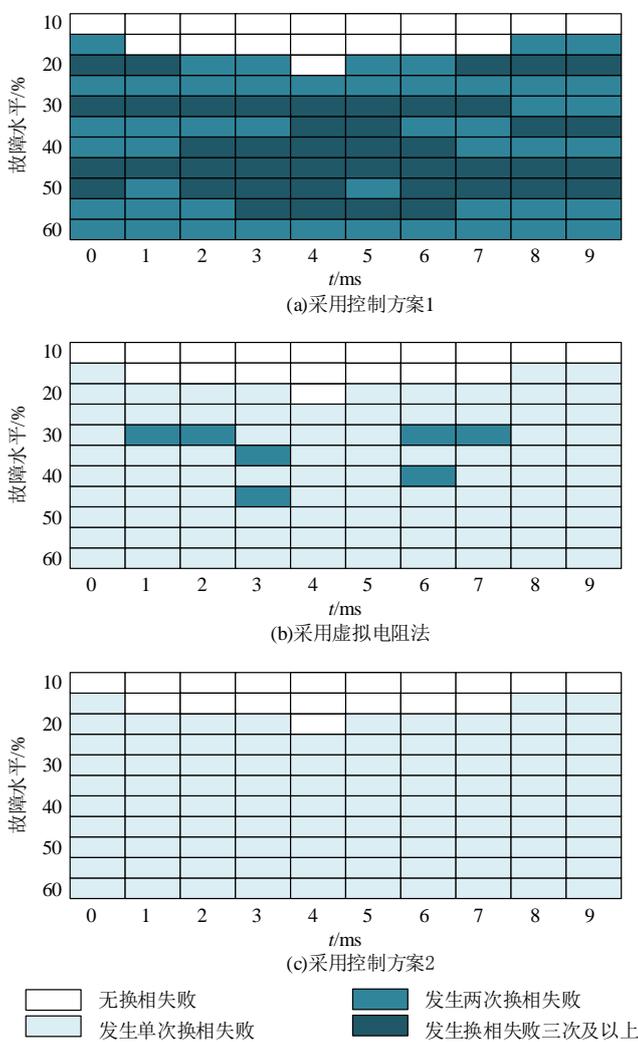


图 D1 单相故障下采用 3 种不同控制方案时换相失败次数统计

Fig.D1 Statistics of commutation failure times when three different control strategies are adopted under single-phase fault

表 D1 2 种控制方案下换相失败发生次数统计表
Table D1 Statistical table of commutation failure times under two control strategies

$F_L/\%$	单相短路接地故障		两相短路接地故障		两相相间短路故障		三相短路接地故障	
	控制方案 1	控制方案 2	控制方案 1	控制方案 2	控制方案 1	控制方案 2	控制方案 2	控制方案 2
10	0	0	0	0	0	0	0	0
20	3	1	3	1	3	1	2	1
30	3	1	3	1	3	1	2	1
40	2	1	2	1	2	1	2	1
50	2	1	4	1	3	1	2	1
60	2	1	2	1	2	1	1	1