第 52 卷 第 6 期：2653-2664 高电压技术 Vol.52, No.6: 2653-2664
2026 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250762

LCC 整流站故障移相过程的换相失败机理与响应特性

李 晔[1]，张胜博[1]，何佳伟[2]，李 斌[2]
（1. 智能配用电装备与系统全国重点实验室(河北工业大学)，天津 300401；
2. 智能配用电装备与系统全国重点实验室(天津大学)，天津 300072）

摘 要：基于电网换相换流器(line commutated converter，LCC)的高压直流系统发生直流故障时一般通过移相闭锁策略清除故障电流。移相闭锁期间，整流侧 LCC 将运行于逆变状态而存在换相失败风险，影响故障电流快速可靠清除。为此，该文对 LCC 整流站故障移相过程的换相失败机理和故障暂态特性开展研究，首先分析了 LCC 整流站在故障移相期间的换相失败机理，在此基础上，考虑移相角对故障特性的影响以及换相过程中故障电流的变化，提出 LCC 整流站故障移相期间的故障特性分析方法。最后，在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建了整流侧为 LCC 换流器的混合直流输电系统模型，通过不同移相情况、不同故障距离下的仿真算例验证理论分析的准确性以及故障移相期间的故障特性分析的精确性。

关键词：LCC 整流站；移相闭锁；故障特性；换相失败；故障电流清除

Mechanism of Commutation Failure and Response Characteristics During Phase Shift Process of LCC Rectifier Station Failure

LI Ye[1], ZHANG Shengbo[1], HE Jiawei[2], LI Bin[2]
(1. State Key Laboratory of Intelligent Power Distribution Equipment and System(Hebei University of Technology), Tianjin 300401, China; 2. State Key Laboratory of Intelligent Power Distribution Equipment and System(Tianjin University), Tianjin 300072, China)

Abstract: When a DC fault occurs in a line commutated converter (LCC)-based HVDC system, the fault current is usually cleared by a phase-shift blocking strategy. During the phase-shifting blocking period, the rectifier-side LCC will operate in the inverter state and there is a risk of commutation failure, which affects the fast and reliable removal of fault current. The paper investigates the commutation failure mechanism and fault transient characteristics of LCC rectifier stations during phase-shifting. First, the commutation failure mechanism of the LCC rectifier station during this period is analyzed. Based on the analysis above, the influences of the phase shift angle on fault characteristics and the changes in fault current during phase switching are taken into account, and a method for analyzing fault characteristics during phase shifting in LCC rectifier stations is proposed. Finally, a hybrid DC transmission system model with an LCC converter on the rectifier side is constructed on the PSCAD/EMTDC simulation platform. Through simulation examples under different phase shift conditions and fault distances, the accuracy of the theoretical analysis and the precision of the fault characteristic analysis during phase shifting are verified.

Key words: LCC rectifier station; phase shift blocking; fault characteristics; commutation failure; fault current clearing

0 引言

在“碳达峰碳中和”目标驱动下，新能源的开发与应用规模逐渐增大，而我国新能源资源与负荷需求呈逆向分布，高压直流输电成为解决该问题的最优选择[1-2]。传统高压直流系统采用电网换相换流器(line commutated converter，LCC)，具有输送容量大、电压等级高、经济性好等突出优势，但是由于其换相过程需要依赖电网电压而存在换相失败风险[3]。基于电压源型换流器(voltage source converter，VSC)的柔性直流换流器不存在换相失败问题，但是其采用绝缘栅双极晶体管(insulated gate bipolar transistor，IGBT)构成而成本较高。混合直流输电系统结合二者优势，整流侧采用 LCC 换流器能够有效提高经济性，逆变侧采用 VSC 柔性换流器能够有效避免换相失败，具有突出的应用前景[4]。

然而，直流输电系统中输电线路跨度长，一般

基金资助项目：国家自然科学基金青年科学基金(52207088)；河北省自然科学基金(E2024202184)。
Project supported by Youth Fund of National Natural Science Fundation of China (52207088), Natural Science Foundation of Hebei Province (E2024202184).

为架空线路，直流故障概率高[5]。当发生直流故障后，由于直流故障阻尼小，将导致故障电流上升速度快且幅值大，因此故障电流的快速清除是保证直流系统安全可靠运行的关键[6-7]。基于 LCC 的常规直流系统常采用移相闭锁策略对故障电流进行限制并清除[8]，且混合直流系统中一般也会采用 LCC 整流站移相闭锁策略实现故障电流的抑制与清除[9-10]。移相闭锁过程为在控保系统接收到线路故障信号后，LCC 整流站移相角增大至 90°以上，待故障电流有所下降后进一步增大移相角，直至故障电流下降为零后闭锁换流器[11]。然而，LCC 整流站在移相闭锁期间由于其移相角增大而运行于逆变状态，导致其换相失败风险增大，影响故障电流的快速可靠清除。

现有文献主要聚焦于直流故障时 LCC 换流站的故障特性分析，例如文献[12]通过等效电路求解得到直流线路故障时电流的时域表达式，但并未考虑移相角的变化对故障电流暂态特性的影响。文献[13]通过 LCC 整流站的复频域等值模型推导节点阻抗矩阵，以此求解故障节点电压和故障电流，但该方法需在时域与复频域之间转换，计算过程比较繁琐。文献[14]针对直流线路在不同故障位置、不同过渡电阻下的故障进行仿真分析，提出了适用于混合直流输电系统的直流电流快速抑制策略，指出直流故障时应逐步增大移相角以避免电流过大时快速增大移相角而导致换相失败。文献[15]考虑了控制策略的影响，将 LCC 换流站在故障期间的数学模型用最小二乘法进行线性化，以求解故障电流。上述文献在故障清除期间的故障特性分析中均未考虑移相过程中可能引发换相失败进而对故障特性产生影响。

文献[16]推导了换相过程中关断角的解析表达式，分析了其与交流电压、换相电抗、直流电流等因素的关系，并提出避免换相失败的措施。文献[17]对移相过程中发生换相失败的机理进行分析，并优化了移相策略，能够有效避免换相失败的发生，但是在对换相失败机理分析时并未考虑换相过程中直流电流变化对关断角的影响。可见，现有研究初步表明故障后 LCC 整流站通过移相可快速清除故障电流，但是尚缺乏故障移相过程中 LCC 整流站的换相失败机理定量分析与计及换相失败的故障电流精确计算方法。

为此，本文针对 LCC 整流站故障移相期间的换相失败机理与故障暂态特性展开研究。首先，通过换流器的换相失败机理分析换相失败对故障电流清除的影响，基于此分析，提出了移相期间直流侧的故障特性分析方法，考虑了移相角对故障电流的影响以及换相过程中故障电流的变化，能够准确反映故障特性的发展趋势，对故障电流清除变慢甚至呈衰减振荡的现象给出理论依据。最后，在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建混合直流输电系统，通过仿真实验验证分析的正确性以及理论计算的准确性。

1 整流侧 LCC 移相过程的换相失败机理

1.1 LCC 故障电流抑制原理

为减少谐波含量，提高电能质量，LCC 整流站通常为两个 6 脉波换流器(高、低压阀组)级联构成的 12 脉波换流器。此外，由于两换流器输出相位需相差 30°进而叠加成 12 脉波，因此两个 6 脉波换流器分别与 Y/Y 和 Y/△变压器联结至交流电网，如图 1 所示。单个阀组可以等值为晶闸管的导通电阻 R'_{VT}、变压器漏感 L'_T 以及等效直流电压源 U 的串联。

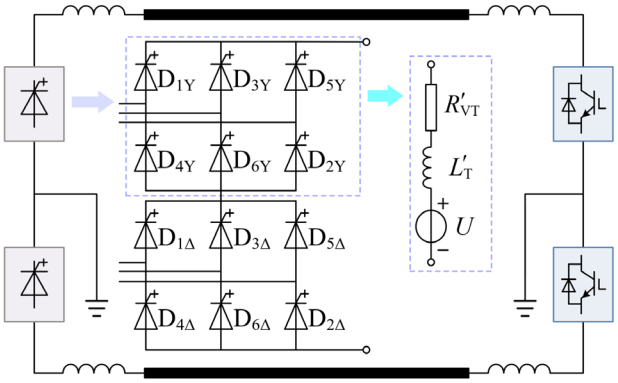


图 1 混合直流系统及 12 脉波换流器结构

Fig.1 Hybrid DC system and 12 pulse converter structure

当 LCC 整流站正常运行时，高、低压阀组的晶闸管按固定顺序交替触发(即按照 D_{1Y}、$D_{1\Delta}$、D_{2Y}、$D_{2\Delta}$、…、D_{6Y}、$D_{6\Delta}$触发)，触发脉冲间隔为 30°，12 脉波换流器的输出电压 U_d 可通过式(1)计算求得[18]。

$$U_d = 2\left(\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_2\cos\alpha - \frac{3}{\pi}X_T I_d\right) \tag{1}$$

式中：U_2 为变压器二次侧相电压有效值；α 为移相角；X_T 为变压器的漏抗；I_d 为直流电流。

对于整流侧为 LCC 的混合直流系统，发生直流故障后将快速采取移相闭锁策略清除故障。根据式(1)可知，当移相角 α>90°时，U_d 为负值，且随着 α 增大而增大，因此故障后的强制移相过程相当于在故障回路中串入一个反向电压源，且反向电压越大，故障清除越快。然而，当移相角过大时，在移相闭

锁期间可能会出现换相失败现象而导致电流呈震荡状态，使得故障电流清除速度变慢。为此，本文分析了 LCC 故障移相期间的换相失败机理。

1.2　LCC 故障移相期间的换相失败机理

在下一自然换相时刻前，若晶闸管未恢复正向阻断能力或换相过程仍未完成，则在下一自然换相时刻晶闸管因承受正向压降而倒换相，这种现象被称为换相失败[19]。换相失败与晶闸管的关断角有关，且考虑到在故障电流清除阶段电流幅值变化不可忽略，因此以换相过程始末电流值计算关断角 γ，如式(2)所示[20]。

$$\gamma=\arccos\left(\frac{X_{\mathrm{T}}(I_1+I_2)}{\sqrt{2}U_2}-\cos\alpha\right) \tag{2}$$

式中：I_1、I_2 为换向过程始末时刻的直流电流。

根据晶闸管的关断特性可知，恢复正向阻断能力的时间 t_γ 约为 400 μs，对应的电角度为 7.2°[21]。换言之，当晶闸管关断角 $\gamma\geq7.2°$，则正常换相；否则换相失败。当式(2)中反余弦函数的自变量大于 cos(7.2°)时将发生换相失败，即对应图 2 中平面以上的部分。可见，随着换相过程始末时刻电流之和的增加，不发生换相失败的最大移相角逐渐减小。因此，应根据(I_1+I_2)可能出现的最大值选取初始移相角。

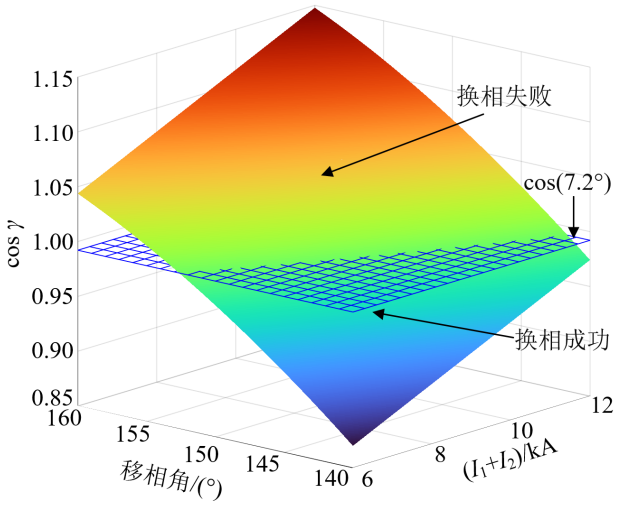


图 2　关断角与直流电流、移相角的关系

Fig.2　Relationship between turn-off angle, DC current and phase shift angle

1.3　移相期间换相失败的影响

以图 1 中单个阀组在移相后首次换相时刻起一个周期内的导通情况为例讨论发生单次换相失败和两次换相失败的影响。由于移相角一定时，故障电流幅值越大，关断角越小，导致换相失败的可能性越大，而故障清除阶段故障电流越来越小，若移相后第一次换相过程正常换相，故障电流将变小，后续便都为正常换相，因此讨论的前提是移相后的第一次换相过程就发生换相失败。

1.3.1　单次换相失败

单个阀组在移相后发生单次换相失败的输出电压如图 3。分析时假设移相时刻为 t'，处于两次正常换相触发时刻 t_1、t_2 之间，此时原本应在 t_2 时刻触发的 D_2 则因移相过程中的移相角增大而延迟至 t_3 时刻触发，对应的输出电压为图 3 中实线在 t_1、t_3 期间的线电压，即 u_{ab}，该阶段对应图 1 中的 D_1、D_6 导通。t_3 时刻触发 D_2，D_6 将向 D_2 换相，然而若此时发生换相失败，经倒换相后仍为 D_1、D_6 导通；至下一换相时刻 t_4 触发 D_3，此时由于移相角增大后阀组输出负电压而导致电流有所下降，则存在 D_1 向 D_3 换相成功的可能，该情况下变为 D_3、D_6 导通，此时阀组内部构成短路，输出电压为 0；t_5 时刻触发 D_4，然而由于 D_3、D_6 的导通使 D_4 在触发时刻因承受反向电压而不能导通，因此依旧为 D_3、D_6 导通；直至 t_6 时刻触发 D_5，D_3 向 D_5 换相且换相成功，此后阀组换相恢复正常。

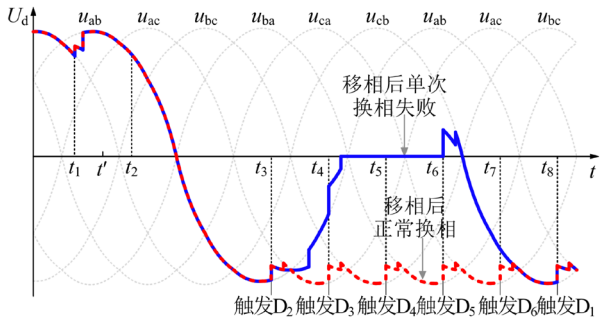


图 3　单次换相失败的输出电压波形

Fig.3　Output voltage waveform for single commutation failure

根据上述分析可知，发生单次换相失败将导致换流器输出电压的有效值减小，如图 3 所示，进而导致故障电流清除速度减慢。

1.3.2　两次换相失败

单个阀组在移相后发生两次换相失败的输出电压如图 4。分析时仍假设移相时刻 t'介于 t_1、t_2 之间，由于移相过程导致 D_2 的触发时刻由 t_2 延迟至 t_3，期间输出电压为 u_{ab}，由 D_1、D_6 导通产生。t_3 时刻触发 D_2，D_6 将向 D_2 换相，此时若换相失败，

经倒换相后仍为 D_1、D_6 导通；t_4 时刻触发 D_3，然而此时若故障电流较大，将存在 D_1 向 D_3 换相失败的可能，经倒换相后仍为 D_1、D_6 导通；t_5、t_6 时刻分别触发 D_4、D_5，然而由于 D_1、D_6 的导通使两晶闸管在触发时刻因承受反向电压而不能导通，因此仍为 D_1、D_6 导通；t_7 时刻触发 D_6，导通状态依旧不变；直至 t_8 时刻触发 D_1，阀组换相恢复正常。

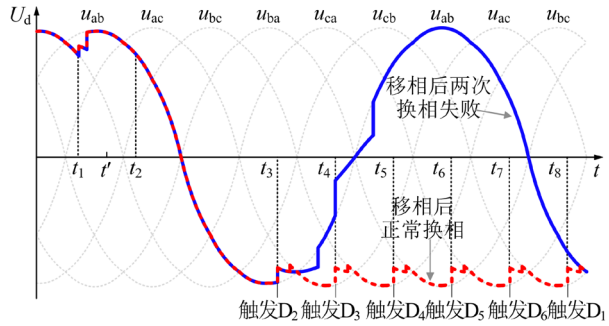


图 4 两次换相失败的输出电压波形

Fig.4 Output voltage waveform for two commutation failures

根据上述分析可知，由于连续两次换相失败导致换流器在一个周期内的输出电压由负变正再变负，如图 4 所示，进而导致故障电流在电压为负时下降而在电压为正时上升，呈现振荡现象。

综上分析，故障移相闭锁阶段 LCC 整流站发生换相失败将导致故障电流清除速度变慢甚至可能导致故障电流呈振荡衰减，威胁系统安全快速恢复。

2 移相闭锁期间的故障特性分析

移相闭锁期间故障电流长期振荡会导致换流器无法闭锁，不仅会影响系统安全恢复，且长期过流还会导致电力电子器件损坏。为进一步揭示故障移相闭锁期间发生换相失败的危害，本文以图 1 的系统拓扑正极线路发生单极接地故障为例，分析了故障移相闭锁期间的故障电流特性。

本文分别针对单次换相失败和两次换相失败两种情况进行故障特性分析，其中 Y/Y 和 Y/△变压器二次侧 A 相相电压分别为 $u_{aY}=E\sin\omega t$、$u_{a\Delta}=E\sin(\omega t-\pi/6)$，$E$ 为相电压幅值。分析时假设移相时刻 t_0 时换流器的初始导通状态为高压阀组 D_{1Y} 和 D_{6Y} 导通，低压阀组 $D_{1\Delta}$和 $D_{6\Delta}$导通，故障回路及等值电路如图 5 所示，此时换流器的输出电压为 $u_{abY}+u_{ab\Delta}$(u_{abY}、$u_{ab\Delta}$分别为 Y/Y、Y/△变压器二次侧线电压)。忽略行波传输特性影响，根据等值电路可得在初始状态下故障电流 I_{f1} 满足的微分方程：

$$R_1 I_{f1} + L_1 \frac{\mathrm{d}I_{f1}}{\mathrm{d}t} = u_{abY} + u_{ab\Delta} \tag{3}$$

考虑到该导通状态在移相时刻直流侧的电流为 I，即电流初值为 $I_{f1}(t_0)=I$，因此根据式(3)可求得移相后初始状态下的故障电流 I_{f1} 为：

$$\begin{aligned} I_{f1} = {} & \frac{\sqrt{6+3\sqrt{3}}E}{|Z_1|}\sin(\omega t + 15° - \varphi_{Z_1}) + \\ & (I - \frac{\sqrt{6+3\sqrt{3}}E}{|Z_1|}\sin(\omega t_0 + 15° - \varphi_{Z_1}))\mathrm{e}^{-\frac{t-t_0}{\tau_1}} \end{aligned} \tag{4}$$

其中：

$$\begin{cases} Z_1 = R_1 + \mathrm{j}\omega L_1 = |Z_1|\angle\varphi_{Z_1} \\ R_1 = 4R_{VT} + R_f + R_l' \cdot l \\ L_1 = 4L_T + L_{sr} + L_l' \cdot l \\ \tau_1 = \dfrac{4L_T + L_{sr} + L_l'' \cdot l}{4R_{VT} + R_f + R_l'' \cdot l} \end{cases} \tag{5}$$

式中：Z_1 为故障等值电路中的阻抗；φ_{Z_1} 为故障等值电路中阻抗 Z_1 的相角；R_{VT} 为单个晶闸管的导通电阻；L_T 为变压器等效到单个桥臂的漏感；L_{sr} 为平波电抗器电感；R_l'、L_l' 为依频线路工频下的电阻、电感；R_l''、L_l'' 为依频线路在直流下的电阻、电感；R_f 为过渡电阻；τ_1 为故障等值电路的时间常数；l 为故障距离。

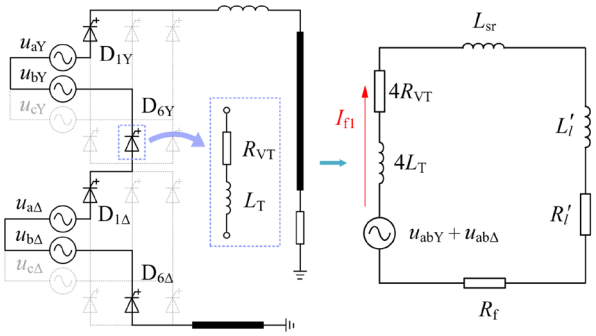


图 5 初始导通状态的故障回路及等值电路

Fig.5 Fault circuit and equivalent circuit in initial conduction state

2.1 单次换相失败的故障特性分析

发生直流故障后，LCC 整流站可能存在换流器单个阀组发生单次换相失败的情况，即移相后率先换相的阀组首次换相过程失败而其第 2 次换相过程换相成功。以 1.3.1 节所述的单次换相失败场景为例，故障移相前 D_{1Y}、D_{6Y}、$D_{1\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，故障后将发出移相指令，高压阀组中 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相失败，低压阀组中 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相成功，而后高压阀组中 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相成功，对应的各阶段换流器导通状态如图 6 所示，t_0—t_6 为各导通状态的始末时刻。

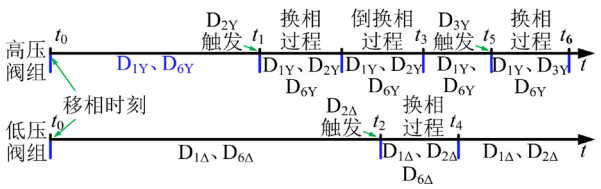


图 6　单次换相失败时换流器导通状态时序

Fig.6　Timing of converter on-state during single commutation failure

2.1.1　高压阀组 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相

1）D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相

t_1 时刻 D_{2Y} 触发，高压阀组中 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相，为 D_{1Y}、D_{2Y}、D_{6Y} 导通，低压阀组为 $D_{1\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，故障回路及等值电路如图 7 所示，此时换流器输出的电压为$(u_{abY}+u_{acY})/2+u_{ab\Delta}$。根据等值电路可列出故障电流 I_{f2} 满足的微分方程，代入电流初值 $I_{f2}(t_1)=I_{f1}(t_1)$可解得 I_{f2} 为：

$$I_{f2}=\frac{(3+2\sqrt{3})E}{2|Z_2|}\sin(\omega t-\varphi_{Z_2})+\left(I_{f1}(t_1)-\frac{(3+2\sqrt{3})E}{2|Z_2|}\sin(\omega t_1-\varphi_{Z_2})\right)\mathrm{e}^{-\frac{t-t_1}{\tau_2}} \tag{6}$$

其中：

$$\begin{cases} t_1=t_0+\dfrac{\alpha_1+30^\circ}{360^\circ}\times 0.02 \\ Z_2=R_2+\mathrm{j}\omega L_2=|Z_2|\angle\varphi_{Z_2} \\ R_2=3.5R_{VT}+R_f+R_l'\cdot l \\ L_2=3.5L_T+L_{sr}+L_l'\cdot l \\ \tau_2=(3.5L_T+L_{sr}+L_l''\cdot l)/(3.5R_{VT}+R_f+R_l''\cdot l) \end{cases} \tag{7}$$

式中：t_1 为该导通状态的起始时刻；α_1 为移相后的移相角；Z_2 为该导通状态下故障等值电路中的阻抗；φ_{Z_2} 为故障等值电路中阻抗 Z_2 的相角；τ_2 为该导通状态下故障等值电路的时间常数。

该换相过程是否成功取决于 D_{6Y} 恢复正向阻断能力的时间，即关断角的大小。考虑到移相后直流侧电流较大，由式(2)可知，该情况下若移相角较大，则可能会导致式(2)无解，即晶闸管 D_{6Y} 无法恢复正向阻断能力，从而导致在下一自然换相时刻 D_{6Y} 无法关断而持续导通。

2）D_{6Y} 向 D_{2Y} 倒换相

下一自然换相时刻后 D_{2Y} 因承受反向压降开始倒换相，其电流将逐渐减小并转移回 D_{6Y} 桥臂，而下一个触发信号时刻晚于自然换相时刻，期间高压阀组仍为 D_{1Y}、D_{2Y}、D_{6Y} 导通，而低压阀组为 $D_{1\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通。换流器导通状态与 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相的导通状态相同，因此故障回路不变，仍如图 7，故障电流也仍为 I_{f2}。该导通状态的结束时刻 t_2 为 $D_{2\Delta}$触发时刻，即 $t_2=t_1+30^\circ/360^\circ\times 0.02$。

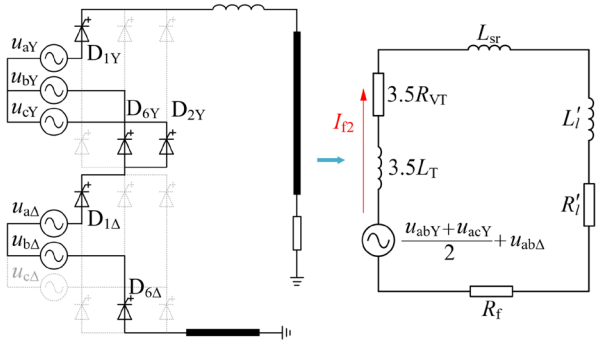


图 7　D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相时的故障回路及等值电路

Fig.7　Fault circuit and equivalent circuit during D_{6Y} to D_{2Y} commutation

2.1.2　低压阀组 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相

1）$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相

t_2 时刻 $D_{2\Delta}$触发，低压阀组中 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相，为 $D_{1\Delta}$、$D_{2\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，而高压阀组仍处于倒换相，为 D_{1Y}、D_{2Y}、D_{6Y} 导通，故障回路及等值电路如图 8 所示，此时换流器的输出电压为$(u_{abY}+u_{acY})/2+(u_{ab\Delta}+u_{ac\Delta})/2$。根据等值电路可列出 I_{f3} 满足的微分方程，代入电流初值 $I_{f3}(t_2)=I_{f2}(t_2)$可解得 I_{f3}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

根据图 6 可知，$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相期间，高压阀组倒换相结束，换流器导通状态将发生变化，因此该导通状态的结束时刻为高压阀组倒换相的结束时刻(近似认为倒换相时间等于换相时间)，即 $t_3=t_1+2\times((180^\circ-\alpha_1)/360^\circ\times 0.02)$。

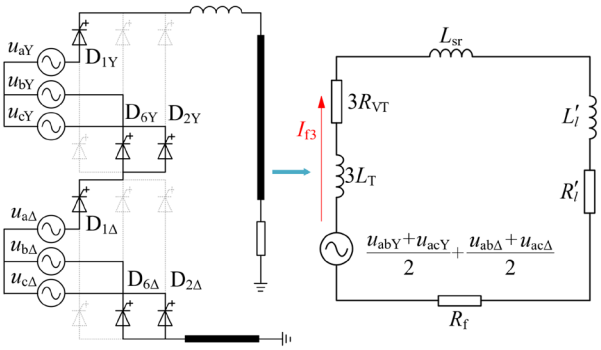


图 8　$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相时的故障回路及等值电路

Fig.8　Fault circuit and equivalent circuit during $D_{6\Delta}$ to $D_{2\Delta}$ commutation

2）高压阀组倒换相结束后

高压阀组倒换相结束后，仍为晶闸管 D_{1Y}、D_{6Y} 导通，而低压阀组处于换相过程，即 $D_{1\triangle}$、$D_{2\triangle}$、$D_{6\triangle}$导通，故障回路及等值电路如图 9 所示，换流器的输出电压为 $u_{abY}+(u_{ab\triangle}+u_{ac\triangle})/2$。根据等值电路可列出 I_{f4} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f4}(t_3)=I_{f3}(t_3)$ 可解得 I_{f4}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

本节在分析故障移相过程中发生单次换相失败的电气量特征时，考虑到移相过程导致电流有所下降，从而根据式(2)可知，$D_{2\triangle}$换相过程的关断角可能大于等于 7.2°。因此，该导通状态的结束时刻为 $t_4=t_2+\mu/360°\times0.02$，其中，$\mu$ 为换向角。

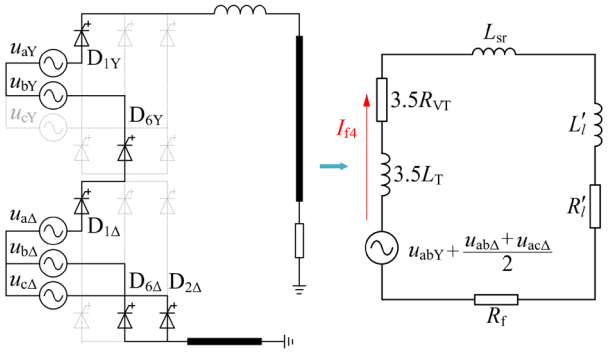


图 9 高压阀组倒换相结束后的故障回路及等值电路

Fig.9 Fault circuit and equivalent circuit after the end of high voltage valve group phase reversal

3）低压阀组换相成功后

低压阀组换相成功后变为 $D_{1\triangle}$、$D_{2\triangle}$导通，而高压阀组为 D_{1Y}、D_{6Y} 导通，故障回路及等值电路如图 10 所示，换流器的输出电压为 $u_{abY}+u_{ac\triangle}$。根据等值电路可列出 I_{f5} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f5}(t_4)=I_{f4}(t_4)$可解得 I_{f5}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

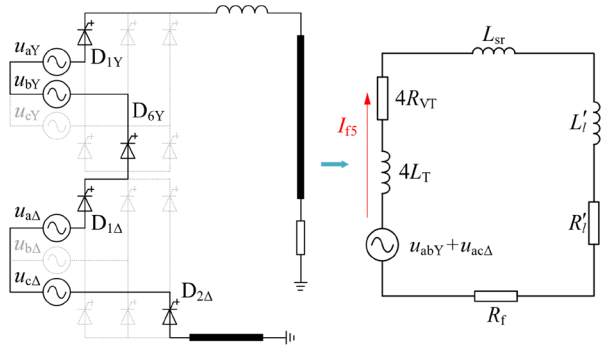


图 10 低压阀组换相成功后的故障回路及等值电路

Fig.10 Fault circuit and equivalent circuit after the end of low voltage valve group commutation

此后，换流器的导通状态直至 D_{3Y} 触发后才发生变化，因此该导通状态的结束时刻 t_5 为 D_{3Y} 触发时刻，即 $t_5=t_2+30°/360°\times0.02$。

2.1.3 高压阀组 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相

t_5 时刻 D_{3Y} 触发，高压阀组中 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相，为 D_{1Y}、D_{3Y}、D_{6Y} 导通，而低压阀组仍为 $D_{1\triangle}$和 $D_{2\triangle}$ 导通，故障回路及等值电路如图 11 所示，换流器的输出电压为 $u_{abY}/2+u_{ac\triangle}$。根据等值电路可列出 I_{f6} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f6}(t_5)=I_{f5}(t_5)$可解得 I_{f6}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

根据图 3 可知，移相后单个阀组的前两次换相过程中，其输出的电压均为负，可使故障电流减小，根据式(2)计算得到的关断角将增大。具体而言，考虑到本节分析的场景，低压阀组 $D_{6\triangle}$向 $D_{2\triangle}$换相成功，而后换流器输出电压为负，故障电流将减小，因此后续高压阀组 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相过程对应的关断角将大于 7.2°，保证了高压阀组中 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相成功。因此 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相的结束时刻为 $t_6=t_5+\mu/360°\times0.02$。

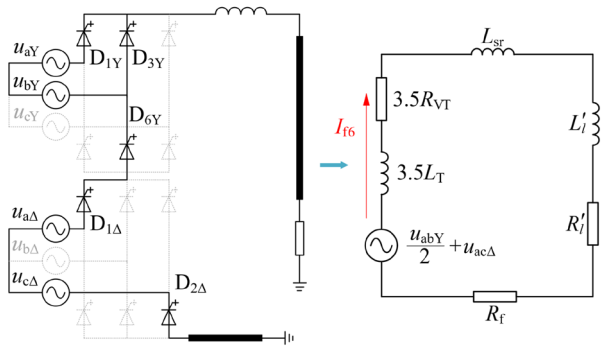


图 11 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相时的故障回路及等值电路

Fig.11 Fault circuit and equivalent circuit during D_{1Y} to D_{3Y} commutation

移相后通过对高压阀组 D_{2Y}、D_{3Y} 换相过程的分析得出高压阀组发生单次换相失败，根据 1.3.1 节的讨论可知后续高压阀组的 D_{4Y} 不能正常导通而仍保持原导通状态，D_{5Y} 换相成功，直至 D_{6Y} 被触发高压阀组才恢复正常运行，如图 3 所示。对于低压阀组由于移相后其首次换相过程成功，则其后续均为正常换相。期间的故障特性分析与前文类似，不再赘述。直至某一导通状态内故障电流降为 0，故障则被彻底清除。

2.2 两次换相失败的故障特性分析

直流故障移相闭锁期间，LCC 整流站也可能存在换流器单个阀组发生两次换相失败的情况，即移

相后率先换相的阀组其前两次换相均失败。以 1.3.2 节所述的两次换相失败场景为例，故障移相前为 D_{1Y}、D_{6Y}、$D_{1\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，故障后将发出移相指令，高压阀组中 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相失败，低压阀组中 $D_{6\Delta}$ 向 $D_{2\Delta}$换相失败，而后高压阀组中 D_{1Y} 向 D_{3Y} 也换相失败，对应的各阶段晶闸管导通状态如图 12 所示，t_0—t_7 为各阶段始末时刻。

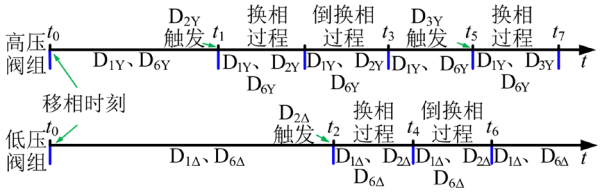


图 12　两次换相失败时换流器导通状态时序

Fig.12　Timing of converter on-state during two commutation failures

下一自然换相时刻后 $D_{2\Delta}$因承受反向压降开始倒换相，其电流逐渐减小并转移回 $D_{6\Delta}$桥臂，期间低压阀组仍为 $D_{1\Delta}$、$D_{2\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，而高压阀组为 D_{1Y}、D_{6Y} 导通，故障回路及等值电路如图 13 所示。

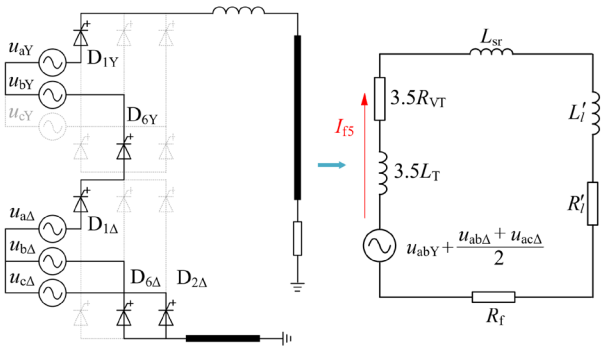


图 13　$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$倒换相时的故障回路及等值电路

Fig.13　Fault circuit and equivalent circuit during $D_{6\Delta}$ to $D_{2\Delta}$ phase reversal

2.2.1　高压阀组 D_{6Y} 向 D_{2Y} 换相

发生两次换相失败时，考虑到移相后直流侧电流较大，由式(2)可知，该情况下若移相角较大，则晶闸管 D_{6Y} 可能存在在下一自然换相时刻前无法恢复正向阻断能力的情况，因此在下一自然换相时刻后高压阀组中 D_{6Y} 向 D_{2Y} 倒换相。因此换流器仍将经历换相过程、倒换相过程，导通情况以及始末时刻与 2.1.1 节中的导通状态相同，因此求得的 I_{f2} 也相同。

2.2.2　低压阀组 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相

1）$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相

t_2 时刻 $D_{2\Delta}$触发，低压阀组中 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相，为 $D_{1\Delta}$、$D_{2\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，而高压阀组仍处于倒换相，为 D_{1Y}、D_{2Y}、D_{6Y} 导通，导通情况与 2.1.2 节 1）相同，因此该导通状态下的故障电流 I_{f3} 以及结束时刻也相同。

2）高压阀组倒换相结束后

高压阀组倒换相结束后，仍为晶闸管 D_{1Y}、D_{6Y} 导通，而低压阀组处于换相过程，即 $D_{1\Delta}$、$D_{2\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，对应的导通情况与 2.1.2 节 2）相同，因此该导通状态下的故障电流 I_{f4} 也相同，但结束时刻因该换相过程失败而不相同。

考虑到移相后直流侧电流仍较大，由式(2)可知，该情况下若移相角较大，则可能导致式(2)无解，即晶闸管 $D_{6\Delta}$无法恢复正向阻断能力，从而导致在下一自然换相时刻 $D_{6\Delta}$无法关断而持续导通，即结束时刻为 $t_4=t_2+(180°-\alpha_1)/360°\times0.02$。

3）$D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$倒换相

换流器的输出电压为 $u_{abY}+(u_{ab\Delta}+u_{ac\Delta})/2$。根据等值电路可列出 I_{f5} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f5}(t_4)=I_{f4}(t_4)$可解得 I_{f5}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

在低压阀组倒换相过程中因 D_{3Y} 触发，换流器导通状态将发生变化，所以该导通状态的结束时刻 t_5 为 D_{3Y} 触发时刻，即 $t_5=t_2+30°/360°\times0.02$。

2.2.3　低压阀组 $D_{6\Delta}$向 $D_{2\Delta}$换相

1）D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相

t_5 时刻 D_{3Y} 触发，高压阀组中 D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相，为 D_{1Y}、D_{3Y}、D_{6Y} 导通，而低压阀组仍处于倒换相，为 $D_{1\Delta}$、$D_{2\Delta}$、$D_{6\Delta}$导通，故障回路及等值电路如图 14 所示，换流器的输出电压为 $u_{abY}/2+(u_{ab\Delta}+u_{ac\Delta})/2$。根据等值电路可列出 I_{f6} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f6}(t_5)=I_{f5}(t_5)$可解得 I_{f6}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

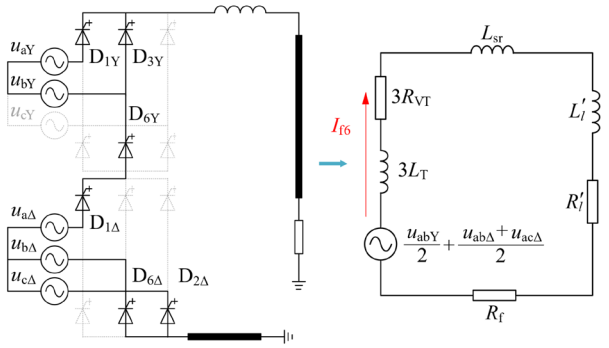


图 14　D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相时的故障回路及等值电路

Fig.14　Fault circuit and equivalent circuit during D_{1Y} to D_{3Y} commutation

根据图 12 可知，D_{1Y} 向 D_{3Y} 换相期间，低压阀组倒换相结束，换流器导通状态将发生变化，因此该导通状态的结束时刻为低压阀组倒换相的结束时刻(近似认为倒换相时间等于换相时间)，即 $t_6=t_2+2\times((180°-\alpha_1)/360°\times0.02)$。

2）低压阀组倒换相结束后

低压阀组倒换相结束后，仍为晶闸管 $D_{1\triangle}$、$D_{6\triangle}$ 导通，而高压阀组处于换相过程，仍为 D_{1Y}、D_{3Y}、D_{6Y} 导通，故障回路及等值电路如图 15 所示，换流器的输出电压为 $u_{abY}/2+u_{ab\triangle}$。根据等值电路可列出 I_{f7} 满足的微分方程，代入初值 $I_{f7}(t_6)=I_{f6}(t_6)$ 可解得 I_{f7}，其解析式与式(4)类似，此处不再列出。

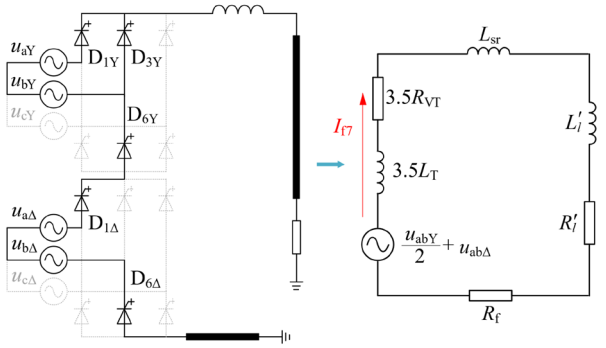


图 15 低压阀组倒换相结束后的故障回路及等值电路

Fig.15 Fault circuit and equivalent circuit after the end of low voltage valve group phase reversal

根据图 4 可知，移相后单个阀组的前两次换相过程中，其输出的线电压均为负，可使故障电流减小，考虑到本节分析的场景，根据式(2)计算得到的关断角仍存在无解的可能。因此该导通状态的结束时刻为 $t_7=t_5+(180°-\alpha_1)/360°\times0.02$。

移相后通过对高压阀组 D_{2Y}、D_{3Y} 换相过程的分析得出高压阀组发生两次换相失败，根据 1.3.2 节的讨论可知后续高压阀组的 D_{4Y}、D_{5Y} 不能正常导通而仍保持原导通状态，D_{6Y} 换相成功，直至 D_{1Y} 被触发高压阀组才恢复正常换相过程，如图 4 所示，而下一周期的换相过程是否成功与前文对高压阀组的故障特性分析相同。对于低压阀组由于只讨论了移相后其一次换相过程，因此需要根据其第 2 次换相过程判断后续导通状态，若第 2 次换相成功，即低压阀组发生单次换相失败，则后续导通状态与 3.1 节高压阀组后续的晶闸管导通状态相同，如图 3 所示；若第 2 次换相失败，即低压阀组也发生两次换相失败，则后续导通状态与本节高压阀组后续的晶闸管导通状态相同，如图 4 所示。期间的故障特性分析与前文类似，不再赘述。直至某一导通状态内故障电流降为 0，故障则被彻底清除。

3 仿真算例

为了验证 LCC 换流站故障移相过程中的换相失败危害以及故障特性分析精确性，本文基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建了如图 1 所示的混合直流输电系统模型，其中整流站为双 12 脉波换流器，同时为了反映晶闸管的关断特性，本文设置晶闸管的最小关断时间为 400 μs，即临界关断角为 7.2°[21]，其余系统参数如表 1 所示。

表 1 仿真模型系统参数

Table 1 System parameters of simulation model

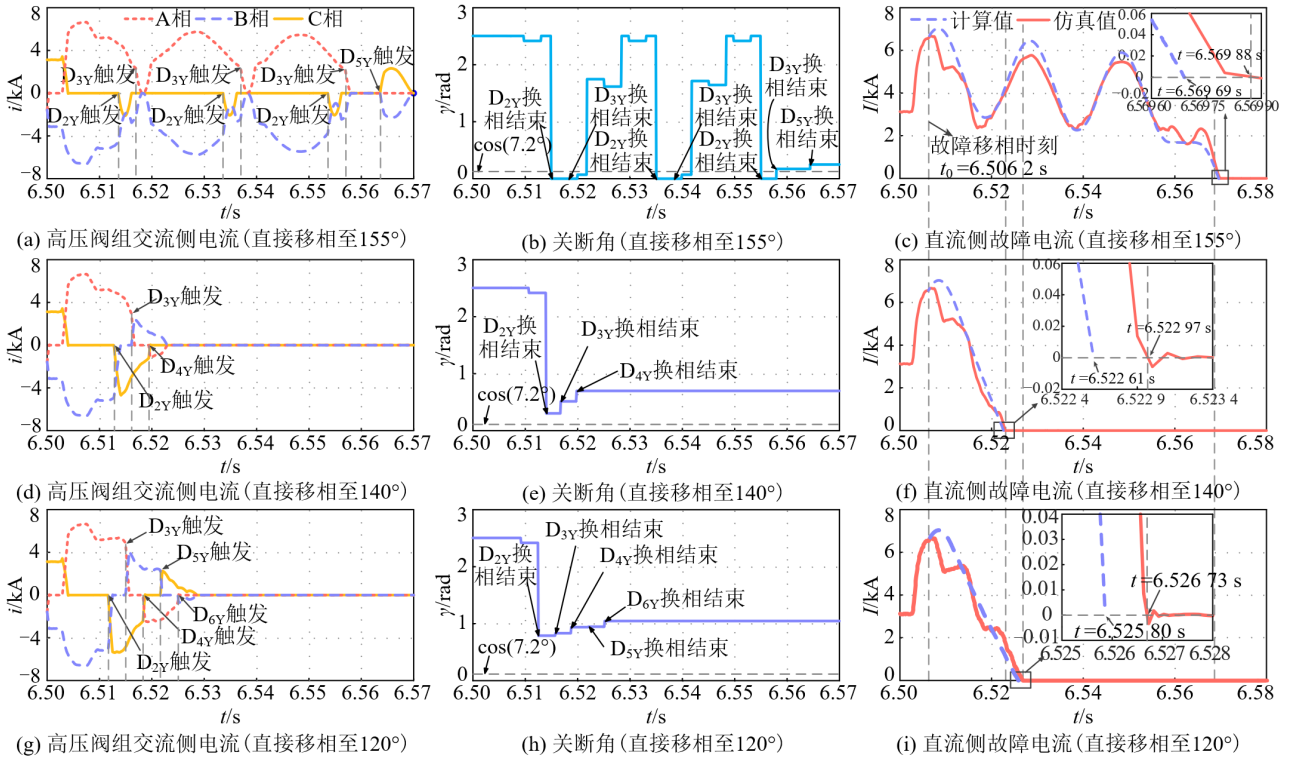
系统参数	参数取值
额定直流电压/kV	±800
额定直流电流/kA	5
额定功率/MW	8 000
换流变压器变比	525 kV/172 kV
换流变压器容量/MVA	1 215
变压器漏抗/pu	0.2
平波电抗器/mH	300
晶闸管的导通电阻/Ω	0.096
过渡电阻/Ω	0.01
线路总长/km	950
依频线路 50 Hz 下的单位电阻/(Ω·km^{-1})	0.107 5
依频线路直流下的单位电阻/(Ω·km^{-1})	0.003 92
依频线路 50 Hz 下的单位电感/(mH·km^{-1})	1.233 7

3.1 移相角对故障特性的影响分析与验证

3.1.1 故障移相闭锁时移相角为定值

假设 6.5 s 时正极线路距整流站出口 800 km 处发生单极接地故障，故障后采取移相闭锁策略清除故障。移相角分别直接移相至 155°、140°、120°，得到的故障电流仿真结果和计算结果如图 16 所示。

根据图 16(a)、(b)可知，故障后直接移相至 155°时，自移相后首次换相起的一个周期内前两次换相过程均因关断角小于 7.2°而发生换相失败，导致换流器的输出电压由负变正，进而故障电流先下降后上升，第 2 个周期也是如此，直至第 3 个周期内才开始恢复正常换相过程，最终导致故障电流如图 16(c)呈衰减振荡，故障经 63.68 ms 才被清除，与 2.2 节分析一致。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.569 88 s、6.569 69 s，计算误差为 0.298%。根据图 16(d)、(e)可看出，当直接移相至 140°时，故障移相期间的换相结束时刻的关断角均大于 7.2°，所以均正常换相，进而使得故障电流经 16.77 ms 便被快速清除，如图 16(f)所示。故障电流过零点的



(a) 高压阀组交流侧电流（直接移相至155°）　(b) 关断角（直接移相至155°）　(c) 直流侧故障电流（直接移相至155°）

(d) 高压阀组交流侧电流（直接移相至140°）　(e) 关断角（直接移相至140°）　(f) 直流侧故障电流（直接移相至140°）

(g) 高压阀组交流侧电流（直接移相至120°）　(h) 关断角（直接移相至120°）　(i) 直流侧故障电流（直接移相至120°）

图 16　移相角为不同定值时的高压阀组交流侧电流、关断角以及故障电流

Fig.16　AC-side currents of high-voltage valve group, turn-off angle and fault current at different constant values of the phase shift angle

仿真值、计算值分别为 6.522 97 s、6.522 61 s，计算误差为 2.147%。根据图 16(g)、(h)可知，当直接移相至 120°时，与直接移相至 140°的情况相同，各换相过程均因关断角大于 7.2°而正常换相，但故障电流清除速度稍慢，经 20.53 ms 才被清除，如图 16(i)所示。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.526 73 s、6.525 80 s，计算误差为 4.530%。

可见，故障移相角的取值会影响移相过程中电流的衰减，移相角越大，故障电流的衰减速度越快，但是出现换相失败导致长期振荡过流现象的风险越高；移相角越小，故障电流的衰减速度越慢，但是出现换相失败导致的过流风险降低。

因此，结合前文分析，为了避免长期振荡过流，并提高故障电流快速清除，实际工程上一般采用阶段式移相闭锁策略：先移相至 90°以上，待故障电流有所下降时进一步增大移相角，而后当故障电流下降至零时闭锁换流器，完成故障电流的清除[10-11,17]。

3.1.2　阶段式移相闭锁策略

为分析对比不同阶段式移相闭锁策略清除故障电流的性能差异，本节仍设置在 6.5 s 时正极线路距整流站出口 800 km 处发生单极接地故障，故障移相时分别先移相至 155°、140°、120°，待故障电流下降至 0.18 pu 时再进一步移相至 164°，得到的故障电流仿真结果和计算结果如图 17 所示。

根据图 17(a)、(b)可知，故障后先移相至 155°再移相至 164°时，自移相后首次换相起的一个周期内 D_{2Y}、D_{3Y} 均因关断角小于 7.2°而发生换相失败，发生两次换相失败导致换流器输出电压由负变正，进而故障电流先下降后上升，下一个周期也是如此，直至第 3 个周期内才恢复正常换相，最终故障电流如图 17(c)呈衰减振荡，与直接移相至 155°的导通情况相同，但不同的是阶段式移相闭锁策略在故障电流下降至 0.18 pu 时移相至 164°，进而加快了故障清除速度，经 62.91 ms 故障被清除。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.569 11 s、6.568 87 s，计算误差为 0.381%。图 17(d)、(e)为先移相至 140°再移相至 164°时的仿真结果，可以看出 D_{2Y}、D_{3Y} 的换相情况与直接移相至 140°时相同，换相过程的关断角均大于 7.2°，但是因在故障电流下降后进一步增大移相角而清除速度加快，如图 17(f)所示，经 16.28 ms 清除故障。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.522 48 s、6.522 52 s，计算误差为

0.246%。图 17(g)、(h)为先移相至 120°再移相至 164°时的仿真结果，故障后 D_{2Y}、D_{3Y} 的换相情况也与直接移相至 120°时相同，换相过程的关断角也均大于 7.2°，但故障清除速度更快，如图 17(i)所示，经 19.79 ms 清除故障。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.525 99 s、6.525 55 s，计算误差为 2.223%。

仿真结果表明，增大移相角可以加快故障清除速度，但移相角过大引发换流器换相失败将导致故障电流发生衰减振荡，反而减慢故障清除速度，与 3.1.1 节结论相符。此外，与移相角为定值的移相闭锁策略相比，阶段式移相闭锁策略的故障电流清除速度有所提高。

3.2 故障距离对故障特性的影响分析与验证

根据前文故障特性分析可知，故障电流与故障距离 l 相关。根据式(4)可知，每个导通状态下的故障电流均由两部分构成，分别为交流稳态量、直流衰减量，l 影响交流量的幅值以及直流量的时间常数。对于交流量的幅值，l 越大，叠加于移相时刻故障电流上的交流量幅值越小，相同时刻下交流量的变化率绝对值越小，即经过相同时间故障电流的变化量越小，因此故障电流过零点越晚，清除速度越慢；而对于时间常数，故障回路的总电感、总电阻中线路的电感、电阻占比较大，因此 l 对时间常数的影响很小，不再考虑。

为分析对比不同 l 对移相闭锁策略清除故障电流速度的影响，同时考虑到不同 l 下换流站接收到移相信号的时间不同，本节设置正极线路发生单极接地故障后不同故障距离下的移相时刻均相同，保证在移相时刻的初始导通状态一致。按先移相至 157°再移相至 164°的阶段式移相闭锁策略清除故障，故障距离分别取 600 km、300 km 时得到的故障电流仿真结果和计算结果如图 18 所示。

根据图 18(a)、(b)可知，l=600 km 时，故障距离较大，交流量的幅值较小，所以故障电流下降较少，即故障电流较大，在 D_{2Y} 换相时因关断角小于 7.2°而发生换相失败，D_{3Y} 同 D_{2Y} 一样也发生换相失败，即在移相后自首次换相起的第一个周期内发生两次换相失败，故障电流呈衰减振荡，如图 18(c)所示。由于发生换相失败，故障经 43.41 ms 才被清除。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.547 71 s、6.547 17 s，计算误差为 1.244%。而根据图 18(d)、(e)可知，l=300 km 时，故障距离较小，交流量的幅值较大，所以故障电流下降较多，即故障电流较小，D_{2Y} 在换相时因关断角大于 7.2°便正常换相，故障电流被快速清除，如图 18(f)所示。由于正常换相，故障经 10.79 ms 便被快速清除。故障电流过零点的仿真值、计算值分别为 6.515 09 s、6.515 75 s，计算误差为 6.117%。

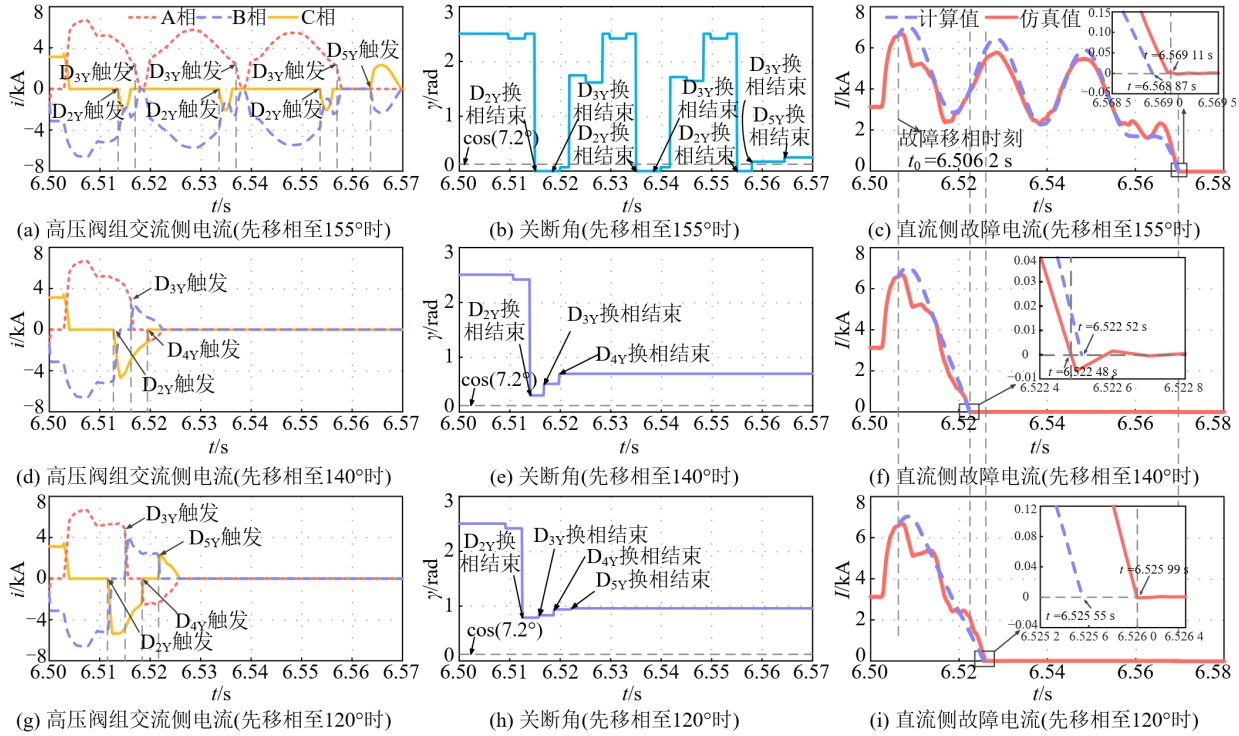
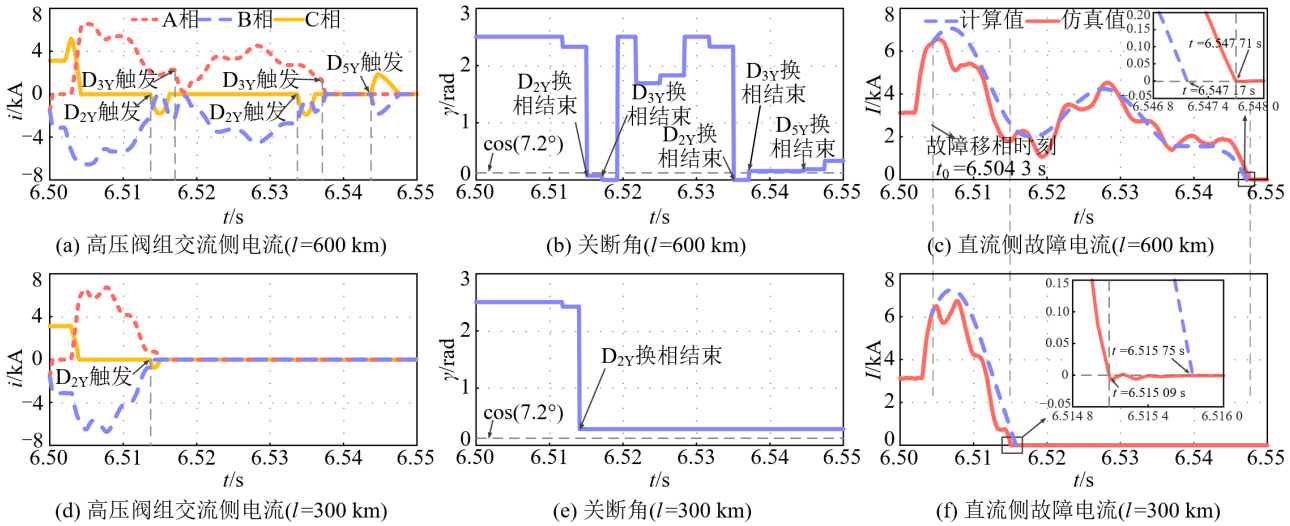


图 17 不同初始移相角时的高压阀组交流侧电流、关断角以及故障电流

Fig.17 AC-side currents of high-voltage valve group, turn-off angle and fault current at different initial phase shift angles



(a) 高压阀组交流侧电流(l=600 km)　(b) 关断角(l=600 km)　(c) 直流侧故障电流(l=600 km)

(d) 高压阀组交流侧电流(l=300 km)　(e) 关断角(l=300 km)　(f) 直流侧故障电流(l=300 km)

图 18　不同故障距离时的高压阀组交流侧电流、关断角以及故障电流

Fig.18　AC-side currents of high-voltage valve group, turn-off angle and fault current at different fault distances

可见，随着故障距离增加，故障电流中交流分量的幅值变小，相同时间内故障电流下降量变小，若换相时刻的故障电流较大则可能导致换相失败，进而减慢故障清除甚至使故障电流呈衰减振荡，与前文故障特性分析相符。

4　结论

本文基于混合直流输电系统发生直流故障的工况，分析了移相角对故障特性的影响，提出一种故障移相期间的故障特性分析方法，能够准确反映不同初始移相角、不同故障距离下的故障发展趋势，并得出以下结论：

1）在不发生换相失败的前提下，移相角越大，故障电流清除速度越快；然而，当移相角过大时，将导致换流器中率先换相的阀组发生换相失败，使故障清除速度减慢，甚至发生多次换相失败，导致较长时间的故障过流，危害设备安全。

2）对于工程上采用的阶段式移相闭锁策略而言，为保证故障电流的快速可靠清除，应根据系统参数计算故障期间不发生换相失败的移相角范围，并选取最大值作为初始移相角，待故障电流衰减至较小值后再次增大移相角，从而在避免换相失败导致长期过流的前提下，提高故障电流的清除速度。

参考文献　References

[1] 李国庆，刘先超，辛业春，等. 含高比例新能源的电力系统频率稳定研究综述[J]. 高电压技术，2024，50(3)：1165-1181.
LI Guoqing, LIU Xianchao, XIN Yechun, et al. Research on frequency stability of power system with high penetration renewable energy: a review[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(3): 1165-1181.

[2] 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.

[3] 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.

[4] 胡雨龙，邹常跃，周竞宇. FHMMC 特高压直流输电系统中串联换流阀组启动充电策略[J]. 高电压技术，2023，49(4)：1582-1590.
HU Yulong, ZOU Changyue, ZHOU Jingyu. Start-up charging strategy for series-connected converter valve groups in UHVDC transmission system based on hybrid FHMMC[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(4): 1582-1590.

[5] 魏子文，王琛，王毅，等. 基于负直流电压控制的 MMC 快速无闭锁故障穿越策略[J]. 高电压技术，2023，49(4)：1611-1621.
WEI Ziwen, WANG Chen, WANG Yi, et al. A fast non-blocking fault ride-through strategy for MMC based on negative DC voltage control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(4): 1611-1621.

[6] RAO H, ZHOU Y B, XU S K, et al. Key technologies of ultra-high voltage hybrid LCC-VSC MTDC systems[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2019, 5(3): 365-373.

[7] MA J, LIU C, WU Y C. A pilot directional protection scheme for LCC-HVDC lines based on grounding resistance[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(5): 4460-4473.

[8] 卢东斌，黄志岭，龚飞，等. 高压直流输电直流线路故障穿越重启策略[J]. 高电压技术，2025，51(2)：828-839.
LU Dongbin, HUANG Zhiling, GONG Fei, et al. Fault ride-through restart strategy for DC line fault of high-voltage DC transmission[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(2): 828-839.

[9] 周登波，陆启凡，周勇，等. 昆柳龙三端直流系统故障后断路器动作特性[J]. 南方电网技术，2022，16(2)：34-40.
ZHOU Dengbo, LU Qifan, ZHOU Yong, et al. Action characteristics

of circuit breakers after the faults of Kunliulong three-terminal DC system[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(2): 34-40.

[10] 余敬冬，吕习超，吴小东. 特高压多端混合直流输电系统线路故障重启功能及策略分析[J]. 电工技术，2020(24)：115-116，150.
YU Jingdong, LÜ Xichao, WU Xiaodong. Analysis of line fault restart function and strategy for UHV multi terminal hybrid HVDC transmission system[J]. Electric Engineering, 2020(24): 115-116, 150.

[11] 蔡静，董新洲. 高压直流输电线路故障清除及恢复策略研究综述[J]. 电力系统自动化，2019，43(11)：181-190.
CAI Jing, DONG Xinzhou. Overview on research of fault clearing and recovery strategy for HVDC transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(11): 181-190.

[12] XIAO H, LI Y H, LIU R P, et al. Single-end time-domain transient electrical signals based protection principle and its efficient setting calculation method for LCC-HVDC lines[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2017, 11(5): 1233-1242.

[13] 李海锋，许灿雄，梁远升，等. 计及换流站控制特性的多端混合直流输电系统故障暂态计算方法[J]. 中国电机工程学报，2023，43(4)：1426-1437.
LI Haifeng, XU Canxiong, LIANG Yuansheng, et al. Fault transient calculation method for multi-terminal hybrid HVDC systems considering control characteristics of converter station[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(4): 1426-1437.

[14] 韩伟，杨睿璋，刘超，等. 混合三端直流输电系统线路故障特性及故障电流抑制策略[J]. 高压电器，2021，57(6)：179-188.
HAN Wei, YANG Ruizhang, LIU Chao, et al. DC fault characteristics and fault current suppression strategy of three-terminal hybrid HVDC system based on LCC and hybrid MMC[J]. High Voltage Apparatus, 2021, 57(6): 179-188.

[15] LI Y J, LI J P, WU G H, et al. DC fault analysis models of three converter topologies considering control effects[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(11): 9480-9491.

[16] 欧开健，任震，荆勇. 直流输电系统换相失败的研究(一)——换相失败的影响因素分析[J]. 电力自动化设备，2003，23(5)：5-8，25.
OU Kaijian, REN Zhen, JING Yong. Research on commutation failure in HVDC transmission system part 1: commutation failure factors analysis[J]. Electric Power Automation Equipment, 2003, 23(5): 5-8, 25.

[17] 吕彦北，李林，龚飞. 巴西美丽山二期直流整流侧移相策略优化研究[J]. 电气技术，2022，23(1)：102-108.
LÜ Yanbei, LI Lin, GONG Fei. Optimization of retard strategy for rectifier side of Belo Monte II HVDC[J]. Electrical Engineering, 2022, 23(1): 102-108.

[18] 朱海，郝亮亮，和敬涵，等. HVDC 送端交流系统故障引起换相失败的机理分析[J]. 电工技术学报，2023，38(16)：4465-4478.
ZHU Hai, HAO Liangliang, HE Jinghan, et al. Mechanism analysis of commutation failure caused by fault of HVDC sending end AC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(16): 4465-4478.

[19] 汪娟娟，郑睿娜，傅闯，等. 基于逆变站动态无功控制的后续换相失败抑制方法[J]. 电工技术学报，2023，38(17)：4672-4682.
WANG Juanjuan, ZHENG Ruina, FU Chuang, et al. A method based on constant reactive power control of inverter to suppress the subsequent commutation failure in HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(17): 4672-4682.

[20] 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.
SHU Hongchun, SHAO Zongxue, ZHAO Wei. 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.

[21] 许超群，余占清，董昱，等. 防护直流换相失败的新型换流技术综述与展望[J]. 电网技术，2025，49(4)：1500-1512.
XU Chunqun, YU Zhanqing, DONG Yu, et al. Research review and prospect on new commutation technology to prevent direct current commutation failure[J]. Power System Technology, 2025, 49(4): 1500-1512.



李　晔
1993—，女，博士，副教授，硕导
主要研究方向为柔性直流输、配电网保护与故障穿越、新型电力系统保护与控制等
E-mail: liye@hebut.edu.cn

LI Ye
Ph.D.
Associate professor



何佳伟(通信作者)
1991—，男，博士，副研究员，博导
主要研究方向为柔性直流电网保护控制、新能源电力系统继电保护等
E-mail: hejiawei_tju@126.com

HE Jiawei
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2025-05-23　在线出版日期　2025-09-19　　编辑　陈　蔓