

基于双判据的特高压直流分层接入系统 换相失败预防控制策略

王渝红,陈立维,寇然,曾琦,朱杰

(四川大学电气工程学院,四川成都 610065)

摘要:特高压直流分层接入系统中逆变侧受端交流系统故障可能造成高低端换流器同时发生换相失败。对此,综合考虑换流器发生换相失败的电压、电流因素,提出一种基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略。该策略基于换流母线电压变化特征,动态调整关断面积控制中关断角参考值;同时基于直流电流变化特征,得到换相电流面积控制中晶闸管触发角的修正量,进而优化选取各层换流器的触发角,预防高低端换流器同时发生换相失败。在PSCAD/EMTDC中搭建了仿真模型对不同工况下所提换相失败预防控制策略进行了验证。仿真结果表明,该策略能快速应对逆变侧交流系统故障,减小高低端换流器同时发生换相失败的风险,可预防分层接入系统高低端换流器同时发生换相失败。

关键词:分层接入;换相失败;控制策略;特高压直流;关断面积

中图分类号:TM 721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202203020

0 引言

我国能源资源与负荷中心地理分布差异明显,特高压直流输电技术凭借输电容量大、输电距离远、控制方式灵活等优点在解决远距离、大容量输电问题方面发挥着重要作用。为满足社会经济快速发展的需要,特高压直流输电技术得到迅速发展,已建成投运的直流输电工程越来越多,多个直流输电工程落点于我国华南、华东地区,导致该地区受端电网成为多馈入交直流系统,这对电网的电压无功支撑和潮流疏散能力提出了更严峻的要求^[1-3]。文献[4]从电网拓扑结构出发创造性地提出了特高压直流分层接入不同电压等级(1000、500 kV)受端交流系统的方法。由于分层接入系统的拓扑结构在工程造价、提高受端交流系统电压支撑能力等方面具有明显优势,目前已被应用于昌吉—古泉、呼伦贝尔—皖南、锡盟—泰州等特高压直流输电工程。

在分层接入系统控制保护与运行特性研究方面,文献[5]以实际工程为背景,完善了分层接入短路比的定义,对分层接入方式下受端交流系统的接纳能力进行了分析。文献[6]分析了多回特高压直流分层接入特高压、超高压交流电网的交直流混联系统的稳态特性。文献[7]提出了多馈入系统电压稳定指标,并基于此对分层接入系统换流母线静态电压稳定性的影响因素进行了详细研究。文献[8]

提出了分层接入系统各层换流母线的电压稳定性判据,并对不同直流控制方式下的电压稳定性进行了分析。文献[9]提出了一种分层接入方式下交直流系统中长期电压稳定协调控制方法,改善了系统的电压稳定特性。文献[10]对分层接入系统交流滤波器的断路器分断特性开展研究,分析了不同工况和故障类型情况下断路器的特性。针对分层接入系统换相失败方面也有一些初步的研究成果,文献[11]基于逆变侧关断角提出了分层接入系统高低端换流器间的协调控制策略,在一定程度上降低了高低端换流器同时发生换相失败的风险。文献[12]指出当分层接入系统某层发生故障时,非故障层换相失败预防控制的启动滞后于故障层是导致高低端换流器同时发生换相失败的原因。针对该问题,文献[13]提出一种高低端换相失败预防协调控制策略,利用故障层换相失败预防控制启动时间早的特点,运用逻辑控制,使非故障层换相失败预防控制提前启动,从而降低高低端换流器同时发生换相失败的风险。但该策略存在不同故障下,协调系数无法自适应调整导致协调控制器效果不佳的问题。文献[14]在原有换相失败预防控制的基础上引入换相电流时间面积指标,具有使非故障层换相失败预防控制提前启动的效果,在一定程度上减小了非故障层换流器发生换相失败的风险。但存在没有充分利用故障时各电气量的故障特性和换相失败预防控制模块,导致故障较严重时无法有效抑制高低端换流器同时发生换相失败的问题。因此,分层接入系统的换相失败问题仍需进一步研究。

本文结合分层接入系统逆变侧高低端换流器复杂的交直流电气耦合关系,分析了受端交流系统发

收稿日期:2021-10-26;修回日期:2022-01-24

在线出版日期:2022-03-25

基金项目:国家电网公司总部科技项目(4000-202055048A-0-00)

Project supported by the Science and Technology Program of SGCC(4000-202055048A-0-0-00)

生故障时,高低端换流器同时发生换相失败的机理。在此基础上,针对分层接入系统阀组控制策略在发生故障时动态调节能力不足的问题,综合考虑导致换流器发生换相失败的电压、电流因素,提出了一种基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略,该策略能根据故障时各层换流母线电压的变化特性动态调节各自换流器关断角参考值,同时根据故障时直流电流的变化特性分别减小各层换流器的触发角,各层控制系统中两者相互配合,从而得到各层换流器应对故障发生时更合适的触发角,预防高低端换流器同时发生换相失败。在PSCAD/EMTDC中搭建了分层接入的特高压直流输电系统模型,并进行了仿真验证,结果表明所提控制策略可以有效降低分层接入系统逆变侧高低端换流器同时发生换相失败的风险,验证了所提控制策略的有效性。

1 分层接入系统模型

1.1 分层接入系统拓扑结构

分层接入系统的拓扑结构如图1所示。图中: E_n 、 Z_n ($n=1,2,3$) 分别为交流系统等值电势、等值阻抗; Z_{23} 为逆变侧高低端换流母线间的等值联系阻抗; R_d 和 L_d 分别为直流线路上的电阻和电感。分层接入系统采用双极两端中性点接地的方式,每极由2组12脉动换流器构成,2组换流器在交流侧并联、直流侧串联。每极中距接地点较远、电位较高的换流器称为高端换流器;距接地点较近、电位较低的换流器称为低端换流器。高端换流器接入500 kV交流母线,低端换流器接入1000 kV交流母线,不同电压等级交流母线的无功补偿装置和交流滤波器分别独立配置。

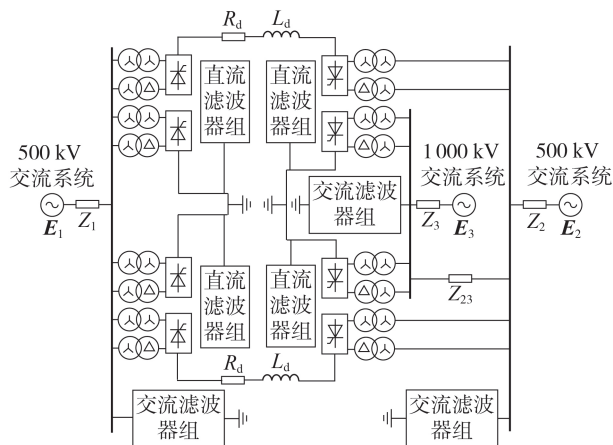


图1 分层接入系统拓扑结构

Fig.1 Topology structure of hierarchical connection system

1.2 分层接入系统阀组控制策略

目前,我国大部分特高压直流分层接入系统输

电工程采用阀基电子设备提供换流阀的阀电流过零点信号,其对应的阀组控制策略如图2所示。图中: R_v 为补偿电阻; I_{dr} 为整流侧直流电流; U_{di} 、 I_{di} 和 γ_{di} 分别为逆变侧直流电压、直流电流和关断角; γ_{refN} 为逆变侧关断角的额定参考值, $\gamma_{refN}=18^\circ$; I_{dord} 和 I_{ord} 分别为主控制极和实际输出的直流电流指令值; α_{ord} 和 α_{iord} 分别为整流侧和逆变侧换流器触发角指令值;PI为比例积分控制器;MIN、MAX分别表示取最小值、最大值。整流侧阀组接入500 kV交流系统,配置定电流控制和最小触发角控制;逆变侧高低端阀组接入不同电压等级的交流系统,控制策略需单独配置在高低端阀组控制层,配置定电流控制、定关断角控制、电流偏差控制以及低压限流控制。

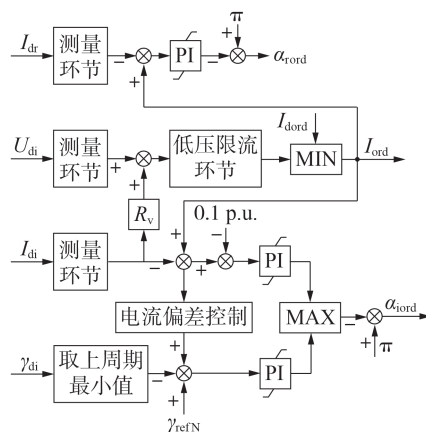


图2 阀组控制策略

Fig.2 Control strategy of valve group

2 分层接入系统换相失败机理分析

特高压直流分层接入系统中,逆变侧高低端换流器接入受端交流系统的不同电压等级,交流系统发生故障时,造成高低端换流器发生换相失败的主导因素不同,其换相失败机理更加复杂。分层接入系统运行时,单极的等值电路如图3所示。图中: α_r 为整流侧换流器触发角; I_d 为直流电流; U_{dr} 、 U_{di} 分别为整流站单极和逆变站单极对地的直流电压; U_{di0} 和 U_{di0H} 、 U_{di0L} 分别为整流侧换流器和逆变侧高、低端换流器无触发延迟时的平均直流电压有效值; R_r 和 R_{rH} 、 R_{rL} 分别为整流侧换流器和逆变侧高、低端换流器的等效换相电阻; I_{dH} 、 I_{dL} 分别为流经逆变侧高、低

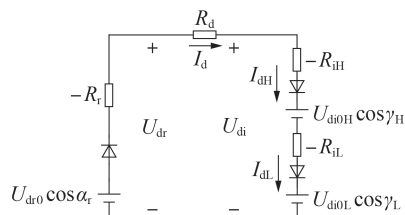


图3 单极等值电路

Fig.3 Equivalent circuit of single pole

端换流器的直流电流; γ_H 、 γ_L 分别为逆变侧高、低端换流器关断角。

直流电流、直流电压之间存在如下约束:

$$I_{dH} = I_{dL} = I_d = \frac{U_{dr} - U_{di}}{R_d} \quad (1)$$

$$U_{dr} = U_{dr0} \cos \alpha_r - R_r I_d \quad (2)$$

$$U_{di} = U_{di0H} \cos \gamma_H + U_{di0L} \cos \gamma_L - R_{iH} I_d - R_{iL} I_d \quad (3)$$

根据分层接入 500 kV 电压等级受端交流系统和 1 000 kV 电压等级受端交流系统之间的耦合关系,假设 1 000 kV 电压等级交流系统发生对称故障时,其换流母线电压跌落幅度为 ΔU_L , 500 kV 换流母线电压跌落幅度为 ΔU_H , 则两者存在如下关系:

$$\frac{\Delta U_H}{\Delta U_L} = \left| \frac{Z_2}{Z_2 + Z_{23}} \right| \quad (4)$$

从式(4)可以看出,非故障层换流母线电压跌落幅度与联系阻抗呈负相关。当联系阻抗为 0 时,非故障层换流母线电压跌落幅度最大,与故障层换流母线电压跌落幅度相同;当联系阻抗无穷大时,非故障层换流母线电压跌落幅度为 0,此时非故障层换流母线电压不受故障层影响。

分层接入系统逆变侧高低端换流器在直流侧为串联连接关系,流过的直流电流相同。逆变侧高、低端换流器关断角分别为:

$$\gamma_H = \arccos \left(\cos \beta_H + \frac{\sqrt{2} k_H I_{dH} X_{CH}}{U_H} \right) \quad (5)$$

$$\gamma_L = \arccos \left(\cos \beta_L + \frac{\sqrt{2} k_L I_{dL} X_{CL}}{U_L} \right) \quad (6)$$

式中: k_H 、 k_L 分别为逆变侧高、低端换流变压器变比; β_H 、 β_L 、 X_{CH} 、 X_{CL} 和 U_H 、 U_L 分别为逆变侧高、低端换流器超前触发角、等值换相电抗和换相电压有效值。

当 1 000 kV 电压等级交流系统发生对称故障时,其换流母线电压会减小,根据式(6),低端换流器关断角 γ_L 会减小,由式(1)、(3)可知,直流电流 I_d 增大,会进一步导致 γ_L 降低,严重时会导致低端换流器发生换相失败。另一方面,500 kV 换流母线电压也会受到影响而降低,高端换流器的关断角 γ_H 也会减小,如果低端换流器发生了换相失败,则逆变侧直流电压会进一步降低,直流电流持续增加,高端换流器也可能发生换相失败。

从以上分析可知,对于分层接入系统,当逆变侧受端交流系统发生故障时,故障层换流母线电压跌落较严重,这是导致故障层换流器发生换相失败的主要原因;由于联系阻抗的存在,非故障层换流母线电压跌落相对较低,但此时直流电流的增加量较大,这是导致非故障层换流器发生换相失败的主要原因。

3 基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略

鉴于分层接入系统拓扑结构的特殊性和逆变侧高、低端换流器在交直流侧复杂的电气耦合特性,针对阀组控制策略在发生故障时动态调节能力不足的问题,充分利用故障时影响高低端换流器发生换相失败的各因素变化特征,提高控制系统的动态调节能力,本文提出了一种基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略。该策略利用反映换流母线电压变化特征的关断面积控制动态改变关断角参考值,同时利用反映直流电流变化特征的换相电流面积控制减少晶闸管触发角。二者相互配合,对阀组控制策略进行优化,提高系统应对故障的动态调节能力,从而降低分层接入系统高低端换流器同时发生换相失败的风险,下面对该策略进行详细介绍。

假设 1 000 kV 电压等级交流系统发生对称故障,高、低端换流器换流过程如图 4 所示。图中, $S_{\gamma H}$ 、 $S_{\gamma L}$ 和 $S_{\mu H}$ 、 $S_{\mu L}$ 以及 S_{iH} 、 S_{iL} 分别为高、低端换流器的关断面积和换相电压面积以及换相电流面积; μ_H 、 μ_L 和 α_H 、 α_L 分别为高、低端换流器换相角和触发角; i_{cH} 、 i_{cL} 和 i_{oH} 、 i_{oL} 分别为高、低端换流器将要关断的阀和将要导通的阀的阀电流。

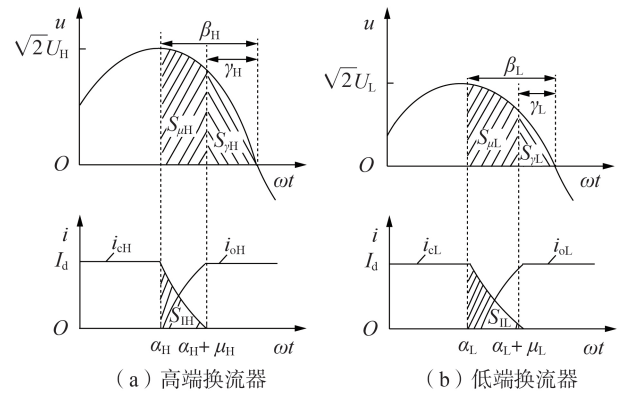


图4 高低端换流器换相过程示意图

Fig.4 Schematic diagram of commutation process of high terminal and low terminal converters

3.1 关断面积控制

换相电压在关断角 γ 对应时间内与时间轴围成的面积被称为关断面积。关断面积控制的控制目标是交流系统发生故障引起换相电压变化时保持关断面积不变。关断面积 S_γ 的计算公式为^[15]:

$$S_\gamma = \int_{\pi-\gamma}^{\pi} \sqrt{2} U \sin(\omega t) d(\omega t) = \sqrt{2} U (1 - \cos \gamma) \quad (7)$$

式中: ω 为角频率; U 为换相电压有效值。当交流系统发生不对称故障时,换相电压过零点会发生偏移,此时对式(7)进行改进,改进后的关断面积 $S_{\gamma 1}$ 计算公式为:

$$S_{\gamma 1} = \int_{\pi-\gamma}^{\pi-\Delta\varphi} \sqrt{2} U \sin(\omega t + \Delta\varphi) d(\omega t) = \sqrt{2} U [1 - \cos(\gamma - \Delta\varphi)] \quad (8)$$

式中: $\Delta\varphi$ 为换相电压过零点偏移量, 其表达式见式(9)^[16]。

$$\Delta\varphi = \arctan \frac{\Delta U}{\sqrt{3}(2 - \Delta U)} \quad (9)$$

式中: ΔU 为换相电压最大跌落值。综上分析可得考虑不对称故障下换相电压过零点偏移量的关断面积控制数学模型为:

$$\sqrt{2} U_N (1 - \cos \gamma_{\text{refN}}) = \sqrt{2} U [1 - \cos(\gamma_{\text{ref}^*} - \Delta\varphi)] \quad (10)$$

式中: U_N 为额定换相电压有效值; γ_{ref^*} 为计算得到的关断角参考值。由式(10)可得 γ_{ref^*} 为:

$$\gamma_{\text{ref}^*} = \Delta\varphi + \arccos \left[1 - \frac{U_N}{U} (1 - \cos \gamma_{\text{refN}}) \right] \quad (11)$$

分层接入系统逆变侧 500 kV 电压等级交流系统和 1000 kV 电压等级交流系统通过联系阻抗 Z_{23} 相互耦合, 使 2 层电压等级交流系统之间的无功电压耦合密切。稳态运行时, 关断角参考值为额定值 (18°); 当 1000 kV 电压等级交流系统发生对称故障时, 500 kV 交流母线和 1000 kV 交流母线电压跌落量的关系如式(4)所示。高端换流器获取 500 kV 换流母线电压信息, 低端换流器获取 1000 kV 换流母线电压信息, 分别输入对应层关断面积控制, 反映各自换流母线电压变化情况, 动态调节对应换流器关断角参考值。高端换流器关断角参考值 γ_{refH^*} 和低端换流器关断角参考值 γ_{refL^*} 的计算公式分别为:

$$\gamma_{\text{refH}^*} = \Delta\varphi_H + \arccos \left[1 - \frac{U_{\text{NH}}}{U_H} (1 - \cos \gamma_{\text{refNH}}) \right] \quad (12)$$

$$\gamma_{\text{refL}^*} = \Delta\varphi_L + \arccos \left[1 - \frac{U_{\text{NL}}}{U_L} (1 - \cos \gamma_{\text{refNL}}) \right] \quad (13)$$

式中: $\Delta\varphi_H$ 、 $\Delta\varphi_L$ 分别为高、低端换流器换相电压过零点偏移量; U_{NH} 、 U_{NL} 分别为高、低端换流器额定换相电压有效值; γ_{refNH} 、 γ_{refNL} 分别为高、低端换流器关断角的额定参考值。高低端换流器的关断面积控制考虑故障时对应换相电压和过零点偏移对换相过程的影响动态改变各自关断角参考值, 从而预防交流系统故障时换流器发生换相失败。当交流系统发生不对称故障时, 有类似的分析过程, 在此不再赘述。

3.2 换相电流面积控制

直流电流在换相时间内与时间轴围成的面积被称为换相电流面积 S_i 。实际换相过程中, 换相速度较快, 换相角相对较小。因此, 可近似认为换相电流在换相时间段内呈直线变化, 将其线性化处理, 则换相电流面积近似为一个直角三角形面积。 S_i 计算公式为^[17]:

$$S_i = \int_{\alpha}^{\alpha+\mu} i_c d(\omega t) = \frac{1}{2} \mu I_d = \frac{1}{2} I_d \left[\arccos \left(\cos \gamma - \frac{\sqrt{2} X_c I_d}{U} \right) - \gamma_{\text{cm}} \right] \quad (14)$$

式中: α 为触发角; μ 为换相角; i_c 为将要关断的阀的阀电流; γ_{cm} 为关断角在一个周期内的最小值; X_c 为等值换相电抗。

当逆变侧交流系统发生故障时, 直流电流 I_d 增加, 换相过程中用于能量交换的时间会更长, 换相角 μ 必然增大。当换相角 μ 增大到最大换相角 μ_{max} 时, 关断角 γ 对应固有极限关断角 γ_{min} , 此时的换相电流面积即为临界换相电流面积 $S_{i\text{max}}$, 所计算的 S_i 越接近 $S_{i\text{max}}$, 发生换相失败的风险越大, 当 $S_i > S_{i\text{max}}$ 时, 关断角小于固有极限关断角, 换流器将发生换相失败。

换相电流面积控制的流程见附录 A 图 A1, 将 S_i 与临界换相电流面积 $S_{i\text{max}}$ 做除法得到比例系数 K_s , 将 K_s 分 2 路分别输入最大值保持函数 f_{maxhold} 和保护启动判定模块, 最大值保持函数 f_{maxhold} 将输入信号的最大值保持一段时间, 保持时长一般设定在 12 ms, 最大值保持函数 f_{maxhold} 输出的信号与增益系数 G_{K_s} 相乘后得到 K_{SG} 并输入保护切换模块, 保护切换模块根据来自保护启动判定环节的信号进行切换操作, 若保护启动判定模块判定结果为启动保护, 则保护切换模块输出 K_{SG} , 否则, 输出 0。保护启动判定模块判定保护是否启动, 其判定方法是将比例系数 K_s 与启动阈值 K_{Sref} 比较大小: 当 $K_s > K_{\text{Sref}}$ 时, 启动保护, 输出触发角提前量 $\Delta\alpha$; 当 $K_s \leq K_{\text{Sref}}$ 时, 保护不启动, 继续返回计算换相电流面积。其中, 设置换相电流面积控制启动阈值 K_{Sref} 以输出合适的触发角提前量为原则: 当启动阈值设置过小时, 换相电流面积控制会频繁启动, 可能影响系统的正常运行; 当启动阈值设置过大时, 换相电流面积控制启动太慢, 可能无法预防换相失败的发生。对于本文搭建的仿真模型, 通过仿真试验得到控制效果较好的启动阈值为 0.7。

分层接入系统逆变侧高、低端换流器在直流侧为串联连接关系, 假设 1000 kV 电压等级交流系统发生故障时, 流过高低端换流器的直流电流会激增。由式(14)可以分别计算高、低端换流器换相电流面积如式(15)、(16)所示。

$$S_{\text{H}} = \frac{1}{2} I_{\text{dH}} \left[\arccos \left(\cos \gamma_{\text{H}} - \frac{\sqrt{2} X_{\text{CH}} I_{\text{dH}}}{U_{\text{H}}} \right) - \gamma_{\text{cmH}} \right] \quad (15)$$

$$S_{\text{L}} = \frac{1}{2} I_{\text{dL}} \left[\arccos \left(\cos \gamma_{\text{L}} - \frac{\sqrt{2} X_{\text{CL}} I_{\text{dL}}}{U_{\text{L}}} \right) - \gamma_{\text{cmL}} \right] \quad (16)$$

将检测到的高、低端换流器换相电流面积比例系数 K_{SH} 、 K_{SL} 与对应的换相电流面积启动阈值 K_{SrefH} 、 K_{SrefL} 比较: 当 K_{SH} 、 K_{SL} 超过相应启动阈值时,

启动换相电流面积控制,将控制器输出的触发角提前量 $\Delta\alpha_{\text{H}}$ 、 $\Delta\alpha_{\text{L}}$ 分别输入高、低端换流器触发控制中,减小高、低端换流器的触发角,进而增大关断角,从而起到预防换流器发生换相失败的效果。

基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略如图5所示,图中 α_i^* 为逆变器触发角 α_i 参考值。在逆变器高、低端阀组的阀组控制中均配置图5所示控制策略,不同之处在于,高端阀组的控制策略获取500 kV交流系统的电气量信息,低端阀组的控制策略获取1000 kV交流系统的电气量信息。当1000 kV交流系统发生对称故障时,对低端换流器而言,故障点距其换流母线电气距离较近,在故障发生后的一段时间内换流母线电压跌落程度相对直流电流增大程度更严重;对高端换流器而言,故障点距其换流母线电气距离较远,在故障发生后的一段时间内直流电流增大程度相对换流母线电压跌落程度更严重。所以故障层换流器控制系统中关断面积控制更灵敏,非故障层换流器控制系统中换相电流面积控制更灵敏。

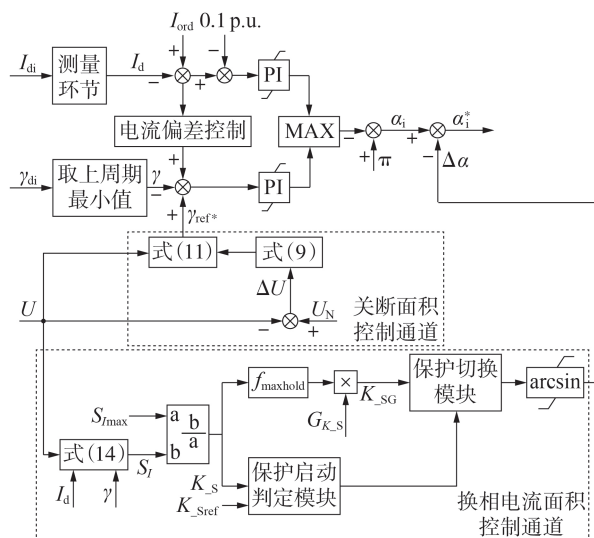


图5 基于双判据的特高压直流分层接入系统换相失败预防控制策略

Fig.5 Commutation failure preventive control strategy based on double criteria of UHVDC hierarchical connection system

4 仿真实验

为验证本文所提基于双判据的换相失败预防控制策略降低分层接入系统高低端换流器同时发生换相失败风险的有效性,在PSCAD/EMTDC中搭建了如图1所示分层接入方式下特高压直流输电系统模型,模型主要参数见附录A表A1。

4.1 控制策略效果验证

为验证本文所提控制策略预防对称与不对称故障下高低端换流器同时发生换相失败的效果,在本

文搭建仿真模型的阀组控制中分别设置以下2种控制策略进行仿真对比分析:控制策略A,换相失败预防控制策略;控制策略B,本文所提控制策略。

4.1.1 对称故障下控制策略A、B效果对比

在1000 kV电压等级换流母线处设置一系列不同的三相接地故障,并在控制策略A、B下进行仿真。设故障接地电感 L_f 的变化区间为 $[0.4, 2.3]$ H,变化步长为0.05 H。考虑到故障发生时刻对换相失败的影响,设故障发生时刻为 $[1.000, 1.009]$ s,变化步长为0.001 s,故障持续时间均为0.1 s。控制策略A、B在1000 kV换流母线三相接地故障下仿真结果见附录A图A2、A3。由图A3可知,对称故障下控制策略B在控制策略A基础上提升了对非故障层换流器发生换相失败的预防效果。当接地电感较小时,故障层换流器发生换相失败引起直流电流上升和换流母线电压跌落导致非故障层换流器也发生换相失败;当接地电感较大时,高低端换流器均不发生换相失败或故障层换流器发生换相失败但引起的直流电流上升和换流母线电压跌落不足以导致非故障层换流器发生换相失败。

4.1.2 不对称故障下控制策略A、B效果对比

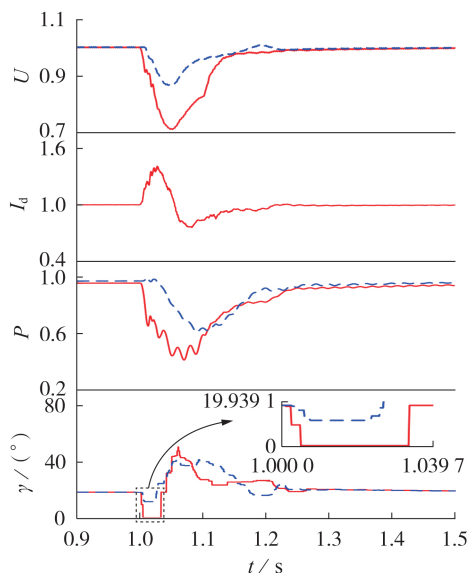
在500 kV换流母线处设置一系列不同的单相接地故障,并在控制策略A、B下进行仿真。设故障接地电感 L_f 的变化区间为 $[0, 0.5]$ H,变化步长为0.02 H。故障发生时刻及故障持续时间的设置情况同4.1.1节。控制策略A、B在500 kV换流母线单相接地故障下仿真结果见附录A图A4、A5。由图A5可知,当500 kV换流母线发生单相接地故障时,控制策略B在控制策略A基础上提升了对非故障层换流器发生换相失败的预防效果。这说明本文所提控制策略能更有效地提升非故障层换流器对换相失败的预防作用,提高了控制系统应对故障的动态调节能力。

4.2 分层接入系统不同控制方式效果对比

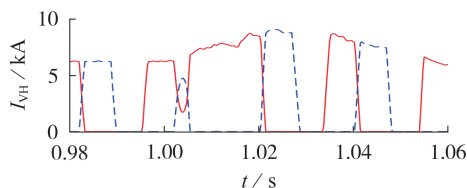
为进一步验证本文所提控制策略的有效性,在本文搭建的仿真模型上设置以下3种控制策略进行仿真对比分析:控制策略1,本文所提控制策略;控制策略2,图2所示阀组控制策略;控制策略3,文献[14]所提控制策略。分别在逆变侧500 kV换流母线处设置三相接地故障、在逆变侧1000 kV换流母线处设置单相接地故障,接地电感为0.2 H,故障开始时间为1 s,故障持续时间为0.1 s。对称故障下换相电压有效值可通过PSCAD/EMTDC自带的有效值测量模块获取;不对称故障下换相电压过零点偏移量通过软件自带的模块测量换相电压最大跌落值代入式(9)计算得到。仿真结果的阀电流中,分别选取高端换流器中一对阀组的阀电流和低端换流器中一对阀组的阀电流为例进行说明。

4.2.1 对称故障下控制策略1—3效果对比

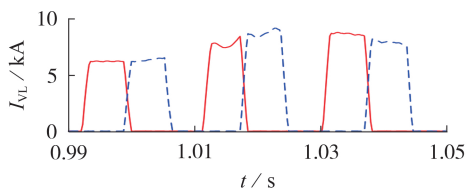
当发生对称故障时,控制策略1下的仿真结果如图6所示,图中 I_{VH} 和 I_{VL} 分别为高、低端阀组阀电流;控制策略2、3下的仿真结果以及关键数据对比表分别见附录A图A6、A7和表A2。仿真结果中换相电压有效值 U 、直流电流 I_d 以及有功功率 P 均为标幺值。



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



(b) I_{VH} 波形



(c) I_{VL} 波形

图6 控制策略1下逆变侧500 kV换流母线三相接地故障仿真波形

Fig.6 Simulative waveforms after three-phase grounding fault in 500 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 1

根据仿真结果,采用控制策略1时,高、低端换流器没有同时发生换相失败,且低端换流器关断角最小值约为 11.44° ,具有足够的换相裕度;换流母线电压的跌落在三者中居中;直流电流的波动范围在三者中最小,峰谷差约为0.6546 p.u.;高、低端换流

器输送有功功率在三者中最大。采用控制策略2时,当受端交流系统发生故障时,高、低端换流器均发生换相失败,故障层和非故障层换流母线电压跌落程度有较大差异,故障层换流母线电压跌落过程中的最小值为0.7272 p.u.,非故障层换流母线电压跌落过程中的最小值为0.9099 p.u.,而非故障层换流母线电压跌落程度较小时,直流电流的增加量较大,验证了理论分析结论,即故障层换流器发生换相失败的主要原因是换流母线电压的跌落,非故障层换流器发生换相失败的主要原因是直流电流的激增。此外,采用控制策略2时,高、低端换流器发生换相失败的时间在三者中最长;换流母线电压的跌落在三者中最小;直流电流的波动范围最大,峰谷差约为0.9974 p.u.;高、低端换流器输送有功功率在三者中最小。采用控制策略3时,高、低端换流器同时发生换相失败,发生换相失败的时间相对较短;换流母线电压的跌落在三者中最大;直流电流的波动范围较大,峰谷差约为0.7082 p.u.;高、低端换流器输送有功功率在三者中居中。由此可见,在逆变侧交流系统发生对称故障时,采用本文所提控制策略系统应对对称故障的动态调节能力更强,预防高、低端换流器同时发生换相失败的效果更优,提高了对称故障情况下有功功率的输送量。

4.2.2 不对称故障下控制策略1—3效果对比

控制策略1—3下仿真结果以及关键数据对比分别见附录A图A8—A10和表A3。由仿真结果可知,在1000 kV换流母线处发生单相接地故障的仿真分析结果与500 kV换流母线处发生三相接地故障时相似,这说明采用本文所提控制策略在逆变侧交流系统发生不对称故障时,具有更优的预防高、低端换流器同时发生换相失败的效果,提高了不对称故障下有功功率的输送量。

5 结论

1) 逆变侧交流系统发生故障时,故障层换流器发生换相失败的主要原因是换流母线电压的跌落;非故障层换流器发生换相失败的主要原因是直流电流的激增。

2) 所提基于双判据的换相失败预防控制策略,采用可反映换流母线电压变化的关断面积控制以动态改变关断角参考值,同时采用可反映直流电流变化的换相电流面积控制以减小换流器的触发角。两者相互配合,在受端交流系统发生对称及不对称故障情况下,均能有效预防高低端换流器同时发生换相失败。

3) 本文所提控制策略同时考虑换流母线电压和直流电流的变化情况,较同类型换相失败预防控制

策略效果更优。

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] 印月,刘天琪,艾青,等. 预防多馈入直流输电系统换相失败的直流功率控制方法[J]. 电力自动化设备,2019,39(11):107-113.
YIN Yue, LIU Tianqi, AI Qing, et al. DC power control method for preventing commutation failure in multi-DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11): 107-113.
- [3] 李程昊,谭阳琛,熊永新,等. 特高压直流多馈入系统换相失败预防协调控制[J]. 电网技术,2019,43(10):3532-3542.
LI Chenghao, TAN Yangchen, XIONG Yongxin, et al. Coordinated control of UHVDC multi-infeed system for commutation failure prevention[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3532-3542.
- [4] 刘振亚,秦晓辉,赵良,等. 特高压直流分层接入方式在多馈入直流电网的应用研究[J]. 中国电机工程学报,2013,33(10):1-7,25.
LIU Zhenya, QIN Xiaohui, ZHAO Liang, et al. Study on the application of UHVDC hierarchical connection mode to multi-infeed HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10): 1-7, 25.
- [5] 汤奕,陈斌,皮景创,等. 特高压直流分层接入方式下受端交流系统接纳能力分析[J]. 中国电机工程学报,2016,36(7):1790-1800.
TANG Yi, CHEN Bin, PI Jingchuang, et al. Analysis on absorbing ability of receiving AC system for UHVDC hierarchical connection to AC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1790-1800.
- [6] 赵腾,张焰,叶冠豪,等. 多回特高压直流分层馈入模式下交直流混联系统的稳态特性分析[J]. 电力自动化设备,2016,36(8):157-164.
ZHAO Teng, ZHANG Yan, YE Guanhao, et al. Steady-state characteristics analysis for AC-DC hybrid system in hierarchical-infeed mode of multi-loop UHVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(8): 157-164.
- [7] 刘天宇,王渝红,龚鸿,等. 特高压直流分层接入方式下受端换流母线静态电压稳定性研究[J]. 高电压技术,2017,43(10):3231-3237.
LIU Tianyu, WANG Yuhong, GONG Hong, et al. Study on static voltage stability at receiving converter bus of UHVDC hierarchical connection system[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(10): 3231-3237.
- [8] 付蓉,周振凯,汤奕,等. 特高压直流分层接入方式下换流母线电压的稳定性[J]. 高电压技术,2017,43(12):4103-4111.
FU Rong, ZHOU Zhenkai, TANG Yi, et al. Voltage stability of converter buses of UHVDC hierarchical connection to AC grid[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(12): 4103-4111.
- [9] 谢季平,张文,杨浩. 特高压直流分层接入下交直流系统中长期电压稳定协调控制[J]. 电力系统自动化,2020,44(6):37-44.
XIE Jiping, ZHANG Wen, YANG Hao. Coordinated control for

medium-and long-term voltage stability of AC/DC power systems with hierarchical connection mode of UHVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(6): 37-44.

- [10] 王运超,余占清,季一鸣,等. 直流系统分层接入方式下滤波器断路器的分断特性分析[J]. 高电压技术,2019,45(9):2857-2865.
WANG Yunchao, YU Zhanqing, JI Yiming, et al. Breaking characteristics of AC-filter breaker for UHVDC with hierarchical connection to AC grid[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(9): 2857-2865.
- [11] 杨硕,郭春义,王庆,等. 分层接入特高压直流输电系统协调控制策略研究[J]. 中国电机工程学报,2019,39(15):4356-4363.
YANG Shuo, GUO Chunyi, WANG Qing, et al. Coordinated control approach for UHVDC system under hierarchical connection mode[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(15): 4356-4363.
- [12] TAN Y C, YAO W, SHU Z, et al. Coordination control of commutation failure preventions for UHVDC hierarchical connection to AC grid[C]//2018 International Conference on Power System Technology. Guangzhou, China: 2018, IEEE: 2069-2615.
- [13] 辛建波,舒展,谭阳琛,等. 特高压直流分层接入下换相失败预防协调控制[J]. 电网技术,2019,43(10):3543-3551.
XIN Jianbo, SHU Zhan, TAN Yangchen, et al. Coordinated control of commutation failure prevention for UHVDC hierarchical connection to AC grid[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3543-3551.
- [14] 王渝红,寇然,宋瑞华,等. 基于多判据预测的特高压直流分层接入系统换相失败抑制策略[J]. 高电压技术,2021,47(4):1304-1313.
WANG Yuhong, KOU Ran, SONG Ruihua, et al. Commutation failure suppression strategy based on multi-criteria prediction in UHVDC hierarchical connection system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(4): 1304-1313.
- [15] 李新年. 特高压直流输电系统换相失败及其预防措施研究[D]. 北京:北京交通大学,2018.
LI Xinnian. Study on commutation failure and its prevention strategy in UHVDC[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2018.
- [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] 李思思,白仕雄,丁志林,等. 基于换相电流时间面积的换相失败判别方法[J]. 电力系统及其自动化学报,2013,25(2):98-102.
LI Sisi, BAI Shixiong, DING Zhilin, et al. Current-time area method for the identification of commutation failure[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2013, 25(2): 98-102.

作者简介:



王渝红

王渝红(1971—),女,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为高压直流输电、电力系统稳定与控制等(E-mail:yuhongwang@scu.edu.cn);

陈立维(1996—),男,硕士研究生,研究方向为高压直流输电(E-mail:1184486695@qq.com)。

(编辑 王欣竹)

(下转第131页 continued on page 131)

Transfer current suppression strategies for hybrid three-terminal UHVDC transmission system converter station

PENG Maolan¹, HUANG Manxi², LIU Hang¹, XU Jianzhong²

(1. Maintenance & Test Center, EHV Power Transmission Company of China Southern Power Grid, Guangzhou 510663, China;

2. State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: An effective transfer current suppression strategy for converter station is necessary in hybrid multi-terminal UHVDC system, especially aiming at the process of valve group entry / exit, and temporary blocking due to overcurrent should be avoided. Based on the hybrid three-terminal UHVDC system, two transfer current suppression strategies using the DC current of receiving end as control quantity are proposed. The control object of the transfer current suppression strategy based on the deviation of DC current and DC voltage is the DC voltage of the valve group, while the control object of the transfer current suppression strategy based on the deviation of DC current and DC power is the AC active power. Then, based on PSCAD / EMTDC, a simulation model of the hybrid three-terminal UHVDC system is built. The effectiveness of the proposed strategies is verified by comparing the dynamic characteristics of the system before and after applying the strategies, and the performance of the two transfer current suppression strategies is compared. The simulation results show that the strategy based on the deviation of DC current and the DC voltage is better for overcurrent suppression during valve entry, while the strategy based on the deviation of DC current and DC power is better during valve exit.

Key words: hybrid three-terminal UHVDC transmission system; MMC; transfer current suppression strategy; valve group entry / exit

(上接第117页 continued from page 117)

Commutation failure prevention control strategy based on double criteria for UHVDC hierarchical connection system

WANG Yuhong, CHEN Liwei, KOU Ran, ZENG Qi, ZHU Jie

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

Abstract: In UHVDC (Ultra-High Voltage Direct Current) hierarchical connection system, the fault of the receiving end AC system at inverter side may cause the commutation failure of the high terminal and low terminal converters simultaneously. In this regard, comprehensively considering the voltage and current factors of commutation failure of converters, a commutation failure prevention control strategy based on double criteria for UHVDC hierarchical connection system is proposed. This strategy is based on the changing characteristics of the commutation bus voltage and dynamically regulates the extinction angle reference in the extinction angle-time area control. At the same time, based on the changing characteristics of DC current, the correction value of the thyristor trigger angle in the current-time area control is obtained. Besides, the thyristor trigger angle of each layer is optimized, which can prevent the commutation failure of the high terminal and low terminal converters simultaneously. A simulation model is built in PSCAD / EMTDC to verify the proposed commutation failure prevention control strategy under different working conditions. The simulation results show that this strategy can quickly respond to inverter-side AC system faults, reduce the risk of simultaneous commutation failures of high terminal and low terminal converters and prevent the simultaneous commutation failure of high terminal and low terminal converters in the hierarchical connection system.

Key words: hierarchical connection; commutation failure; control strategy; UHVDC; extinction area

附录 A

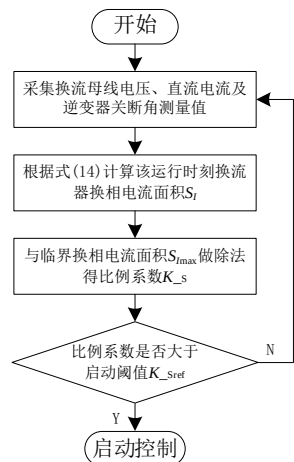


图 A1 换相电流面积控制流程图

Fig.A1 Flowchart of commutation current area control

表 A1 特高压分层接入系统主要参数

Table A1 Main parameters of UHVDC hierarchical connection system

参数	数值	参数	数值
直流电压	±800 kV	逆变侧 1000 kV 系统分层短路比	5.2
直流电流	6.25 kA	逆变侧 500 kV 系统分层短路比	3.3
直流功率	10 GW	变压器漏抗	0.18 p.u.
整流侧换流变变比	525.0/172.8	关断角参考值	18°
逆变侧 1000 kV 系统换流变变比	1050.0/165.8	联系阻抗	0.5 H
逆变侧 500 kV 系统换流变变比	525.0/165.8		

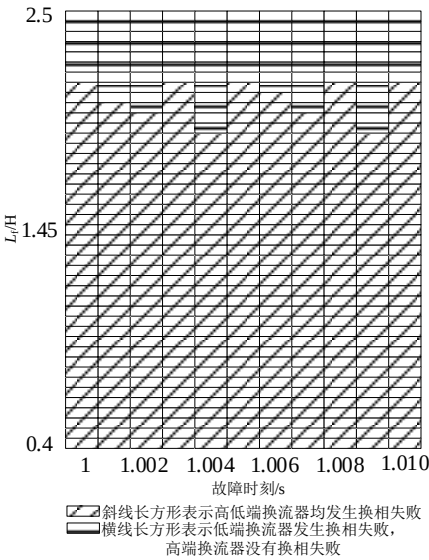


图 A2 对称故障下控制策略 A 仿真结果

Fig.A2 Simulative results of Control Strategy A under symmetric fault

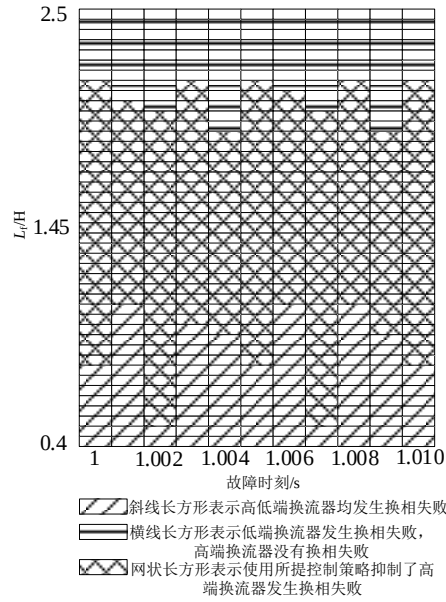


Fig.A3 Simulative results of Control Strategy B under symmetric fault

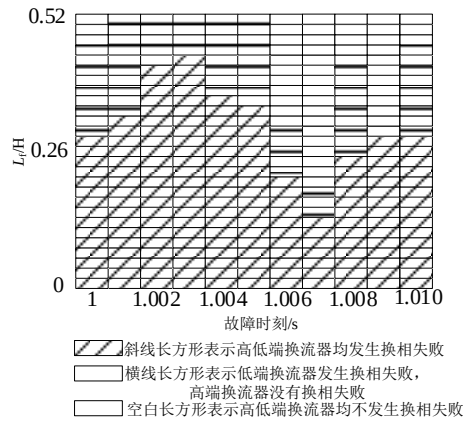


Fig.A4 Simulative results of Control Strategy A under asymmetric fault

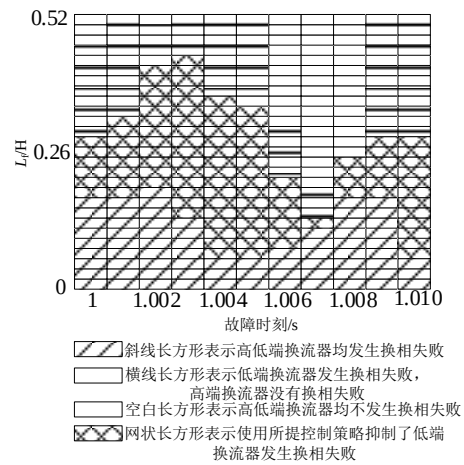
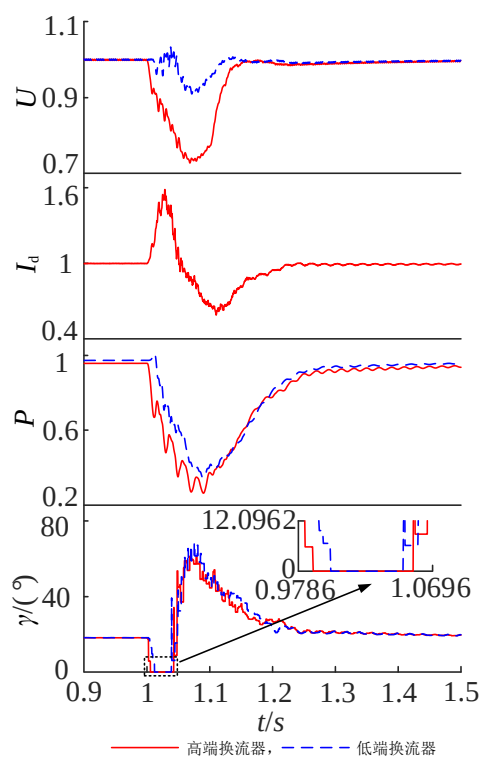
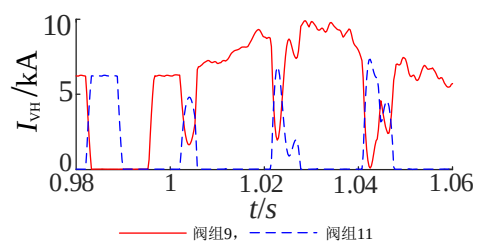


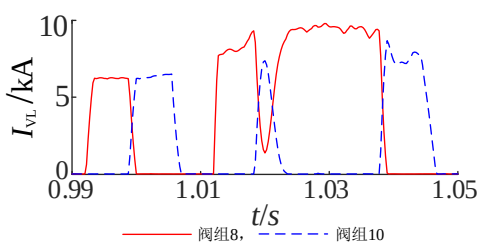
Fig.A5 Simulative results of Control Strategy B under asymmetric fault



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



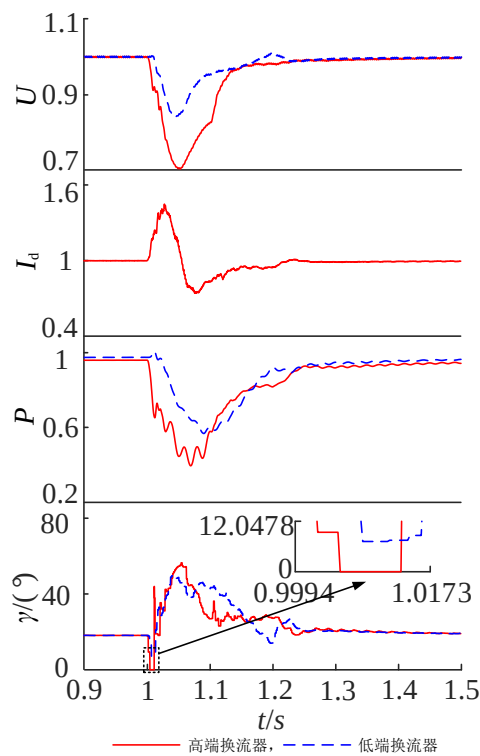
(b) I_{VH} 波形



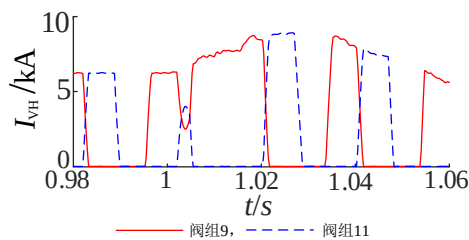
(c) I_{VL} 波形

图 A6 控制策略 2 下逆变侧 500kV 换流母线三相接地故障仿真波形

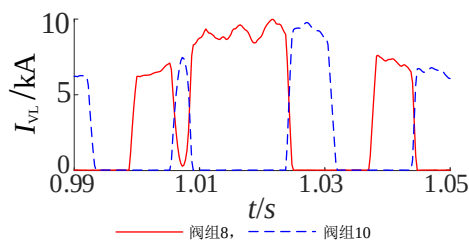
Fig.A6 Simulative waveforms after three-phase grounding fault in 500 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 2



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



(b) I_{VH} 波形



(c) I_{VL} 波形

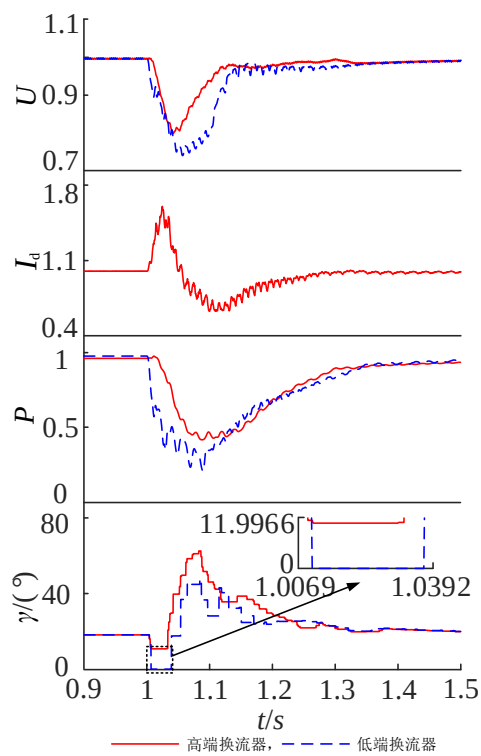
图 A7 控制策略 3 下逆变侧 500 kV 换流母线三相接地故障仿真波形

Fig.A7 Simulative waveforms after three-phase grounding fault in 500 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 3

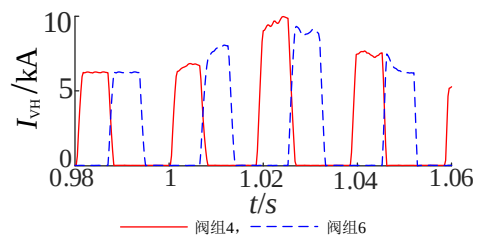
表 A2 逆变侧 500 kV 换流母线三相接地故障仿真结果关键数据

Table A2 Key data after three-phase grounding fault in 500 kV commutation bus of inverter side

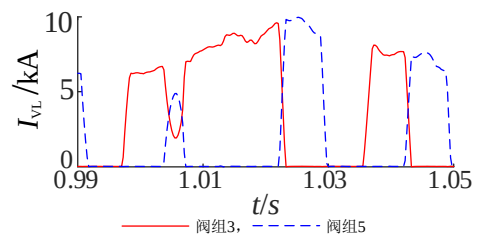
控制策略	U		I_d		P		是否同时发生 换相失败
	高端换流器最小值	低端换流器最小值	最大值	最小值	高端换流器最小值	低端换流器最小值	
1	0.708 3	0.865 1	1.410 3	0.755 7	0.409 6	0.607 5	否
2	0.727 2	0.909 9	1.586 2	0.588 8	0.264 3	0.349 5	是
3	0.702 6	0.842 0	1.448 4	0.740 2	0.393 6	0.565 7	是



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



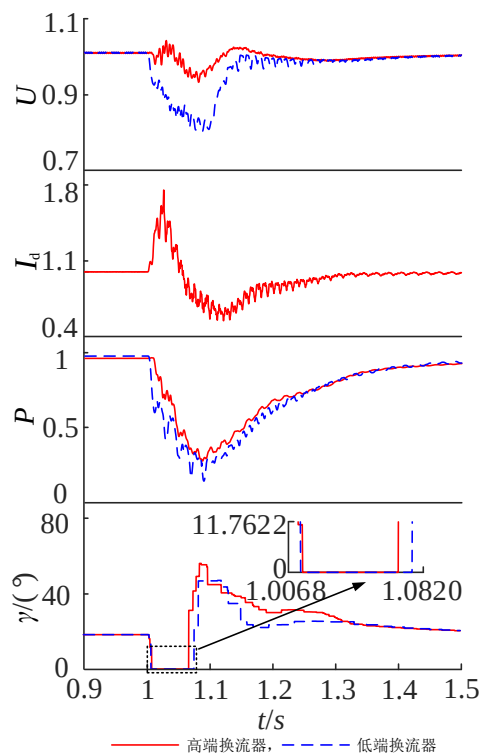
(b) I_{VH} 波形



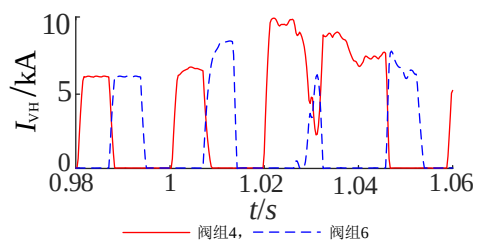
(c) I_{VL} 波形

图 A8 控制策略 1 下逆变侧 1 000 kV 换流母线单相接地故障仿真波形

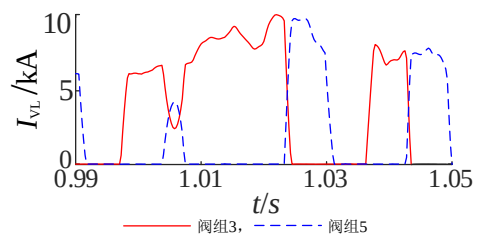
Fig.A8 Simulative waveforms after single-phase grounding fault in 1 000 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 1



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



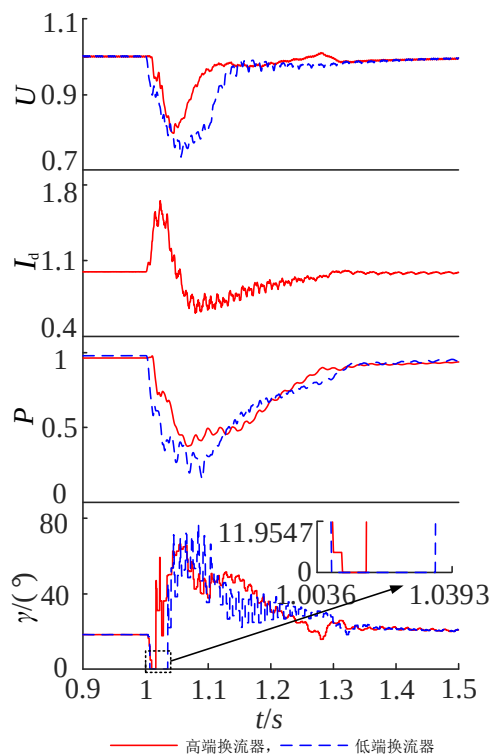
(b) I_{VH} 波形



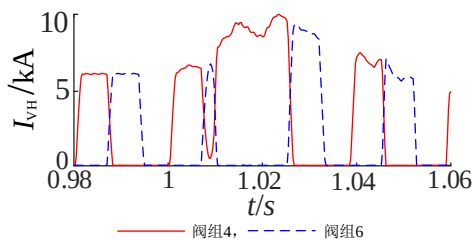
(c) I_{VL} 波形

图 A9 控制策略 2 下逆变侧 1 000 kV 换流母线单相接地故障仿真波形

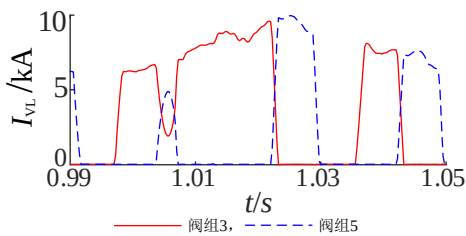
Fig.A9 Simulative waveforms after single-phase grounding fault in 1 000 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 2



(a) U 、 I_d 、 P 、 γ 波形



(b) I_{VH} 波形



(c) I_{VL} 波形

图 A10 控制策略 3 下逆变侧 1 000 kV 换流母线单相接地故障仿真波形

Fig.A10 Simulative waveforms after single-phase grounding fault in 1 000 kV commutation bus of inverter side under Control Strategy 3

表 A3 逆变侧 1 000 kV 换流母线单相接地故障仿真结果关键数据

Table A3 Key datas after single-phase grounding fault in 1 000 kV commutation bus of inverter side

控制策略	U		I_d		P		是否同时发生 换相失败
	高端换流器最小值	低端换流器最小值	最大值	最小值	高端换流器最小值	低端换流器最小值	
1	0.799 9	0.740 3	1.601	0.625 8	0.415 5	0.207 4	否
2	0.912 4	0.765 6	1.757	0.545 8	0.276 6	0.143 3	是
3	0.796 8	0.733 9	1.664	0.613 4	0.370 6	0.155 6	是