

一种直流系统变斜率 VDCOL 控制策略优化方法

谭琼亮¹, 许琼果¹, 郑红娟²

(1. 苏州市轨道交通集团有限公司, 江苏 苏州 215000;

2. 国电南瑞科技股份, 南京 210016)

摘要: 在不追加额外的硬件设备投资的前提下, 提升直流输电系统的抑制连续换相失败的能力具有重要意义; 为此, 首先阐述了基于电网换相的直流输电系统换流器换相机理, 分析了低压限流启动 (VDCOL, voltage dependent current order limiter) 的控制方法, 并根据实时测量的换流母线电压 VDCOL 的启动电压替代常规的直流电压测量, 得到系统故障期间变化缓慢的启动电压; 其次基于正常换相机理分析, 改变常规 VDCOL 直流电压与直流电流之间的线性静态恢复关系, 将 VDCOL 常规控制模型替换为变斜率数学模型, 再将计算得到的 VDCOL 启动电压与变斜率 VDCOL 相结合; 最后基于 CIGRE HVDC (Conference International des Grands Reseaux Electriques, High-Voltage Direct Current Transmissions) 标准测试模型验证了本文提出的控制策略在抑制连续换相失败方面具有明显的有效性与优越性。

关键词: 直流系统; VDCOL; 换相失败; 变斜率; 启动电压; 实时测量

An Optimization Method of Variable Slope VDCOL Control Strategy for DC System

TAN Qiongliang¹, XU Qionguo¹, ZHENG Hongjuan²

(1. Suzhou Rail Transit Group Co., Ltd., Suzhou 215000, China;

2. Guodian NARI Technology Co., Ltd., Nanjing 210016, China)

Abstract: On the premise of no additional investment in hardware equipment, it is of great significance to improve the ability of the DC transmission system to suppress continuous commutation failures. To this end, firstly, the commutation mechanism of a high-voltage direct current (HVDC) transmission system based on grid commutation is expounded, a voltage dependent current order limiter (VDCOL) control method of is analyzed, and the VDCOL is activated according to the real-time measurement of the commutation bus voltage. The starting voltage of the system replaces the conventional DC voltage measurement to obtain the starting voltage that changes slowly during the system faults. Secondly, based on the analysis of the normal switching mechanism, the linear static recovery relationship between the DC voltage and DC current of conventional VDCOL is changed, the conventional control model of the VDCOL is replaced by a variable slope mathematical model, and the calculated VDCOL start-up voltage is combined with the variable slope VDCOL. Finally, based on the standard test models of conference international des grands reseaux electriques (CIGRE) and HVD, it is verified that the proposed control strategy has obvious effectiveness and superiority in the suppressing continuous commutation failures.

Keywords: DC system; VDCOL; commutation failure; variable slope; start voltage; real-time measurement

0 引言

基于电网换相的直流输电系统 (LCC-HVDC, line-commutated converter-based high-voltage direct current) 是解决电力传输的重要手段, 其具有传输距离远、容量大等特点。由于 LCC-HVDC 的换流器主要采用的是半控型器件晶闸管, 该类型器件不具有自关断能力, 因此换相失败是

LCC-HVDC 的固有故障^[1-3]。

首次换相失败持续时间较短^[4], 并且对两侧交流系统造成的功率冲击有限, 同时很难采取有效的措施预防首次换相失败, 而后续换相失败则会对交流系统产生严重的功率冲击。若后续的换相失败得不到及时的抑制, 将最终导致逆侧换流器闭锁^[5], 使换流器退出运行。导致受端电网出现功率缺额、功角和频率失稳。

收稿日期: 2022-10-17; 修回日期: 2023-02-03。

基金项目: 国家重点研发计划项目(2018YFB0904700)。

作者简介: 谭琼亮(1983-), 女, 江苏苏州人, 硕士, 高级工程师, 主要从事机电设计及优化、直流系统运维等方向的研究。

许琼果(1979-), 男, 江苏苏州人, 大学本科, 工程师, 主要从事轨道交通机电设备及控制系统、直流系统运维等方向的研究。

郑红娟(1989-), 女, 江苏南京人, 大学本科, 工程师, 主要从事方向智能用电、直流系统运维、需求侧管理等方向的研究。

引用格式: 谭琼亮, 许琼果, 郑红娟. 一种直流系统变斜率 VDCOL 控制策略优化方法[J]. 计算机测量与控制, 2023, 31(5): 153-159.

对于直流输电系统而言,在不追加额外的硬件设备投资的前提下,合理的优化已有的控制系统是不二选择。低压限流控制器(VDCOL, voltage dependent current order limiter)作为直流控制系统抑制换相失败的重要控制部分,其功能仍需要进一步提升,其控制系统需要进一步优化^[6-7]。

目前,在抑制连续换相失败和改善系统恢复性能方面,国内外进行了大量研究:文献[8]提出了基于虚拟电阻控制方法,改善了VDCOL的控制性能,在一定程度上抑制后续换相失败的发生概率。文献[9]改变了VDCOL使用的数学模型,在系统发生故障期间可以优化直流电流、直流电压与无功功率的关系,从而提升系统恢复性能、降低换相失败次数。文献[10]指出系统阻抗角会对直流输电系统的运行工况造成影响进而影响到换相。文献[11]提出基于模糊控制理论的VDCOL自适应控制方法,有效地加快了系统恢复速度。文献[12]有机地整合了交直流电压输入,提出了一种合理的信号转换控制策略,增强了VDCOL在抑制换相失败和缩短故障恢复时间方面的性能。文献[13]基于锁相电压与实际电压的差值,通过VDCOL环节对电流参考值进行调节并有效降低了换相失败概率。文献[14]基于电压大小对VDCOL控制曲线进行实时调节控制,以实现更快直流电流指令响应速度。文献[15]基于相量测量单元评估结果对直流系统的VDCOL输出实时调节,从而有效地改善系统的电压稳定性。文献[16]通过对连续换相失败原因的分析,提出了限制型低压限流控制策略。文献[17]通过对在线关键参数的分析,提出了一种直流极控系统优化控制方法,能最大程度地稳定换流母线电压。

以上研究成果较少从VDCOL启动电压和改变VDCOL数学模型联合运行的角度考虑,更多的是集中在优化VDCOL与其他控制环节的参数。VDCOL的启动电压剧烈波动且持续时间较长和采用的数学模型不合理是造成后续换相失败的重要原因^[18,28]。基于上述存在的问题,本文基于实时测量的换流母线交流电压的有效值计算得到变化较为缓慢的VDCOL的启动电压,然后改变常规VDCOL直流电压与直流电流之间的线性静态恢复关系,进而采用变斜率控制数学模型,将两者相互结合。最后基于CIGRE HVDC标准测试模型验证了本文所提出的控制策略可以有效抑制后续换相失败的发生。

1 LCC-HVDC 换流器换相机理

我国正在运行LCC-HVDC系统多是以12脉动换流器为基础,如图1所示。

如图1所示,换流器换相过程中需要满足a相电压大于c相电压,根据KVL可知换相方程为

$$T_i U_a - L_c \frac{di_a}{dt} - T_i U_c + L_c \frac{di_c}{dt} = 0 \quad (1)$$

式中, T_i 为换流变压器变比; U_a 和 U_c 表示换流母线相电压; i_a 和 i_c 表示流过a相和c相的电流; L_c 表示换流电感。

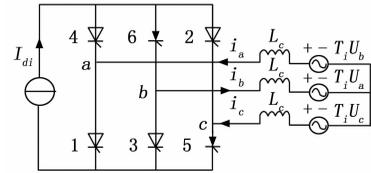


图1 换流器换相过程简化图

由于 $I_{di} = i_c + i_a, dI_{di}/dt = 0$ 可得

$$T_i U_a - L_c \frac{di_a}{dt} - T_i U_c + L_c \frac{d(I_{di} - i_c)}{dt} = 0 \quad (2)$$

$$2L_c \frac{di_a}{dt} = T_i (U_a - U_c) = T_i U_{ac} \quad (3)$$

由于每一个阀的换相角均相同。存在以下关系:

$$U_{ac} = U_a - U_c = \sqrt{2} E \sin(\omega t) \quad (4)$$

式中, E 表示换流母线电压有效值; U_{ac} 表示换相线电压。

对公式(3)两侧进行积分可得:

$$i_a = \frac{\sqrt{2} T_i E}{2\omega L_c} [k - \cos(\omega t)] \quad (5)$$

当开始换相时, 阀 V_1 收到触发脉冲处于导通状态, 通过其直流电流逐渐增大, 表达式可描述为

$$i_a(\alpha/\omega) = \frac{\sqrt{2} T_i E}{2\omega L_c} [k - \cos(\alpha)] = 0 \quad (6)$$

当换相完成时, 通过阀 V_1 的直流电流为 I_{di} , 表达式可描述为

$$I_{di} = i_a(\pi/\omega - \gamma/\omega) = \frac{\sqrt{2} T_i E}{2\omega L_c} [k - \cos(\pi - \gamma)] \quad (7)$$

联立式(6)、(7)可得到关断角的计算公式:

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}\omega L_c I_{di}}{T_i E} - \cos(\alpha)\right) \quad (8)$$

式中, α 表示逆变侧换流器延迟触发角; γ 表示关断角; μ 表示换相重叠角; β 表示逆变侧换流器的超前触发角; k 表示积分过程产生的常数, 四者存在如下关系:

$$\alpha + \mu + \gamma = \pi \quad (9)$$

$$\beta = \mu + \gamma \quad (10)$$

由于晶闸管换相过程中存在载流子复合, 考虑一系列误差, 当 $\gamma \leq 10^\circ$ 就认为符合换相失败的标准^[18-20]。

2 基于实时测量的VDCOL控制方法

2.1 LCC-HVDC 系统描述

高压直流输电系统如图2所示, 直流线路采用T型等值电路, 两侧交流系统为整流站和逆变站提供换相电压和换相电流。

图2中符号意义为: $U_{dor} \cos\alpha, U_{doi} \cos\gamma$ 分别为整流侧、逆变侧相控理想空载直流电压; R, L, C 分别为直流线路的等效电阻、电感、电容; L_d 为平波电抗器电感; R_{cr}, R_{ci} 分别为整流侧、逆变侧换流器等效换相电抗; U_{dor}, U_{doi} 分别为整流侧、逆变侧无相控理想空载直流电压; U_{dr}, U_{di} 分别为整流侧始端直流电压与逆变侧末端直流电压。

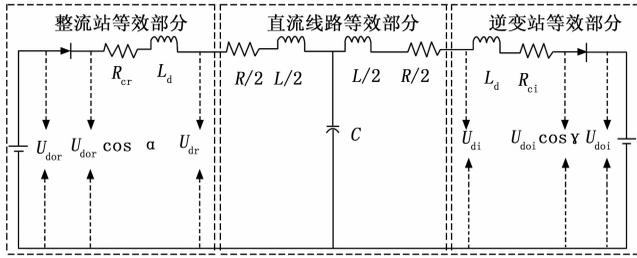


图 2 LCC-HVDC 直流输电系统等值电路图

整流侧和逆变侧无相控理想空载直流电压计算公式如下所示:

$$U_{dor} = 3\sqrt{2}NE_rT_r/\pi \quad (11)$$

$$U_{doi} = 3\sqrt{2}NE_iT_i/\pi \quad (12)$$

式中, T_r 、 T_i 表示整流侧和逆变侧换流变压器变比; E_r 、 E_i 表示整流侧和逆变侧换流母线电压有效值; N 表示 6 脉动换流器级联数目。

逆变侧换流器主要采用的是定关断角 γ_0 控制, 逆变侧关断角等于额定关断角, 即 $\gamma = \gamma_0$, 因此逆变侧出口直流电压为

$$U_{di} = U_{doi} \cos \gamma_0 - NI_dR_{ci} \quad (13)$$

2.2 VDCOL 控制方法

VDCOL 控制环节位于图 3 中虚线区域内, 采用详细的数学模型如等式 (14) 所示。图 3 中各符号代表的物理意义如下所示: I_{di} 、 I_{dr} 分别为实际的逆变侧与整流侧直流电流, 两者相等; U_{di} 、 U_{vdc} 分别为逆变侧实际直流电压、VDCOL 的启动电压; I_{ord} 、 $I_{ord-rec}$ 、 I_{dom} 分别为 VDCOL 发出的直流电流指令、发往整流侧的直流电流指令、主控制级系统设定的电流指令; β_{re} 、 α_{re} 分别为整流侧换流器超前触发角、延迟触发角; β_{in-ci} 、 β_{in-cv} 分别为定电流与定关断角控制下的逆变侧超前触发角; R_v 为补偿电阻。

图 4 中: U_{vdc} 表示 VDCOL 启动电压; I_{di} 表示直流电流; U_L 、 U_H 分别表示直流电压处于低水平时取值和处于高水平时取值; I_{min} 、 I_{max} 分别表示对应低水平直流电压时电流取值和对应高水平直流电压时电流取值。标准测试模型取值^[18,28]分别为 U_L 取值为 0.4、 I_{min} 取值为 0.55、 U_H 取值为 0.9、 I_{max} 取值为 1。

VDCOL 启动电压和输出的电流指令 I_{ord} 关系可以用 $I_{ord} = f(U_{vdc})$ 表示

$$I_{ord} = \begin{cases} I_{min} & U_{vdc} \leq U_L \\ I_{min} + \frac{I_{max} - I_{min}}{U_H - U_L}(U_{vdc} - U_L) & U_L \leq U_{vdc} \leq U_H \\ I_{max} & U_{vdc} \geq U_H \end{cases} \quad (14)$$

2.3 实时计算 VDCOL 启动电压控制方法

当逆变侧换流器发生换相失败时, 实际测量得到的直流电压变化幅度大且剧烈波动, 从而导致发出的直流电流指令剧烈波动, 易造成后续的换相失败以及系统失稳。因

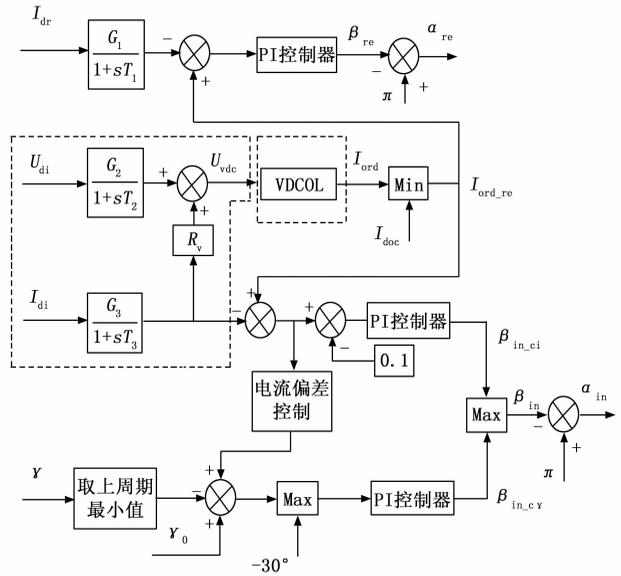


图 3 CIGRE HVDC 逆变侧换流器控制图

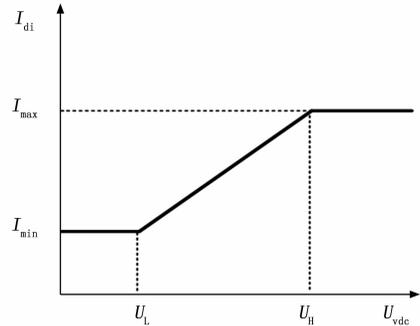


图 4 VDCOL 静态示意图

此本文提出使用实时测量的逆变侧换流母线交流电压计算直流电压的方法用以弥补常规方法的不足。

如图 3 虚线部分所示, 常规的 VDCOL 启动电压计算方法是基于直流线路中点的直流电压, 采用该方法主要是为了抑制 VDCOL 过早进入低压限流控制环节。计算公式如 (15) 所示:

$$U_{vdc} = \frac{U_{di}}{U_{dN}} + \frac{I_{di}R_v}{I_{dN}} \quad (15)$$

式中: U_{dN} 、 I_{dN} 分别为额定直流电压与直流电流。

将等式 (12)、(13)、(15) 联立便可得到实时计算 VDCOL 启动电压的方法, 如等式 (16) 所示:

$$U_{vdc} = \frac{3\sqrt{2}NE_i \cos \gamma_0}{\pi T_i U_{dN}} - \frac{I_{di}R_{ci}N}{U_{dN}} + \frac{I_{di}R_v}{I_{dN}} \quad (16)$$

将实际的直流电流和逆变侧换流母线交流电压有效值代入到上式中便可得到实时的 VDCOL 启动电压, 换流母线电压有效值需要一个周期内的数据可计算得到, 相关的研究成果认为首次换相失败距离第二次换相失败的时间间隔是大于一个交流周期的^[21], 因此故障后的换流母线电压有效值是可以准确得到的^[22]。根据等式 (16) 可知, 当直

流系统处于正常运行状态时，由实际测量得到的 VDCOL 启动电压与由等式 (16) 计算得到的启动电压值是一致的。当直流系统发生故障时，由于系统存在的各种电感（平波电抗器）与电容（滤波电容）器件等会使逆变侧换流母线交流电压有效值和实际测量的直流电流变化较为缓慢，因此经过实时计算得到的 VDCOL 启动电压变化也较为平缓。所以在一定程度上能够抑制换相失败的发生。

3 基于实时计算的变斜率 VDCOL 控制方法

3.1 变斜率 VDCOL 控制机理

本文通过换流器正常换相机理推导出等式 (8)，同时发现电流与电压的比值能够明显影响关断角取值。然而 VDCOL 采用的常规数学模型如图 4 所示，直流电流与电压之间的比值或者斜率是定值，不能够自适应促进直流故障系统恢复，因此本文将直流电压与直流电流之间的静态恢复关系修正为变斜率控制，以使 VDCOL 能够更好地促进故障系统恢复，缩短整个故障系统的恢复时长。

变斜率 VDCOL 设计需要遵循一定的原则。当换相失败发生初期，直流电压迅速跌落且较小，并且交流系统不能提供充足的无功功率，此时直流电流恢复速率应该较慢。在换相失败后期，直流电压恢复至较高值时，此时系统能够提供充足的无功功率时，直流电流恢复速率应该较快^[23]。因此变斜率 VDCOL 的直流电压与直流电流之间关系如图 5 所示。

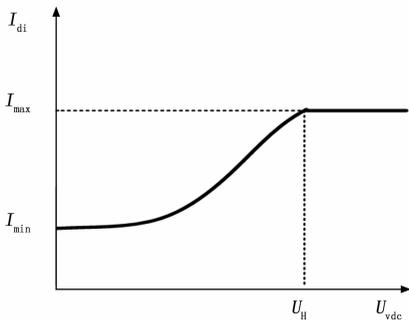


图 5 变斜率 VDCOL 数学模型

为了便于在实际工程中实现，本文采用基本初等函数构造变斜率 VDCOL 数学模型。经过多次仿真实验发现幂函数能够较好的满足此模型，即 $y = mx^n + k$ ，其中 m 、 k 为不为 0 的常数。发现当 m 取值为 0.775、 k 取值为 0.539， n 取值为 4 较为合适，因此在变斜率 VDCOL 曲线部分本文采用的是幂函数模型。简要阐述参数确定原则如下所示。

首先精确变斜率 VDCOL 部分参数并未完全放弃常规 VDCOL 的数据，首先 $k = 0.539$ （该设定值略大于 CIGRE HVDC 的参考值 0.5），常规 VDCOL 数学模型最小值由公式 (14) 可知为 0.55，所以本文在最小值取值方面参考的是常规 VDCOL 数据， k 的取值在 0.5 到 0.55 均是合理的。

其次是 n 的取值，当 $n=1$ 时和常规 VDCOL 数学模型折线部分均是定斜率，不符合本文设计思路，故否定。当

$n=3、5、7、9\cdots$ 时，当系统电压较高时，电流增速依旧较慢，不符合“当电压处于较高水平，此时系统可以提供较多的无功功率，电流增长速度应该较快，促进直流系统传输功率的恢复”的原则。当 $n=2$ 时，当电压较低时，电流增速较快，不满足“当电压处于较低水平、系统提供的无功功率较少，电流增速应该较慢”的原则。当 $n=6、8、10\cdots$ 时，系统电压较高时，电流增速较慢。不符合“当电压处于较高水平，此时系统可以提供较多的无功功率，电流增长速度应该较快，促进直流系统传输功率的恢复”的原则。所以当 $n=4$ 时经仿真数据说明两者均可兼顾。

最后，由于 $n、k$ 的值已经确定，同时 VDCOL 数学模型采用的是标么值，所以 m 的取值必然小于 1，由于精确 VDCOL 控制方法曲线部分最大值为 1，最小值为 0.539，所以可计算出 m 的取值的为 0.775。

构造的变斜 VDCOL 设计遵循了“当换相失败发生初期，直流电压迅速跌落且较小，并且交流系统不能提供充足的无功功率，此时直流电流恢复速率应该较慢。在换相失败后期，直流电压恢复至较高值时，此时系统能够提供充足的无功功率时，直流电流恢复速率应该较快”的原则。需要说明的是本文采用数学模型比较符合本文的分析，并非最优数学模型。同时在分析其他函数模型时也可按照上述原则进行分析，例如指数函数、反三角函数模型等。综上，变斜率 VDCOL 的数学模型等式如 (17) 所示：

$$I_{ord} = \begin{cases} 0.775U_{dc}^4 + 0.539 & U_{dc} \leq U_H \\ 1.0 & U_{dc} \geq U_H \end{cases} \quad (17)$$

3.2 变斜率 VDCOL 与实时计算启动电压结合分析

无论 VDCOL 采用何种数学模型，都不能较好的抑制启动电压的剧烈波动，这是变斜率 VDCOL 需要与实时计算启动电压控制方法结合的重要出发点。其原因因为在系统发生故障的初始时刻，换流母线电压母线的有效值波动幅度较小，而 VDCOL 的启动电压与换流母线的有效值呈现正比关系。同时由于逆变侧存在着较大的滤波电感，会阻碍直流电流的发生较大的变化，进一步遏制的启动电压的波动程度。因此实时计算 VDCOL 启动电压控制方法能够较大程度上弥补变斜率 VDCOL 启动电压的不足，这是该方法的最大的优势所在。若仅是将实时计算启动电压控制方法与常规的 VDCOL 相结合虽然也可以在一定程度上抑制换相失败，但是常规 VDCOL 相较于变斜率 VDCOL 对于严重程度较轻的交流故障不敏感，同时也不能根据直流电压变化情况动态调整直流电流的变化率，不利于故障系统缩短故障恢复时间。当直流电压在较低水平时，例如 VDCOL 启动电压为 0.67 p.u，根据等式 (14) 可知此时的直流电流指令为 0.793 p.u。而根据等式 (17) 可知当启动电压为 0.67 p.u 时直流电流指令为 0.695 p.u。此时直流电流指令较小可以较少地从交流系统吸收无功，有利于促进换流母线电压的恢复。

虽然变斜率 VDCOL 与常规的 VDCOL 均存在较晚进入低压限流控制环节的不足, 但是变斜率 VDCOL 由于在额定直流电压以下均是采用曲线模型, 而非非线性模型, 较晚进入低压限流控制环节的不足不如常规 VDCOL 明显。综上分析这是本文将实时计算 VDCOL 启动电压与变斜率 VDCOL 相结合的原因。

整体控制图如图 6 所示。左侧虚线部分为实时计算 VDCOL 启动电压控制, 右侧虚线部分为变斜率 VDCOL 控制。将本文提出的控制策略替换图 3 中的虚线内的控制。

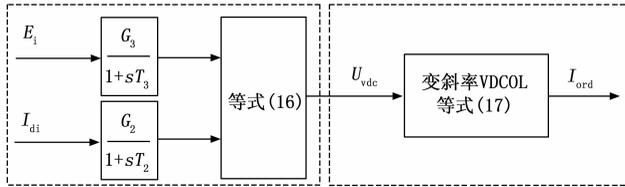


图 6 基于实时计算启动电压的变斜率 VDCOL 控制图

4 分析与验证

4.1 仿真模型

本文使用 PSCAD (power systems computer aided design) 搭建 CIGRE HVDC 标准测试模型, 主要参数如表 1 和表 2 所示。

表 1 CIGRE HVDC 主要电气量参数

系统主要参数		参数值	
		送端	受端
交流系统	换流母线电压/kV	379.87	217.82
	等效电抗/ Ω	$47.5 \angle 83^\circ$	$22.6 \angle 76^\circ$
	SCR	2.5	2.5
换流变压器	容量/MVA	605.6	593.7
	变比/kV	345/212.6	230/211.9
	漏抗值/p.u	0.18	0.18

表 2 输电线路参数

额定电压/kV	额定功率/MW	线路电阻/ Ω	线路电感/H
500	1 000	5	0.594

4.2 案例分析与验证

本文通过选取不同的接地电感 L_f 大小进行分析: 接地电感值越小, 则故障越严重, 故障点距离换流母线越近。本文所提控制策略一阶惯性时间常数 $T=0.02$ s, 故障类型为单相接地故障, 故障点设置在换流器的换流母线处, 接地电感取值 $L_f=0.2$ H、故障持续时间为 0.5 s、故障时刻为 $t=1.0$ s。

本文控制策略在上述所示的条件下进行仿真实验, 得到主要的电气量参数变化情况如图 7。

根据图 7 中的数据可知: 在交流系统发生故障情况下, 在本文控制策略下换流器的关断角只有 1 次跌落至 10° 以下, 即只发生 1 次换相失败, 可以有效抑制后续连续换

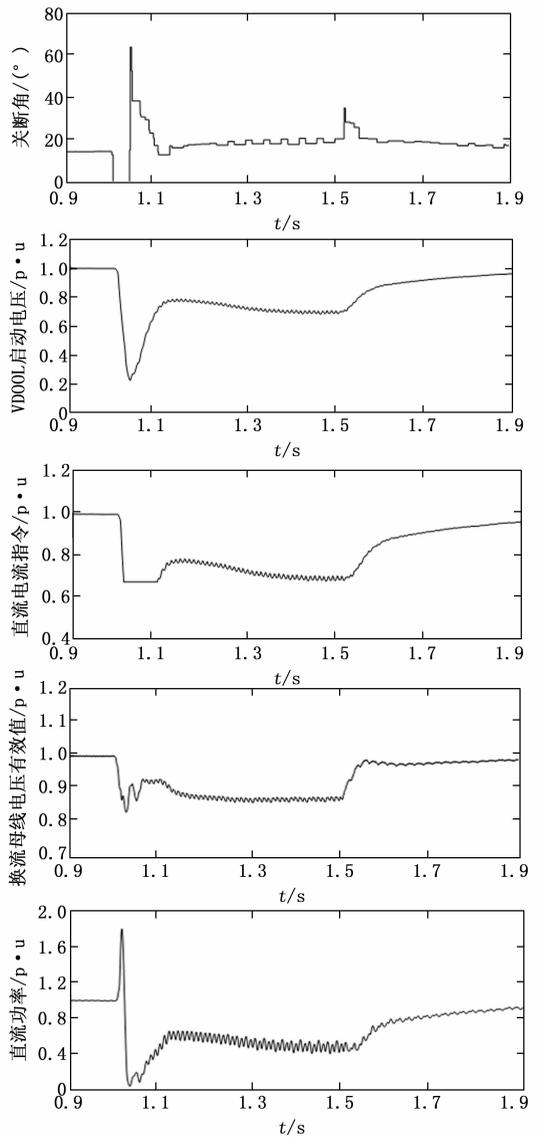


图 7 单相接地故障下主要参数响应

相失败, 达到预期的目的。同时基于本文控制策略下的 VDCOL 启动电压和直流电流指令在系统故障期间均未发生剧烈抖动, 相对较为平缓, 未出现小幅度且持续时间较长的波动, 该种控制动态有利于抑制直流系统的连续换相失败。因为换流母线电压有效值剧烈地波动会导致后续换相失败的概率大大增加。在本文控制策略下的换流母线电压在故障期间为 0.87 p.u, 处于较高水平, 有利于加速系统恢复稳定。最后在传输直流功率方面本文控制策略下只有 1 次功率传输跌落至 0, 未出现连续的直流功率断供, 有利于减轻对两侧交流系统的功率冲击。

同时, 为了进一步说明本文所提控制策略的有效性, 还需在三相接地故障下进行验证, 将上述的单相接地故障修改为三相接地故障, 故障依旧设定在换流器的换流母线处, 接地电感为 $L_f=0.1$ H, 其余参数不变。

根据图 8 可知, 即使在严重的三相接地故障下基于本

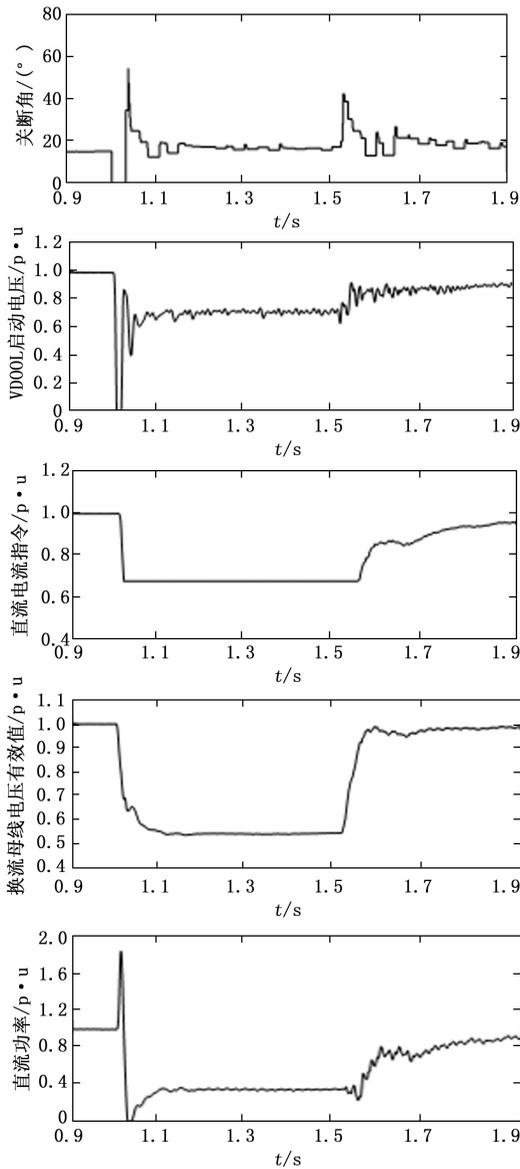


图 8 三相接地故障下主要参数响应

文提出的控制策略下的关断角仍然只有 1 次跌落至 10° 以下。从 VDCOL 启动电压和直流电流指令角度看。直流系统基于本文所提的控制策略在三相接地故障下，VDCOL 启动电压和电流指令依旧变化依旧相对平缓，这有利于抑制直流系统的连续的换相失败。同时本文控制策略下的换流母线电压仍能维持在较高水平。最后，在本文控制策略下的功率传输只有 1 次跌落至 0，并且在故障结束后迅速回升至 0.8 p.u. ，未出现连续的直流功率断供，较大程度地减轻对两侧交流系统的功率冲击。

为了验证本文提出的控制策略在不同的短路比 (SCR, short-circuit ratio) 以及不同故障水平 (FL, fault level) 下的性能。通过换相失败免疫指标 (CFII, commutation failure immunity index) 和换相失败发生概率指标 (CFPI, commutation failure probability index) 表明抵御换相失败能

力大小^[24-26]。

$$F_L = \frac{1}{P_{dN}} \frac{E^2}{\omega L_f} \times 100\% \quad (18)$$

式中， E 表示换流母线电压有效值； ω 表示角频率； L_f 表示接地电感值； P_{dN} 表示额定功率。

$$CFII = \frac{P_{cf}}{P_{dN}} \times 100\% = \frac{E^2}{Z_{c, \text{fault}}} \times 100\% \quad (19)$$

$$CFPI = \frac{\text{换相失败次数}}{\text{单位周波内仿真次数总和}} \times 100\% \quad (20)$$

式中， E 表示换流母线电压有效值； P_{dN} 表示额定功率； P_{cf} 表示故障临界功率； $Z_{c, \text{fault}}$ 表示临界阻抗。CFPI 越小、CFII 越大，表明控制策略更能抵御换相失败^[27]。

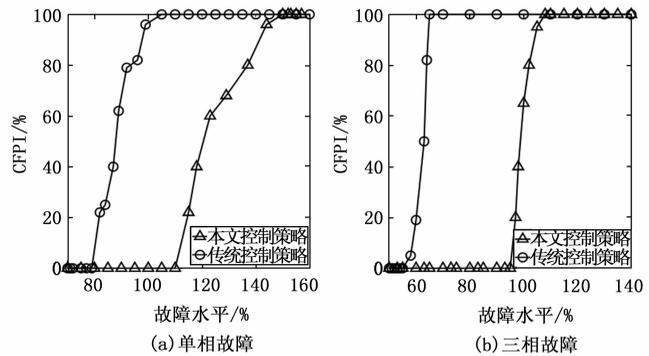


图 9 不同类型故障下 CFPI 对比图

在系统的短路比为 9.5 的前提下，对本文所提控制策略进行不同故障程度的实验，分别设置为单相接地故障和三相接地故障，故障点设置在换流母线处。随着故障水平的提高，在相同水平的故障下，无论是在单相还是三相接地故障下本文所提控制策略的 CFPI 值均明显小于传统控制策略下的 CFPI 值。从而说明本文所提控制策略抵御换相失败的能力优于传统的控制策略。

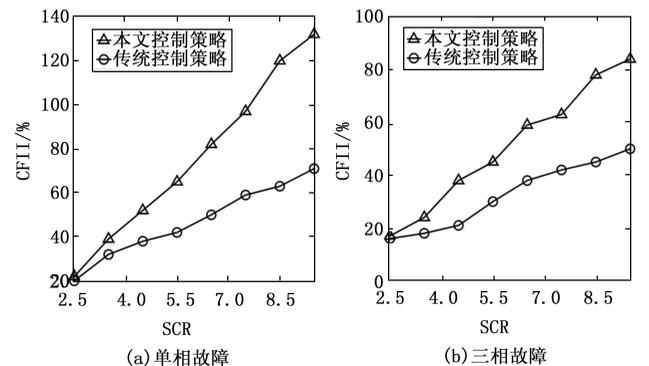


图 10 不同类型故障下 CFII 对比图

在相同的故障水平前提下，本文设置的单相和三相故障水平均为 95%。随着短路比 SCR 逐渐增大，本文所提控制策略下的 CFII 也逐渐增大，同时在相同的短路比的前提下，本文所提控制策略下的 CFII 值明显大于传统控制策略下的 CFII。说明本文所提控制策略在不同短路比下所具有

抵御连续换相失败的能力明显强于传统控制策略,可以取得较为满意的效果。

5 结束语

本文通过分析直流控制系统的重要组成部分—低压限流控制器,并指出其在系统故障期间的不足,提出基于实时计算启动电压的变斜率 VDCOL 控制策略用以抑制后续换相失败,得到如下结论:

1) 本文提出的基于实时计算启动电压的变斜率 VDCOL 控制策略在三相和单相接地故障下能够有效抑制后续的换相失败。

2) 所提控制的策略能够得到较为平缓的启动电压和直流电流指令,有利于故障直流系统恢复稳定。

3) 本文提出的控制策略在其他参数和模型方面还需要进一步优化,以充分发挥其优势,同时,基于本文控制策略的后续研究可考虑基于动模试验或者 RTDS 实时数据仿真进行验证。在实际工程推广中,还需要考虑测量设备的误差等因素。

参考文献:

- [1] 谢永超,严俊,杨利.一种环境自适应控制的直流电机控制系统设计[J].计算机测量与控制,2021,29(6):109-113.
- [2] 张博航,王涛,顾雪平.附带 STATCOM 的 HVDC 系统改进参考电压控制法[J/OL].华北电力大学学报(自然科学版);1-10 [2022-08-02].<https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=3uoqIhG8C45S0n9fL2suRadTyEVL2pW9UrhtDCdPD65HZSBVVNne0cT7VmDEgB6-1O5rRx2386tXovefv1Fh1M9WyOBSKsEf&uniplatform=NZKPT>
- [3] 陈睿康,李凤婷,尹纯亚,等.基于改进 VDCOL 的直流系统后续换相失败抑制策略[J].电力工程技术,2022,41(2):2-9.
- [4] 唐良义.基于 Cuk 转换器的新型电力电子高压直流断路器研究[J].自动化技术与应用,2017,36(12):72-78.
- [5] 欧阳金鑫,叶俊君,张真,等.电网故障下多馈入直流输电系统相继换相失败机理与特性[J].电力系统自动化,2021,45(20):93-102.
- [6] 刘勃,陈中,杨凯,等.基于定等效直流输入电阻的低压限流控制器优化控制策略[J].电力自动化设备,2022,42(5):97-103.
- [7] 穆文凯.高压直流输电系统后续换相失败的抑制策略研究[D].北京:华北电力大学,2021.
- [8] 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.
- [9] 王立舒,刘勃,乔帅翔,等.改变获取补偿电压方法的精确变斜率 VDCOL 设计[J].高电压技术,2020,46(8):2740-2750.
- [10] 李晓华,叶超,蔡泽祥.交流电网支撑强度对直流换相的影响研究[J].机电工程技术,2016,45(2):67-74.
- [11] 刘磊,王渝红,李兴源,等.基于模糊控制的变斜率 VD-

- COL 控制器设计[J].电网技术,2015,39(7):1814-1818.
- [12] 张伟晨,熊永新,李程昊,等.基于改进 VDCOL 的多馈入直流系统连续换相失败抑制及协调恢复[J].电力系统保护与控制,2020,48(13):63-72.
- [13] 程帆,姚良忠,王志冰,等.一种基于虚拟锁相电压的换相失败抑制策略[J].中国电机工程学报,2020,40(9):2756-2766.
- [14] 孟庆强,刘泽洪,洪乐荣,等.一种抑制连续换相失败的非线性 VDCOL 控制策略[J].电力系统保护与控制,2019,47(7):119-127.
- [15] 曾琦,李兴源,冯明,等.基于广域测量系统的多馈入直流低压限流单元的协调控制方法[J].高电压技术,2017,43(4):1168-1174.
- [16] 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):3163-3172.
- [17] 雷霄,孙栩,李新年,等.适应大容量直流接入弱受端的直流极控系统优化控制方法[J].电力自动化设备,2017,37(9):205-209.
- [18] 刘勃,陈中,杨凯,等.基于定等效直流输入电阻的低压限流控制器优化控制策略[J].电力自动化设备,2022,42(5):97-103.
- [19] S. MIRSAEIDI, X. DONG. An Enhanced Strategy to Inhibit Commutation Failure in Line-Commutated Converters [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(1): 340-349.
- [20] 刘一论,刘进飞,高红均.一种抑制多馈入直流系统后续换相失败的低压限流单元参数优化策略[J].电力建设,2021,42(5):122-129.
- [21] 黄梦华.交流故障下高压直流输电系统运行特性及恢复策略研究[D].广州:华南理工大学,2019.
- [22] 郭利娜,刘天琪,李兴源.抑制多馈入直流输电系统后续换相失败措施研究[J].电力自动化设备,2013,33(11):95-99.
- [23] 王立舒,宋鹤,李天舒,等.抑制换相失败的变斜率 VDCOL 控制策略[J].电力系统及其自动化学报,2021,33(7):80-87.
- [24] 汪娟娟,黄梦华,傅闯.交流故障下高压直流运行特性及恢复策略研究[J].中国电机工程学报,2019,39(2):514-523.
- [25] 胡松伶,王渝红,刘霄涵,等.一种降低换相失败概率的变论域模糊控制方法[J].高压电器,2017,53(11):57-62.
- [26] WANG J, HUANG M, FU C, et al. A New Recovery Strategy of HVDC System During AC Faults [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(2): 486-495.
- [27] 李培平,周泓宇,姚伟,等.多馈入结构背景下的高压直流输电系统换相失败研究综述[J].电网技术,2022,46(3):834-850.
- [28] 李瑞鹏,李永丽,陈晓龙.一种抑制直流输电连续换相失败的控制方法[J].中国电机工程学报,2018,38(17):5029-5042.