

基于换相面积的 CSCC-HVDC 输电特性研究

陈中, 朱政光, 周涛

(东南大学电气工程学院, 江苏 南京 210096)

摘要:受端电网的直流入能力是高压直流输电系统规划和运行的关键问题之一。从可控电容换相换流器接入弱交流受端电网对换相失败的影响出发,在对可控电容换相换流器基本原理和拓扑结构进行分析的基础上,建立了可控电容换相换流器的稳态数学模型。为更接近工程实践和提升控制精度,考虑了高压直流控制系统的响应特性,并研究了以换相电压时间面积为控制目标的含可控电容换相换流器的响应控制策略。针对短路故障引起的换相失败,提出了利用限压器-并联间隙组合保护装置的故障恢复策略以缩短电容换相换流器的故障恢复时间。最后基于 PSCAD/EMTDC 平台,通过仿真验证并和其他方案的对比研究证明了上述控制策略对于降低弱受端逆变站换相失败风险和故障恢复的有效性。

关键词:电容换相换流器;可控电容;换相面积;故障恢复

中图分类号: TM723

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2019)01-0006-08

0 引言

对于采用电网换相换流器(line commutated converter, LCC)的常规直流输电技术,为了减小换相失败的发生概率,往往需要保证熄弧角高于最低限值或留有更大的裕度,导致其需从交流系统汲取大量的无功功率,或就地投运大量的无功补偿设备,且无功功率不可独立控制^[1-2]。在目前越来越多的直流接入弱交流受端、高比例分布式电源馈入电网的应用场景下,LCC-HVDC(高压直流输电)发生单次换相失败的风险较大,基本难以规避。电容换相换流器(capacitor commutated converter, CCC)能有效地解决该问题,利用串联电容能使视在熄弧角可为负值,将极大减少换流器对交流系统的无功需求,且充足的实际熄弧角也能大大降低换相失败的可能性^[2-4]。当串联电容采取类似晶闸管控制串联补偿装置(thyristor controlled series compensation, TCSC)时,此拓扑结构称为可控串联电容换流器(controlled series capacitor converter, CSCC)^[2,5],亦可称为柔性 LCC-HVDC^[6]。通过可控串补电容的等效阻抗参与协调控制,可独立调节 CSCC-HVDC 与交流系统交换的无功功率大小,从而起到一种动态无功控制的效果^[6-7]。且 CSCC-HVDC 能有效提高多馈入系统的短路比,较好地适用于弱交流受端系统^[8]。

但 CSCC-HVDC 一旦发生换相失败,由于串联

电容不对称充电容易引发连续换相失败,致使故障难以恢复,严重甚至会导致直流闭锁^[1,9]。并且在目前多直流区域互联的趋势下,换流站发生换相失败的原因不再局限于本地交流受端的强度和本地故障,互联直流线路运行的相互影响将在其中扮演越来越重要的角色,因此系统对换相失败的响应控制精度提出更高的要求。文献[1]通过仿真对比了 LCC-HVDC 和 CCC-HVDC 在故障下的换相过程和恢复过程,并分析了阀电压峰值的稳态特性;文献[3]从稳态特性和故障下仿真指出了补偿度的增加有利于防止换相失败;文献[4]通过仿真分析了柔性 LCC-HVDC 在抑制换相失败上的优势;文献[7]从高压直流输电系统无功特性的角度深入研究了低压限流的参数设置;文献[10]研究了 CCC-HVDC 的故障特性及其恢复策略。

针对上述问题,文中在前人工作基础上,为充分利用换流站的换相信息和提升控制精度,考虑了高压直流控制系统的响应特性,主要研究了以换相电压时间面积为控制目标的 CSCC-HVDC 系统响应控制策略。在借助有效短路比刻画受端交流系统强度的基础上,通过仿真证明该控制策略对弱受端系统逆变站抵御换相失败的有效性。针对 CSCC-HVDC 一旦发生换相失败难自恢复问题,提出了利用金属氧化物限压器(metal oxide voltage limiter, MOV)-并联间隙组合保护装置的故障恢复策略以缩短 CSCC-HVDC 的故障恢复时间。

1 CSCC-HVDC 模型

可控串联电容换流器的拓扑结构简化模型如

收稿日期:2018-09-06;修回日期:2018-10-16

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2016YFB0900602);

国家自然科学基金资助项目(51277029)

图 1 所示。其在传统 LCC 直流输电的拓扑结构基础上,在换流阀组和换流变压器之间串联可控电容。

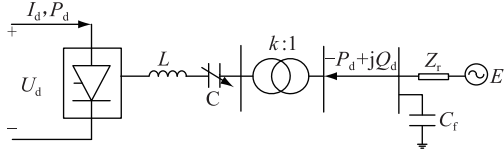


图 1 CSCC-HVDC 与交流系统简化模型

Fig.1 Simplified model of CSCC-HVDC system and AC system

图 1 中可控电容模块 C 的单相电路如图 2 所示,其中 C_T 为电容, L_T 为电感, VT1 和 VT2 为晶闸管。TCSC 通过对触发脉冲的控制改变晶闸管的触发角,继而改变由其控制的电感支路中电流的大小,连续改变总的等效电抗。可控电容等效容抗可独立调节。

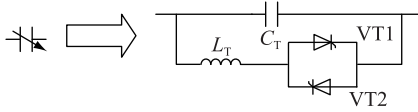


图 2 串联可控电容单相电路结构

Fig.2 Structure diagram of single-phase circuit of series controllable capacitor

CSCC-HVDC 的稳态模型可由式(1)一式(11)描述^[1,11-14]。

$$A + \frac{kU\cos\alpha}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} + \frac{I_d}{2} = 0 \quad (1)$$

$$A\cos(K\mu) + B\sin(K\mu) + \frac{kU\cos(\alpha + \mu)}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} = \frac{I_d}{2} \quad (2)$$

$$B = \frac{1}{2KX_L} \left(\frac{2\pi I_d X_C}{3} - \Delta U_1 \right) + \frac{kUK\sin(\alpha)}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} \quad (3)$$

$$-A\sin(K\mu) + B\cos(K\mu) - \frac{kUK\sin(\alpha + \mu)}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} -$$

$$\frac{1}{2KX_L} \left(\frac{2\pi I_d X_C}{3} - \Delta U_2 \right) = 0 \quad (4)$$

$$\Delta U_1 + \Delta U_2 = \mu I_d X_C \quad (5)$$

$$U_d = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} kU \frac{\cos\alpha + \cos(\alpha + \mu)}{2} -$$

$$\left(1 - \frac{3\mu}{4\pi} \right) (\Delta U_1 - \Delta U_2) \quad (6)$$

$$\alpha + \mu + \gamma_{app} = \pi \quad (7)$$

$$\sqrt{2}kU\sin(\alpha + \mu + \gamma_{real}) + I_d X_C \left(\frac{2\pi}{3} - \gamma_{real} \right) - \Delta U_2 = 0 \quad (8)$$

$$P_d = U_d I_d \quad (9)$$

$$\cos\varphi + \frac{\cos\alpha + \cos(\alpha + \mu)}{2} = 0 \quad (10)$$

$$K = \frac{X_C}{X_L} = \frac{1}{\omega^2 LC} = \frac{\omega_0^2}{\omega^2} \quad (11)$$

式中: U 为交流母线线电压平均值; k 为变压器变比; α 为触发角; μ 为换相角; X_L 和 X_C 分别为换相电抗和串联电容的阻抗值; I_d , U_d 和 P_d 分别为直流电流、直流电压和直流输送功率; ΔU_1 , ΔU_2 分别为换相过程中,退出导通相和投入导通相相串联的电容上的电压变化量(达到稳态时为恒定值); γ_{app} , γ_{real} 分别为视在熄弧角和实际熄弧角; φ 为功率因素角; K 为串联电容补偿度; $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$, 为谐振角频率; ω 为基波角频率; C, L 分别为可控电容和换相电感; A, B 为中间变量。其中视在熄弧角为换相结束到换流变压器阀侧电压过零点之间的角度; 实际熄弧角为换相结束到换相电压过零点之间的电角度。

用上述数学模型可计算 CSCC-HVDC 的稳态运行参数以适用不同工程场景,对于一个已知系统,除了等效导纳 C_T 和变压器变比 k 外,换流站设备参数和受端系统参数都固定且已知,若不考虑变压器变比的改变和补偿电容器的投切,则 C_T 和 k 固定不变。而运行状态变量中,假设等效电动势 E 固定,故在式(1)一式(11)中有 2 个独立变量,只要确定独立变量数值,即可解得全系统参数。

2 基于换相面积的 CSCC 控制策略

2.1 换相电压时间面积定义与计算

在 CSCC-HVDC 的上层控制模块中,须采集系统中的换相特征量作为控制目标以更有效地控制 TCSC 的开合,预防系统换相失败的发生,提升换流器的安全裕度。换相特征量有多种方法,如关断角、换流母线电压等。关断角是正向阻断恢复时间的电角度表示形式,利用关断角可以直接判断换相失败的发生,但直流系统中晶闸管数量太多导致其关断角难以测量;而采用换流母线电压的方式,容易测量和实现,缺点在于忽略了控制系统的响应特性。文中将换相电压时间面积这一概念作为 CSCC-HVDC 的上层控制目标,考虑了控制系统对换相电压的调节作用。

以 CSCC-HVDC 逆变器中阀 1 和阀 3 换相过程为例说明晶闸管的换相过程^[15-17]。阀 1 向阀 3 换流时,阀 4、5、6 关断,无电流流过;阀 2 流过直流电流。换流变压器可以用三相对称的换流电感表示。

将逆变器的结构简化可得到阀1向阀3换相时的等值电路,如图3所示。其中 L_r 为换流电感; C 为串联换相电容; i_1, i_2, i_3 分别为换流阀1、2、3的阀电流; I_d 为直流电流; u_a, u_b, u_c 为换流母线相电压瞬时值。

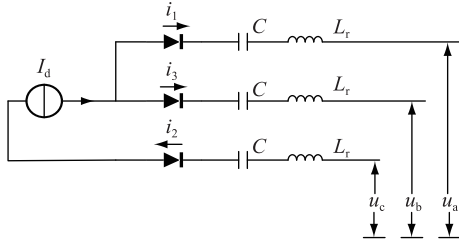


图3 CSCC 两相换相的等值电路

Fig.3 Two-phase commutation equivalent circuit of CSCC

设 t_1 为换相开始时刻, t_2 为换相结束时刻,那么在 $t \in [t_1, t_2]$ 时, $i_1 = I_d - i_3$,由于CSCC-HVDC系统在发生换相失败时,直流电流会大幅上升,故文中考虑直流电流随时间变化,即 $dI_d/dt \neq 0$,由换流电感及换相电容上的电压关系,得式(12):

$$\begin{aligned} L_r \frac{di_3}{dt} + \frac{1}{\omega C} i_3 - L_r \frac{di_1}{dt} - \frac{1}{\omega C} i_1 = \\ 2L_r \frac{di_3}{dt} - L_r \frac{dI_d}{dt} + \frac{i_3}{\omega C} - \frac{I_d - i_3}{\omega C} = u_{ba} \end{aligned} \quad (12)$$

式中: $u_{ba} = u_b - u_a$,即AB两相间线电压。

在 $t \in [t_1, t_2]$ 内,同时对式(12)等号两边进行积分得:

$$\begin{aligned} 2L_r [i_3(t_2) - i_3(t_1)] - L_r [I_d(t_2) - I_d(t_1)] + \\ \frac{1}{\omega C} \int_{t_1}^{t_2} i_3 dt - \frac{1}{\omega C} \int_{t_1}^{t_2} (I_d - i_3) dt = \int_{t_1}^{t_2} u_{ba}(t) dt \end{aligned} \quad (13)$$

在阀1向阀3换相的过程中,阀1处于将要结束导通阶段,而阀3处于开始导通阶段,根据串联电容充放电过程对称性的特点可知,两个阶段的电容电压增量相等,即:

$$\frac{1}{\omega C} \int_{t_1}^{t_2} i_3 dt = \frac{1}{\omega C} \int_{t_1}^{t_2} (I_d - i_3) dt \quad (14)$$

由于换流阀处于关断状态时,其电流为0,而在换相过程完成后,阀电流即为直流电流 $I_d(t_2)$,将两个时刻阀电流的值及式(14)代入式(13),可得:

$$L_r [I_d(t_1) + I_d(t_2)] = \int_{t_1}^{t_2} u_{ba}(t) dt = A_{cr} \quad (15)$$

式(15)已推导出计及直流电流变化的临界换相面积 A_{cr} 的计算方法。而换相电压最大能提供的换相面积 A_p 为换流电压在时间 $[t_1, t_3]$ 上的积分,其中 t_1 为换相开始时刻, t_3 为距离线电压过零点电

角度为最小关断角 γ_c 的时刻, A_p 的计算方法如式(16)所示。

$$A_p = \int_{t_1}^{t_3} u_{ba}(t) dt \quad (16)$$

故当 $A_p > A_{cr}$ 时,此次换相过程不发生换相失败,反之当 $A_p < A_{cr}$ 时,发生换相失败。

2.1 CSCC 换流器稳态控制策略

通常要保证 CSCC-HVDC 系统的稳定运行,须将其中的 TCSC 模块和原 LCC-HVDC 的控制系统相配合,进行分层控制以实现各个层次之间的分工与协调,增强其灵活性与适用性,常规 LCC-HVDC 三层控制逻辑图如图4所示。

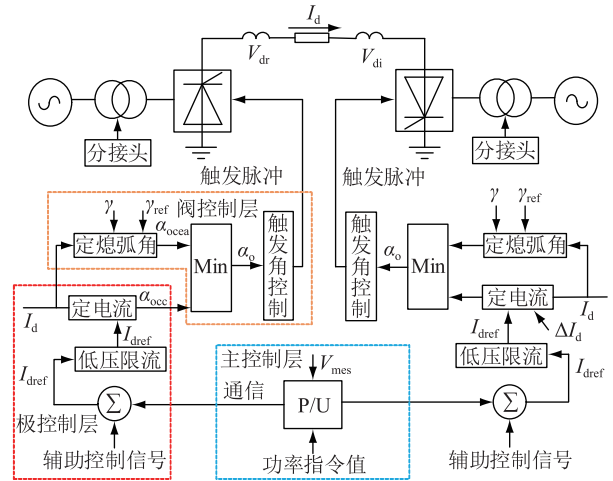


图4 LCC-HVDC 分层控制结构

Fig.4 LCC-HVDC hierarchical control structure

文中 CSCC-HVDC 的控制策略是在考虑图4中基本控制基础上的一种附加控制,在控制层级上属于阀控制层。文中以阀电流的微分作为判断积分开始的特征量。当换流阀开始关断时,阀电流迅速下降,其微分远小于零,又为避免故障期间直流电流的向下波动导致误判,故将阀电流和直流电流导数对比以提高精度。

积分结束时刻设定为不导致换相失败的最晚换相结束时刻,故为了不导致换相失败,取距离换相电压过零点电角度为 γ_c ,通常 γ_c 取 7° ,故在线电压比较环节处的值为 $u_{line} \gamma_c$ 。

根据上文所述逻辑,得到基于换相面积的 TCSC 控制模块如图5所示。图中 A_{cr} 为临界换相面积,为了能够确保 CSCC 换流器换相成功,需要将 A_p ,即换相电压所能提供的最大换相面积维持在临界换相面积之上。需要注意的是 CSCC 拓扑通过利用并联在串联电容两端的晶闸管的导通,来改变串联电容的等效容抗,可以破坏谐振条件,从而消除铁磁谐振。

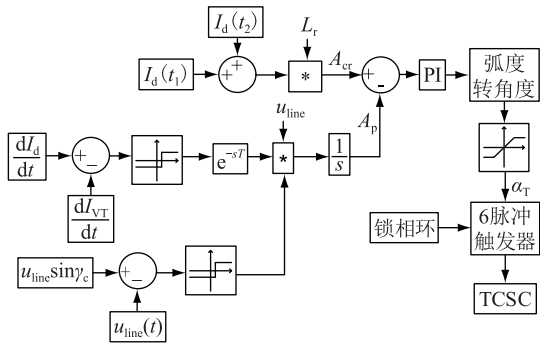


图5 基于换相面积的 TCSC 控制模块
Fig.5 TCSC control module based on commutation area

3 故障恢复控制策略

CSCC 换流方式有提供动态无功补偿的能力,故其在减小外部无功消耗的同时能提高系统抵御换相失败的能力。但是串联电容的引入也使得当直流系统逆变侧发生严重故障后,由于串联电容的不对称充电效应容易引发连续换相失败,导致直流系统从故障中恢复缓慢,严重时甚至无法自愈,将对直流输送功率及系统安全性造成较大威胁。针对上述问题,文中提出在直流系统逆变侧发生严重故障时快速启动故障穿越模块,即利用并联的旁通断路器将 TCSC 模块切出系统,直至故障消失后再重新投入 TCSC,从而解决 CSCC 故障后难恢复的问题,使用 CSCC 换流方式的优势更加明显。

文中采取 MOV-并联间隙组合保护^[10] 串补系统,其单相拓扑示意如图 6 所示,其中 Spark gap 为可触发间隙。

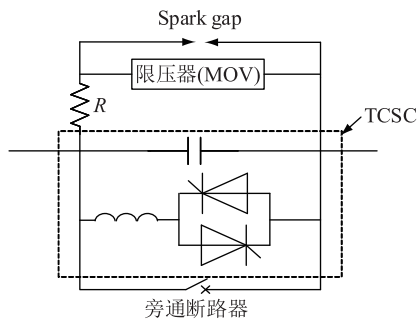


图6 单相 MOV-并联间隙组合保护串补系统
Fig.6 Single-phase MOV-parallel gap combined protection system for TCSC

其动作过程如下所示:

(1) 在故障失败发生前,TCSC 投入正常工作,此时火花间隙和旁路断路器均处于分断状态。

(2) 在故障发生瞬间,根据实时计算的换相面积信号判断当前工况,当 $A_p < A_{cr}$ 时,依次发送触发信号,同时触发各相支路上的火花间隙及旁路断路

器,火花间隙在收到触发信号后瞬间导通,随后旁路断路器闭合,将火花间隙上的电流转移到本支路,符合火花间隙不宜长期导通的特点。

(3) 故障消失后,换相面积恢复到 A_{cr} 的 85%,断开旁路断路器,从而实现串补电容的再次投入。

通过上述的故障期间各期间动作时序,既规避了因串补电容存在而导致的恢复速度慢问题,又能在非故障期间充分发挥 CSCC 直流输电的技术优势。

4 仿真分析

文中基于 PSCAD/EMTDC 平台来验证所提出基于换相面积 CSCC-HVDC 系统的稳态运行性能及其故障恢复能力。各种仿真场景中的基本控制策略与 Cigre-Benchmark 一致,均是整流侧定电流控制,逆变侧定关断角控制,及故障时采用低压限流和最小触发角控制方式。其系统参数^[18] 如表 1 所示,根据系统参数及式(1)一式(11),算得 $C_T = 135 \mu F$, $L_T = 12 \text{ mH}$ 。CSCC-HVDC 中的协调控制策略如第 2、3 节所示。

表 1 LCC 系统参数
Table 1 LCC system parameters

参数	整流侧	逆变侧
交流母线电压/kV	345	230
短路比	2.5	2.5
无功补偿容/(MV·A)	626	626
变压器变比	345/213.5	230/209.2
变压器漏抗/p.u.	0.18	0.18
直流电阻/ Ω		5
电流电抗/H		1.19

4.1 CSCC-HVDC 有效短路比分析

通常交流系统的短路比 (short circuit ratio, SCR) 可以用来表征交流系统强弱,系统的强弱反映了系统各个组成元件对扰动的敏感度。SCR 被定义为交流系统短路容量与直流系统额定功率之比,其定义如式(17)、式(18)所示。

$$S_{SCC} = \frac{V_{ac}^2}{Z_{ac}} \quad (17)$$

$$R_{SCR} = \frac{S_{SCC}}{P_d} = \frac{V_{ac}^2}{P_d Z_{ac}} = \frac{Z_{base}}{Z_{ac}} \quad (18)$$

式中: S_{SCC} 为交流系统短路容量; V_{ac} 为换流母线电压; Z_{ac} 为交流系统等效阻抗; P_d 为换流站额定功率; Z_{base} 为系统基准阻抗。

文中在短路比基础上,考虑了换流站交流母线上的并联电容器和滤波器组提供的无功功率,给出

有效短路比 (effective short circuit ratio, ESCR) 指标用以验证 CSCC-HVDC 系统的稳态运行性能, 即其对弱受端系统的耐受性。ESCR 的定义如式 (19)、式 (20) 所示^[19-23]。

$$Q_c = V_{ac}^2 / \left(\frac{1}{Z_f} + \frac{1}{Z_c} \right) \quad (19)$$

$$R_{ESCR} = \frac{S_{SCC} - Q_c}{P_d} = \left(\frac{1}{Z_{ac}} + \frac{1}{Z_f} + \frac{1}{Z_c} \right) Z_{base} \quad (20)$$

式中: Q_c 为无功补偿总量; Z_f 为滤波阻抗; Z_c 为并联电容器阻抗。一般可通过修改交流受端的等效阻抗来改变短路比。为证明基于换相面积的控制策略 (定义为 A 控制方式) 在运行时的优势, 将其与以换流母线电压为控制目标的 CSCC (定义为 B 控制方式) 对比 (若以换流母线电压为控制目标, 将图 5 中比例积分的目标 A_{cr} 改为电压标么值“1”, 而 A_p 改为换流母线实时电压 $V_i(t)$ 即可), 其余的控制策略不变。当系统强度高于临界有效短路比时, LCC、A 和 B 3 种控制策略下系统的稳态输出特性几乎相同。

经计算得原 LCC-HVDC 系统的临界有效短路比为 2.32, 当 R_{ESCR} 为 2.32 时, LCC 和 CSCC 逆变器 A、B 2 种控制方式下系统的直流电流和电压如图 7 和图 8 所示。

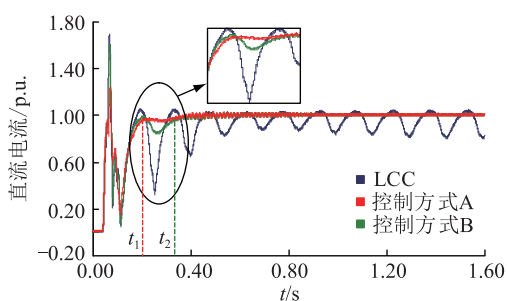


图 7 3 种控制方式下直流电流对比 ($R_{ESCR} = 2.32$)

Fig.7 DC current comparison in three control modes ($R_{ESCR} = 2.32$)

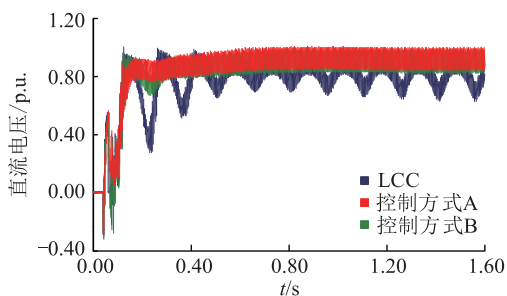


图 8 3 种控制方式下直流电压对比 ($R_{ESCR} = 2.32$)

Fig.8 DC voltage comparison in three control modes ($R_{ESCR} = 2.32$)

由图 7 和图 8 可知, 当调节交流系统的短路比为临界短路比为 2.32 时, CSCC-HVDC 的 A、B 2 种控制方式均能保证系统的安全运行, 并留有一定的安全裕度; 而 LCC-HVDC 只能维持基本的换相功能, 且输出的直流信号具有一定的脉动, 系统安全性下降。

减小系统有效短路比至 2.18, 处于临界有效短路比之下, LCC 和 CSCC 逆变器 A、B 2 种控制方式下系统的直流电压和电流如图 9 和图 10 所示。

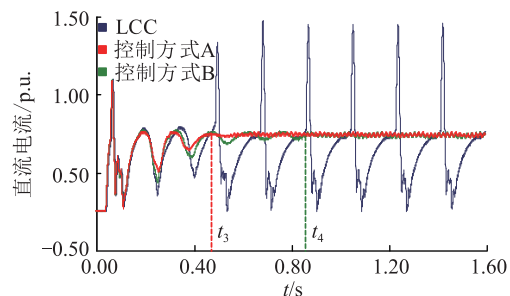


图 9 3 种控制方式下直流电流对比 ($R_{ESCR} = 2.18$)

Fig.9 DC current comparison in three control modes ($R_{ESCR} = 2.18$)

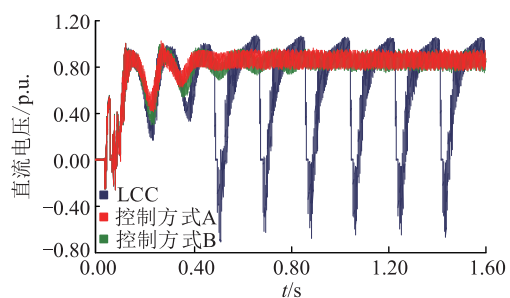


图 10 3 种控制方式下直流电压对比 ($R_{ESCR} = 2.18$)

Fig.10 DC voltage comparison in three control modes ($R_{ESCR} = 2.18$)

由图 9 和图 10 可知, 当系统强度低于临界有效短路比, LCC-HVDC 系统开始时只会发生小幅度的振荡, 但随着时间的推移, 其直流电压与直流电流振荡幅度逐渐变大, 最终使逆变侧的逆变器发生持续换流失败, 引起电力系统剧烈振荡, 造成直流输电功率中断; 而此时 CSCC-HVDC 下的 A 和 B 两种控制方式仍能保证逆变器换相成功和较高的电能质量。

由图 7 和图 9 分别可知 $t_1 < t_2$ 、 $t_3 < t_4$, 故以换相面积为控制目标的控制方式 A 要比以换流母线电压为控制目标的控制方式 B 更加精确。

由于 CSCC-HVDC 系统中换相电容的串入, 换相电容的电压为逆变器提供了换相电压, 使逆变器能够顺利的换相, 不会发生换相失败, 其本质是缩短

短交流系统的电气距离,增强了交流系统的短路比,提高了系统的强度。

4.2 CSCC-HVDC 故障恢复特性分析

利用第 3 节所提结构在故障发生时将 TCSC 串补模块切出系统的方式,辅助逆变站恢复正常换相能力,减少换相失败持续时间,防止长时间连续换相失败引起直流闭锁。当故障切除后,系统恢复到正常工作状态,再重新投入 TCSC 模块以增大系统的安全裕度。

定义未采用故障恢复技术的 CSCC-HVDC 为控制方式 C,仅采用 TCSC 切除模块的 CSCC-HVDC 为控制方式 D。当设定系统运行 0.3 s 时发生单相短路故障,故障时间持续 0.1 s,原 LCC 及 C、D 3 种控制方式下系统的直流电压和电流如图 11 和图 12 所示。

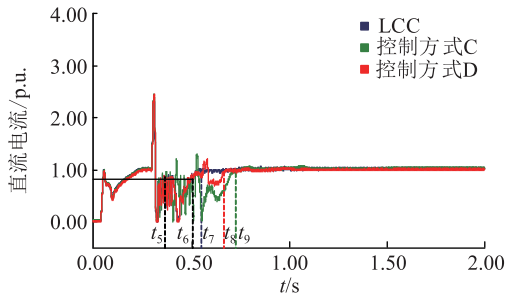


图 11 单相故障时 3 种控制方式下直流电流恢复对比

Fig.11 Comparison of DC current recovery in three control modes for single-phase faults

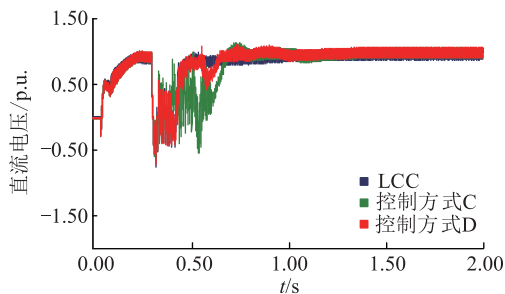


图 12 单相故障时 3 种控制方式下直流电压恢复对比

Fig.12 Comparison of DC voltage recovery in three control modes for single-phase faults

由图 11 和图 12 可知,系统在 t_5 (0.37 s) 时,检测到 $A_p < A_{cr}$,判定系统发生换相失败,同时发出 TCSC 切除信号。在 t_6 (0.51 s) 时,检测到换相面积恢复到 A_{cr} 的 85%,同时发出 TCSC 的投入信号。原 LCC-HVDC 在 t_7 (0.55 s) 时即可恢复换相,稳定运行;未采用任何故障恢复技术的控制方式 C 在换流母线发生短路故障时,由于短路电流突然增大,换相电容上电压发生不平衡及过充问题,电压升高,在 t_9 (0.72 s) 时才换相成功、恢复稳定;而采用控制

方式 D 时,在短路故障期间将 TCSC 模块切除系统,充分利用原系统的故障自恢复能力,系统可在 t_8 (0.68 s) 时恢复稳定,提前 40 ms 让系统恢复稳定运行,合理地证明了故障恢复控制模块的有效性。

当设定系统运行 0.3 s 时发生三相短路故障,故障时间持续 0.1 s,原 LCC 及 C、D 3 种控制方式下系统的直流电压和电流如图 13 和图 14 所示。

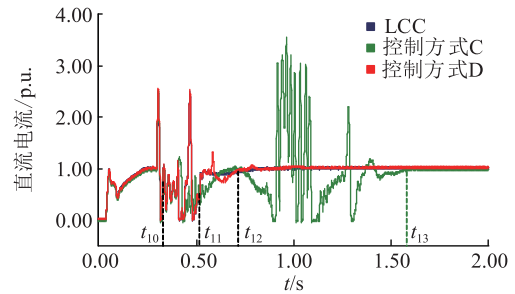


图 13 三相故障时 3 种控制方式下直流电流恢复对比

Fig.13 Comparison of DC current recovery in three control modes for three-phase faults

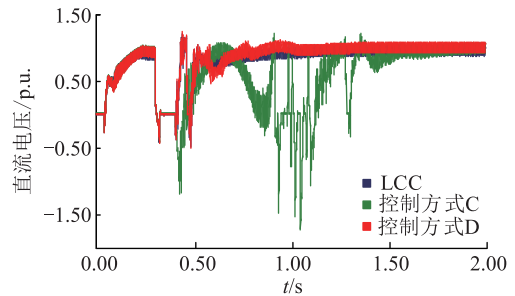


图 14 三相故障时 3 种控制方式下直流电压恢复对比

Fig.14 Comparison of DC voltage recovery in three control modes for three-phase faults

由图 13 和图 14 可知,因为三相短路故障相对于单相短路故障对系统造成的冲击更大,系统在 t_{10} (0.33 s) 时,检测到 $A_p < A_{cr}$,判定系统发生换相失败,同时发出 TCSC 切除信号。在 t_{11} (0.52 s) 时,检测到换相面积恢复到 A_{cr} 的 85%,同时发出 TCSC 的投入信号。原 LCC-HVDC 和控制方式 D 相同,在 t_{12} (0.68 s) 时才恢复换相,稳定运行;而未采用任何故障恢复技术的控制方式 C 在 t_{13} (1.58 s) 时才换相成功、恢复稳定;故采用控制方式 D 时,可提前 900 ms 让系统恢复稳定运行,合理地证明了故障恢复控制模块在一定范围内,随着故障等级的提高,发挥的作用愈加明显。

5 结论

文中基于 CSCC-HVDC 稳态数学模型及全电磁暂态时域仿真,研究了 CSCC-HVDC 对弱交流受端的适应性、逆变侧故障后恢复特性,主要以换流站

是否发生换相失败为判据判断系统稳定性,得到主要结论如下:

(1) 以换相电压时间面积作为 CSCC-HVDC 中 TCSC 的控制目标,容易测量与计算,且考虑了控制系统对换相电压的调节作用,具有较高的精度。

(2) 对于弱交流受端系统,CSCC-HVDC 换流方式能有效地缩小逆变站与弱受端的电气距离,间接提升系统强度,极大降低了换相失败概率。

(3) 采用在故障期间将 TCSC 模块切出以保障系统安全度过故障期,在系统恢复稳定状态后再将 TCSC 模块投入的解决方案能有效缓解换相失败下换相电容的不平衡过充给故障恢复带来压力,缩短恢复时间。

参考文献:

- [1] 杨汾艳,徐政. 直流系统采用电容换相换流器技术的特性研究[J]. 中国电机工程学报,2008,28(7):91-96.
YANG Fenyan, XU Zheng. Study on capacitor commutated converter applied in HVDC projects[J]. Proceeding of the CSEE, 2008, 28(7): 91-96.
- [2] VIJSY K S. 高压直流输电与柔性交流输电控制装置:静止换流器在电力系统中的应用[M].北京:机械工业出版社,2006:68-83.
VIJSY K S. HVDC and FACTS controllers-applications of static converters in power systems[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2006: 68-83.
- [3] 李思思,贺兴容,明志强,等.电容换相换流器在预防高压直流换相失败上的特性研究[J].电力系统保护与控制,2011,39(18):88-92,133.
LI Sisi, HE Xingrong, MING Zhiqiang, et al. Characteristics of capacitor commutated converter in the prevention of HVDC in commutation failure[J]. Power System Protection and Control, 2011, 39(18): 88-92,133.
- [4] XUE Y, ZHANG X, YANG C. Elimination of commutation failures of LCC HVDC system with controllable capacitors [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31(4): 3289-3299.
- [5] 韩民晓,文俊,徐永海. 高压直流输电原理与运行[M]. 北京:机械工业出版社,2009:215-220.
HAN Minxiao, WEN Jun, XU Yonghai. Principle and operation of HVDC transmission[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2009: 215-220.
- [6] XUE Y, ZHANG X. Reactive power and AC voltage control of LCC HVDC system with controllable capacitors [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 753-764.
- [7] 李瑶佳,汪娟娟,李子林,等. 考虑高压直流输电系统无功特性的低压限流参数设置[J]. 电力系统保护与控制,2017,45(16):16-23.
LI Yaojia, WANG Juanjuan, LI Zilin, et al. VDCOL parameters setting influenced by reactive power characteristics of HVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(16):16-23.
- [8] 张一弛. 可控电容换相直流输电建模仿真及控制策略研究[D]. 北京:中国电力科学研究院,2014.
ZHANG Yichi. Research on the modeling, simulation and control strategy of CSCC-HVDC systems[D]. Beijing: China Electric Power Research Institute, 2014.
- [9] 任震,何畅炜,高明振. HVDC 系统电容换相换流器特性分析(I):机理与特性[J]. 中国电机工程学报,1999,19(3):56-59.
REN Zhen, HE Changwei, GAO Minzhen. Characteristic analysis of capacitor commutated converter in HVDC system (I): Mechanism characteristic[J]. Proceeding of the CSEE, 1999, 19(3): 56-59.
- [10] 刘耀,谢晨曦,李新年,等. 电容换相换流器(CCC)直流输电系统故障特性及恢复策略[J]. 电力建设,2014,35(8):38-42.
LIU Yao, XIE Chenxi, LI Xinnian, et al. Fault characteristics and recovery strategy of capacitor commutated converter (CCC) HVDC transmission system[J]. Electric Power Construction, 2014, 35(8): 38-42.
- [11] 刘晓霞,文俊,李亚男,等. 电容换相换流器串联电容补偿度优化研究[J]. 电网技术,2015,39(5):1268-1274.
LIU Xiaoxia, WEN Jun, LI Yanan, et al. Optimization of series capacitor compensation degree of capacitor commutated converter[J]. Power System Technology, 2015, 39(5): 1268-1274.
- [12] MEISINGSET M. Application of capacitor commutated converters in multi-infeed HVDC-schemes[D]. Manitoba, Canada: University of Manitoba, 2000.
- [13] MEISINGSET M, GOLE A M. A comparison of conventional and capacitor commutated converters based on steady-state and dynamic considerations[C]//Seventh International Conference on AC and DC Power Transmission, London, UK, 2001: 49-54.
- [14] YANG F, CHANG Y. Study on capacitor commutated converter applied in HVDC projects[C]//IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL, 2007: 1-5.
- [15] 李猛,夏成军,杜兆斌. 混合直流双桥换相失败机理及抑制措施研究[J]. 电力工程技术,2017,36(1):47-53.
LI Meng, XIA Chengjun, DU Zhaobin. Research on the mechanism and suppression method of double bridge discontinuous commutation failure in hybrid HVDC[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017,36(1):47-53.
- [16] 翟海保,李兆伟,黄慧,等. 特高压直流分层接入电网的落点选择研究[J]. 电力工程技术,2018,37(1):65-71.
ZHAI Haibao, LI Zhaowei, HUANG Hui, et al. Terminal location selection study for UHVDC hierarchical connection to power grid[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(1):47-53.
- [17] 刘济豪,郭春义,刘文静,等. 基于改进换相面积的直流输电换相失败判别方法[J]. 华北电力大学学报,2014,41(1):15-21.
LIU Jihao, GUO Chunyi, LIU Wenjing, et al. Commutation

- failure detective method based on improved commutation area in HVDC [J]. Journal of North China Electric Power University, 2014, 41(1): 15-21.
- [18] 赵成勇, 蒋碧松, 郭春义, 等. 一种基于反并联晶闸管全桥子模块的新型电容换相换流器[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(4):1167-1176.
ZHAO Chengyong, JIANG Bisong, GUO Chunyi, et al. An enhanced capacitor commutated converters based on an anti-parallel thyristor full bridge submodule[J]. Proceeding of the CSEE, 2017, 37(4): 1167-1176.
- [19] KIM CHAN-KI. 高压直流输电-功率变换在电力系统中的应用[M]. 徐政, 译. 北京:机械工业出版社, 2014:130-131.
KIM CHAN-KI. HVDC transmission: power conversion application in power systems[M]. XU Zheng, translated. Beijing: Machinery Industry Press, 2014: 130-131.
- [20] 管永高, 张诗滔, 许文超. 特高压直流分层接入方式下层间交互影响研究[J]. 电力工程技术, 2017, 36(2):32-37.
GUAN Yonggao, ZHANG Shitao, XU Wenchao. Study on hierarchical interaction of UHVDC hierarchical connection mode [J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(2): 32-37.
- [21] 黄方能, 周磊, 马骞, 等. 异步联网格局下广东电网规划网架适应性综合评估[J]. 广东电力, 2018, 31(9):45-53.
HUANG Fangneng, ZHOU Lei, MA Sai, et al. Comprehensive evaluation of the adaptability of Guangdong power grid planning grid under the asynchronous network[J]. Guangdong Electric Power, 2018, 31(9):45-53.
- [22] 姜梦, 熊浩清, 邓晓璐, 等. 特高压直流系统异常运行下的功率特性研究[J]. 智慧电力, 2018, 46(5):58-64.
JIANG Meng, XIONG Haoqing, DENG Xiaolu, et al. Study on power characteristics of UHVDC under abnormal operation [J]. Smart Power, 2018, 46(5):58-64.
- [23] 陈程, 汪炜将, 王佳, 等. 多馈入交直流系统有效短路比的影响因素分析[J]. 陕西电力, 2017, 45(6):36-40.
CHEN Cheng, WANG Weijiang, WANG Jia, et al. Influencing factors analysis upon effective short-circuit ratio of multi-Feed AC/DC system [J]. Shaanxi Electric Power, 2017, 45(6): 36-40.

作者简介:



陈中

陈中(1975),男,博士,研究员,研究方向为电力系统稳定与控制,高压直流输电(E-mail:zhongchen@seu.edu.cn);

朱政光(1995),男,硕士在读,研究方向为高压直流输电;

周涛(1991),男,博士在读,研究方向为多端柔性直流输电。

Transmission characteristics of CSCC-HVDC based on commutation area

CHEN Zhong, ZHU Zhengguang, ZHOU Tao

(School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: DC access capability of the receiving power grid is one of the key issues in the planning and operation of the HVDC transmission system. Starting from the influence of the controllable capacitor commutating converter connected to the weak AC receiving power grid on the commutation failure, based on the analysis of the basic principle and topology of the controllable capacitor commutating converter, a steady-state mathematical model of the controllable capacitor commutating converter is established. In order to get closer to engineering practice and improve control precision, the response characteristics of the DC control system are considered, and the response control strategy of the controllable capacitor commutated converter with the commutation voltage time area as the control target is studied. For the commutation failure caused by short circuit fault, a fault recovery strategy using a MOV-parallel gap combination protection device is proposed to shorten the fault recovery time of the capacitive commutated converter during the fault. Finally, based on the PSCAD/EMTDC platform, the simulation verification and comparison with other schemes prove that the above control strategy is effective in reducing the risk of commutation failure and fault recovery of weak receiving end network.

Keywords: capacitor commutated converter; controlled series capacitor; commutation area; fault recovery

(编辑 方晶)