

基于直流电流动态上升的高压直流输电系统换相失败分析

苏常胜^{1,2}, 尹纯亚¹, 李凤婷¹

(1. 新疆大学 电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830046; 2. 国网新疆电力有限公司, 新疆 乌鲁木齐 830036)

摘要:针对现有换相失败分析方法未考虑交流系统故障后直流电流动态上升对关断角影响的问题,在分析直流电流变化对关断角影响的基础上,首先推导了对称故障下未考虑直流电流变化以及考虑直流电流瞬时变化的换相失败分析方法。分析结果表明,当逆变侧换流母线电压跌落在一定区间内,以上2种方法会导致换相失败判别结果不准确。为此考虑交流系统故障后直流线路和直流控制的动态过程,推导了直流电流的时域表达式,通过求解直流电流最大值,提出了一种考虑直流电流动态上升的换相失败分析方法。最后基于PSCAD/EMTDC仿真平台验证了所提方法的有效性以及对高压直流输电系统换相失败判别结果的正确性。

关键词:高压直流输电系统;换相失败;直流电流;关断角;判别方法

中图分类号:TM721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202209025

0 引言

与交流输电相比,高压直流输电在长距离、大容量输电上有无可比拟的优势^[1],对促进能源跨区传递、解决我国东西部能源与负荷逆向分布的问题具有重要意义^[2]。随着特高压直流输电工程的逐步投运,高压直流输电的电压等级与传输容量也不断得到提升,交直流系统间的耦合关系日趋紧密^[3]。换相失败是高压直流输电系统中最常见的故障,换相失败期间直流电流、直流电压、直流功率的剧烈波动将对交流系统的电压、频率造成冲击^[4-5],严重威胁交直流混联系统的安全稳定运行。换相失败的准确判别可为换相失败预防措施、交直流混联系统风险评估提供理论依据。

关断角过低是引发换相失败的最根本原因。文献[6-7]定量分析了谐波对换相失败的影响并提出了考虑谐波影响的换相失败分析方法;文献[8-9]基于电压-时间面积法则,提出了一种计算关断角的数学模型,揭示了逆变侧换流母线电压降低与直流电流增大引发换相失败的机理;基于文献[8],文献[10-14]提出了不同的多馈入直流系统同时换相失败的评价指标与判别方法,但其重点是分析不同逆变站间的电压交互影响,并未提及交流系统故障后直流电流变化对关断角的影响。为此,文献[15]计及故障发生时刻,提出了一种考虑直流电流变化的换相失败分析方法。在此基础上,文献[16]考虑交

流电压下降速度,通过分析逆变侧交流电压与直流电流的内在联系,得到了直流电流与交流电压解耦的换相失败分析方法。但该方法只建立了三相短路故障下的关断角模型,不对称故障下的关断角模型并未提及。文献[15-16]虽然都考虑了直流电流变化对关断角的影响,但都是建立在稳态方程与准稳态方程的基础上,且认为交流系统故障后直流电流是瞬间变化的,未考虑直流输电线路动态储能元件(电感、电容)对直流电流的阻碍作用与直流控制对直流电流的调制作用。文献[17-19]分别提出直流电流变化量预测方法及考虑动态储能元件的电流预测算法,但所提方法更适用于在线实时计算,且未考虑直流控制对直流电流的影响。

本文首先基于关断角表达式,分析直流电流对关断角的影响,分别推导建立了未考虑直流电流变化与考虑直流电流瞬时变化的换相失败分析方法,并分析其适用范围与局限性;其次考虑交流系统故障后直流线路和直流控制的动态过程,对直流电流进行求解,提出一种考虑直流电流动态上升的换相失败分析方法;最后基于PSCAD/EMTDC仿真平台搭建模型进行仿真验证,验证了所提方法的有效性。

1 换相失败影响因素分析

当两相换流阀完成换相后,预关断的换流阀需要承受一定时间的反向电压才能恢复阻断能力。若换流阀未恢复阻断能力且由于故障导致其两侧电压转为正向,则预关断的换流阀又会重新导通,该过程被称为换相失败^[20]。

逆变器关断角过小是换相失败的根本原因,对称运行时的关断角 γ 可表示为^[20]:

$$\gamma = \arccos \left(\frac{\sqrt{2} I_{d1} X_{cl}}{T_1 U_{L1}} + \cos \beta \right) \quad (1)$$

收稿日期:2022-01-17;修回日期:2022-05-08

在线出版日期:2022-10-10

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51877185);新疆维吾尔自治区青年科学基金资助项目(2022D01C85)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51877185) and the Youth Science Foundation of Xinjiang Uygur Autonomous Region(2022D01C85)

式中: I_{dl} 为逆变侧直流电流; X_{Cl} 为逆变侧换相电抗; T_1 为逆变侧换流变压器变比; U_{Ll} 为逆变侧换流母线电压; β 为逆变器触发超前角。 X_{Cl} 可表示为^[20]:

$$X_{Cl} = \frac{X_{Cl,pu} T_1 U_{LIN}}{\sqrt{2} I_{dN}} \quad (2)$$

式中: U_{LIN} 为逆变侧换流母线电压额定值; I_{dN} 为额定直流电流; 下标 pu 表示对应变量的标么值, 后同。将式(2)代入式(1)可得:

$$\gamma = \arccos \left(\frac{I_{dl,pu}}{U_{Ll,pu}} X_{Cl,pu} + \cos \beta \right) \quad (3)$$

由式(3)可以看出, 直流电流与换流母线电压是影响关断角大小的主要因素。

高压直流输电线路的等效电路如图1所示。图中: U_{dR} 、 U_{dl} 分别为整流侧、逆变侧直流电压; L_R 、 L_l 分别为整流侧、逆变侧平波电抗器与线路的等值电感; R_d 为线路等值电阻; C 为线路等值对地电容。

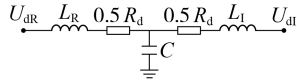


图1 高压直流输电线路等值电路

Fig.1 Equivalent circuit of HVDC transmission line

U_{dl} 与 U_{Ll} 存在如下关系:

$$U_{dl} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_1 U_{Ll} \cos \gamma - \frac{3}{\pi} NX_{Cl} I_{dl} \quad (4)$$

式中: N 为逆变侧6脉动换流器个数。由式(4)可得 U_{Ll} 降低会引起 U_{dl} 降低; 由图1可得 U_{dl} 降低会引起 I_{dl} 增大, 进一步降低关断角, 增大换相失败的风险。

2 考虑直流电流瞬时变化下换相失败分析方法

忽略直流输电线路上的等值电感与等值电容, I_d 与 U_{dR} 、 U_{dl} 的关系为^[16]:

$$\begin{cases} I_d = I_{dR} = I_{dl} = \frac{U_{dR} - U_{dl}}{R_d} \\ U_{dR} = U_{dR0} \cos \alpha - \frac{3}{\pi} NX_{CR} I_d \\ U_{dl} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_1 U_{Ll} \cos \gamma - \frac{3}{\pi} NX_{Cl} I_d \end{cases} \quad (5)$$

式中: U_{dR0} 为整流侧空载直流电压; α 为整流器触发角; X_{CR} 为整流侧换相电抗; I_{dR} 为整流侧直流电流。由式(5)可得直流电流 I_d 为:

$$I_d = \frac{U_{dR0} \cos \alpha - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_1 U_{Ll} \cos \gamma}{R_d + \frac{3}{\pi} NX_{CR} - \frac{3}{\pi} NX_{Cl}} \quad (6)$$

将式(6)代入式(1)可得关断角表达式为:

$$\gamma = \arccos \left(\frac{K_1}{U_{Ll,pu}} + K_2 \right) \quad (7)$$

$$\begin{cases} K_1 = \frac{\sqrt{2} U_{dR0} X_{Cl}}{\left(R_d + \frac{3}{\pi} NX_{CR} + \frac{3}{\pi} NX_{Cl} \right) T_1 U_{LIN}} \cos \alpha \\ K_2 = \frac{R_d + \frac{3}{\pi} NX_{CR} - \frac{3}{\pi} NX_{Cl}}{R_d + \frac{3}{\pi} NX_{CR} + \frac{3}{\pi} NX_{Cl}} \cos \beta \end{cases} \quad (8)$$

基于附录A表A1所示的CIGRE HVDC模型参数, 根据式(8)计算得到 K_1 和 K_2 分别为0.889 1与0.077。定义方法1为未考虑直流电流变化的换相失败分析方法, 推导过程及关断角表达式见附录A式(A1)、(A2); 定义方法2为考虑直流电流瞬时变化的换相失败分析方法, 关断角表达式见式(7)、(8)。

根据方法1、2关断角表达式, 当 $\beta = 40^\circ$ 、 $X_{Cl,pu}$ 为0.18 p.u. 时, 关断角与逆变侧换流母线电压跌落 $\Delta U_{Ll,pu}$ ($\Delta U_{Ll,pu} = 1 - U_{Ll,pu}$) 的关系如图2所示。图中 $\Delta U_{Ll,pu}$ 的最大值 $\Delta U_{Ll,pumax}$ 和最小值 $\Delta U_{Ll,pumin}$ 表达式如式(9)所示。

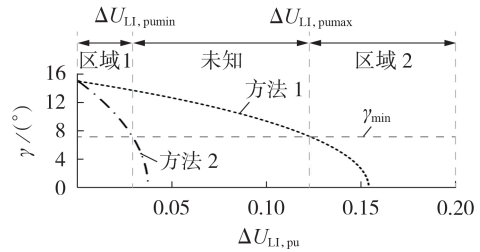


图2 γ 与 $\Delta U_{Ll,pu}$ 关系

Fig.2 Relationship between γ and $\Delta U_{Ll,pu}$

$$\begin{cases} \Delta U_{Ll,pumax} = 1 - \frac{X_{Cl,pu}}{\cos \gamma_{min} - \cos \beta} \\ \Delta U_{Ll,pumin} = 1 - \frac{K_1}{\cos \gamma_{min} - K_2} \end{cases} \quad (9)$$

式中: γ_{min} 为最小关断角。

由于方法1为未考虑直流电流变化的换相失败分析方法, 其换相失败判别结果会偏“乐观”, 即当换流母线电压跌落值 $\Delta U_{Ll,pu} > \Delta U_{Ll,pumax}$ 时(如图2中区域2所示), 逆变器一定会发生换相失败。方法2为考虑直流电流瞬时变化的换相失败分析方法, 实际运行中系统直流电流不会瞬间上升, 在一定程度上“夸大”了直流电流对关断角的影响, 因此方法2的换相失败判别结果会偏“保守”, 即当换流母线电压跌落值 $\Delta U_{Ll,pu} < \Delta U_{Ll,pumin}$ 时(如图2中区域1所示), 逆变器一定不会发生换相失败。但当 $\Delta U_{Ll,pumin} \leq \Delta U_{Ll,pu} \leq \Delta U_{Ll,pumax}$ 时(如图2中的未知区域所示), 无法准确判断逆变器是否发生换相失败。因此, 未考虑直流电流变化与考虑直流电流瞬时变化的换相失败判别方法均具有局限性, 交流故障所引起直流电流动态上升对换相失败的影响不容忽视。

3 考虑直流电流动态上升的换相失败分析方法

根据图1所示的高压直流输电线路等值电路,对其进行拉式变换,其拉式电路如图3所示。图中: $u(0_-)$ 、 $i(0_-)$ 分别为故障前的直流电压、电流; I_c 为电容支路电流。

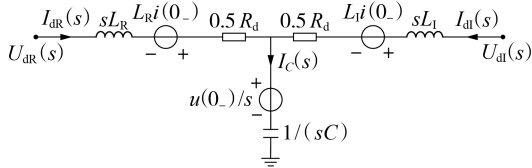


图3 高压直流输电线路拉式电路

Fig.3 Laplacian circuit diagram of HVDC transmission line

根据图3,可列写基尔霍夫电压方程:

$$\begin{cases} U_{dr}(s) = (sL_R + 0.5R_d)I_{dr}(s) - L_R i(0_-) + u(0_-)/s + I_c(s)/(sC) \\ I_{dr}(s) = I_c(s) + I_{dl}(s) \\ u(0_-)/s + I_c(s)/(sC) = (sL_L + 0.5R_d)I_{dl}(s) - L_L i(0_-) + U_{dl}(s) \end{cases} \quad (10)$$

整流侧通常采用定电流控制,通过比较直流电流指令值 $I_{dref,pu}$ 与实际电流值的偏差作为比例积分控制器的输入,从而实现对整流器触发角 α 的控制。控制器的传递函数可表示为:

$$\alpha(s) = \frac{15}{s} - \frac{180K_p}{\pi} \left(\frac{1}{sT_i} + 1 \right) \left(\frac{I_{dref,pu}}{s} - \frac{I_{dr}(s)}{I_{dN}} \right) \quad (11)$$

式中: K_p 为比例系数; T_i 为积分时间常数。

根据式(5)可以看出,整流侧直流电压与触发角之间的关系为非线性。为了方便分析,对触发角的余弦函数进行线性化处理,其处理结果如图4所示。图中: y 为函数因变量。

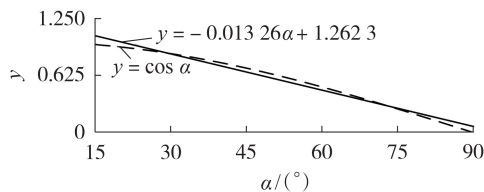


图4 余弦函数线性化拟合结果

Fig.4 Linear fitting results of cosine function

根据图4所示的线性化结果,整流侧直流电压与触发角的关系可表示为:

$$U_{dr}(s) = U_{dr0}(-0.013 26\alpha(s) + 1.262 3/s) - d_R I_{dr}(s) \quad (12)$$

式中: $d_R = 3NX_{CR}/\pi$ 。通常正常运行时的关断角 γ_0 约为 15° ,最小关断角约为 7.2° ,两者余弦值相差很小,逆变侧直流电压可表示为:

$$U_{dl}(s) = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 NT_1 U_{LI}(s) - d_L I_{dl}(s) \quad (13)$$

式中: $d_L = 3NX_{CL}/\pi$ 。根据式(10)~(12),直流电流可计算为:

$$I_{dl}(s) = \left\{ \frac{u(0_-)}{s} + \left\{ -U_{dr0m} \left[\frac{15}{s} - \frac{180}{s\pi} K_p I_{dref,pu} \left(\frac{1}{sT_i} + 1 \right) \right] + \frac{U_{dr0m}}{s} + L_R i(0_-) - \frac{u(0_-)}{s} \right\} \frac{1}{s\omega C} + L_L i(0_-) - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 \times NT_1 U_{LI}(s) \right\} / \left[0.5R_d + sL_1 + \frac{1}{sC} - d_L - \left(\frac{1}{sC} \right)^2 / \omega \right] \quad (14)$$

$$\begin{cases} \lambda = \frac{U_{dr0m} K_p}{I_{dN}} \left(\frac{1}{sT_i} + 1 \right) \\ \omega = sL_R + 0.5R_d + \frac{1}{sC} + \lambda + d_R \\ U_{dr0m} = 0.012 36 U_{dr0} \\ U_{LI}(s) = \frac{(1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN}}{s} \end{cases} \quad (15)$$

在CIGRE HVDC模型中,直流电流指令值是由低压限流控制器决定,可表示为:

$$I_{dref,pu} = \begin{cases} 1 & U_{dl,pu} > 0.9 \text{ p.u.} \\ 0.9 U_{dl,pu} + 0.19 & 0.4 \text{ p.u.} < U_{dl,pu} \leq 0.9 \text{ p.u.} \\ 0.55 & U_{dl,pu} \leq 0.4 \text{ p.u.} \end{cases} \quad (16)$$

$$U_{dl,pu} = \frac{\frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 NT_1 U_{LIN} (1 - \Delta U_{LI,pu})}{U_{dIN}} - \frac{d_L I_{dl}}{U_{dIN}} \quad (17)$$

根据式(15)~(17)可得直流电流表达式为:

$$I_{dl}(s) = \frac{K_{11}s^4 + K_{12}s^3 + K_{13}s^2 + K_{14}s + K_{15}}{K_{21}s^5 + K_{22}s^4 + K_{23}s^3 + K_{24}s^2 + K_{25}s} \quad (18)$$

式中: K_{11} — K_{15} 、 K_{21} — K_{25} 的表达式见附录A式(A3)。

通过对式(18)进行拉式反变换就可以得到直流电流的时域表达式。将附录A表A1所示CIGRE HVDC模型参数代入式(18)中,并对式(18)进行拉式反变换可得:

$$I_{dl}(t) = K_{1d} - K_{2d} e^{-79.878t} \cos(93.283 2t + K_{3d}) \quad (19)$$

$$\begin{cases} K_{1d} = (43 973.865 6 - 40 747.531 2 \Delta U_{LI,pu}) / 20 536 \\ K_{2d} = 2 \sqrt{\kappa^2 + \chi^2} / (-264.330 1) \\ K_{3d} = \arctan(\chi / \kappa) \\ \chi = 86.820 2 + 317.925 0 \Delta U_{LI,pu} \\ \kappa = 17.837 6 - 586.462 4 \Delta U_{LI,pu} \end{cases} \quad (20)$$

对式(19)进行求导可得:

$$\frac{dI_{dl}(t)}{dt} = K_{2d} e^{-79.878t} [79.878 \cos(93.283 2t + K_{3d}) + 93.283 2 \sin(93.283 2t + K_{3d})] \quad (21)$$

令式(21)等于0可得直流电流达到最大值时刻为:

$$t_{\max} = \frac{-K_{3d} - 0.7081}{93.2832} + k\pi \quad (22)$$

式中: k 为非负整数。根据式(19)与式(22)可得直流电流最大值为:

$$I_{d\max} = K_{1d} - 0.7596K_{2d}e^{0.8123K_{3d} + 0.5755} \quad (23)$$

由式(23)可得考虑直流电流动态变化的关断角表达式为:

$$\begin{cases} \gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}X_{Cl}}{T_1U_{LIN}} \frac{I_{d\max}}{1 - \Delta U_{LI,pu}} + \cos\beta\right) \\ I_{d\max} = K_{1d} - 0.7596K_{2d}e^{0.8123K_{3d} + 0.5755} \end{cases} \quad (24)$$

当逆变侧交流系统发生三相短路故障时,基于CIGRE HVDC模型参数,根据式(24)的换相失败分析方法,三相短路故障下的关断角与电压跌落的关系如图5所示。根据式(24)与图5可得三相短路故障下发生换相失败的条件为: $\Delta U_{LI,pu} > 0.083$ p.u.。

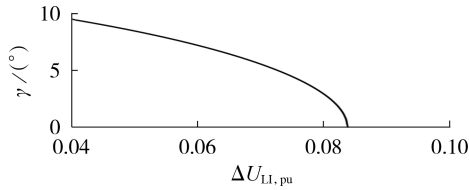


图5 三相短路故障下的 γ 与 $\Delta U_{LI,pu}$ 关系

Fig.5 Relationship between γ and $\Delta U_{LI,pu}$ under three-phase short circuit fault

4 算例分析

4.1 仿真验证

基于CIGRE HVDC模型参数,在三相短路故障下,应用方法1得到的换相失败临界电压跌落值为0.156 p.u.,应用方法2得到的换相失败临界电压跌落值为0.0466 p.u.。

基于PSCAD/EMTDC仿真平台,搭建CIGRE HVDC模型,在逆变侧设置不同电压跌落程度的故障,换相失败对比结果如附录A表A2所示。由表可知:对于三相短路故障,当电压跌落分别为0.03、0.05、0.07、0.08、0.083 p.u.时,系统都未发生换相失败,与本文所提方法判别结果一致;但当电压跌落为0.05、0.07、0.08、0.083 p.u.时,方法1会给出系统发生换相失败的判别结果,与实际结果相悖;当电压跌落分别为0.085、0.087 p.u.时,系统未发生换相失败,但本文所提方法及方法1都会给出系统发生换相失败的判别结果,与实际系统不符;当电压跌落在[0.089, 0.14] p.u.时,本文所提方法及方法1的判别结果与实际系统相一致。综上可以得出:当电压跌落大于0.156 p.u.或小于0.0466 p.u.时,所有判别方法都能给出正确的判别结果;但当电压跌落大于等于0.0466 p.u.且小于等于0.156 p.u.时,方法1与方法2都无法给出准确的判别结果。而本文所提方法

在临界电压跌落值(0.083 p.u.)附近一个小范围内会对换相失败判别结果产生误差(误差较小),这是因为本文所提方法未考虑交流系统故障后的谐波变化以及线性化误差带来的影响。以上分析表明本文所提方法对换相失败判别结果更加准确。

设置逆变侧换流母线在1.3 s发生三相短路故障,故障持续时间为0.05 s,逆变侧换流母线不同跌落程度下的关断角、直流电流、直流电压仿真结果如图6所示,换流阀电流仿真结果如附录A图A1—A3所示。由图6可知:当 $\Delta U_{LI,pu} = 0.05$ p.u.(小于0.083 p.u.)时,逆变器未发生换相失败;当 $\Delta U_{LI,pu} = 0.12$ 、0.14 p.u.(大于0.083 p.u.)时,直流电压短时降低至0。由图A1—A3可知:故障后有4个阀电流同时为0的情况,逆变器发生了换相失败,验证了本文所提方法的有效性与正确性。而对于图2中的方法1(未考虑直流电流变化)与方法2(考虑直流电流瞬时变化),当 $\Delta U_{LI,pu} = 0.05$ p.u.时,方法1判别系统发生换相失败,当 $\Delta U_{LI,pu} = 0.14$ p.u.时,方法2判别系统不会发生换相失败。

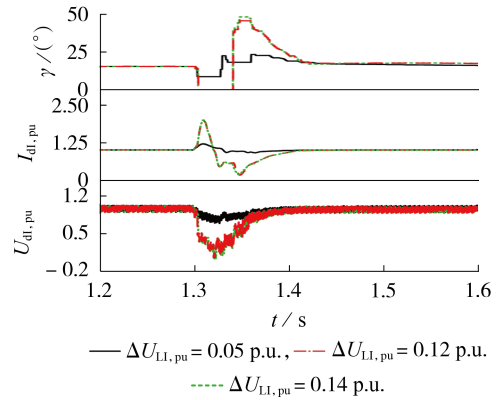


图6 不同 $\Delta U_{LI,pu}$ 下 γ 、 $I_{d,pu}$ 与 $U_{d,pu}$ 仿真结果

Fig.6 Simulative results of γ , $I_{d,pu}$ and $U_{d,pu}$ under different values of $\Delta U_{LI,pu}$

4.2 短路比对判别方法结果的影响分析

受端交流系统等效阻抗 X_{eq} 与短路容量 S_C 、换流母线电压额定值 U_{LIN} 有如下关系:

$$X_{eq} = 2\pi f_0 L_{eq} = \frac{U_{LIN}^2}{S_C} \quad (25)$$

式中: L_{eq} 为交流系统等值电感; f_0 为交流系统频率。短路容量 S_C 与短路比 S_{CR} 存在如下关系:

$$S_{CR} = \frac{S_C}{P_{dN}} \quad (26)$$

式中: P_{dN} 为直流电流额定值。由式(25)、(26)可得:

$$L_{eq} = \frac{U_{LIN}^2}{2\pi f_0 S_{CR} P_{dN}} \quad (27)$$

根据式(25)与式(27)可知: X_{eq} 可用 S_{CR} 衡量,且不同 X_{eq} 可体现为 L_{eq} 的不同; S_{CR} 越大, L_{eq} 越小,电压跌落越小。由文献[16]研究结果可知:短路阻抗越

小,换流母线电压跌落速度越快。故随着 S_{CR} 的增大,交流系统等值阻抗减小,为使换流母线电压降低到换相失败临界值,就需要更小的故障阻抗,此时电压跌落速度更快,由式(13)可知 U_{di} 变化更快,直流电流上升速度将更快地达到峰值,更易引起逆变器的换相失败,使得临界换相失败电压跌落值 $\Delta U_{Li,pu}$ 更小。而本文所提方法重点考虑了直流侧参数及控制器响应对换相判别的影响,因此本文所提方法的换相失败判别结果在不同 S_{CR} 下会存在误差。

不同 S_{CR} 下换相失败仿真对比结果如表1所示。由表可知:随着 S_{CR} 的增大,本文所提方法所得判别结果与系统实际运行情况的误差增大,当 $S_{CR}=15$ 时本文所提方法所存在的误差仅为3.4%,这表明本文所提方法可适用于不同 S_{CR} 的系统。

表1 不同 S_{CR} 下的换相失败仿真结果对比

Table 1 Comparison of simulative results of commutation failure with different values of S_{CR}

S_{CR}	仿真结果临界值	误差 / %	S_{CR}	仿真结果临界值	误差 / %
3	0.882	1.0	6	0.919	3.0
4	0.907	1.8	10	0.921	3.3
5	0.912	2.3	15	0.922	3.4

5 结论

本文首先分析了换相失败的影响因素,并建立了不考虑直流电流变化与直流电流瞬时变化的换相失败分析方法,并揭示了分析方法的局限性,考虑直流输电线路动态储能元件与直流控制系统,提出了一种考虑直流电流动态上升的换相失败分析方法,最后通过仿真结果验证了本文所提换相失败分析方法的正确性与有效性。所得结论如下:

1)直流电流增大与逆变侧换流母线电压降低是影响换相失败的主要因素,逆变侧交流系统故障后引起的直流电流增大对关断角的影响不可忽视;

2)当逆变侧换流母线电压跌落值处在一定区间内时,未考虑直流电流上升与考虑直流电流瞬时上升的换相失败分析方法可能存在误判;

3)所提直流电流计算方法可有效表征逆变侧交流系统故障后的直流电流上升趋势,提出的考虑直流电流动态上升的换相失败可有效对换相失败进行判别,弥补了现有换相失败分析方法的不足。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 郑超,马世英,申旭辉,等.强直弱交的定义、内涵与形式及其应对措施[J].电网技术,2017,41(8):2491-2498.
ZHENG Chao, MA Shiyang, SHEN Xuhui, et al. Definition, connotation and form of strong HVDC and weak AC and countermeasures for stable operation of hybrid power grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(8): 2491-2498.
- [2] 朱丽萍,刘文颖,邵冲,等.基于调相机与SVC协调的抑制高压

直流送端风机脱网的控制策略[J].电力自动化设备,2021,41(6):107-115.

ZHU Liping, LIU Wenying, SHAO Chong, et al. Control strategy of suppressing wind turbine tripping based on coordination between synchronous condenser and SVC in sending-end network of HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(6): 107-115.

- [3] DONG Xinzhou, GUAN Eryong, LIU Ming, et al. Simulation and analysis of cascading faults in hybrid AC/DC power grids[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2020, 115: 1-12.

- [4] 刘对,李晓华,蔡泽祥,等.换相电压负序分量对LCC-HVDC输电系统换相的影响分析及其抑制策略[J].电力自动化设备,2022,42(3):45-52.

LIU Dui, LI Xiaohua, CAI Zexiang, et al. Influence analysis of negative sequence components of commutation voltage on commutation of LCC-HVDC transmission system and its suppression strategy[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(3): 45-52.

- [5] 尹纯亚,李凤婷,陈伟伟,等.单极闭锁引起直流健全极换相失败分析[J].电力自动化设备,2019,39(11):114-119,132.

YIN Chunya, LI Fengting, CHEN Weiwei, et al. Commutation failure risk analysis of sound pole caused by DC monopole blocking[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11): 114-119, 132.

- [6] 王玲,文俊,李亚男,等.谐波对多馈入直流输电系统换相失败的影响[J].电工技术学报,2017,32(3):27-34.

WANG Ling, WEN Jun, LI Yanan, et al. The harmonic effects on commutation failure of multi-infeed direct current transmission systems[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(3): 27-34.

- [7] 王峰,刘天琪,周胜军,等.谐波对HVDC系统换相失败的影响机理及定量分析方法[J].中国电机工程学报,2015,35(19):4888-4894.

WANG Feng, LIU Tianqi, ZHOU Shengjun, et al. Mechanism and quantitative analysis method for HVDC commutation failure resulting from harmonics[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(19): 4888-4894.

- [8] THIO C V, DAVIES J B, KENT K L. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2): 946-957.

- [9] 王增平,刘席洋,郑博文,等.基于电压波形拟合的换相失败快速预测与抑制措施[J].电工技术学报,2020,35(7):1454-1463.

WANG Zengping, LIU Xiyang, ZHENG Bowen, et al. The research on fast prediction and suppression measures of commutation failure based on voltage waveform fitting[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(7): 1454-1463.

- [10] RAHIMI E, GOLE A M, DAVIES J B, et al. Commutation failure analysis in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1): 378-384.

- [11] 邵瑶,汤涌.采用多馈入交互作用因子判断高压直流系统换相失败的方法[J].中国电机工程学报,2012,32(4):108-114,11.

SHAO Yao, TANG Yong. A commutation failure detection method for HVDC systems based on multi-infeed interaction factors[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(4): 108-114, 11.

- [12] 夏成军,王真,杜兆斌.考虑直流系统控制方式的多馈入交互作用因子实用计算方法[J].电网技术,2017,41(11):3532-3540.

XIA Chengjun, WANG Zhen, DU Zhaobin. Practical calculation method for multi-infeed interaction factor considering HVDC system control modes[J]. Power System Technology,

- 2017,41(11):3532-3540.
- [13] 肖浩,朱佳,李银红,等. 多馈入直流系统换相失败免疫水平快速确定方法研究[J]. 中国电机工程学报,2015,35(11):2711-2717.
XIAO Hao,ZHU Jia,LI Yinhong,et al. Study on rapid determination method of commutation failure immunity levels for multi-infeed HVDC transmission systems[J]. Proceedings of the CSEE,2015,35(11):2711-2717.
- [14] 许汉平,杨伟晨,张东寅,等. 考虑换相失败相互影响的多馈入高压直流系统换相失败判断方法[J]. 电工技术学报,2020,35(8):1776-1786.
XU Hanping,YANG Weichen,ZHANG Dongyin,et al. Commutation failure judgment method for multi-infeed HVDC systems considering the interaction of commutation failures[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(8): 1776-1786.
- [15] 徐敬友,谭海燕,孙海顺,等. 考虑直流电流变化及交流故障发生时时刻影响的HVDC换相失败分析方法[J]. 电网技术,2015,39(5):1261-1267.
XU Jingyou,TAN Haiyan,SUN Haishun,et al. Research on method to analyze commutation failure in HVDC power transmission system considering the impact of DC current variation and occurrence moment of AC fault[J]. Power System Technology,2015,39(5):1261-1267.
- [16] 王峰,刘天琪,李兴源,等. 考虑直流电流上升及交流电压下降速度的换相失败分析[J]. 电力系统自动化,2016,40(22):111-117.
WANG Feng,LIU Tianqi,LI Xingyuan,et al. Commutation failure analysis considering DC current rise and AC voltage drop speed[J]. Automation of Electric Power Systems,2016,40(22):111-117.
- [17] 周博昊,李凤婷,尹纯亚,等. 基于直流电流有限时域预测算法的换相失败预防策略[J]. 电力系统自动化,2020,44(6):178-185.
ZHOU Bohao,LI Fengting,YIN Chunya,et al. Preventive strategy for mitigation of commutation failure based on finite time domain prediction algorithm of DC current[J]. Automation of Electric Power Systems,2020,44(6):178-185.
- [18] 周博昊,李凤婷,宋新甫,等. 基于直流电流变化量的换相失败预测判别与控制系统优化[J]. 电网技术,2019,43(10):3497-3504.
ZHOU Bohao,LI Fengting,SONG Xinfu,et al. Commutation failure prediction and control system optimization based on DC current variation[J]. Power System Technology,2019,43(10):3497-3504.
- [19] 王峰,刘天琪,由新红,等. 基于暂态直流电流预测的换相失败临界电压瞬时值判据[J]. 高电压技术,2021,47(1):129-137.
WANG Feng,LIU Tianqi,YOU Xinhong,et al. Critical instantaneous voltage of commutation failure based on transient current prediction[J]. High Voltage Engineering,2021,47(1):129-137.
- [20] 马明哈,贺鹏康,李永刚,等. 高压直流输电换相失败对带静偏心故障调相机的影响[J]. 电力自动化设备,2021,41(8):189-193,200.
MA Minghan,HE Pengkang,LI Yonggang,et al. Influence of commutation failure of HVDC transmission on synchronous condenser with static eccentric failure[J]. Electric Power Automation Equipment,2021,41(8):189-193,200.

作者简介:



苏常胜

苏常胜(1986—),男,高级工程师,博士研究生,主要研究方向为电力系统稳定控制(E-mail:314121851@qq.com);

尹纯亚(1994—),男,副教授,博士,通信作者,主要研究方向为交直流混联电网运行与控制(E-mail:xjdxycy@xju.edu.cn);

李凤婷(1965—),女,教授,博士,主要研究方向为电力系统规划运行、稳定性、继电保护(E-mail:xjlf2009@sina.com)。

(编辑 王欣竹)

Commutation failure analysis in HVDC transmission system based on DC current dynamic rise

SU Changsheng^{1,2}, YIN Chunya¹, LI Fengting¹

(1. School of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830046, China;

2. State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd., Urumqi 830036, China)

Abstract: Aiming at the problem that the existing commutation failure analysis methods do not consider the impact of the dynamic rise of DC current on the extinction angle after AC system faults, on the basis of analyzing the influence of DC current variation on the extinction angle, a commutation failure analysis method is firstly deduced which considers whether DC current instantaneous rise or not under symmetric fault. The analysis results show that it is possible for the commutation failure results to be misjudged when the voltage of converter bus at inverter side fall within a certain range. Therefore, considering the dynamic process of a DC line and the DC control after AC system fault, the time domain expression of DC current is derived. By solving for the maximum value of DC current, a commutation failure analysis method considering DC current dynamic rise is proposed. Finally, based on PSCAD/EMTDC simulation platform, the validity of the proposed method and its correctness on the commutation failure discrimination results are verified.

Key words: HVDC transmission system; commutation failure; DC current; extinction angle; discrimination method

附录 A

表 A1 CIGRE HVDC 模型参数表

Table A1 Parameters of CIGRE HVDC benchmark model

参数	参数值	参数	参数值
I_{dN}	2 kA	X_{CR}	13.584 2 Ω
U_{dR0}	576.330 4 kV	X_{CI}	13.315 2 Ω
d_R	25.943 1	$X_{CI,pu}$	0.18
d_I	25.430 2	R_d	5 Ω
T_I	0.909 7	L_R	0.596 8 H
α	15 °	L_I	0.596 8 H
U_{LIN}	230 kV	C	26 μF
β	38.069 0 °	γ_{min}	7.2 °
N	2	γ_0	15 °
K_p	1.098 9	T_i	0.010 92
$u(0_-)$	500 kV	$i(0_-)$	2 kA

当交流系统发生对称故障时，过零点偏移角 φ 为 0，根据式（3）可得：

$$\gamma = \arccos \left(\frac{I_{dI,pu}}{U_{LI,pu}} X_{CI,pu} + \cos \beta \right) \quad (A1)$$

当未考虑交流电压变化后的直流电流变化，式（A1）中的 $I_{dI,pu}=1$ p.u.，则

$$\gamma = \arccos \left(\frac{1}{U_{LI,pu}} X_{CI,pu} + \cos \beta \right) \quad (A2)$$

因此，方法 1 的关断角表达式如（A2）所示。

$$\left\{ \begin{aligned} K_{11} &= L_I C L_R i(0_-) \\ K_{12} &= C u(0_-) L_R + 0.5 R_d L_I i(0_-) C + L_I C i(0_-) d_R + L_I C i(0_-) \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN}} - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I C (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} L_R \\ K_{13} &= [C u(0_-) d_R + \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN}} C u(0_-) + L_I C i(0_-) \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN} T_I} - 0.5 R_d \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I C (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} + L_I i(0_-) \\ &\quad - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I C (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} d_R - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I C (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN}} + L_R i(0_-)] + 0.5 R_d C u(0_-) \\ K_{14} &= \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN} T_I} C u(0_-) - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} \\ &\quad - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 N T_I C (1 - \Delta U_{LI,pu}) U_{LIN} \frac{2.2248 U_{dR0} K_p}{\pi I_{dN} T_I} - 0.1854 U_{dR0} + 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p I_{dref,pu}}{\pi} + 1.26231 U_{dR0} \\ K_{15} &= 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p I_{dref,pu}}{\pi T_I}, \quad K_{21} = C L_I L_R \\ K_{22} &= (0.5 C R_{dI} - C d_I) L_R + 0.5 R_d C L_I + C L_I d_R + 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN}} C L_I \\ K_{23} &= L_R + 0.5 R_d (0.5 C R_{dI} - C d_I) + L_I + (0.5 C R_{dI} - C d_I) d_R + 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN} T_I} C L_I + 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN}} (0.5 C R_{dI} - C d_I) \\ K_{24} &= R_d + d_R - d_I + (0.5 C R_{dI} - C d_I) 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN} T_I} + 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN}}, \quad K_{25} = 2.2248 U_{dR0} \frac{K_p}{\pi I_{dN} T_I} \end{aligned} \right. \quad (A3)$$

表 A2 换相失败仿真结果对比
Table A2 Comparison of commutation failure simulative results

电压跌落	本文方法	方法 1	方法 2	仿真结果
0.03	0	0	0	0
0.05	0	1	0	0
0.07	0	1	0	0
0.08	0	1	0	0
0.083	0	1	0	0
0.085	1	1	0	0
0.087	1	1	0	0
0.089	1	1	0	1
0.10	1	1	0	1
0.12	1	1	0	1
0.14	1	1	0	1
0.16	1	1	1	1

注：“1”代表换相失败；“0”代表不发生换相失败。

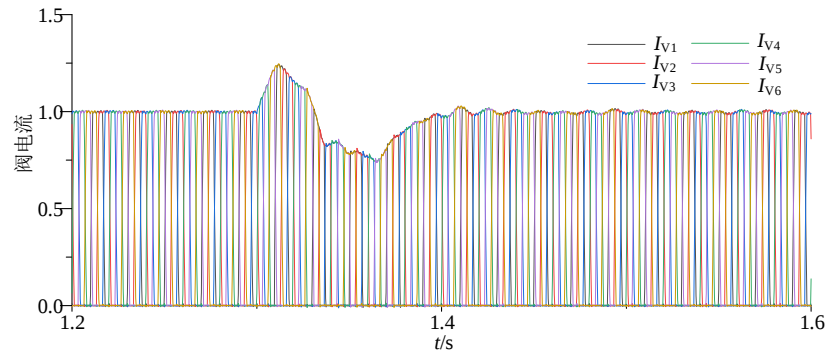


图 A1 三相接地故障下阀电流仿真波形 ($\Delta U_{LI,pu}=0.05$ p.u.)

Fig.A1 Simulative waveform of valve current under three phase grounding fault ($\Delta U_{LI,pu}=0.05$ p.u.)

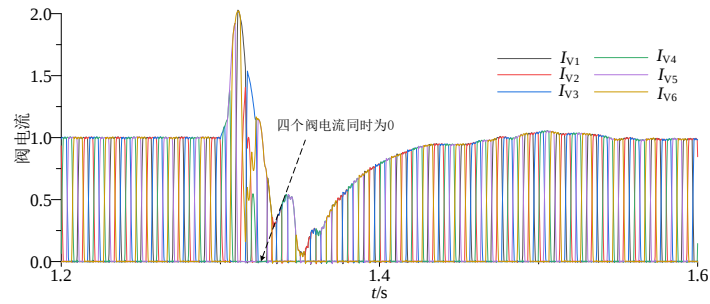


图 A2 三相接地故障下阀电流仿真波形 ($\Delta U_{LI,pu}=0.12$ p.u.)

Fig.A2 Simulative waveform of valve current under three phase grounding fault ($\Delta U_{LI,pu}=0.12$ p.u.)

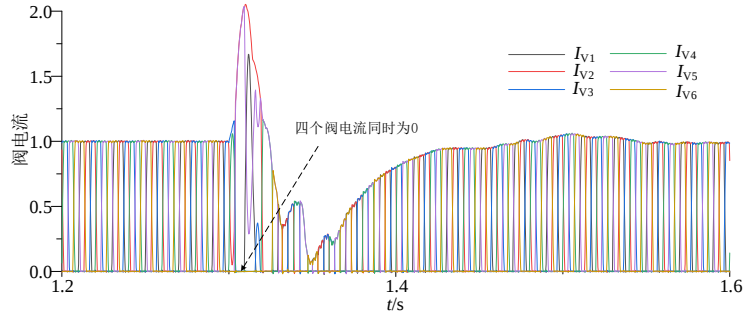


图 A3 三相接地故障下阀电流仿真波形 ($\Delta U_{LI,pu}=0.14$ p.u.)

Fig.A3 Simulative waveform of valve current under three phase grounding fault ($\Delta U_{LI,pu}=0.14$ p.u.)