单极闭锁引起直流健全极换相失败分析

尹纯亚1,李凤婷1,陈伟伟2,张增强2

(1. 新疆大学 电气工程学院,新疆 乌鲁木齐 830047;2. 国网新疆电力公司 经济技术研究院,新疆 乌鲁木齐 830011)

摘要:推导建立了换相失败的数学模型,得出送、受端换流母线电压比值是引起换相失败的主要原因,单极闭 锁后健全极存在换相失败的风险。分析了单极闭锁引起暂态过电压的影响因素,并推导出直流闭锁后的暂 态过电压定量计算解析表达式,提出一种单极闭锁后考虑两侧换流母线电压的换相失败判据,并得出送端、 受端短路容量与换相失败的关系。最后基于DIgSILENT 仿真平台搭建±800 kV 天中直流输电系统仿真模 型,仿真结果验证了暂态过电压计算方法的正确性,同时证明了单极闭锁后健全极存在换相失败的风险。 关键词:高压直流输电;电力传输;换相失败;单极闭锁;暂态过电压;关断角

中图分类号:TM 721.1;TM 46 文献标志码;

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.201910021

0 引言

与交流输电系统相比,特高压直流输电系统在 大容量、远距离输送电能方面具有无可比拟的优势^[15]。换相失败作为直流输电最常见的故障,所造 成的功率缺额与盈余将会对交流系统的安全稳定运 行产生严重影响。因此,研究换相失败机理及影响 因素对电力系统的安全稳定运行具有重要意义。

整流侧直流电流上升与逆变侧交流电压降低是 引起换相失败的主要原因^[6]。文献[7-10]分别研究 了受端电网故障、电压畸变、定关断角控制与定电压 控制对换相失败的影响;文献[11]提出了一种考虑 故障发生位置的换相失败风险评价指标;文献[12] 推导了考虑故障后的直流变化的临界换相电压与关 断角的表达式;文献[13]提出的考虑直流电流上升 的换相失败分析方法能够兼顾逆变侧交流电压降低 及其造成的直流电流上升对换相失败的影响。然而 上述研究都只考虑逆变侧电压变化对换相失败的影 响,并未考虑整流侧电压所引起的直流电流变化对 换相失败的影响。

针对直流闭锁后引发的暂态过电压问题,文献 [14-16]分析了直流闭锁导致直流近区暂态过电压 问题的原理,文献[17-18]针对云广特高压直流实际 工况,分析了甩负荷与直流闭锁故障引起的过电压 问题,但都没有对暂态过电压的定量计算进行研究。

当直流系统双极运行方式下发生单极闭锁后, 闭锁后盈余的无功功率会导致交流电压提高,一般

收稿日期:2019-01-06;修回日期:2019-09-09

基金项目:国网新疆电力公司科技项目(SGXJJY00GHJS180-0065);新疆维吾尔自治区科技支疆项目(2017E0277)

Project supported by the State Grid Xinjiang Electric Power Corporation Science & Technology Project(SGXJJY00GHJS-1800065) and Xinjiang Uygur Autonomous Region Science & Technology Branch Project(2017E0277) 认为逆变侧电压的上升不会引起换相失败,但由于送、受端单极闭锁后的过电压程度不同,直流电流与送、受端电压的关系也鲜有研究,直流电流的变化可能导致健全极存在换相失败的风险。

本文通过对直流电流与整流、逆变侧交流系统 电压进行解耦,推导建立一种基于直流两侧换流母 线电压的换相失败模型。针对特高压直流单极闭锁 后的暂态过电压,分析暂态过电压的影响因素,推导 得出直流闭锁后换流母线暂态过电压的定量计算方 法;分析直流单极闭锁引起健全极发生换相失败的 风险。最后基于 DIgSILENT 仿真平台搭建 ±800 kV 天中直流输电系统模型,并对所提出的结论进行仿 真验证。

1 换相失败分析

1.1 换相失败影响因素

当逆变侧换流器的关断角小于临界关断角 γ_{\min} 时,则发生换相失败。当发生对称故障时,逆变侧换 流器的关断角 γ 与逆变侧换相电抗 X_{cl} 、逆变侧换流 母线电压 U_{ll} 、逆变侧换流变压器变比 k_{l} 、触发超前角 β 及直流电流 I_{d} 有关,其数学表达式为^[13]:

$$\gamma = \arccos(\sqrt{2} k_{\rm I} I_{\rm d} X_{\rm CI} / U_{\rm LI} + \cos\beta)$$
(1)

其中, $I_d=(U_{dR}-U_{dI})/R_d$, U_{dR} 、 U_{dI} 分别为整流侧换流器 和逆变侧换流器的直流电压, R_d 为直流线路电阻。 $U_{dR}=1.35 nk_R U_{LR} \cos \alpha - 3n X_{CR} I_d/\pi, n 为6脉换流器的个$ $数,<math>\alpha$ 、 X_{CR} 、 k_R 、 U_{LR} 分别为整流侧换流器触发角、换相 电抗、换流变压器的变比、换流母线电压; $U_{dI}=1.35 \times nk_I U_{LI} \cos \gamma - 3n X_{CI} I_d/\pi$ 。

在 $\beta_{X_{cl}}$, k_{l} 不变的情况下, γ在不同 U_{Ll} 下随 I_{d} 变化的曲线图如图1所示。

由图 1 可知, I_{d} 的增大、 U_{II} 的降低都会引起 γ 的降低,可能导致换相失败。且随着 U_{II} 的降低, γ_{min} 所对应的 I_{d} 也会减小, I_{d} 与 U_{II} 存在一定的耦合关系。

Id与ULI、ULR的关系为:



图 1 γ 随 $I_{\rm d}$ 和 $U_{\rm LI}$ 变化的曲线 Fig.1 Curves of γ with variation of $I_{\rm d}$ and $U_{\rm LI}$

$$I_{\rm d} = \frac{1.35n(k_{\rm R}U_{\rm LR}^*U_{\rm LNR}\cos\alpha - k_{\rm I}U_{\rm LI}^*U_{\rm LNI}\cos\gamma)}{R_{\rm d} + 3n(X_{\rm CR} - X_{\rm CI})/\pi}$$
(2)

其中, U^{*}_{LR}、U^{*}_{LI}分别为整流侧与逆变侧换流母线电压 的标幺值; U_{LNR}、U_{LN}分别为整流侧、逆变侧换流母线 额定线电压。由式(2)可知, U_{LR} 与U_{LI} 都会影响I_d, U_{LI} 降低不仅直接降低γ, 且间接增大I_d导致γ进一步降 低, 增大换相失败的风险。

1.2 换相失败数学模型

将式(2)代入式(1)消去 *I*_d,得 *I*_d与换流母线电压 解耦后的关断角表达式为:

$$y = \arccos\left\{\frac{1.35\sqrt{2} nk_{\rm R}k_{\rm I}U_{\rm LN}^*U_{\rm LNR}X_{\rm CI}\cos\alpha}{U_{\rm LI}^*U_{\rm LNI}[R_{\rm d} + 3n(X_{\rm CR} - X_{\rm CI})/\pi]} - \frac{1.35\sqrt{2} nk_{\rm I}^2X_{\rm CI}}{R_{\rm d} + 3n(X_{\rm CR} - X_{\rm CI})/\pi}\cos\gamma + \cos\beta\right\}$$
(3)

式(3)两侧取余弦函数求解关断角:

$$\gamma = \arccos \frac{\frac{1.35\sqrt{2} nk_{\rm R}k_{\rm I}U_{\rm LR}^*U_{\rm LR}X_{\rm CI}\cos\alpha}{U_{\rm LI}^*U_{\rm LNI}[R_{\rm d} + 3n(X_{\rm CR} - X_{\rm CI})/\pi]} + \cos\beta}{1 + \frac{1.35\sqrt{2} nk_{\rm I}^2X_{\rm CI}}{R_{\rm d} + 3n(X_{\rm CR} - X_{\rm CI})/\pi}}$$
(4)

将式(4)整理为:

$$\gamma = \arccos(K_1 U_{\text{LR}}^* / U_{\text{LI}}^* + K_2)$$
(5)

$$K_{1} = \frac{\frac{1.35\sqrt{2} nk_{R}k_{I}U_{LNR}X_{CI}}{U_{LNI}[R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]} \cos \alpha}{1 + 1.35\sqrt{2} nk_{1}^{2}X_{CI}/[R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]} = \frac{1.35\sqrt{2} nk_{1}^{2}X_{CI}/[R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]}{U_{LNI}[1.35\sqrt{2} nk_{1}^{2}X_{CI} + R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]} = \frac{\cos \beta}{1 + 1.35\sqrt{2} nk_{1}^{2}X_{CI}/[R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]} = \frac{\cos \beta [R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]}{\frac{\cos \beta [R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi]}{R_{d} + 3n(X_{CR} - X_{CI})/\pi + 1.35\sqrt{2} nk_{1}^{2}X_{CI}}}$$

整流侧与逆变侧都是通过比例积分控制器分别 对α与β进行控制,换相失败一般发生在故障的初始 阶段,考虑到比例积分控制器有一定的延时,可认为 故障发生的瞬间α与β保持不变^[13]。K₁、K₂与直流系 统运行参数有关,在故障引起的换相失败分析中可 将其看做定值,即γ主要受整流侧与逆变侧换流母 线线电压比值的影响。

直流输电标准测试系统结构如附录中图 A1 所示(电阻、电感、电容的单位分别为 Ω 、H、 μ F)。当 γ < γ_{min} 时就会发生换相失败,在 U_{LI} 不变的情况下(U_{LI}^{*} =1 p.u.),由式(1)可知随着 I_{d} 的增大可能引发换相失败,结合式(5)与式(6)可得发生换相失败的条件为:

$$U_{\rm LR}^* \ge (\cos \gamma_{\rm min} - K_2) / K_1 \tag{7}$$

同理在整流侧换流母线电压不变($U_{LR}^*=1$ p.u.), 图 A1 中受端近区交流系统短路,势必导致 U_{LI}^* 降低, 引发换相失败,结合式(5)与式(6)可得发生换相失 败的条件为:

$$U_{\rm LI}^* \leq K_1 / (\cos \gamma_{\rm min} - K_2) \tag{8}$$

将 U_{II} 与 I_{a} 解耦,将 I_{a} 对换相失败的影响归算至 U_{II}^{*} 上。相比于传统分析方法(不考虑 I_{a} 变化),本文 所提出的方法更为精确。

在整流侧与逆变侧换流母线电压同时变化的情况下(如直流单极闭锁对两端换流母线电压的扰动),可得发生换相失败的条件为:

$$\frac{U_{LR}^*}{U_{LI}^*} \ge \frac{\cos \gamma_{\min} - K_2}{K_1}$$
(9)

综上所述, U_{IR}的升高、U_{II}的降低以及两侧电压 的同时变化都可能会引起换相失败, 在直流系统参 数已知的条件下, 通过分析换流母线电压可快速判 断逆变器是否发生换相失败。本文提出的换相失败 模型不仅可以分析逆变侧故障引起的换相失败, 也 可对整流侧电压波动及两侧电压同时波动引起直流 电流变化进而可能导致换相失败的工况进行分析, 适用范围更加全面, 在一定程度上完善了换相失败 分析的理论。

2 直流单极闭锁引起的健全极换相失败

目前针对换流母线电压降低导致的逆变器换相 失败研究较多,并取得了一定成果。由第1节分析 可知,关断角主要受整流侧与逆变侧换流母线线电 压比值的影响,因此本文主要针对直流单极闭锁引 起送、受端换流母线电压变化进而可能导致的健全 极逆变侧换流器换相失败进行分析。

双极运行的交直流系统送端电网等值电路如图 2所示。图中,DC₁为直流极1;DC₂为直流极2; P_{ac} 、 Q_{ac} 分别为送端交流系统注入换流母线的有功、无功 功率; V_{e} 、 X_{e} 分别为交流系统的等值电势与等值电 抗; P_{d1} 、 Q_{d1} 和 P_{d2} 、 Q_{d2} 分别为DC₁、DC₂传输的有功功 率和消耗的无功功率; Q_{c} 为换流站无功补偿装置提 供的无功功率,一般为所传输有功功率的40%~ 60%。



图2 交直流系统等值电路

Fig.2 Equivalent circuit of AC/DC hybrid system

对于图2有:

$$P_{\rm ac} = P_{\rm d1} + P_{\rm d2} = P_{\rm d} \tag{10}$$

$$Q_{\rm ac} + Q_{\rm C} = Q_{\rm d1} + Q_{\rm d2} = Q_{\rm d} \tag{11}$$

其中,*P*_a为直流系统传输总有功功率;*Q*_a为直流系统 消耗总无功功率。

2.1 直流单极闭锁引起的暂态过电压

当直流双极运行方式下发生单极(如DC₁)闭锁时,闭锁极消耗的无功功率瞬间降为0,而换流站配置的无功补偿装置不能快速切除,大量无功功率盈余造成交流系统暂态过电压。

图 2 中 X_{e} 的取值与短路容量 S_{c} 、换流母线额定 线电压 U_{IN} 有关:

$$X_{\rm e} = U_{\rm LN}^2 / S_{\rm C} \tag{12}$$

忽略无功功率引起的电压上升的横分量,换流 母线的暂态压升可以表示为:

$$\Delta U_{\rm L} \approx \Delta Q X_{\rm e} / U_{\rm LN} \tag{13}$$

其中, ΔQ 为交流系统与换流站交换的无功功率变化量。

结合式(12)与式(13)可得:

$$\Delta U^* = \Delta U_{\rm L} / U_{\rm LN} \approx \Delta Q / S_{\rm C} \tag{14}$$

其中, ΔU^* 为换流母线暂态压升的标幺值, 即 $\Delta U^* \approx \Delta Q/S_c$ 。可以看出暂态过电压压升主要与 ΔQ 和 S_c 有关。

由于换流站内配置的无功补偿装置多为电容器 组与交流滤波器,计及整流站电容器的容升效应,交 流系统与换流站交换的无功功率变化量为:

$$\Delta Q = (1 + \Delta U^*)^2 Q_{\rm C} + Q_{\rm ac} - Q_{\rm d2}$$
(15)

将式(15)代入式(14)可得换流母线处的暂态过 电压计算式为:

$$U_{\rm L}^* = -\sqrt{\left(\frac{S_{\rm c}}{2Q_{\rm c}}\right)^2 - \frac{S_{\rm c}}{Q_{\rm c}} + \frac{Q_{\rm d2} - Q_{\rm ac}}{Q_{\rm c}} + \frac{S_{\rm c}}{2Q_{\rm c}}} \quad (16)$$

令 $R_1=S_c/(2Q_c)$, $R_2=(Q_{a2}-Q_{ac})/Q_c$, 则直流单极闭 锁后换流母线处的暂态过电压表达式为:

$$U_{\rm L}^* = -\sqrt{R_1^2 - 2R_1 + R_2} + R_1 \tag{17}$$

由式(17)可知,若整流站与逆变站交直流系统 间都没有无功功率交换,则*R*₁反映了交流系统的强 度,*R*₂反映了健全极消耗无功功率的能力。

由于换流站内无功补偿采取就地补偿的原则, 实际运行中的交直流系统间的无功功率交换量很 少,则此时的 $R_2 = Q_{a2}/Q_{co}$ 故由式(16)与式(17)可知,直流单极闭锁后的暂态过电压幅值与 S_{c} 、 Q_{c} 以及健全极消耗的无功功率有关。图3和图4分别为直流单极闭锁的瞬间换流母线暂态过电压随 R_1 、 R_2 变化的曲线(暂态过电压为标幺值)。



图3 暂态过电压随R₁变化曲线





图4 暂态过电压随 R, 变化曲线



由式(16)与式(17)可知, R_1 为交流系统短路容量与换流站无功补偿量的比值,结合图3可得出单极闭锁后的暂态过电压随着 S_c 的增大而非线性减小,随 Q_c 的增大而非线性增大; R_2 为健全极消耗无功功率与换流站无功补偿量的比值,结合图4可得出暂态过电压与健全极消耗的无功量基本呈正相关的关系。当交直流系统对称运行时,即DC₁、DC₂的传输功率相同,由式(11)可知 Q_{42} =0.5 Q_4 ,此时 R_2 为定值(R_2 =0.5),在交流系统运行方式确定的情况下健全极消耗无功功率对暂态过电压的影响也随之确定;当交直流系统不对称运行时,即DC₁、DC₂传输功率不相同,根据图4可知随着健全极消耗无功功率增大,对暂态过电压的影响越小。

综上分析,在交直流系统对称运行时,S_c与Q_c对 暂态过电压的影响最大,本文主要针对交直流系统 对称运行工况进行分析。

2.2 直流单极闭锁引起换相失败判据

由 1.1 节可知,当 γ ≤ γ_{min}时即认为发生换相失败,当直流发生单极闭锁时,根据式(17)可得发生换 相失败的条件为:

$$b \ge b_{\min}$$
 (18)

其中,b为整流侧与逆变侧换流母线电压的比值。 式(18)中b与b_{min}为:

$$\begin{cases} b = \frac{U_{LR}^*}{U_{LR}^*} = \frac{-\sqrt{R_{1R}^2 - 2R_{1R} + R_{2R} + R_{1R}}}{-\sqrt{R_{1I}^2 - 2R_{1I} + R_{2I} + R_{1I}}} \\ b_{\min} = (\cos \gamma_{\min} - K_2)/K_1 \end{cases}$$
(19)

由式(18)与式(19)可得,整流侧与逆变侧换流 母线暂态过电压的比值主要与两侧交流系统的 S_c 与 Q_c 有关。但对于同一直流输电系统而言,整流站与 逆变站无功补偿容量相差不大,故可认为b主要受 整流、逆变两端 S_c 的影响。结合图3与式(18)、(19) 可得,送端系统的 S_c 越小,整流侧换流母线暂态过电 压越大;受端系统 S_c 越大,逆变侧换流母线暂态过电 压越低,则b越大, γ 就越小,健全极发生换相失败的 风险就越大。

3 算例分析

基于±800 kV 天中直流输电工程搭建仿真模型,系统实际运行参数为 U_{LR} =530 kV, U_{LI} =525 kV; X_{CR} =4.863 Ω , X_{CI} =4.293 Ω ; k_{R} =0.324, k_{I} =0.304;整流 侧 α/β =15,逆变侧 α/β =40; R_{d} =10.56 Ω ;天中直流 单极采用4桥12脉波换流器,因此n=4;整流侧与逆 变侧交流滤波器组与电容器组提供的无功功率分别 为4339 Mvar、4420 Mvar;交直流系统间的无功功率 交换值为整流侧为0、逆变侧为108 Mvar。

根据上述模型与运行参数,分别针对直流单极 闭锁后的暂态过电压计算方法与单极闭锁引起换相 失败的风险进行仿真验证。

3.1 单极闭锁后暂态过电压计算方法仿真验证

天中直流输电系统在1s时发生单极闭锁 (DC₁),逆变侧换流母线在不同的S_c下的暂态过电压 结果如图5所示(换流母线电压为标幺值),仿真结 果与理论计算结果对比如表1所示(暂态过电压值 为标幺值)。

由表1与图5知,单极闭锁后换流母线的暂态过 电压的仿真值与计算值随着S_c的增大而降低,与图 3、式(17)所得结论相符;且仿真值与计算值之间误 差很小,都在2%以内,表明该方法能够正确表征直



图 5 不同 Sc 下暂态过电压响应曲线



表1 不同*S*_c下的换流母线暂态过电压

Table 1	Transient	overvoltage	results	of	commutation
	1	1 1.00	1	c	C

bus under different values of $S_{\rm c}$

C /(MV A)	暂态过电压			
$S_{\rm C}/({\rm M}{\rm V}{\rm \cdot}{\rm A})$	仿真值	计算值	误差/%	
3×10^{4}	1.113	1.095	1.6	
4×10^{4}	1.079	1.064	1.4	
5×10^{4}	1.061	1.048	1.2	
6×10^{4}	1.047	1.039	0.7	

流单极闭锁后换流母线暂态过电压程度。

3.2 单极闭锁引起换相失败风险仿真分析

 $γ_{min}$ 取决于晶闸管阀的物理特性,本文取 $γ_{min}$ =8° 作为逆变器发生换相失败的判据,将天中直流输电 系统的运行参数代入式(6)中可得 K_1 =0.242、 K_2 = 0.718,结合式(19)求解出 b_{min} =1.1251,即当b≥1.1251 时发生换相失败。

天中直流输电系统在 0.1 s 时发生单极闭锁 (DC₁),当整流侧送端电网 S_c 不变、逆变侧受端电网 S_c 增大时,在算例 1—3 中进行电磁暂态仿真,换相 失败结果如表2 所示。

表2 不同Sc下逆变器换相失败结果

Table 2 Commutation failure results of inverter under different values of S_c

				5
首届	$S_{\rm C}/({\rm MV}\cdot{\rm A})$		1	逆变器是否
异例	送端	受端	D	发生换相失败
1	2×10^{4}	2.5×10^{4}	1.0667	否
2	2×10^4	5.0×10^{4}	1.151 9	是
3	2×10^{4}	8.0×10^{4}	1.176 3	是

算例1:在送、受端系统*S*_c分别为2×10⁴ MV·A、 2.5×10⁴ MV·A时发生单极闭锁,健全极*I*_d、直流电压 *U*_a,*P*_a以及γ的波形见图6(电压为标幺值,后同)。



图 6 单极闭锁后 I_d 、 U_d 、 P_d 以及 γ 响应曲线 Fig.6 Response curve of I_d , U_d , P_d and γ after DC monopole blocking

算例2:在送、受端 S_c 分别为2×10⁴ MV·A、5×10⁴ MV·A、5×10⁴ MV·A时发生单极闭锁,健全极 I_d 、 U_d 、 P_d 以及 γ 的波形如图7所示。

算例3:在送、受端S_c分别为2×10⁴ MV·A、8×10⁴ MV·A时发生单极闭锁,健全极 I_a、U_a、P_a以及γ的波形如图8所示。发生换相失败时各电气量的波形如



图9所示(i_a为标幺值)。

由表2的结果可得出随着送端系统S_c的降低与 受端系统S_c的升高,b值不断增大;未发生换相失败 的情况b值都小于b_{min}(b_{min}=1.1251),发生换相失败 的情况b值都大于b_{min};由图6—8直流电流响应曲线 可知,在直流发生单极闭锁后直流电流增加,健全极 逆变器γ降低;算例1中由于送、受端S_c接近,单极闭 锁后送、受端换流母线电压比值未达到 b_{min},直流电 流的上升幅度并没有导致γ达到γ_{min},算例1的工况 并未发生换相失败。

由图7、8可知,单极闭锁后*I*_a大幅度上升,γ大 幅度下降到γ_{min}以下,导致健全极发生换相失败;换 相失败期间直流电流传输功率降为0,*I*_a、*U*_a降为0, 之后在直流系统控制的作用下,健全极恢复正常 运行。

由图9可知,直流单极闭锁后送、受端换流母线的电压会升高,因此发生换相失败的主要原因是直流电流的增大,本文所建立的换相失败分析数学模型将直流电流与交流侧电压解耦,将直流电流上升对换相失败的影响考虑在内,可更全面地衡量逆变器是否发生换相失败。

基于天中直流输电系统的仿真结果表明,换相 失败的发生不只是由逆变侧换流母线电压的降低所 引起的,从根本上而言是由整流侧与逆变侧换流母 线电压的比值引起的;在送端系统Sc较低而受端系 统Sc较高的情况下,直流单极闭锁有极大可能引发 健全极发生换相失败。

4 结论

(1)详细分析了换相失败的影响因素,并推导建 立了换相失败分析数学模型,提出一种考虑两侧换 流母线电压变化引起换相失败的判据,分析得出换 相失败不只是逆变侧换流母线电压降低引起的,而 是由整流与逆变侧换流母线电压的比值引起。

(2)针对直流发生单极闭锁后引起的暂态过电 压,得出暂态过电压幅值与交流系统短路容量、换流 站配置无功补偿量、交直流系统间的无功交换与健 全极消耗的无功功率有关,并推导出暂态过电压计 算的解析表达式。

(3)详细分析了直流发生单极闭锁后引起整流、 逆变侧换流母线暂态过电压进而可能引发健全极发 生换相失败的风险,得出当送端系统短路容量越小、 受端短路容量越大时,单极闭锁引起送端的暂态过 电压越大、受端暂态过电压越小,b值越大,逆变器发 生换相失败的可能性也越大。

(4)基于 DIgSILENT 仿真软件搭建 ±800 kV 天 中直流输电系统仿真模型,仿真结果验证了直流单 极闭锁后的暂态过电压计算方法的正确性与单极闭 锁存在引起健全极发生换相失败的风险。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

 [1] 凌卫家,孙维真,叶琳,等.浙江交直流混联受端电网静态稳定 分析[J].电力系统保护与控制,2016,44(15):164-170.
 LING Weijia,SUN Weizhen,YE Lin, et al. Static stability analysis of Zhejiang hybrid ultra-high voltage AC/DC receiving power grid[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44 (15):164-170.

[2]杨鹏,吴娅妮,马士聪,等.±1100kV特高压直流输电工程直流线路故障重启动过程非故障极换相失败研究[J].电力自动化设备,2016,36(4):14-18.
 YANG Peng,WU Yani,MA Shicong, et al. Analysis of commutation failure of healthy pole during restart of faulty line

tation failure of healthy pole during restart of faulty line for $\pm 1100 \text{ kV}$ UHVDC project[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(4):14-18.

[3] 申洪明,黄少锋,费彬. HVDC换相失败暂态特性及其对差动 保护的影响分析和对策[J]. 电力自动化设备,2015,35(4):109-114,120.

SHEN Hongming, HUANG Shaofeng, FEI Bin. Transient characteristic of HVDC system during commutation failure, its effect on differential protection and countermeasures [J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(4):109-114, 120.

[4] 曾进辉,罗隆福,罗伟原,等.系统故障和参数变化对感应滤波 型直流输电系统换相失败的影响[J].电力自动化设备,2014, 34(1):14-20.

ZENG Jinhui, LUO Longfu, LUO Weiyuan, et al. Impact of system faults and parameter variation on commutation failure of inductive faltering HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(1): 14-20.

- [5] YANG Wankai. Study on system commissioning test and project application of Lingzhou to Shaoxing UHVDC transmission project[J]. The Journal of Engineering, 2017(13):2188-2192.
- [6] 袁阳,卫志农,雷霄,等. 直流输电系统换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备,2013,33(11):140-147.
 YUAN Yang,WEI Zhinong,LEI Xiao, et al. Survey of commutation failures in DC transmission systems[J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(11):140-147.
- [7] 王晶,梁志峰,江木,等. 多馈入直流同时换相失败案例分析及 仿真计算[J]. 电力系统自动化,2015,39(4):141-146.
 WANG Jing,LIANG Zhifeng,JIANG Mu, et al. Case analysis and simulation of commutation failure in multi-infeed HVDC transmission systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015,39(4):141-146.
- [8] 陈仕龙,東洪春,甄颖. 云广特高压直流输电负极运行换相失 败及控制研究[J]. 电力自动化设备,2013,33(6):128-133.
 CHEN Shilong, SHU Hongchun, ZHEN Ying. Commutation failure of Yun-Guang UHVDC transmission system running in negative pole state and its control measures [J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(6):128-133.
- [9] 郭紫昱,林涛,王立永,等. 逆变侧交流电压畸变下 HVDC 运行 特性分析[J]. 电力自动化设备,2017,37(8):150-157.
 GUO Ziyu, LIN Tao, WANG Liyong, et al. Influence of inverter-side AC-voltage distortion on HVDC system [J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(8):150-157.
- [10] 赵书强,董沛毅,蒲莹,等. 逆变侧控制策略对换相失败影响的研究[J]. 电网技术,2016,40(12):3840-3848.
 ZHAO Shuqiang,DONG Peiyi,PU Ying,et al. Research on influence of inverter side control strategy on commutation failure [J]. Power System Technology,2016,40(12):3840-3848.
- [11] 郑宽, 沈沉, 刘锋.降低多回 HVDC 同时换相失败风险的交直 流混联受端系统 STATCOM 配置方案[J]. 电网技术, 2018, 42 (2): 564-570.

ZHENG Kuan, SHEN Chen, LIU Feng. Configuration scheme of STATCOM for mitigating simultaneous commutation failure risk of multi-infeed HVDC links [J]. Power System Technology, 2018, 42(2): 564-570.

[12] 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.

[13] 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 cosidering DC current rise and AC voltage drop speed[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(22): 111-117.

[14] 屠竞哲,张健,刘明松,等.风火打捆直流外送系统直流故障引 发风机脱网的问题研究[J].电网技术,2015,39(12):3333-3338.

TU Jingzhe, ZHANG Jian, LIU Mingsong, et al. Study on wind turbine generators tripping caused by HVDC contingencies of wind thermal-bundled HVDC transmission systems [J]. Power System Technology, 2015, 39(12):3333-3338.

- [15] 贺静波,庄伟,许涛,等. 暂态过电压引起风电机组连锁脱网风 险分析及对策[J]. 电网技术,2016,40(6):1839-1844.
 HE Jingbo,ZHUANG Wei,XU Tao, et al. Study on cascading tripping risk of wind turbines caused by transient overvoltage and its countermeasures[J]. Power System Technology, 2016, 40(6):1839-1844.
- [16] 韩平平,张海天,丁明,等. 大规模高压直流输电系统闭锁故障 下送端风电场高电压穿越的控制策略研究[J]. 电网技术, 2018,42(4):1086-1092.
 HAN Pingping,ZHANG Haitian,DING Ming, et al. A coordinated HVRT strategy of large-scale wind power transmitted

by HVDC system [J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1086-1092.

[17] 李伟,肖湘宁,郭琦. 抑制云广特高压直流孤岛运行甩负荷过 电压的控制逻辑优化研究[J]. 中国电机工程学报,2017,37 (5):1373-1379.

LI Wei, XIAO Xiangning, GUO Qi. Research on the UHVDC control optimization schemes for mitigating temporary overvoltage when shedding load in islanded operation mode[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5):1373-1379.

 [18] 陈亦平,陈磊,叶骏,等. 云广直流孤岛运行"5·26"双极闭锁原 因分析及改进措施[J]. 电力系统自动化,2014,38(8):129-135.
 CHEN Yiping,CHEN Lei,YE Jun,et al. Analysis and improvement of "5·26" bipole trip of Yunnan-Guangdong HVDC island operation [J]. Automation of Electric Power Systems, 2014,38(8):129-135.

作者简介:



尹纯亚

尹纯亚(1994—),男,新疆博乐人,博士 研究生,主要研究方向为交直流系统稳定与 控制(E-mail:1399132297@qq.com);

李凤婷(1965—),女,河北平山人,教 授,博士研究生导师,博士,主要研究方向 为可再生能源并网技术与电力系统保护 (E-mail:xjlft2009@sina.com)。

(下转第132页 continued on page 132)

New fault line selection scheme for four-circuit transmission lines

on same tower

YU Zhongan¹, BI Junqiang¹, GUO Peiyu², WANG Xianmin¹, CHEN Qing²

(1. School of Electrical Engineering Automation, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, China;

2. Guodian Nanjing Automation Co., Ltd., Nanjing 210032, China)

Abstract: Starting with the four-circuit transmission lines on same tower with parameter asymmetry, combined with the characteristics of interline and interphase electromagnetic coupling in the four-circuit transmission lines, a suitable phase-mode transformation matrix is derived to decouple the impedance of each circuit line. The correctness of the decoupling method is proved by simulation and comparison. Based on the relationship between the decoupled independent modules, four parameters, i.e. K_1, K_2, K_3 and K_4 are defined. According to the different values of these four parameters in different circuit faults, a new fault line selection criterion is constructed. A large number of simulative data on PSCAD / EMTDC show that the proposed fault line selection scheme is fast, simple, reliable and unaffected by fault distance, transition resistance, load current and system operation mode.

Key words: four-circuit lines on same tower; parameter asymmetry; phase-mode transformation; fault line selection; simulation

(上接第119页 continued from page 119)

Commutation failure risk analysis of sound pole caused by DC monopole blocking

YIN Chunya¹, LI Fengting¹, CHEN Weiwei², ZHANG Zengqiang²

(1. College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830047, China;

2. Economic Research Institute, State Grid Xinjiang Electric Power Corporation, Urumqi 830011, China)

Abstract: Based on the establishment of a mathematical CF (Commutation Failure) model, it is indicated that, the ratio of commutation bus voltage between send-terminal and receive-terminal is the main factor for CFs, and risk of sound pole CFs exists when a MPB (Mono-Pole Blocking) occurs. Influences leading to overvoltage when MPB occurs are analyzed, an expression for quantitative calculation of transient overvoltage after MPB is deduced, and a criterion of CFs after MPB considering bus overvoltage at send-and receive-terminals is proposed, and the relationship between send/receive terminal short-circuit capacity and CFs is obtained. Based on a simulation model of $\pm 800 \text{ kV}$ HVDC(High Voltage Direct Current) system established on DIgSILENT, the validity of transient overvoltage calculation and risk of sound pole CFs existence are verified through simulations.

Key words: HVDC power transmission; electric power transmission; commutation failure; DC monopole blocking; transient overvoltage; extinction angle 附录



图 A1 直流输电标准测试系统结构图

Fig.A1 Structure diagram of DC power transmission standard test system