MMC-HVDC对交流线路电流相位差动保护的影响分析

梁营玉,李武林,卢正杰,赵 锋,查雯婷 (中国矿业大学(北京) 机电与信息工程学院,北京 100083)

摘要:基于模块化多电平换流器的高压直流输电(MMC-HVDC)具有高度的可控性,其故障电流特性与传统的同步电源差别较大,可能影响电流相位差动保护的动作性能。推导了故障线路换流站侧和电网侧电流相量的表达式,对故障电流特性进行了深入分析;在此基础上,推导得了到单相接地故障和相间短路故障条件下故障线路两侧电流相角差的解析表达式;分析了故障类型、电压不平衡度、功率参考值等因素对故障线路电流相角差的影响,进而指出MMC-HVDC对电流相位差动保护动作性能的影响机理。在PSCAD/EMTDC中搭建了仿真模型,仿真结果验证了理论分析的正确性。

关键词:模块化多电平换流器;高压直流输电;电流相位差动保护;适应性分析;故障特性 中图分类号:TM 721.1;TM 773 ________文献标志码:A _______DOI:10.16081 / j.epae.201909033

0 引言

近年来,基于模块化多电平换流器的高压直流 输电MMC-HVDC(Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current)发展迅速。全世 界已投运的MMC-HVDC工程多达数十项,应用于海 上风电并网^[1]、异步电网互联^[2]、向海岛供电^[3]等多 种场合。

不同于传统的同步发电机,基于全控型电力电 子器件的MMC-HVDC具有高度的可控性,其故障电 流的幅值和相角由故障穿越控制策略、控制参数、电 力电子开关器件过流能力、故障条件和类型等多种 因素决定。MMC-HVDC接入后改变了传统同步电 网的故障电流特性,基于同步电网故障电流特征的 电流相位差动保护可能存在适应性问题。电流相位 差动保护是线路纵联保护的一种,能够快速切除全 线路任意点的故障,具有良好的选择性和速动性,在 高压输电线路的故障隔离中发挥着重要作用^[4]。因 此,研究MMC-HVDC对高压线路电流相位差动保护 的影响机理具有重要的理论意义和工程价值,为未 来提出能适用于MMC-HVDC的新型相位差动保护 奠定基础。

近年来,MMC-HVDC一直是学术界的研究热点,涌现了大量的研究成果。但现有的研究成果大多集中在对MMC-HVDC控制策略和新型模块化多电平换流器(MMC)拓扑结构的研究,而关于MMC-HVDC接入对输电线路继电保护影响的研究成果相

收稿日期:2019-02-01;修回日期:2019-08-14

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51707193,61703405); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(2017QJ05) Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51707193,61703405) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities(2017QJ05) 对较少。文献[5]研究了MMC-HVDC接入后负序方向元件的适应性问题,指出线路发生故障后基于负序方向元件的纵联保护可能误动或拒动;文献[6-7]分析了与MMC-HVDC所连交流线路在对称和不对称故障下的测量阻抗特性,指出MMC-HVDC缩短了距离继电器的保护范围,增大了区内故障拒动的风险,危害电网的安全运行;文献[8]研究发现,当与MMC-HVDC直接相连的输电线路发生故障时,电流差动保护存在拒动的风险。上述成果主要针对MMC-HVDC对距离保护、负序方向元件及电流差动保护的影响进行研究,而关于MMC-HVDC对线路相位差动保护影响机理的研究尚未见报道。

虽然关于柔性直流对交流线路继电保护影响的 相关研究成果较少,但对于光伏、常规直流、风电等 电力电子装置对线路继电保护的影响,已涌现出较 多的研究成果。文献[9-10]研究了常规直流对线路 距离保护的影响,并提出了相应的解决措施;文献 [11-12]分析并揭示了光伏电站接入对线路选相元 件和方向元件的影响机理,指出传统选相和方向元 件在光伏电站接入后存在不正确动作的风险;文献 [13]分析了光伏电站送出线路电流差动保护和距离 保护动作性能的适应性,指出现有保护配置存在的 问题;文献[14-16]分析了风电场接入后对交流线路 继电保护的影响。虽然上述研究成果对本文的研究 有一定的借鉴意义,但柔性直流与常规直流、风电场 的故障特征差异较大,常规直流、风电场对线路继电 保护影响的研究成果难以直接应用于柔性直流。虽 然光伏和柔性直流均为逆变型电源,但二者的控制 策略及运行范围存在差异。

本文首先推导了与MMC-HVDC所连输电线路 发生故障时的故障电流解析表达式;然后基于故障 电流解析表达式,分接地故障和非接地故障2种情 况,研究了不同的电压不平衡度、功率参考值、负序 电压相角下线路两侧电流相位差的变化规律,进而 揭示了MMC-HVDC对电流相位差动保护动作性能 的影响机理;最后在PSCAD/EMTDC中搭建仿真模 型,验证了本文理论分析的正确性。

1 线路故障电流特性分析

图 1 为 MMC-HVDC 接入同步电网的示意图, MMC-HVDC 通过输电线路与同步电网相连,输电线路 M 侧称为换流站侧,输电线路 N 侧称为电网侧。换流变压器采用 Y_d / Δ 接线方式,防止零序电流流入变压器阀侧。图中, I_M 、 I_N 分别为母线 M、母线 N流向线路的电流; E_s 为电网电动势; Z_N 为同步电网的等效内阻抗。



图1 MMC-HVDC换流站接入电网示意图

Fig.1 Schematic diagram of MMC-HVDC converter station connecting to power grid

1.1 发生接地故障时的故障电流特性分析

接地故障包括单相接地故障和两相接地故障, 本文以A相接地故障为例分析线路故障电流特性, 其他故障情况的分析过程类似,在此不再赘述。

发生A相接地故障后,以正序电压相量作为参 考相量,母线M的A相电压相量表达式为:

$$U_{MA} = U_{MA}^{+} + U_{MA}^{-} + U_{MA}^{0} = U^{+} \angle 0^{\circ} + U^{-} \angle \delta^{-} + U^{0} \angle \delta^{0}$$
(1)

其中,**U**为电压相量;U为电压幅值;δ为电压初相 角;上标"+"、"-"、"0"分别表示正、负、零序分量。

线路发生故障后, MMC换流站参考电流的通用 表达式为^[17]:

$$\begin{bmatrix} (I_{M\alpha}^{+})^{*} \\ (I_{M\beta}^{+})^{*} \\ (I_{M\beta}^{-})^{*} \\ (I_{M\beta}^{-})^{*} \end{bmatrix} = \frac{2}{3(U^{+})^{2}} \begin{bmatrix} \frac{U_{M\alpha}^{+}P^{*}}{1+k_{pq}k_{u}^{2}} + \frac{U_{M\beta}^{+}Q^{*}}{1-k_{pq}k_{u}^{2}} \\ \frac{U_{M\beta}^{+}P^{*}}{1+k_{pq}k_{u}^{2}} - \frac{U_{M\alpha}^{+}Q^{*}}{1-k_{pq}k_{u}^{2}} \\ \frac{k_{pq}U_{M\alpha}^{-}P^{*}}{1+k_{pq}k_{u}^{2}} - \frac{k_{pq}U_{M\beta}^{-}Q^{*}}{1-k_{pq}k_{u}^{2}} \\ \frac{k_{pq}U_{M\beta}^{-}P^{*}}{1+k_{pq}k_{u}^{2}} + \frac{k_{pq}U_{M\alpha}^{-}Q^{*}}{1-k_{pq}k_{u}^{2}} \end{bmatrix}$$
(2)

其中,上标"*"表示指令值;下标" α "、" β "分别表示两 相静止 $\alpha\beta$ 坐标系下的 α 分量、 β 分量;I为电流相量; P、Q分别为有功、无功功率; $k_u=U^-/U^+$ 为电网电压不 平衡度; k_{pq} 为调节系数,当 $k_{pq} = -1$ 时抑制有功波动 (控制目标1),当 $k_{pq} = 0$ 时抑制负序电流(控制目标 2),当 k_{pq} =1时抑制无功波动(控制目标3)。

采用工程上常用的旋转坐标系下的双矢量控制 或静止坐标系下的比例谐振控制可以使 MMC 发出 的实际电流精确地跟踪参考电流。因此,可以认为 参考电流即为实际电流,对式(2)进行克拉克 (Clark)反变换就可以得到 M 侧电流的正、负序分量, 表达式为:

$$\begin{cases} I_{Mx}^{+} = I_{Mm}^{+} \angle \theta_{x}^{+} = I_{Mm}^{+} \angle (\theta + \delta_{x}) \\ I_{Mx}^{-} = k_{pq} k_{u} I_{Mm}^{+} \angle \theta_{x}^{-} = k_{pq} k_{u} I_{Mm}^{+} \angle (\delta^{-} + \theta - \delta_{x}) \end{cases}$$

$$\begin{cases} I_{Mm}^{+} = \frac{2}{3U^{+}} \sqrt{\left(\frac{P^{*}}{1 + k_{pq} k_{u}^{2}}\right)^{2} + \left(\frac{Q^{*}}{1 - k_{pq} k_{u}^{2}}\right)^{2}} \\ \theta = \arctan \frac{-Q^{*} (1 + k_{pq} k_{u}^{2})}{P^{*} (1 - k_{pq} k_{u}^{2})} \end{cases}$$

$$(3)$$

其中, $x \in \{A, B, C\}$ 表示 ABC 三相中的某一相; $[\delta_A, \delta_B, \delta_C] = [0, -2\pi/3, 2\pi/3]_{\circ}$

线路发生A相接地故障后,除了正序和负序分量外,还会出现零序电流分量,图2给出了各序分量网络示意图。图中, $Z_{\rm T}$ 为换流变压器的漏抗; $Z_{\rm L}$ 为线路MN的阻抗; $R_{\rm f}$ 为故障点处的过渡电阻; α 为母线M到故障点的线路距离与线路MN长度的比值; $U_{\rm fA}$ 为故障点处A相电压; $I_{\rm fA}$ 为故障点处的A相故障电流。



图 2 各序分量网络示意图 Fig.2 Schematic diagram of each sequence component network

由于电力电子器件过流能力的限制,故障期间 换流站发出的正、负序电流与正常运行时的电流相 比幅值相差不大,因此电网侧(N侧)正、负序电流的 幅值分别远大于换流站侧(M侧)的正、负序电流幅 值,即:

$$\left|I_{NA}^{+}\right| \gg \left|I_{MA}^{+}\right|, \left|I_{NA}^{-}\right| \gg \left|I_{MA}^{-}\right|$$

$$(5)$$

则有:

$$\boldsymbol{I}_{NA}^{+} \approx \boldsymbol{I}_{fA}^{+}, \quad \boldsymbol{I}_{NA}^{-} \approx \boldsymbol{I}_{fA}^{-}$$
(6)

对于A相接地故障而言,流入故障点的正、负、 零序电流相等,其表达式为:

$$I_{fA}^{+} = I_{fA}^{-} = I_{fA}^{0} = \frac{U_{f|0|}}{Z_{\Sigma}^{+} + Z_{\Sigma}^{-} + Z_{\Sigma}^{0} + 3R_{f}} = \frac{U_{f|0|} \angle -\theta_{|0|}}{\left| Z_{\Sigma}^{AG} \right| \angle \theta_{Z-AG}} = \frac{U_{f|0|}}{\left| Z_{\Sigma}^{AG} \right|} \angle -(\theta_{|0|} + \theta_{Z-AG}) \quad (7)$$

其中, $U_{f|0|}$ 为故障前故障点f处的电压; $Z_{\Sigma}^{*}, Z_{\Sigma}^{0}, Z_{\Sigma}^{0}$ 分别为正、负、零序网络总阻抗; $\theta_{|0|}$ 为正序电压跳变 角; Z_{Σ}^{AC} 为A相接地故障网络的总阻抗; θ_{Z-AG} 为阻 抗角。

根据图2(c)可知,*M*侧和*N*侧零序电流与故障 点零序电流间的关系为:

$$\begin{cases} I_{MA}^{0} = \frac{(1-\alpha')Z_{L}^{0} + Z_{N}^{0}}{Z_{T}^{0} + Z_{L}^{0} + Z_{N}^{0}} I_{fA}^{0} = C_{M0}I_{fA}^{0} \\ I_{NA}^{0} = \frac{\alpha'Z_{L}^{0} + Z_{T}^{0}}{Z_{T}^{0} + Z_{L}^{0} + Z_{N}^{0}} I_{fA}^{0} = (1-C_{M0})I_{fA}^{0} \end{cases}$$
(8)

其中, $0<\alpha'<1$; C_{M0} 为M侧零序电流的分配系数。一般而言,故障两侧的零序阻抗角近似相等,因此 C_{M0} 近似为实数。

根据式(3)和式(6)—(8),可得*M*侧和*N*侧A相 电流的表达式分别为:

$$I_{MA} = I_{MA}^{+} + I_{MA}^{-} + I_{MA}^{0} = I_{Mm}^{+} \angle \theta + k_{pq} k_{u} I_{Mm}^{+} \angle (\delta^{-} + \theta) + C_{M0} \frac{U_{f|0|}}{|Z_{\Sigma}^{AG}|} \angle -(\theta_{|0|} + \theta_{Z-AG})$$
(9)

$$I_{NA} = I_{NA}^{+} + I_{NA}^{-} + I_{NA}^{0} \approx (3 - C_{M0}) \frac{U_{f|0|}}{|Z_{\Sigma}^{AG}|} \angle -(\theta_{|0|} + \theta_{Z-AG})$$
(10)

由式(9)可知,当发生接地故障时,M侧的故障 电流包含了正、负、零序分量。在实际工程中,考虑 到成本问题,电力电子器件的电流裕度一般为额定 值的1.1~1.2倍。因此,换流器输出的正序和负序电 流的合成分量与额定电流相差不大。换流变压器采 用Y_d/△接线方式,零序电流与换流器无关。零序 电流是故障点的零序电压和线路零序阻抗及变压器 漏抗共同作用产生的。若过渡电阻不大,由于线路 零序阻抗及变压器漏抗相对较小,当发生接地故障 时,在零序电压的作用下,产生的零序电流一般远大 于额定电流;若过渡电阻很大,零序电流可能与换流 站输出的正、负序电流相差不大。因此,除了经高阻 接地外,当发生接地故障时,换流站侧的故障电流以 零序分量为主。

1.2 发生非接地故障时的故障电流特性分析

本节以BC两相短路故障为例进行分析。对于 相间短路故障而言,故障点只有正序和负序电压,不 存在零序电压,因此故障电流只包含正序和负序电 流。根据式(3),*M*侧B、C两相的故障电流可表 示为:

$$\begin{cases} I_{MB} = I_{MB}^{+} + I_{MB}^{-} = I_{Mm}^{+} \angle (\theta - 2\pi/3) + \\ k_{pq} k_{u} I_{Mm}^{+} \angle (\delta^{-} + \theta + 2\pi/3) \\ I_{MC} = I_{MC}^{+} + I_{MC}^{-} = I_{Mm}^{+} \angle (\theta + 2\pi/3) + \\ k_{pq} k_{u} I_{Mm}^{+} \angle (\delta^{-} + \theta - 2\pi/3) \end{cases}$$
(11)

根据前文的分析,故障期间*M*侧的正、负序电流 分别远小于*N*侧的正、负序电流,因此*N*侧的正、负 序电流分别近似等于故障点的正、负序电流,即有:

$$I_{NA}^{+} = -I_{NA}^{-} \approx I_{fA}^{+} = \frac{U_{f|0|}}{Z_{\Sigma}^{+} + Z_{\Sigma}^{-} + R_{f}} = \frac{U_{f|0|} \angle -\theta_{|0|}}{\left| Z_{\Sigma}^{BC} \right| \angle \theta_{Z-BC}} = \frac{U_{f|0|}}{\left| Z_{\Sigma}^{BC} \right|} \angle -(\theta_{|0|} + \theta_{Z-BC}) \quad (12)$$

其中, Z_{Σ}^{BC} 为BC相间短路故障网络的总阻抗; θ_{Z-BC} 为阻抗角。

根据式(12), N侧B、C两相的故障电流可表示为:

$$I_{NB} = -I_{NC} = \frac{\sqrt{3} U_{f|0|}}{|Z_{\Sigma}^{BC}|} \angle -(\theta_{|0|} + \theta_{Z-BC} + \pi/2) \quad (13)$$

根据本节对故障电流特性的分析,可以得到如下结论:①受电力电子器件过流能力的限制,换流站发出的正、负序电流幅值与正常运行时的额定电流相比相差不大;②除经高阻接地外,当发生接地故障时,换流站侧的故障电流以零序分量为主;③换流站侧故障电流的幅值和相角与故障类型、过渡电阻大小、有功和无功参考值、故障位置等诸多因素有关。

2 MMC-HVDC 对电流相位差动保护动作性 能的影响分析

本节将以单相接地故障和相间短路故障为例, 推导输电线路两侧故障电流相位差的解析表达式, 进而分析 MMC-HVDC 接入对电流相位差动保护动 作性能的影响。

2.1 发生接地故障时电流相位差动保护适应性 分析

本节以A相接地故障为例进行分析。进一步化简式(9)可得:

$$I_{MA} = I_{Mm}^{MMC} \angle \theta^{MMC} + \frac{C_{M0}U_{f[0]}}{|Z_{\Sigma}|} \angle -(\theta_{[0]} + \theta_{Z-AG}) \quad (14)$$

$$\begin{cases} I_{Mm}^{MMC} = I_{Mm}^{+} \sqrt{1 + k_{pq}^{2}k_{u}^{2} + 2k_{pq}k_{u}\cos\delta^{-}} \\ \theta^{MMC} = \arctan\frac{\sin\theta + k_{pq}k_{u}\sin(\delta^{-} + \theta)}{\cos\theta + k_{pq}k_{u}\cos(\delta^{-} + \theta)} \end{cases} \quad (15)$$

式(14)等号右边的第1项为正、负序电流的合成相量,第2项为零序电流相量。受限于电力电子器件的过流能力,故障期间MMC换流站输出的正序电流、负序电流与正常运行时的电流相差不大。因此,一般情况下式(14)等号右边第2项的幅值远大于第1项的幅值,此时*M*侧A相电流的相位主要由第2项即零序分量决定。对比式(10)和式(14)可以看出,*N*侧A相电流的相位与*M*侧A相电流式(14)等号右边第2项的相位基本相同,则*M*侧和*N*侧A相故障电流的相位相差不大,电流相位差动保护能够可靠动作。

假设式(14)等号右边第2项与第1项的幅值比 为*K*^{MMC}。为了进一步验证电流相位差动保护在接地 故障情况下的动作性能,假设式(14)等号右边第2 项与第1项的幅值比*K*^{MMC}最低可为1.1,且式(14)等 号右边第1项的相角θ^{MMC}可以在0°~360°范围内任 意变化。图3给出了幅值比*K*^{MMC}在1.1~5范围内变 化且θ^{MMC}在0°~360°范围内变化时,*M*侧和*N*侧A相 电流的相位差。[140°,220°]为相位差动保护的非动 作区,非动作区的选取原则可参考文献[4]。由图3 可知,当发生A相接地故障时,无论*K*^{MMC}和θ^{MMC}如何 变化,线路两侧A相电流的相位差始终没有落入保 护的非动作区,电流相位差动保护能够正确动作清 除故障线路。





值得注意的是,若考虑极端情况,假设线路发生 经过很高的过渡电阻的接地故障,则式(14)等号右 边第2项的幅值可能小于等号右边第1项的幅值,则 K^{MMC}≥1.1的假设不再成立。此时,线路两侧A相电 流的相位差可能落入保护非动作区。综上所述,当 发生接地故障时,绝大多数情况下电流相位差动保 护均能正确动作,但当线路发生经过很高的过渡电 阻接地故障时,保护存在拒动的风险。

本节以A相接地故障为例分析了发生接地故障 时电流相位差动保护的适应性问题。需要指出的 是,两相接地故障与单相接地故障的分析过程类似, 本文不再赘述。 2.2 发生非接地故障时电流相位差动保护适应性 分析

本节以BC相间短路故障为例进行分析。整理 化简式(11)可得*I*_{MB}、*I*_{MC}的相位表达式为:

$$\begin{cases} \theta_{MB} = \arctan \frac{\sin(\theta - 2\pi/3) + k_{pq}k_u\sin(\delta^- + \theta + 2\pi/3)}{\cos(\theta - 2\pi/3) + k_{pq}k_u\cos(\delta^- + \theta + 2\pi/3)} \\ \theta_{MC} = \arctan \frac{\sin(\theta + 2\pi/3) + k_{pq}k_u\sin(\delta^- + \theta - 2\pi/3)}{\cos(\theta + 2\pi/3) + k_{pq}k_u\cos(\delta^- + \theta - 2\pi/3)} \end{cases}$$
(16)

由式(11)和式(16)可得线路两侧B、C相电流的 相位差为:

$$\begin{cases} \theta_{\rm B}^{\Delta} = \theta_{\rm MB} + \theta_{\rm |0|} + \theta_{\rm Z-BC} + \pi/2 \\ \theta_{\rm C}^{\Delta} = \theta_{\rm MC} + \theta_{\rm |0|} + \theta_{\rm Z-BC} - \pi/2 \end{cases}$$
(17)

由式(4)、式(16)和式(17)可知,线路两侧电流 相位差与有功和无功参考值、控制目标、电压不平衡 度、线路参数、故障位置、正序电压跳变角等多个因 素有关。为了便于分析,假设 $R_{f}\approx0$,则 $k_{a}\approx1$ 。对于 高压输电线路而言,其电抗与电阻之比较大,因此 $\theta_{Z-BC}\approx90^{\circ}$ 。采用控制目标2即 $k_{pq}=0$,故障期间换流 站一般无法满功率传输有功,假设 P° 在-0.8~0.8 p.u. 之间变化, $\theta_{00}\approx0^{\circ}$, $Q^{\circ}=\sqrt{1.0-(P^{\circ})^{2}}$ 。在前述条件下, 图4给出了当发生 BC 相间短路故障时,随着有功参 考值的变化,线路两侧 B、C 相电流相位差的变化规 律(图中 P° 为标幺值)。由图4可知,当 P° 发生变化 时,线路两侧 B、C 相电流相位差可能落入保护不动 作区,导致继电器拒动,威胁电力系统的安全运行。



图4 有功参考值变化时的线路两侧电流相位差

Fig.4 Current phase difference between two sides of transmission line when active power reference changes

当电力系统发生短路故障时,过渡电阻 R_r 一般不为0,这使得电压不平衡度 k_u <1,负序电压与正序电压不再同相位,且负序电压相位滞后,即 δ^- <0°。假设电压不平衡度 k_u 在1/3~2/3范围内变化, δ^- 在-30°~-5°范围内变化。图5给出了有功和无功参考值固定而负序电压相角 δ^- 和电压不平衡度 k_u 变化时,线路两侧故障相电流的相位差。其中, k_{pq} =-1, P^* =0.3 p.u., Q^* =0.95 p.u.。由图5可知,B相电流相位差位于100°~130°范围内,没有落入保护的非动作区,继电器可以可靠动作;而C相电流相位差位于115°~

155°范围内,可能会落入保护的非动作区,存在保护拒动的风险。





综上所述,当发生接地故障时,由于零序电流的存在,故障线路两侧电流相位差并不大,电流相位差 保护一般能可靠动作;当发生非接地故障时,线路两侧电流相位差受有功和无功参考值、控制目标、过渡 电阻大小、电压不平衡度等多种因素的影响,在某些 特定条件下交流线路两侧电流相位差可能落入保护 的非动作区,导致电流相位差保护拒动。对于非故 障线路而言,线路两侧电流相位差约为180°,位于保 护的非动作区,因此一般不会出现非故障线路保护 误动的情况。

需要指出的是,ABC 三相短路故障的分析过程 与BC 相间短路故障类似,本文不再赘述。因此,当 区内发生三相短路故障时,电流相位差动保护存在 拒动的风险。

3 仿真结果与分析

为了验证本文理论分析的正确性,在PSCAD/ EMTDC 中搭建双端 MMC-HVDC 模型,单侧示意图 见图1。仿真参数如下:额定容量为1000 MV·A,额 定频率为50 Hz,网侧额定电压为525 kV,阀侧额定 电压为375 kV,变压器漏抗为14%,直流电压 u_{dc} 为 700 kV,交流线路长度为50 km,线路正序阻抗为 0.02+j0.28 Ω / km,线路零序阻抗为0.065+j0.728 Ω / km,系统等值正序阻抗为0.520 3+j5.947 2 Ω,系 统等值零序阻抗为1.893 8+j15.424 2 Ω。

3.1 发生接地故障时相位差动保护动作性能验证

图 A2(a)为当 P^* =-600 MW、 Q^* =400 Mvar、 R_f =5 Ω时,输电线路两侧电流的波形图(电流方向参考 图 1)。由图 A2(a)可知,当发生 A 相接地故障时,电 网侧(N侧)A 相电流较大,与同步电网的故障特性 相似;换流站侧(M侧)电流以零序分量为主,与前文 的理论分析一致。

图 A2(b)为当 *P*^{*}=-600 MW、*Q*^{*}=400 Mvar 时, 不同过渡电阻(即*R*_t为10、100、150、300 Ω)下,线路 两侧A相电流相角差。由图A2(b)可看出,当 R_f 分别为10、100、150 Ω时,A相电流相位差均未落入保护不动作区,电流相位差动保护能够正确动作。但是随着过渡电阻的增加,电流相角差越来越接近保护不动作区,这意味着保护的灵敏度下降。这主要是因为随着过渡电阻的增大,式(14)等号右边的第2项与第1项的幅值比 K^{MMC} 逐渐减小。如图A2(b)所示,当 R_f =300 Ω时,过渡电阻很大,导致零序电流很小,使得 K^{MMC} 较小,线路两侧的电流不再以零序分量为主,电流相位差落入保护不动作区,保护拒动。

图 A2(c)给出了换流站输出有功和无功参考值 变化时线路两侧 A 相电流相角差。图中的案例 1—4 的有功参考值 P*分别为 -800、-400、600、800 MW, 无功参考值 Q*分别为 400、700、400、300 Mvar。由图 A2(c)可看出,发生故障后达到稳态时,相角差位于 保护不动作区之外,意味着相角差位于保护的动作 区内, A 相电流相位差动保护能可靠动作切除 A 相 故障线路。由附录中图 A2(b)和图 A2(c)所示结果 可知,发生单相接地故障后,稳态时故障相电流相角 差离保护不动作区较远,说明保护的灵敏度较高。

根据本节的分析可知,当发生单相接地故障时, 除了经过高阻接地之外,其他故障情况下电流相位 差动保护均能正确动作。

3.2 发生相间短路故障时相位差动保护动作性能 验证

为了验证有功和无功参考值变化对电流相位差 动保护的影响,附录中图A3(c)给出了*R*_f=1Ω且换 流站输出有功和无功变化时线路两侧电流相角差。 图中的工况1—4分别对应换流站运行的4个象限, 相应的有功参考值*P**分别为-500、500、500、-500 MW, 无功参考值*Q**分别为-400、-400、400、400 Mvar。由 图A3(c)可看出,不同的有功和无功参考值下,两侧 电流相角差区别较大。在工况3下,B相电流相角差 落入保护非动作区,保护拒动;在工况4下,C相电流 相角差落入保护非动作区,保护拒动。此外,在工况 3下,C相电流相角差约为240°,距离保护非动作区 的边界220°较近,保护灵敏度较低。

3.3 不同电网强度和故障时刻下的仿真结果

本节选取3种不同的电网阻抗参数,验证不同 电网强度下电流相位差动保护的性能。假设1.3 s 时刻发生A相接地故障,过渡电阻为60 Ω 。有功和 无功参考值分别为500 MW和200 Mvar。本节设置 3组系统阻抗参数:参数组合1,正序阻抗为0.5203+ j5.9472 Ω ,零序阻抗为1.8938+j15.4242 Ω ;参数组 合2,正序阻抗为4.3578+j49.8 Ω ,零序阻抗为 3.1402+j59.9 Ω ;参数组合3,正序阻抗为10.4587+ j119.54 Ω ,零序阻抗为7.8504+j149.79 Ω 。随着阻 抗参数的增大,交流电网由强系统逐渐变为弱系统。 仿真结果如附录中图A4所示。由图A4可以看出, 虽然交流电网由强系统逐渐变为弱系统,但线路两 侧电流相位差变化并不大,且电流相位差位于保护 动作区。因此,电流相位差动保护受电网强度的影 响较小。

为了验证电流相位差动保护的性能与故障时刻的关系,附录中图A5给出1.3、1.305、1.31、1.315 s这4个故障时刻对应的仿真结果。由图A5可以看出,当达到稳态时,不同故障时刻对应的线路两侧电流相位差相等。由此可知,电流相位差动保护不受故障时刻的影响。

4 结论

100

本文深入研究了MMC-HVDC 接入对电流相位 差动保护的影响,并对理论分析进行了仿真验证,所 得结论如下:

(1)线路两侧故障相电流相位差受换流站有功 和无功参考值、控制目标、过渡电阻大小、故障类型 等诸多因素的影响;

(2)当发生接地故障时,由于零序电流的存在, 绝大多数故障工况下电流相位差动保护能够可靠动 作清除故障线路,但经高阻接地故障除外;

(3)当发生非接地故障时,随着功率参考值、控制目标、过渡电阻的变化,故障线路两侧电流相角差可能落入保护非动作区,电流相位差动保护存在拒动的风险,威胁电网的安全运行。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] VIDAL-ALBALATE R, BELTRAN H, ROLAN A, et al. Analysis of the performance of MMC under fault conditions in HVDCbased offshore wind farms [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2):839-847.
- [2]杨柳,朱喆,侯婷,等.背靠背直流输电技术及其在鲁西异步联网工程中的应用[J].南方电网技术,2018,12(4):1-6.
 YANG Liu,ZHU Zhe,HOU Ting, et al. Technology of back-to-back DC transmission system and its application in Luxi asynchronous interconnection project[J]. Southern Power System Technology,2018,12(4):1-6.
- [3] 凌卫家,孙维真,张静,等. 舟山多端柔性直流输电示范工程典型运行方式分析[J]. 电网技术,2016,40(6):1751-1758.
 LING Weijia, SUN Weizhen, ZHANG Jing, et al. Analysis of typical operating modes of Zhoushan multi-terminal VSC-HVDC pilot project[J]. Power System Technology,2016,40(6): 1751-1758.
- [4] 贺家李,李永丽,董新洲,等. 电力系统继电保护原理[M]. 5
 版. 北京:中国电力出版社,2018:189-199.
- [5] 丁久东,田杰,刘奎,等.柔性直流输电对交流系统负序方向元件影响分析[J].电力系统自动化,2017,41(12):113-117.

DING Jiudong, TIAN Jie, LIU Kui, et al. Impact of VSC-HVDC on negative sequence directional component in alternating current system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(12):113-117.

- [6] ALAM M M, LEITE H, LIANG J, et al. Effects of VSC based HVDC system on distance protection of transmission lines [J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2017, 92:245-260.
- [7] ALAM M M, LEITE H, SILVA N, et al. Performance evaluation of distance protection of transmission lines connected with VSC-HVDC system using closed-loop test in RTDS[J]. Electric Power Systems Research, 2017, 152:168-183.
- [8] XUE S M, YANG J Y, CHEN Y X, et al. The applicability of traditional protection methods to lines emanating from VSC-HVDC interconnectors and a novel protection principle [J]. Energies, 2016,9(6):400.
- [9] HUANG S F,LI O,SHEN H M, et al. Effect of commutation failure on the distance protection and the countermeasures
 [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2015,9(9): 838-844.
- [10] 申洪明,黄少锋,费彬.交直流互联系统对距离保护动作特性的影响分析及对策[J].电力系统自动化,2015,39(11):58-63,82.
 SHEN Hongming,HUANG Shaofeng,FEI Bin. Effect analysis of

AC / DC interconnected network on distance protection performance and countermeasures [J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11):58-63, 82.

- [11] 李一泉,屠卿瑞,陈桥平,等.大型光伏电站对送出线路保护选相元件的影响[J].电网技术,2018,42(9):2976-2982.
 LI Yiquan,TU Qingrui,CHEN Qiaoping, et al. Influence of large-scale photovoltaic power plant on phase-selection elements of line protections[J]. Power System Technology,2018, 42(9):2976-2982.
- [12] 李彦宾, 贾科, 毕天妹, 等. 逆变型电源对故障分量方向元件的 影响机理研究[J]. 电网技术,2017,41(10):3230-3236.
 LI Yanbin, JIA Ke, BI Tianshu, et al. Influence mechanism of inverter-interfaced renewable energy generators on fault component based directional relay[J]. Power System Technology, 2017,41(10):3230-3236.
- [13] 瞿继平,吴兴全,闫凯,等.光伏电站弱电源特性对送出线路继 电保护的影响[J].电力自动化设备,2015,35(5):146-151.
 QU Jiping,WU Xingquan,YAN Kai,et al. Influence of PV station weak power feature on relay protection of outgoing transmission line[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(5):146-151.
- [14] 王晨清,宋国兵,汤海雁,等.选相及方向元件在风电接入系统中的适应性分析[J].电力系统自动化,2016,40(1):89-95.
 WANG Chenqing, SONG Guobing, TANG Haiyan, et al. Adaptability analysis of phase selectors and directional relays in power systems integrated with wind farms[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016,40(1):89-95.
- [15] 张保会,王进,原博,等.风电接入对继电保护的影响(四):风电场送出线路保护性能分析[J].电力自动化设备,2013,33
 (4):1-5,11.
 ZHANG Baohui, WANG Jin, YUAN Bo, et al. Impact of wind

farm integration on relay protection (4) : performance analysis for wind farm outgoing transmission line protection [J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(4):1-5, 11.

- [16] 黄涛,陆于平,凌启程,等.适应于双馈风电场的改进故障序分量选相方法[J].电力自动化设备,2016,36(4):123-128.
 HUANG Tao,LU Yuping,LING Qicheng, et al. Improved fault-sequence component phase selector applied to DFIG-based wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36 (4):123-128.
- [17] 赵新. 电励磁直驱风力发电机并网控制技术研究[D]. 北京: 北京交通大学,2014.

ZHAO Xin. Grid-connected control technology for electricity excitation direct-driven wind power generation [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2014.

作者简介:



梁营玉(1989—),男,山东济宁人,副 教授,博士,主要研究方向为电力电子化电 力系统继电保护技术以及柔性交直流输配电 技术(E-mail:liangyingyu2013@163.com); 李武林(1995—),男,山西运城人,硕

士研究生,主要研究方向为新能源电站对 交流电网继电保护的影响;

卢正杰(1995-),男,河北石家庄人,

硕士研究生,主要研究方向为电力电子化电力系统继电保护 技术。

Influence of MMC-HVDC on current phase differential protection of AC line

LIANG Yingyu, LI Wulin, LU Zhengjie, ZHAO Feng, ZHA Wenting

(School of Mechanical Electronic and Information Engineering, China University of

Mining and Technology(Beijing), Beijing 100083, China)

Abstract: MMC-HVDC(Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current) is highly controllable and its fault current characteristics are quite different from that of traditional synchronous power supply, which may affect the performance of current phase differential protection. The current expressions of the fault line at both converter station side and grid side are derived, and the fault current characteristics are deeply analyzed. On this basis, the analytical expressions of current phase angle difference between the two sides of fault line are derived under the conditions of single-phase grounding fault and phase-to-phase short circuit fault. The influence of fault type, voltage unbalance degree and power reference value on current phase angle difference of fault line is analyzed. And then the influence mechanism of MMC-HVDC on the performance of current phase differential protection is pointed out. The simulation model is built in PSCAD / EMTDC and the simulative results verify the correctness of the theoretical analysis.

Key words: modular multilevel converter; HVDC power transmission; current phase differential protection; adaptability analysis; fault characteristic

















Fig.A5 Simulative results of different fault inception times