第 50 卷 第 12 期：5468-5484 高电压技术 Vol.50, No.12: 5468-5484
2024 年 12 月 31 日 High Voltage Engineering December 31, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20231536

基于扩展边界的柔性直流输电网区域纵联保护

薛士敏，张君婷，李博通，李翔宇
（智能电网教育部重点实验室(天津大学)，天津 300072）

摘　要：直流保护是保证多端柔性直流输电网安全的关键。行波保护动作速度快，可满足现有柔直电网对保护速动性的要求，但存在采样频率较高、可靠性不足、在线路边界受限时灵敏性较低的问题。针对上述问题，充分利用换流站及其各出线上的平波电抗器组成扩展边界，提出新型区域纵联方向保护原理。首先，分析扩展边界两侧电压的故障特征，利用扩展边界对电压时域波形的显著衰减形成的正反方向不同的故障特征来构造方向元件，构成纵联方向保护。该保护原理同时具备母线故障判别能力，并与相邻保护协调配合形成区域保护方案。其次，分析行波多次折反射过程对方向元件的影响，并给出保护动作时间。最后，进行仿真分析和对比验证。所提保护原理对采样频率要求低，在高阻故障、强噪声以及边界特性削弱时仍具有较高的灵敏性和可靠性。
关键词：多端柔性直流输电网；扩展边界；故障行波分析；故障方向识别；区域保护；方向纵联保护

Regional Pilot Protection for Flexible HVDC Grid Based on Extended Boundary

XUE Shimin, ZHANG Junting, LI Botong, LI Xiangyu
(Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education(Tianjin University), Tianjin 300072, China)

Abstract：DC protection is essential for the safety of multi-terminal DC (MTDC) transmission grid. Traveling wave protection is fast enough to satisfy the speed requirement of DC protection, however, has defects of high sampling rate, low reliability and low sensibility when line boundary is limited. In this paper, the new regional directional pilot protection scheme is proposed, in which extended boundaries consisting of the converter and the reactors at each line of converter are used. Firstly, the fault characteristics of voltage on both sides of extended boundaries are analyzed. The different fault characteristics between backward and forward faults caused by the obviously attenuation characteristics of extended boundaries on voltage time domain waveform are used to realize the fault identification, in which the directional pilot protection is developed. Busbar fault identification can also be realized. In addition,a regional protection scheme is formed by coordination between adjacent protections. Then the influence of multiple reflected and refracted traveling wave on the fault characteristic is analyzed, and the protection operation time is settled. Finally, simulations and comparisons are performed. The proposed scheme has a characteristic of low requirements for sampling rate, and has a high sensibility and reliability under large fault resistance, strong noise, and relatively low reactor.
Key words：multi-terminal flexible DC transmission grid; extended boundary; the analysis of the fault traveling wave; fault direction identification; regional protection; directional pilot protection

0　引言

高压大容量柔性直流输电网因其传输距离远、线路损耗低、运行方式灵活可控等特点，在光伏、海陆风电等大规模新能源接入场景中应用广泛，是实现我国双碳目标的重要支撑[1-4]。远距离输电中常采用架空线路，但其故障概率高、冲击大、波及范围广，亟需研究可靠性高的继电保护技术以保证柔直电网的安全、可靠运行[5-6]。

单端量保护原理速动性好，但存在整定计算困难、无法区分近端高阻故障与区外金属性故障等固有缺陷，在高阻故障下有拒动的可能。而纵联保护原理在满足柔直电网对保护速动性要求时(如应用于短线路或作为后备保护时)，可有效克服上述单端量保护存在的问题，因此可做深入研究。现有纵联保护原理包括纵联差动保护原理和方向纵联保护原理，其中纵联差动保护原理需利用故障后一段时间内线路两端量测数据，数据传输量大，对数据同步和站间通信能力要求高。而方向纵联保护原理只需利用逻辑信号进行判别，易于实现，更具优势。因

基金资助项目：国家电网有限公司总部管理科技项目(5500-202199270A-0-0-00)。
Project supported by Science and Technology Project Managed by the Headquarters of SGCC(5500-202199270A-0-0-00).

此，开展方向纵联保护的研究具有一定价值。

灵敏、可靠、快速的方向元件设计是实现方向纵联保护的关键，而方向元件可利用边界元件特性实现对故障方向的判断[7]。柔直输电网(如已建成投运的张北工程)各线路两端通常设置平波电抗器，以限制故障电流的快速发展。平波电抗器作为边界元件，对故障暂态信号频域能量和时域波形具有衰减作用[8-9]。文献[10-11]基于电流突变量极性区分故障方向，在过渡电阻和线路分布电容的影响下，其可靠性和灵敏性不足[12]。文献[13-17]利用正、反向行波幅值或其能量的差异构造行波方向保护判据，具有动作速度快、不依赖线路边界的优势。然而，提取方向行波时对于波阻抗的等效不够精确，且判据在部分情况下存在失效的可能[18-19]。文献[18]分析了线路频变特性和反方向故障对传统行波方向保护灵敏性和可靠性的影响，利用线路波阻抗在高频处的稳定特性，提出基于时域行波的方向保护判据，使得传统行波方向保护的灵敏性进一步提升。文献[19]分析了行波幅值比较式保护失效的边界，并提出了基于故障行波差异性的方法。从上述分析看，影响方向判据性能的因素是线路的频变特性、过渡电阻、故障位置等，而这些影响因素都会导致单一测点电气量发生变化，这是造成仅选用平波电抗器线路侧这单一测点构造的时域保护方法灵敏性和可靠性较低的根本原因。上述方法通过改善计算精度来提升方向判据性能，而调整保护测量数据来源(将保护测量信息的来源从单一测点扩展为多个测点)同样可以实现相同的效果。

选用本极线路边界元件两端[20-23]、本极与对极线路边界元件两端[24]、本极与相邻直流母线侧、线路侧[25-26]多测点的量测信息，可改善基于单一测点电气量的保护原理的可靠性。文献[21-23]利用平波电抗器线侧和母线侧电压量的比值来确定故障发生的方向。其中，通过小波变换提取电压频率成分的方法[21]具备较强的抗噪声干扰的能力，但计算复杂度高；选择电压特定频段成分的方法[22]在选取频段时较为复杂。相比于频域保护算法，基于时域边界特性的保护算法无需提取故障信号中快速衰减的频率成分，而是直接利用时域量测信号，具有计算简便的天然优势。文献[23]在时域中利用电压变化率计算比值判别故障方向，但易受到噪声干扰。随着平波电抗器电感值的减小，边界保护的可靠性和灵敏性将进一步下降[24]。对此，文献[25]以平波电抗器和相邻线路为边界，利用边界暂态能量判断故障方向以扩大故障差异，较单一平波电抗器边界有所扩展，但在高阻故障和强噪声环境中仍存在拒动的风险。因此，有必要进一步挖掘边界时域衰减特性，扩大故障下电压时域波形特征的差异，研究边界削弱时具有足够灵敏性、并在高阻故障和强噪声环境中也具备足够可靠性的方向元件。

此外，在引入多点测量数据后，保护范围不再局限于本线路，而是扩展到母线区域和相邻线路区域。如文献[20，23]所提保护原理同时利用了平波电抗器两侧的电压采样信息，在具备线路保护功能的同时实现了对母线区域的保护。总之，多点信息的引入有利于相邻线路的保护相互配合，并形成区域保护方案，进而从系统层面上提升保护的可靠性。

本文以多端柔直电网为研究对象，提出一种基于扩展边界的纵联保护原理。首先，详细推导故障行波的产生与传播过程，在此基础上，利用线路扩展边界的显著衰减特征构造方向识别元件，在MATLAB 中编程验证仿真值与计算值的一致性。其次，分析故障行波在波阻抗不连续处的多次折反射过程对方向元件的影响，并确定保护动作时间。然后，研究相邻测点处保护的配合方法，提出区域保护方案。最后，在 PSCAD 中对所提保护原理进行仿真验证，并与现有保护原理进行对比分析。

1 基于扩展边界的纵联方向保护原理

1.1 相邻测点与扩展边界的定义

相邻测点是指模块化多电平换流站(modular multilevel converter, MMC)同一极性各出线上平波电抗器线路侧的多个测点。区域保护是指在引入相邻测点的电气量信息后，相邻测点所在线路的保护之间相互配合而形成的保护方案。以图 1 中 MMC1 正极出线为例，P_1 与 P_2 为相邻测点，线路 1 既属于 P_1 的正方向线路保护区，又属于 P_2 的反方向线路保护区。P_1 与 P_2 之间属于母线保护区。相邻测点的引入将使得每一极线路保护的保护范围从正方向扩展至其反方向，并为母线保护提供新思路，有利于保护之间相互配合，形成可靠性更高的区域保护。

扩展边界是指相邻测点之间的 2 个平波电抗器和换流站共同组成的物理边界。图 1 中 P_1、P_2 之间的平波电抗器 L_{P1}、L_{P2} 以及 MMC1 共同组成扩展边界。相比于由一个平波电抗器组成的单一线路边界，扩展边界可以为边界保护提供更加鲜明的衰减特

征。图 1 中：P 和 P′、N 和 N′分别位于正极、负极线路不同平波电抗器的线路侧；L_{N1}、L_{N2} 表示负极线路上的平波电抗器；f 表示故障位置。

1.2 直流线路故障初始行波特性分析

现有对于两端系统的故障分析[27]并不涉及相邻线路的故障特性，而在多端系统中需进一步考虑相邻线路的影响[28-29]。本节以线路 1 上的正极接地故障为例，在复频域中分析各模量故障行波的产生、传播与折反射过程，最终推导出 P_1、P_2 处电压故障分量及其比值的表达式。

以下分析过程省略下角标，未做特殊说明处对地模、线模分量均适用。故障行波传播过程如图 2 所示。图 2 中：Z_{L1} 和 Z'_{L1}、Z_{L2} 和 Z'_{L2} 分别为线路 1、线路 2 两端平波电抗器感抗；Z_{C1}、Z_{C2} 分别为线路 1、线路 2 的波阻抗；Z_{MMC2}、Z_{MMC4} 分别为 MMC2、MMC4 的等效阻抗；$\Delta U'_f$ 为故障点处的电压故障行波。

$\Delta U'_f$ 的地模、线模电压故障分量 $\Delta U'_{f_gm}$、$\Delta U'_{f_mm}$ 分别如式(1)、(2)所示，其推导过程见附录 A。其他电气量采用初始行波阶段模域下的系统各参数表达式[30]，见附录 B。

$$\Delta U'_{f_gm}=\frac{Z_{eq_gm}}{Z_{eq_gm}+Z_{eq_mm}+2R_g}\cdot\sqrt{2}\Delta U_f \tag{1}$$

$$\Delta U'_{f_mm}=\frac{Z_{eq_mm}}{Z_{eq_gm}+Z_{eq_mm}+2R_g}\cdot\sqrt{2}\Delta U_f \tag{2}$$

式中：ΔU_f 为故障附加电源；Z_{eq_gm}、Z_{eq_mm} 分别为从故障点看入的地模、线模等效阻抗；R_g 为过渡电阻。

为了反映线路对 $\Delta U'_f$ 的衰减和畸变作用，利用有理函数拟合线路的传播函数 $A(s)$，即：

$$A(s)=e^{-\gamma(s)x}=\sum_{i=1}^{n}\frac{k_i}{s-p_i}e^{-s\frac{x}{v}} \tag{3}$$

式中：s 为复频率；$\gamma(s)$ 为传播常数；v 为波速；x 为故障点到 P_1 的距离；k_i、p_i 分别为零点和极点，取值见附录 C。P_1 处入射波为：

$$u_{1E}=\Delta U'_f e^{-\gamma x} \tag{4}$$

将式(5)中反射电压波 u_{1R} 和折射电压波 u_{1T} 通过 P_1 处的反射系数 ρ_1、折射系数 τ_1 用入射电压波表示：

$$\begin{cases}u_{1R}=\rho_1 u_{1E}\\ u_{1T}=\tau_1 u_{1E}\end{cases} \tag{5}$$

式中：参数 ρ_1、τ_1 的具体推导过程见附录 D。

u_{1T} 经过扩展边界的分压作用，成为 P_2 的折射电压波 u_{2T}，即：

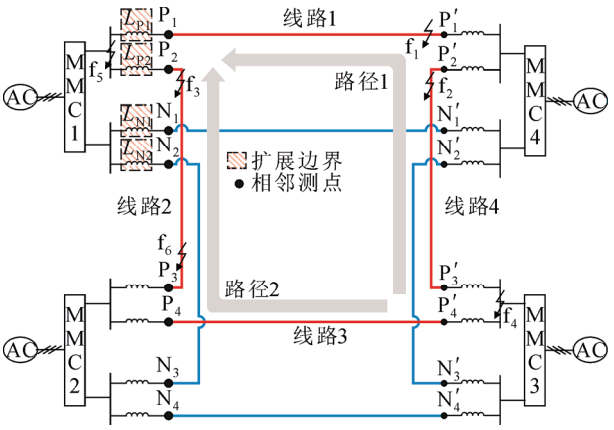


图 1 多端柔性直流输电系统示意图

Fig.1 Schematic of flexible MTDC system

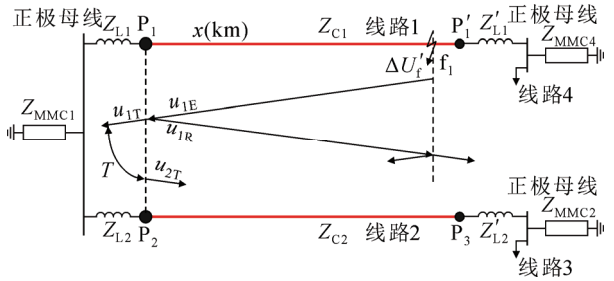


图 2 故障行波传播过程示意图

Fig.2 Schematic of fault traveling wave propagation process

$$u_{2T}=Tu_{1T} \tag{6}$$

式中：T 为扩展边界分压系数，其表达式为：

$$T=\frac{(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}}{Z_{L1}+(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}}\cdot\frac{Z_{C2}}{Z_{L2}+Z_{C2}} \tag{7}$$

分压系数 T 本质上与扩展边界的折射、反射系数有关，其大小受到 MMC 阻抗、平波电抗器电感量 L 以及线路波阻抗的影响，与过渡电阻、故障位置无关。由于 T 恒小于 1，因此即使式(7)中含有波阻抗，线路参数也不会改变相邻测点电压的大小关系。

P_1 处电压故障分量 ΔU_1 满足：

$$\Delta U_1=u_{1E}+u_{1R}=u_{1T} \tag{8}$$

P_2 处电压故障分量 ΔU_2 满足：

$$\Delta U_2=u_{2T}=Tu_{1T} \tag{9}$$

相邻测点处电压故障分量的比值(下文简称比值)为：

$$\frac{\Delta U_1}{\Delta U_2}=\frac{1}{T} \tag{10}$$

由式(7)可知，比值由扩展边界分压系数 T 决定。由于 $1/T>1$，故障线路的入射电压波经过扩展边界的显著衰减作用传播到相邻线路后，所到得的折射

波幅值更小，故相对于单一线路边界，扩展边界提供的衰减作用更强。比值可以清晰地反映故障发生的方向。

保护 1 正方向故障下，故障行波经过扩展边界的衰减作用后再向相邻线路传播，保护 1 处电压故障分量幅值较大，则式(11)成立。

$$\frac{\Delta U_1}{\Delta U_2}>1 \tag{11}$$

同理，保护 1 反方向故障下，故障行波经过相邻测点的先后顺序与保护 1 正方向故障下相反，故相邻测点处电压故障分量的大小关系与正方向故障下相反，则式(12)成立。

$$\frac{\Delta U_1}{\Delta U_2}<1 \tag{12}$$

母线故障产生的故障行波经线路边界的相同衰减作用，同时到达母线近端的相邻测点，故比值近似相等，则式(13)成立。

$$\frac{\Delta U_1}{\Delta U_2}=1 \tag{13}$$

母线故障充分利用了“等距”特性。例如 MMC1 母线 f_5 故障时，由于 L_{P1}=L_{P2}，P_1、P_2 到 f_5 的电气距离一致。

值得注意的是，对于本文四端电网中 MMC1 处母线而言，图 1 中路径 1 和路径 2 上 MMC 和线路边界数量一致，衰减作用相等，故远端母线 f_4 发生的故障最不易与本端母线故障相区分。由于实际工程中，路径 1 和路径 2 物理长度存在差异，线路的衰减作用不同，且从 2 个方向传来的故障行波不会同时到达相邻测点，“等距”特性不会严格成立。因此，远端母线故障下，式(13)不成立，远端母线故障可以与近端母线故障相区分。

若在未来复杂系统中的确存在“等距”特性严格成立的情况，则以 MMC1 为例，当本端母线故障时，初始行波阶段内，P_1 和 P_2 处只存在正向行波而不存在反向行波；而当远端母线故障时，任一相邻测点既存在正向行波，又存在反向行波。因此，需利用方向行波进一步区分近端母线故障和远端母线故障。

式(11)—式(13)中比值对地模、线模模量均成立，接下来通过相模反变换，对相邻测点电压故障分量全量的比值进行分析。由于不同极性故障下地模和线模分量的极性不一致，因此对每一采样时刻的电压故障分量取绝对值，累加后得到的电压故障分量的绝对值为：

$$|\Delta U_x|=\sum_{k=t_0}^{t_0+t_{DW}}|u_x(k)-u_N| \tag{14}$$

式中：t_0 为保护起动判据满足时刻；t_{DW} 为保护动作时间；ΔU_x 为电压故障分量；$u_x(k)$为每一时刻的电压采样值；x 为任一模量或全量(gm 为地模分量，mm 为线模分量，不标出则为全量)；u_N 为电压额定值。

相邻测点地模、线模电压故障分量分别为：ΔU_{1_gm}、ΔU_{2_gm}；ΔU_{1_mm}、ΔU_{2_mm}。根据式(10)，相邻测点每一模量的比值均满足：

$$\begin{cases}\dfrac{|\Delta U_{1_gm}|}{|\Delta U_{2_gm}|}=\dfrac{1}{|T_{_gm}|}>1\\ \dfrac{|\Delta U_{1_mm}|}{|\Delta U_{2_mm}|}=\dfrac{1}{|T_{_mm}|}>1\end{cases} \tag{15}$$

式中：$T_{_gm}$、$T_{_mm}$ 分别为分压系数地模、线模分量。

经相模反变换后得到各电压全量为：

$$\begin{cases}|\Delta U_{P1}|=\dfrac{1}{\sqrt{2}}|\Delta U_{1_gm}+\Delta U_{1_mm}|\\ |\Delta U_{N1}|=\dfrac{1}{\sqrt{2}}|\Delta U_{1_gm}-\Delta U_{1_mm}|\\ |\Delta U_{P2}|=\dfrac{1}{\sqrt{2}}|\Delta U_{2_gm}+\Delta U_{2_mm}|\\ |\Delta U_{N2}|=\dfrac{1}{\sqrt{2}}|\Delta U_{2_gm}-\Delta U_{2_mm}|\end{cases} \tag{16}$$

对于正极接地故障，有 ΔU_{1_gm}、ΔU_{2_gm}、ΔU_{1_mm}、ΔU_{2_mm}<0，再考虑由式(15)所得$|\Delta U_{1_gm}|>|\Delta U_{2_gm}|$和$|\Delta U_{1_mm}|>|\Delta U_{2_mm}|$，则有$|\Delta U_{1_gm}+\Delta U_{1_mm}|>|\Delta U_{2_gm}+\Delta U_{2_mm}|$。将式(16)分别代入比值$|\Delta U_{P1}|/|\Delta U_{P2}|$和$|\Delta U_{P1}|/|\Delta U_{N1}|$，得到：

$$\frac{|\Delta U_{P1}|}{|\Delta U_{P2}|}=\frac{|\Delta U_{1_gm}+\Delta U_{1_mm}|}{|\Delta U_{2_gm}+\Delta U_{2_mm}|}>1 \tag{17}$$

$$\frac{|\Delta U_{P1}|}{|\Delta U_{N1}|}=1+\frac{2|Z_{eq_gm}e^{-\gamma_{_gm}x}|}{|Z_{eq_gm}e^{-\gamma_{_gm}x}-Z_{eq_mm}e^{-\gamma_{_mm}x}|}>1 \tag{18}$$

式中：$\gamma_{_gm}$、$\gamma_{_mm}$ 分别为传播常数地模、线模分量。

同理，对于负极接地故障，有 ΔU_{1_gm}、ΔU_{2_gm}>0 和 ΔU_{1_mm}、ΔU_{2_mm}<0，得到：

$$\frac{|\Delta U_{N1}|}{|\Delta U_{N2}|}>1 \tag{19}$$

$$\frac{|\Delta U_{N1}|}{|\Delta U_{P1}|}>1 \tag{20}$$

对于双极故障，不存在地模分量。将 ΔU_{1_gm}=ΔU_{2_gm}=0 代入式(16)得到：

$$\frac{|\Delta U_{P1}|}{|\Delta U_{P2}|}=\frac{|\Delta U_{1_mm}|}{|\Delta U_{2_mm}|}>1\ \&\ \frac{|\Delta U_{N1}|}{|\Delta U_{N2}|}=\frac{|\Delta U_{1_mm}|}{|\Delta U_{2_mm}|}>1 \tag{21}$$

$$\frac{|\Delta U_{\mathrm{P1}}|}{|\Delta U_{\mathrm{N1}}|}=1 \tag{22}$$

以 0 ms 时线路 1 末端 f_1 发生正极金属性和高阻接地故障(R_g=500 Ω)为例，对于负极和极间故障的分析过程类似。

利用附录 E 中相邻测点电压故障分量地模、线模分量以及全量的详细表达式，在 MATLAB 中编程计算。将得到的计算值与 PSCAD 的仿真值作对比，得到图 3(a)、(b)。利用式(7)得到的比值计算值与 P_1、P_2 处电压故障分量逐点比值$|\Delta U_{\mathrm{P1}}|/|\Delta U_{\mathrm{P2}}|$的仿真值作对比，得到图 3(c)。图 3 中实线表示仿真值，虚线表示计算值。

由图 3(a)、(b)可知，初始行波阶段内，虽然较大的过渡电阻使相邻测点处电压各模量和全量的幅值明显衰减，但是各模量、全量计算值与仿真值变化趋势的一致性很高，同时相邻测点电压故障分量地模、线模和全量的大小关系也符合式(15)、(17)、(18)，由此证明了理论分析的正确性。少许偏差源于对输电线路波阻抗的线性化近似、MMC 参数的集总等效以及 MMC 控制环节等影响。式(7)、(10)中比值不包含 R_g，而图 3(c)中初始行波阶段内每一点比值的计算值与仿真值的变化趋势相符，且比值与过渡电阻无关，恰好验证了这一点。P_1、P_2 处电压故障分量的比值>1，这表明故障发生在 P_1 的正方向。

总之，本节分析结果可正确反映故障初始行波阶段内相邻测点电压故障分量及其比值的变化趋势。

1.3 基于扩展边界的方向元件

定义 $S=|\Delta U_1|/|\Delta U_2|$、$S'=|\Delta U_{1'}|/|\Delta U_{2'}|$，根据式(17)、(19)、(21)得到线路本端测点 1 和对端测点 1′处的保护的正方向故障判据，即：

$$\begin{cases} S > S_{\mathrm{set.F}} \\ S' > S_{\mathrm{set.F}} \end{cases} \tag{23}$$

同理，反方向故障判据为：

$$\begin{cases} S < S_{\mathrm{set.B}} \\ S' < S_{\mathrm{set.B}} \end{cases} \tag{24}$$

整定值需保证方向识别的准确性，取正方向故障判据整定值 $S_{\mathrm{set.F}}$=1.2、反方向故障判据整定值 $S_{\mathrm{set.B}}$=0.8。当本端保护和对端保护的正方向判据都成立时，判定为区内故障；任意一个反方向判据成立时，判定为区外故障。

母线故障判据为：

$$S_{\mathrm{set.B}} \le S \le S_{\mathrm{set.F}} \tag{25}$$

由于以扩展边界电压比值 S 构造的方向元件不受过渡电阻、故障位置和线路特性的变化影响。因此，过渡电阻不会造成保护灵敏度的显著改变，耐受过渡电阻能力强、不受故障位置和线路特性影响是所提保护原理的优势。

2 保护动作时间的确定

2.1 行波多次折反射过程对方向元件的影响

随着故障的发展，故障行波在波阻抗不连续处的折反射是影响保护动作时间 t_{DW} 的关键因素。本节通过分析波阻抗不连续处折反射波的极性对相邻测点电压故障分量幅值和比值的影响，得到 t_{DW} 的确定原则。

线路端点和故障点均为波阻抗不连续点，故障行波在此处发生折反射。线路端点保护安装处和故障点处的反射系数、折射系数 ρ、τ和 ρ_{f}、τ_{f} 分别为：

$$\begin{cases} \rho = \dfrac{Z_{\mathrm{eq}} - Z_{\mathrm{C}}}{Z_{\mathrm{eq}} + Z_{\mathrm{C}}} \\ \tau = \rho + 1 \end{cases} \tag{26}$$

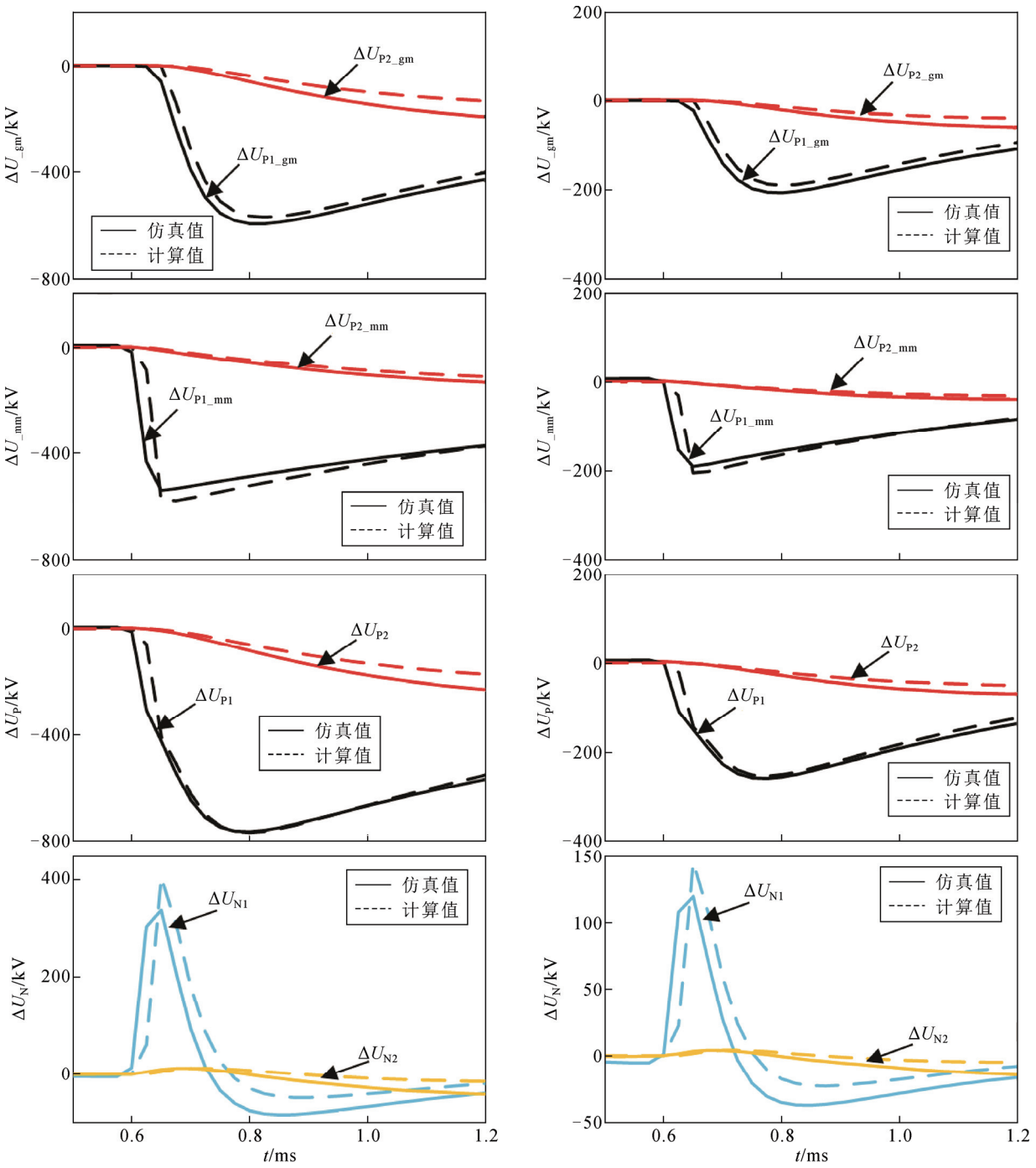
$$\begin{cases} \rho_{\mathrm{f}} = \dfrac{Z_{\mathrm{C}} // R_{\mathrm{g}} - Z_{\mathrm{C}}}{Z_{\mathrm{C}} // R_{\mathrm{g}} + Z_{\mathrm{C}}} \\ \tau_{\mathrm{f}} = \rho_{\mathrm{f}} + 1 \end{cases} \tag{27}$$

式中：Z_{eq} 为从故障点看入的等效阻抗；Z_{C} 为线路的波阻抗。

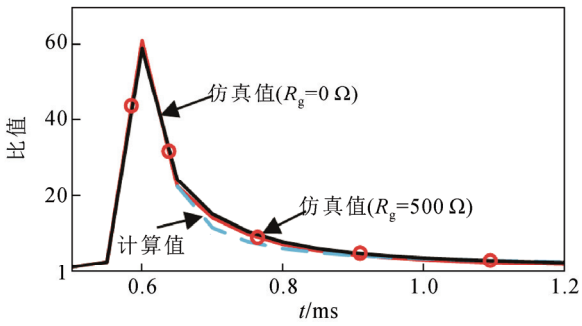
首先分析线路端点处的折反射过程。假设入射波为单位阶跃函数，对式(26)进行拉普拉斯反变换得到图 4。反射系数 ρ 极性发生变化，其原因在于扩展边界的频变特性：故障初期，故障行波含有丰富的高频分量，从端点看入的等效阻抗 Z_{eq} 较大，则有 $0<\rho<1$；随着时间的推移，高频分量衰减，等效阻抗 Z_{eq} 减小，使得 $Z_{\mathrm{eq}}<Z_{\mathrm{C}}$，则有$-1<\rho<0$。总之，线路端点处反射系数极性随时间由正到负发生反转，而折射系数极性恒定为正。

接着分析故障点处的折反射过程。由式(27)可知：$-1\le\rho_{\mathrm{f}}<0$，$0\le\tau_{\mathrm{f}}<1$(R_g=0 时等号成立)。这表明故障点处反射系数与折射系数极性不随时间变化。

根据上述对于波阻抗不连续处折反射系数极性的分析，以线路 2 和线路 3 线路为例，画出故障初期和极性反转后的行波网格图，如图 5 所示。图 5 中：u 表示故障行波；“＋”表示极性为正；“−”表示极性为负；u 的第 1 个下角标中 3、4 表示 P_3、P_4，f 表示故障点；u 的第 2 个下角标中 E 表示入射波、R 表示反射波、T 表示折射波。



(a) 金属性故障　　(b) 高阻故障



(c) P_1、P_2处电压故障分量的逐点比值

图 3　电压故障分量时域波形对比

Fig.3　Time domain waveform of voltage fault component

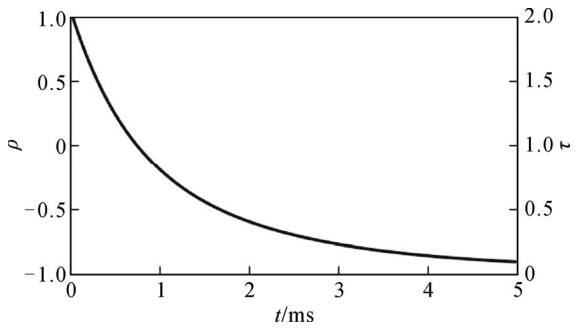


图 4 线路端点处的折反射系数

Fig.4 Reflected and refracted coefficient at line terminal

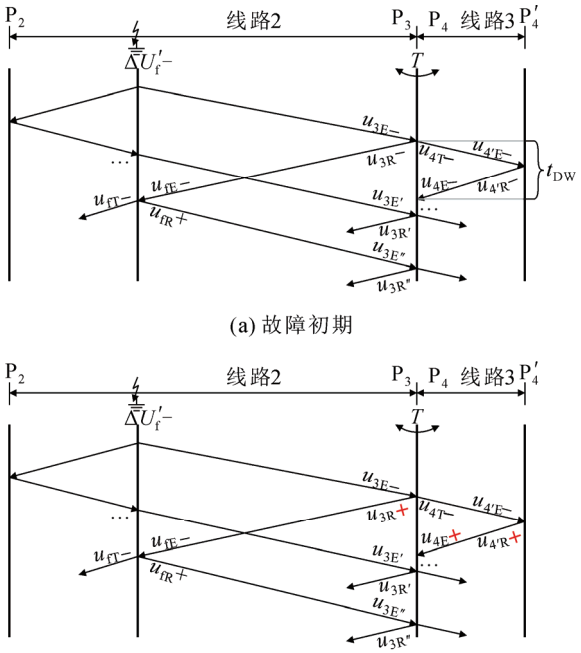
以正极接地故障为例，故障初期，P_3、P_4 处的电压故障分量 ΔU_{P3} 和 ΔU_{P4} 均为负极性，且 $|\Delta U_{P3}|>|\Delta U_{P4}|$；当 P_3 反方向再次入射的负极性 u_{4E} 作用于 P_4、P_3 后，$|\Delta U_{P4}|$和$|\Delta U_{P3}|$都增大，且$|\Delta U_{P4}|$增加得更多，使$|\Delta U_{P3}|$和$|\Delta U_{P4}|$的比值 S 变小，不利于方向的判别。随着线路端点反射系数的极性发生反转，此时正极性的 u_{4E} 作用于 P_4、P_3 后，产生的新增量$|\Delta U_{P4}|$和$|\Delta U_{P3}|$都变小，且$|\Delta U_{P4}|$减小得更多，反而使得比值 S 变大，有利于判据的动作。由上述分析可知，保护反方向线路传来的故障行波，根据其极性的不同，对保护判据的影响具有不确定性，可能会影响保护的判别。

而 P_3 正方向产生的故障行波包括：传播到故障线路对端、经对端反射后再透过故障点返回到线路端点 P_3 的故障行波 $u_{3E'}+u_{3R'}$，从故障点反射回端点处的故障行波 $u_{3E''}+u_{3R''}$。由于反射系数极性发生改变，$|\Delta U_{P3}|$随之改变，经扩展边界的分压后，$|\Delta U_{P4}|$也会随之改变。但由 1.2 节分析可知，分压系数 T 极性不变，所以$|\Delta U_{P3}|$与$|\Delta U_{P4}|$之间的相对大小关系仍旧不变，比值 S 与阈值的大小关系不变。因此，从故障线路传播到非故障线路的行波不影响保护原理的正确性。

为了避免保护相邻反方向线路传来的行波对线路保护的影响，理论上，本端保护的判别过程需在反方向线路末端的反射波到达前完成。所提保护原理同时具备正向与反向故障的识别能力，则本端线路保护 t_{DW} 受到本线路长度 l_1 与相邻线路长度 l_2 共同约束，即：

$$\begin{cases} t_{DW} < \min\left(\dfrac{2l_1}{v}, \dfrac{2l_2}{v}\right) \\ v \approx 300\ \text{km/ms} \end{cases} \tag{28}$$

同理，母线保护也需要在故障行波从同一



(a) 故障初期

(b) 极性反转后

图 5 行波网格图

Fig.5 Lattice diagram

MMC 两出线末端反射回母线之前完成判别。

此外，对 MMC 的集总等效仅适用于 MMC 闭锁前，现±500 kV 等级 MMC 中子模块的闭锁时间 t_{MMC} 在 3~5 ms 之间，t_{DW} 还需满足：

$$t_{DW} < t_{MMC} \tag{29}$$

综上，在行波多次折反射过程中，波阻抗不连续处折反射波的极性变化是影响相邻测点电压故障分量的幅值及其比值的本质因素，需要通过对 t_{DW} 的合理选择来保证保护的正确动作。

2.2 行波多次折反射过程仿真验证

依据张北工程设置参数，在 PSCAD 中建立±500 kV 四端柔性直流输电网详细模型，关键参数见附录 C。采用双极大地接线方式，接地点位于定电压控制端。保护采样频率为 20 kHz。线路 1—4 的长度分别为 186.6、206.6、49.3、205.1 km。

由式(28)可知，P_1 和 P_2 线路保护的动作时间 t_{DW1} 需满足 t_{DW1}< 1.24 ms；同理，P_3 和 P_4 线路保护的动作时间 t_{DW2}<0.33 ms； P_3' 和 P_4' 线路保护的动作时间 t_{DW3}<0.33 ms； P_1' 和 P_2' 线路保护的动作时间 t_{DW4}<1.24 ms。由于 t_{DW} 对应的采样点数量并非整数，且通过大量仿真发现当 t_{DW} 比严格的理论值稍作延长时，保护仍能正确动作。因此，本文将线路保护的动作时间 t_{DW} 统一选取为 0.5 ms。MMC1—

MMC4 母线保护的动作时间 t_{DW} 分别为 1.2、0.3、0.3、1.2 ms。

下面进一步分析 t_{DW} 选择的合理性，并说明故障行波在 t_{DW} 内的多次折反射过程对保护的影响。

以线路 2 两端保护 P_3 和 P_2 为研究对象，设置距 P_3 正方向近端 15 km 处 f_6 正极发生金属性故障，仿真波形如图 6 所示。

图 6(a)中$|\Delta U_{4B}|$即为从 P_3 反方向线路末端传播到故障线路的故障行波。$|\Delta U_{4B}|$在 0.3 ms 附近从 0 开始增大，这是因为 P_3 反方向线路 3 末端的反射波传回了 P_3。$|\Delta U_{4B}|$很小，表明每个从 P_3 反方向线路入射的故障行波带来的$|\Delta U_{P4}|$增量很小，故$|\Delta U_{4B}|$的增大对比值$|\Delta U_{P3}|/|\Delta U_{P4}|$影响较小。由图 6 中 S 和 K 的计算结果可知，两端保护均能正确动作。因此，保护反方向线路上发生的多次折反射现象在一定时间范围内不会影响保护的正确判定。

图 6(a)中$|\Delta U_{4F}|$即为从 P_3 正方向传播到相邻线路的故障行波。$|\Delta U_{P3}|$每隔 0.1 ms 发生 1 次波动，这是因为 P_3 正方向的故障点 f_6 和 P_3 之间的距离仅为 15 km，故障行波在 f_6 和 P_3 之间不断发生反射，故$|\Delta U_{4F}|$也随之波动，由于扩展边界的衰减作用，$|\Delta U_{P3}|$总是大于$|\Delta U_{4F}|$。因此，保护正方向故障线路上发生的故障行波的多次折反射现象不会影响保护的正确判定。

2.3 纵联方向保护适用线路长度

本文所提保护原理属于纵联方向保护原理，若作为主保护，为确保直流断路器(direct current circuit breaker, DCCB)能够在本端 MMC 因过流而自动闭锁之前开断故障电流，则对于线路长度 l 有上限要求，即：

$$\begin{cases} t_{\text{delay}} + t_{\text{UFD}} \le t_{\text{MMC}} \\ t_{\text{delay}} = l / v + t_{\text{conversion}} + t_{\text{DW}} + l / v_{\text{signal}} \\ v_{\text{signal}} \approx 200\ \text{km/ms} \end{cases} \tag{30}$$

式中：v_{signal} 为信号在光纤中的传播速度；DCCB 机械开关完全分断时间 t_{UFD} 近似取为 2 ms，t_{MMC} 近似取为 5 ms，则每一端保护的最长等待时间 t_{delay}≤3 ms；$t_{\text{conversion}}$ 为光电转换与测量延时，包括中继站的总转换时间与互感器测量延时，近似取为 0.1 ms。取行波保护最常见的 t_{DW} 在 0.25~1 ms 之间[15-16,26]，则此时线路长度的上限在 228~319 km 之间变化。

本文所提保护原理若作为后备保护，则可解决单端量保护在高阻故障中可靠性不足的问题。后备保护的动作时间在 20~30 ms 之间[31]，此时线路长

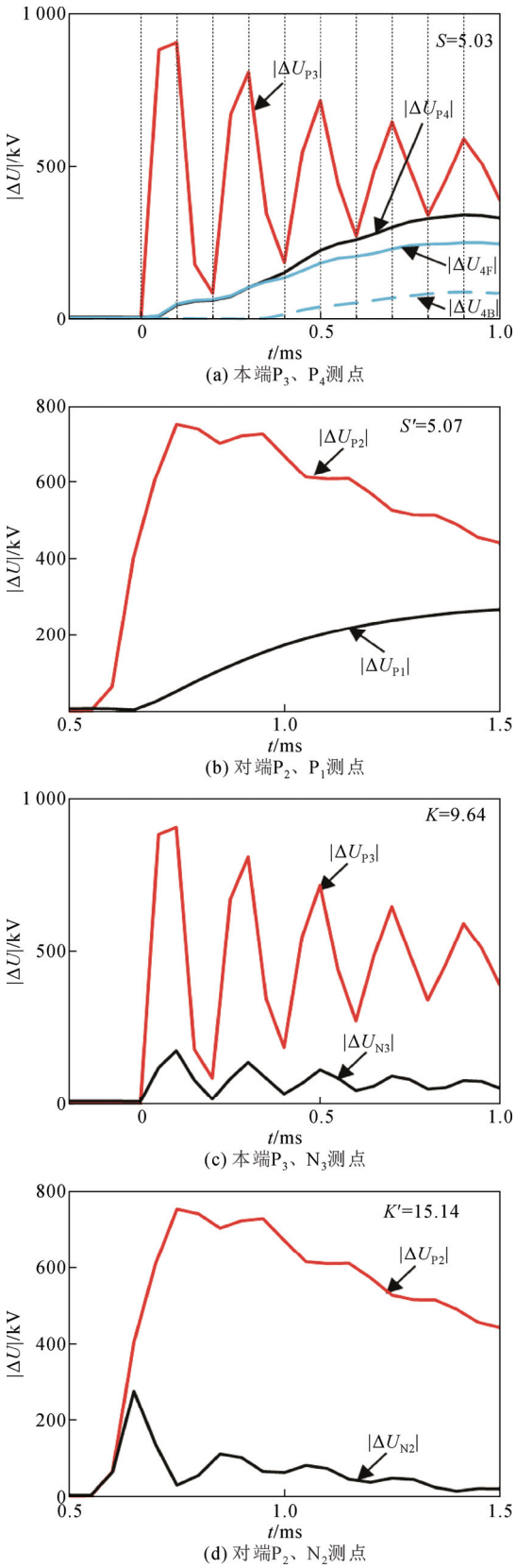


图 6 线路 2 两端$|\Delta U|$仿真波形

Fig.6 Simulation results of $|\Delta U|$ at each end of line 2

度的上限能达几千千米。

3 区域保护方案

本节以保护 P_1 为例，介绍除方向元件之外的起动元件、选极元件和雷击闭锁元件，并提出由相邻保护配合形成的区域保护方案。

起动元件根据故障带来正负极电压波动设计。正极起动判据为 $u_{P1}<u_{set.P}$。考虑到工程中的直流稳态电压偏差在 2%~3%之间，对于额定电压为±500 kV 的系统，留有一定裕度，设置 $u_{set.P}$=480 kV。同理负极起动判据为 $u_{N1}>u_{set.N}$，$u_{set.N}$= −480 kV。设置起动元件动作时间 t_{start}=0.25 ms。

选极元件根据正、负极电压故障分量幅值的差异实现。定义 $K=|\Delta U_{P1}|/|\Delta U_{N1}|$，根据式(18)、(22)可得到正极选极判据为 $K>k_{set}$，整定值需保证选极的准确性，取 k_{set}=0.8。

雷击闭锁元件可在非故障性雷击干扰中闭锁保护。文献[32]利用反行波时域波形面积区分故障和雷击干扰，对于电压时域波形也同样适用，本文构造如式(31)所示的雷击闭锁判据，并根据采样频率重新设置整定值。

$$S_{\mathrm{L}}=\frac{\sum_{k=t_0}^{t_0+t_{\mathrm{DW}}}(|\Delta U_1(k)|+|\Delta U_1(k-\Delta t)|)\Delta t/2}{|\Delta U_{1\max}|t_{\mathrm{DW}}} \tag{31}$$

式中：ΔU_{1max} 为电压故障分量的最大值；Δt 为采样间隔。

在本文所选的较低采样频率(20 kHz)下，雷电波实际采样峰值比理论上更低，导致计算所得 S_L 稍大。为了保证非故障雷击下保护能够可靠闭锁，经仿真分析，设置雷击闭锁判据整定值 $S_{set.L}$=0.6。若 $S_L\le S_{set.L}$，则为雷击干扰，保护闭锁；若 $S_L>S_{set.L}$，则为故障，保护动作。

相邻测点电气量信息的引入为区域保护创造条件。保护 P_1 与相邻保护(P_2、N_1、N_2)配合形成的区域保护方案流程图如图 7 所示，具体步骤如下：P_1 保护获取相邻测点 20 kHz 的电压采样数据，计算起动判据，从起动判据满足时刻 t_0 开始，采用平行逻辑结构[33]，在保护动作时间 t_{DW} 内同时计算方向判据、选极判据和雷击闭锁判据，3 者均成立且设置为闭锁逻辑的判据均不成立时，向对端保护发送本端保护动作信号。对于线路保护，若在最长等待时间 t_{delay} 内本端保护 P_1 接收到对端保护跳闸信号，则本端保护最终判定为区内故障，动作于跳闸。对于母线保护，则无需等待对端信号。

对于线路保护，图 7 中设置为闭锁逻辑的判据分别为：P_2 正方向故障判据($|\Delta U_{P2}|/|\Delta U_{P1}|>S_{set.F}$)、$N_1$ 选极判据($|\Delta U_{N1}|/|\Delta U_{P1}|>k_{set}$)、母线故障判据($S_{set.B}\le|\Delta U_{P1}|/|\Delta U_{P2}|\le S_{set.F}$)，分别来自相邻线路保护 P_2、相邻线路保护 N_1 和母线保护的判定结果，并作为 P_1 方向元件和选极元件的备用，形成区域保护，进而增加保护的可靠性。闭锁逻辑的设置使得故障极保护动作后能够快速闭锁本端非故障极保护和相邻保护，避免后续行波多次折反射过程带来非故障极保护误动的潜在风险，进而避免非故障极断路器误动。对于母线保护，图 7 中设置为闭锁逻辑的判据则为 P_1 正方向故障判据、P_2 正方向故障判据、N_1 选极判据。

区域保护方案充分利用多点量测数据，扩展了信息来源，能同时区分正、反向上发生的线路故障以及母线故障，扩大了保护原理的适用范围。此方案所需的多点量测数据均来自每条线路中平波电抗器线侧的已有测量点，无需在其他位置设置新的测量点，改造难度低。

综上，闭锁逻辑的设置和多点量测信息的利用有利于提升保护可靠性。

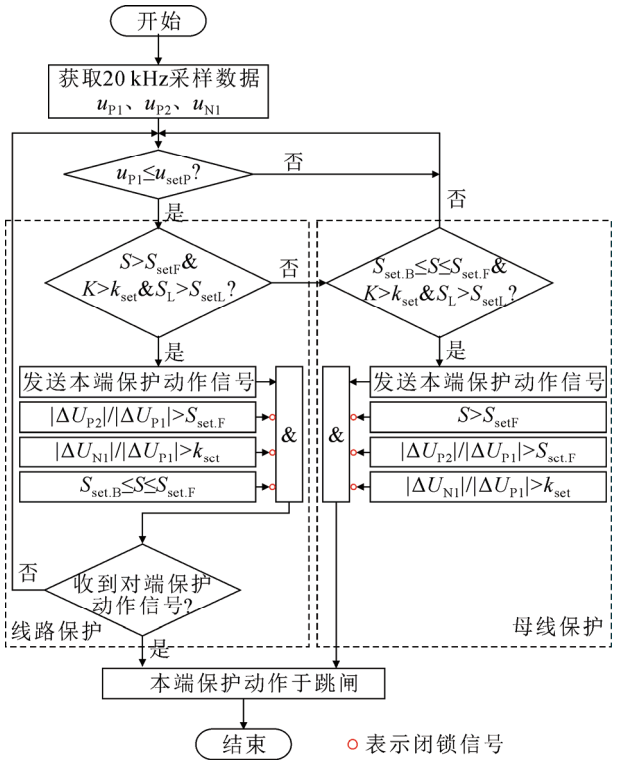


图 7 区域保护方案流程图

Fig.7 Flowchart of regional protection scheme

4 仿真验证

4.1 直流线路故障仿真

以线路 1 两端线路保护为研究对象，设置图 1 中区内首端、中点、末端、P_1 正向区外近端、P_1 反向区外近端发生金属性故障。

表 1 为不同故障类型与故障位置下线路保护仿真结果。由表 1 的仿真结果可知，基于扩展边界的纵联保护可以正确反映故障方向和故障极，在功率波动下保护不起动、不误动。对于线路 1 两端的保护 P_1 和 P_1'，取 $t_{conversion}$=0.1 ms、t_{DW}=0.5 ms、t_{UFD}=2 ms，则由式(30)计算得到 t_{delay}=2.155 ms，从故障发生到故障电流开始下降的总时长≤4.155 ms。短于 MMC 闭锁时间 t_{MMC}=5 ms。

为了检验所提保护原理的耐受过渡电阻能力，在区内外不同位置设置经不同过渡电阻的正极接地故障，仿真结果如表 2 所示。在末端高阻故障和正、反向区外高阻故障这些较为极端的故障类型中，所提保护原理在过渡电阻达到 500 Ω时仍能可靠动作，具备较高的可靠性。

4.2 直流母线故障仿真

以 MMC1 的正极母线保护为研究对象，其动作时间为 1.2 ms，分别设置近端与远端母线故障。

表 3 中 MMC3 处母线故障时，保护 P_1 方向判据的仿真结果均低于 $S_{set.B}$=0.8，这是由于图 1 中路径 2 较短，远端母线故障产生的故障行波先从反方向传到 P_1。总之，本端母线保护不受远端母线故障影响。

4.3 雷击干扰仿真

设置雷电流幅值为 10 kA，模拟雷击线路未发生故障的情况，分析不同雷电波作用于线路不同位置时对保护 P_1 的影响，与区内不同位置及过渡电阻下正极接地故障作对比，雷击闭锁判据的计算结果如表 4 所示。

由表 4 可知，当发生各种常见雷电波形的雷击干扰时，随着雷击点距 P_1 距离的增加，电压波形畸变程度变大，故 S_L 有所增大，但仍小于 $S_{set.L}$，判据判定结果均为雷击干扰，保护闭锁。故障发生时，随着故障距离和过渡电阻的增加，波前的衰减程度有所增加，故 S_L 稍有减小，但仍大于 $S_{set.L}$，保护判定为故障，保护开放。

因此，雷击闭锁判据可以确保在非故障雷击干扰时可靠闭锁保护，在故障时正确开放保护。

表 1 不同故障类型与故障位置下线路保护仿真结果

Table 1 Results of line protection for different faults and locations

故障类型	故障位置	本端保护		对端保护		判定结果
		S	K	S'	K'	
正极接地	始端	5.50	5.71	6.30	6.61	区内正极
	中点	5.98	6.13	5.66	6.12	区内正极
	末端	6.42	6.55	5.34	5.93	区内正极
	正(反)向区外	8.08	6.28	0.18	2.66	区外
	反(正)向区外	0.19	2.89	7.30	6.15	区外
双极短路	始端	7.02	1.00	6.88	1.00	区内双极
	中点	6.97	1.00	6.87	1.00	区内双极
	末端	7.08	1.00	6.41	1.00	区内双极
	正(反)向区外	11.75	1.01	0.14	1.00	区外
	反(正)向区外	0.15	1.01	8.40	1.00	区外
负极接地	始端	2.80	0.17	6.01	0.15	区内负极
	中点	3.31	0.17	3.54	0.17	区内负极
	末端	5.88	0.16	2.65	0.18	区内负极
	正(反)向区外	4.78	0.15	0.40	0.35	区外
	反(正)向区外	0.39	0.35	2.72	0.15	区外
功率波动(100%→125%)						正常

表 2 不同位置与过渡电阻正极接地故障线路保护仿真结果

Table 2 Results of line protection for positive polar grounding fault with different fault locations and transition resistances

故障位置	过渡电阻/Ω	本端保护		对端保护		判定结果
		S	K	S'	K'	
f_1	50	6.26	6.13	5.23	5.64	正极
	100	6.20	5.94	5.18	5.60	正极
	300	6.01	5.50	5.02	5.41	正极
	500	5.91	5.26	4.97	5.22	正极
f_2	500	11.91	5.67	0.19	2.14	区外
f_3	500	0.19	2.89	7.30	6.15	区外

表 3 不同位置与不同故障类型下母线保护仿真结果

Table 3 Results of busbar protection for different faults and locations

故障位置	故障类型	S	K	判定结果
近端 MMC1 母线	正极接地	1.00	4.99	母线正极
	双极短路	1.00	1.00	母线双极
	负极接地	0.96	0.17	母线负极
远端 MMC3 母线	正极接地	0.15	3.00	非本端母线故障
	双极短路	0.12	1.02	
	负极接地	0.44	0.04	

5 保护性能对比分析

本节通过与已有的传统行波保护原理、基于电流极性的保护原理、基于方向行波的保护原理、基于单一边界两端电压变化率或电压幅值的保护原理，以及基于边界暂态能量的保护原理对比，验证本文所提基于扩展边界的保护原理在耐受过渡电阻和噪声方面的优越性。

表 4 雷击闭锁判据计算结果

Table 4 Results of lightning stroke block criterion

雷击/故障位置	不同雷电波波形下的判距计算结果			不同故障电阻下的判距计算结果		
	0.25/100 μs	1.2/50 μs	2.6/50 μs	0 Ω	300 Ω	500 Ω
首端	0.39	0.33	0.33	1.00	0.90	0.85
中点	0.49	0.44	0.44	0.84	0.85	0.85
末端	0.52	0.51	0.50	0.84	0.81	0.75

设置线路 1 末端 f_1 经不同过渡电阻接地的正极线路故障。

传统行波保护利用线路电压、电流和波阻抗计算极波，即：$P=IZ_C-U$。极波变化量ΔP 大于其整定值 P_{set} 时保护判定为区内故障。按躲过区外近端 f_2 金属性接地故障整定，P_{set}=512 kV。由图 8 可知，当 R_g=300 Ω时，ΔP 远低于整定值，保护拒动。可见传统行波保护耐受过渡电阻能力较差。而本文所提保护原理作为主保护时，以保护 P_1 为例，在线路末端 f_1 发生经 500 Ω过渡电阻的接地故障时仍能正确动作，可靠性更高。

基于电流极性的保护原理简单，但在线路末端高阻故障时存在问题。图 9 为 f_1 故障时 P_1 处的电流突变量。

可见，高阻故障下，电流突变量显著减小。这是因为基于电流极性的保护原理仅依赖平波电抗器线侧单一测点的采样信息，在高阻故障中，故障行波分量很小，保护灵敏性下降，随着过渡电阻进一步增加，当电流突变量低于阈值时该原理甚至无法正确动作。而本文所提原理利用平波电抗器两侧的采样信息构造比值，比值与过渡电阻无关，故以比值构造的保护判据在高阻故障中更具可靠性优势。

基于方向行波的保护原理利用正向线模行波与反向线模行波的比值构造的判据为(以正方向故障为例)：

$$\left|\frac{\Delta U_{1_mm}+Z_{C1}\Delta I_{1_mm}}{\Delta U_{1_mm}-Z_{C1}\Delta I_{1_mm}}\right|<1 \tag{32}$$

式中：ΔI_{1_mm} 为线模电流故障分量。该方向判据以波阻抗是定值为前提，式(32)中波阻抗的取值将影响方向行波保护动作的正确性，而本文所提保护动作的正确性不会受到波阻抗影响，这是由于式(10)中比值总是>1。

此外，从保护实现的角度讲，以 P_1 保护为例，基于方向行波的保护原理需要 P_1、N_1 处电压和 P_1、N_1 处电流共 4 组输入量，而本文所提基于扩展边界的保护原理只需采用 P_1、P_2 和 N_1 处电压共 3 组输入量，因此更具技术优势。

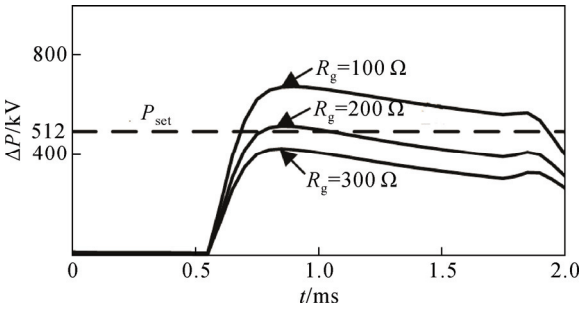


图 8 传统行波保护的极波变化量

Fig.8 Polar wave variation of traditional traveling wave protection

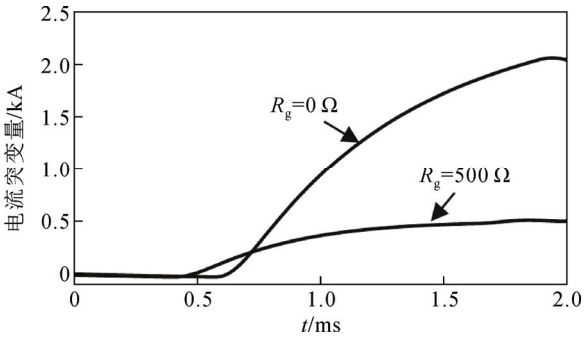


图 9 不同过渡电阻下电流突变量

Fig.9 Current fault component under different transition resistances

除架空线送出方式外，随着未来远距离海上风电的建设，电缆送出方式将不断增加，而电缆线路显著的电容效应和频变特性将带来更加复杂的故障特征，导致电流波动加剧，进而影响基于电流极性的保护原理；电缆线路的波阻抗也不再能用固定参数等效，进而影响基于方向行波的保护原理。而本文所提保护原理具有耐受过渡电阻能力强、不受线路特性影响的优势，因此能够适用于未来电缆送出场景。

其他不同保护方案中保护 P_1 的方向判据在不同过渡电阻和噪声强度下的计算结果如表 5 所示。

基于电压变化率比值的保护原理的结果分别为平波电抗器线路侧、母线侧的$|\mathrm{d}u/\mathrm{d}t|_{max}$及其比值，分别对应表 5 前 3 行每格中的 3 个数据。当线侧电压变化率超过整定值(按区外金属性故障整定，取值为 1 347 kV/ms)且方向判据成立后保护动作。由表 5 可知，不考虑噪声时，随着过渡电阻的增加，平波电抗器线路侧、母线侧电压变化率均有所下降，但

由于两端电压变化率都与过渡电阻相关，对 2 者求取比值后，过渡电阻对比值的影响抵消，比值几乎不变。本文所提基于扩展边界的保护原理同样利用了多点电气量之间的相对含量，因此过渡电阻几乎不影响方向判据的灵敏性。随着噪声的增大，平波电抗器 L 两端电压变化率都出现明显变化，比值也出现波动，基于电压变化率的方向判据不再稳定，甚至不能正确动作。而本文所提保护原理仍能正确动作，这是由于在扩展边界的显著衰减作用下，相邻测点电压波形的差异更明显，方向判据受噪声影响更小。因此，在强噪声环境下基于扩展边界的保护原理具备更高的灵敏性和可靠性。

基于扩展边界和基于单一边界两侧电压比值的保护原理在线路端点处方向判据动作量 S_1、S_2 分别为：

$$\begin{cases} S_1=\dfrac{Z_{L1}+(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}}{(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}}\cdot\dfrac{Z_{L2}+Z_{C2}}{Z_{C2}} \\ S_2=\dfrac{Z_{L1}+(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}}{(Z_{L2}+Z_{C2})//Z_{MMC1}} \end{cases} \tag{33}$$

$$\frac{S_1}{S_2}=\frac{Z_{L2}}{Z_{C2}}+1>1 \tag{34}$$

由式(34)可知，基于扩展边界的保护原理与基于仅利用单一 L 两端电压比值的单一边界保护原理相比具有更高的灵敏度。表 5 中无噪声时 S_1 和 S_2 对应的仿真结果也可证明这一结论。

此外，由式(34)可知，相邻线路上 L 的显著衰减作用是造成 S_1 与 S_2 之间存在明显差异的本质原因，随着 L 的增大，Z_{L2} 增大，S_1 与 S_2 的比值增大。不同 L 下保护判据计算结果如图 10 所示。由图 10 可知，随着 L 的增大，基于扩展边界保护的动作量 S_1 明显较单一边界保护动作量 S_2 值更大。同时可见，当 L=100 mH 时，基于扩展边界保护的动作量 S_1 显然超过了单纯增加 L 至 200 mH 时的单一边界保护动作量 S_2。因此，即使将单一边界电感量 L 扩大 2 倍，其动作值也远小于基于扩展边界的保护原理的动作值。

目前，由于制造水平和电网运行稳定性的限制，实际工程中 L 无法太大。未来，随着限流式 DCCB 等故障限流控制设备的应用，依靠线路边界抑制故障电流上升的需求逐渐减弱，L 将进一步减小，单一线路边界的故障特性不再明显，边界保护的灵敏度下降。此时，在扩展边界显著的衰减作用下，方向判据更具灵敏性优势。

基于边界暂态能量比值的保护原理所用到的暂态能量由平波电抗器两侧的电压、电流进行均方根计算得到。由于考虑了相邻线路的分流作用，该方法在 300 Ω过渡电阻且有噪声的环境下动作正确；但随着过渡电阻和噪声的不断增加，比值计算结果出现了小幅度低于阈值的现象，故保护仍旧存在拒动的风险。而本文所提保护原理只需利用 2 个测点的电压采样信息，无需电压、电流量的采样同步，并且充分利用了由平波电抗器和 MMC 共同组成的扩展边界，对故障行波的衰减作用更强，故障下 2 测点处波形差异更明显。因此，所提保护原理具有更高的灵敏性。

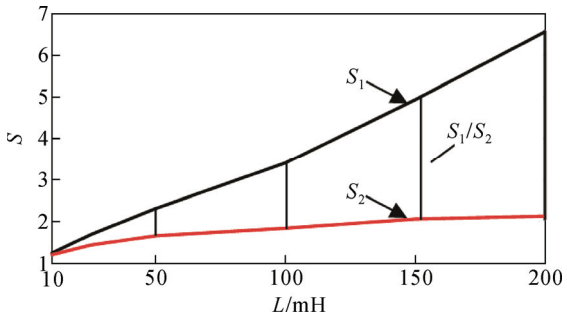


图 10 不同 L 下保护判据计算结果

Fig.10 Results of protection criterion under different inductance values

综上，本文所提基于扩展边界的保护原理在 500 Ω过渡电阻和 15 dB 噪声环境中仍能正确动作，在 L 较小时仍具有更高的可靠性和灵敏性。

6 结论

高可靠性纵联保护是保证未来复杂多端柔性直流输电网安全运行的关键技术之一。本文推导并验证了相邻测点电压的大小关系，据此提出基于扩展边界的纵联保护原理，可得到以下结论：

1）相对于单一线路边界，扩展边界对电压故障行波具有更加显著的衰减作用，利用其构造的方向元件在边界电感量较小时具有更高的可靠性和灵敏性。

2）所提保护方案实现了对雷击干扰和故障的有效区分，在功率波动下不误动，不受故障位置以及线路的衰减和畸变特性影响，在 500 Ω的高过渡电阻和 15 dB 强噪声环境下仍可正确动作。

3）闭锁逻辑的设置和多点信息的利用使相邻保护的判断结果互为备用，形成区域保护，所提保护原理还具备母线故障识别能力，扩大了保护原理的适用范围。

表 5 不同方向判据的可靠性对比

Table 5 Reliability comparison among various directional criterions

方向判据	过渡电阻/Ω	不用噪声环境下的计算结果				
		无噪声	40 dB	30 dB	20 dB	15 dB
电压变化率比值：$D=\|du_{line}/dt\|_{max}/\|du_{bus}/dt\|_{max}$，$D>D_{set}=1.2$	0	6 804/2 824；2.4	6 804/2 839；2.39	6 762/2 821；2.39	8 503/5 273；1.61	7 951/4 140；1.92
	300	3 305/1 352；2.44	3 312/1 468；2.25	2 680/1 785；1.5	4 866/1 905；2.55	4 076/2 988；1.36
	500	2 641/996；2.46	2 539/1 059；2.39	2 345/1 223；1.91	3 320/1 952；1.7	3 560/4 509；0.78
单一边界电压比值：$U_L=\Delta U_l/\Delta U_{bus}$，$U_L>U_{set.L}=1.2$	0	2.11	2.11	2.15	2.09	2.14
	300	2.15	2.11	2.24	1.92	2.47
	500	2.15	2.25	2.07	1.95	1.07
边界暂态能量比值：$E=\Delta E_{line}/\Delta E_{bus}$，$E>E_{set}=0.8$	0	1.17	1.27	1.36	2.98	1.87
	300	1.33	1.31	1.48	1.09	1.04
	500	1.42	1.47	1.39	0.97	0.75
扩展边界电压比值：$S=\|\Delta U_{P1}\|/\|\Delta U_{P2}\|$，$S>S_{set.F}=1.2$	0	6.52	6.45	6.58	5.04	5.42
	300	6.45	6.27	6.41	5.21	4.38
	500	6.49	6.24	5.76	3.65	3.72

注：灰色填充的部分表示保护拒动。

4）所提保护原理利用全频段信息，对采样频率要求低，在一定线路长度范围内可满足柔直电网对保护速动性的要求。无需传输大量数据，只需传送逻辑信号，对通信能力要求低。可进一步扩展到同一母线具有多出线的复杂直流系统中。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 饶 宏，黄伟煌，郭知非，等. 柔性直流输电技术在大电网中的应用与实践[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3347-3355.
RAO Hong, HUANG Weihuang, GUO Zhifei, et al. Practical experience of VSC-HVDC transmission in large grid[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3347-3355.

[2] 李 岩，冯俊杰，卢毓欣，等. 大容量远海风电柔性直流送出关键技术与展望[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3384-3393.
LI Yan, FENG Junjie, LU Yuxin, et al. Key technologies and prospects of VSC-HVDC for large-capacity and long-distance offshore wind power transmission[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3384-3393.

[3] 郝治国，谢 凡，张雨宁，等. 远海风电直流汇集送出系统直流线路继电保护技术现状与展望[J]. 高电压技术，2023，49(1)：1-18.
HAO Zhiguo, XIE Fan, ZHANG Yuning, et al. Status and prospects of relay protection technology for DC lines in distant offshore wind DC collection and transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(1): 1-18.

[4] 袁志昌，郭佩乾，刘国伟，等. 新能源经柔性直流接入电网的控制与保护综述[J]. 高电压技术，2020，46(5)：1473-1488.
YUAN Zhichang, GUO Peiqian, LIU Guowei, et al. Review on control and protection for renewable energy integration through VSC-HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(5): 1473-1488.

[5] 汤广福，王高勇，贺之渊，等. 张北 500 kV 直流电网关键技术与设备研究[J]. 高电压技术，2018，44(7)：2097-2106.
TANG Guangfu, WANG Gaoyong, HE Zhiyuan, et al. Research on key technology and equipment for Zhangbei 500 kV DC grid[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2097-2106.

[6] 王渝红，傅云涛，曾 琦，等. 柔性直流电网故障保护关键技术研究综述[J]. 高电压技术，2019，45(8)：2362-2374.
WANG Yuhong, FU Yuntao, ZENG Qi, et al. Review on key techniques for fault protection of flexible DC grids[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(8): 2362-2374.

[7] 李 斌，何佳伟，李 晔，等. 基于边界特性的多端柔性直流配电系统单端量保护方案[J]. 中国电机工程学报，2016，36(21)：5741-5749.
LI Bin, HE Jiawei, LI Ye, et al. Single-ended protection scheme based on boundary characteristic for the multi-terminal VSC-based DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(21): 5741-5749.

[8] DAI Z H, LIU N N, ZHANG C, et al. A pilot protection for HVDC transmission lines based on transient energy ratio of DC filter link[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(4): 1695-1706.

[9] ZHANG C H, SONG G B, DONG X Z. A novel traveling wave protection method for DC transmission lines using current fitting[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2980-2991.

[10] 蔡新雷，宋国兵，高淑萍，等. VSC-HVDC 直流电缆线路电流突变量极性纵联保护适用性研究[J]. 电力系统保护与控制，2013，41(5)：10-16.
CAI Xinlei, SONG Guobing, GAO Shuping, et al. Research on applicability of current fault component polarity pilot directional protection for VSC-HVDC cable lines[J]. Power System Protection and Control, 2013, 41(5): 10-16.

[11] 高淑萍，胡振宇，张保会，等. 一种适用于 MMC-HVDC 直流输电线路的保护新原理[J]. 电力系统保护与控制，2018，46(13)：13-20.
GAO Shuping, HU Zhenyu, ZHANG Baohui, et al. A new relay protection principle of MMC-HVDC transmission lines[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(13): 13-20.

[12] 王聪博，贾 科，毕天姝，等. 基于暂态电流波形相似度识别的柔性直流配电线路保护[J]. 电网技术，2019，43(10)：3823-3831.
WANG Congbo, JIA Ke, BI Tianshu, et al. Protection for flexible DC distribution system based on transient current waveform similarity identification[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3823-3831.

[13] 邹贵彬，高厚磊，江世芳，等. 新型暂态行波幅值比较式超高速方向保护[J]. 中国电机工程学报，2009，29(7)：84-90.
ZOU Guibin, GAO Houlei, JIANG Shifang, et al. Novel transient travelling wave based amplitude comparison ultra high speed directional protection[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(7): 84-90.

[14] 戴志辉，刘自强，杨明玉，等. 基于暂态行波幅值积分的柔性直流

电网纵联保护[J]. 中国电机工程学报，2020，40(20)：6578-6592.
DAI Zhihui, LIU Ziqiang, YANG Mingyu, et al. Pilot protection for flexible DC grids based on amplitude integral of transient wavelet[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(20): 6578-6592.

[15] 林湘宁，刘　琦，范理想，等. 基于突变能量比值的多端柔性直流电网闭锁式纵联保护方案[J]. 电力自动化设备，2020，40(4)：2-8，16.
LIN Xiangning, LIU Qi, FAN Lixiang, et al. Blocking pilot protection based on ratio of superimposed energy for VSC-MTDC grid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(4): 2-8, 16.

[16] 魏　霖，童　宁，林湘宁，等. 面向多端直流电网的高可靠性允许式纵联保护[J]. 中国电机工程学报，2019，39(增刊 1)：95-108.
WEI Lin, TONG Ning, LIN Xiangning, et al. VSC-MTDC oriented high reliable permissive pilot protection[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(Supplement 1): 95-108.

[17] 李　岩，龚雁峰，姜　斌. 一种基于方向行波的多端 VSC-HVDC 系统保护策略[J]. 电力工程技术，2017，36(1)：70-73，83.
LI Yan, GONG Yanfeng, JIANG Bin. A protection scheme for multiterminal VSC-HVDC system based on direction traveling waves[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(1): 70-73, 83.

[18] LI Y, LI B, HE J W, et al. Direction protection based on time-domain travelling wave for flexible MTDC grid[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2023, 9(4): 1414-1424.

[19] 贾　科，姚昆鹏，刘子奕，等. 基于故障行波差异性的柔性直流输电线路纵联保护[J]. 中国电机工程学报，2024，44(7)：2616-2627.
JIA Ke, YAO Kunpeng, LIU Ziyi, et al. Pilot protection for flexible HVDC transmission lines based on the difference of fault traveling waves[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(7): 2616-2627.

[20] SNEATH J, RAJAPAKSE A D. Fault detection and interruption in an earthed HVDC grid using ROCOV and hybrid DC breakers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(3): 973-981.

[21] LIU J, TAI N L, FAN C J. Transient-voltage-based protection scheme for DC line faults in the multiterminal VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(3): 1483-1494.

[22] LI B, LI Y, HE J W, et al. A novel single-ended transient-voltage-based protection strategy for flexible DC grid[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 5(34): 1925-1937.

[23] HALEEM N M, RAJAPAKSE A D. Local measurement based ultra-fast directional ROCOV scheme for protecting Bi-pole HVDC grids with a metallic return conductor[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2018, 98: 323-330.

[24] 杨赛昭，向　往，文劲宇. 基于限流电抗器电压差异性的架空柔直电网故障检测方法[J]. 中国电机工程学报，2020，40(4)：1196-1211.
YANG Saizhao, XIANG Wang, WEN Jinyu. A fault protection scheme based on the difference of current-limiting reactor voltage for overhead MMC based DC grids[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(4): 1196-1211.

[25] 高　飘，郑晓冬，晁晨栩，等. 基于边界暂态能量的多端柔性直流输电线路保护[J]. 电力系统自动化，2021，45(17)：171-179.
GAO Piao, ZHENG Xiaodong, CHAO Chenxu, et al. Protection for multi-terminal flexible DC transmission lines based on boundary transient energy[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(17): 171-179.

[26] 戴志辉，秦昊宇，邱宏逸，等. 基于电压行波折射系数的柔性直流电网线路纵联保护[J]. 电网技术，2022，46(12)：4676-4689.
DAI Zhihui, QIN Haoyu, QIU Hongyi, et al. Line pilot protection of flexible DC grid based on voltage traveling-wave refraction coefficient[J]. Power System Technology, 2022, 46(12): 4676-4689.

[27] 曹　虹，周泽昕，吕鹏飞，等. 高压直流输电线路故障初始阶段解析方法研究[J]. 电力系统及其自动化学报，2022，34(7)：137-147.
CAO Hong, ZHOU Zexin, LÜ Pengfei, et al. Study on analysis method for HVDC transmission line faults at initial stage[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2022, 34(7): 137-147.

[28] 韩　雪. 含直流断路器的四端高压柔性直流电网短路故障电磁暂态演变规律与防护策略[D]. 重庆：重庆大学，2021.
HAN Xue. Evolution law of electromagnetic transient and protection strategy for short-circuit faults in a four-terminal MMC-HVDC grid with DC circuit breakers[D]. Chongqing, China: Chongqing University, 2021.

[29] 余修勇，顾菊平，张新松，等. 多端柔性直流电网线路故障暂态等值电路及暂态特征分析[J]. 中国电机工程学报，2023，43(24)：9546-9556.
YU Xiuyong, GU Juping, ZHANG Xinsong, et al. Study on the transient equivalent circuits and the transient characteristics of multi-terminal flexible DC grids after line faults[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(24): 9546-9556.

[30] HE J W, LI B, LI Y, et al. Simplified calculation method of threshold value for the non-unit transient-voltage based protection in multi-terminal VSC-HVDC grid[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2022, 134: 107435.

[31] 董新洲，汤兰西，施慎行，等. 柔性直流输电网线路保护配置方案[J]. 电网技术，2018，42(6)：1752-1759.
DONG Xinzhou, TANG Lanxi, SHI Shenxing, et al. Configuration scheme of transmission line protection for flexible HVDC grid[J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 1752-1759.

[32] 薛士敏，陈　硕，顾　诚，等. 一种基于暂态量的柔性直流系统保护及雷击识别方法[J]. 电力系统保护与控制，2022，50(9)：45-53.
XUE Shimin, CHEN Shuo, GU Cheng, et al. A method for protection and lightning identification in a flexible DC system based on transient quantities[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(9): 45-53.

[33] KONG F, HAO Z G, ZHANG S, et al. Development of a novel protection device for bipolar HVDC transmission lines[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(5): 2270-2278.



薛士敏
1980—，女，博士，副教授，博导
主要从事电力系统继电保护与控制、柔性直流电网保护与控制方面的研究
E-mail: xsm@tju.edu.cn

XUE Shimin
Ph.D.
Associate professor

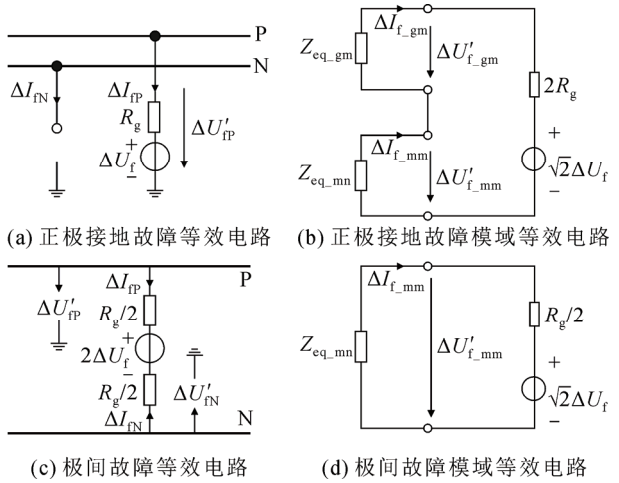


张君婷(通信作者)
1999—，女，硕士生
主要从事柔性直流输电系统方面的研究
E-mail: zhangjuntingy@163.com

ZHANG Junting
Corresponding author

收稿日期　2023-08-24　修回日期　2024-03-11　　编辑　程子丰

附录 A



(a) 正极接地故障等效电路　(b) 正极接地故障模域等效电路

(c) 极间故障等效电路　(d) 极间故障模域等效电路

图 A1　故障点处等效电路

Fig.A1　Equivalent circuit at fault point

假设线路 1 上一点发生正极接地故障。图 A1 中，ΔU_{f} 为故障附加电源，R_{g} 为过渡电阻，$\Delta U'_{\mathrm{fP/N}}$ 为故障点处的电压故障行波。根据图 A1(a)故障点处等效电路列写故障边界条件，即：

$$\begin{cases}\Delta U'_{\mathrm{fP}}=\Delta I_{\mathrm{fP}}R_{\mathrm{g}}+\Delta U_{\mathrm{f}}\\ \Delta I_{\mathrm{fN}}=0\end{cases}\tag{A1}$$

取如式(A2)所示的相模变换及其反变换矩阵为：

$$\boldsymbol{Q}=\boldsymbol{Q}^{-1}=\frac{1}{\sqrt{2}}\begin{bmatrix}1 & 1\\ 1 & -1\end{bmatrix}\tag{A2}$$

对式(A1)进行正向变换得到：

$$\begin{cases}\Delta U'_{\mathrm{f_gm}}+\Delta U'_{\mathrm{f_mm}}=\Delta I_{\mathrm{f_gm}}\cdot 2R_{\mathrm{g}}+\sqrt{2}\Delta U_{\mathrm{f}}\\ \Delta I_{\mathrm{f_gm}}=\Delta I_{\mathrm{f_mm}}\end{cases}\tag{A3}$$

式中：$\Delta U'_{\mathrm{f_gm}}$、$\Delta U'_{\mathrm{f_mm}}$ 和 $\Delta I_{\mathrm{f_gm}}$、$\Delta I_{\mathrm{f_mm}}$ 分别为故障点处的地模、线模电压和电流故障行波。

根据式(A3)得到图 A1(b)，图中 $Z_{\mathrm{eq_gm}}$、$Z_{\mathrm{eq_mm}}$ 分别为从故障点看入的模域等效阻抗。等效阻抗与故障位置有关，其表达式见表 A1。表 A1 中线路波阻抗取为高频下的稳态值，即 $Z_{\mathrm{c_gm}}$=325 Ω、$Z_{\mathrm{c_mm}}$=234 Ω。

最终，故障点处地模、线模电压故障行波可表示为式(1)和式(2)。

假设线路 1 上一点发生极间故障，极间故障下只存在线模分量，较单极接地故障更为简单。故障点处等效电路如图 A1(c)所示。与单级故障不同的是，极间故障下过渡电阻是单极故障下过渡电阻的一半。列写故障边界条件，即：

表 A1　模域等效阻抗表达式

Table A1　Expression of mode equivalent resistance

故障位置	地模等效阻抗 $Z_{\mathrm{eq_gm}}$， 线模等效阻抗 $Z_{\mathrm{eq_mm}}$
线路首端	$Z_{\mathrm{eq_gm}}=(Z_{\mathrm{MMC1_gm}}//(Z_{\mathrm{L2_gm}}+Z_{\mathrm{C2_gm}})+Z_{\mathrm{L1_gm}})//Z_{\mathrm{C1_gm}}$， $Z_{\mathrm{eq_mm}}=(Z_{\mathrm{MMC1_mm}}//(Z_{\mathrm{L2_mm}}+Z_{\mathrm{C2_mm}})+Z_{\mathrm{L1_mm}})//Z_{\mathrm{C1_mm}}$
线路中间	$Z_{\mathrm{eq_gm}}=Z_{\mathrm{C1_gm}}//Z_{\mathrm{C1_gm}}$， $Z_{\mathrm{eq_mm}}=Z_{\mathrm{C1_mm}}//Z_{\mathrm{C1_mm}}$
线路末端	$Z_{\mathrm{eq_gm}}=Z_{\mathrm{C1_gm}}//(Z'_{\mathrm{L1_gm}}+Z_{\mathrm{MMC4_gm}}//(Z_{\mathrm{L4_gm}}+Z_{\mathrm{C4_gm}}))$， $Z_{\mathrm{eq_mm}}=Z_{\mathrm{C1_mm}}//(Z'_{\mathrm{L1_mm}}+Z_{\mathrm{MMC4_mm}}//(Z_{\mathrm{L4_mm}}+Z_{\mathrm{C4_mm}}))$

$$\begin{cases}\Delta U'_{\mathrm{fP}}-\Delta U'_{\mathrm{fN}}=\Delta I_{\mathrm{fP}}R_{\mathrm{g}}+2\Delta U_{\mathrm{f}}\\ \Delta I_{\mathrm{fP}}=-\Delta I_{\mathrm{fN}}\end{cases}\tag{A4}$$

相模变换后得到：

$$\begin{cases}\Delta U_{\mathrm{f_gm}}=0,\Delta I_{\mathrm{f_gm}}=0\\ \Delta U'_{\mathrm{f_mm}}=\Delta I_{\mathrm{f_mm}}\cdot R_{\mathrm{g}}/2+\sqrt{2}\Delta U_{\mathrm{f}}\end{cases}\tag{A5}$$

根据式(A5)得到图 A1(d)。则故障点处线模电压故障行波可表示为：

$$\Delta U'_{\mathrm{f_mm}}=\frac{Z_{\mathrm{eq_mm}}}{Z_{\mathrm{eq_mm}}+R_{\mathrm{g}}/2}\cdot\sqrt{2}\Delta U_{\mathrm{f}}\tag{A6}$$

附录 B

表 B1 给出过渡电阻、电感(对平波电抗器电感 L 和中性线电感 L_{z} 都适用)，以及 MMC 等效阻抗的地模、线模分量。$Z_{\mathrm{MMCi}}=(sL_{\mathrm{eqi}}+1/(sC_{\mathrm{eqi}})+R_{\mathrm{eqi}})/2$，其中，$L_{\mathrm{eq}}$、$C_{\mathrm{eq}}$、$R_{\mathrm{eq}}$ 分别为桥臂等效电感、桥臂等效电容和桥臂等效电阻。

表 B1　初始行波阶段模域电气量表达式

Table B1　Expression of the mode variables at fault initial stage

模域量(地模，线模)	单极故障	双极故障
过渡电阻	R_{g}，R_{g}	—，$R_{\mathrm{g}}/2$
电感	L，L	—，L
MMC 等效阻抗	$Z_{\mathrm{MMC}i_\mathrm{gm}}$，$Z_{\mathrm{MMC}i_\mathrm{mm}}$	—，$Z_{\mathrm{MMC}i_\mathrm{mm}}$

附录 C

本文在 PSCAD 中建立±500 kV 四端柔性直流输电网的详细模型，直流架空线路采用频变参数模型，杆塔结构如图 C1 所示。

传播函数 $A(s)$中零、极点 k_i、p_{i} 的拟合结果由 PSCAD 软件中频变线路模型的输出文件“PSCAD/EMTDC Line Constant Output”得到，与故障位置有关，此处以线路 1 末端 $\mathrm{f_l}$ 故障为例，参数如表 C1 所示。系统其他参数如表 C2 所示。

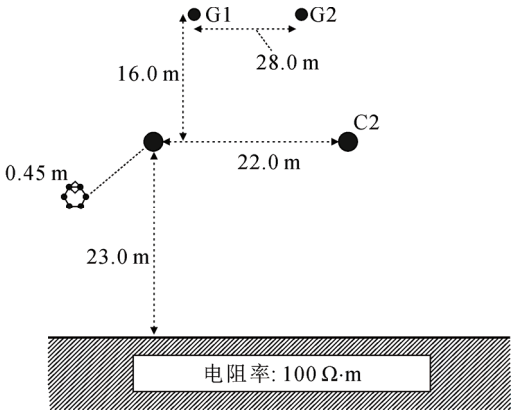


图 C1　直流架空线路杆塔结构

Fig. C1　Tower model of overhead line

表 C1　线路 1 末端故障传播函数的拟合参数

Table C1　Fitting parameters of propagation under terminal fault of line1

i	地模		线模	
	k_{i_gm}	p_{i_gm}	k_{i_mm}	p_{i_mm}
1	3.2	−93	2.2×10^{-3}	−2.7
2	9.8×10^{2}	-4.4×10^{3}	1.5×10^{4}	-7.3×10^{4}
3	2.8×10^{4}	-2.1×10^{4}	3.5×10^{5}	-2.9×10^{5}
4	-2.9×10^{4}	-5.1×10^{4}	-3.6×10^{5}	-9.1×10^{5}

表 C2　柔直电网换流站仿真参数

Table C2　MMC parameters for simulation studies

参数名称	MMC1	MMC2	MMC3	MMC4
U/kV，P/MW，	U=±500，	P=−2×1 500，	P=−2×750，	P=2×750，
Q/MVar	Q=2×200	Q=2×200	Q=2×100	Q=2×100
C_{eq}/μF	368	368	200	200
L_{eq}/mH	33	33	66	66
R_{eq}/Ω	1.33	1.33	1.33	1.33
L/mH	150	150	150	150
L_z/mH	300	300	300	300
额定变比	500/260	500/260	230/260	230/260

附录 D

由反射系数的定义，ρ_1 可表示为反射电压波和入射电压波之比，即：

$$\rho_1=-\frac{i_{1R}}{i_{1E}}=\frac{u_{1R}}{u_{1E}}=\frac{u_1-u_{1E}}{u_{1E}}=\frac{(i_{1E}+i_{1R})Z_{eq1}-i_{1E}Z_{C1}}{i_{1E}Z_{C1}}=\frac{(1-\rho_1)Z_{eq1}-Z_{C1}}{Z_{C1}} \tag{D1}$$

式中：Z_{eq1} 为从 P1 看入等效阻抗。由图 D1 可知，$Z_{eq1}=Z_{MMC1}//(Z_{L2}+Z_{C2})+Z_{L1}$，故 ρ_1 和 τ_1 分别满足：

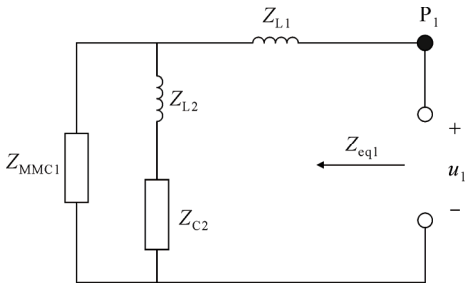


图 D1　P1 处等效阻抗

Fig.D1　Equivalent resistance at P1

$$\rho_1=\frac{Z_{eq1}-Z_{C1}}{Z_{eq1}+Z_{C1}}=\frac{(Z_{MMC1}//(Z_{L2}+Z_{C2})+Z_{L1})-Z_{C1}}{(Z_{MMC1}//(Z_{L2}+Z_{C2})+Z_{L1})+Z_{C1}} \tag{D2}$$

$$\tau_1=\rho_1+1=\frac{2(Z_{MMC1}//(Z_{L2}+Z_{C2})+Z_{L1})}{(Z_{MMC1}//(Z_{L2}+Z_{C2})+Z_{L1})+Z_{C1}} \tag{D3}$$

附录 E

以线路 1 末端 f_1 发生正极高阻接地故障为例，由式(1)—式(5)、式(8)所得 P1 处地模、线模电压故障分量的详细表达式分别为：

$$\Delta U_{1_gm}=\tau_1\Delta U'_{f_gm}e^{-\gamma_{_gm}l}=2\times\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_gm})+sL-Z_{C_gm}}\sqrt{2}\Delta U_f\cdot\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_gm})+sL+Z_{C_gm}}$$

$$\sum_{i=1}^{4}\frac{k_{i_gm}}{s-p_{i_gm}}e^{-s\frac{l}{v}}Z_{C_gm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_gm}))/(Z_{C_gm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_gm}))+Z_{C_mm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_mm}))+2R_g) \tag{E1}$$

$$\Delta U_{1_mm}=\tau_1\Delta U'_{f_mm}e^{-\gamma_{_mm}l}=2\times\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_mm})+sL-Z_{C_mm}}\sqrt{2}\Delta U_f\cdot\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_mm})+sL+Z_{C_mm}}$$

$$\sum_{i=1}^{4}\frac{k_{i_mm}}{s-p_{i_mm}}e^{-s\frac{l}{v}}Z_{C_mm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_mm}))/(Z_{C_gm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_gm}))+Z_{C_mm}//(sL+(\frac{sL_{eq4}+\frac{1}{sC_{eq4}}+R_{eq4}}{2}+sL_z)//(sL+Z_{C_mm}))+2R_g) \tag{E2}$$

由式(1)—式(9)所得 P2 处地模、线模电压故障分量的详细表达式分别为：

$$\Delta U_{2_gm}=T_{_gm}\Delta U_{1_gm}=\frac{(sL+Z_{C_gm})//(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)}{sL+(sL+Z_{C_gm})//(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)}\frac{Z_{C_gm}}{sL+Z_{C_gm}}\Delta U_{1_gm} \tag{E3}$$

$$\Delta U_{2_mm}=T_{_mm}\Delta U_{1_mm}=\frac{(sL+Z_{C_mm})//(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)}{sL+(sL+Z_{C_mm})//(\frac{sL_{eq1}+\frac{1}{sC_{eq1}}+R_{eq1}}{2}+sL_z)}\frac{Z_{C_mm}}{sL+Z_{C_mm}}\Delta U_{1_mm} \tag{E4}$$

式中参数取值见表 C2。