

柔性高压直流双极带金属回线系统电缆电磁暂态建模与极线故障特性

胡钰骁, 李江涛, 张文娇, 张晓晶, 徐 阳

(电工材料电气绝缘全国重点实验室(西安交通大学), 西安 710049)

摘 要: 交联聚乙烯(cross-linked polyethylene, XLPE)绝缘电缆作为柔性直流系统的重要传输设备, 受系统各类暂态事件的影响, 其绝缘长期承受暂态电应力以致逐渐劣化。为提升高压电缆暂态计算精度, 该文提出考虑电缆多层结构与材料特性的分布参数等效电路解析算法; 基于此, 在 PSCAD/EMTDC 软件中搭建了柔性高压直流双极带金属回线系统, 分析了直流极线故障暂态电压、电流形成机理及电缆极线与金属回线的暂态特性, 深入讨论了长距离传输下的电缆故障暂态特性变化。研究表明, 故障电缆极线的非故障位置将出现过零阻尼振荡波, 其伪周期分布与故障距离及波速度相关, 其振荡幅值与故障距离、故障阻抗、阀侧阻抗、电缆特征阻抗及衰减特性相关, 振荡所导致的反向电压峰值随着离故障点距离的增加而增大, 最大值接近 -1 pu(基准值 320 kV)。同时, 极线故障将导致故障极与金属回线产生幅值相近的较高过电流水平, 电流幅值取决于 MMC 闭锁后不控整流稳态阶段及交流断路器的跳闸时间, 直流极线首端接地故障所导致的电流峰值最高。短电缆线路(千米级)面临更大的故障极电缆与金属回线暂态电流, 长电缆线路(百千米级)面临更严重的金属回线过电压与单极故障时健康极电缆过电压问题。研究结果旨在为柔性直流系统中电缆暂态电应力的评估与绝缘配合提供准确的电缆模型与仿真数据参考。

关键词: 交联聚乙烯电缆; 柔性高压直流系统; 电磁暂态; 极线故障; 金属回线

Electromagnetic Transient Modeling and Pole-to-ground Fault Characteristics of Cables in VSC-HVDC Bipolar System with Metallic Return

HU Yuxiao, LI Jiangtao, ZHANG Wenjiao, ZHANG Xiaojing, XU Yang

(State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment(Xi'an Jiaotong University), Xi'an 710049, China)

Abstract: As a key transmission device in voltage source converter (VSC)-based high-voltage direct current (HVDC) system, cross-linked polyethylene (XLPE) cables are affected by various transient events. The long-term exposure to transient electrical stress can lead to gradual insulation degradation. To improve the accuracy of the transient calculation, an analytical method for determining the equivalent distributed circuit parameters of cable was proposed after the multilayer structure and the material properties were considered. Based on the proposed model, a VSC-HVDC bipolar system with metallic return was modeled in PSCAD/EMTDC to study the mechanisms of overvoltage and overcurrent under the pole-to-ground fault. Transient characteristics of both pole and metallic return cables were obtained, with an in-depth investigation into the variations of fault-induced transients under long-distance transmission scenarios. The results show that, under a pole-to-ground fault, a zero-crossing damped oscillation will appear at the non-fault section of the faulty cable. The pseudo-period of the oscillation is related to the fault distance and wave velocity, while the oscillation amplitude is influenced by the fault distance, fault impedance, valve-side impedance, cable characteristic impedance, and attenuation characteristics. The reverse voltage peak caused by the oscillation increases with distance from the fault point, reaching a maximum value close to -1 pu (base value 320 kV). Pole-to-ground faults can lead to similar and significant overcurrent in both the faulty pole and the metallic return cable. The peak overcurrent is determined by the uncontrolled rectification steady-state stage after MMC blocking and the trip time of the AC circuit breaker. A grounding fault at the sending end of the DC cable results in the highest current peak. Short cable routes (kilometer scale) experience larger transient currents, while long cable routes (hundred-kilometer scale) are more prone to severe overvoltage in the metallic return cable and

the healthy pole during single-pole faults. The study aims to provide an accurate cable model and simulation reference for evaluating transient electrical stresses and insulation coordination for cables in VSC-HVDC system.

Key words: XLPE cable; VSC-HVDC system; electromagnetic transient; pole-to-ground fault; metallic return cable

0 引言

基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的柔性高压直流(high voltage direct current, HVDC)输电技术因其在大容量输电、海上风电等领域的优势,在我国加快能源转型,构建清洁低碳的新型能源体系中发挥了重要的应用价值^[1-3]。作为 MMC-HVDC 系统的重要传输设备,高压直流交联聚乙烯(cross-linked polyethylene, XLPE)挤包绝缘电缆具有良好的载流能力、机械特性及绝缘性能^[4],相继在我国南澳 ± 160 kV 多端柔直工程、舟山 ± 200 kV 多端柔直工程、厦门 ± 320 kV 真双极柔直工程及如东 ± 400 kV 伪双极柔直工程中应用,最大传输距离已超 100 km^[5-6]。受 MMC-HVDC 系统复杂的控制策略、多变的运行模式及频繁的开关操作事件的影响, XLPE 直流电缆在运行中遇到系统故障暂态^[7]、谐波^[8]及低频振荡^[9]等问题,长期的电热应力会造成电缆绝缘劣化,严重时将致电缆绝缘击穿乃至系统停运^[10]。

对 MMC-HVDC 系统中 XLPE 电缆暂态特性的计算与评估,主要依靠商用 EMTP(electromagnetic transient program)仿真软件开展。相比于架空线,实际的高压挤包绝缘电缆包含线芯、半导体、主绝缘等多层复杂结构。CIGRE TB 531 指出电缆半导体薄层建模准确性将影响沿电缆的暂态波过程^[11]。Akihiro A 基于 Maxwell 方程组在频域中对含半导体层的电缆传播特性进行推导,发现半导体层将增加电磁波在电缆中传播的衰减常数,降低传播速度^[12]。基于此,文献[13-14]提出采用等效厚度与介电常数来代替软件中原始绝缘层的参数设置以考虑半导体层对波过程的阻尼特性。然而上述方法主要涉及半导体层的导纳作用,且仅在高频段具有较好的计算精度。此外,除众所周知的电缆导体集肤效应外,文献[15-16]在对电缆各层材料介电参数的测量中发现,频率与温度的变化还将导致电缆导体、绝缘、半导体等材料参数(如电导率、介电常数)发生改变。当前电缆电磁暂态建模缺乏针对上述多层复杂截面的电学参数的准确等效表征,尚未考虑频率与温度变化下电缆材料特性给电缆暂态计算准确性带来的

影响。

根据 IEC 标准 60071-11,对于 MMC-HVDC 系统电缆暂态特性的研究,除与自身的线路建模紧密相关外,还高度依赖于系统线路拓扑。在过去的 10 年中,采用伪双极(对称单极)配置方案一直是 MMC 拓扑结构的主流选择。随着对更高功率传输容量需求的增加,提高系统冗余,避免电流入地所导致的环境腐蚀问题, CIGRE 预计全球未来将有数十个柔直工程采用配备专用金属回线的真双极方案,其电压等级达 ± 525 kV,输送容量达 2 GW^[17]。文献[18]建立了双极带大地回路系统的直流侧故障等效电路模型,提出直流侧与阀侧过电流解析算法与抑制措施。Saltzer M 等对双极系统电缆极线对地故障时的过电压进行仿真,发现换流站中性点接地方式将影响故障电流与过电压的水平^[19-21]。文献[22-24]讨论了功率水平、MMC 桥臂电感、变压器漏感、闭锁延时等系统参数对电缆暂态电压峰值的影响及避雷器能量吸收能力。上述研究尽管基于双极系统展开,但大多讨论关注以大地为回路的双极拓扑,即便是涉及双极带金属回线的接线形式,也主要关注在阀侧或直流极线上的暂态特性,忽略了金属回线在故障暂态过程中可能存在的严重电应力情况。由于金属回线的主要作用是钳制地电位,其绝缘击穿不会对极线产生明显影响,因此金属回线故障在系统中较难排查。此时,当双极系统非平衡运行时,回线上存在的感应电压会造成持续性的环流发热问题。此外,随着海上风电工程的推进,直流电缆在长距离系统传输中的应用越来越广泛,因此有必要阐明不同传输距离下的电缆暂态行为,以更为针对性地指导柔直系统中电缆的绝缘配合。

本文拟开展 MMC-HVDC 双极带金属回线系统中电缆电磁暂态建模与极线故障下的电缆暂态特性研究,考虑高压挤包绝缘电缆多层截面及材料频变、温变特性,提出准确的电缆暂态建模方法;在此基础上搭建 MMC-HVDC 双极带金属回线系统,考虑详细的控制策略与保护逻辑,对极线故障下 XLPE 直流电缆与金属回线过电压、过电流进行分析,讨论不同传输距离对电缆暂态特性的影响,明确双极带金属回线系统在长距离输电中的适用性及电缆严

重暂态电应力场景以指导系统绝缘配合设计。

1 高压挤包绝缘电缆电磁暂态模型构建

在分析沿高压挤包绝缘电缆的暂态波过程时, 电缆自身的串联阻抗与并联导纳是最基本和最关键的电学参数。对于直埋或空气中敷设的单芯高压电缆, 其串联阻抗矩阵为:

$$\mathbf{Z} = \mathbf{Z}_i + \mathbf{Z}_e \quad (1)$$

式中: $\mathbf{Z}_i$ 为其内阻抗矩阵; $\mathbf{Z}_e$ 为大地回路阻抗矩阵。单芯高压电缆并联导纳矩阵 $\mathbf{Y}$ 常利用电位系数矩阵 $\mathbf{P}$ 进行换算, 其关系如下:

$$\mathbf{Y} = j\omega\mathbf{P}^{-1} \quad (2)$$

$$\mathbf{P} = \mathbf{P}_i + \mathbf{P}_e \quad (3)$$

式中: ω 为角频率; $\mathbf{P}_i$ 为电缆内电位系数矩阵; $\mathbf{P}_e$ 为大地回路电位系数矩阵。

为获得准确的电缆串联阻抗矩阵与并联导纳矩阵, 需对上述公式进行合理计算。其中, 对于大地回路阻抗 $\mathbf{Z}_e$ 与电位系数 $\mathbf{P}_e$, 当前研究基于 Carson 及 Pollaczek 公式展开了充分讨论^[11-12]。鲜少有研究涉及图 1 所示高压电缆因多层结构及材料参数所致的内阻抗 $\mathbf{Z}_i$ 与内电位系数 $\mathbf{P}_i$ 计算精度提升。

1.1 电缆多层结构阻抗计算

以图 1 所示的高压直流电缆单极为例, r_0 — r_6 分别为线芯外半径、导体屏蔽外半径、绝缘层外半径、绝缘屏蔽外半径、阻水缓冲层外半径、皱纹铝护套外半径及外护套外半径。其内阻抗矩阵 $\mathbf{Z}_i$ 可表示为:

$$\mathbf{Z}_i = \begin{bmatrix} Z_{cc} & Z_{cs} \\ Z_{cs} & Z_{ss} \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中: Z_{cc} 为线芯自阻抗; Z_{cs} 为线芯与金属护层之间的互阻抗; Z_{ss} 为金属护层自阻抗。

上述阻抗可根据 CIGRE WG B1.30 所提如图 2 所示的线芯-金属护层电流(i_1)回路及金属护层-大地电流(i_e)回路进行推导, 即:

$$Z_{cc} = Z_{11} + Z_{12} + Z_{2i} + Z_{2o} + Z_{23} - 2Z_{2m} \quad (5)$$

$$Z_{ss} = Z_{2o} + Z_{23} \quad (6)$$

$$Z_{cs} = Z_{2o} + Z_{23} - Z_{2m} \quad (7)$$

式中: Z_{11} 为线芯串联阻抗; Z_{12} 为内绝缘串联阻抗; Z_{2i} 为金属护层内部串联阻抗; Z_{2o} 为金属护层外部串联阻抗; Z_{23} 为金属护层外绝缘串联阻抗; Z_{2m} 为金属护层回路相关的串联互阻抗^[11]。

电缆线芯串联阻抗 Z_{11} 受集肤效应影响, 其解析计算式为:

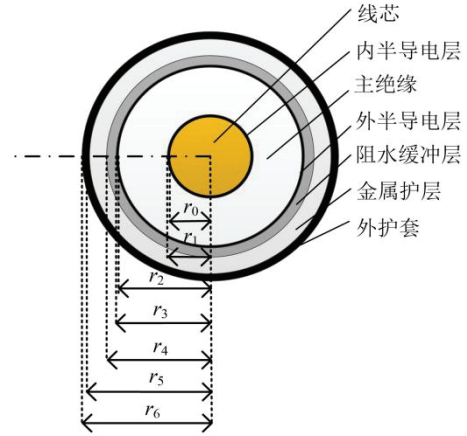


图 1 高压直流电缆截面图

Fig.1 Cross-sectional diagram of HVDC cable

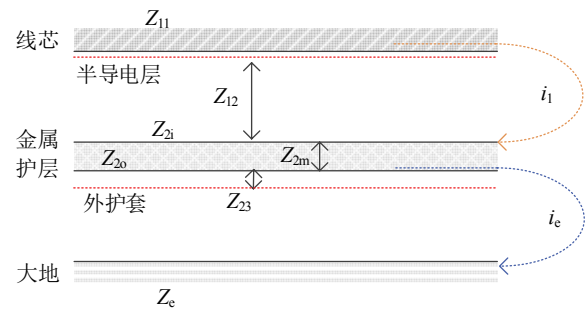


图 2 高压电缆阻抗等效回路

Fig.2 Equivalent circuit of HVDC cable impedance

$$Z_{11} = (s\mu_0\mu_1 / (2\pi x_0))(I_0(x_0) / I_1(x_0)) \quad (8)$$

$$x_0 = r_0 \sqrt{j\omega\mu_0\mu_1 / \rho_1} \quad (9)$$

式中: μ_0 为真空磁导率; μ_1 为线芯相对磁导率; ρ_1 为线芯电阻率; $I_n(x_0)$ 为第 1 类 n 阶修正 Bessel 函数 ($n=1, 2$); $s=j\omega$, 其中 ω 为角频率。

本研究考虑电缆线芯绞合结构及导体温度特性, 对电阻率 ρ_1 进行如下改进:

$$\rho_1^*(T) = \rho_1(1 + \alpha(T - T_0)) \frac{r_0^2 \pi}{A} \quad (10)$$

式中: T 为线芯温度; T_0 为 ρ_1 所对应的温度; α 为线芯温度系数; A 为导体截面积。以铜导体为例, ρ_1 为铜在 $T=20^\circ\text{C}$ 时的电阻率, 可取为 $1.72 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$, α 取 0.003 9。

进一步, 为考虑半导体层对电缆总阻抗的贡献, 将线芯-半导体层合并等效为同轴双导体。此时, 该双层导体的总阻抗为 2 者的并联, 参照式(5)–(7) 导体-绝缘-金属护层 3 层结构, 可对线芯-半导体层双层结构的总阻抗进行相似推导。

线芯导体自阻抗为:

$$Z_{\text{core-core}} = Z'_{11} + Z'_{2i} + Z'_{2o} - 2Z'_{2m} \quad (11)$$

半导体层自阻抗为:

$$Z_{\text{semi-semi}} = Z'_{2o} \quad (12)$$

线芯-半导体层互阻抗为:

$$Z_{\text{core-semi}} = Z'_{2o} - Z'_{2m} \quad (13)$$

式中: Z'_{11} 为进行式(10)改进后的线芯串联阻抗; Z'_{2i} 为半导体层内部串联阻抗; Z'_{11} 为半导体层外部串联阻抗; Z'_{2m} 为半导体层的互阻抗。

进一步, 根据基尔霍夫定律, 线芯-内半导体层双层并联结构的总阻抗为:

$$Z_{\text{double}} = Z'_{2o} - (Z'_{2m})^2 / (Z'_{11} + Z'_{2i}) \quad (14)$$

利用 Z_{double} 替换原始计算式(5)中电缆线芯串联阻抗 Z_{11} , 可充分考虑绞合线芯、半导体层、温变材料电阻率等对电缆内阻抗计算精度的影响。

1.2 电缆多层结构导纳计算

图 1 所示的电缆结构内电位系数矩阵为:

$$P_i = \begin{bmatrix} P_c + P_s & P_s \\ P_s & P_s \end{bmatrix} \quad (15)$$

式中: P_c 为线芯与金属护层间绝缘的电位系数; P_s 为金属护层外侧绝缘的电位系数。

实际上, 电缆线芯与金属护层间包含了内半导体层、主绝缘层、外半导体层、缓冲阻水层等。各层材料相对介电常数具有明显差异, 无法使用恒定单一数值进行计算。因此, 本文对含多层结构电缆本体导纳计算进行如下改进:

$$\frac{1}{Y_c} = \frac{1}{Y_1} + \frac{1}{Y_2} + \frac{1}{Y_3} + \frac{1}{Y_4} \quad (16)$$

式中: Y_c 为线芯与金属护层间绝缘的导纳, 与 P_c 具有式(2)的关系; Y_1 为内半导体层导纳; Y_2 为主绝缘层导纳; Y_3 为外半导体层导纳; Y_4 为缓冲阻水层导纳。

对于各层导纳, 有:

$$Y_n = j\omega \frac{2\pi\epsilon_0\epsilon_n(\omega)}{\ln(r_n/r_{n-1})}, n=1,2,3,4 \quad (17)$$

式中: $\epsilon_n(\omega)$ 为电缆第 n 层材料的相对介电常数; ϵ_0 为真空介电常数; r_{n-1} 为第 n 层材料的内半径; r_n 为第 n 层材料的外半径。

由式(17)可知, 对于具有温变/频变特性的电缆材料介电常数, 可将 $\epsilon_n(\omega)$ 设置为温度/频率的相关变量, 从而考虑材料参数变化对导纳计算精度的影响。其具体操作为: 将电缆各层材料薄片利用宽带介电谱仪测试其频率与温度变化下的相对介电常数, 利用多项式将所得频变介电常数曲线进行拟合

获得 $\epsilon_n(\omega)$ 表达式, 将该变量表达式导入式(17)中。同理, 可对电缆金属护层外侧绝缘的电位系数 P_s 进行相同的改进。

1.3 高压电缆电学参数改进计算模块

基于所提出的阻抗与导纳解析公式, 本文在 MATLAB 中编写了高压挤包绝缘电缆宽频暂态电学参数计算模块以便软件直接调用, 其计算流程如图 3 所示。输入电缆截面几何尺寸、电缆数量及材料参数、敷设条件等作为计算初始化参数; 计算频率下限 f_{lower} 与上限 f_{upper} 可根据所研究的暂态频段进行设置; 计算频率点数 m 越大, 对各频率点的计算越细致, 但相应地在时域求解时将增加计算时长。可直接将图 3 流程得到的多频率阻抗与导纳计算结果可直接作为 PSCAD 通用传输线模型(universal line model, ULM)时域求解的电路参数输入。

1.4 高压电缆暂态波过程的时域求解

本文以 ± 320 kV 直流电缆为例, 根据表 1 的电缆几何参数在上述 MATLAB 程序中计算了相应的频域阻抗与导纳, $f_{\text{lower}}=0.01$ Hz, $f_{\text{upper}}=1$ MHz, $m=500$, 频变、温变材料参数的取值参考课题组前期研究所得实验测量数据^[16]。对 ± 320 kV 直流电缆

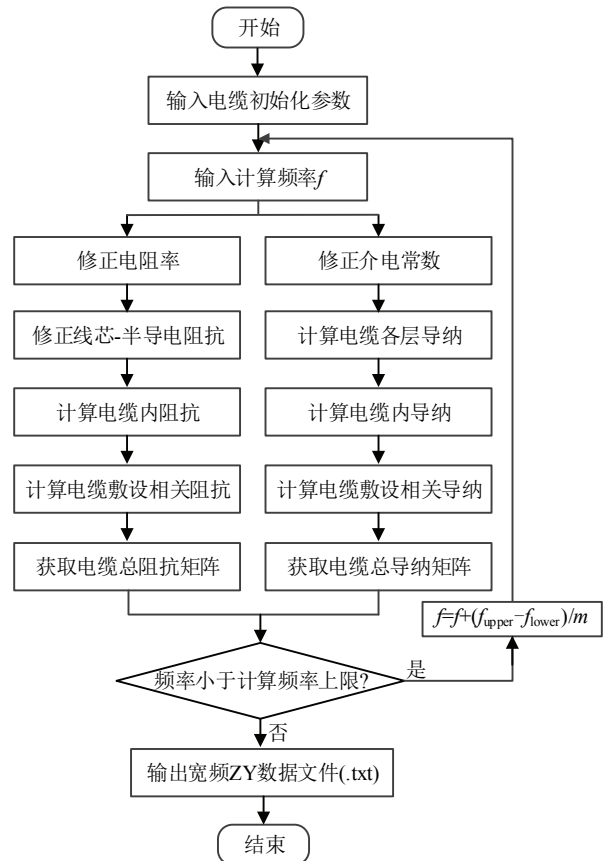


图 3 电缆电学参数计算流程图

Fig.3 Flowchart of cable's electrical parameter calculation

表 1 ± 320 kV 直流电缆几何参数

Table 1 Geometric parameters of ± 320 kV DC cable

电缆层	外径/mm	厚度/mm
线芯	25.1	—
导体屏蔽	27.6	2.5
主绝缘	53.6	26.0
绝缘屏蔽	54.8	1.2
阻水缓冲层	59.6	4.8
金属屏蔽	62.4	2.0
外护套	67.4	5.0

进行环切处理, 利用 Concept 80 宽带介电谱仪对主绝缘、半导体层等材料在不同温度与频率下的介电常数进行测量, 对其中具有频变特性的材料参数进行多项式拟合以获得介电常数变量 $\varepsilon_n(\omega)$, 导入式 (17) 进行计算; 利用 BD400 H 半导体橡塑电阻率测试仪对电缆半导体材料电阻率随温度的变化特性进行测量与拟合, 获得半导体层温变电阻率, 导入式 (11)~(13) 进行计算。

图 4 为直流电缆半导体层介电常数的测量结果, 可见其随频率升高而显著降低。而对于交联聚乙烯主绝缘材料, 其在频率与温度变化下相对介电常数变化 $< 1\%$, 则可在计算中视为常数。附录 A 表 A1 提供了仿真所涉及的电缆主要材料参数的取值。

为探究所提电缆暂态模型的时域效果, 将所得频域计算结果导入 PSCAD 建立了 ± 320 kV 直流电缆时域模型, 设置全长 100 km 以模拟长距离输电场景。在电缆一端线芯注入 $1.2/50 \mu\text{s}$ 标准脉冲(内阻为 2Ω), 电缆末端线芯保持开路, 仿真获取了模型改进前后电缆末端的暂态波形, 如图 5 所示。高频脉冲沿电缆传播至开路的末端, 阻抗不匹配将导致脉冲波发生极性改变, 长距离的传输呈现出逐渐衰减的振荡波形, 以输入脉冲幅值 10 kV 为例, 其在 10 ms 内将趋近于 0。考虑多层结构及材料特性的改进电缆频变模型相比于原始模型(红线)呈现更低的电压峰值, 相对误差约为 5%, 且随着传播时间的增加, 该误差越来越大; 改进电缆频变模型表现出更慢的波速, 相对误差约为 6%。原始频变模型的暂态计算结果偏高, 改进模型更能反映实际电缆系统的阻尼特性。

研究进一步比较了不同运行温度对于时域暂态计算的影响, 如图 5(b) 所示。高温增大了电缆系统的阻尼, 使高频暂态波的传播衰减更显著。以上述标准脉冲为例, 满载电缆(线芯 70°C)的末端线芯电压幅值低于空载电缆末端电压幅值 2.4%, 满载电

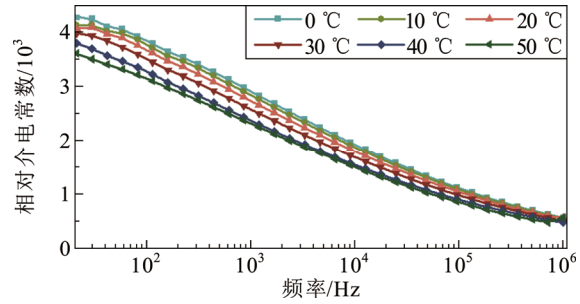
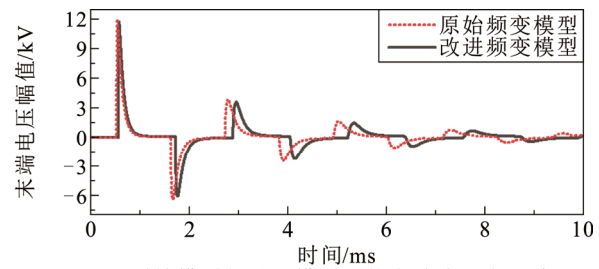
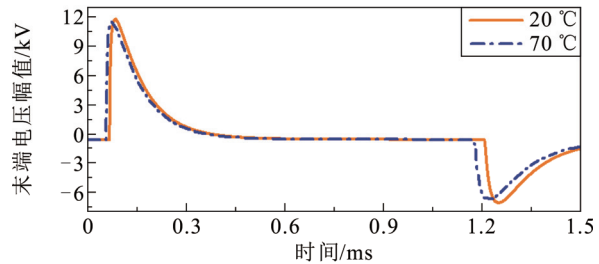


图 4 不同温度与频率下半导电层相对介电常数

Fig.4 Relative permittivity of the semiconducting layer under different temperatures and frequencies



(a) 原始模型与改进模型下的末端线芯电压波形



(b) 满载与空载下的末端线芯电压波形

图 5 不同电缆暂态模型下的电压波形

Fig.5 Voltage waveforms under different cable transient models

缆的暂态波传播速度高于空载电缆暂态波传播速度 2.2%。因此, 在暂态计算时, 应结合实际负荷水平对计算中涉及的温变材料参数进行合理取值。

2 MMC-HVDC 双极带金属回线系统建模

2.1 双极系统主接线及系统仿真参数

双极带金属回线 MMC-HVDC 系统主接线形式如图 6 所示, 换流站中性点与金属回线连接^[25]。作为故障电流与不平衡电流的通路, 金属回线一端不接地, 另一端连接换流站中性母线, 经接地箱直接接地(取 0.1Ω), 起到钳制地电位的作用并避免环流。2 条 ± 320 kV 电缆极线与 1 条 10 kV 金属回线参照第 1 章所提方法进行建模, 电缆极线仿真参数见表 1, 10 kV 金属回线几何参数如附录 A 表 A2 所示。

系统主要建模参数如表 2 所示。仿真时间步长为 $5 \mu\text{s}$ 。正常工况下, 系统换流站 1 运行在控交流电压与直流电压的方式下, 换流站 2 运行在控交流电压与有功功率的方式下。

2.2 MMC 等效模型与控制策略

实际 MMC 含多个子模块, 详尽建模将导致单个桥臂在仿真时就需数百个节点, 极大降低计算速度。为解决这一问题, 在简化计算的同时保证计算精度, 本文采用 CIGRE 工作组 B4.57 提出的基于戴维宁等效电路的 MMC 模型, 该等效模型假设 IGBT 与其二极管可被视作具有 2 种运行状态的阻性元件^[26]。对于换流器控制层, 研究采用 $d-q$ 解耦控制即直接电流控制, 包括内环电流控制和外环电压控制 2 部分; 采用最近电平控制(nearest level control, NLC)方法使 MMC 输出的交流电压逼近调制波。

2.3 双极系统保护策略

实际柔直系统配备有分级保护系统, 以降低故障对系统和各设备的影响。考虑测量装置与阀控系统引入的保护动作响应时延差异, 本文提出了图 7 所示的主要保护逻辑, 包括: (1)桥臂过电流保护、(2)换流器过电流保护、(3)换流器差动保护、(4)直流欠压过电流保护及(5)直流过电压保护。图 7 中动作定值及响应时延根据系统相关额定电压、电流参数及工程手册计算得到^[27], 其中 I_{VC} 为变压器阀侧电流, I_{BP} 与 I_{BN} 分别为上、下桥臂电流, I_{DP} 为直流侧电流, I_{DL} 为直流极线电流, I_{DNC} 为金属回线电流, U_{DL} 为直流极线电压, U_{DN} 为金属回线电压。当直流电缆极线发生故障后, 保护系统检测到故障信号, 闭锁换流器, 在故障后 100 ms 跳开交流侧断路器。

3 MMC-HVDC 双极带金属回线系统极线故障 XLPE 电缆暂态特性研究

3.1 极线故障 XLPE 电缆暂态过电压特性

高压直流电缆敷设环境良好, 鲜少有双极故障情况的发生。因此, 有关真双极系统直流侧故障的研究侧重于单极故障的分析。本文首先以某实际运行的 10.7 km、 $\pm 320 \text{ kV}$ 柔性直流真双极系统为例, 对极 1 直流电缆不同位置接地故障进行仿真, 故障电阻取 0.1Ω , 以模拟极线绝缘击穿。仿真发现, 单极故障下非故障极无过电压与过电流问题, 故障极与金属回线将表现出不同暂态电压特征。

对于故障极电缆, 故障点处由于短路接地, 其上电压将骤降为 0(图 8(a)中红色虚线); 故障极电缆

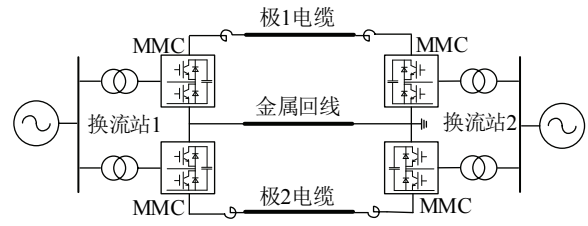


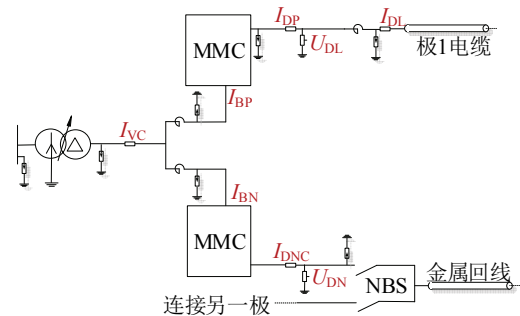
图 6 双极带金属回线接线示意图

Fig.6 Diagram of bipolar configuration with metallic return cable

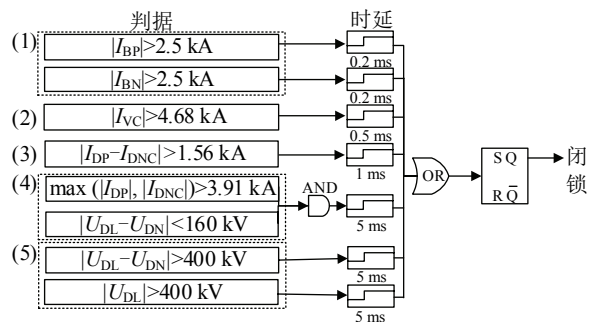
表 2 双极系统主要建模参数

Table 2 Main simulation parameters of bipolar system

参数	数值	参数	数值
额定功率/MW	1 000	换流变接线形式	Y- Δ
额定直流电压/kV	± 320	桥臂子模块数	200
换流变压器容量/MVA	530	子模块储能电容/mF	10
换流变压器变比	230/167	MMC 额定功率/MW	500
交流系统短路容量/MVA	18 842	桥臂电抗器电感/mH	60
220 kV 系统短路阻抗	7	平波电抗器电感/mH	50



(a) MMC-HVDC 系统直流保护配置图



(b) MMC-HVDC 系统保护动作逻辑

图 7 双极系统保护逻辑

Fig.7 Protection logic of bipolar system

的非故障处会发生如图 8(a)所示的过零阻尼振荡(蓝色实线), 呈现明显的电压跌落 u_{drop} 以及短时间内电压极性的频繁变换(伪周期为 $2\Delta t$, Δt 为暂态波由 A 点故障处传播至 B 点电缆终端处所需的时间),

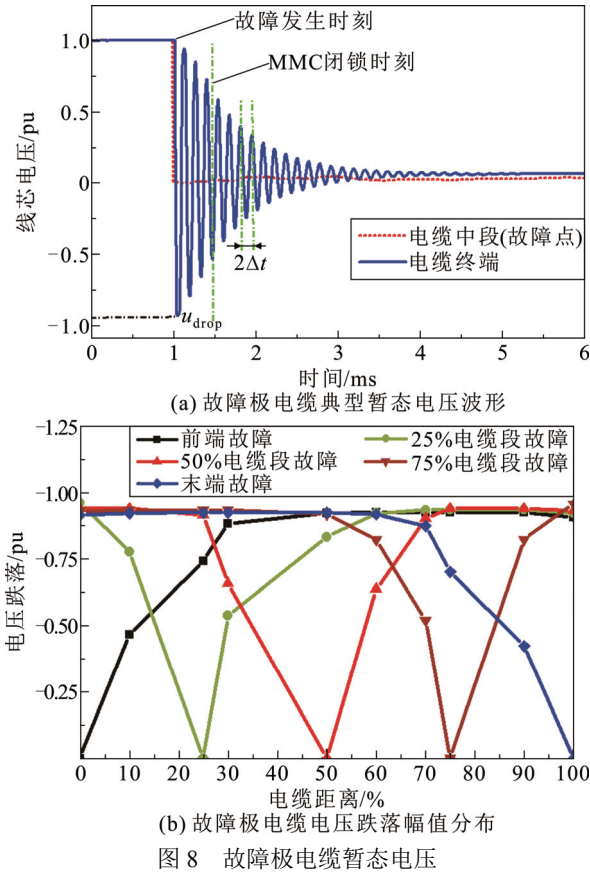


Fig.8 Transient voltage of faulty-pole cable

约 5 ms 后该振荡电压趋近于 0。电缆极线不同位置接地故障下所产生的阻尼振荡电压跌落幅值如图 8(b)所示, 随着远离故障点的位置而呈现增加趋势, 其相反极性峰值接近-1 pu(额定电压 320 kV)。

为探求直流侧故障引起的电缆振荡电压成因, 研究基于波传播规律、利用 Lattice 图对故障极电缆上的波过程进行推导, 如图 9 所示。图 9 中, L_b 为桥臂电抗器; L_d 为平波电抗器; R_f 为故障电阻; t_f 为故障发生时间。

当 $t=t_f$ 时, 电缆极线某处发生对地故障, 故障阻抗 Z_f 。故障点 A 处电压由额定直流电压 U_0 骤降为 0, 可视为在故障点 A 处产生了相反极性的前行电压波 U_f 向电缆两端传播, 此时 U_f 为:

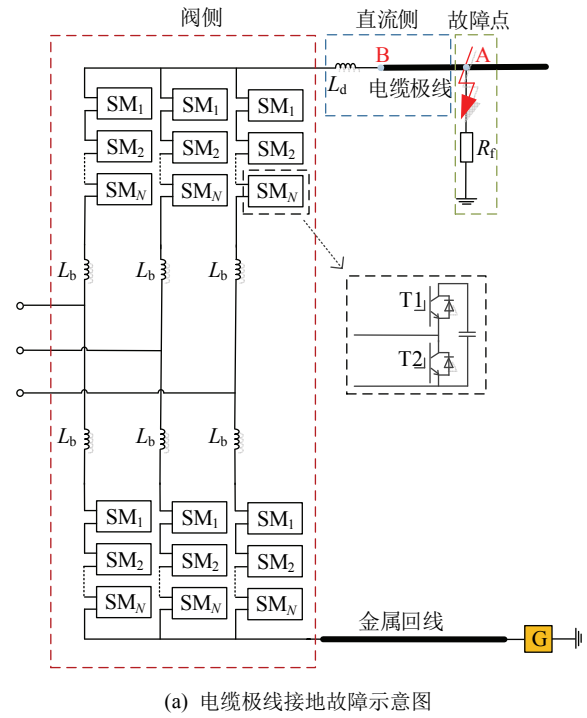
$$U_f(t=t_f) = -b_f U_0 \quad (18)$$

$$b_f = \frac{Z_c}{Z_c + Z_f} \quad (19)$$

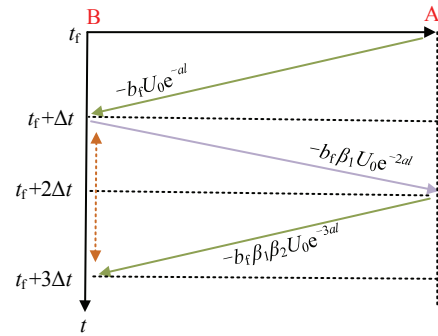
对于低阻短路故障, Z_f 远小于电缆特征阻抗 Z_c , 因此 b_f 趋近于 1, 前行电压波 U_f 趋近于 $-U_0$ 。

当 $t=t_f+\Delta t$ 时, 前行电压波 U_f 到达电缆终端 B。此时该前行波沿传播距离 l 已发生衰减, 即:

$$U_f(t^-) = -b_f U_0 e^{-\alpha l} \quad (20)$$



(a) 电缆极线接地故障示意图



(b) 前行波传播过程

图 9 极线接地故障电路及波过程示意图

Fig.9 Diagram of the pole-to-ground fault circuit and wave propagation

式中: α 为电缆暂态波的衰减常数。

前行波 U_f 到达电缆终端后, 由于阀侧等效阻抗 Z_v 与电缆特征阻抗 Z_c 不匹配, 将发生行波折反射。此时电缆终端处反射系数为:

$$\beta_1 = \frac{Z_v - Z_c}{Z_v + Z_c} \quad (21)$$

实际中由于桥臂电抗器等存在, 阀侧阻抗远大于电缆极线, 故 β_1 趋近于 1。此时, 电缆终端 B 处所呈现的总电压 $U_t(t^+)$ 由 3 部分组成, 包括前行电压波 U_f 、反射电压波 $\beta_1 U_f$ 及额定运行电压 $U_t(t^-)$, 即:

$$U_t(t^+) = U_f + \beta_1 U_f + U_t(t^-) \quad (22)$$

进一步, 式(22)可以近似化简为:

$$U_t(t^+) \approx (1 - 2e^{-\alpha l}) U_0 \quad (23)$$

对于短电缆线路,在沿线路衰减不严重的情况下电缆终端 B 的总电压 U_t 此时将接近 $-U_0$ 。

当 $t=t_f+2\Delta t$ 时,经电缆终端 B 反射后的前行电压波 U_f 再次到达电缆故障点 A。此时,前行波沿电缆传播距离 l 发生再次衰减,即:

$$U_f(t^-) = -b_f \beta_1 U_0 e^{-\alpha l} e^{-\alpha l} \quad (24)$$

前行波 U_f 到达电缆故障点后,由于故障阻抗 Z_f 与电缆特征阻抗 Z_c 不匹配,将发生行波再次折反射。此时电缆终端处反射系数为:

$$\beta_2 = \frac{Z_f - Z_c}{Z_f + Z_c} \quad (25)$$

对于低阻故障, Z_f 远小于 Z_c , β_2 趋近于 -1 。经故障点 A 反射后,前行波 U_f 变为:

$$U_f(t^+) = \beta_2 U_f = -b_f \beta_1 \beta_2 U_0 e^{-2\alpha l} \quad (26)$$

当 $t=t_f+3\Delta t$ 时,前行电压波 U_f 沿传播距离 l 发生衰减后再次到达电缆终端 B, 即:

$$U_f(t^-) = -b_f \beta_1 \beta_2 U_0 e^{-3\alpha l} \quad (27)$$

前行波 U_f 到达电缆终端后,因阻抗不匹配发生行波再次折反射。此时终端 B 处总电压为:

$$U_t(t^+) = U_f + \beta_1 U_f + U_t(t^-) \quad (28)$$

进一步,将式(28)化简为:

$$U_t(t^+) \approx (2e^{-3\alpha l} - 1)U_0 \quad (29)$$

对于衰减不严重的短电缆线路,此时电缆终端 B 的总电压 U_t 接近 U_0 。而对于长电缆线路,受到信号长距离传输衰减特性的影响,此时电缆终端 B 的总电压相对额定直流电压发生明显的电压跌落,继而重复上述波过程,直至衰减至 0。

由上述推导可知,图 8(a)所示的过零阻尼振荡波形呈伪周期分布,其周期为 $2\Delta t$ 。 Δt 为电缆故障点处暂态波传播至电缆终端处所需的时间,与故障距离及电缆自身的传播特性(波速度)相关。该波形振荡幅值与故障距离、故障阻抗、阀侧等效阻抗、电缆自身的特征阻抗及衰减特性相关。

当直流极线发生故障时,与故障极阻尼振荡电压不同,金属回线上将产生明显的过电压,且持续时间高达百毫秒,如图 10(a)所示。金属回线过电压最大峰值出现在电缆首端(即远离换流站中性点接地端)的位置,如图 10(b)所示。

由于金属回线起到牵制地电位的作用,通常所设计的绝缘水平远低于极线,以本文所涉及的 ± 320 kV 柔直系统为例,金属回线绝缘水平为 10 kV,主绝缘厚度仅为 6 mm。此时故障引起的回线过电压将对其绝缘造成严峻考验,尤其靠近金属回线首端

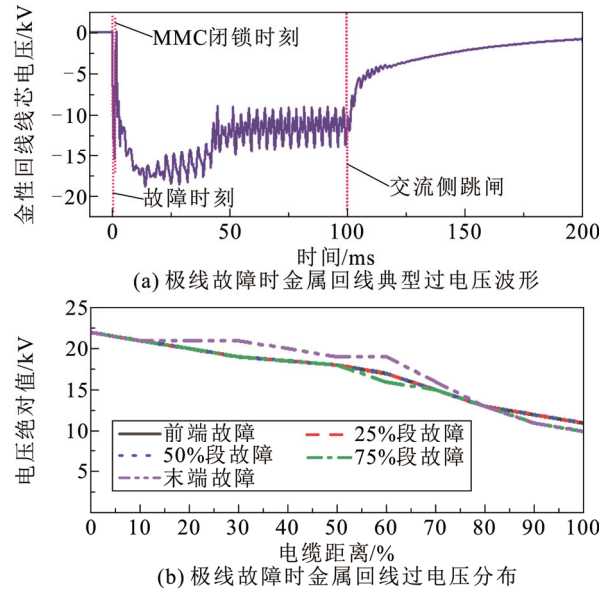


图 10 极线故障时金属回线过电压波形

Fig.10 Overvoltage waveform of metallic return cable under pole-to-ground fault

(即远离换流站中性点接地端)附近的电缆段。

然而,在当前电缆投运前的型式实验与预鉴定实验中,并未考虑因直流侧故障所致故障极电缆过零阻尼振荡电压与金属回线持续时间百毫秒的过电压波形对电缆绝缘评定的影响,取而代之将标准操作脉冲(250/2 500 μ s)作为检验电缆绝缘暂态耐受能力的波形。由于上述 2 类波形在幅值水平、极性变化及持续时间上均与标准操作脉冲具有较大差异性,其对 XLPE 电缆绝缘可能造成的影响有待被进一步阐明。

3.2 极线故障 XLPE 电缆暂态过电流特性

电缆极线发生故障时将在故障极与金属回线电缆上产生过电流,仿真结果如图 11 所示,其中①—⑤分别对应直流电缆首端、前 25%电缆段、50%电缆段、75%电缆段及电缆末端接地故障。

与故障极阻尼振荡电压几毫秒的持续时间不同,故障极过电流将持续百毫秒。由图 11 可知,桥臂过电流保护在几百微秒后响应,过电流波形总体呈先快速上升、约 20 ms 后缓慢上升的趋势,在 100 ms 后交流侧断路器发生跳闸,切断交流系统馈流,直流电缆与金属回线电流得以衰减。在研究所涉及的双极系统中,其幅值最高达 8.0 pu(额定电流为 1.56 kA)。不同位置处直流极线接地故障所导致的过流峰值有轻微差异,较为严重的情况发生在直流极线首端(即远离换流站中性点接地侧)的接地故

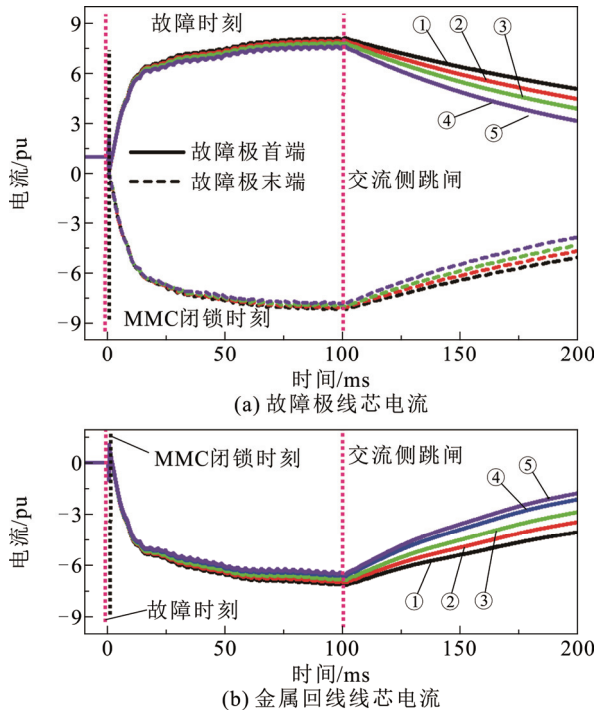


图 11 极线故障时电缆过电流波形

Fig.11 Overcurrent waveform of cable under pole-to-ground fault

障时, 其短路电流峰值高出电缆其他位置故障时的电流峰值约 10%。作为主要的暂态回路, 金属回线上的暂态电流如图 11(b)所示, 其规律与故障直流极线一致, 过电流幅值仅略低于直流极线。

根据图 9(a)所示的直流极线故障电路图, 流经直流极线的故障电流回路可按 MMC 闭锁前后分为 2 类。MMC 闭锁前, 故障电流主要由子模块的电容放电电流和交流侧向故障点馈入的电流组成, 前者为主导部分, 因此可仅考虑电容放电电流以简化电路如图 12 所示。图 12 中, L_d 为直流侧平波电抗; L_b 为桥臂电抗; L_{pole} 与 R_{pole} 分别为电缆故障点至该侧电缆终端的等效电感与电阻; L_{mrc} 与 R_{mrc} 分别为金属回线的等效电感与电阻; R_g 为换流站中性点接地电阻; R_{mmc} 为 MMC 的等效电阻; C_{eq} 为 MMC 实际放电模块总等效电容; u_c 为电容上的总电压; i_{dc} 为放电电流。

当系统检测到过电流时, 直流保护系统动作闭锁子模块, 电容(图 12 虚线框)被旁路, 但桥臂电抗器续流将使二极管一直导通。而交流侧电源所提供的故障电流并不馈入直流线路, 这是因为此时直流线路相当于中性线。因此直流侧故障电流仅由桥臂电抗器续流所导致, 经 RL 电路衰减。随着桥臂电

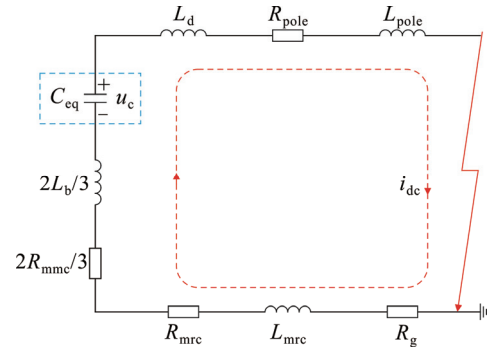


图 12 极线故障时故障电流等效回路

Fig.12 Equivalent circuit of fault current during pole-to-ground fault

抗器续流的衰减, 6 个桥臂会分别出现电流过零现象, 二极管表现出单相导通特性, MMC 将以不控整流桥的形式运行^[28]。此时等效直流负载仅是短路线路阻抗, 交流侧电源馈流, 引入严重的过电流现象。因此当双极系统电缆极线故障时, 如图 11 所示, 由于闭锁时间仅在几百微秒, 极线与金属回线的过电流水平实际取决于 MMC 闭锁后期不控整流稳态阶段及交流断路器的跳闸时间。

3.3 不同传输距离的电缆极线故障暂态特性

上述研究以 10.7 km 的真双极线路展开, 在实际诸多工程里, 电缆线路短则几千米, 长可至几百千米, 例如: 如东±400 kV 海上风电工程电缆长度已达 100 km, 挪威与德国间的柔直传输工程 Nord Link 电缆总长超 500 km。长电缆线路具有更大的分布电容与阻抗, 在系统故障下可表现出与短电缆截然不同的暂态特性。本文针对不同传输距离双极系统极线故障时 XLPE 电缆的暂态特性进行了对比分析。

如表 3 所示, 在短电缆系统中, 单极故障时, 非故障极电缆不会产生过电压, 不影响非故障极的正常运行。随着传输距离的增加, 非故障极将出现过电压, 并呈现随距离的增加而增大的趋势, 如图 13 所示, 其持续时间可达百毫秒, 直至交流侧跳闸。对于 200 km 的电缆长度, 单极故障时非故障极的电压升高已接近图 7 中系统过压保护阈值(1.25 pu), 可见在长距离输电中要保证双极系统单极故障下健康极的正常运行, 需对现有绝缘配合策略进行更为针对性的调整以限制非故障极电压的抬升。

对于金属回线过电压水平, 如表 3 所示, 随着传输距离的增加, 其上过电压幅值呈现急剧上升趋势, 远超前述研究中所用金属回线的设计绝缘水平。因此, 对于长距离电缆系统, 金属回线的绝缘耐受

表 3 不同传输距离下极线接地故障的电缆过电压峰值

Table 3 Magnitude of cable overvoltage under pole-to-ground fault at different transmission distances

传输距离/km	非故障极电压/pu	金属回线过电压/kV
10	—	22
50	1.1	35
100	1.2	47
200	1.2	65

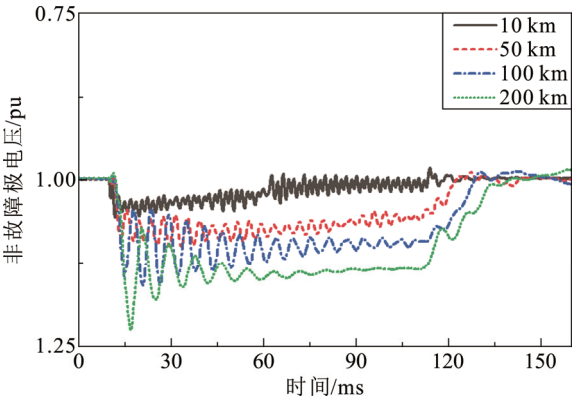


图 13 不同传输距离电缆极线故障下的非故障极电压

Fig.13 Non-fault cable voltage under pole-to-ground fault at different transmission distances

水平应结合所面临的严重过电压进行适当提升，其保护水平及其沿线避雷器的设置应被重点校核。

图 14 为不同传输距离下电缆过电流幅值水平。随着传输距离的增加，电缆等效电阻与电感均显著增大，电缆线路阻抗的增加在一定程度上抑制了短路电流水平，表现为故障极线芯电流与金属回线线芯电流均呈现明显的降低趋势。对于非故障极，随着传输距离的增加，其上将产生超出额定电流约 1 倍的暂态电流，但总体过流水平远小于故障极、金属回线所形成的主要故障回路。

总的来说，在双极带金属回线的拓扑下，短电缆系统(千米级)需要更加关注电缆的暂态通流能力，过快的电流上升速率将加剧电缆所承受的绝缘应力。对于长电缆系统(百千米级)，其过电流问题有所缓解，然而存在更严重的金属回线过电压及单极故障时正常极运行稳定性的问题。此时，金属回线避雷器的设置、换流站中性母线水平的确定及换流站中性点接地方式的选取均可改变长电缆系统中的上述暂态问题，应在后续研究中被重点讨论。

4 结论

1) 考虑电缆多层结构及材料特性的电缆暂态

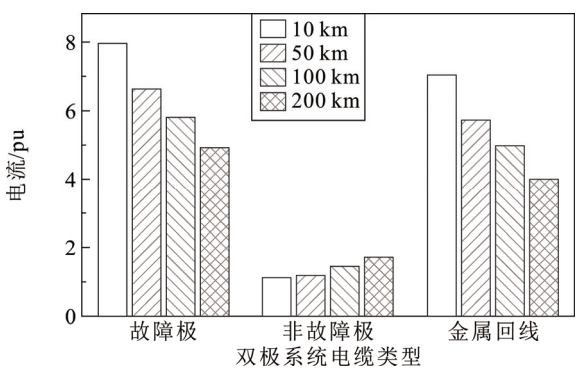


图 14 不同传输距离电缆极线故障下的过电流水平

Fig.14 Cable overcurrent under pole-to-ground fault at different transmission distances

改进模型相比原始频变模型能够有效表征实际电缆系统的阻尼特性，以在 100 km 的 320 kV 直流电缆上注入 1.2/50 μ s 标准脉冲为例，改进模型计算所得电压峰值低于原始模型约 5%，波速度慢于原始模型约 6%。

2) 极线故障导致故障极电缆非接地位置因阻抗不匹配产生持续数微秒的过零阻尼振荡电压，其伪周期与故障距离及电缆波速度相关，振荡幅值与故障距离、故障阻抗、阀侧等效阻抗、电缆特征阻抗及衰减特性相关。金属回线面临持续百毫秒的严重过电压问题。故障极与金属回线过电流幅值取决于 MMC 闭锁后不控整流稳态阶段及交流断路器跳闸时间，极线首端接地故障所致过电流峰值最高。

3) 短电缆系统(千米级)面临更大的暂态电流，过快的电流上升速率将加剧电缆所承受的绝缘应力；长电缆系统(百千米级)面临更严重的金属回线过电压与单极故障时正常极运行稳定性的问题。长电缆系统金属回线的绝缘耐受水平相较短电缆系统应适当提高，沿线避雷器设置应被重点校核。

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

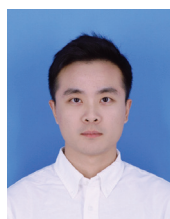
参考文献 References

[1] 韩民晓, 文俊, 徐永海. 高压直流输电原理与运行[M]. 3 版. 北京: 机械工业出版社, 2020: 1-10.
HAN Minxiao, WEN Jun, XU Yonghai. Principle and operation of high voltage DC transmission[M]. 3rd ed. Beijing, China: China Machine Press, 2020: 1-10.

[2] FLOURENTZOU N, AGELIDIS V G, DEMETRIADES G D. VSC-based HVDC power transmission systems: an overview[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(3): 592-602.

[3] 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.
- [4] MAZZANTI G, MARZINOTTO M. Extruded cables for high-voltage direct-current transmission: advances in research and development[M]. Hoboken, New Jersey, USA: Wiley-IEEE Press, 2013: 36-38.
- [5] 汤广福, 贺之渊, 庞 辉. 柔性直流输电工程技术研究, 应用及发展[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 3-14.
TANG Guangfu, HE Zhiyuan, PANG Hui. Research, application and development of VSC-HVDC engineering technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 3-14.
- [6] 文卫兵, 赵 峥, 李 明, 等. 海上风电柔性直流系统设计及工程应用[J]. 全球能源互联网, 2023, 6(1): 1-9.
WEN Weibing, ZHAO Zheng, LI Ming, et al. Design and engineering application of offshore wind power VSC-HVDC system[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(1): 1-9.
- [7] 徐 莹, 樊林祺, 李 探, 等. 远距离大容量特高压柔性直流受端续流过电压机理及抑制策略[J]. 高电压技术, 2025, 51(2): 538-546.
XU Ying, FAN Linzhen, LI Tan, et al. Continuous overvoltage mechanism and suppression strategy of inverter station of long distance and large capacity VSC-UHVDC system[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(2): 538-546.
- [8] 常天宇, 王顺亮, 张英敏, 等. 基于分布参数的直流线路谐波电流放大特性[J]. 高电压技术, 2023, 49(11): 4654-4664.
CHANG Tianyu, WANG Shunliang, ZHANG Yingmin, et al. Harmonic current amplification characteristics of HVDC lines based on distributed parameters[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(11): 4654-4664.
- [9] 李伟超, 蔡德宇, 武守远, 等. 风电机组附加有功控制参数对系统低频振荡的影响[J]. 高电压技术, 2024, 50(3): 1145-1155.
LI Weichao, CAI Deyu, WU Shouyuan, et al. Impact of supplementary active power control parameters of wind turbine on power system low-frequency oscillations[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(3): 1145-1155.
- [10] HU Y X, MA H, EKANAYAKE C, et al. A study of transient electric field distribution of XLPE cable joint in a VSC-HVDC system[C]//Proceedings of 2024 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP). Auburn, USA: IEEE, 2024: 1-5.
- [11] Working Group. Cable Systems electrical characteristics[R]. Paris, France: CIGRE, 2013.
- [12] AMETANI A, OHNO T, NAGAOKA N. Cable system transients: theory, modeling and simulation[M]. Singapore, Singapore: Wiley-IEEE Press, 2015: 35-47.
- [13] GUSTAVSEN B, MARTINEZ J A, DURBAK D. Parameter determination for modeling system transients-part II: insulated cables[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20(3): 2045-2050.
- [14] NAM O H, BLACKBURN T R, PHUNG B T. Modeling propagation characteristics of power cables with finite element techniques and ATP[C]//Proceedings of 2007 Australasian Universities Power Engineering Conference. Perth, Australia: IEEE, 2007: 1-5.
- [15] 江 霖, 仇 炜, 崔江静, 等. 半导体层的高频特性对电缆附件内电场分布的影响[J]. 绝缘材料, 2019, 52(2): 64-69.
JIANG Lin, QIU Wei, CUI Jiangjing, et al. Effect of high frequency characteristics of semiconducting lay on electric field distribution in cable accessories[J]. Insulating Materials, 2019, 52(2): 64-69.
- [16] HU Y X, LI J T, Wang Y S, et al. Transient propagation characteristics of ± 320 kV XLPE cable considering frequency and temperature effects[C]//Proceedings of the 23rd International Symposium on High Voltage Engineering (ISH 2023). Glasgow, UK: IET, 2023: 1113-1119.
- [17] GOERTZ M, WENIG S, BARTH D, et al. Overvoltages experienced by metallic return cables in bipolar HVDC configuration[C]//Proceedings of 2024 Paris Session. Paris, France: CIGRE, 2024: 1-12.
- [18] 郭晓茜, 崔 翔, 齐 磊. 架空线双极 MMC-HVDC 系统直流短路故障分析和保护[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(8): 2177-2184.
GUO Xiaoxian, CUI Xiang, QI Lei. DC short-circuit fault analysis and protection for the overhead line bipolar MMC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(8): 2177-2184.
- [19] SALTZER M, GOERTZ M, WENIG S, et al. Overvoltages experienced by DC cables within an HVDC transmission system in a rigid bipolar configuration[C]//Proceedings of the 10th International Conference on Insulated Power Cables. Paris, France: JICABLE, 2019: 1-6.
- [20] LETERME W, TIELENS P, DE BOECK S, et al. Overview of grounding and configuration options for meshed HVDC grids[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(6): 2467-2475.
- [21] 邓文军, 刘麒麟, 张英敏, 等. 张北柔直电网单极接地故障短路电流计算方法及接地策略[J]. 高电压技术, 2022, 48(10): 4050-4059.
DENG Wenjun, LIU Qilin, ZHANG Yingmin, et al. Short circuit current calculation method and grounding strategy of pole-to-ground fault in zhangbei flexible DC power grid[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(10): 4050-4059.
- [22] GOERTZ M, WENIG S, BECKLER S, et al. Analysis of cable overvoltages in symmetrical monopolar and rigid bipolar HVDC configuration[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(4): 2097-2107.
- [23] 李浩原, 周国梁, 王 刚, 等. 柔直电网阀侧单相接地故障过电压产生及影响因素研究[J]. 电力工程技术, 2021, 40(4): 34-41.
LI Haoyuan, ZHOU Guoliang, WANG Gang, et al. Analysis of single-phase-to-ground fault overvoltage at the valve-side of HB-MMCs in bipolar HVDC systems[J]. Electric Power Engineering Technology, 2021, 40(4): 34-41.
- [24] AJAEI F B, IRAVANI R. Cable surge arrester operation due to transient overvoltages under DC-side faults in the MMC-HVDC link[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(3): 1213-1222.
- [25] 陈 东, 乐 波, 梅 念, 等. ± 320 kV 厦门双极柔性直流输电工程系统设计[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(14): 180-185.
CHEN Dong, YUE Bo, MEI Nian, et al. System design of Xiamen bipolar VSC-HVDC transmission project[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(14): 180-185.
- [26] WACHAL R, JINDAL A, DENNETIERE S, et al. Guide for the development of models for HVDC converters in a HVDC grid[R]. Paris, France: CIGRE, 2014.
- [27] 国网福建省电力有限公司电力科学研究院组. 柔性直流输电系统调试技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2017: 75-81.
State Grid Fujian Electric Power CO., LTD. Commissioning technology of VSC-HVDC transmission system[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2017: 75-81.
- [28] 李 斌. 柔性直流系统故障分析与保护[M]. 北京: 科学出版社, 2019: 75-88.
LI Bin. Fault analysis and protection in VSC-HVDC system[M]. Beijing, China: Science Press, 2019: 75-88.



HU Yuxiao
Ph.D. candidate



XU Yang
Ph.D., Professor
Corresponding author

胡钰骁

1995—, 男, 博士生

主要从事直流电缆电磁暂态计算、电缆数字孪生方面的研究工作

E-mail: hyx666@stu.xjtu.edu.cn

徐 阳(通信作者)

1969—, 男, 博士, 教授, 博导

长期从事电气绝缘测试技术、电力电缆、电力变压器代替绝缘液、旋转电机绝缘评估等方面的研究工作

E-mail: xuyang@xjtu.edu.cn

附录 A

表 A1 ±320 kV 直流电缆主要材料参数

Table A1 Main material parameters of ±320 kV DC cable

电缆层	电阻率/(Ω·m)	相对介电常数(20 ℃)
线芯	$1.89 \times 10^{-8}(1+0.003\ 9(T-20))$	—
导体屏蔽	$1.41 \times 10^{-5}T^2+1.48 \times 10^{-4}T+0.046$	$2.08 \times 10^4f^{-0.02}-1.52 \times 10^4$
主绝缘	—	2.3
绝缘屏蔽	—	$2.08 \times 10^4f^{-0.02}-1.52 \times 10^4$
阻水缓冲层	—	450.0
金属屏蔽	$2.83 \times 10^{-8}(1+0.003\ 9(T-20))$	—
外护套	—	3.4

注：T 为运行温度(单位：℃)，f 为计算频率(单位：Hz)。

表 A2 10 kV 金属回线几何参数

Table A2 Geometric parameters of 10 kV MRC

电缆层	外径/mm	厚度/mm
线芯	23.8	—
导体屏蔽	25.5	1.7
主绝缘	31.5	6.0
绝缘屏蔽	32.3	0.8
阻水缓冲层	37.1	4.8
金属屏蔽	39.1	2.0
外护套	43.1	4.0