

基于离子流效应的同塔双回直流线路地线融冰感应过电压分析与抑制措施

陈慧¹, 陈潜¹, 刘磊^{2,3}, 刘宁¹, 廖民传^{2,3}, 谢桂泉¹, 钟正^{2,3}

(1. 中国南方电网有限责任公司超高压输电公司曲靖局, 云南 曲靖 656000; 2. 南方电网科学研究院, 广州 510663;
3. 特高压电力技术与新型电工装备基础国家工程研究中心, 昆明 650000)

摘要: 针对某 ± 500 kV同塔双回直流输电线路, 在“一回停运、一回运行”工况下进行停运线路地线融冰时, 感应电压过大导致融冰装置故障、自动接线装置和避雷器击穿受损情况, 研究建立了静电耦合和空间离子流效应综合作用的停运线路过电压计算模型。按6种工况计算分析了带电运行回路导线不同起晕电压时在停运线路上感应的过电压水平, 同时综合考虑过电压抑制水平和线路能量, 提出了加装 $5\text{ k}\Omega$ 接地高阻的过电压抑制措施, 可实现将超过 100 kV 感应电压抑制到 20 kV 以下, 并经实际线路融冰操作, 验证了其有效性。

关键词: 同塔双回; 直流线路; 地线融冰; 离子流; 感应过电压; 抑制措施

Analysis of Induced over Voltage and Suppression Measures of Ground Ice Melting in Double Circuit DC Line on One Tower Based on Ion Current Effect

CHEN Hui¹, CHEN Qian¹, LIU Lei^{2,3}, LIU Ning¹, LIAO Minchuan^{2,3}, XIE Guiquan¹, ZHONG Zheng^{2,3}

(1. Qujing Bureau of EHV Transmission Company, CSG, Qujing, Yunnan 656000, China; 2. Electric Power Research Institute, CSG, Guangzhou 510663, China; 3. National Engineering Research Center of UHV Technology and New Electrical Equipment, Kunming 650000, China)

Abstract: In view of the ice melting of the ground wire of the deactivated line of a ± 500 kV double-circuit DC transmission line with the same tower, when the ground wire of the deactivated line is melted under the condition of "one shutdown and the other operating", the failure of the ice melting device and the breakdown of the automatic wiring device and the lightning arrester caused by excessive induced voltage are studied. According to the calculation and analysis of 6 working conditions, the overvoltage level induced on the shutdown line when the corona initiation voltage of the live running circuit conductor is calculated, and the overvoltage suppression level and line energy are comprehensively considered, and the overvoltage suppression measures with $5\text{ k}\Omega$ grounding high resistance are proposed, which can realize the induction voltage of more than 100 kV to less than 20 kV , and the effectiveness is verified by the actual line ice melting operation.

Key words: double circuit on one tower; DC transmission line; ground wire ice melting; ion current; induced overvoltage; suppression measures

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52107028); 中国南方电网有限责任公司科技项目(CGYKJXM20220118)。

Foundation item: Supported by the National Natural Science Foundation of China (52107028); the Science and Technology Project of China Southern Power Grid Co., Ltd. (CGYKJXM20220118).

0 引言

随着我国特高压直流输电技术的快速发展,一方面形成了“西电东送”特高压直流大电网格局,另一方面也造成输电走廊的日益紧张。因此某些直流输电线路采用同塔架设的方式以节省土地征用^[1-5]。南方某±500 kV 同塔双回直流输电线路全长 1 221 km, 10 mm、15 mm 冰区按同塔双回路架设,约占全线长度的 77%,其余 20 mm、30 mm 重冰区按两个单回路架设,约占全线长度的 23%,其中 20 mm 通道走廊拥挤段采用同塔双回路架设。

该直流工程在竣工后才考虑增加地线融冰功能,在融冰装置设计阶段,因地线融冰需要人工接线,设备参数均按照直流双回同停开展融冰设计选型,融冰设备选型、参数未考虑两回直流感应电压的相互影响^[6-10]。2021 年以前该直流线路均采用双回同停方式开展融冰,于 2021 年年底冰期首次启用单回停电融冰,即“一回运行、一回融冰”方式,在融冰期间以及后续调试过程中出现了融冰装置跳闸、地线融冰接线装置损坏等故障。经调查分析其原因因为融冰装置直流极线和母线避雷器以及地线融冰相关的接线装置、地线间隙等允许长期施加的直流电压均为 36 kV 左右,因“一回运行、一回融冰”时感应电压超过设计值 36 kV,导致地线融冰自动接线装置绝缘击穿故障,其中一回双极运行,停运线路感应电压最大值可达 110.4 kV,一回单极经金属回线运行,停运线路感应电压最大值可达 149.7 kV。

由于国外直流工程较少,特别是基本上不存在超特高压同塔双回或多回输电线路,因此暂无关于直流线路感应电压产生机理及感应电流影响的研究,部分研究主要集中在单回直流线路的电磁环境影响方面^[11-12]。我国±500 kV 荆门-枫泾直流输电线路工程由于未采取融冰措施,因此运行中并未关注直流线路感应电压问题,对于直流线路不停电时对地线的感应电压产生机理尚不太明确^[13-15]。此外国内对特高压交流同塔双回路融冰装置感应电压开展了部分研究,其感应电压可达 50 kV 以上,一般采取安装对地阻抗的方式来抑制特高压交流同塔双回路融冰装置感应电压问题^[16-17],但交流线路的感应电压主要为电磁感应电压和静电感应电压,与直流线路主要由静电耦合和离子流场产生不同,因

此机理上有待进一步研究。国内部分高校和研究机构主要是从理论上对直流线路的感应电压^[18-20]和离子流等方面开展了较为深入的研究^[21-23],尚未形成专门的抑制装置在工程中的应用。

针对以上问题,本文针对某±500 kV 同塔双回直流输电线路参数,建立了静电耦合和空间离子流效应综合作用的停运线路过电压计算模型,计算分析了带电运行回路导线不同起晕电压、不同运行工况等 6 种情况下在停运线路上产生的感应电压水平,以及甲正负地等位连接不同电阻接地时的感应电压、消耗功率和入地电流变化情况,同时综合考虑过电压抑制水平和线路能量,提出了可应用于工程实际的直流线路“一回运行、一回融冰”工况下感应电压抑制措施。

1 “一回停运、一回运行”工况下停运线路感应过电压计算方法

1.1 静电耦合计算方法

直流输电系统电压和电流基本恒定,导地线之间无交流线路的电磁耦合作用,但是多相导地线直流输电系统中任意两相间通过电场相互影响,即静电耦合,图 1 描述了其一相受到其他相静电耦合的情况,可见空间位置不一样、每相运行电压幅值或相位不一样都可能造成其他相耦合电压电流不一致,并影响线路最终运行电压电流。

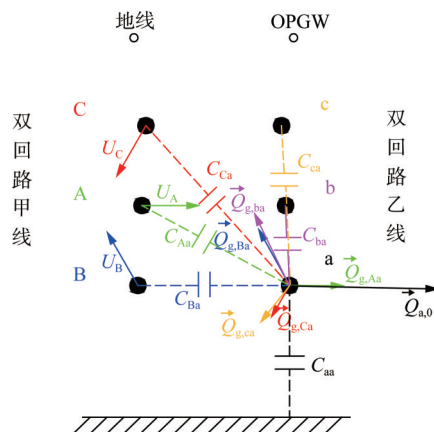


图 1 多相导线静电耦合示意图

Fig. 1 Diagram of electrostatic coupling of polyphase wires

线路运行电荷计算如式(1)所示。

$$\vec{Q}_a \approx \vec{Q}_{a,0} + \vec{Q}_{g,ba} + \vec{Q}_{g,ca} + \vec{Q}_{g,Aa} + \vec{Q}_{g,Ba} + \vec{Q}_{g,Ca} \quad (1)$$

式中: $\vec{Q}_a$ 为线路最终运行电荷; $\vec{Q}_{a,0}$ 为 a 相初始电

荷; $\vec{Q}_{g, ba}$ 为 b 相对 a 相的感应电荷; $\vec{Q}_{g, ca}$ 为 c 相对 a 相的感应电荷; $\vec{Q}_{g, Aa}$ 为 A 相对 a 相的感应电荷; $\vec{Q}_{g, Ba}$ 为 B 相对 a 相的感应电荷; $\vec{Q}_{g, Ca}$ 为 C 相对 a 相的感应电荷。

在不考虑导线起晕导致空间存在离子流的情况下, 静电耦合所产生的感应电压幅值较小。在线路接地后, 由于线路存在感应电压, 接地后电压会迅速降为 0, 这一过程中会在接地瞬间存在微秒级的放电电流, 该放电时间与接地电阻和线路电容相关, 考虑通常站内接地网接地电阻为 0.5Ω , 线路电容值约为 $15 \mu\text{F}$, 放电时间约为 $7.4 \mu\text{s}$, 最大放电电流虽然可达几十千安, 但是总能量不超过 20 kJ 。与正常工况下直流线路接地操作时的放电电流和放电能量水平相当, 因此对接入融冰装置不会产生影响。

1.2 离子流场中感应电位计算方法

国内外针对离子流场的研究较为深入^[24-27], 实际工程中常采用迎风有限元法求解电场强度。首先根据线路尺寸建立二维计算模型, 如图 2 所示。采用三角形单元进行场域离散, 剖分后得到节点单元关系、边界节点编号和节点横纵坐标。

确定边界条件: 人工边界电位为标称场电位, 由模拟电荷法求解; 导线电位 $\varphi = \pm U$ (U 为线路运行电压), 地电位 $\varphi = 0$; 悬浮电位假设为一类边界条件 $\varphi = \varphi_1$, 其中 φ_1 为试探电位。

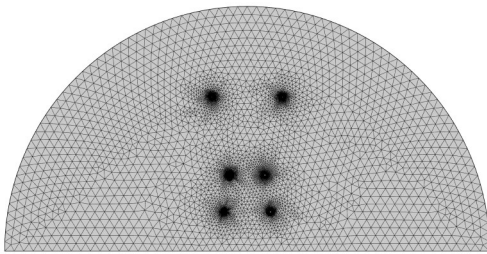


图 2 线路二维计算模型

Fig. 2 2D computing model of the transmission lines

重要参数选取: 起晕场强 E_{onset} 在确定粗糙系数后可以由 Peek 公式计算得到。正负离子迁移率 K_+ 、 K_- 在有限元计算中假设为定值, 其中 $K_+ = 1.5 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{V} \cdot \text{s}$, $K_- = 1.7 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{V} \cdot \text{s}$ 。复合系数 R 假设在计算中保持不变, $R = 2 \times 10^{-12} \text{ m}^2/\text{V} \cdot \text{s}$ 。

正向过程求解迎风有限元的计算速度主要取决于泊松方程的求解。假设对计算区域进行一次离散

后, 可以生成 m 个单元和 n 个节点。有限元离散方程如式(2)所示。

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^n \left(\sum_{e=1}^m \int_{\Omega_e} \varepsilon \nabla N_i^e \cdot \nabla N_j^e d\Omega \right) \varphi_j = \sum_{e=1}^m \int_{\Omega_e} N_i^e \rho d\Omega \\ \varphi_i = u, i \in \partial\Omega \end{cases} \quad (2)$$

式中: $i = 1, 2, \dots, n$; N_i^e 、 N_j^e 为单元 e 的形状函数; Ω_e 为单元场域; ε 为介电常数; ρ 为节点电荷密度 φ_i 为第 i 个节点的电位; Ω 为场域集合。

把有限元离散后的方程可以改写成矩阵形式。

$$\begin{cases} \mathbf{S}\Phi = \mathbf{F} \\ \varphi_i = u, i \in \partial\Omega \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\mathbf{S}$ 为刚度矩阵; Φ 为电位矩阵; $\mathbf{F}$ 为右端项; φ_i 为一类边界电位。求解这一线性方程组可以得到各节点电位, 通过单元平均场强可求得各节点场强。

逆向求解过程: 根据全迎风格式的计算原理节点上的空间电荷由其所在的迎风单元传递。在图 3 中给出的一阶三角形单元中, 节点 M 的迎风单元的判定方法为:

$$b_i v_{Mx} + c_i v_{My} \leq 0 \quad (i = L, N) \quad (4)$$

式中: v_{Mx} 、 v_{My} 为节点 M 上电荷速度矢量的方向分量; b_i 、 c_i 为单元形状函数对 x 、 y 坐标的导数。

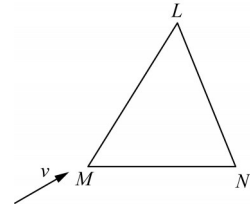


图 3 三角形单元

Fig. 3 Triangular element

计算方法以正电荷为例, 在迎风有限元方法中, 在待求节点 M 上进行数值离散, 有:

$$\begin{aligned} \nabla \rho_{M+} v_{M+} &= \frac{\partial \rho_{M+}}{\partial x} v_{Mx+} + \frac{\partial \rho_{M+}}{\partial y} v_{My+} \\ &\approx \frac{1}{2S_e} (b_L \rho_{L+} + b_M \rho_{M+} + b_N \rho_{N+}) v_{Mx+} + \\ &\quad \frac{1}{2S_e} (c_L \rho_{L+} + c_M \rho_{M+} + c_N \rho_{N+}) v_{My+} \\ &= -\frac{K_+}{\varepsilon} \rho_{M+}^2 + \left(\frac{K_+}{\varepsilon} - \frac{R}{e} \right) \rho_M - \rho_{M+} \end{aligned} \quad (5)$$

式中: S_e 为三角形单元面积; K_+ 为正离子迁移率; ρ_{L+} 、 ρ_{M+} 、 ρ_{N+} 分别为 L 、 M 、 N 节点的电荷密度; v_{L+} 、 v_{M+} 、 v_{N+} 分别为 L 、 M 、 N 节点的速度;

b_{L+} 、 b_{M+} 、 b_{N+} 为单元形状函数对 x 坐标的导数； c_{L+} 、 c_{M+} 、 c_{N+} 为单元形状函数对 y 坐标的导数。

迭代计算：导线每进行一次正向计算和反向计算，就完成一次迭代的过程。此时就需要对所求出的解(合成场强和电荷密度)进行检验以判断是否为所求解。解的检验包括边界条件和空间各点电荷密度的收敛性。第一类边界条件为强制边界条件，在上述正向计算过程中已经自动满足。所以只需验证第二类边界条件和空间各点电荷密度的收敛性。

当满足以下两个条件时，即认为收敛，计算结果为所求解，计算结束：

$$\frac{|E_{\max} - E_{\text{onset}}|}{E_{\text{onset}}} < 10^{-5} \quad (6)$$

$$\frac{|\rho_n(i) - \rho_{n-1}(i)|}{\rho_{s+} + \rho_{s-}} < 10^{-5} \quad (7)$$

式中： $E_{\max}$ 为导线表面最大电场强度； E_{onset} 为导线表面起晕场强； $\rho_n(i)$ 为第 n 次迭代电荷密度计算结果； ρ_{s+} 、 ρ_{s-} 分别为导线表面正负电荷密度的最大值、最小值。

当不能满足时，对导体表面电荷密度 $\rho_{s(n)}$ 进行修正。

$$\rho_{s(n)} = \rho_{s(n-1)} \left[1 + 2.2 \frac{E_{\max} - E_{\text{onset}}}{E_{\max} + E_{\text{onset}}} \right] \quad (8)$$

修正后从正向过程重新开始计算，直到满足精度为止。

对于本文计算中的多极线路，由每极导体表面分别同时向外计算，得出每极单独存在时空间各点电荷密度，对每极计算出的电荷密度分别判断其收敛程度，都满足时才认为电荷密度收敛稳定，否则重新计算。将各极导体算出的电荷密度相加得到各点的总电荷密度。

针对离子流场中存在悬浮导体的情况，需要从导体表面电荷分布机制入手进行分析。当悬浮导体边界处于离子流场中达到稳态情况时有：

$$\nabla \cdot J = 0 \quad (9)$$

式(9)意味着电流密度通量 J 为 0，即流进和流出悬浮导体边界的离子流相等。

由电流连续性定理可以得到：

$$\nabla \cdot J = -\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (10)$$

也就是说边界上电荷体密度不随时间变化。包围悬浮导体做一个闭合面则有：

$$\int_V \nabla \cdot J dV = \int_S J \cdot dS = -\frac{\partial \int_V \rho dV}{\partial t} = 0 \quad (11)$$

根据式(11)，悬浮导体在初始时电荷总量 Q 为 0，因此在达到稳态后电荷总量 Q 应该还是 0，即：

$$Q = \sum_{i=1}^n \rho_i = 0 \quad (12)$$

式中： n 为导线表面节点数； ρ_i 为各节点电荷密度。

现在假设悬浮导体电位已知，并且悬浮导体表面是一个等势面。

$$\varphi|_{\Gamma_f} = U_f \quad (13)$$

式中： Γ_f 为导体表面； U_f 为导体表面电位。单极离子流场中(这里考虑正极的情况)，当悬浮导体表面的电位大于或等于附近节点的电位时，正离子流无法进入到悬浮导体中，此时导体表面净电荷为 0；当表面电位小于附近电位时，正离子流进入到导线中，使得导体表面净电荷为正。双极离子流场中的时候，电位和电荷呈现负相关：当导体表面电位大于稳态电压的时候，正电荷无法进入导体而负电荷可以进入到导体中，所以导线表面净电荷呈现为负；稳态情况时即假想导线表面与周围等电位情况，正负离子流都无法进入到导体中，所以表面电荷密度为 0；导体表面电位小于附近电位的情况的时候，正电荷能够进入到导体中而负电荷不能进入到悬浮导体中，导体表面带正电荷，因而导体表面的电荷只有可能为负或者为正，不可能两种电荷同时存在。在实际计算过程中，选择把悬浮导体电位作为已知量，即把悬浮导体电位设置为一类边界条件；在一定范围内循环代入假设的悬浮导体电位进行计算，并得到对应的导线表面电荷密度，绘制相应的电位-电荷曲线，曲线的过零点即为悬浮导体电位。

当悬浮导体未接地的时候，相当于悬浮导体经空气接地，此时接地电阻相当于无穷大。由电荷守恒定律可以知道，此时悬浮导体对地没有泄流通道。为了降低悬浮导体电位，可以采用高阻接地的方式，给悬浮导体上积聚的电荷构建一条泄流通道，此时悬浮导体相当于电流源。

经高阻接地的悬浮导体计算入地电流时，采用数值积分的方法。按照公式 $i_m = \rho_m K E_m (l_{km} + l_{mn})/2$ 可以计算得到各个节点上的离子流密度，其中 ρ_m 为节点电荷密度， K 为离子迁移率， E_m 为节点法向场强， k 和 n 为边界上与 m 节点相邻的节点； l_{km} 和 l_{mn}

分别为线段 km 和 mn 的长度。因为考虑的情况是把3个悬浮导体等电位相连后经过一个高阻接地,所以把所有悬浮导体上节点的离子流密度加起来就可以得到单位长度上的离子流密度,乘以线路全长即可得到入地电流。

2 起晕电压对线路感应过电压的影响

2.1 计及静电耦合和离子流仿真结果分析

参考图4和表1所示的线路参数和各导线位置关系,建立了计算直流乙线悬浮情况下导线电位的计算模型,计算区域剖分网格如图2所示。使用第1节所述方法计算悬浮导线感应电压。

在融冰线路中,采用“一回运行,一回停运”的方式时,运行线路在停运线路上产生感应电压;当运行线路并未发生电晕放电的时候,此时对应标称电场中存在悬浮导体的模型,采用模拟电荷法可以进行离子流场中悬浮导体电位的计算;当运行线路发生电晕放电的时候,产生稳态离子流场,用1.2节所说上流有限元法结合表面电荷密度为零判据对电位进行计算。由于空间电荷的存在,离子流场中悬浮导体上的感应电位会升高,所以必须采用仿真的方法对于不同工况下悬浮导体上的感应电位进行预测,并采用大电阻接地的方式降低悬浮导体上的感应电位。

在不考虑起晕情况下的计算结果/测试结果(斜线前为计算结果,斜线后为测试结果)如表2所示。

可以看出如果假设线路不起晕的情况下,部分

表 1 直流甲乙线导线地线空间距离范围及平均值

Tab. 1 Space distance range and average value of DC A-B

guide ground				m
下导线与塔身中心距离 X_1	上导线与塔身中心距离 X_2	地线与塔身中心距离 X_3	上下导线层高 H_1	导线线层高 H_2
10.33	7.60	15.18	14.88	10.99

表 2 不考虑起晕情况下的计算结果/测试结果

Tab. 2 Calculation results and test results in the case of corona are not considered

							kV
序号	甲极 1	甲极 2	甲地线	乙极 1	乙极 2	乙地线	备注
1	500	-500	0	-46.31/-56.8	9.44/19.1	0	导线线未连接、地线接地
2	500	-500	0	-27.84/-12.9	-27.85/-13.1	-27.84	导线线等电位连接且悬空
3	500	-350	0	-14.73/-11.9	29.36/63.2	0	导线线未连接、地线接地
4	350	-350	0	-32.42/-40.1	6.61/5.5	0	导线线未连接、地线接地
5	-6.61/-18.9	32.42/19	0	350	-350	0	导线线未连接、地线接地
6	19.49/-2.2	19.49/-2	19.49	350	-350	0	导线线等电位连接且悬空

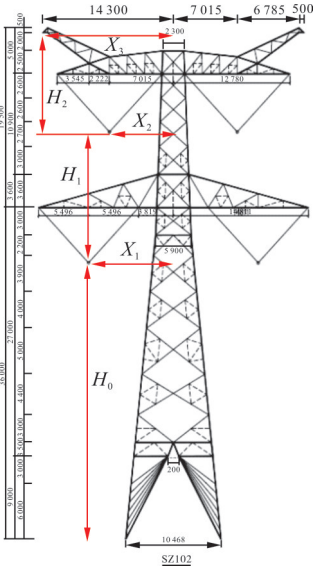


图 4 直流双回路直线塔结构
Fig. 4 DC double circuit linear tower structure

测量结果明显高于计算结果,因此线路存在起晕,但是部分测量工况时起晕程度并不剧烈。下面给出了6种情况下考虑线路起晕的计算结果。

按照图4导线几何参数,应用peek公式计算,正负极导线的起晕场强分别为37.8 kV/cm和35.2 kV/cm,计算时导线粗糙系数考虑为0.3~0.45,正极导线的起晕场强约为11.34~17.01 kV/cm,负极导线的起晕场强约为10.56~15.84 kV/cm,计算时按照11~17 kV/cm计算。

1) 对于乙极1(+500 kV)乙极2(-500 kV)双极运行:如果不起晕感应电压为27.84 kV。考虑不同起晕场强感应电压计算,即起晕场强为11~17 kV/cm(不起晕)时,此时停运线路感应电压幅值为28~130 kV之间。

2) 对于乙极2(-500 kV)金属回线工况,考虑不同起晕场强感应电压计算,即起晕场强为10~14 kV/cm(不起晕)时停运线路感应电压幅值为-68~

-159 kV 之间。

3) 对于乙极 1(500 kV)金属回线工况, 考虑不同起晕场强感应电压计算, 即起晕场强为 10~14 kV/cm(不起晕)时停运线路感应电压幅值为 96~200 kV 之间。

4) 对于乙极 1(500 kV)乙极 2(-350 kV)工况, 考虑不同起晕场强感应电压计算, 即起晕场强为 11~16 kV/cm(不起晕)时停运线路感应电压幅值为 48~195 kV 之间。

5) 对于乙极 1(350 kV)乙极 2(-500 kV)工况, 考虑不同起晕场强感应电压计算, 即起晕场强为 11~16 kV/cm(不起晕)时停运线路感应电压幅值为 -1~-144 kV 之间。

6) 对于乙极 1(+350 kV)乙极 2(-350 kV)双极 70% 降压运行, 考虑不同起晕场强感应电压计算, 即起晕场强为 9~12 kV/cm(不起晕)时停运线路感应电压幅值为 20~84 kV 之间。

通过仿真结果可以看出, 仅考虑静电耦合时停运线路的感应电压计算值偏小(双极运行时感应电压约 40 kV、单极金属回线运行感应电压约 80 kV), 线路起晕越剧烈, 停运回线产生的感应电压越大, 其中乙直流双极降压 70% 运行时, 在停运线路上产生的感应电压最低, 最大值为 84 kV。乙极 1(500 kV)金属回线运行时, 在停运线路上产生的感应电压最高, 最大值可达 200 kV。

结合图 5—10 可以发现, 当起晕场强越大的时候, 感应电压越小。这是因为根据 kaptzov 假设, 起晕线路表面电离出电荷用来抑制标称场强至起晕场强, 当起晕场强越大的时候, 电离出的电荷越少; 此时离子流场中的自由电荷就越少, 进入到悬浮导体中的电荷就越少, 悬浮导体上的感应电位就越低。

2.2 不同接地电阻对停运回路感应电压的影响分析

起晕较严重时乙线双极正常运行(11~14 kV/cm)、乙极 2(-500 kV)金属回线运行(11~12 kV/cm)、乙极 1(500 kV)金属回线运行(11~12 kV/cm)、乙极 1(500 kV)乙极 2(-350 kV)运行(11~12 kV/cm)、乙极 1(350 kV)乙极 2(-500 kV)运行(11~12 kV/cm)和乙线双极降压 70% 运行(10~11 kV/cm) 6 种工况下, 甲正负地等电位连接后经过电阻接地, 以起晕电压 11 kV/cm 为例进行说明, 线路长 1 000 km 情况不同接地电阻的停运回路感应电压、接地

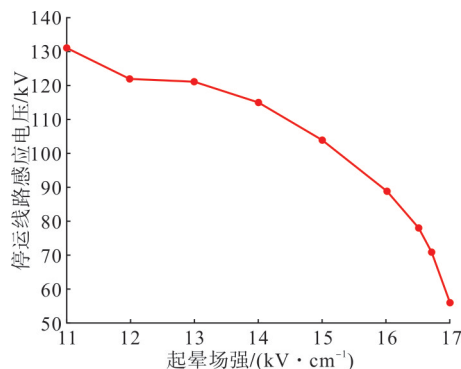


图 5 不同起晕场强下乙双极运行甲线感应电压

Fig. 5 Induced voltage of line A when line B bipolar runs under different corona field intensity

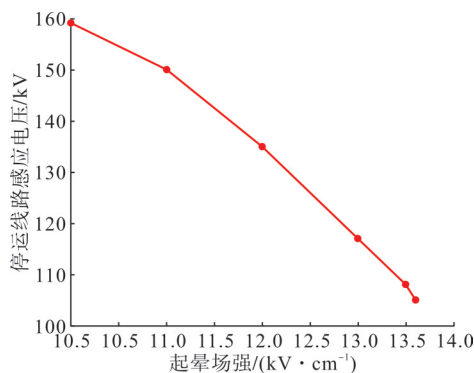


图 6 不同起晕场强下乙极 2(-500 kV)金属回线运行时甲线感应电压

Fig. 6 Induced voltage of line A when the metal loop of ethyl pole 2 (-500 kV) is running under different corona fields

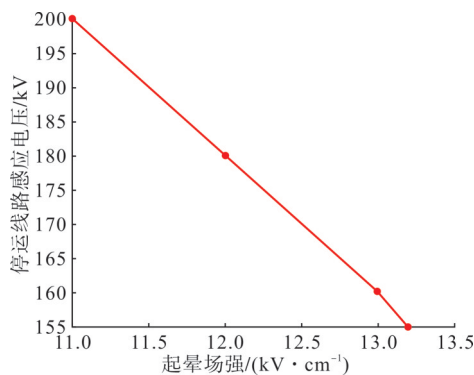


图 7 不同起晕场强下乙极 1(500 kV)金属回线运行时甲线感应电压

Fig. 7 Induced voltage of line A when the metal loop of ethyl pole 1 (500 kV) runs at different corona fields

电阻消耗功率以及入地电流仿真结果如图 11 所示。

通过上述测量结果和计算结果看出, 停运线路感应电压存在数值不确定、波动大的特点, 同时计

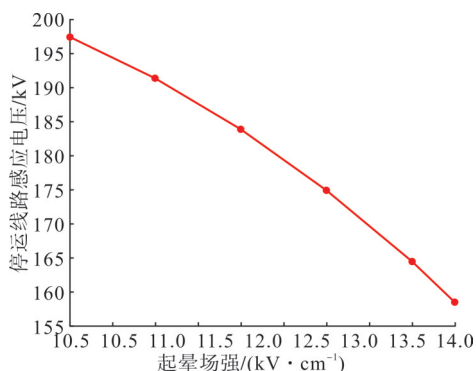


图 8 不同起晕场强下乙极 1(500 kV)乙极 2(-350 kV)运行时甲线感应电压

Fig. 8 Induced voltages of line A in the operation of ethyl pole 1 (500 kV) and ethyl pole 2 (-350 kV) at different onset fainting fields

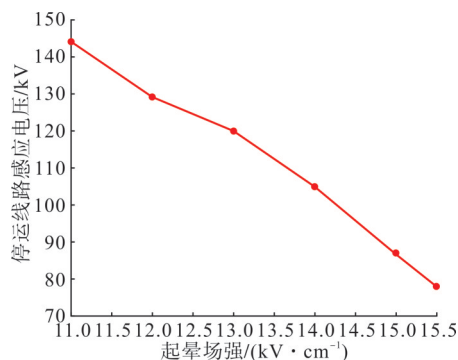


图 9 不同起晕场强下乙极 1(350 kV)乙极 2(-500 kV)运行时甲线感应电压

Fig. 9 Induced voltages of line A in the operation of ethyl pole 1 (350 kV) and ethyl pole 2 (-500 kV) at different onset fainting fields

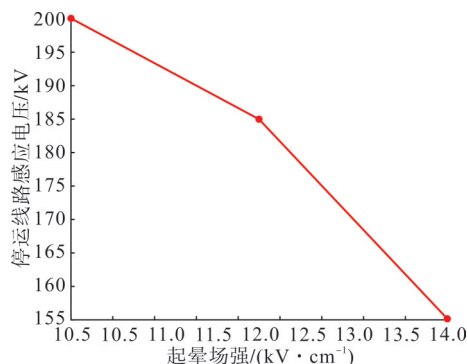


图 10 不同起晕场强下乙双极 70% 降压运行甲线感应电压

Fig. 10 Induced voltages of line A under the operation of 70% depressurization of B bipolar under different corona field intensities

算和测量结果也存在差异,其原因主要在于以下 2 个方面。

1) 计算程序。计算程序为二维程序,不能准确

反映全线 1 000 km 范围内各个位置的准确几何结构,尤其是对地高度。

2) 环境影响。线路起晕后,离子流密度等受导线表面粗糙度、自然环境的影响巨大,计算只能获得假设的表面粗糙度、无风等理想情况下的感应电压和经过电阻的入地电流,不能反应全部实际环境。

因此计算结果能够反映在起晕剧烈情况下,可以获得与测试结果最大值接近的感应电压。据此可以分析连接不同阻值接地电阻情况下,接地电阻流过的电流和消耗的功率。

通过以上仿真计算结果初步分析得出可通过接入适当阻值的高阻来抑制线路的感应电压,根据目前的计算结果建议高阻选择在 4~10 kΩ 之间。如果遇到极端条件(起晕场强很低),线路悬浮感应电压超过 120 kV,建议考虑运行回路降压 70% 运行或在导线起晕较小的情况下融冰。

3 考虑过电压抑制水平和线路能量的线路感应过电压抑制措施

根据第 2.2 小节的仿真计算结果,为了将直流“一回运行,一回停运”工况下极导线的感应电压尽可能控制 20 kV 及以下,建议高阻数值范围为 4~5 kΩ。在起晕强烈的情况具体抑制效果如下。

1) 使用 4 kΩ 高阻接地后可将起晕场强 11 kV/cm 时双极正常运行感应电压 130 kV、单极运行感应电压 150 kV 抑制到 20 kV 以内,流过电流不超过 5 A,消耗功率约 94 kW,正常融冰工况下的稳态功率为 100 kW。

2) 使用 5 kΩ 高阻接地后可将起晕场强 12 kV/cm 的双极正常运行感应电压 122 kV、单极运行感应电压 135 kV 抑制到 20 kV 以内,流过电流不超过 4 A,消耗功率约 78 kW,正常融冰工况下的稳态功率为 80 kW。

通过调研主流高阻产品的性能和安全稳定性,综合考虑安装场地和加压运行时间较长时接地高阻额定功率不宜过高,并适当留有裕度,进一步考虑到感应电压超过 122 kV 出现的概率约 4.2%,超过 130 kV 的概率约 3.6%,两者相差不大,因此从设备运行可靠性考虑,建议新增接地高阻取 5 kΩ。

结合直流线路及融冰回路的现状,对安装高阻接地装置可考虑以下方式:考虑到高阻直接接到 500 kV 直流线路出线,需配套 500 kV 隔离开关,

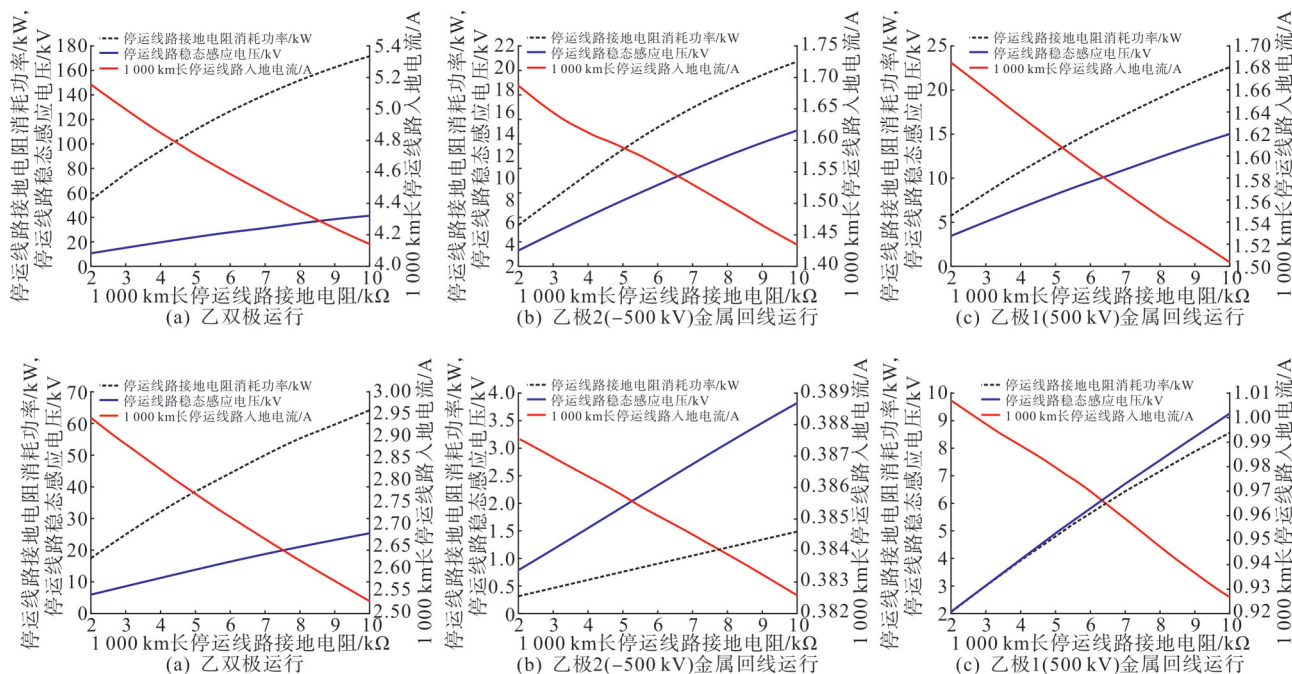


图 11 甲正负地等位连接不同电阻接地时的感应电压、消耗功率和入地电流

Fig. 11 Positive and negative equipotential of the induced voltages, power consumptions and ground currents when connecting to ground with different resistances

对站内空间和运维影响均较大,因此提出在极 1 和极 2 的管母上分别安装一个 $5\text{ k}\Omega$ 高阻,如图 12 所示,此时高阻与管母相连仅需配置 35 kV 等级隔离开关,安装空间和运维有所改善,同时将管母分段,增加一道开关控制融冰装置投切,确保感应电压抑制到 20 kV 以下时再投入融冰装置。融冰操作的时候两个高阻同时投入,感应电压抑制效果($<12\text{ kV}$)优于单个高阻的效果($<20\text{ kV}$)。但考虑到融冰装置投入前,若高阻失效且直流线路接地刀闸和杆塔接地刀闸均已打开,此时导地线没有接地钳位电,感应电压可能超过管母的绝缘耐受水平,因此需要考虑适当提升高阻所接管母的绝缘水平,必要时增加避雷器对管母进行保护且一旦遇到该情况应快速对高阻进行旁路接地。

考虑到需满足甲、乙任意一回可实现“一回运行、一回停电”的融冰需求,需考虑各回直流安装一套高阻抑制装置(新增一相刀闸、电阻保护用 CT),整个融冰操作及融冰期间,可通过检测高阻入地电流判断高阻装置有无异常。同时为了避免高阻故障期间,感应电压钳制失败因感应电压过高导致站内避雷器、线路自动接线装置及管母损坏的问题,考虑增加一台高阻旁路快速接地开关,实现高

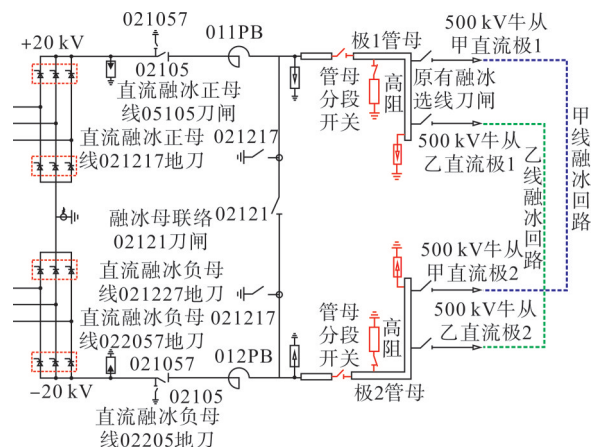


图 12 方案示意图(双极管母分段+管母接高阻)

Fig. 12 Schematic diagram of the scheme (bipolar tube section + high resistance of the tube)

阻故障时快速合上该接地开关,及时抑制感应电压。但整个转换过程考虑到开关动作固有时间、融冰控制保护动作时间等因素,存在短时间内可能会出现感应电压较高的情况。

4 结论

本文针对某 $\pm 500\text{ kV}$ 同塔双回直流输电线路,在“一回停运、一回运行”工况下进行停运线路地线融冰时,感应电压过大导致融冰装置故障、自动接

线装置和避雷器击穿受损情况,建立了静电耦合和空间离子流效应综合作用的停运线路过电压计算模型,计算分析了带电运行回路导线不同起晕电压时,在停运线路上感应的过电压水平,同时综合考虑过电压抑制水平和线路能量,提出了感应电压抑制措施。主要结论如下。

1)仿真分析表明:仅考虑静电耦合时“一回运行、一回停运”工况下的停运线路感应电压计算值偏小,计及静电耦合和离子流的感应电压在导线起晕场强较小的情况下,可出现超过100 kV的感应电压,其中乙双极运行,在起晕场强为11 kV/cm时停运线路感应电压可达130 kV,乙单极经金属回线运行,在起晕场强为11 kV/cm时停运线路感应电压可达160 kV,与实测严重情况下的线路感应电压比较吻合。

2)提出构造高阻接地点技术方案,在极1和极2的管母上分别安装一个高阻,融冰操作时两个高阻同时投入,感应电压抑制效果(<12 kV)优于单个高阻的效果(<20 kV)。此方案需考虑适当提升高阻所接管母的绝缘水平,必要时增加避雷器对管母进行保护且一旦遇到该情况应快速对高阻进行旁路接地。该方案可有效抑制感应电压,总体技术方案可行,同时相应设备的制造工艺也比较成熟。

3)从设备运行可靠性考虑结合仿真计算结果,建议接地高阻值取5 k Ω ,可将单回双极运行感应电压不大于120 kV、单极金属回线运行感应电压不大于135 kV情况下的感应电压抑制到20 kV以内,满足直流融冰装置的需求。

参考文献

- [1] 余多,何廷一,彭俊臻,等.同塔双回直流线路故障选线方法[J].云南电力技术,2023,51(2):62-64,74.
YU Duo, HE Tingyi, PENG Junzhen, et al. Fault line selection method for double circuit DC transmission lines on the same tower [J]. Yunnan Electric Power, 2023, 51(2): 62-64, 74.
- [2] 王鹏,刘勇,雷庆坤,等.同塔双回架设直流输电线路感应电压分布规律探讨[J].光源与照明,2023(2):231-233.
WANG Peng, LIU Yong, LEI Qingkun, et al. Discussion on the distribution law of induced current in double circuit DC transmission lines on the same tower [J]. Light Sources and Illuminants, 2023(2): 231-233.
- [3] 李成博,周启文,刘永刚,等.基于对称分量法的融冰装置同塔双回线路感应电压分析[J].电工电气,2022(6):24-29.
LI Chengbo, ZHOU Qiwen, LIU Yonggang, et al. Analysis of induced voltage on the same tower double circuit line of ice melting device based on symmetrical component method [J]. Electrical Engineering, 2022(6): 24-29.
- [4] 张瑞,甘战,陈慧.同塔双回直流融冰装置感应电压分析与应对措施[J].云南电力技术,2021,49(5):61-65.
ZHANG Rui, GAN Zhan, CHEN Hui. Analysis and response measures for induced voltage of double circuit DC ice melting device on the same tower [J]. Yunnan Electric Power, 2021, 49(5): 61-65.
- [5] 江德明,梅筠颖. ± 500 kV同塔双回直流输电工程特殊工况下事故跳闸原因分析[J].电力与能源,2019,40(6):783-785.
JIANG Deming, MEI Yunting. Analysis of accident tripping causes under special working conditions of ± 500 kV double circuit DC transmission project on the same tower [J]. Electricity and Energy, 2019, 40(6): 783-785.
- [6] 朱旭东,李红颖,连兴文,等.附加Buck斩波控制的半桥型MMC融冰系统协同控制策略[J].南方电网技术,2022,16(8):86-93.
ZHU Xudong, LI Hongying, LIAN Xingwen, et al. Coordinated control strategy of half bridge MMC ice melting system with additional buck chopper control [J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(8): 86-93.
- [7] 马晓红,杨柳青,许逵,等.基于STATCOM的直流融冰控制系统与策略[J].南方电网技术,2020,14(7):10-16.
MA Xiaohong, YANG Liuqing, XU Kui, et al. DC de-icing control system and strategy based on STATCOM [J]. Southern Power System Technology, 2020, 14(7): 10-16.
- [8] 许逵,马晓红,饶崇林,等.全桥MMC型和晶闸管整流型直流融冰技术的研究与比较[J].南方电网技术,2020,14(4):45-53.
XU Kui, MA Xiaohong, RAO Chonglin, et al. Research and comparison of DC deicing technologies based on full bridge MMC and thyristor rectifier [J]. Southern Power System Technology, 2020, 14(4): 45-53.
- [9] 郝艳捧,王信媛,梁苇,等.连续3天覆冰微气象数据驱动的架空输电线路覆冰类型识别与预测[J].南方电网技术,2023,17(6):107-116.
HAO Yanpeng, WANG Xinyuan, LIANG Wei, et al. Ice types identification and prediction of overhead transmission lines driven by micro-meteorological data of three consecutive days icing [J]. Southern Power System Technology, 2023, 17(6): 107-116.
- [10] 夏嘉航,赵成勇.一种新型柔性直流电网金属回线不停电融冰方案[J].南方电网技术,2019,13(12):9-16.
XIA Jiahang, ZHAO Chengyong. A new melting scheme for metallic return of flexible DC grid without power cuts [J]. Southern Power System Technology, 2019, 13(12): 9-16.
- [11] XIA Y. CR-based SAR-interferometry for landslide monitoring [C]//2008 IEEE International Geoscience and Remote Sensing Symposium, July 07-11, 2008, Boston, USA. New York: IEEE, 2008: 1239-1242.
- [12] XU Qiang, YUAN Yong, ZENG Yuping, et al. Some new pre-warning criteria for creep slope failure [J]. Science China Technological Sciences, 2011, 54(1): 210-220.
- [13] 代书龙,周亚树,刘百爽,等.高压直流不停电方式下接地极线路融冰模式探讨[J].电工技术,2022(17):146-148,153.
DAI Shulong, ZHOU Yashu, LIU Baishuang, et al. Discussion on the melting mode of grounding electrode lines under high voltage DC power supply without power failure [J]. Electric Engineering, 2022(17): 146-148, 153.

- [14] 辛清明,傅闯,赵晓斌,等. 高压直流换流站内融冰装置的交流滤波系统设计[J]. 南方电网技术, 2020, 14(4): 54–60.
XIN Qingming, FU Chuang, ZHAO Xiaobin, et al. Design of AC filter system for ice melting device in high voltage DC converter station [J]. Southern Power System Technology, 2020, 14(4): 54–60.
- [15] 柏晓路,刘利林,张益修,等. ± 500 kV 直流输电线路地线融冰方案研究[J]. 电力勘测设计, 2020(3): 37–42.
BAI Xiaolu, LIU Lilin, ZHANG Yixiu, et al. Research on ice melting scheme for ground wire of ± 500 kV DC transmission line [J]. Electric Power Survey and Design, 2020(3): 37–42.
- [16] 刘勇,刘承志,任红昕,等. ± 1 100 kV 吉泉线并行交流特高压线路施工中电磁感应及接地分析[J]. 电测与仪表, 2019, 56(21): 103–109.
LIU Yong, LIU Chengzhi, REN Hongxin, et al. Analysis of electromagnetic induction and grounding in the construction of ± 1 100 kV Jiquan line parallel AC ultra high voltage line [J]. Electrical Measurement and Instrumentation, 2019, 56(21): 103–109.
- [17] 杨勇. 800 kV 直流线路负极悬空时的地面合成电场计算和分析[J]. 电网技术, 2013, 37(6): 1531–1535.
YANG Yong. Calculation and analysis of ground composite electric field on 800 kV DC line with negative pole suspended [J]. Power System Technology, 2013, 37(6): 1531–1535.
- [18] 甄永赞,崔翔,卢铁兵,等. 离子流场中导体充电电位的计算[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(27): 8–13.
ZHEN Yongzan, CUI Xiang, LU Tiebing, et al. Calculation of conductor charging potential in ion flow field [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(27): 8–13.
- [19] LI B, ZOU J, GUO H. A PDE constrained optimization based approach to evaluate the effect of the floating conductor transmission lines [C]// 18th International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2022), July 02–03 2022, Online Conference, China. London: IET, 2022: 560–563.
- [20] 郝黎明,王东来,卢铁兵,等. 计及金属回流线影响的 ± 500 kV 高压直流输电线路地面合成电场计算分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(12): 2468–2476.
HAO Liming, WANG Donglai, LU Tiebing, et al. Calculation and analysis of ground composite electric field in ± 500 kV high voltage DC transmission lines considering the influence of metal backflow lines [J]. Journal of Electrical Engineering Technology, 2019, 34(12): 2468–2476.
- [21] 李慧奇,任红昕,郭鑫,等. ± 1 100 kV 长距离直流输电线路接地线感应电流分布及拆除方案[J]. 中国电力, 2019, 52(7): 92–98.
LI Huiqi, REN Hongxin, GUO Xin, et al. Induced current distribution and demolition plan of ± 1 100 kV long distance dc transmission line grounding wire [J]. Electric Power, 2019, 52(7): 92–98.
- [22] 李彪,张杰,俞磊,等. 同走廊多回特高压直流线路对在建线路的感应电影响研究[J]. 南方能源建设, 2019, 6(2): 64–69.
LI Biao, ZHANG Jie, YU Lei, et al. Research on the inductive film effect of multiple ultrahigh voltage DC lines in the same corridor on under construction lines [J]. Southern Energy Construction, 2019, 6(2): 64–69.
- [23] 陆国庆,何宏明,徐林峰,等. 直流与交流迭加电场的电场效应的试验研究[J]. 广东电力, 1996(4): 1–5.
LU Guoqing, HE Hongming, XU Linfeng, et al. Experimental study on the electric field effect of DC and AC superimposed electric fields [J]. Guangdong Electric Power, 1996(4): 1–5.
- [24] 张广洲,方书博,张振宇,等. 基于振动传感的直流合成电场测量结构设计[J]. 中国电力, 2023, 56(11): 151–159.
ZHANG Guangzhou, FANG Shubo, ZHANG Zhenyu, et al. Design of DC composite electric field measurement structure based on vibratory sensor [J]. Electric Power, 2023, 56(11): 151–159.
- [25] 廖志鹏,孟圣淳,何海强,等. 基于电场探测的输电线路带电回路识别[J]. 广东电力, 2023, 36(4): 73–81.
LIAO Zhipeng, MENG Shengchun, HE Haiqiang, et al. Identification of live circuit of transmission line based on electric field detection [J]. Guangdong Electric Power, 2023, 36(4): 73–81.
- [26] ZHEN Y, CUI X, LU T, et al. 3-D finite-element method for calculating the ionized electric field and the ion current of the human body model under the UHVDC lines [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(2): 965–971.
- [27] ZOU Z, CUI X, LU T. Upstream boundary element method for calculating the ionized field of the high voltage direct current conductor [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 32(6): 2424–2431.
- [28] 李海锋,许灿雄,赖江宇,等. 计及换流站控制响应的多端混合直流线路后备保护设计[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(3): 155–163.
LI Haifeng, XU Canxiong, LAI Jiangyu, et al. Backup protection design for multi-terminal hybrid HVDC lines considering control response [J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(3): 155–163.

收稿日期: 2023-08-28; 网络首发日期: 2024-03-22

作者简介:

陈慧(1988), 女, 高级工程师, 学士, 研究方向直流控制保护运维, 18887420642@163.com;

陈潜(1979), 男, 高级工程师, 硕士, 研究方向为高压直流输电运维管理, 14408384@qq.com;

钟正(1990), 男, 通信作者, 工程师, 博士, 研究方向为高电压外绝缘技术, zhongzheng1@csg.cn。