

单相及单极多分裂导线起晕电压计算方法

郝战铎¹, 张剑², 段基梅¹, 王廷华¹, 郑亚利³

(1. 许继电源有限公司, 河南省 许昌市 461000; 2. 四川省电力公司绵阳电业局, 四川省 绵阳市 621000;
3. 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室(重庆大学), 重庆市 沙坪坝区 400044)

A Method to Calculate Corona Inception Voltage of Single-Phase/Monopole Multi-split Conductors

HAO Zhanduo¹, ZHANG Jian², DUAN Jimei¹, WANG Tinghua¹, ZHENG Yali³

(1. XJ Power Co. Ltd., Xuchang 461000, Henan Province, China; 2. Sichuan Electric Power Corporation Mianyang Branch, Mianyang 621000, Sichuan Province, China; 3. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology (Chongqing University), Shapingba District, Chongqing 400044, China)

ABSTRACT: To research corona inception voltage characteristics of single-phase/monopole bundled conductor, combining charge simulation method with manual-consulting, a mathematical model to calculate corona inception voltage of bundled conductor is built. Considering the difference of conductor's corona discharge due to different positions where the bundled conductor is located and the different positions of sub-conductor surfaces, the electric field intensity distribution of sub-conductors' surfaces are determined by manual-consulting method, and the corona inception voltage of bundled conductor is obtained with charge simulation method. Calculation results of the proposed approach well conform to the test data, so it is shown that the proposed method is effective. Finally, using the proposed method, the influences of geometric dimension of bundled conductor, such as bundling spacing, radius of sub-conductor and number of sub-conductors on corona inception voltage are discussed with the proposed method, thus optimal scheme to select the type of bundled conductor is obtained.

KEY WORDS: multi-split conductor; corona inception voltage; sub-conductor; bundle spacing; manual-consulting method; charge simulation method

摘要: 为研究单相/单极分裂导线的起晕电压特性, 采用手册法和模拟电荷法相结合, 建立了分裂导线起晕电压的计算模型。考虑到分裂导线所在位置不同和子导线表面位置不同会引起导线上电晕放电的差异, 采用手册法确定起晕时子导线表面的场强分布, 然后用模拟电荷法得到了分裂导线起晕电压。理论计算结果与试验数据吻合较好, 表明了该方法的有效性。最后, 利用该方法讨论了分裂导线的几何尺寸, 如分裂间距、子导线半径和子导线数目等对起晕电压的影响; 仅从电晕特性的方面考虑, 推荐了导线选型的最优方案。

关键词: 多分裂导线; 起晕电压; 子导线; 分裂间距; 手册

法; 模拟电荷法

0 引言

随着我国经济和电力工业的迅速发展, 发展超/特高压输电技术已成为一个必然趋势, 同时特高压输电所带来的电磁环境问题越来越受到人们的关心^[1-4]。电压等级的升高使得电晕放电现象更为严重, 其产生的干扰、噪声、静电感应对生态环境的影响更为突出^[5-6], 同时也与超/特高压输电线路的经济安全运行密切相关。在特高压输电工程中, 为适应我国输电容量大、距离远的特点, 输电线路多采用分裂导线形式, 因此开展分裂导线电晕性能(导线表面电场、起晕电压、电晕损耗、无线电干扰和可听噪声等)方面的研究, 提出适合我国特高压输电分裂导线这一实际情况的方案, 成为亟需解决的问题。因而, 本文选取分裂导线起晕电压为研究对象, 通过分析分裂导线电晕特性来预测起晕电压。

目前, 一般采用模拟电荷法结合气体放电理论的手段计算起晕电压, 对于单根^[7-9]和分裂数目较少(1、2分裂)的情况^[10-15]开展的研究较多; 然而研究中均没有考虑分裂导线所在位置和子导线表面位置不同会引起电晕放电的差异。即分裂子导线所在位置的不同会造成子导线发生电晕的位置不同; 分裂子导线表面位置不同使得子导线上发生电晕的区域不同。单根导线、分裂数目较少的导线与多分裂导线的主要区别是导线表面电场强度的分布方式不同, 单根导线或分裂数目较少的导线表面场强几乎处处相等, 而多分裂子导线表面场强分布处处

不相等, 且存在较大差异。因此对多分裂导线起晕电压的研究更为困难。考虑到手册法提出的按圆周对称排列的分裂导线其子导线表面场强按照近似正弦规律分布的特点, 本文采用模拟电荷法研究分裂导线的起晕电压特性, 将仿真结果与文献提供的试验结果进行对比, 并讨论了 3 种导线型号方案。

1 计算方法

1.1 分裂导线起晕时子导线表面场强的计算

若子导线按照圆周对称排列, 子导线表面场强大小按照类似正弦规律分布, 则第 i 号子导线表面电场强度^[16]为

$$E_{\theta(i)} = E_{av} [1 + 2(n-1)(r/s)\sin(\pi/n)\cos(\theta - \varphi_i)] \quad (1)$$

式中: n 为分裂导线数目; r 为子导线半径; E_{av} 为导线平均电位梯度; θ 为沿分裂导体某一轴线旋转的角度; φ_i 为第 i 根分裂子导线的初始角。

用手册法求解的 2 点优势: 1) 初始角用来描述子导线表面电位梯度的最大值所在位置, 能反映子导线所在位置不同造成的不同子导线表面放电位置的差异; 2) 用正弦波形曲线反映子导线表面场强分布的差异。即在场强最大值附近较容易发生电晕放电, 分裂导线表面起晕区域并非整个表面而是子导线外侧区域(子导线中心与分裂导线中心连线外延处两侧附近)。

虽然子导线所在位置不同会造成导线表面平均电位梯度存在差异, 但对于单相分裂导线而言, R/H 较小时, 地面对导线的影响可忽略时, 导线电容近似相等, 导线电荷量近似相同, 因而其平均电位梯度近似相等。一般情况下, 特高压架空输电线路架设的高度满足此条件。取子导线电场强度最大值为起晕场强值, 子导线所在位置(即 φ) 确定后, 即可由式(1)获得导线平均电位梯度 E_{av} , 进而可求得分裂导线表面任意点的场强。

1.2 起晕电压的计算

模拟电荷法是通过在导线内部虚设 1 组模拟电荷, 利用导线圆周上的匹配点满足导体边界条件来确定导线电荷量的大小和位置, 然后利用叠加原理求得导线周围任意点的电位和电场的方法。如图 1 所示。

任意匹配点的电场强度可表示为

$$\mathbf{E}_j = \sum_{i=1}^M \frac{q_i}{2\pi\epsilon_0} \left(\frac{1}{r_{ij}} \mathbf{e}_{ij} + \frac{1}{r'_{ij}} \mathbf{e}'_{ij} \right) = \sum_{i=1}^M \mathbf{p}_{j,i} q_i \quad (2)$$

式中: $j=1,2,\dots,N$, 为匹配点的数量; \mathbf{E}_j 为第 j 个匹

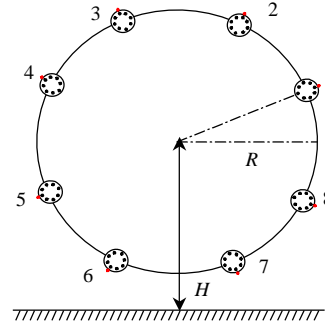


图 1 架空线的分裂导线

Fig. 1 Overhead split transmission line

配点的电场强度; $i=1,2,\dots,M$, 为模拟电荷数量; r_{ij} 和 r'_{ij} 分别为电荷 q_i 和它的镜像电荷到第 j 个匹配点的距离; \mathbf{e}_{ij} 和 \mathbf{e}'_{ij} 分别为 r_{ij} 和 r'_{ij} 单位向量;

$\mathbf{p}_{j,i} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \left(\frac{1}{r_{ij}} \mathbf{e}_{ij} + \frac{1}{r'_{ij}} \mathbf{e}'_{ij} \right)$ 为电荷 q_i 在第 j 个匹配点的电场系数。

将式(2)应用到每一个匹配点, 即形成 N 阶有 M 个未知电荷的方程组, 矩阵表达式为

$$\mathbf{A}\mathbf{Q} = \mathbf{E} \quad (3)$$

式中: \mathbf{A} 为电场系数矩阵, $N \times M$ 阶矩阵; \mathbf{Q} 为模拟电荷 $M \times 1$ 阶矩阵, 其中的元素为未知线电荷 $q_i (i=1,2,\dots,M)$; \mathbf{E} 为电场强度向量 $N \times 1$ 阶矩阵, 其大小可由式(1)计算得出, 方向垂直于子导线表面。

由式(3)可得 $\mathbf{Q} = \mathbf{A}^{-1}\mathbf{E}$, 即可计算出未知线电荷 $q_i (i=1,2,\dots,M)$ 的值, 于是任意匹配点的电位大小为

$$V_j = \sum_{i=1}^M \frac{q_i}{2\pi\epsilon_0} \ln(r'_{ij}/r_{ij}) \quad (4)$$

式中 V_j 为任意匹配点电位的大小 ($j=1,2,\dots,N$, 表示匹配点的数量)。然后将匹配点处的电位求平均值即可得裂导线起晕电压值。

2 仿真实验

2.1 仿真条件

利用上文阐述的方法, 计算分裂导线起晕电压。输电线路的基本参数参见文献[17], 单相导线为 8 分裂导线, 导线水平架设, 距地面高度为 22m。

2.2 分裂导线表面场强分布

首先根据子导线所在位置确定出分裂子导线表面场强最大值的位置。将按照圆周对称分布的分裂导线按逆时针排列编号(如图 1 所示), 第 1 号导线表面场强最大值在 $\varphi_1 = \pi/n$ 处; 第 2 号导线表面场强最大值位置与 1 号导线相差 $2\pi/n$ (n 为分裂导线数目)。于是可得各号子导线表面电场强度最大值位置为: $\varphi_i = \pi/n + 2(i-1)\pi/n$, 且设电场强度最大值为起晕

场强值。

图 2 为 8 分裂(子导线直径 34.32 mm)导线 8×LGJ-630 的各子导线表面场强分布图。

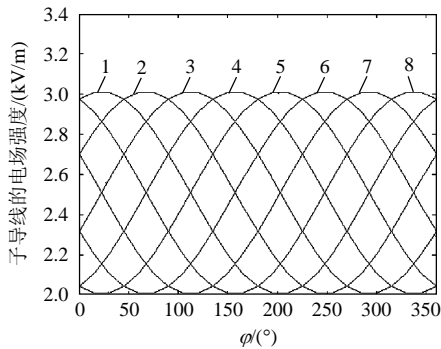


图 2 8 分裂导线表面场强分布

Fig. 2 Distribution of surface electrical field of 8-split line

由图 2 可以看出,不同子导线表面场强最大值所处位置不同,即导线上发生电晕放电的位置存在差异。从单根曲线来看,其变化规律基本呈现正弦波形变化,只有在场强最大值两侧较小区域的场强比较接近峰值。

2.3 仿真结果与试验结果的对比

文献[17-18]给出了 8 分裂导线在离地 22m 处,8×LGJ-400(子导线直径 27.63 mm)、8×LGJ-500(子导线直径 30 mm)和 8×LGJ-630(子导线直径 34.32mm)分裂导线的起晕电压试验数据。其试验情况为:钢芯铝绞线是由圆形铝线和线间沟槽组成的不光滑导线,且局部有些毛刺。

本文由此确定的仿真条件为:子导线模拟线电荷数目取 12,8 分裂导线的线电荷总量为 96,按圆周对称分布,线电荷位置取各子导线圆周外距导线 0.6r 处^[5]。由于导线表面粗糙系数对起晕场强影响较大,而导线表面粗糙系数的确定十分困难,考虑到文献[19]由中国电力科学研究院提出的分裂导线表面粗糙系数取 $m=0.835$ 的修正值,因此本文对 $m=0.78$ 和 $m=0.835$ 的情况进行仿真计算。图 3 为分裂导线起晕电压的仿真计算结果与文献[17-18]的

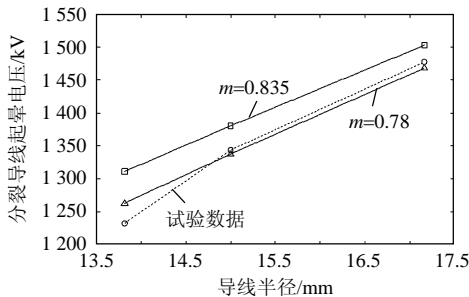


图 3 8 分裂导线起晕电压的仿真计算结果与试验数据比较
Fig. 3 Comparison between numerically calculated corona inception voltage of 8-split line and measurement data

试验数据。

由图 3 可以看出,计算结果和试验数据的变化趋势相同,即分裂导线的起晕电压均随导线半径的增大而增大;当 $m=0.78$ 时,计算结果和试验数据吻合得较好。

3 分析与讨论

由于分裂导线起晕电压的主要影响因素为:分裂间距、子导线半径和导线对地高度,以下分别讨论它们对分裂导线起晕电压的影响。

1) 导线高度和分裂间距一定时,导线半径与分裂导线起晕电压的关系。

图 4 为单相分裂导线起晕电压随导线半径变化的关系图,导线水平排列,距地高度 22m,均为 8 分裂导线。

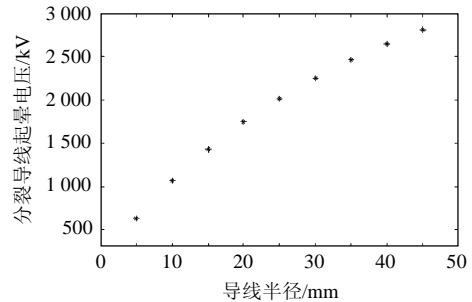


图 4 不同导线半径时 8 分裂导线起晕电压的变化
Fig. 4 Variation of corona inception voltage of 8-split line with different radius

由图 4 可以看出:导线半径在 5~45 cm 范围内,随着导线半径的减小,起晕电压越来越小,其增幅也越来越大。这主要是因为导线半径的减小,导线表面曲率增大,导线表面电场增强,从而更易发生电晕,相应的起晕电压更低。因此,比较 8×LGJ-630、8×LGJ-500 和 8×LGJ-400 这 3 种导线的半径可知,8×LGJ-630 导线的半径最大,其起晕电压最高,仅从起晕电压的特性考虑,8×LGJ-630 导线为最优选择。

2) 对地高度一定时,分裂间距与分裂导线起晕电压的关系。

图 5 为 3 种型号(8×LGJ-630、8×LGJ-500 和 8×LGJ-400)分裂导线水平排列且距地高度为 22 m 时,起晕电压与导线半径的关系。

由图 5 可以看出:分裂间距在 30~50 cm 范围内,3 种型号分裂导线的起晕电压均随着分裂间距增大而减小;8×LGJ-630 导线的起晕电压最高,分裂间距每增加 5 cm,起晕电压降低约 50 kV;其次是 8×LGJ-500 导线,分裂间距每增加 5 cm,起晕电压

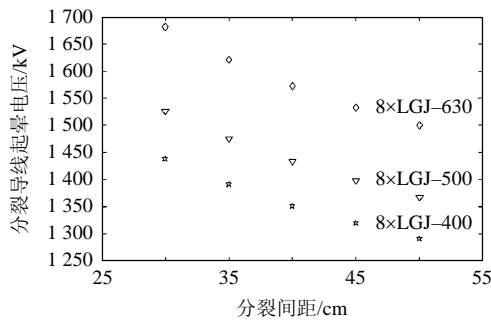


图5 不同分裂间距的8分裂导线起晕电压的变化

Fig. 5 Variation of corona inception voltage of 8-split line with different spacing

降低约 30 kV, 最后才是 8xLGJ-400 导线, 分裂间距每增加 5 cm, 起晕电压降低约 40 kV。这主要是因为分裂间距的减小, 分裂导线表面曲率增大, 导线表面电场增强, 从而分裂导线更易发生电晕, 相应的起晕电压更高; 8xLGJ-630 导线起晕电压最高的原因是其子导线半径最大(这与图 4 给出的导线半径与起晕电压的关系相一致)。如果仅考虑分裂导线的起晕电压特性, 显然 8xLGJ-630 导线为最佳选择。

3) 分裂间距一定时, 导线高度与起晕电压的关系。

图 6 为分裂间距一定时, 导线水平排列距地高度分别为 20、22、24、26、28 m 时分裂导线起晕电压的变化情况。

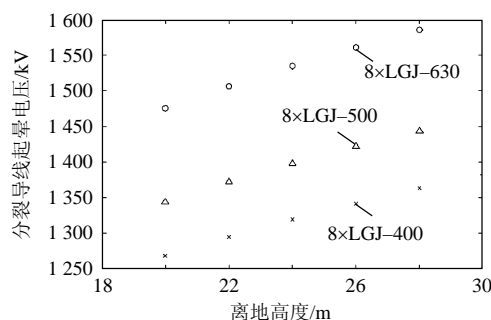


图6 不同离地高度时8分裂导线起晕电压的变化

Fig. 6 Variation of corona inception voltage of 8-split line with different height

由图 6 可以看出: 高度在 20~28 m 范围内, 分裂导线起晕电压随着导线高度的升高而升高。3 种型号的分裂导线每升高 1 m, 起晕电压升高约 25 kV, 8xLGJ-630 导线的起晕电压值最大。这主要是因为高度增加, 致使地面的影响减弱, 加上导线电荷量减少, 使得导线表面电场减弱, 从而电晕发生较为困难, 相应地起晕电压值升高。相比较而言, 从抑制电晕效应角度来看, 8xLGJ-630 导线的起晕电压特性最优。

4 结论

本文建立了单相分裂导线起晕电压的数值计算模型, 该模型适用于我国特高压输电分裂导线的情况; 计算结果与文献提供的试验数据基本吻合, 验证了算法的合理性和正确性。因此, 该模型可用于对特高压架空输电线的起晕电压进行预测。仅从导线起晕电压特性考虑, 通过仿真计算, 提出了 8xLGJ-630 导线为导线选择的最优方案, 其原因如下:

1) 随着子导线半径增大, 起晕电压逐渐升高; 其变化趋势呈现饱和趋势, 变化速度越来越慢。

2) 随着分裂间距的增大, 起晕电压逐渐减小; 其变化趋势近似呈线性关系。

3) 随着导线对地高度的升高, 起晕电压逐渐升高; 其变化趋势近似呈线性关系。

参考文献

- [1] 邵方殷. 1000kV 特高压输电线路的电磁环境[J]. 电网技术, 2007, 31(22): 5-10.
Shao Fangyin. Electromagnetic environment of 1000kV UHV transmission line[J]. Power System Technology, 2007, 31(22): 5-10(in Chinese).
- [2] 易辉, 熊幼京. 1000kV 交流特高压输电线路运行特性分析[J]. 电网技术, 2006, 30(15): 5-11.
Yi Hui, Xiong Youjing. Analysis on operating characteristic for 1000kV AC UHV transmission line[J]. Power System Technology, 2006, 30(15): 5-11(in Chinese).
- [3] 舒印彪. 1000kV 交流特高压输电技术的研究与应用[J]. 电网技术, 2005, 29(19): 9-14.
- [4] 王建华, 文武, 阮江军. 特高压交流输电线路工频磁场在人体内的感应电流密度计算分析[J]. 电网技术, 2007, 31(13): 11-14.
Wang Jianhua, Wen Wu, Ruan Jiangjun. Calculation and analysis on power frequency magnetic field induced current density within human body under UHVAC transmission line[J]. Power System Technology, 2007, 31(13): 11-14(in Chinese).
- [5] Abdel-Salam M, Abdel-Aziz E Z. Corona power loss determination on multi-phase power transmission lines[J]. Electric Power Systems Research, 2001, 58(2): 123-132.
- [6] Abdel-Salam M, Shamloul D. Computation of ion-flow field of AC coronating wires by charge simulation techniques[C]/IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Pittsburgh, PA: IEEE, 1988: 1677-1683.
- [7] 范建斌, 李中新. 直流电压下导线起晕电压计算方法[J]. 电工技术学报, 2008, 23(10): 100-105.
Fan Jianbin, Li Zhongxin. Calculation method for DC onset voltage[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2008, 23(10): 100-105(in Chinese).
- [8] 张宇, 郑伟, 文武, 等. 架空线路分裂导线表面电位梯度的数值计算[J]. 高电压技术, 2005, 31(1): 232-243.
Zhang Yu, Zheng Wei, Wen Wu, et al. Numerical calculation of electric field intensity on the surface of bundle conductors of overhead

- transmission lines[J]. High Voltage Engineering, 2005, 31(1): 232-243(in Chinese).
- [9] 黄道春, 阮江军, 余世峰, 等. 特高压紧凑型输电线路工频电场强度计算[J]. 高电压技术, 2006, 32(7): 69-71.
Huang Daochun, Ruan Jianjun, Yu Shifeng, et al. Calculation of power frequency electric field intensity of ultrahigh voltage compact transmission lines[J]. High Voltage Engineering, 2006, 32(7): 69-71 (in Chinese).
- [10] Ei Bahy M M, Abounesaad M, Abdel Gawad N, et al. Onset voltage of negative corona on stranded conductors[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2007, 40(10): 3094-3101.
- [11] Al-Hamouz Z, Abdel-Salam M. Finite element solution of monopolar corona on bundle conductors[C]//IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. New Orleans, Louisiana: IEEE, 1997: 1777-1783.
- [12] Abdel-Salam M, Farghally M, Abdel-Sattar S. Monopolar corona on bundle conductors[J]. IEEE Trans on Power Apparatus and System, 1982, 101(10): 4079-4089.
- [13] Abdel-Salam M, Farghally M, Abdel-Sattar S. Calculation of corona V-I characteristics on monopolar bundles using the charge simulation method[J]. IEEE Trans on Electrical Insulation, 1989, 24(4): 669-679.
- [14] Zengeneh A, Gholami A, Zamani V. A new method for calculation of corona inception voltage in stranded conductors of overhead transmission lines[C]//First International Power and Energy Conference. Putrajaya, Malaysia: IEEE, 2006: 571-574.
- [15] Al-Hamouz Z M, Abdel-Salam M. Finite-element solution of monopolar corona on bundle conductors[J]. IEEE Trans on Industry Applications, 1999, 35(2): 380-386.
- [16] 能源部东北电力设计院. 电力工程高压送电线路设计手册[M]. 北京: 水利电力出版社, 1992: 27-32.
- [17] 万启发, 陈勇, 谷莉莉, 等. 特高压交流输电工程导线截面及分裂形式研究[J]. 高电压技术, 2008, 34(3): 432-437.
Wan Qifa, Chen Yong, Gu Lili, et al. Research on section and split way of conductors for UHVAC transmission project[J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(3): 432-437(in Chinese).
- [18] 万启发, 陈勇, 谢梁, 等. 特高压交流输电工程设备的电晕试验[J]. 高电压技术, 2007, 33(3): 14-17.
Wan Qifa, Chen Yong, Xie Liang, et al. Corona experiment of apparatus in the UHV AC power system[J]. High Voltage Engineering, 2007, 33(3): 14-17(in Chinese).
- [19] 张弦. 500kV 线路电晕条件选择导线截面[J]. 云南电力技术, 2000, 28(1): 8-9.
Zhang Xian. Selection for 500kV transmission line section due to the corona condition[J]. Yunnan Electric Power Technology, 2000, 28(1): 8-9(in Chinese).



郝战铎

收稿日期: 2010-10-20。

作者简介:

郝战铎(1970), 男, 大学本科, 工程师, 从事电力系统高压电气设备方面的研究工作, E-mail: zhanduoh@xjgc.com;

张剑(1984), 男, 硕士, 研究方向为电磁场数值计算、电磁兼容及环境保护;

段基梅(1972), 女, 大学本科, 工程师, 从事电力系统自动化技术研究工作;

王廷华(1973), 男, 大学本科, 工程师, 从事电力系统高压一次设备研究工作;

郑亚利(1982), 女, 博士研究生, 研究方向为电磁场数值计算、电磁兼容技术。

(责任编辑 马晓华)