

# 新型同塔双回高压直流输电线路分布参数 测量方法及工程应用

邓 军<sup>1,2</sup>, 肖 遥<sup>2</sup>, 郝艳捧<sup>1</sup>

(1. 华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510640;

2. 中国南方电网 超高压输电公司检修试验中心, 广东 广州 510663)

**摘要:** 为提高同塔双回高压直流输电线路分布参数的测量精度, 建立了同塔双回高压直流线路分布参数的物理模型。对同塔双回直流线路进行不同方式的组合, 推导了各组合方式下求解线路分布参数的数学方程组。将所提方法应用于牛寨至广东高压直流同塔双回输电工程中, 结果表明: 牛寨至广东高压直流同塔双回输电线路单根导线的自感、对地电容都分别小于线路间耦合电感和耦合电容, 线间耦合电容基本相等; 牛寨换流站及从西换流站接地极同塔双回线路单根导线的自感大于线路间互感, 单根导线的对地电容小于线间的耦合电容。

**关键词:** 高压直流输电; 分布参数; 耦合参数; 开路阻抗; 短路阻抗; 正序; 零序; 测量

**中图分类号:** TM 721.1

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.16081/j.issn.1006-6047.2016.03.024

## 0 引言

同塔双回高压直流输电线路已应用于我国“溪洛渡”西电东送工程, 该工程具有输电走廊占地面积少、建设速度快、输送能力强、节省投资等优势。国内相关机构研究了同塔双回直流线路的极性布置、空间离子电流密度、控制保护策略、感应电压及电流等技术<sup>[1-3]</sup>。线路参数的理论计算方法主要采用经典的 CARSON 公式, 因沿线大地电阻率的不断变化, 采用该方法计算长距离同塔双回线路参数时理论计算值与实际值具有较大的误差<sup>[4]</sup>。为此, 同塔双回高压直流输电线路系统仿真、继电保护整定、线路故障测距等所需线路参数以实际测量值为准<sup>[5-10]</sup>。

对于交流同塔双回线路, 国内已采用基于全球定位系统(GPS)的带电测量方法进行了互感线路参数的测试, 该方法测量线路参数时存在并行线路两端测量装置安装困难和相量测量单元(PMU)采样精度低的问题<sup>[11-13]</sup>。传统单端法采用双曲函数泰勒级数展开式的前几项近似逼近中等长度线路, 能够有效地提高线路参数的测量精度, 但对于长距离高压输电线路有限项泰勒级数的截断误差随线路增长而增大<sup>[14-16]</sup>。文献[17-18]提出了一种基于区内发生缺相运行状态测量计算交流线路正、负、零序参数的方法, 在电力系统安全稳定运行的前提下该方法要求运行单位将线路处于非全相运行状态进行线路参数测量的现实操作性极小。针对目前国内外未见同塔双回直流线路参数测试方法的现状, 结合上述传统交流线路参数测量方法存在的不足, 提出同塔双回高压直流输电线路分布参数测试方法。

本文建立同塔双回高压直流输电线路分布参数的物理模型, 结合同塔双回直流线路末端对地开路、短路接地的边界条件, 推导同塔双回线路不同组合方式下线路分布参数的数学方程组, 给出同塔双回高压直流输电线路单位长度电阻、自电感、自电容、耦合电容及耦合电感测量计算的解析公式, 搭建长线路直流线路等值实验模型, 验证高压直流输电线路分布参数测量方法测量精度的可靠性, 并开展牛寨至广东 ±500 kV 同塔双回直流线路及接地极线路参数的测试与分析。

## 1 同塔双回高压直流输电线路分布参数计算模型

同塔双回高压直流输电线路分布参数计算模型如图 1 所示。假设同塔双回高压直流输电线路为均匀的平行传输线, 在线上任一点  $x$  处取线元  $dx$ , 因线元  $dx$  远小于波长, 可采用集中参数电路进行线元  $dx$  的计算。假设导线  $A_1$ 、 $A_2$ 、 $B_1$ 、 $B_2$  的自感  $L_{A1D}$ 、 $L_{A2D}$ 、 $L_{B1D}$ 、 $L_{B2D}$  相等; 各导线的对地电容  $C_{A1D}$ 、 $C_{A2D}$ 、 $C_{B1D}$ 、 $C_{B2D}$  相等; 各导线的电阻值和对地电导均分别为  $R$  和  $G$ ; 导线  $A_1$  和  $A_2$  的互感  $M_{A1A2}$  等于导线  $B_1$  和  $B_2$  的互感  $M_{B1B2}$ ; 导线  $A_1$  和  $B_1$  的互感  $M_{A1B1}$  等于导线  $A_2$  和  $B_2$  的互感  $M_{A2B2}$ ; 导线  $A_1$  和  $B_2$  的互感  $M_{A1B2}$  等于导线  $A_2$  和  $B_1$  的互感  $M_{A2B1}$ ; 导线  $A_1$  和  $A_2$  的耦合电容  $C_{A1A2}$  等于导线  $B_1$  和  $B_2$  的耦合电容  $C_{B1B2}$ ; 导线  $A_1$  和  $B_1$  的耦合电容  $C_{A1B1}$  等于导线  $A_2$  和  $B_2$  的耦合电容  $C_{A2B2}$ ; 导线  $A_1$  和  $B_2$  的耦合电容  $C_{A1B2}$  等于导线  $A_2$  和  $B_1$  的耦合电容  $C_{A2B1}$ 。

当同塔双回高压直流输电线路导线  $A_1$ 、 $A_2$ 、 $A_3$  和  $A_4$  首端短路, 施加频率为  $\omega$  的单相电源时, 根据基尔霍夫定律建立电路方程, 采用常微分方程进行求解, 得到:

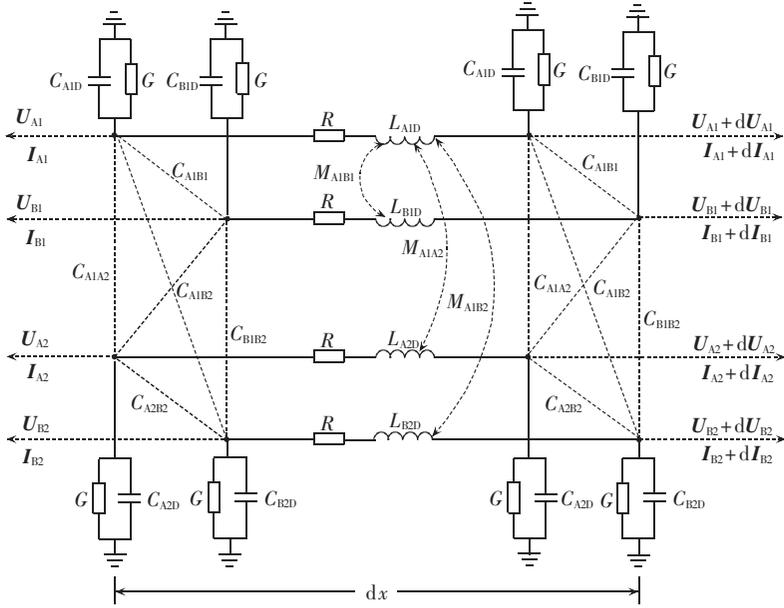


图 1 同塔双回高压直流输电线路分布参数模型

Fig.1 Distributed parameter model of dual-loop HVDC transmission lines on same tower

$$\begin{bmatrix} U_{A1}+U_{A2}+U_{B1}+U_{B2} \\ I_{A1}+I_{A2}+I_{B1}+I_{B2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\Gamma x) & Z_0 \sinh(\Gamma x) \\ \sinh(\Gamma x)/Z_0 & \cosh(\Gamma x) \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} U_{A1}(0)+U_{A2}(0)+U_{B1}(0)+U_{B2}(0) \\ I_{A1}(0)+I_{A2}(0)+I_{B1}(0)+I_{B2}(0) \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$Z_0^2 = \frac{R + j\omega(L_{A1D} + M_{A1A2} + M_{A1B1} + M_{A1B2})}{G + j\omega C_{A1D}}$$

$\Gamma = \sqrt{R + j\omega(L_{A1D} + M_{A1A2} + M_{A1B1} + M_{A1B2})} \sqrt{G + j\omega C_{A1D}}$   
 其中,  $U_{A1}(0)$ 、 $U_{A2}(0)$ 、 $U_{B1}(0)$ 、 $U_{B2}(0)$ 和  $I_{A1}(0)$ 、 $I_{A2}(0)$ 、 $I_{B1}(0)$ 、 $I_{B2}(0)$  分别为导线  $A_1$ 、 $A_2$ 、 $B_1$ 、 $B_2$  首端  $x=0$  处的电压和电流。

当高压直流输电线路末端  $x=l$  处开路时,各导线末端电流  $I_{A1}(l)$ 、 $I_{A2}(l)$ 、 $I_{B1}(l)$ 、 $I_{B2}(l)$  都为 0,测量各导线首端  $x=0$  处的电压  $U_{1A1}(0)$ 、 $U_{1A2}(0)$ 、 $U_{1B1}(0)$ 、 $U_{1B2}(0)$ ,以及各导线首端电流  $I_{1A1}(0)$ 、 $I_{1A2}(0)$ 、 $I_{1B1}(0)$ 、 $I_{1B2}(0)$ 。当高压直流输电线路末端  $x=l$  处短路接地时,各导线末端电压  $U_{A1}(l)$ 、 $U_{A2}(l)$ 、 $U_{B1}(l)$ 、 $U_{B2}(l)$  等于 0,测量各导线首端  $x=0$  处的电压  $U_{2A1}(0)$ 、 $U_{2A2}(0)$ 、 $U_{2B1}(0)$ 、 $U_{2B2}(0)$ ,以及各导线首端电流  $I_{2A1}(0)$ 、 $I_{2A2}(0)$ 、 $I_{2B1}(0)$ 、 $I_{2B2}(0)$ 。将上述测量量代入式(1)整合后得到式(2)。

$$\begin{aligned} R + j\omega(L_{A1D} + M_{A1A2} + M_{A1B1} + M_{A1B2}) &= Z_0 \Gamma \\ G + j\omega C_0 &= \Gamma / Z_0 \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} Z_0 &= \sqrt{\frac{U_{1A1}(0)+U_{1A2}(0)+U_{1B1}(0)+U_{1B2}(0)}{I_{1A1}(0)+I_{1A2}(0)+I_{1B1}(0)+I_{1B2}(0)}} \times \\ &\sqrt{\frac{U_{2A1}(0)+U_{2A2}(0)+U_{2B1}(0)+U_{2B2}(0)}{I_{2A1}(0)+I_{2A2}(0)+I_{2B1}(0)+I_{2B2}(0)}} \\ \Gamma &= \text{arth} \left( \sqrt{\frac{U_{2A1}(0)+U_{2A2}(0)+U_{2B1}(0)+U_{2B2}(0)}{I_{2A1}(0)+I_{2A2}(0)+I_{2B1}(0)+I_{2B2}(0)}} \times \right. \\ &\left. \sqrt{\frac{I_{1A1}(0)+I_{1A2}(0)+I_{1B1}(0)+I_{1B2}(0)}{U_{1A1}(0)+U_{1A2}(0)+U_{1B1}(0)+U_{1B2}(0)}} \right) / l \end{aligned}$$

当同塔双回高压直流输电线路导线  $A_1$  和  $A_2$  首端短路,导线  $B_1$  和  $B_2$  首端短路,施加频率为  $\omega$ 、相位相差  $180^\circ$  的两相对称电源时,根据基尔霍夫定律建立电路方程,采用常微分方程进行求解,得到式(3)。

$$\begin{aligned} R + j\omega(L_{A1D} + M_{A1A2}) + j\omega(-M_{A1B1} - M_{A1B2}) &= Z_1 \Gamma_1 \\ G + j\omega(C_{A1D} + 2C_{A1B1} + 2C_{A1B2}) &= \Gamma_1 / Z_1 \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} Z_1 &= \sqrt{\frac{U_{3A1}(0)+U_{3A2}(0)-U_{3B1}(0)-U_{3B2}(0)}{I_{3A1}(0)+I_{3A2}(0)-I_{3B1}(0)-I_{3B2}(0)}} \times \\ &\sqrt{\frac{U_{4A1}(0)+U_{4A2}(0)-U_{4B1}(0)-U_{4B2}(0)}{I_{4A1}(0)+I_{4A2}(0)-I_{4B1}(0)-I_{4B2}(0)}} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Gamma_1 &= \text{arth} \left( \sqrt{\frac{U_{4A1}(0)+U_{4A2}(0)-U_{4B1}(0)-U_{4B2}(0)}{I_{4A1}(0)+I_{4A2}(0)-I_{4B1}(0)-I_{4B2}(0)}} \times \right. \\ &\left. \sqrt{\frac{I_{3A1}(0)+I_{3A2}(0)-I_{3B1}(0)-I_{3B2}(0)}{U_{3A1}(0)+U_{3A2}(0)-U_{3B1}(0)-U_{3B2}(0)}} \right) / l \end{aligned}$$

其中,  $U_{3A1}(0)$ 、 $U_{3A2}(0)$ 、 $U_{3B1}(0)$ 、 $U_{3B2}(0)$ 和  $I_{3A1}(0)$ 、 $I_{3A2}(0)$ 、 $I_{3B1}(0)$ 、 $I_{3B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处于开路时各导线首端的电压和电流;  $U_{4A1}(0)$ 、 $U_{4A2}(0)$ 、 $U_{4B1}(0)$ 、 $U_{4B2}(0)$ 和  $I_{4A1}(0)$ 、 $I_{4A2}(0)$ 、 $I_{4B1}(0)$ 、 $I_{4B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处短路接地时各导线首端的电压和电流。

当同塔双回高压直流输电线路导线  $A_1$  和  $B_1$  首端短路,导线  $A_2$  和  $B_2$  首端短路,施加频率为  $\omega$ 、相位相差  $180^\circ$  的两相对称电源时,根据基尔霍夫定律建立电路方程,采用常微分方程进行求解,得到式(4)。

$$\begin{aligned} R + j\omega(L_{A1D} - M_{A1A2}) + j\omega(M_{A1B1} - M_{A1B2}) &= Z_2 \Gamma_2 \\ G + j\omega(C_{A1D} + 2C_{A1A2} + 2C_{A1B2}) &= \Gamma_2 / Z_2 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} Z_2 &= \sqrt{\frac{U_{5A1}(0)-U_{5A2}(0)+U_{5B1}(0)-U_{5B2}(0)}{I_{5A1}(0)-I_{5A2}(0)+I_{5B1}(0)-I_{5B2}(0)}} \times \\ &\sqrt{\frac{U_{6A1}(0)-U_{6A2}(0)+U_{6B1}(0)-U_{6B2}(0)}{I_{6A1}(0)-I_{6A2}(0)+I_{6B1}(0)-I_{6B2}(0)}} \end{aligned}$$

$$\Gamma_2 = \operatorname{arth} \left( \sqrt{\frac{U_{6A1}(0) - U_{6A2}(0) + U_{6B1}(0) - U_{6B2}(0)}{I_{6A1}(0) - I_{6A2}(0) + I_{6B1}(0) - I_{6B2}(0)}} \times \sqrt{\frac{I_{5A1}(0) - I_{5A2}(0) + I_{5B1}(0) - I_{5B2}(0)}{U_{5A1}(0) - U_{5A2}(0) + U_{5B1}(0) - U_{5B2}(0)}} \right) / l$$

其中,  $U_{5A1}(0)$ 、 $U_{5A2}(0)$ 、 $U_{5B1}(0)$ 、 $U_{5B2}(0)$  和  $I_{5A1}(0)$ 、 $I_{5A2}(0)$ 、 $I_{5B1}(0)$ 、 $I_{5B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处开路时各导线首端的电压和电流;  $U_{6A1}(0)$ 、 $U_{6A2}(0)$ 、 $U_{6B1}(0)$ 、 $U_{6B2}(0)$  和  $I_{6A1}(0)$ 、 $I_{6A2}(0)$ 、 $I_{6B1}(0)$ 、 $I_{6B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处短路接地时各导线首端的电压和电流。

当同塔双回高压直流输电线路导线  $A_1$  和  $B_2$  首段短路, 导线  $A_2$  和  $B_1$  首端短路, 施加频率为  $\omega$ 、相位相差  $180^\circ$  的两相对称电源时, 根据基尔霍夫定律建立电路方程, 采用常微分方程进行求解, 得到式(5)。

$$R + j\omega(L_{A1D} - M_{A1A2}) + j\omega(-M_{A1B1} + M_{A1B2}) = Z_3 \Gamma_3$$

$$G + j\omega(C_{A1D} + 2C_{A1A2} + 2C_{A1B1}) = \Gamma_3 / Z_3 \quad (5)$$

$$Z_3 = \sqrt{\frac{U_{7A1}(0) - U_{7A2}(0) - U_{7B1}(0) + U_{7B2}(0)}{I_{7A1}(0) - I_{7A2}(0) - I_{7B1}(0) + I_{7B2}(0)}} \times$$

$$\sqrt{\frac{U_{8A1}(0) - U_{8A2}(0) - U_{8B1}(0) + U_{8B2}(0)}{I_{8A1}(0) - I_{8A2}(0) - I_{8B1}(0) + I_{8B2}(0)}}$$

$$\Gamma_3 = \operatorname{arth} \left( \sqrt{\frac{U_{8A1}(0) - U_{8A2}(0) - U_{8B1}(0) + U_{8B2}(0)}{I_{8A1}(0) - I_{8A2}(0) - I_{8B1}(0) + I_{8B2}(0)}} \times \sqrt{\frac{I_{7A1}(0) - I_{7A2}(0) - I_{7B1}(0) + I_{7B2}(0)}{U_{7A1}(0) - U_{7A2}(0) - U_{7B1}(0) + U_{7B2}(0)}} \right) / l$$

其中,  $U_{7A1}(0)$ 、 $U_{7B1}(0)$ 、 $U_{7A2}(0)$ 、 $U_{7B2}(0)$  和  $I_{7A1}(0)$ 、 $I_{7A2}(0)$ 、 $I_{7B1}(0)$ 、 $I_{7B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处开路时各导线首端的电压和电流;  $U_{8A1}(0)$ 、 $U_{8A2}(0)$ 、 $U_{8B1}(0)$ 、 $U_{8B2}(0)$  和  $I_{8A1}(0)$ 、 $I_{8A2}(0)$ 、 $I_{8B1}(0)$ 、 $I_{8B2}(0)$  分别为高压直流输电线路末端  $x=l$  处短路接地时各导线首端的电压和电流。

联立式(2)—(5), 得到高压直流同塔双回输电线路单位长度的电阻、自电感、自电容、耦合电容、耦合电感如式(6)所示。

$$R = \operatorname{Re} [0.25(Z_0 \Gamma + Z_1 \Gamma_1 + Z_2 \Gamma_2 + Z_3 \Gamma_3)]$$

$$L_{A1D} = \operatorname{Im} [0.25(Z_0 \Gamma + Z_1 \Gamma_1 + Z_2 \Gamma_2 + Z_3 \Gamma_3)] / \omega$$

$$M_{A1A2} = \operatorname{Im} [0.25(Z_0 \Gamma + Z_1 \Gamma_1 - Z_2 \Gamma_2 - Z_3 \Gamma_3)] / \omega$$

$$M_{A1B1} = \operatorname{Im} [0.25(Z_0 \Gamma - Z_1 \Gamma_1 + Z_2 \Gamma_2 - Z_3 \Gamma_3)] / \omega$$

$$M_{A1B2} = \operatorname{Im} [0.25(Z_0 \Gamma - Z_1 \Gamma_1 - Z_2 \Gamma_2 + Z_3 \Gamma_3)] / \omega$$

$$G = \operatorname{Re}(\Gamma / Z_0) \quad (6)$$

$$C_{A1D} = \operatorname{Im}(\Gamma / Z_0) / \omega$$

$$C_{A1A2} = \operatorname{Im} [0.25(\Gamma_3 / Z_3 + \Gamma_2 / Z_2 - \Gamma_1 / Z_1 - \Gamma / Z_0)] / \omega$$

$$C_{A1B1} = \operatorname{Im} [0.25(\Gamma_3 / Z_3 - \Gamma_2 / Z_2 + \Gamma_1 / Z_1 - \Gamma / Z_0)] / \omega$$

$$C_{A1B2} = \operatorname{Im} [0.25(-\Gamma_3 / Z_3 + \Gamma_2 / Z_2 + \Gamma_1 / Z_1 - \Gamma / Z_0)] / \omega$$

## 2 同塔双回高压直流输电线路分布参数测量方法的验证与应用分析

### 2.1 测试方法实验模型的验证与分析

为验证上述同塔双回高压直流输电线路分布参数测试方法的有效性, 搭建了等效直流输电线路 1000 km 的实验模型, 分别在实验模型中对无干扰信号、50 Hz 干扰信号、300 Hz 干扰信号 3 种工况下的分布参数进行测量, 测量信号的频率分别为 55 Hz、100 Hz、200 Hz、300 Hz 等 10 个频率段, 测量结果如表 1 所示。不同测试频率下, 50 Hz 干扰信号时的电阻值与无干扰信号的测量结果最大误差为 7.3%, 最小误差为 1.3%; 不同测试频率下, 300 Hz 干扰信号时的电阻值与无干扰信号的测量结果最大误差为 5.3%, 最小误差为 3.4%。不同测试频率下, 50 Hz 干扰信号时的电感值与无干扰信号的测量结果最大误差为 1.3%, 最小误差为 0.3%; 不同测试频率下, 300 Hz 干扰信号时的电感值与无干扰信号时的测量结果最大误差为 1.6%, 最小误差为 0.6%。因此, 基于等效直流输电线路 1000 km 实验模型分布参数测量结果表明该测量方法具有可靠的精度, 满足工程误差要求。

### 2.2 牛寨至广东同塔双回高压直流线路参数测试与分析

结合牛寨至广东同塔双回高压直流工程, 该线路全长 1225 km, 导线类型 JL/G1A-900/75, 分裂数

表 1 不同干扰信号下实验模型的分布参数测量结果

Table 1 Distributed parameter measurements of experimental model for different interference signals

测试频率 / Hz	电阻测试结果 / $\Omega$			电感测试结果 / mH		
	无干扰	干扰频率 50 Hz	干扰频率 300 Hz	无干扰	干扰频率 50 Hz	干扰频率 300 Hz
55	0.0571	0.0581	0.0569	0.1492	0.1491	0.1492
100	0.0575	0.0583	0.0573	0.1490	0.1490	0.1489
200	0.0583	0.0594	0.0584	0.1487	0.1490	0.1487
400	0.0606	0.0613	0.0609	0.1486	0.1484	0.1484
500	0.0616	0.0622	0.0620	0.1487	0.1486	0.1485
600	0.0631	0.0628	0.0629	0.1487	0.1486	0.1485
700	0.0640	0.0636	0.0632	0.1486	0.1486	0.1485
800	0.0644	0.0647	0.0645	0.1485	0.1486	0.1486
900	0.0655	0.0656	0.0651	0.1484	0.1484	0.1484
1000	0.0668	0.0667	0.0664	0.1484	0.1482	0.1483

为4。采用异频法(40~60 Hz),分别将逆变站的双极四导线处于对地开路、短路接地的方式,在整流站对正序组合(组合1为甲1和甲2短接且乙1和乙2短接;组合2为甲1和乙2短接且乙1和甲2短接;组合3为甲1和乙1短接且甲2和乙2短接)施加幅值相等、相位互差180°的电源,记录各种方式下的导线首端的电压、电流相量;将逆变站的双极四导线分别处于对地开路、短路接地的状态,在整流站短接甲1、甲2、乙1和乙2,施加幅值相等、相位相等的电源,记录导线首端的电压、电流相量。牛寨至广东同塔双回高压直流线路分布参数测量值如下。

**a.** 自参数测量值:电阻为0.0096 Ω/km,自电感为2.0686 mH/km,自电容为0.0028 μF/km。

**b.** 耦合电感测量值:甲1对甲2为2.3981 mH/km;甲1对乙1为2.2689 mH/km;甲1对乙2为2.2818 mH/km。

**c.** 耦合电容测量值:甲1对甲2为0.0063 μF/km;甲1对乙1为0.0063 μF/km;甲1对乙2为0.0064 μF/km。

所得结果表明:单位长度导线电阻值为0.0096 Ω/km;单根导线的自感小于线路间互感,其最大差值为0.3295 mH/km;单根导线的自电容小于各回导线间的耦合电容,其最大差值为0.0036 nF/km,线间耦合电容基本相等。

### 2.3 牛寨换流站同塔双回直流接地极线路参数测试与分析

牛寨换流站同塔双回接地极线路全长123 km,导线类型NRLH60GJ-300/40,分裂数为2。采用异频法(40~60 Hz),分别将接地极本体处的2组导线处于对地开路、短路接地(将接地点引至接地极本体,禁止将接地点直接接在终端塔的接地网)的方式,在牛寨换流站进行不同组合方式下的开路阻抗和短路阻抗测量,通过计算得到牛寨换流站高压直流接地极线路参数测量值如下。

**a.** 自参数测量值:电阻为0.053 Ω/km,自电感为2.8362 mH/km,自电容为0.0025 μF/km。

**b.** 耦合电感测量值:甲1对甲2为1.6400 mH/km;甲1对乙1为1.6684 mH/km;甲1对乙2为1.6723 mH/km。

**c.** 耦合电容测量值:甲1对甲2为0.0083 μF/km;甲1对乙1为0.0041 μF/km;甲1对乙2为0.0049 μF/km。

结果表明:单位长度导线电阻值为0.053 Ω/km;单根导线的自感大于线路间互感,其最大差值为1.1962 mH/km;单根导线的自电容小于各回导线间的耦合电容,其最大差值为0.0058 nF/km,线间耦合电容最大差值为0.0042 nF/km。

### 2.4 从西换流站同塔双回直流接地极线路参数测试与分析

从西换流站高压直流工程接地极线路全长144 km,导线类型NRLH60GJ-300/40,分裂数为2。采用异频法(40~60 Hz),分别将接地极本体处的2组导线处于对地开路、短路接地(处理方式同牛寨站接地极)、在从西换流站测量不同组合方式下的开路阻抗和短路阻抗值,通过计算得到从西换流站高压直流接地极线路参数测量值如下。

**a.** 自参数测量值:电阻为0.053 Ω/km,自电感为3.1318 mH/km,自电容为0.0025 μF/km。

**b.** 耦合电感测量值:甲1对甲2为2.73 mH/km;甲1对乙1为2.66 mH/km;甲1对乙2为2.65 mH/km。

**c.** 耦合电容测量值:甲1对甲2为0.0086 μF/km;甲1对乙1为0.0044 μF/km;甲1对乙2为0.0054 μF/km。

结果表明:单位长度导线电阻值为0.053 Ω/km;单根导线的自感大于线路间互感,其最大差值为0.4818 mH/km;单根导线的自电容小于各回导线间的耦合电容,其最大差值为0.0061 nF/km,线间耦合电容最大差值为0.0042 nF/km。

## 3 结论

**a.** 建立了同塔双回高压直流输电线路分布参数的物理模型,提出了在线路首段分别施加幅值相等、相位互差180°的正序电源测量正序组合(组合1为甲1和甲2短接且乙1和乙2短接;组合2为甲1和乙2短接且乙1和甲2短接;组合3为甲1和乙1短接且甲2和乙2短接)的开路阻抗和短路阻抗;并在线路首段分别施加幅值、相位都相等的零序电源测量零序组合(甲1、甲2、乙1、乙2短接)的开路阻抗和短路阻抗,代入方程组计算同塔双回高压直流输电线路单位长度电阻、自电感、自电容、线间耦合电容、线间耦合电感。

**b.** 搭建了等效直流输电线路1000 km的实验模型,开展了在无干扰、50 Hz干扰及300 Hz干扰下10个不同测试频率的线路参数测量,电阻和电感测量结果的最大误差分别为7.3%和1.6%,验证了本文提出的同塔双回高压直流线路参数测试方法的有效性。

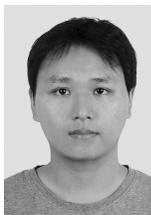
**c.** 将高压直流线路参数测试方法应用于牛寨至广东高压直流同塔双回输电线路、牛寨换流站接地极同塔双回线路、从西换流站接地极同塔双回线路参数测量。结果表明:牛寨至广东高压直流同塔双回输电线路单根导线的自感、自电容都分别小于线路间互感和互容,线间耦合电容基本相等;牛寨及从西换流站接地极同塔双回线路单根导线的自感大于

线路间互感,单根导线的自电容小于各回导线间的耦合电容。

### 参考文献:

- [1] 马文超,吴新桥,廖民传.  $\pm 500$  kV 同塔双回直流线路的极性布置[J]. 南方电网技术,2010,4(6):58-60.  
MA Wenchao,WU Xinqiao,LIAO Minchuan. The polarity arrangement of  $\pm 500$  kV DC lines with double circuits on the same tower[J]. Southern Power System Technology,2010,4(6):58-60.
- [2] 李永明,柴贤东,张淮清,等.  $\pm 800$  kV 同塔双回输电线路离子流场的计算[J]. 电力自动化设备,2013,33(6):134-138.  
LI Yongming,CHAI Xiangdong,ZHANG Huaiqing,et al. Calculation of ion flow field for  $\pm 800$  kV transmission line of double circuit on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(6):134-138.
- [3] 张烁,李永丽,李博通. 高压直流输电系统开路电压的研究[J]. 电力自动化设备,2015,35(11):95-102.  
ZHANG Shuo,LI Yongli,LI Botong. Open line voltage of HVDC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(11):95-102.
- [4] 龚有军,林婉欣. 超、特高压输电线路高频参数计算方法[J]. 南方电网技术,2009,3(1):12-16.  
GONG Youjun,LIN Wanxin. The calculation method for high-frequency parameters of EHV/UHV transmission lines[J]. Southern Power System Technology,2009,3(1):12-16.
- [5] 高淑萍,索南加乐,宋国兵,等. 基于分布参数模型的直流输电线路故障测距方法[J]. 中国电机工程学报,2010,30(13):75-80.  
GAO Shuping,SUONAN Jiale,SONG Guobing,et al. Fault location method for HVDC transmission lines on the basis of the distributed parameter model[J]. Proceedings of the CSEE,2010,30(13):75-80.
- [6] 夏经德,张向聪,黄新波,等. 基于纵向阻抗的双端量故障测距新算法[J]. 电力自动化设备,2015,35(10):133-138.  
XIA Jingde,ZHANG Xiangcong,HUANG Xinbo,et al. Fault locating based on longitudinal impedance according to dual-terminal variables[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(10):133-138.
- [7] 高厚磊,陈学伟,刘洪正,等. 基于改进参数检测法的双端非同步数据故障测距算法[J]. 电力自动化设备,2014,34(9):27-32.  
GAO Houlei,CHEN Xuewei,LIU Hongzheng,et al. Two-terminal asynchronous data fault location algorithm based on improved parameter detection method[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(9):27-32.
- [8] 刘永浩,蔡泽祥,徐敏,等. 基于波速优化与模量传输时间差的直流线路单端行波测距新算法[J]. 电力自动化设备,2012,32(10):72-76.  
LIU Yonghao,CAI Zexiang,XU Min,et al. Single-end fault location algorithm based on traveling wave speed optimization and modal propagation time difference for DC transmission line[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(10):72-76.
- [9] 徐敏,蔡泽祥,刘永浩,等. 基于宽频信息的高压直流输电线路行波故障测距方法[J]. 电工技术学报,2013,28(1):259-265.  
XU Min,CAI Zexiang,LIU Yonghao,et al. A novel fault location method for HVDC transmission line based on the broadband travelling wave information[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2013,28(1):259-265.
- [10] 束洪春,司大军,葛耀中,等. T型输电线路电弧故障测距时域方法研究[J]. 电工技术学报,2002,17(4):99-103.  
SHU Hongchun,SI Dajun,GE Yaoyong,et al. A new time domain method for locating faults on T connection to three terminal transmission lines[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2002,17(4):99-103.
- [11] 薛志英,梁志瑞. 互感线路零序参数在线测量中的参数估计[J]. 高电压技术,2009,35(4):954-958.  
XUE Zhiying,LIANG Zhirui. Parameters estimation for zero-sequence parameter online measurement of transmission lines with mutual inductance[J]. High Voltage Engineering,2009,35(4):954-958.
- [12] 李澍森,陈晓燕,戚革庆. 同塔四回输电线路参数带电测量[J]. 高电压技术,2006,32(7):17-20.  
LI Shusen,CHEN Xiaoyan,QI Geqing. Discussion on live line measurement of the parameters of the transmission lines with four-circuit on a tower[J]. High Voltage Engineering,2006,32(7):17-20.
- [13] 孙柯,岳志刚,刘苍松. 高压输电线路工频参数的移频测量方法[J]. 高电压技术,2007,33(9):203-205.  
SUN Ke,YUE Zhigang,LIU Cangsong. The shift frequency measurement method of HVDC transmission lines parameters[J]. High Voltage Engineering,2007,33(9):203-205.
- [14] HOFMANN L. Series expansions for line series impedances considering different specific resistances,magnetic permeabilities, and dielectric permittivities of conductors,air,and ground[J]. IEEE Trans on Power Delivery,2003,18(2):564-570.
- [15] AKKE M,BIRO T. Measurements of the frequency-dependent impedance of a thin wire with ground return[J]. IEEE Trans on Power Delivery,2005,20(2):1748-1752.
- [16] 肖遥,李澍森,马骞,等. 输电线路分布参数测量方法的改进[J]. 南方电网技术,2012,6(3):22-27.  
XIAO Yao,LI Shushen,MA Qian,et al. The improvement of distribution parameters measurement of transmission lines[J]. Southern Power System Technology,2012,6(3):22-27.
- [17] 胡志坚,陈允平,徐玮,等. 基于微分方程的互感线路参数带电测量研究与实现[J]. 中国电机工程学报,2005,25(2):28-33.  
HU Zhijian,CHEN Yunping,XU Wei,et al. Principles and realization of live line measurement of parameters of transmission lines with mutual inductance based on differential equations[J]. Proceedings of the CSEE,2005,25(2):28-33.
- [18] 牛胜锁,梁志瑞,张建华,等. 基于多时段同步测量信息的T接线路参数在线测量[J]. 电工技术学报,2012,27(5):238-243.  
NIU Shengsuo,LIANG Zhirui,ZHANG Jianhua,et al. Online measurement of T-connection transmission line parameters based on multi-interval synchronized measurement information[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2012,27(5):238-243.

### 作者简介:

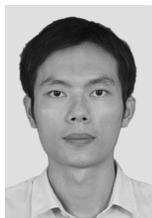


邓 军(1985—),男,重庆人,博士,研究方向为输变电设备过电压与绝缘配合及输变电电磁环境(E-mail:reacherempire@163.com)。

LI Yang,JI Rongrong,SHEN Yang,et al. Calculation and suppression of single-phase grounding overvoltage in UHVAC system [J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(8):147-154.

#### 作者简介:

蔡海青(1984—),男,海南万宁人,工程师,硕士,主要从事电力系统仿真应用方面的工作(**E-mail**:caihq@csg.cn);



蔡海青

黄立滨(1974—),男,江西赣州人,高级工程师,硕士,从事电力系统仿真、保护研究和管理工作(**E-mail**:haunglb@csg.cn);

郭琦(1979—),男,广西河池人,教授级高级工程师,博士,从事电力系统仿真及直流输电技术研究和管理工作(**E-mail**:guoqi@csg.cn)。

## Simulation of frequency adaptability for AC protective equipment in islanding mode of HVDC operation

CAI Haiqing<sup>1,2</sup>,HUANG Libin<sup>1,2</sup>,GUO Qi<sup>1,2</sup>,LI Shuyong<sup>1,2</sup>,  
HAN Weiqiang<sup>1,2</sup>,ZHANG Yong<sup>3</sup>,GUAN Hongbing<sup>1,2</sup>

(1. Electric Power Research Institute, CSG, Guangzhou 510080, China;

2. CSG Key Laboratory for Power System Simulation, Guangzhou 510080, China;

3. CSG Power Dispatch Control Center, Guangzhou 510623, China)

**Abstract:** The frequency adaptability of AC protective equipment is an important performance in the islanding mode of HVDC operation, which plays an important role in the stable operation of islanded HVDC system. An RTDS simulation model of HVDC system operating in islanding mode is built and connected with an actual control-protection device to form a real-time closed-loop simulation-test system. A variety of test items are set to research the frequency adaptability for different types of AC protective equipment and different defects of AC protective equipment in the islanding mode of HVDC operation are revealed, which provides an important reference for the operational adaptability of AC protective equipment to the islanded HVDC system.

**Key words:** HVDC islanding operation; AC protection; frequency adaptability; RTDS; computer simulation

(上接第158页 continued from page 158)

## Measuring of distributed parameter and its application for dual-loop HVDC transmission lines on same tower

DENG Jun<sup>1,2</sup>,XIAO Yao<sup>2</sup>,HAO Yanpeng<sup>1</sup>

(1. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangdong 510640, China;

2. EHV Maintenance & Test Center, China Southern Power Grid, Guangzhou 510663, China)

**Abstract:** In order to improve the measurement accuracy of distributed parameters for the dual-loop HVDC transmission lines on same tower, a physical distributed parameter model is established and different combinations of the dual-loop HVDC transmission lines on same tower are set to deduce the corresponding mathematical equations for calculating the distributed parameters, which is applied in Niuzhai-Guangdong HVDC project and the results show that, for the dual-loop HVDC transmission lines on same tower from Niuzhai to Guangdong, the single-conductor self-inductance and grounding capacitance are lower than the inter-line coupling inductance and capacitance respectively, and the inter-line coupling capacitances are basically same; for the dual-loop transmission lines on same tower of the grounding polar of Niuzhai converter station or Congxi converter station, the single-conductor self-inductance is greater than the inter-line coupling inductance and the single-conductor grounding capacitance is lower than the inter-line coupling capacitance.

**Key words:** HVDC power transmission; distributed parameters; coupling parameters; open-circuit impedance; short circuit impedance; positive-sequence; zero-sequence