

DOI:10.14044/j.1674-1757.pcrpc.2026.01.002

基于杂散电容的桥差保护测量方式研究

张友安, 石彬, 陈德玲, 王希, 王亚玲, 张成成, 魏春茹

(新程(辽宁)电力电容器科技有限公司, 辽宁 营口 115007)

摘要: 本文针对高压直流输电(high-voltage direct current, HVDC)工程中交流滤波电容器桥差保护电流表测量值异常偏大的问题展开研究。理论分析与现场实测表明, 因电流表测量导线与电容器塔、导线与地面以及导线之间存在杂散电容, 且导线对地布线存在物理不对称, 引起差模干扰, 导致不平衡电流测量值大于真实值。研究建立了杂散电容的等效电路模型, 推导了测量误差的计算公式, 并分析了杂散电容对测量结果的影响程度。为精确量化杂散电容参数, 基于 COMSOL Multiphysics 软件构建了电容器塔与测量导线的高保真三维静电场模型, 为误差分析提供了关键输入。最后结合新疆哈密某 ± 800 kV 特高压直流工程实例, 通过现场试验验证了理论分析的正确性, 并提出以采集电压替代电流的方案, 实现不平衡电流的等效测量。

关键词: 高压直流输电; 桥差保护; 杂散电容; 差模干扰; COMSOL Multiphysics; 等效测量

Study of Bridge Differential Protection Measurement Method Based on Stray Capacitance

ZHANG Youan, SHI Bin, CHEN Deling, WANG Xi, WANG Yaling,

ZHANG Chengcheng, WEI Chunru

(Xincheng (Liaoning) Power Capacitor Technology Co., Ltd., Liaoning Yingkou 115007, China)

Abstract: In this paper, the issue of abnormally high measured values in the bridge differential protection current meter in the AC filter capacitor bridge differential protection system of high-voltage direct current (HVDC) projects is studied. Both theoretical analysis and field measurements show that stray capacitances between the ammeter measurement wire and capacitor banks, between the wire and ground and between the wire itself, as well as physical asymmetry in the wiring to the ground, cause differential mode interference, resulting in the measured value of unbalanced current being greater than the actual value. An equivalent circuit model for the stray capacitance is set up in this study, a formula for calculating the measurement error is derived, and the impact magnitude of the stray capacitance on the measurement results is analyzed. To precisely quantify the stray capacitance parameters, a high-fidelity 3D electrostatic field model of the capacitor banks and measurement wire is set up using COMSOL Multiphysics software so to provide critical input for the error analysis. Finally, using a ± 800 kV UHVDC project in Hami, Xinjiang as a case study, the correctness of theoretical analysis is verified by the site test. Moreover, the solution to use collected voltage instead of current is proposed so to achieve equivalent measurement of the unbalanced current.

Keywords: high-voltage direct current (HVDC) transmission; bridge differential protection; stray capacitance; differential-mode interference; COMSOL Multiphysics; equivalent measurement

0 引言

高压直流输电(high-voltage direct current, HVDC)技术以其在远距离、大容量输电和异步电网互联方面的独特优势, 在全球范围内得到了广泛应用^[1-2]。

作为 HVDC 系统不可或缺的关键组成部分, 换流站交流场侧的交流滤波器承担着滤除换流过程中产生的谐波、并向系统提供无功补偿的重要职责, 其运行的可靠性直接关系到整个直流系统的稳定与电能质量。

收稿日期:2025-11-03; 修回日期:2025-11-25

交流滤波电容器是交流滤波器中数量最多、故障率较高的核心元件,其通常采用H形桥式结构。通过监测其中性点间的不平衡电流来实现保护,即桥差保护^[3-4],该保护方式是发现电容器内部元件击穿、开路等早期故障最直接有效的保护手段。保护动作的准确性高度依赖于电流表对不平衡电流测量的精确性。

然而,在多项特高压直流工程的运维实践中,发现一个普遍现象:采用电流表测量桥差保护的不平衡电流时,其测量值时常出现偏大的现象,但经后续一系列复杂的检修排查,往往确认电容器组本身并无故障。

目前,针对此问题的研究多集中于电容器单元本身的故障机理、桥差电路的理论计算或保护逻辑的优化整定,而普遍忽略了测量回路自身可能引入的误差^[5-8]。究其根源,电流表的测量导线需从位于高电位(可达数百千伏)的电容器中性点引至安装在地面的电流表,长达十余米的导线与周围带电的电容器塔架、设备构架及大地之间形成了显著的分布杂散电容。工频交流电压会通过该杂散电容产生容性泄漏电流,此电流流经电流表,与真实的不平衡电流叠加,从而导致测量值虚增。

本文旨在深入探究杂散电容对桥差不平衡电流测量值的影响机理。首先通过建立分布参数等效电路模型,理论推导测量误差的计算公式;其次分析杂散电容大小、系统电压等因素对测量结果的影响程度;最后在新疆哈密某±800 kV特高压直流工程的实际案例中,通过现场试验数据验证理论分析的正确性,并探讨一种通过采集电压信号以替代直接电流测量、从根本上消除杂散电容干扰的解决方案,为提升桥差保护可靠性、保障直流系统安全稳定运行提供理论依据和实践指导。

1 杂散电容产生机理分析

1.1 调试阶段不平衡电流的等效测量

在理想的H形桥式电容器组中,当各桥臂参数完全对称时,中性点N的电位理论为零^[9-10],流过光电电流互感器(optical current transducer, OCT)的电流 $I_m = 0$ 。若某电容器发生故障(如击穿或开路),将导致桥臂失衡,中性点N产生位移电压,从而引发真实的不平衡电流 I_{real} ,该电流由OCT检测。保护系统依据 I_{real} 的数值判断故障严重程度。OCT作为测量装置,虽与周边设备间存在微弱杂散电容,但其影响已控制在极低水平,不足以对测量系统造成实质性干扰。

然而,在设备安装调试阶段,OCT通常尚未投运。此时为评估桥臂平衡状态,一般采用外施电压法,通过电流表测量中性点电流,再将其等效换算为实际运行工况下的不平衡电流,以完成校验。

为获取不平衡电流 I_{real} ,将电流表置于地面一定高度,其进出引线分别接至桥臂的两个中性点。根据电磁场理论,任何两个存在电位差的绝缘导体之间都会形成电容,其大小与导体间的介电常数、有效相对面积和距离密切相关^[11-12]。在本工程场景下,导线与高达数千伏的电容器塔,以及大地之间的显著电位差,是产生不可忽略的杂散电容和容性泄漏电流的根本原因。

1.2 工程测量误差

新疆哈密某±800 kV特高压直流工程滤波电容器组BP11工程,装置采用双桥差不平衡电流保护,本体由19层电容器塔架构成,1-10层为第2段桥差保护,11-19层为第1段桥差保护,即装置共采集2个差流信号用于装置保护。

调试阶段,采用外施电压法,通过电流表测量桥臂中性点不平衡电流,分析桥臂不平衡度是否满足工程运行需要。

本文以第2段桥差保护为模型构架,分析工程验收电流表测量误差。工程系统条件:稳态运行电压 $U_N = 775$ kV,第2段桥差保护不平衡电流计算报警值 $I_N = 140$ mA。

对第2段桥差保护装置出线端(首层)施加工频电压 $U_s = 2$ kV,进线端(第10层)接地,电流表导线接至桥臂的2个中性点,测量加压后产生的不平衡电流。

依据国网招标-高压电容器组不平衡电流保护的校正要求:保护初始不平衡电流值不能大于报警整定值 $1/4$ ^[13]。

施加2 kV工频电压,计算等效不平衡电流 I_{calc} ,公式为

$$\frac{\frac{U_N}{\sqrt{3}} \times \frac{10}{19}}{I_N/4} = \frac{U_s}{I_{calc}} \quad (1)$$

代入参数,计算得出 $I_{calc} \approx 0.297$ mA。

工程实测不平衡电流0.38 mA,超出理论值约0.083 mA,不满足投运要求。

装置出厂前,已对电容器塔每层进行严格配平测试,但不平衡电流超出限值又代表着桥臂的不平衡,后续经过一系列的检修排查,电容器组本身却并无故障。

为分析这一原因,本文通过研究电流表导线路

径上杂散电容耦合电流,结合计算及仿真,分析中性点实测电流超出限值的原因,给予相应的替代方案。

2 杂散电容耦合机制分析

2.1 耦合路径分析

基于第1章所述的工程现象,本文提出核心假设:电流表测量导线布置的物理不对称性,是导致桥差电流测量误差显著增大的主导机理,工程布线图如图1所示。

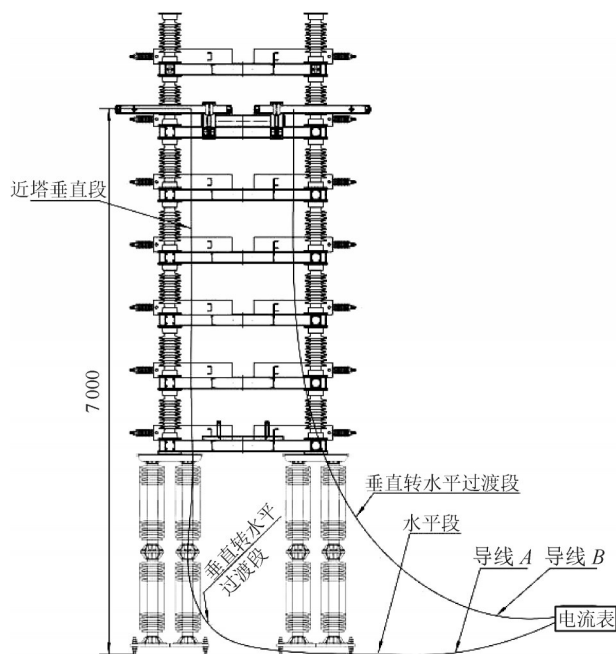


图1 第2段桥差保护电流表导线布线示意图
Fig. 1 Wiring schematic diagram for the bridge differential protection ammeter wire in the second section

以导线A为例,布线起点:电容器塔桥臂中性点,路径1:近塔垂直段向地面布线;路径2:近塔垂直段向远地水平段的过渡阶段;路径3:水平布线至电流表。

在电流表双线测量回路中,测量误差主要源于导线与周边环境(电容器塔、大地及导线自身)形成的分布杂散电容^[14-16],将电流表导线视为形成杂散电容的一个极板,将布线路径上不同电位的导体视为电容的另一个极板,耦合电容在电气上近似为并联关系,测量值是各电流矢量的叠加,在无法精确获知相位时,代数相加是一种保守的、用于评估量级的估算方法,电流表实测值计算公式为

$$I_{\text{true}} = I_{\text{calc}} + I_{\text{tower}} + I_{\text{mutual}} + I_{\text{ground}} \quad (2)$$

式中: I_{true} 为电流表测量值; I_{calc} 为中性点不平电流限值; I_{tower} 为电流表导线对电容器塔耦合电流; I_{mutual} 为电流表双导线之间耦合电流; I_{ground} 为电流表导线对地耦合电流。

理论上,若布线完全对称,杂散耦合以共模干扰为主,对差分测量影响有限;然而,实际工程敷设中不可避免的物理不对称性(如导线倾斜、局部贴地、不规则缠绕)会破坏这种对称性,导致共模干扰向差模干扰转化^[17-18],成为测量误差的主要因素。这种不对称性在导线从近塔垂直段向远地水平段的过渡阶段尤为显著。

下文将依次对导线-塔架、导线-导线及导线-大地(重点分析贴地/悬空不对称布线)这3类耦合路径进行建模与量化评估,以揭示各因素对测量误差的具体影响。

2.2 测量导线与电容器塔之间杂散电容

电流表双线测量回路与电容器塔之间杂散电容主要来自两个途径:

1)导线与各电位不同的塔架层之间形成的分布电容。由于塔架各层电位 U_{tower} 不同,且导线自身各点电位 U_{wire} 也存在差异,使得每个分布电容单元上的压差 $U_{\text{tower}} - U_{\text{wire}}$ 各不相同,共同构成容性泄漏电流的通道。

2)两根测量导线之间的分布电容^[19-20]。工程中因物理布局的不对称性(如引线不平行、桥臂微小失衡),会导致两根导线间产生变化的局部电位差。该电位差会驱动电流通过,使部分干扰转化为差模信号被电流表检测,从而直接造成测量误差。

2.3 测量导线与地之间杂散电容

测量导线与地之间的杂散电容是引入误差的另一重要因素。该电容的形成主要源于测量导线与大地参考平面之间的电位差。在交流系统下,导线上的电位快速交变,通过该容性通路会产生一个容性泄漏电流。此电流分量同样会被测量仪表所采集,从而叠加在真实的不平衡电流信号之上,造成被测电流值偏高。

3 基于COMSOL杂散电容仿真分析

3.1 子域模型的提出及仿真计算

为精确计算电流表导线在复杂电磁环境下的杂散电容,需建立包含高塔、垂直引下线及距地水平线在内的完整三维有限元模型^[21-22]。然而,该模型尺度跨度大,若进行一体化仿真,难以清晰辨识不同区段的耦合主导机制。为此,本文提出一种基于物理特性的几何分区等效建模方法,以在保证精度的前提下显著提升计算效率。

根据导线几何走向与邻近结构的差异,将完整的耦合路径分解为物理主导机制不同的子域。结构可分为3个子域:近塔垂直段、远地水平段和近塔垂直段向远地水平段的过渡段。

3.2 近塔垂直段的仿真与计算

参考图 1 电流表双测量导线的接线位置,塔架 7 层以上远离导线,与导线之间耦合杂散电容能力降低,且从理论角度分析,共模干扰起主导作用,故仿真建模仅保留电容器塔 7 层及以下部分。

模型导线在转向水平前截断,并在截断处施加浮动电位边界条件以模拟导线向无限远处延伸。建模采用 3D-AC/DC-静电场-稳态,通过物理场控制网格,并对导线、绝缘子法兰及微小构件采用扫掠精细划分^[23-24]。

对于由线性介质(空气)隔开的导体,其电容值 C 是一个固有的几何参数。该值只由导体的形状、大小、相对位置和周围的介质决定,而与导体上施加的电压绝对值无关,根据 $C=Q/U$ 计算电容值,仿真过程相当于用一台电容表去测量这个由几何结构决定的固有参数。

在计算电场时,施加迪利克雷边界条件以求解固定电势的电场解,即导线 A、导线 B 设为终端 1 V,电容器塔 1-7 层各自设为独立终端 0 V。

近塔垂直段导线由桥臂中性点近乎垂直向地面方向布线,且距离地面较远,此处可忽略垂直段导线对地电容的影响,将空气域 6 个外表面(模拟无穷远大地)作为接地端。建立 COMSOL 仿真模型见图 2。

为 COMSOL 仿真模型施加的边界条件以得到电流表布线路径上导线与各层电容器塔之间多导体电容矩阵,随后,需依据系统的实际测试电压,最终确定流经导线的位移电流。

系统加压的电位以大地为参考点。在电容器塔的首层端部施加 2 kV 的工频电压,由于塔内单元电容器的分压作用,首层(layer1)塔架电位 1 900 V,随层数增加电位逐层递减 200 V,电流表导线接于 layer 6 端部电容器,导线 A、导线 B 对地电位为 1 000 V。

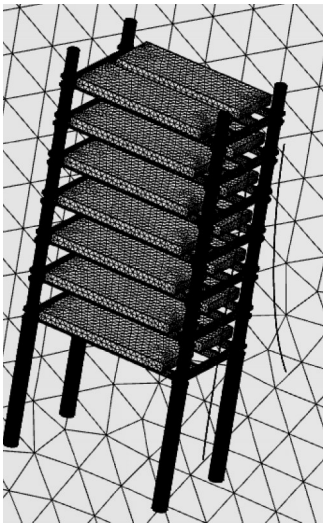


图2 近塔垂直段布线 COMSOL 模型图
Fig. 2 COMSOL model diagram of wiring for near-tower vertical section

建立导线布线路径对电容器塔架、大地以及导线之间的电压与电容分布图见图 3 及表 1。

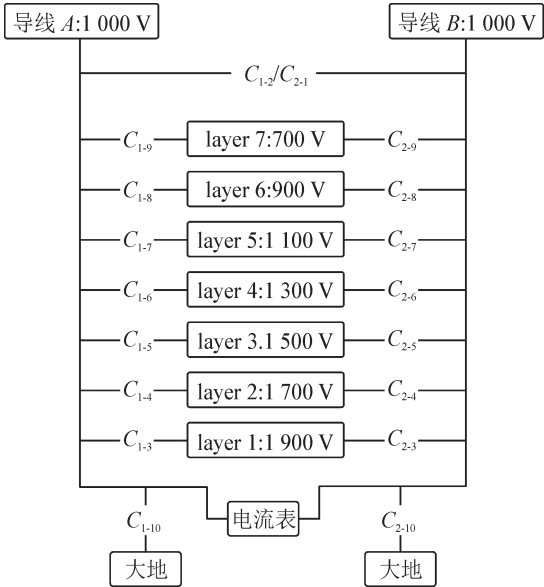


图3 布线路径电压与电容分布图
Fig. 3 Voltage and capacitance distribution diagram of wiring route

表1 布线路径多导体电容矩阵
Table 1 Capacitance matrix of multiple conductors in wiring route

10 ⁻¹⁰ F									
Maxwell	C_{i-1}	C_{i-2}	C_{i-3}	C_{i-4}	C_{i-5}	C_{i-6}	C_{i-7}	C_{i-8}	C_{i-9}
C_{1-j}	0.512 7	-0.015 0	-0.094 0	-0.057 0	-0.055 0	-0.053 0	-0.051 0	-0.045 0	-0.031 0
C_{2-j}	-0.015 0	0.451 5	-0.053 0	-0.047 0	-0.053 0	-0.054 0	-0.052 0	-0.045 0	-0.031 0
C_{3-j}	-0.094 0	-0.053 0	2.776 3	-1.695 0	-0.123 0	-0.057 0	-0.035 0	-0.026 0	-0.036 0
C_{4-j}	-0.057 0	-0.047 0	-1.695 0	3.876 7	-1.620 0	-0.090 0	-0.037 0	-0.022 0	-0.026 0
C_{5-j}	-0.055 0	-0.053 0	-0.123 0	-1.620 0	3.885 5	-1.617 0	-0.089 0	-0.038 0	-0.036 0
C_{6-j}	-0.053 0	-0.054 0	-0.057 0	-0.090 0	-1.617 0	3.887 1	-1.617 0	-0.090 0	-0.059 0
C_{7-j}	-0.051 0	-0.052 0	-0.035 0	-0.037 0	-0.089 0	-1.617 0	3.885 9	-1.621 0	-0.126 0
C_{8-j}	-0.045 0	-0.045 0	-0.026 0	-0.022 0	-0.038 0	-0.090 0	-1.621 0	3.877 1	-1.701 0
C_{9-j}	-0.031 0	-0.031 0	-0.036 0	-0.026 0	-0.036 0	-0.059 0	-0.126 0	-1.701 0	2.731 0

Maxwell 电容矩阵:对角线是导线、塔架的自电容,非对角线是导体之间负的互电容。

即:导线 A、B 与电容器塔 1-7 层之间的杂散电容分别对应表中 C_{1-3} - C_{1-9} 、 C_{2-3} - C_{2-9} ,导线 A 与导线 B 之间杂散电容为 C_{1-2}/C_{2-1} 。

电流表导线与各层电容器塔之间分布式杂散电容耦合电流计算公式^[25-26]为

$$I_{ij} = \sum_{j \neq i} C_{mij} \frac{d(U_i - U_j)}{dt} \quad (3)$$

对时间的求导运算(d/dt)在频域中等效于乘以 $j\omega$,公式为

$$I_{ij} = C_{mij} j\omega(U_i - U_j) \quad (4)$$

根据 $Q=CV$,推导出:

$$I_{ij} = j\omega Q_{couple} \quad (5)$$

则有:

$$|I_{couple}| = \omega |Q_{couple}| \quad (6)$$

式(3)-(6)中: I_{ij} 为导线与电容器塔耦合分布电流; C_{mij} 为导线对电容器塔多导体互电容矩阵,为 C_{ij} 互电容; U_i 为导线电位; U_j 为各层电容器塔电位; $\omega = 2\pi f$,其中 $f=50$ Hz; Q_{couple} 为导线上产生的电荷数; I_{couple} 为导线总耦合电流。

根据图 3,导线 A、导线 B 与电容器塔端口电压矩阵($i \neq j$)为

$$(U_i - U_j) = [0, -900, -700, -500, -300, -100, 100, 300]$$

对应本工程,导线 A 电荷计算公式为

$$Q_A = \sum_{j=2}^9 C_{m1j}(U_A - U_j) \quad (7)$$

注:为了初步评估共模干扰量级,假设导线 A 与导线 B 电位相同。

计算得出导线 A 所携带电荷数 Q_A 公式为

$$Q_A = C_{m12}(0) + C_{m2}(-900) + \dots + C_{m2}(300) \\ = -15.9214 \times 10^{-9} \text{ C}$$

同理,计算导线 B 所携带电荷数 Q_B 公式为

$$Q_B = C_{m23}(-900) + C_{m25}(-700) + \dots + C_{m29}(300) \\ = -11.4671 \times 10^{-9} \text{ C}$$

将计算得到的 Q_A 与 Q_B 分别代入式(6),可以得出:

$$|I_{couple-A}| \approx 2\pi \times |-15.9214 \times 10^{-9}| = 0.005 \text{ mA}$$

$$|I_{couple-B}| \approx 2\pi \times |-11.4671 \times 10^{-9}| = 0.0036 \text{ mA}$$

电流表两根导线上产生的不相等的泄漏电流 $|I_{couple-A}|$ 和 $|I_{couple-B}|$,其属于共模干扰,引入电流表的误差电流公式为

$$|I_{couple-A}| - |I_{couple-B}| = 0.0014 \text{ mA}$$

若不考虑导线 B 与电容器塔之间的耦合,引入

电流表的误差电流仅为 0.005 mA。

对比式(1)计算 0.083 mA 可以得出结论,导线与电容器塔之间共模干扰为主导,形成的杂散电容不足以引起电流表读数异常。故还需考虑导线耦合电流的其他路径。

3.3 电流表双导线之间耦合的仿真与计算

上文在式(7)理论计算导线电荷时,默认的导线 A 与导线 B 电位相同,但实际运行中桥臂无法做到的绝对平衡,导线间必然存在一定的电位差。为验证工频电压下,电容器组桥臂是否满足平衡条件,现场人员对桥臂 2 个中性点之间的电压进行了实际的测量。表 2 为实测 BP11 第 2 段桥差保护 2 个中性点之间电压差。

表 2 导线之间电压差
Table 2 Voltage difference between wires

BP11 第 2 段保护	相别	线间电压/V
第 1 组	A	0.162
	B	0.269
	C	0.226
第 2 组	A	0.276
	B	0.264
	C	0.161
第 3 组	A	0.137
	B	0.128
	C	0.138
第 4 组	A	0.194
	B	0.314
	C	0.133

由表 2 可知,电流表线间电压最大值 0.314 V 位于在 BP11 第 4 组 B 相,最小值 0.128 V 位于第 3 组 B 相。

参照式(3)-(7)计算得出电流表导线之间的耦合电流,公式为

$$|I_{couple-AB}| = \omega |C_{mAB}(U_A - U_B)| \quad (8)$$

结合表 1 的 A、B 导线间互电容值,表 2 实测线间电压最大与最小值,计算得出线间耦合电流范围 $|I_{couple-AB}|$ 在 $0.06 \times 10^{-3} \text{ mA} \sim 0.148 \times 10^{-3} \text{ mA}$,此电流对比式(1)计算 0.083 mA 可以忽略不计。

但这只是电流表导线近塔垂直段的耦合电容,本工程中,另一影响测量结果的因素在于:前述分析基于导线共模干扰主导情况。然而,在实际工程中,为便于接线或受空间所限,测量导线常出现局部的不规则绞合或缠绕。这种物理结构的改变会显著影响导线间的分布电容,可能引入新的差模干扰。

为定量评估此不确定因素的最大可能影响,下文将采用参数化与保守估计相结合的方法进行敏感性分析。

即设定一个合理的绞合长度,并取电容参数的上限值,以计算其可能产生的差模干扰电流上限,从而在与主导因素对比中,明确其影响的量级。

为评估此因素可能带来的影响,笔者进行一个保守估算:假设在电流表接线末端,有累计长度 $L_{\text{twist}} = 0.2 \text{ m}$ 的导线存在不规则绞合。参考标准 IEC 60227,此类导线单位长度的工作电容最大值约为 180 pF/m ^[27-28]。据此,产生的最大附加杂散电容 $C_{\text{wist}} = L_{\text{twist}} \times 180 \text{ pF/m} = 36 \text{ pF}$ 。结合表 2 中实测的最大线间电压差 0.314 V ,根据式(4)可计算出一个极端的差模干扰电流上限值 $|I_{\text{coupletwist}}| \approx 0.0036 \text{ mA}$ 。将该值与 3.4 节计算出的主导误差源——对地不对称干扰电流(0.083 mA)——进行对比,可见其量级不足后者的 5%。因此,尽管实际布线中不规则缠绕的程度具有不确定性,但基于上述参数化分析,其可能引入的误差量级远小于对地不对称布线产生的影响。

故本研究认定,导线不规则缠绕并非本次测量误差的主要因素,但其分析可作为工程现场追求更高测量精度时的一个校正方向。

3.4 导线对地不对称的差模干扰分析与量化

由于大地是一个巨大的导体参考面,导线-地之间杂散电容对布线高度的变化极为敏感,因此“贴地/悬空不对称布线”成为产生差模干扰电流的最主要因素。

在上文中引用“共模干扰”与“差模干扰”的概念,即电流表双导线相对整个系统,如果能做到绝对的对称,“共模干扰”起主导作用,那电流测量误差将被限制在一个极小的值,反之,对称性越差,“差模干扰”将导致测量越失真。

针对以上结论,提出一个观点,电流表导线 A 与导线 B 在距地水平布线时未同步,是否会产生一个较大的耦合电流。

参照图 1,在近塔垂直段向远地水平段的过渡阶段,导线 A 水平贴地、导线 B 经远地段倾斜向下向水平贴地过渡。

导线对地杂散电容随其离地高度的增加而呈单调递减趋势,衰减关系符合对数函数特征^[29-30],对于导线 B 从倾斜拐点至地面一定高度 h_b 的这一段,视作一段距地高度 h_b 的水平导线,高度 h_b 段需位于对数函数特征的水平渐近线,按上述思路,建立如图 4 所示仿真模型。

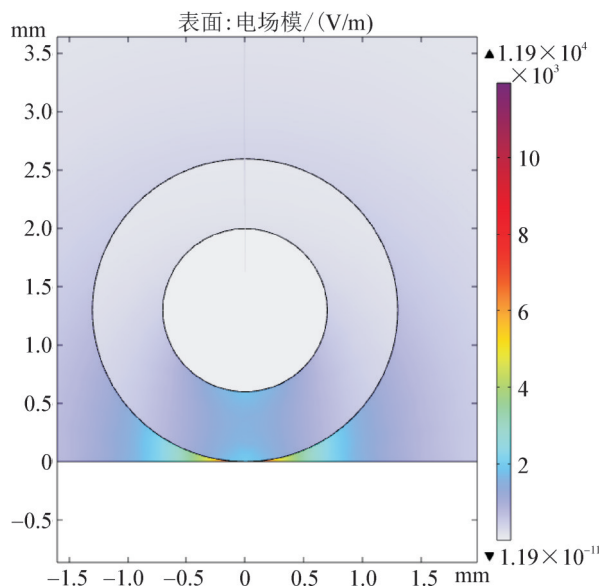


图4 导线对地杂散电容的2D仿真模型
Fig. 4 2D simulation model of wire-to-ground stray capacitance

建模采用 2D-AC/DC-静电场-稳态,物理场控制网格。导线直径 1.4 mm ,外皮厚度 0.6 mm ,外皮介电系数取 4(材质为聚氯乙烯)^[31-32]。内部圆模拟导线铜芯,外圆为绝缘皮,绝缘皮底部与地面贴合,施加迪利克雷边界条件^[33],铜芯终端 1 V ,外皮贴合的地面为接地端。仿真计算得出单位长度电容量 $C_g \approx 10.445 \times 10^{-11} (\text{F/m})$ 。

导线 A 对地单位长度电容量采用考虑导线镜像和绝缘层影响的经典模型,其单位长度电容近似公式为^[34-35]

$$C_g = \frac{2\pi\epsilon_0\epsilon_r}{\arccos h\left(1 + \frac{d}{a}\right)} \quad (9)$$

式中: C_g 为贴地导线对地单位长度电容量; d 为导线的绝缘层厚度,本文取值 0.6 mm ; a 为导线的金属芯线的半径,本文取值 0.7 mm ; ϵ_r 为导线绝缘材料的相对介电常数,本文取值 4。

参照式(9)代入参数,计算得出单位长度电容量: $C_g \approx 18.1 \times 10^{-11} \text{ F/m}$ 。

经典公式计算单位长度电容量结果为 104.45 pF/m ,有限元仿真单位长度电容量结果为 181 pF/m 。两者处于同一数量级(100 pF/m 量级),差异可能源于二维模型对绝缘层及边缘场的简化^[36]。尽管有绝对值差异,但仿真模型能正确反映电容随距离变化的趋势,对于后续的参数化扫描和趋势分析已经足够,从而增强了仿真结果的可靠性。

继续对模型进行参数化扫描(步长 0.001 m),求解导线对地不同高度下杂散电容的结果,见图 5 所示。

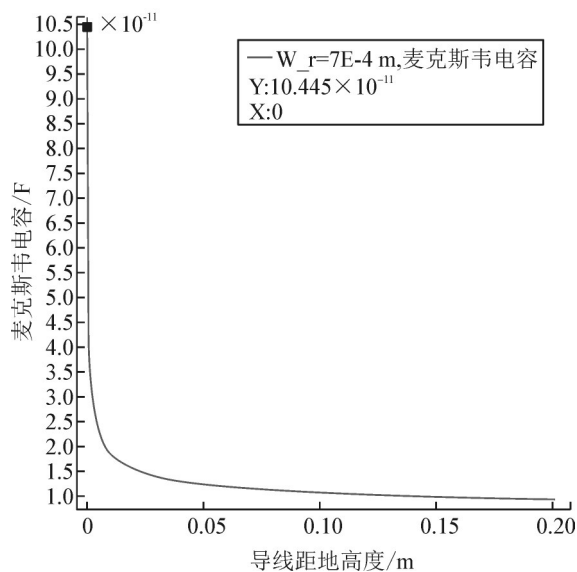


图5 导线对地杂散电容参数扫描
Fig. 5 Parameter sweep of wire-to-ground stray capacitance

由图5可知,导线-大地间单位长度电容量随距离变化梯度最大,双导线对地高度的不对称性是破坏测量回路对称性并产生显著差模干扰的最关键因素。

从图5可以清晰地看到,即使将导线抬高离地很短距离,也能极大降低对地电容;但超过一定高度后,效果不再显著。

导线对地单位长度电容量随导线对地高度变化率见表3。

表3 导线对地单位长度电容量随导线对地高度变化率
Table 3 The rate of change of capacitance per unit length of the wire to ground with respect to the conductor's height above the ground

导线距地高度/m	导线对地单位长度电容量/(F/m)	对地单位长度电容变化率/%
0	1.04E-10	0
0.001	4.12E-11	60.58
0.002	3.18E-11	69.54
0.003	2.75E-11	73.71
0.004	2.48E-11	76.24
0.005	2.30E-11	77.97
0.006	2.17E-11	79.25
0.007	2.06E-11	80.25
0.008	1.98E-11	81.06
0.009	1.91E-11	81.73
0.01	1.85E-11	82.29
0.011	1.80E-11	82.78
0.012	1.75E-11	83.21
⋮	⋮	⋮
0.05	1.23E-11	88.23
⋮	⋮	⋮
0.1	1.07E-11	89.79
⋮	⋮	⋮
0.2	9.35E-12	91.05

结合表3,导线对地单位长度电容量随导线对地高度变化率可知,导线距地高度0.007 m以后单位长度电容量变化趋于稳定,结合曲线当导线距地高度超过导线外径的10倍以后,再增加高度,对单位长度电容的降低效果就非常有限了。

假设过渡阶段导线A贴地(导线对地单位长度电容量104 pF/m),导线B水平距地高度>20 cm(导线对地单位长度电容量9.35 pF/m),此过渡长度为L(m),导线A和导线B的源端对地电位均约为 $V_d=1\ 000\text{ V}$,参照式(3)–(7)可以得出差模干扰电流 I_c 公式为

$$I_c = \omega L(C_A - C_B)U_d \quad (10)$$

式中: C_A 为贴地导线A对地单位长度电容量,F/m; C_B 为水平距地>20 cm导线B对地单位长度电容量,F/m。

分析导线贴地不对称长度L在3~10 m变化时,计算得出 I_c 近似变化范围为0.089~0.297 mA。

由于电流表测量的是回路电流,两根导线对地泄漏电流无法完全抵消,其差值将作为差模干扰电流被电流表检测到。

利用式(10)反推,当误差电流达到0.083 mA时,计算得出 $L \approx 2.79\text{ m}$,相对于本工程20 m测量导线,2.79 m的贴地/悬空不对称布线极易在实际测量时发生。

以上述2.79 m不对称接线为例,差模干扰电流 $I_c = 0.083\text{ mA}$,可计算电流表实测值,公式为

$$I_{\text{true}} \approx 0.297 + 0.014 + 0.003\ 55 + 0.083 \approx 0.398\text{ mA}$$

以此分析此时杂散电流引入占比:导线耦合塔电流(占比13.92%)、导线间耦合电流(占比3.53%)、贴地/悬空不对称布线耦合电流(占比82.55%)。

综上对电流表布线近塔垂直段、远地水平段、对地不对称段计算及仿真,误差由以上3段布线耦合至导线电流叠加而成,对地不对称段影响最大。

4 测量电压等效替代不平衡电流的测量

在第3章“仿真分析”中,通过近塔垂直段、远地水平段及对地不对称段的杂散电容仿真与量化计算,已明确导线对地不对称布线是引发差模干扰、导致电流测量误差偏大的核心因素,而在实际工程中,受换流站空间布局、施工操作精度等因素限制,测量导线完全对称布线难以实现,电流测量方式本质上无法规避不对称布线带来的杂散电容干扰。基于此,本文提出了采用测量桥差保护2个中性点电压替代电流值方案。

施加 $U_s = 2 \text{ kV}$ 工频电压,计算等效不平电压 U_{real} 公式为

$$\frac{I_c}{I_N/4} = \frac{U_s}{U_{\text{real}}} \quad (11)$$

式中: I_c 为电容器组穿越电流(由装置给出的基波电压及系统电容计算得出),本文取值 126.8 A ; U_{real} 为电流表端口电压测量限值。

参数代入式(11),计算得出:

$$U_{\text{real}} \approx 0.552 \text{ V}$$

前文指出本次测量导线长度约 $L \approx 20 \text{ m}$, 截面积 $A = 1.5 \text{ mm}^2$, 导线电阻计算公式为

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad (12)$$

式中, ρ 为铜电阻率 $1.724 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$ ^[37]。计算得出 20 m 铜导线电阻约 0.23Ω 。

基于前文计算的导线耦合电流 0.133 mA , 可以得出, 杂散电容耦合电流在导线上叠加电位约 0.0306 mV , 对于 U_{real} 为 0.552 V 的数量级, 几乎不会引起测量误差。

相比之下, 本文提出的通过测量桥差保护两个中性点电压以等效计算不平衡电流的方案, 则能从原理上有效规避杂散电容的干扰^[38-39]。其根本原因在于: 电压测量回路的输入阻抗极高(通常为兆欧级), 流入测量装置的电流极小(微安级)^[40-41]。因此, 由杂散电容耦合产生的容性泄漏电流绝大部分被高输入阻抗“阻挡”在测量回路之外, 无法形成有效的干扰电流。此时, 杂散电容的效应主要表现为对测量端口产生一个极微弱的分流, 其引入的误差远低于直接电流测量法, 可以忽略不计。

本文通过量化分析表明, 在所述工程场景下, 导线对地不对称布线引入的差模干扰是测量误差的主要来源, 而导线-塔架耦合等共模干扰影响甚微^[42-44]。

本工程最终测量方案采用测量端口电压以替代测量端口电流, BP11 第 2 段桥差保护导线之间电压值见表 2, 测量值均满足设备运行要求, 后续安全投运已验证替代方案可行。

5 结语

滤波电容器组的桥差不平衡电流保护是保障高压直流输电系统安全稳定运行的关键环节。本文通过理论分析、建模仿真与工程实例, 深入探讨了调试阶段因测量导线杂散电容耦合导致的差模干扰问题, 并提出了相应的解决方案。

桥差保护的動作判据直接依赖于不平衡电流的大小, 这决定了直接测量该电流是实现保护功能

的必然选择。然而, 本文研究证实, 测量回路的规范操作是保证测量准确性的前提, 为确保电流测量值的真实可靠, 在投运前的调试中必须严格执行规范化要求。

基于全文对杂散电容耦合机理的深入分析与工程验证, 本研究为直流输电工程交流滤波电容器桥差保护的调试工作提出以下系统性优化意见, 以提升测量准确性、验收效率及运维可靠性^[45]:

1) 测量导线的布线应尽可能保持物理对称, 减少因导线对电容器塔、对地以及导线间杂散电容不对称而产生的差模干扰。

2) 严禁导线的不规则缠绕或绞合, 以消除由此引入的额外分布电容和差模干扰。

3) 在整个测量回路中, 尽量避免测量导线贴地或者贴地/悬空不对称布线情况。

4) 为测量导线增设屏蔽层并将其妥善接地, 可有效旁路杂散电容的耦合电流, 是从物理结构上抑制干扰的有效措施。

直接电流测量仍是桥差保护最核心的监测方式, 但其可靠性高度依赖于测量的规范化操作^[46]。本文不仅强调了严格遵循对称布线等规程的重要性, 也验证了电压法^[47]作为一项高效辅助工具的实用价值。这套“以规范电流测量为主体, 以电压验证为辅助”的综合方法, 可为不同规格换流站的调试与运维提供统一的杂散电容量化工具与误差评估依据, 显著提升投运前验收效率与运行中故障诊断的准确性^[48]。

参考文献

- [1] 高磊, 张慧媛, 许军, 等. 海上柔性直流输电系统的宽频带振荡非同时性研究[J]. 电测与仪表, 2024, 61(7): 50-56.
GAO Lei, ZHANG Huiyuan, XU Jun, et al. Asynchronous characteristics research of wideband oscillation in offshore windfarms connected to MMC-HVDC[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(7): 50-56.
- [2] 梁旭明, 张平, 常勇. 高压直流输电技术现状及发展前景[J]. 电网技术, 2012, 36(4): 1-9.
LIANG Xuming, ZHANG Ping, CHANG Yong. Recent advances in high-voltage direct-current power transmission and its developing potential[J]. Power System Technology, 2012, 36(4): 1-9.
- [3] 张保会, 尹项根. 电力系统继电保护[M]. 第2版. 北京: 中国电力出版社, 2005.
- [4] 高压直流输电系统用并联电容器及交流滤波电容器: GB/T 20994—2007[S]. 2007.
Shunt capacitors and AC filter capacitors for HVDC trans-

- mission systems:GB/T 20994—2007[S]. 2007.
- [5] 李晓杰,时伟光. 特高压长治站并联电容器组桥差不平衡电流运行分析[C]//2010输变电年会. 2010.
 - [6] 李梓玮,许丽娟. 基于概率神经网络的直流滤波器电容器开路故障定位方法[J]. 电测与仪表, 2024, 60(1): 48-56.
LI Ziwei, XU Lijuan. Open-circuit fault location method of DC filter capacitor based on probabilistic neural network[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 60(1): 48-56.
 - [7] ZHANG Y, LI H, ZHANG B. Enhanced current differential protection for HVDC grid based on bergeron model: a parameter error tolerable solution[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(3): 1869-1881.
 - [8] ESKANDARI M, RASHIDINEJAD M, GOLSHANNAVAZ S. Protection of multi-terminal HVDC grids: a comprehensive review[J]. Energies, 2022, 15(24): 9552.
 - [9] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 第2版. 北京: 中国电力出版社, 2011.
 - [10] LI R, XU L, YAO LZ. Protection of nonpermanent faults on DC overhead lines in MMC-based HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(4): 2156-2163.
 - [11] 张三慧. 大学物理学-电磁学[M]. 第3版. 北京: 清华大学出版社, 2008.
 - [12] 梁曦东. 高电压工程[M]. 第2版. 北京: 清华大学出版社, 2003.
 - [13] 高压并联电容器装置保护导则: DL/T 1415—2015 [S]. 2015.
Guide for the protection of high voltage shunt capacitor in stallations; DL/T 1415—2015 [S]. 2015.
 - [14] 陈彬, 万妮娜, 梁旭, 等. 高频磁性元件的电磁场仿真实验研究与探讨[J]. 高压电器, 2024, 60(11): 49-56.
CHEN Bin, WAN Nina, LIANG Xu, et al. Research and discussion on simulation experiment of electromagnetic field of high-frequency magnetic component[J]. High Voltage Apparatus, 2024, 60(11): 49-56.
 - [15] 邱关源(原), 罗先觉(修订). 电路[M]. 第5版. 北京: 高等教育出版社, 2006.
 - [16] 冯慈璋, 马西奎. 工程电磁场导论[M]. 北京: 高等教育出版社, 2000.
 - [17] PAUL C R. Introduction to electromagnetic compatibility [M]. 2nd ed. Hoboken, N. J. John Wiley & Sons, 2006.
 - [18] 刘坤雄, 张小庆, 赵铭, 等. 基于CVT宽频传递模型的杂散电容分步辨识方法[J]. 高压电器, 2024, 59(12): 55-62.
LIU Kunxiong, ZHANG Xiaoqing, ZHAO Ming, et al. Step-wise identification method of stray capacitance based on wideband transfer model of CVT[J]. High Voltage Apparatus, 2024, 59(12): 55-62.
 - [19] 谢处方. 电磁场与电磁波[M]. 第5版. 北京: 高等教育出版社, 2019.
 - [20] PAUL C R. Analysis of multiconductor transmission lines [M]. 2nd ed. Hoboken, N. J.: John Wiley - IEEE Press, 2007.
 - [21] 谢龙汉, 蔡明京. COMSOL Multiphysics 多物理场耦合仿真应用详解[M]. 北京: 清华大学出版社, 2019.
 - [22] 刘斌. 多物理场仿真从入门到精通[M]. 北京: 电子工业出版社, 2021.
 - [23] 张永苍, 李振宇. 精通 COMSOL Multiphysics 多物理场仿真[M]. 北京: 机械工业出版社, 2020.
 - [24] 常波, 张启哲, 王胜辉, 等. 动车组车顶隔离开关用支柱绝缘子污秽状态下的电场分布特性研究[J]. 电测与仪表, 2024, 61(4): 81-85.
CHANG Bo, ZHANG Qizhe, WANG Shenghui, et al. Research on the electric field distribution characteristics under polluted condition of EMU roof isolation switch post insulators[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(4): 81-85.
 - [25] COLLIN R E. Field theory of guided waves[M]. 2nd ed. New York: Ieee Press, 1991.
 - [26] COOK, R. D., MALKUS, D. S., PLESHA, et al. Concepts and applications of finite element analysis[M]. John Wiley & Sons. 2002.
 - [27] Polyvinyl chloride insulated cables of rated voltages up to and including 450/750 V —Part 1: General requirements: IEC 60227—1:2022 [S]. 2022.
 - [28] 王卫东. 电力电缆设计与故障分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2016.
 - [29] WILLIAM H. HAYT, JOHN A. BUCK. Engineering electromagnetics[M]. 8th ed. New York: McGraw-Hill, 2011.
 - [30] DAVIDSON D B. Computational electromagnetics for RF and microwave engineering[M]. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2010.
 - [31] 机械工业出版社. 电工材料手册 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2018.
 - [32] 电缆和光缆绝缘和护套材料通用试验方法 第11部分: 通用试验方法. 厚度和外形尺寸测量. 机械性能试验: GB/T 2951.11—2020[S]. 2020.
Common test method for insulating and sheathing materials of electric and optical cables—Part 11: Methods for general Application. measurement of thickness and overall dimensions. tests for determining the mechanical properties: GB/T 2951.11—2020[S]. 2020.
 - [33] VOLAKIS J L, KEMPEL L C. Finite element method for electromagnetics: antennas, microwave circuits, and scattering applications[M]. new york: ieee press, 1998.
 - [34] 解广润. 高压静电场[M]. 第3版. 北京: 中国电力出版社,

- 2017.
- [35] JIN, M J. The finite element method in electromagnetics [M]. 3rd ed. Hoboken: Wiley-Ieee Press, 2014.
- [36] 李永福,陈立斌,惠君伟,等. 基于EPSA-YOLOv5电力高空作业安全带佩戴检测[J]. 西安工程大学学报, 2024, 38(2): 18-25.
- LI Yongfu, CHEN Libin, HUI Junwei, et al. Safety belt wearing detection for electric aloft work based on EPSA-YOLOv5[J]. Journal of Xi'an Polytechnic University, 2024, 38(2): 18-25.
- [37] 王书征,李沛林,杨军伟,等. 改进巴氏距离算法下混合级联直流输电纵联阻抗保护优化[J]. 西安工程大学学报, 2024, 38(2): 9-17.
- WANG Shuzheng, LI Peilin, YANG Junwei, et al. Optimization of longitudinal impedance protection for hybrid cascaded HVDC transmission under improved Bhattacharyya distance algorithm[J]. Journal of Xi'an Polytechnic University, 2024, 38(2): 9-17.
- [38] 张智光,倪秋龙,廖培,等. 计及新能源消纳的地区电网无功电压优化控制策略[J]. 浙江电力, 2023, 42(1): 46-53.
- ZHANG Zhiguang, NI Qiulong, LIAO Pei, et al. An optimal reactive voltage control strategy for regional power grids considering new energy consumption[J]. Zhejiang Electric Power, 2023, 42(1): 46-53.
- [39] 苏田田,路茂增,马新喜,等. MMC器件损耗分布与电容电压纹波综合优化方法[J]. 电力工程技术, 2024, 43(3): 32-41.
- SU Tiantian, LU Maozeng, MA Xinxi, et al. Integrated optimization of loss distribution and capacitor voltage ripple for MMC devices[J]. Electric Power Engineering Technology, 2024, 43(3): 32-41.
- [40] NILSSON, J. W., AND RIEDEL, S. A. Electric circuits[M]. 11th ed. London: Pearson, 2018.
- [41] HOROWITZ P, HILL W. The art of electronics[M]. 3rd ed. Cambridge: cambridge university press, 2015.
- [42] Ott, W H. Electromagnetic compatibility engineering[M]. Hoboken: Wiley, 2009: 245-270.
- [43] 邹澎,马力,周晓萍. 电磁兼容原理、技术和应用[M]. 第2版. 北京:清华大学出版社, 2014: 074.
- [44] IEC 61000-4-6: 2023. Electromagnetic compatibility (EMC) -Part 4-6: Testing and measurement techniques-Immunity to conducted disturbances, induced by radio-frequency fields[S]. 2023.
- [45] 继电保护和电网安全自动装置检验规程: DL/T 995—2016[S]. 2016.
- Testing regulations on protection and stability control equipment: DL/T 995—2016[S]. 2016,
- [46] 金恩淑,张双双,胡晓晨,等. 基于测量电压弗雷歇距离的柔性直流配电线路保护[J]. 电力工程技术, 2024, 43(6): 142-152, 182.
- JIN Eshu, ZHANG Shuangshuang, HU Xiaochen, et al. Flexible DC distribution line protection based on measuring voltage Fréchet distance[J]. Electric Power Engineering Technology, 2024, 43(6): 142-152, 182.
- [47] 陈化钢. 电力设备预防性试验方法及诊断技术[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2009.
- [48] 范伟欣,李开成,陈浩,等. 基于TMR传感器阵列与数值积分的电流测量技术研究[J]. 电测与仪表, 2024, 61(5): 204-211.
- FAN Weixin, LI Kaicheng, CHEN Hao, et al. Research on current measurement technology based on TMR sensor array and numerical integration[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(5): 204-211.

作者简介:

张友安(1987—),男,工程师,主要从事电压并联电容器设计工作。E-mail:357428810@qq.com。

石彬(1982—),男,高级工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计研发工作。

陈德玲(1986—),女,工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计研发工作。

王希(1992—),女,工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计研发工作。

王亚玲(1986—),女,工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计研发工作。

张成成(1986—),女,工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计及市场管理工作。

魏春茹(1999—),女,助理工程师,主要从事电力电容器无功补偿设计及产品工艺工作。