

《四川电力技术》
编辑委员会

主任委员 刘 勇

副主任委员 王 平

刘俊勇

委 员 (按姓氏笔画笔形为序)

丁理杰 邓亚军 甘德刚

田立峰 李镇义 朱国俊

朱 康 刘天琪 苏少春

杨子辛 肖 红 吴广宁

余 熙 邹见效 陈 纓

胡 灿 袁邦亮 徐 波

董秀成 韩晓言 曾嘉志

秘 书 李世平

程文婷

四川电力技术

双月刊 1978 年创刊

中国标准连续出版物号:

ISSN1003-6954

CN51-1315/TM

2020 年第 43 卷第 1 期(总 265 期)

主管单位:四川省电力公司

主办单位:四川省电机工程学会

四川电力科学研究院

发行范围:公开

主 编:陈 纓

副 主 编:程文婷

编辑出版:《四川电力技术》编辑部

发 行:四川电力科学研究院

地 址:成都市锦晖西二街 16 号

邮政编码:610041

电话:(028)69995169,69995168,69995165

E-mail:cdscdljs@163.com

印 刷:四川科锐得文化传播有限公司

封面设计:成都宏泰广告有限公司

国内定价:每册 6.00 元

[期刊基本参数]CN51-1315/TM*1978*

b*A4*94*zh*P*¥6.00*3000*18*

2020-2

目 次

· 高压技术 ·

基于 IEEE Std 80 与 GB/T 50065 的变电站接地差异分析

..... 张 顺,许 斌,曹 亮(1)

基于线性拟合和差值补偿的跳线计算方法研究

..... 李铁鼎,雷雨泽,程述一,刘文勋,周古月(6)

海上风电送出交流高压单芯电缆并联通流特性研究

..... 李浩原,周国梁,李文津,刘 超(12)

特高压交流输电线路电气不平衡度及换位研究

..... 陈麒麟,罗楚军,李 健,刘文勋,张 瑚,但京民(17)

基于频域反射法的高压电缆外破故障定位研究

..... 马 骁,刘云龙,余华兴,顾 博,张午阳,黄会贤(22)

发电厂 500 kV GIS 升压站主变压器合闸过电压分析

..... 刘守豹,侯玉成,童 理,赵宇航(26)

弹簧应力松弛对 GIS 故障关合接地开关关合特性的影响研究

..... 朱 青,刘 波,李万民,曹亚钊(31)

· 新能源装备及其并网 ·

新能源汇集的多端柔性直流系统运行方式及控制策略分析

..... 周登钰,张新燕,赵理威,王开泽,孙 凯,王志浩(35)

促进新疆新能源消纳中电化学储能容量需求分析..... 闫广新,林雪峰(40)

电压暂降期间工业园区分布式风机转子电流动态响应及其灵敏度分析

..... 许 中,莫文雄,马智远,周 凯(45)

· 经验交流 ·

基于 Stachelberg 博弈的光伏增值服务定价模型..... 贾楚蕴,李华强(52)

一起线路故障引发站内设备故障的多重电网故障分析

..... 苟小刚,段 然,崔明德(59)

一起变压器 M 型有载分接开关事故的分析

..... 谢 茜,刘 睿,张宗喜,冯 运,龙震泽,白 欢(63)

某 500 kV 组合电器断路器分闸不到位故障发现及分析

..... 张仕民,李卫伟,杨 洋,时士峰,蔡英俊,陈安明,岳小斌,李 坚,周 旭,卢贵有(67)

浅谈变电站老旧二次设备的改造方案及改进 姚 亮,凌 岩,孙晓龙(72)

基于泛在电力物联网理念的电力工作现场安全远程稽查系统建设与应用

..... 姚锦松,周伟绩,印 欣,刘博文(77)

基于互易原理的电流互感器校验仪准确性试验分析

..... 刘 刚,艾 兵,刘 鹏,张杰夫,张福州,何 娜(82)

燃煤锅炉用户电能替代方案对比研究..... 唐 虎,崔 浩,陈爱伦,谢婷婷(88)

CONTENTS

• High Voltage Technology •

Difference Analysis of Substation Grounding Based on IEEE Std 80 and GB/T 50065 Zhang Shun, Xu Bin, Cao Liang(1)

Research on Calculation Method of Jumper Based on Linear Fitting and Difference Compensation
..... Li Tieding, Lei Yuze, Cheng Shuyi, Liu Wenxun, Zhou Guyue(6)

Research on Current – carrying Characteristics of Parallel Connected AC High – voltage Single – core Cable Applied in Offshore Wind Power Transmission
..... Li Haoyuan, Zhou Guoliang, Li Wenjin, Liu Chao(12)

Research on Electrical Unbalance and Transposition of UHVAC Transmission Lines
..... Chen Qiren, Luo Chujun, Li Jian, Liu Wenxun, Zhang Hu, Dan Jinmin(17)

Research on Fault Location of External Broken in High – voltage Cable Based on Frequency Domain Reflection Method
..... Ma Xiao, Liu Yunlong, Yu Huaxing, Gu Bo, Zhang Wuyang, Huang Huixian(22)

Analysis on Switching Overvoltage of Main Transformer in 500 kV GIS Booster Station of Power Plant
..... Liu Shoubao, Hou Yucheng, Tong Li, Zhao Yuhang(26)

Research on Effect of Spring Stress Relaxation on Shut Properties of GIS Faults Closing Earthing Switches
..... Zhu Qing, Liu Bo, Li Wanmin, Cao Yazhao(31)

• Renewable Energy Equipment and Paralleling Operation •

Analysis on Operation Mode and Control Strategy of Multi – terminal Flexible DC System in Renewable Energy Collection
..... Zhou Dengyu, Zhang Xinyan, Zhao Liwei, Wang Kaize, Sun Kai, Wang Zhihao(35)

Capacity Demand Analysis of Electrochemical Energy Storage for Accommodating New Energy in Xinjiang Power Grid
..... Yan Guangxin, Lin Xuefeng(40)

Rotor Current Dynamic Response and Sensitivity Analysis of Distributed Wind Turbine under Voltage Sag in Industrial Park
..... Xu Zhong, Mo Wenxiong, Ma Zhiyuan, Zhou Kai(45)

• Experience Sharing •

PV Value – added Service Pricing Model Based on Stand – alone Stachelberg Game
..... Jia Chuyun, Li Huaqiang(52)

A Detailed Analysis on Complex Power Grid Accident Caused by A Fault of 35 kV Line in Substation Gou Xiaogang, Duan Ran, Cui Mingde(59)

Analysis on A Transformer Accident Using M – type On – load Tap Changer
..... Xie Qian, Liu Rui, Zhang Zongxi, Feng Yun, Long Zhenze, Bai Huan(63)

Analysis on Opening Failure of A 500 kV GIS Breaker
..... Zhang Shimin, Li Weiwei, Yang Yang, Shi Shifeng, Cai Yingjun, Chen Anming, Yue Xiaobin, Li Jian, Zhou Xu, Lu Guiyo(67)

Discussion on Renovation Scheme of Old and Deteriorating Secondary Equipment in Substation and Its Improvement
..... Yao Liang, Ling Yan, Sun Xiaolong(72)

Construction and Application of Remote Security Inspection System in Work Site Based on Concept of Ubiquitous Electric Internet of Things
..... Yao Jinsong, Zhou Weiji, Yin Xin, Liu Bowen(77)

Test Analysis on Accuracy of Current Transformer Calibrator Based on Reciprocity Principle
..... Liu Gang, Ai Bing, Liu Kun, Zhang Jiefu, Zhang Fuzhou, He Na(82)

Research and Comparison of Electric Energy Substitution Schemes for Coal – fired Boiler Users Tang Hu, Cui Hao, Chen Ailun, Xie Tingting(88)

SICHUAN ELECTRIC POWER
TECHNOLOGY

2020 Vol. 43 No. 1
(Ser. No. 265)

Bimonthly, Started in 1978

Address: No. 16, 2ND Jinhui West Street, Chengdu, Sichuan,
China

Postcode: 610041

Sponsor:
Sichuan Society of Electrical Engineering
Sichuan Electric Power Research Institute
Editor in chief: Chen Ying
Editor & Publisher:
Editorial Department of SICHUAN ELECTRIC POWER
TECHNOLOGY

基于 IEEE Std 80 与 GB/T 50065 的 变电站接地差异分析

张 顺,许 斌,曹 亮
(中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司,湖北 武汉 430071)

摘 要:随着中国电力设计企业在海外变电工程业务的逐年增多,接地网设计标准的差异在国际电力工程建设的执行过程中成为日益凸显的问题。在分析比较了 IEEE std 80 和 GB/T 50065 的基础上,给出了两本规范在接地导体的选择、接地判据侧重点以及分流系数计算方法上存在的异同点。同时详细分析了接地导体截面选择、接地电阻、接触电势、跨步电压等在计算结果上存在差异的内部原因。以海外某变电站接地网设计为例,详细比较了以上差异,为国内电力工程师在进行国外变电站接地网设计时提供标准选择方法。

关键词:接地导体;接地电阻;跨步电压;接触电势;分流系数

中图分类号:TM862 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0001-05

Difference Analysis of Substation Grounding Based on IEEE Std 80 and GB/T 50065

Zhang Shun, Xu Bin, Cao Liang
(Central Southern China Electric Power Design Institute Co. , Ltd. of China Power
Engineering Consutting Group,Wuhan 430071 , Hubei, China)

Abstract:With the development of overseas power transformation projects by Chinese power design companies year after year, the differences in design standards for grounding grids have become increasingly prominent issues in the implementation of international power project construction. Based on the analysis of IEEE std 80 and GB/T 50065, the similarities and differences between the two specifications in the selection of grounding conductors, the grounding criteria and the calculation method of shunt coefficients are presented. At the same time, the internal causes of the differences in the calculation results such as cross-section selection, grounding resistance, touch potential difference and step potential difference of the grounding conductor are analyzed in detail. Taking the design of grounding grid in a substation abroad for example, the above differences are compared in detail to provide a standard selection method for power engineers when designing a grounding grid for a foreign substation.

Key words:grounding conductor; grounding resistance; step potential difference; touch potential difference; current division factor

0 引 言

在国家“十三五”规划转变经济发展模式的政策背景以及“一带一路”的推动下,国内工程公司都在积极拓展国外市场。尤其是近年来国家电网公司构建全球能源互联网已经从战略构想阶段进入落地实施阶段,必将进一步扩大国内电力设计院海外电力设计市场。变电站接地网是保证变电站电气设备

安全可靠运行、工作人员人身安全的重要设施。然而国外接地网设计采用标准与国内标准存在差异,弄清楚国内外接地标准差异的内部原因将极大地提高设计院工作效率,拓宽工作思路,进而提高本行业在电力建设技术领域的国际竞争力。

文献[1]在接地导体截面的选择、接地电阻值计算、接触电势与跨步电压计算等3个方面进行了差异比较,但没有指明国内外标准在接地设计判据上的侧重点,没有从更深层次的原理上分析两标准存在差异的原因。文献[2]依据牵引变电站接地网

设计,详细分析了国内外接地标准在接地电阻值计算、接触电势跨步电压限值两方面的差异,但其忽略了接地导体在接地标准中的差异,显然接地导体的选择是接地网设计的基础,该项选择将影响变电站建设的工程量甚至后期变电站的安全可靠运行。

下面从接地导体截面的选择、接地判据的侧重点、电流分流系数等方面进行了深层次的分析,给出了 IEEE Std 80^[3] 和 GB/T 50065^[4] 两标准存在的差异以及存在这些差异的内部原因,为设计工程师在比较国内外接地标准差异时提供了便利。

1 接地装置导体的选择方法比较

每一接地系统的元件,包括地网导体、连接、连接导线和所有的主电极,IEEE Std 80 和 GB/T 50065 都规定了其设计应该符合装置的预期寿命要求,即在选择接地装置导体的材质和截面时,应满足热稳定校验要求,同时需考虑设计使用年限内土壤对其的腐蚀影响。

可以发现两本规范在导体选择的基本原则上是一致的,但是在热稳定校验的方式上存在差异。两本规范的热稳定校验都是在式(1)上化简而来的。

$$I_g = A_{mm^2} \sqrt{\left(\frac{TCAP \cdot 10^{-4}}{t_c \alpha_r \rho_r}\right) \ln\left(\frac{K_0 + T_m}{K_0 + T_a}\right)} \quad (1)$$

式中: A_{mm^2} 为导体截面积; T_m 为导体最大许可温度; T_a 为环境温度; T_r 为材料常数的参考温度; α_r 为参考温度 T_r 时电阻率的温度系数; ρ_r 为参考温度 T_r 时接地导体的电阻率; K_0 为 $1/\alpha_0$ 或 $(1/\alpha_r) - T_r$; t_c 为电流的持续时间;TCAP 为每单位体积的热容量。

1.1 IEEE Std 80 热稳定校验方法

IEEE Std 80 中规定,接地导体(线)的最小截面可按式(2)的简化公式计算:

$$A_{mm^2} \geq I_g \times K_f \sqrt{t_c} \quad (2)$$

根据式(1)、式(2)可知:

$$K_f = 1/\sqrt{\left(\frac{TCAP \cdot 10^{-4}}{\alpha_r \rho_r}\right) \ln\left(\frac{K_0 + T_m}{K_0 + T_a}\right)} \quad (3)$$

1.2 GB/T 50065 热稳定校验方法

GB/T 50065 中规定,接地导体(线)的最小截面应符合式(4)的要求:

$$A_{mm^2} \geq \frac{I_g}{C} \sqrt{t_c} \quad (4)$$

根据式(1)、式(4)可知:

$$\frac{1}{C} = 1/\sqrt{\left(\frac{TCAP \cdot 10^{-4}}{\alpha_r \rho_r}\right) \ln\left(\frac{K_0 + T_m}{K_0 + T_a}\right)} \quad (5)$$

1.3 两种热稳定校验方法的异同

考虑到 t_c 是短路电流的持续时间,其主要与电力系统的二次保护时间有关,不是接地规范考虑的重点,因此比较两本规范的热稳定校验公式可以发现,其主要区别是短路入地电流 I_g 和接地材料的热稳定系数 $K_f(1/C)$,这里主要讨论接地材料的热稳定系数差异,短路入地电流 I_g 的计算差异将在第3节中讨论。

通过 1.1 节和 1.2 节对接地材料热稳定系数 $K_f(1/C)$ 的比较,可以发现两者在公式计算上并无差异,然而归纳总结两本规范中已给出的相关接地材料热稳定系数,如表 1 所示(为方便比较,表中已进行了单位换算,与标准中的系数不一致),可以发现 IEEE Std 80 中的接地材料热稳定系数比 GB/T 50065 中的要小,这是由于两标准在最大许可温度 T_m 上的选取有差异。

表 1 接地材料热稳定系数比较

材料	IEEE Std 80		GB/T 50065	
	$T_m/^\circ\text{C}$	K_f	$T_m/^\circ\text{C}$	$1/C$
退火铜	1083	7	700	7.93
铜镀钢	1084	14.64	700	16.59

GB/T 50065 中考虑了接地导体连接处放热焊的最大允许温度,例如铜和铜覆钢可根据土壤腐蚀的程度分别取 900 $^\circ\text{C}$ 、800 $^\circ\text{C}$ 和 700 $^\circ\text{C}$;钢和铝材的最大允许温度可分别取 400 $^\circ\text{C}$ 和 300 $^\circ\text{C}$ 。而在 IEEE Std 80 中 K_f 的计算值是按照材料本身所能允许的最大温度来考虑的,因此计算所得的接地材料热稳定系数 IEEE Std 80 的标准会比 GB/T 50065 的要小,自然计算所得的导体最小截面积 IEEE Std 80 的标准会比 GB/T 50065 的要小。但这并不意味着 IEEE Std 80 标准不保守甚至不准确,需要注意的是,IEEE Std 80 中还规定了在地网中,地上和地下的所有连接都应被评估,以便达到所用导体的全面要求,即电导率、耐腐蚀性、通流量和机械强度。这些连接点应足够大以便保持其温升低于导体的温升,并能抵御热效应的影响。显然,IEEE Std 80 是定性地说明了需要考虑接地材料连接点的电导率、耐腐蚀性、通流量和机械强度;而 GB/T 50065 则是根据经验公式定量地给出了接地材料连接点的电导率、耐腐蚀性、通流量和机械强度。

2 接地设计判据的侧重点比较

2.1 国内外接地标准判据侧重点

中国变电站的接地设计必须符合 GB/T 50065

—2011《交流电气装置的接地设计规范》中有关接地的要求。其规定,接地电阻、接触电位差和跨步电位差在四季中均应符合相关要求^[4]。

而国外接地设计则多要求符合 IEEE Std 80—2013 的规定。其规定侧重点在于接触电位差和跨步电位差在四季中均应符合相关要求。

中国对接地设计,要求通过计算获得的接地电阻值和地电位升高要在给定的限值以内,要求的地电位升限值为 2 kV 或者 5 kV,相应的接地网的接地电阻宜符合式(6)要求:

$$R \leq 2000/I_G \quad (6)$$

由于中国电网的发展,系统短路容量迅速扩大,式(6)已很难满足要求,在采取相关措施后,地电位升限值可提高为 5 kV。

IEEE Std 80 标准中虽然给出了接地电阻的计算方法,同时还规定了大型的系统变电站接地电阻可限制在 1 Ω 左右,但并没有将接地电阻作为设计考核的依据,其考核判据是变电站所计算的最大接触电势和最大跨步电压不超越其所规定的限值,该限值的计算是通过人体所能耐受的程度上来计算的。

2.2 接地电阻的计算方法

GB/T 50065 中给出了均匀土壤中水平接地极为主边缘闭合的复合接地网的接地电阻计算公式为

$$R_n = \alpha_1 R_e \quad (7)$$

式中: R_n 为任意形状边缘闭合接地网的接地电阻; R_e 为等值(等面积、等水平接地极总长度)方形接地网电阻; α_1 为水平接地网的形状系数(关于水平地网的面积 S 和接地网外缘边线总长度 L_0 的方程)。 R_e 的计算原理是将接地网等效为一个圆盘接地极,进而计算圆盘的接地电阻,然后通过内插法将圆盘接地电阻值等效转化为方形接地网的接地电阻。

IEEE Std 80 中是采用先独立计算出水平接地网和垂直接地极的自电阻系数 R_1 和 R_2 ,然后计算水平接地体和垂直接地体的互电阻系数 R_{12} ,最后通过式(8)计算系统总电阻 R_g 。

$$R_g = \frac{R_1 R_2 - R_{12}^2}{R_1 + R_2 - 2R_{12}} \quad (8)$$

仔细研究两标准公式的计算原理,可以发现,GB/T 50065 中计算方法的简化原理有所不同,GB/T 50065 认为发电站、变电站的占地面积一般都比较小,垂直接地体对降低接地电阻所起的作用很小(不过 2%~8%)。这是因为变电站的水平接地体可以等效为一个直径为 b 的圆盘,对于垂直接地体

来说,即使密密麻麻地打了很多垂直接地体,也可以将其等效为一个厚度为 a (垂直接地体长度)的圆盘,然而对于实际变电站来说, $a \ll b$,它仍然可以近似地按一个直径为 b 的薄圆盘计算。

因此 GB/T 50065 在计算复合地网的接地电阻时,忽略了垂直接地体对接地电阻的影响。显然,IEEE Std 80 中并没有忽略垂直接地体的影响,其计算也更为复杂。

2.3 接触电势和跨步电压的限值计算方法

IEEE Std 80 将人体分为 50 kg 和 70 kg 两种类型考虑,规定了跨步电压和接触电势的最大限值。

对于 50 kg 的人:

$$E_{\text{step}} = (1000 + 6C_s \cdot \rho_s) \frac{0.116}{\sqrt{t_s}} \quad (9)$$

$$E_{\text{touch}} = (1000 + 1.5C_s \cdot \rho_s) \frac{0.116}{\sqrt{t_s}} \quad (10)$$

对于 70 kg 的人:

$$E_{\text{step}} = (1000 + 6C_s \cdot \rho_s) \frac{0.157}{\sqrt{t_s}} \quad (11)$$

$$E_{\text{touch}} = (1000 + 1.5C_s \cdot \rho_s) \frac{0.157}{\sqrt{t_s}} \quad (12)$$

式中: E_{step} 为跨步电压; E_{touch} 为接触电势; C_s 为表层衰减系数; ρ_s 为地表层的电阻率。

GB/T 50065 中规定 110 kV 以上有效接地系统的接触电势和跨步电压不应超过式(13)、式(14)计算所得的数值:

$$E_{\text{step}} = (1500 + 6C_s \cdot \rho_s) \frac{0.116}{\sqrt{t_s}} \quad (13)$$

$$E_{\text{touch}} = (1500 + 1.5C_s \cdot \rho_s) \frac{0.116}{\sqrt{t_s}} \quad (14)$$

针对式(9)至式(14),绘制以 ρ_s 为自变量、跨步电压和基础电势为因变量的数据图,如图 1 至图 4 所示。

通过比较两规范要求,可以发现,其在规定接地系统的接触电势和跨步电压的原理上是保持一致的,都是从人体能够耐受的电流出发,建立人体触电电路模型,进而求解跨步电压和接触电势限值。但是比较两本规范最后所得的计算公式可知,区别主要体现在:

1) IEEE Std 80 将人体耐受电流分为两种类型分别求解,而 GB/T 50065 中将人体都按 50 kg 来考虑,这是因为 50 kg 人体更符合中国人的体型,而且其对应的接触电势和跨步电压限值更小,能够针对不同体重的人群,其计算结果更为严格。

GB/T 50065 规范的计算值要小,这是由于 IEEE Std 80 选取的人体电阻值更小。

4) IEEE Std 80 按人体 70 kg 耐受电流考虑时,其计算所得的跨步电压限值和接触电势限值与 GB/T 50065 的计算值大小和土壤电阻率有关。当土壤电阻率 $\rho_s \leq 69.1 \Omega \cdot m$ 时,基于 IEEE Std 80 计算的跨步电压限值更为保守;反之基于 GB/T 50065 计算的跨步电压限值更为保守。当土壤电阻率 $\rho_s \leq 276.4 \Omega \cdot m$ 时,基于 IEEE Std 80 计算的接触电势限值更为保守;反之基于 GB/T 50065 计算的接触限值更为保守。

3 短路电流分流系数计算方法比较

如果输电线路的架空地线或中性导线连接到变电站的接地体上,那么当系统发送故障时,一部分短路电流可以由与地网连接的架空地线构成回路流通,因此经地网入地的电流并不等于接地点的全部短路电流。

IEEE Std 80 中并没有明确规定短路电流分流系数的计算方法,其认为分流系数的影响主要来自于架空地线和中性导线以及直埋管道和电缆的影响。其简要地介绍了多种对于防雷线、相导线等建模技术,并认为确定分流系数方法的选择将取决于系统连接到变电站的复杂性以及理想的准确度,因此 IEEE Std 80 对于分流系数计算方法的选择没有准确规定,须由设计工程师根据实际工程需要,在众多方法中选择合适的计算方法。

GB/T 50065 中给出了具体的计算公式,其将线路按架空线路接地的档距分段,采用具有集中参数的 π 型电路,然后采用传输线理论,以各节点电压为变量建立节点电压方程求解。

4 算例分析

以某海外项目中设计的换流站为例,该换流站实测土壤电阻率为 $10.3 \Omega \cdot m$,换流站表层不采取降阻措施。流经接地装置的最大入地短路电流取 63 kA,故障隔离时间取 0.35 s。依据标准中的热稳定校验要求,计算换流站接地导体的最小截面。

按照 GB/T 50065,未考虑腐蚀时,接地线的最小截面为

$$S_g \geq \frac{I_g}{C} \sqrt{t_c} = \frac{63\,000}{249} \sqrt{0.35} \text{ mm}^2 = 149.68 \text{ mm}^2$$

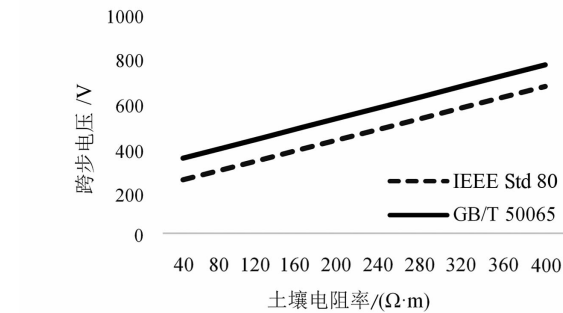


图1 IEEE Std 80(50 kg 人体)与 GB/T 50065 跨步电压比较

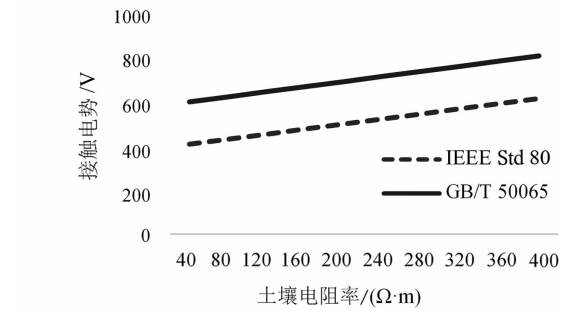


图2 IEEE Std 80(50 kg 人体)与 GB/T 50065 接触电势比较

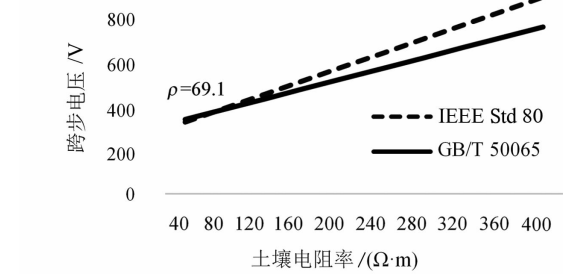


图3 IEEE Std 80(70 kg 人体)与 GB/T 50065 跨步电压比较

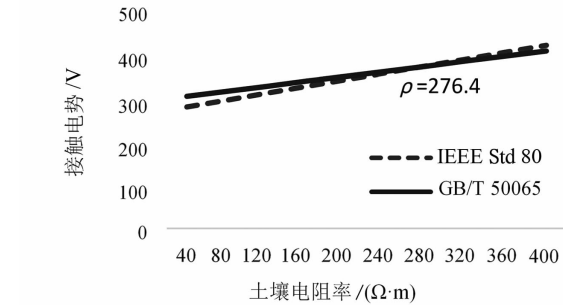


图4 IEEE Std 80(70 kg 人体)与 GB/T 50065 接触电势比较

2) IEEE Std 80 将人体电阻按 1000Ω 考虑,而 GB/T 50065 中将人体电阻按 1500Ω 考虑,自然 IEEE Std 80 在接触电势和跨步电压的限值选择上更为严格。

3) IEEE Std 80 按人体 50 kg 耐受电流考虑时,其计算所得的跨步电压限值和接触电势限值均比

按照 IEEE Std 80 – 2013 中 11.3.1.3 节公式进行计算,接地线的最小截面为

$$A_{\text{kcmil}} \geq I \times K_f \times \sqrt{t_c} = 63 \times 7 \times \sqrt{0.35} \text{ kcmil}$$
$$= 260.9 \text{ kcmil} = 153.03 \text{ mm}^2$$

地网面积为 137 000 m²,埋设深度为 0.8 m,水平接地体为 150 mm²的铜绞线,垂直接地体为 φ17.2 mm、长 3 m 的镀铜钢棒,经统计,接地导体的总长度为 49.14 km,接地网外边缘长度为 2.52 km。按照 GB/T 50065 标准和 IEEE Std 80 标准分别计算该换流站的接地电阻、跨步电压限值、接触电势限值等,计算结果如表 2。

表 2 接地计算结果表

标准	接地电阻 限值/Ω	接地电阻 计算值/Ω	跨步电压 限值/V	接触电势 限值/V
IEEE	≤1	0.010	208.19	199.11
GB/T	0.03	0.012	306.23	297.14

由表 2 可见,采用两种标准计算得出的接地电阻相差不大,这侧面说明了垂直接地体对大型变电站接地电阻的影响不大。

采用 CDEGS 计算软件算得该换流站接触电势和跨步电压结果如图 5、图 6 所示。

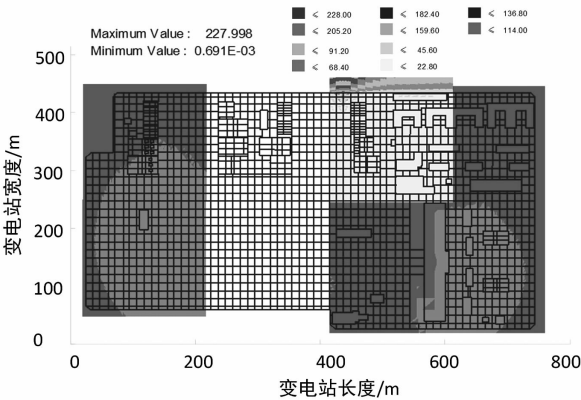


图 5 变电站接触电势分布

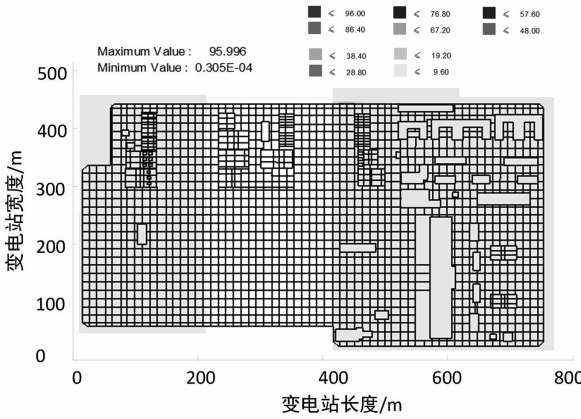


图 6 变电站跨步电压分布

结果表明,全站跨步电压最大值为 96 V,接触

电势最大值为 228 V,显然计算所得的跨步电压均满足 IEEE Std 80 和 GB/T 50065 的要求,然而接触电势仅满足了 GB/T 50065 的要求,并未满足 IEEE Std 80 的要求。由此可以看出:IEEE Std 80 比 GB/T 50065 在接地电阻上的要求要宽松;IEEE Std 80 比 GB/T 50065 在接触电势和跨步电压的要求上要更严格。但是 IEEE Std 80 的判据侧重点在接触电势和跨步电压上,因此采用中国标准设计的接地网未必能够满足国际 IEEE 标准要求。

5 结 语

IEEE Std 80 和 GB/T 50065 在接地导体的选择原理上是一致的,但是在计算导体截面积的方法上存在化简原则的差异,其差异主要体现在导体最大允许温升的选择上。

IEEE Std 80 和 GB/T 50065 在接地判据的侧重点上有所不同,IEEE Std 80 的判据原则侧重接触电势和跨步电压不超过允许值,而 GB/T 50065 结合接地电阻、接触电势和跨步电压来综合判断。

GB/T 50065 在计算复合地网的接地电阻时,忽略了垂直接地体对接地电阻的影响,而 IEEE Std 80 中并没有忽略垂直接地体的影响,其计算也更为复杂。

IEEE Std 80 在计算接触电势和跨步电压限值时将人体分为两种类型来考虑,同时在人体等效电阻的选择上,IEEE Std 80 比 GB/T 50065 更小。

参考文献

[1] 胡庆来,李汉峰. IEEE 接地设计标准与我国接地设计标准的异同分析[J]. 电力建设,2013,34(2):100 – 104.

[2] 徐剑,楚振宇. 中外牵引变电所接地设计标准对比分析[J]. 高速铁路技术,2013,4(4):70 – 73.

[3] IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding: ANSI /IEEE Std 80 – 2013[S], 2013.

[4] 交流电气装置的接地设计规范:GB/T 50065 – 2011[S], 2011.

[5] 谢广润. 电力系统接地技术[M]. 北京:水利水电出版社,1996.

作者简介:

张 顺(1992), 硕士, 助理工程师, 主要从事换流站变电站设计工作。

(收稿日期:2019 – 12 – 04)

基于线性拟合和差值补偿的跳线计算方法研究

李铁鼎¹, 雷雨泽¹, 程述一², 刘文勋¹, 周古月¹

(1. 中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司, 湖北 武汉 430071;

2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102209)

摘要:以最小二乘法线性拟合和差值补偿法为基础,对1000 kV单回路特高压交流输电线路跳线设计方法进行优化,提出一种新的跳线安装设计方法,简化了跳线安装设计流程,避免了常规“穷举算法”中因输电线路杆塔尺寸、转角度数、绝缘子串长度、绝缘子串倾斜角等边界条件变化产生的“逐塔逐相”反复计算,有效提升跳线设计工作效率和设计质量。

关键词:输电线路;线性拟合;差值补偿;特高压交流;跳线安装设计

中图分类号:TM75 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0006-06

Research on Calculation Method of Jumper Based on Linear Fitting and Difference Compensation

Li Tieding¹, Lei Yuze¹, Cheng Shuyi², Liu Wenxun¹, Zhou Guyue¹

(1. Central Southern China Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Power Engineering Consulting Group, Wuhan 430071, Hubei, China;

2. State Grid Economic and Technological Research Institute, Beijing 102209, China)

Abstract:Based on the least square fitting method and difference compensation method, the jumper design method is optimized for 1000 kV UHVAC single-circuit transmission line. A new design method is put forward to simplify the installation and design of jumpers, which can avoid the repeated calculation of transmission line tower size, rotation degree, length and inclination angle of insulator strings etc because of boundary condition changes in the conventional "exhaustive algorithm". The proposed method can effectively enhance the design efficiency and design quality for jumpers.

Key words:transmission line; linear fitting; difference compensation; UHVAC; jumper installation design

0 引言

耐张塔跳线系统是高压输电线路的重要组成部分,由硬跳线和软跳线构成。跳线安装必须满足带电部分与杆塔构件的最小间隙、压接工艺及成形美观等要求^[1]。

由于跳线系统较复杂,跳线设计包含跳线长度 $L_{\text{软}}$ 、跳线弧垂、平视弧垂计算等,其主要设计边界条件又包含转角度数、耐张串长度、耐张串倾斜角、杆塔尺寸、硬跳线长度等。现有研究成果均需进行逐塔、逐相计算^[2-3],设计方法、计算过程复杂且施工过程的操作性较差。下面提出一种基于线性拟合和

差值补偿法的1000 kV特高压交流输电线路跳线安装设计方法,有利于提高跳线设计、安装工作效率和工作质量;减少因杆塔尺寸、串长、串重、转角度数等边界条件变化时带来的重复计算跳线线长工作。

1 理论依据

1.1 最小二乘法原理

已知两变量为线性关系 $y = kx + b$,实验获得其 n 组含有误差的数据 (x_i, y_i) 。若将这 n 组数据代入方程求解,则 k 、 b 之值无确定解。最小二乘法其基本思想是拟合出一条“最接近”这 n 个点的直线。在这条拟合的直线上,各点相应的 y 值与测量值对

应纵坐标值之偏差的平方和最小。根据统计理论，参数 k 和 b 计算公式为

$$k = \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i - (\sum_{i=1}^n x_i)(\sum_{i=1}^n y_i)}{n(\sum_{i=1}^n x_i^2) - (\sum_{i=1}^n x_i)^2} \tag{1}$$

$$b = \frac{(\sum_{i=1}^n x_i^2)(\sum_{i=1}^n y_i) - (\sum_{i=1}^n x_i)(\sum_{i=1}^n x_i y_i)}{n(\sum_{i=1}^n x_i^2) - (\sum_{i=1}^n x_i)^2} \tag{2}$$

1.2 相关系数

相关系数 γ 表示数据 (x_i, y_i) 相互联系的密切程度以及拟合所得的线性方程的可靠程度。 γ 的计算公式为

$$\gamma = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \tag{3}$$

式中, γ 的值在 $-1 \sim +1$ 之间, γ 的绝对值越接近 1, 表明 (x_i, y_i) 相互联系越密切, 线性方程的可靠程度越高, 线性越好。

1.3 跳线计算拟合模型

以 2013 年版《国家电网公司输变电工程通用设计 1000 kV 输电线路分册》^[4] 中的单回路 10A 杆塔模块为计算模型, 杆塔示意如图 1 所示。跳线装置的侧视图如图 2 所示。

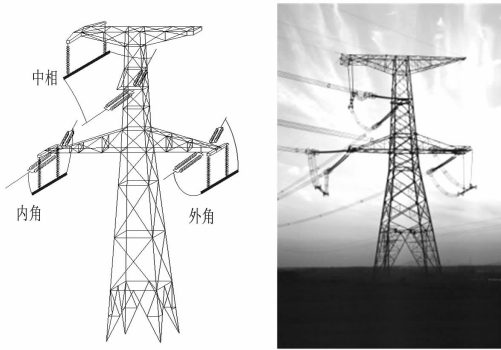


图 1 杆塔示意

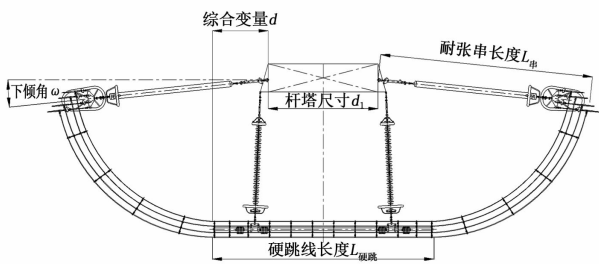


图 2 跳线装置侧视

确定拟合函数相关变量:

1) 确定杆塔尺寸

根据耐张塔结构详图确定耐张串挂点位置及大、小号侧挂点间距离 d_1 。

2) 确定耐张串长度

根据不同污区、冰区的绝缘配置, 确定耐张串实际长度 $L_{串}$ 。

3) 确定杆塔尺寸综合变量

由杆塔尺寸 d_1 、硬跳线长度 $L_{硬跳}$, 确定耐张串挂点与硬跳端部沿线路方向的距离 $d = (L_{硬跳} - d_1)/2$ 。

4) 确定倾斜角

根据实际定位成果计算耐张串下倾角 ω 。

5) 确定跳线基准长度

根据转角度数 θ 查本标准设计典型边界下的跳线基准长度 L_0 。

6) 计算修正后的实际跳线长度

根据实际耐张塔边界条件和典型边界条件的对比, 通过差值补偿公式 $L(\omega, L_{串}, d, L_0) = A(\omega - \omega_0) + B(L_{串} - L_{串0}) - C(d - d_0) + L_0$ 计算出耐张塔实际边界条件下的跳线线长。

2 跳线安装设计要求

1) 跳线型式

1000 kV 特高压交流线路耐张塔跳线由硬跳线部分和软跳线部分组成。硬跳线是由管、棒、角钢、槽钢和金具组成, 一般分为铝管式跳线和笼式跳线, 目前特高压交流线路一般采用悬挂的笼式跳线; 软跳线是由多分裂软导线和金具组成^[5]。

1000 kV 特高压交流线路耐张塔跳线一般采用八分裂形式, 呈正八边形排列, 分裂间距为 400 mm。

2) 跳线绝缘子串的布置

笼式跳线含两个跳线绝缘子串, 两跳线串的间距为 8 ~ 10 m (根据横担宽度和硬跳线长度确定), 跳线串高压侧与骨架钢管连接, 低压侧与横担连接, 跳线串布置方式如图 2 所示。

3) 跳线间隔棒布置

耐张塔每段软跳线部分安装 3 ~ 4 个跳线间隔棒, 其中 1 个间隔棒安装在距离耐张线夹引流板 1.0 m 的位置, 另 1 个间隔棒安装在笼式硬跳线出口 1.5 m 的位置, 其余间隔棒按剩余软跳线长度等

距离安装。

4)跳线安装

跳线宜使用未受过张力的导线制作,跳线安装人员不能蹬踩跳线,以保证跳线成形美观。在安装耐张绝缘子串时,必须注意引流板的方向,将其方向调整好后再进行压接。

5)跳线间隙校核

跳线安装时应注意,由于绝缘子及金具等尺寸存在误差,且影响跳线长度的其他因素也较多,实际工程使用应在参考“跳线安装标准设计”的同时,必须保证各种工况下跳线对塔身的电气间隙满足要求。1000 kV 单回路线路电气间隙控制值如表 1 所示。

表 1 电气间隙控制值

海拔/m	工频电压间隙/m	操作过电压间隙/m
500	2.7	5.6
1000	2.9	6.0
1500	3.1	6.4

注:跳线对塔身最小间隙值应不小于表 1 所述控制值的 1.1 倍。

3 跳线设计计算实例

3.1 单回路耐张塔边相跳线安装设计边界条件
边相跳线标准设计的边界条件详见表 2。

表 2 边界条件

边界条件	取值
设计最大风速/(m·s ⁻¹)	27
设计覆冰厚度/mm	15
跳线型号	8×JL/G1A-500/45
张力取值/N	150
典型串长 L _串 /m	16.5
典型倾斜角 ω ₀ /(°)	10
典型杆塔尺寸 d ₀ /m	5.5

3.2 单回路耐张塔边相跳线安装设计

3.2.1 典型边界条件下的跳线安装表

一型转角塔使用转角度数为 0°~10°塔,计算典型边界条件下(ω₀=10°,L_串=16.5 m,d₀=5.5 m)的跳线线长标准值 L₀如表 3 所示。由于跳线串倾斜度数较小,跳线串对硬跳线的垂直方向位置影响很小,无需考虑跳线串倾斜情况对跳线线长的影响。

3.2.2 耐张串倾斜角对跳线安装和线长影响

改变耐张塔倾斜角,并保持其他典型边界条件

中不变,计算倾斜角 ω 变化对跳线线长的影响,如图 3 所示。

表 3 典型边界条件下的边相跳线线长

转角度数 θ / (°)	内角侧线长标准值 L ₀ /m	外角侧线长标准值 L ₀ /m
0	14.82	14.82
1	14.76	14.88
2	14.70	14.94
3	14.64	15.00
4	14.59	15.06
5	14.53	15.12
6	14.48	15.18
7	14.42	15.24
8	14.37	15.31
9	14.32	15.37
10	14.26	15.44

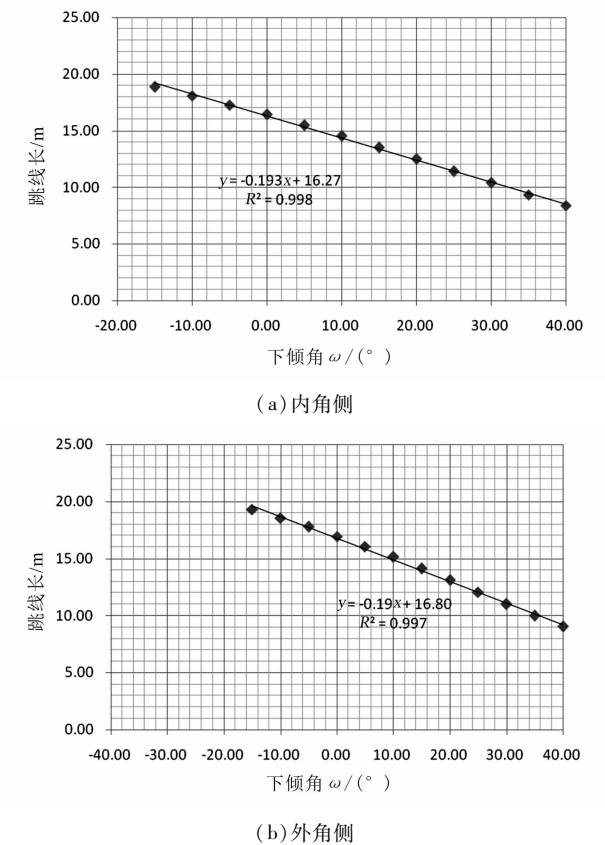


图 3 边相跳线线长与倾斜角关系

以倾斜角 ω 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果如下:

内角侧, $L(\omega) = -0.193\omega + 16.27$

外角侧, $L(\omega) = -0.19\omega + 16.8$

(4)

3.2.3 耐张绝缘子串长对跳线安装和线长影响

改变耐张串的长度,保持其他典型边界条件不变,计算耐张串串长变化对跳线线长的影响,如图 4

所示。

以耐张串串长 $L_{\text{串}}$ 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果如下:

内角侧, $L(L_{\text{串}}) = 1.047 L_{\text{串}} - 2.589$

外角侧, $L(L_{\text{串}}) = 1.079 L_{\text{串}} - 2.527$

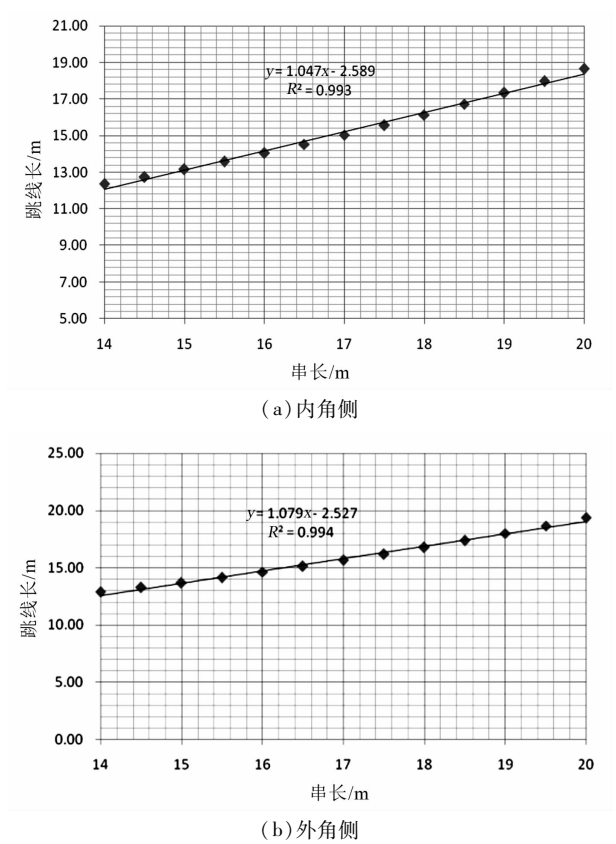


图4 边相跳线线长与串长关系

3.2.4 杆塔尺寸综合变量 d 变化对跳线安装和线长影响

改变杆塔尺寸综合变量 d ,保持其他典型边界条件不变,计算杆塔尺寸综合变量 d 对跳线线长的影响,如图5所示。

以杆塔尺寸综合变量 d 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果如下:

内角侧, $L(d) = -1.081d + 20.46$

外角侧, $L(d) = -1.067d + 20.97$

3.2.5 跳线线长计算

根据跳线线长计算结果和拟合结果,跳线线长与单一变量(ω 、 $L_{\text{串}}$ 或 d)呈线性关系,于是,为避免复杂的线长计算过程,改变传统跳线计算方式,可以以典型边界条件下线长为基础,通过各变量差值补偿进行跳线设计:

1)通过《电力工程高压送电线路设计手册》中线长计算公式,计算得典型边界条件下的跳线线长 L_0 。

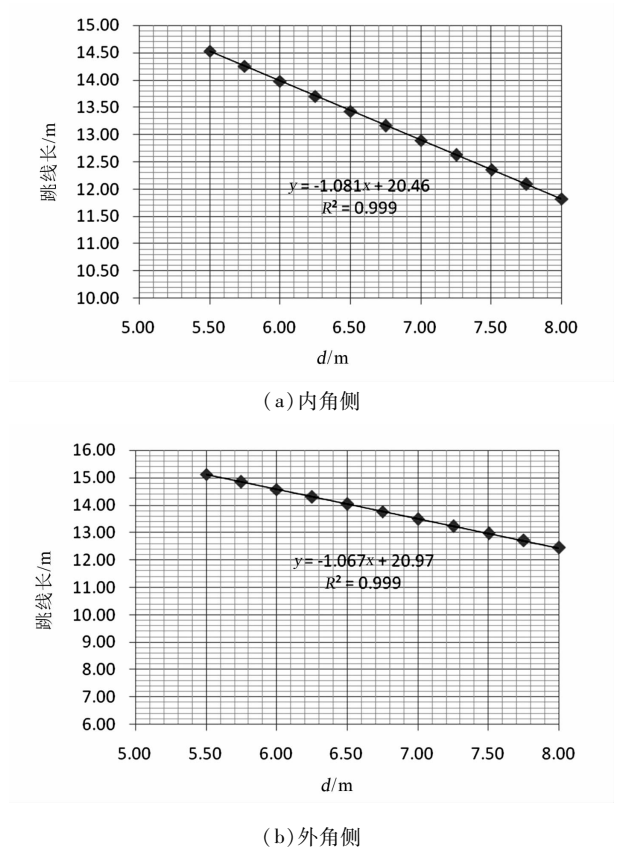


图5 边相跳线线长与杆塔尺寸综合变量 d 关系

2)通过线性函数拟合结果计算不同边界条件(ω 、 $L_{\text{串}}$ 或 d)变化时的跳线长度补偿值 $\Delta L_{\text{串}}$ 、 ΔL_{ω} 和 ΔL_d 。

3)通过差值补偿法确定不同边界条件的跳线线长,由 $L = L_0 + \Delta L_{\text{串}} + \Delta L_{\omega} + \Delta L_d$ 计算出实际所使用耐张塔的跳线长度,根据第3.2.2至3.2.4节中各单一边界条件与跳线线长的线性拟合结果得出跳线线长计算公式:

内角侧: $L(\omega, L, d, L_0) = -0.193(\omega - \omega_0) + 1.047(L - L_{\text{串}0}) - 1.081(d - d_0) + L_0$

外角侧: $L(\omega, L, d, L_0) = -0.19(\omega - \omega_0) + 1.079(L - L_{\text{串}0}) - 1.067(d - d_0) + L_0$

式中: ω_0 、 $L_{\text{串}0}$ 和 d_0 分别表示典型边界条件倾斜角、串长和杆塔尺寸综合变量 d 的取值; L_0 表示典型边界条件下的跳线长度; ω 、 $L_{\text{串}}$ 和 d 分别表示设计倾斜角、串长和杆塔尺寸综合变量; $\Delta L_{\text{串}}$ 、 ΔL_{ω} 和 ΔL_d 分别表示串长、横担宽度和倾斜角分别变化时,跳线线长与典型边界条件下长度 L_0 的差值。

3.3 单回路耐张塔中相跳线安装设计边界条件

根据单回路10A模块参数确定该标准设计的边界条件见表4。

表 4 中相跳线边界条件		
边界条件	取值	
设计最大风速/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	27	
设计覆冰厚度/mm	15	
跳线型号	$8 \times \text{JL/G1A} - 500/45$	
张力取值/N	150	
典型串长 $L_{\text{串}0}/\text{m}$	16.5	
转角度数 $\theta_0/(\circ)$	30	
典型杆塔尺寸 d_0/m	5.5	

3.4 单回路耐张塔中相跳线安装设计

耐张塔中相绕跳跳线如图 6 所示。

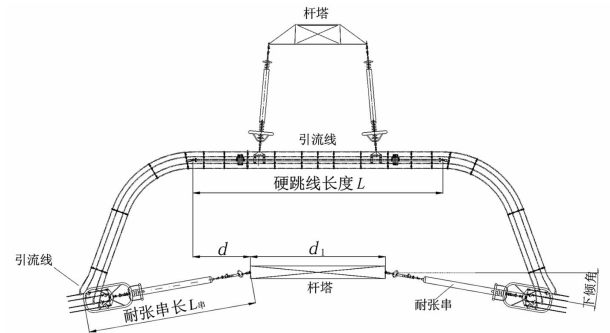


图 6 耐张塔中相绕跳跳线

与耐张塔边相一样,耐张串长度 $L_{\text{串}}$ 、倾斜角度数 ω 、转角度数 θ 和杆塔尺寸综合变量 d 对跳线的影响较大。拟合结果表明:与边相直跳不同,单回路耐张塔中相绕跳跳线线长与串长 $L_{\text{串}}$ 、杆塔尺寸变化参数 d 及转角度数 θ 基本呈线性关系。因此,设计以典型边界条件(耐张串长度 $L_{\text{串}0}$ 、转角度数 θ_0 和杆塔尺寸变化参数 d_0)为基础,通过单变量线性差值的方法确定不同耐张串倾斜角的跳线线长。

3.4.1 典型边界条件下的跳线线长

确定典型边界条件下($\omega_0 = 10^\circ$, $L_{\text{串}0} = 16.5 \text{ m}$, $d_0 = 5.5 \text{ m}$)的跳线线长标准值 L_0 如表 5 所示。

表 5 典型边界条件下的中相跳线线长		
转角度数 θ / $(^\circ)$	内角侧线长标准值 L_0/m	外角侧线长标准值 L_0/m
0	14.34	14.22
1	14.31	14.26
2	14.27	14.29
3	14.24	14.32
4	14.20	14.35
5	14.16	14.39
6	14.13	14.42
7	14.10	14.46
8	14.06	14.49
9	14.03	14.53
10	14.00	14.56

3.4.2 耐张串下倾角对跳线安装和线长影响

只改变转角度数 θ ,其他典型边界条件不变,计算分析转角度数 θ 变化对跳线线长的影响。跳线线

长随转角度数 θ 变化的曲线如图 7 所示。

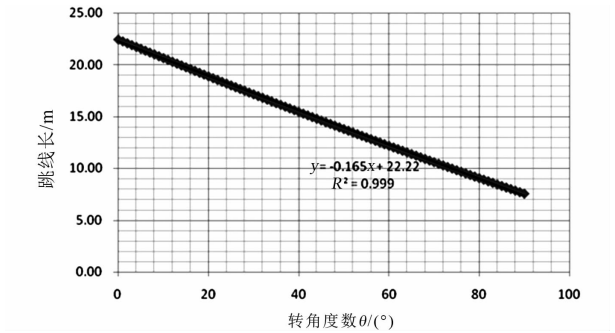


图 7 中相跳线线长与转角度数的关系

以转角度数 θ 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果如下:

$$L(\theta) = -0.165\theta + 22.22 \tag{8}$$

3.4.3 耐张绝缘子串长对跳线安装和线长影响

跳线线长与随耐张串串长变化的曲线如图 8 所示。

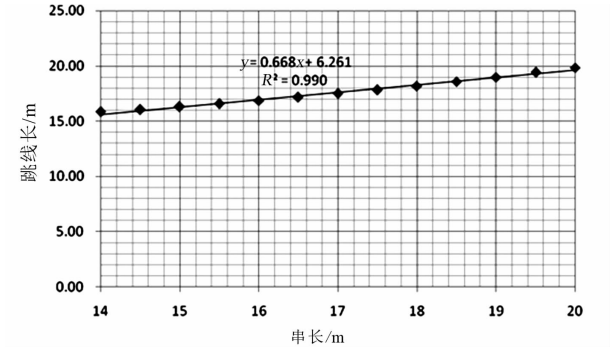


图 8 中相跳线线长与串长的关系

以耐张串串长 $L_{\text{串}}$ 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果为

$$L(L_{\text{串}}) = 0.668L_{\text{串}} + 6.621 \tag{9}$$

3.4.4 杆塔尺寸综合变量 d 变化对跳线安装和线长影响

跳线线长与杆塔尺寸综合变量 d 变化的曲线如图 9 所示。

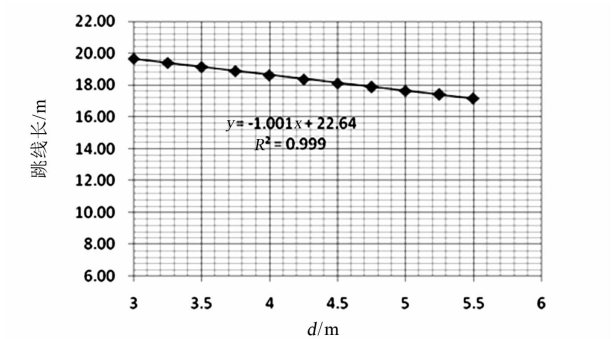


图 9 中相跳线线长与杆塔尺寸综合变量 d 关系

以杆塔尺寸综合变量 d 为变量,利用最小二乘法进行线性拟合,拟合结果如下:

$$L(d) = -1.009d + 22.67 \qquad (10)$$

3.4.5 跳线线长计算

根据跳线线长计算结果和最小二乘法拟合结果,跳线线长与单一变量(θ 、 $L_{\text{串}}$ 或 d)呈线性关系。为避免复杂的线长计算过程,改变传统跳线计算方式,以典型边界条件下线长为基础,通过各变量差值补偿进行跳线设计。

首先,通过《电力工程高压送电线路设计手册》中线长计算公式,计算得典型边界条件下的跳线线长 L_0 ;然后通过函数拟合结果计算不同边界条件(θ 、 $L_{\text{串}}$ 或 d)变化时的跳线长度补偿值 $\Delta L_{\text{串}}$ 、 ΔL_{ω} 、 ΔL_d ;最后,通过差值补偿法确定不同边界条件的跳线线长。由 $L=L_0+\Delta L_{\text{串}}+\Delta L_{\omega}+\Delta L_d$ 计算跳线长度。

根据第3.4.2至3.4.4节中各单一边界条件与跳线线长的线性拟合结果得出中相跳线线长计算公式:

$$L(\theta, L, d, L_0) = -0.165(\omega - \omega_0) + 0.668(L - L_{\text{串}0}) - 1.001(d - d_0) + L_0 \qquad (11)$$

3.5 误差分析

根据第3.2.5节及第3.4.5节线性拟合结果采用差值补偿法计算不同边界条件(转角度数 θ 为 $0\sim90^\circ$ 、绝缘子串长 $L_{\text{串}}$ 为 $15\sim19\text{ m}$ 、杆塔尺寸综合变量 d 为 $4.5\sim6.5\text{ m}$ 、下倾角 ω 为 $-10^\circ\sim40^\circ$ 随机组合)的跳线线长,计算结果与《电力工程高压送电线路设计手册》中普通线长计算公式计算结果^[6]进行对比分析,如表6、表7所示。

表6 边相跳线安装设计(差值补偿法)计算误差分析

转角度数 $\theta/(^\circ)$	耐张串长 $L_{\text{串}}/\text{m}$	杆塔尺寸综合 变量 d/m	倾斜角 $\omega/(^\circ)$	跳线长/ m		误差/ $\%$	
				手册公式 计算值	差值补偿法 计算值	外角侧	内角侧
0	14.50	6.50	-10	15.79	15.39	-2.51	-3.04
5	15.00	6.50	-5	15.54	15.28	-1.65	-2.87
10	15.50	6.50	0	15.34	15.19	-0.99	-2.34
15	16.00	6.00	5	15.67	15.62	-0.27	-0.69
20	16.50	6.00	10	15.59	15.60	0.03	0.05
25	17.00	6.00	15	15.54	15.64	0.68	1.24
30	17.50	6.00	20	15.48	15.68	1.32	2.53
35	18.00	5.50	25	15.94	16.35	2.53	2.31
40	18.50	5.50	30	15.80	16.45	4.06	3.57
45	14.50	5.50	35	11.30	11.13	-1.47	0.46
50	15.00	5.50	40	11.13	11.29	1.46	1.54
55	15.50	5.00	35	13.26	13.64	2.89	2.06
60	16.00	5.00	30	15.21	15.61	2.63	1.45
65	16.50	5.00	25	17.28	17.58	1.74	0.87
70	17.00	5.00	20	19.43	19.58	0.77	0.14
75	17.50	4.50	15	22.07	21.94	-0.58	-1.42
80	18.00	4.50	10	24.26	23.97	-1.20	-1.87
85	18.50	4.50	5	26.40	26.03	-1.39	-2.92
90	19.00	4.50	0	28.42	28.10	-1.14	-2.99

表7 中相跳线安装设计(差值补偿法)计算误差分析

倾斜角 $\omega/(^\circ)$	串长 /m	杆塔尺寸 综合变量 d/m	转角度数 $\text{/}(^\circ)$	跳线长		误差 $\text{/}\%$
				手册公式 计算值	差值补偿法 计算值	
-10	15.00	6.50	0	20.47	20.17	-1.45
-5	15.50	6.50	5	19.97	19.63	-1.72
0	16.00	6.00	10	19.85	19.62	-1.18
5	16.50	6.00	20	18.47	18.52	0.32
10	17.00	5.50	30	17.57	17.66	0.52
15	17.50	5.50	40	16.33	16.46	0.80
20	18.00	5.00	50	15.74	15.87	0.82
25	18.50	5.00	60	14.97	15.28	2.08
30	19.00	4.50	70	14.93	14.90	-0.20
35	18.50	4.50	80	14.31	14.44	0.94
40	18.00	4.00	90	14.35	13.72	-4.39

(下转第51页)

海上风电送出交流高压单芯电缆并联通流特性研究

李浩原,周国梁,李文津,刘 超

(中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司,湖北 武汉 430071)

摘 要:由于海上风电送出规模的增大,需采用多根电缆并联进行输电。多回并联电缆平行敷设时,由于电磁耦合的作用,电缆间阻抗不一致导致同相并联电缆间电流分配不均匀,造成电缆载流量得不到充分利用,严重时甚至会引起电缆过热损坏,因此,有必要对并联电缆的通流特性进行研究。首先,研究了电缆阻抗参数的计算方法,建立了电缆并联运行的 PSCAD/EMTDC 仿真模型;然后,计算了 8 种电缆布置方式下并联电缆的分流情况,并对结果进行了分析对比,给出了最优的布置方式;最后研究了分流不均匀系数的影响因素,并针对工程实例进行了计算和优化,优化后电缆分流不均匀现象得到明显改善。

关键词:海上风电;电缆;并联;分流不均匀系数

中图分类号:TM246 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0012-05

Research on Current – carrying Characteristics of Parallel Connected AC High – voltage Single – core Cable Applied in Offshore Wind Power Transmission

Li Haoyuan, Zhou Guoliang, Li Wenjin, Liu Chao

(Central Southern China Electric Power Design Institute Co. , Ltd. of China
Power Engineering Consulting Group, Wuhan 430071, Hubei, China)

Abstract:Due to the increase of the scale of offshore wind power transmission, multiple cables are needed for parallel transmission. When multiple cables are laid in parallel, due to the effect of electromagnetic coupling, the impedance between each cable is inconsistent, resulting in uneven distribution of current in the same parallel cables, which will lead to insufficient utilization of current – carrying capacity of the cables, and even cause cable overheating damage in serious cases. Therefore, it is necessary to study the current – carrying characteristics of parallel cable. The calculation method of cable impedance parameters is studied, the simulation model with PSCAD/EMTDC is established for parallel operation of cables, the current distribution coefficients of parallel cable under eight cable layout modes are calculated, the results are analyzed and compared, and the optimal layout mode is given. The influencing factors for nonuniform coefficient of current distribution are studied, and the calculation and optimization are carried out for an actual project, and the uneven distribution of current is improved significantly after optimization.

Key words:offshore wind power; cable; parallel; nonuniform coefficient of current distribution

0 引 言

电力电缆的可靠性高,性能稳定,不易受到气候和环境的影响且节约占地,因此电缆得到越来越广泛的应用。随着社会经济的发展,用电量的不断增加,对电网输电容量要求越来越高,为了满足电网的输电要求,采用多回电缆并联运行日益普遍^[1-6]。

对于海上风电送出,由于应用场所的特殊性,目前均采用电缆作为输电通道。风机发出的电能,一般升压至 35 kV 后,由电缆送至升压站升压至 220 kV,再通过 220 kV 电缆送至海上换流站或者直接接入陆上交流电网。当风场输送功率较大时,220 kV 电缆流过的电流会很大。由于目前电缆制造工艺的限制,220 kV 交流电缆的通流容量已达到瓶颈,在超过单根电缆通流容量的情况下,需采用多根电缆并

联进行输电。当电缆相距较近时,会存在临近效应,导致同相并联的电缆之间的阻抗存在差异,阻抗越大则电流越小。每根电缆都会受到同相和非同相的其他电缆的影响,且电缆的布置方式不同,影响程度不一样^[7-11]。因此,当并联通流的电缆布置方式不合适时,可能会导致并联电缆之间的电流分配出现严重不均衡的情况,这样就无法充分使用并联电缆的输电容量,甚至会导致分流较大的电缆烧毁的现象^[12]。

因此,从提高电缆线路载流能力利用率和保障电缆绝缘可靠性和运行寿命来考虑,研究电缆并联通流时的电流分配系数具有显著的技术和经济价值。

1 电缆阻抗参数计算

电缆阻抗参数的计算已有多种理论计算方法,其中 Carson - Clem 理论的计算准确性和适用性最优。以单导线 - 大地的简单回路为例,其中导线 a 与大地平行,如图 1 所示。图中: g 为大地回流的虚拟导线; I_a 为导线中流过的电流; I_g 为通过虚拟导线回流的电流; D_{ag} 为虚拟返回导线与导线的距离,其取值与大地电阻率有关^[13-14]。

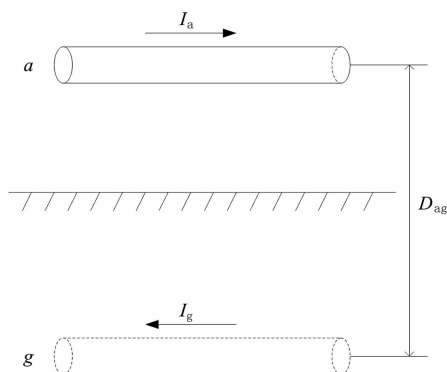


图 1 单导线 - 大地回路

根据图 1 的线路模型,导线与大地构成的回路自阻抗为

$$Z_{ag} = r_c + r_g + j0.1445lg \frac{D_g}{D_a} \quad (1)$$

式中: r_c 为导线单位长度交流电阻,计算时可考虑导体的集肤效应; r_g 为大地等值电阻, $r_g = \pi^2 f \times 10^{-4} = 0.0493 \Omega/\text{km}$; D_g 为大地回路的等值深度,又称为 Carson 深度, $D_g = 660 \sqrt{\rho_g/f}$; D_a 为导线几何平均半径。

当两根平行导线与大地构成回路时形成的两个

回路之间的单位长度互阻抗,可视为一个回路流过单位电流时在另一个回路上产生的电压降(数值上相等)。因此,可求得两根平行导线 AB 间的互阻抗 Z_{AB} 为

$$Z_{AB} = r_g + j0.1445lg \frac{D_g}{D_{AB}} \quad (2)$$

式中, D_{AB} 为两根平行导线间的距离。

对于电缆阻抗参数计算来说,与导线最大的不同之处在于金属护套的存在(一般为铅护套或者铝护套)。金属护套的处理,大多将其视为导线。因此,金属护套 Z_s 的自阻抗计算公式为

$$Z_s = r_s + r_g + j0.1445lg \frac{D_e}{D_s} \quad (3)$$

式中: r_s 为金属护套的电阻; D_s 为金属护套的几何平均半径。

两根电缆 x、y 的金属护套之间的互阻抗 Z_{sxy} 为

$$Z_{sxy} = r_g + j0.1445lg \frac{D_e}{D_{sxy}} \quad (4)$$

式中, D_{sxy} 为电缆 x 和电缆 y 金属护套之间的距离。

电缆芯线与金属护套之间的互阻抗 Z_{cs} 为

$$Z_{cs} = r_g + j0.1445lg \frac{D_e}{D_s} \quad (5)$$

对于 ABC 三相交流电缆,芯线与金属护套的阻抗矩阵为

$$\begin{bmatrix} U_{cA} \\ U_{cB} \\ U_{cC} \\ U_{sA} \\ U_{sB} \\ U_{sC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{cAA} & Z_{cAB} & Z_{cAC} & Z_{cAsA} & Z_{cAsB} & Z_{cAsC} \\ Z_{cBA} & Z_{cBB} & Z_{cBC} & Z_{cBsA} & Z_{cBsB} & Z_{cBsC} \\ Z_{cCA} & Z_{cCB} & Z_{cCC} & Z_{cCsA} & Z_{cCsB} & Z_{cCsC} \\ Z_{sAcA} & Z_{sAcB} & Z_{sAcC} & Z_{sAA} & Z_{sAB} & Z_{sAC} \\ Z_{sBcA} & Z_{sBcB} & Z_{sBcC} & Z_{sBA} & Z_{sBB} & Z_{sBC} \\ Z_{sCcA} & Z_{sCcB} & Z_{sCcC} & Z_{sCA} & Z_{sCB} & Z_{sCC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{cA} \\ I_{cB} \\ I_{cC} \\ I_{sA} \\ I_{sB} \\ I_{sC} \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: U_{cA} 、 U_{cB} 、 U_{cC} 为三相芯线电压; U_{sA} 、 U_{sB} 、 U_{sC} 为三相金属护套电压; Z_{cXX} 、 Z_{cXY} 为芯线自阻抗和相间芯线互阻抗; Z_{sXX} 、 Z_{sXY} 为金属护套自阻抗和相间芯线互阻抗; Z_{cXsX} 、 Z_{sXcX} 、 Z_{cXsY} 、 Z_{sXcY} 为同相和非同相芯线与金属护套之间的互阻抗, X、Y 分别代表 ABC 中任意两相。

2 电缆仿真模型建立

对于电缆阻抗计算,相比于采用 Carson - Clem 理论阻抗矩阵的计算方法,采用 PSCAD/EMTDC 建模仿真计算更为便捷和快速,PSCAD/EMTDC 有专

门针对电缆的模型,将电缆实际参数输入模型即可。

仿真中采用的220 kV 电缆型号为YJLW02-Z 220 kV 1*2500(F)mm²,电缆截面和参数见图2和表1。

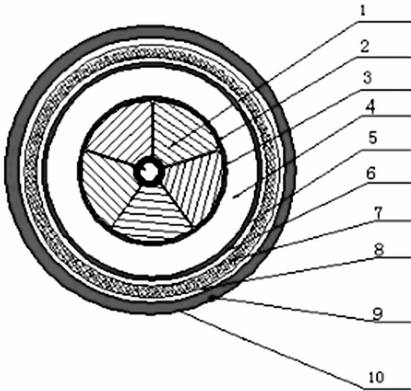


图2 电缆横截面

表1 电缆结构参数

基本结构	标称厚度/mm	标称外径/mm
导体(铜)		61.0
半导体尼龙带	0.14	
内屏蔽(绕包+挤制)	2.20	65.4
XLPE绝缘	24.00	113.4
外屏蔽	1.00	115.4
半导体垫层	2.00	119.4
铝护套(焊接)	2.80	138.0
防腐层(沥青)	0.25	138.5
外绝缘护套	5.00	148.5
半导体层(涂覆)	0.50	149.0

PSCAD/EMTDC 仿真模型需对实际的电缆模型进行一定的简化处理,经过简化后的电缆模型分为4层,分别为芯线、内绝缘层、金属护套、外绝缘层。

3 并联电缆载流计算

在 PSCAD/EMTDC 中建立两回三相并联电缆运行分流的仿真模型,如图3所示,电缆长度、电缆间距和电缆布置情况均可通过修改模型相关参数改变。

3.1 并联电缆分流不均系数

电缆并联运行时,同相电缆间流过的电流可能由于阻抗不同导致分流不均,采用分流不均系数 K 来衡量。针对两回电缆并联运行的情况进行计算, K 的定义见式(7), K 值越接近 1,表明并联电缆间分流越均匀,运行状况越理想。

$$K = \frac{\text{同相 I 回芯线电流}}{\text{同相 II 回芯线电流}}$$

(7)

3.2 并联电缆分流不均系数影响因素

1) 电缆布置形式

下面列举了8种工程实际中可能用到的电缆布置形式,如图3所示,图中 I 和 II 表示两回电缆线路, a 和 b 表示电缆间距。分别计算这8种情况三相电缆的 K 值,并对计算结果进行分析。按照前面

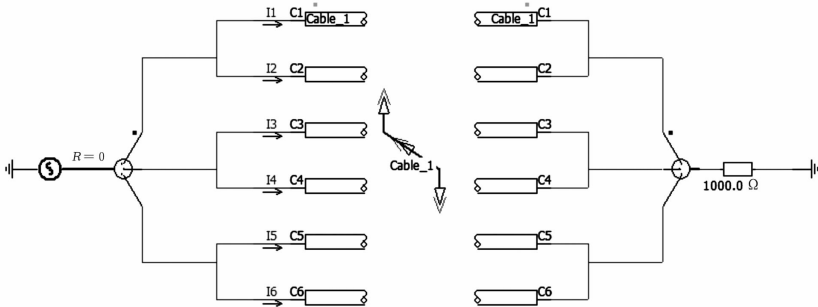


图3 两回三相并联电缆分流仿真模型

表2 不同双回电缆布置方案电缆分流系数计算结果

方案	K								
	$l=6\text{ km}, a=0.2\text{ m}, b=0.5\text{ m}$			$l=6\text{ km}, a=1.0\text{ m}, b=2.5\text{ m}$			$l=30\text{ km}, a=0.2\text{ m}, b=0.5\text{ m}$		
	A相	B相	C相	A相	B相	C相	A相	B相	C相
方案1	0.65	0.91	1.67	0.79	0.95	1.31	0.57	0.96	1.84
方案2	0.72	0.98	1.33	0.81	0.99	1.21	0.73	0.98	1.31
方案3	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
方案4	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
方案5	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
方案6	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
方案7	0.99	0.92	1.09	0.99	0.94	1.07	0.99	0.91	1.10
方案8	0.88	1.06	1.05	0.91	1.04	1.03	0.88	1.06	1.06

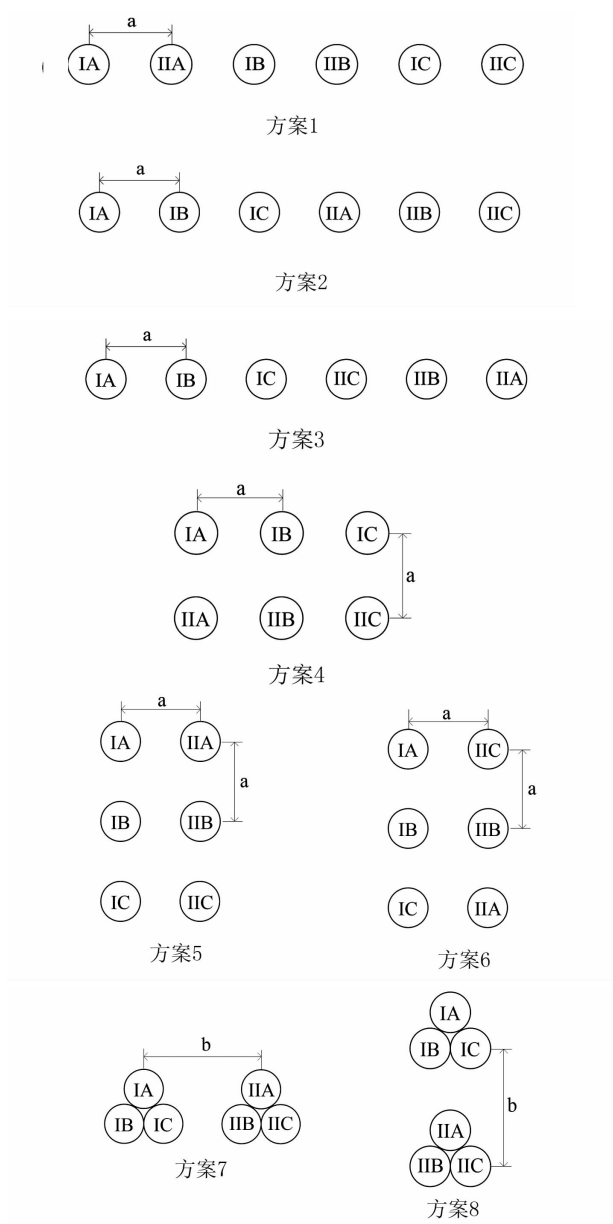


图4 不同双回电缆布置方案

所述的电缆参数建立电缆模型,电缆参数考虑3种情况:①电缆长度 $l=6\text{ km}$,电缆间距 $a=0.2\text{ m}$, $b=0.5\text{ m}$;②电缆长度 $l=6\text{ km}$,电缆间距 $a=1.0\text{ m}$, $b=2.5\text{ m}$;③电缆长度 $l=30\text{ km}$,电缆间距 $a=0.2\text{ m}$, $b=0.5\text{ m}$ 。

根据图4中8种电缆布置情况,建立仿真模型,计算得到的双回电缆分流系数计算结果见表2所示。由于并联电缆各相施加的电压相同,且电缆的规格相同,因此导致电缆间电流分配不均匀的主要原因是电缆导体互阻抗的差异。

由表2的计算结果可以看出,方案1和方案2并联电缆电流分配极不均匀。若采用这两种布置方案,不仅会造成电缆选型方面的浪费,而且在故障过

流情况下,可能使并联电缆的其中一根超过其限制而过热损伤。

总体而言,方案3、4、5、6最优,并联电缆中流过的电流大小相同,能完全利用到电缆的载流能力;其次是方案7、8;再次是方案2;最差的是方案1。

从8种方案的布置情况来看,对于同相两根电缆,若它们的布置在整个两回三相电缆布置中的相对位置越对称,则二者的互阻抗差异越小,而自阻抗均相同,所以两根电缆间的电流分配会越均匀,分流系数越接近于1。在8个布置方案中,方案3、4、5、6中同相的电缆受其余电缆影响而产生的互阻抗均完全相同,因此,分流系数均为1,为最优布置形式。

对于输电走廊紧张的城市电缆线路而言,方案5、6是最优选择,既可节约走廊宽度,又能充分利用电缆的载流能力。在高度受限的应用场合(如电缆夹层、活动地板等),方案3为最优方案。

2) 电缆间距

下面以方案1的布置方式,研究电缆间距对分流不均匀系数的影响。

当电缆平行布置时,改变电缆间距是一种可行的措施,分别计算方案1情况下电缆间距为0.2 m、0.4 m、0.8 m、1.6 m、3.2 m和6.4 m等6种情况下 K 值的变化情况,如图5所示。

由图5可看出,随着电缆间距的增大, K 值趋近于1,并联电缆间电流趋于平均分配。因此,在条件允许情况下,增大并联电缆布置间距,可改善分流不均的状况。

由式(4)可知,单位长度电缆间的互阻抗随电缆间距的增大而减小,而电缆自阻抗不变,因此随着电缆间距的增大,同相两根电缆间的阻抗差异减小,因而电流分布更均匀。

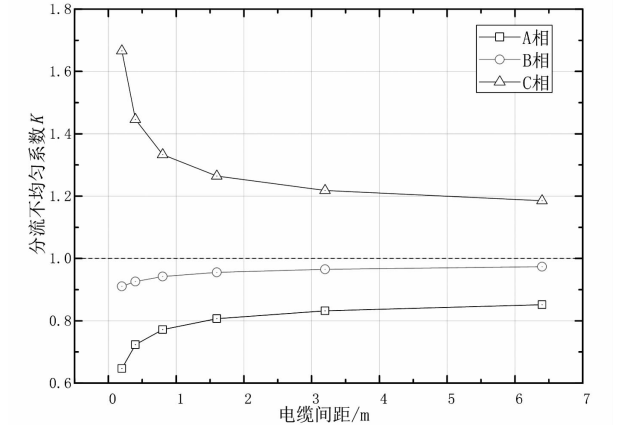


图5 电缆间距对分流不均匀系数的影响

3) 电缆长度

分别计算电缆长度为 0.1 km、0.4 km、1 km、10 km、20 km、35 km 和 50 km 等 7 种情况下布置方案 1 的分流不均匀系数 K , 计算结果见图 6。

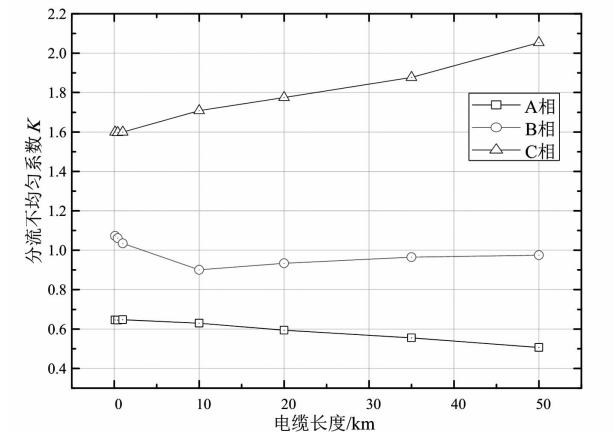


图 6 电缆长度对分流不均匀系数的影响

由图 6 可见,随着电缆长度的增加,边相 AC 的不均匀系数呈增大趋势,尤其 C 相在电缆长度 50 km 时, K 值已超过 2; 中相 B 的不均匀系数无明显变化。因此,在长距离电缆并联输电中,要特别关注电缆的布置方式,否则会出现严重的电流不均现象。

3.3 海上风电送出工程实例计算

某海上风电送出工程,220 kV 汇流母线至变压器之间的电缆电流达 3600 A,而目前单根 220 kV 单芯电缆的通流容量一般不超过 2500 A,因此需 2 回电缆并联运行。电缆连接情况如下: 电缆以 ABCABC 的布置方式从 GIS 引出,经过 15 m 进入电缆夹层,电缆夹层中长度为 50 m,出电缆夹层连接到联接变压器 220 kV 套管(此段长度为 15 m),变压器套管处的电缆布置方式为 AABBC C。

GIS 出口处的电缆相序和间距见图 7 所示。变压器 220 kV 套管接口处相序和间距见图 8 所示。

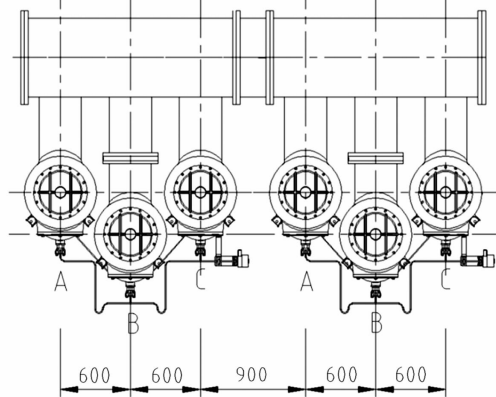


图 7 GIS 接口处相序布置

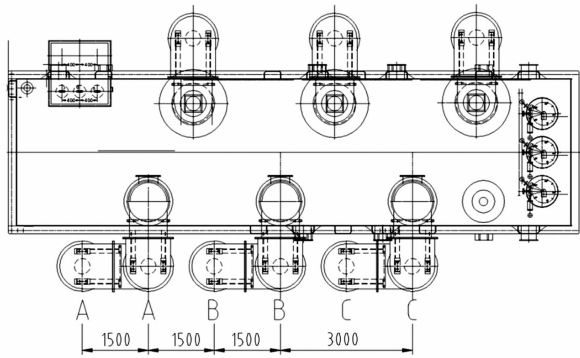


图 8 变压器 220 kV 套管接口处相序布置

若电缆夹层中电缆采用 GIS 出线的布置顺序布置,计算得到的电流不均匀系数 K 值如表 3 所示。

表 3 优化前并联电缆 K 值

电缆夹层中电缆布置方案	K		
	A 相	B 相	C 相
ABCABC	0.771	1.055	1.317

由表 3 可见,并联电缆间电流分配很不均匀,这样当发生故障出现暂时过电流时,有可能会超过电缆的通流限值,不利于设备安全稳定运行,因此,需对夹层中的电缆布置进行优化。由于 GIS 出口至夹层段和联接变压器套管至夹层段长度仅 15 m, 不利于改变电缆间距和布置方式,因此只能优化电缆夹层中的电缆。将夹层中的电缆布置方式改为 ABC-CBA。调整后,计算得到的电流不均匀系数 K 值如表 4 所示。

表 4 优化后并联电缆 K 值

电缆夹层中电缆布置方案	K		
	A 相	B 相	C 相
ABCCBA	0.954	1.043	1.136

由表 4 可见,优化后电缆间电流不均匀程度得到明显改善。采用优化电缆布置能有效改善并联电缆分流不均的问题。

4 结 语

建立 PSCAD 仿真模型,对交流高压并联电缆的电流分配不均匀系数进行了研究,主要研究工作和结论如下:

1) 计算了 8 种并联电缆布置方案下并联电缆分流系数 K 值,计算结果表明:方案 3、4、5、6 最优,并联电缆中流过的电流大小相同,能完全利用到电

(下转第 58 页)

特高压交流输电线路电气不平衡度及换位研究

陈麒任, 罗楚军, 李 健, 刘文勋, 张 瑚, 但京民

(中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司, 湖北 武汉 430071)

摘要:架空输电线路各相导线参数的不一致, 导致了系统中电流和电压的不对称, 必须结合导线换位来减小线路不平衡度。基于电磁暂态软件 ATP-EMTP, 搭建了适用于 1000 kV 特高压交流输电线路的仿真模型, 并结合 Matlab 软件进行编程计算, 研究了双回输电线路的电气不平衡度及其影响因素。提出了 1000 kV 输电线路电压不平衡度满足要求值的换位方式, 对于武汉—南京—长沙 1000 kV 特高压交流输变电工程线路, 在武南段进行一次全换位, 南长段进行一次全换位, 即可满足不平衡度限制的要求, 换位后电压不平衡度低于 0.66%。

关键词:电气不平衡度; 换位; 输电线路; 逆相序

中图分类号: TM751 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2020)01-0017-05

Research on Electrical Unbalance and Transposition of UHVAC Transmission Lines

Chen Qiren, Luo Chujun, Li Jian, Liu Wenxun, Zhang Hu, Dan Jinmin
(Central Southern China Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Power Engineering Consulting Group, Wuhan 430071, Hubei, China)

Abstract: The inconsistent parameters of three-phase overhead transmission line lead to the asymmetrical current and the asymmetrical voltage in power system, so it is necessary to change the position of the wire to reduce the unbalance. Based on ATP-EMTP, a 1000 kV UHVAC transmission line model is established, and combined with Matlab software for programming calculation, the factors affecting the electrical unbalance of double-circuit transmission lines are studied. The transposition method for voltage unbalance of 1000 kV transmission line which meets the required value is proposed. For Wuhan-Nanjing-Changsha 1000 kV UHVAC transmission and transformation engineering line, the Wuhan-Nanchang section will be fully transposed as well as the Nanchang-Changsha section, which can meet the requirements of unbalance limit. After transposition, the voltage unbalance is less than 0.66%.

Key words: electrical unbalance; transposition; transmission line; reverse phase sequence

0 引 言

输电线路的不平衡度是衡量电力质量的重要参数, 架空输电线路在线路正常运行时, 各相导线都具有不同的线路参数, 比如导纳、阻抗。这种参数上的不对等引起了输电线路中电流和电压的不对称, 通常用电压、电流的不平衡度来衡量。当系统不平衡度超过限值时, 回路中连接的电气设备就会受到影响, 甚至影响线路正常运行^[1]。

输电线路中, 不平衡度的大小主要取决于导线相间的耦合程度, 即导线电压、导线电流的负序、零

序、正序分量之间的耦合程度。这个耦合程度与导线的空间相对方位有着直接的关系。进行导线不同相之间的换位, 改变相间的空间相对方位, 使三相导线在整个线路长度上的空间位置趋于对称, 是当前解决长距离特高压输电线路电力系统不平衡度的常用方法。在超高压输电线路中, 可以通过调整导线的换位方式和换位点, 来保证线路长度较长时输电线路电力质量的稳定^[2]。

武汉—南昌—长沙 1000 kV 特高压交流输电线路工程全线路总长度为 750.5 km, 武汉—南昌段长 405.3 km, 南昌—长沙段长 345.2 km。采用电磁暂态仿真软件 ATP-EMTP, 对该线路不平衡度进行

仿真计算,对不平衡度的影响因素进行讨论分析,并对换位方式进行研究,推荐合理的换位方式。

1 计算模型

所建电力线路模型采用三相电压源供电,另一端采用三相等效负载,保持模型输送的功率、电压以及功率因数与额定值相当。

1.1 架空线路模型

架空线路用 π 型等值电路来模拟,其结构如图1所示。采用EMTP的LINE CONSTANT子程序,根据架空线路空间方位及参数,采用Carson模型进行仿真计算。

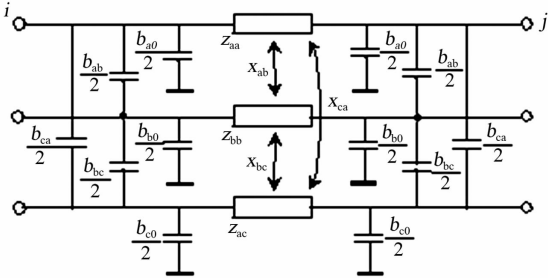


图1 三相输电线路 π 型等值电路

按照1000 kV输电线路杆塔结构,在ATP中建立三相架空线路模型,其结构如图2所示。

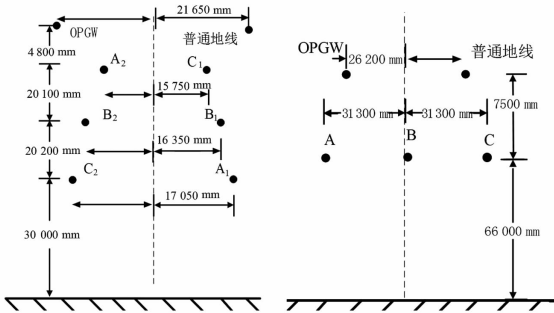


图2 线路模型

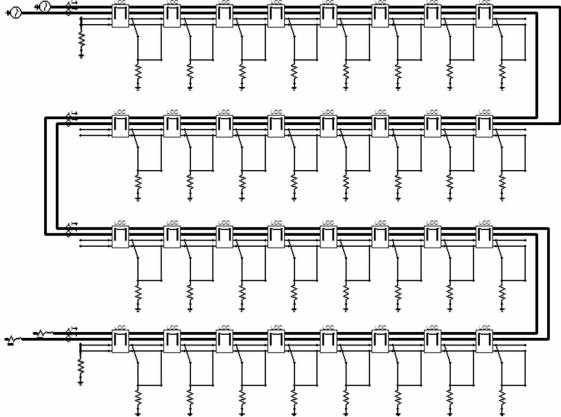


图3 线路分析模型

1.2 线路分析模型及计算方法

基于架空线路模型,在ATP-EMPT中建立三相架空线路不平衡度分析模型。

线路模型三相电源电压为1000 kV,架空线路模型分为多个小节,每节采用p型等值电路进行仿真计算。得到线路模型负载端的电压电流波形,利用相-序变换矩阵求解正、负序分量^[3],对于电压有:

$$\begin{bmatrix} \dot{V}_1 \\ \dot{V}_2 \\ \dot{V}_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{V}_a \\ \dot{V}_b \\ \dot{V}_c \end{bmatrix}$$

式中, $a = e^{j120^\circ}$ 。根据标准规定公式计算 ε_U 及电流不平衡度 ε_I ,由于分析中采用对称负载,因此只需计算 ε_U ^[4]。

1.3 其他计算参数

武汉—南昌—长沙1000 kV特高压交流输电线路工程最高运行电压是1100 kV;输送功率是5000 MW;功率因数为0.95。工程所用到的导地线参数如表1所示。

表1 导地线参数

导地线	型号	分裂间距 /mm	直流电阻 /($\Omega \cdot \text{km}^{-1}$)	外径 /mm
导线	JL1/G1A-630/45	400	0.045 5	33.8
	JL1/G1A-630/55	400	0.045 2	34.3
	JL1/G1A-500/45	400	0.058 6	30.0
	JLHA2/G3A-500/45	400	0.058 6	30.0
	JL1/G1A-500/65	400	0.057 6	30.9
地线	JLB20A-185		0.470 4	17.5

2 线路不平衡度分析

2.1 线路长度对不平衡度的影响分析

使用线路分析模型在ATP-EMPT软件进行仿真计算,线路三相电压与电流波形如图4、图5所示,不平衡度计算结果如表2所示。

由表2可知,线路不平衡度随着线路长度的增加而增大。武汉—南昌段与南昌—长沙段的不平衡度差距较大的原因是两段线路的单回路比例不一

样,武汉—南昌段单回长度占 2.1%,南昌—长沙段单回长度占 19.7%。同时也可以看出武汉—南昌段在长度为 220 km 时不平衡度就超过了 2% 的限值要求;南昌—长沙段在长度为 140 km 时不平衡度就超过了 2% 的限值要求。

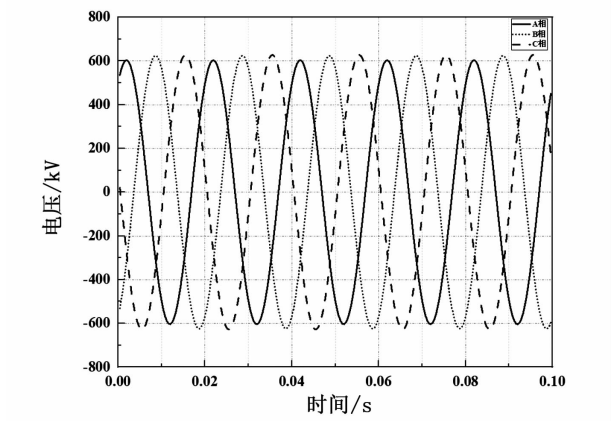


图4 电压波形

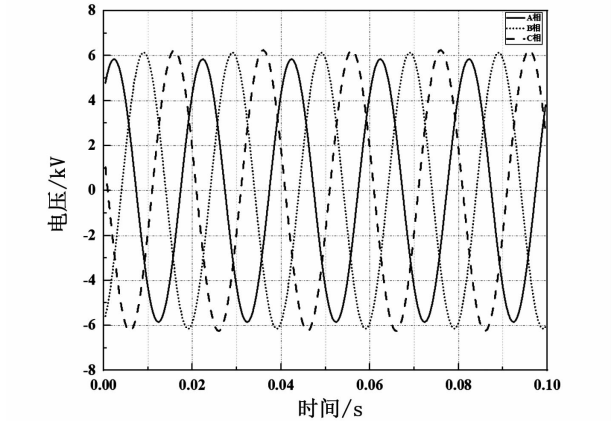


图5 电流波形

线路长度 /km	不平衡度/%	
	武汉—南昌	南昌—长沙
100	0.85	1.68
140		2.03
200	1.87	2.48
220	2.05	
300	2.99	4.05
345		4.41
400	4.06	

2.2 导线对地高度

采用工程给定的系统参数以及杆塔数据,对武南段 400 km 不同杆塔呼高下的不平衡度进行仿真

计算,结果如表 3 所示。

表 3 导线对地高度对不平衡度的影响	
杆塔呼高/m	不平衡度/%
22	4.05
26	4.05
30	4.06
34	4.06
38	4.06

从表 3 可知,输电线路不平衡度受到导线对地高度的影响微小,在实际工程中可以不计。

2.3 相序对不平衡度的影响

武汉—南昌—长沙工程中同塔双回全部采用逆相序,为研究相序对不平衡度的影响,用相同的系统参数计算同塔双回线路不同相序情况下,线路的不平衡度,计算结果如表 4 所示。

线路长度 /km	不平衡度/%		
	同相序	逆相序	异相序
100	2.02	0.85	1.41
200	5.08	1.87	3.28
300	8.26	2.99	5.24
400	11.40	4.06	7.10

上述结果表明,导线同相序排列时,双回输电线路的不平衡度最高,导线异相序排列时线路的不平衡度较低,逆相序排列时不平衡度最低。

对同相序排列线路,超过 100 km 需要换位;对于采用异相序排列方式的线路,超过 160 km 需要换位;对于逆相序排列方式的线路,超过 220 km 需要换位。

同塔双回线路间存在电场和磁场耦合,两回路间相互干扰,同相序运行方式下,两回路间的干扰是相互加强的,由此引起不平衡度增加;而在逆相序和异相序排列方式下,两回间的干扰是相互削弱的,双回线路的不平衡度减小。

2.4 土壤电阻率对不平衡度的影响

武汉—南昌—长沙 1000 kV 特高压交流输电线路工程跨越 3 省 9 市,地理位置跨度大,地质不同,需研究土壤电阻率对不平衡度的影响。

针对 400 km 长的同塔双回及单回线路,建立仿真模型,计算了不同土壤电阻率的情况下线路的不

平衡度,计算结果见表5。

表5 不同土壤电阻率下线路不平衡度		
土壤电阻率 /($\Omega \cdot \text{m}$)	不平衡度/%	
	同塔双回	单回
100	0.12	0.22
200	0.12	0.22
300	0.12	0.22
400	0.12	0.22
500	0.12	0.22
600	0.12	0.22
700	0.12	0.22
800	0.12	0.22
900	0.12	0.22
1000	0.12	0.22

由表5可知,土壤电阻率对输电线路不平衡度的影响很小,可以忽略不计。

3 全换位后线路不平衡度分析

3.1 全换位后线路不平衡度

图6为线路换位示意图,换位后达到首端和末端相序一致,每种相序排列各占1/3的线路长度,构成一个整循环,称为一个全换位^[5-6]。

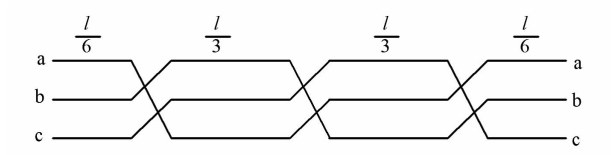


图6 线路一个全换位

利用EMTP的换位元件,在EMTP电磁暂态计算程序中,一个输电线路全换位的模型示于图7。

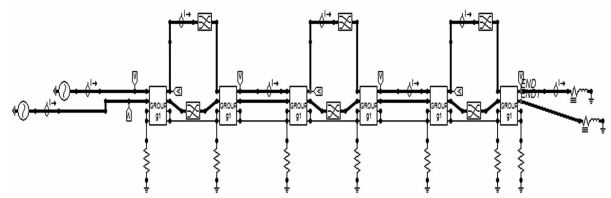


图7 EMTP中一个全换位计算

使用此模型计算线路不平衡度,图8、图9为一次

个全换位后线路负载的电压、电流波形,表6为不平衡度的计算结果。

表6 一次全换位后线路各段不平衡度		
线路长度 /km	不平衡度/%	
	武汉—南昌	南昌—长沙
100	0.560	1.69
200	1.320	1.46
300	0.680	1.02
345		0.66
400	0.077	

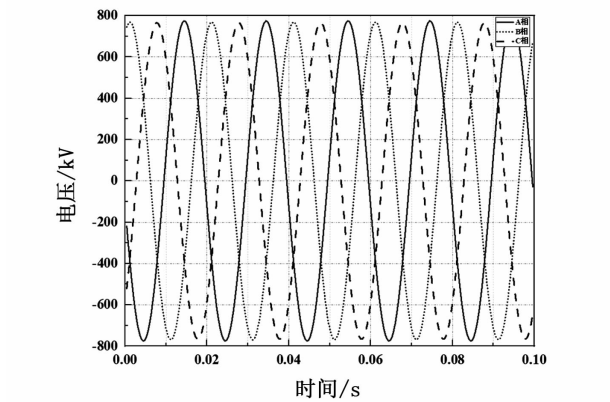


图8 一次全换位后线路电压波形

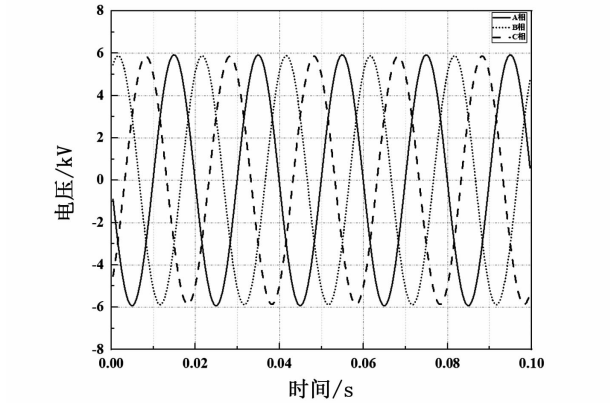


图9 一次全换位后线路电流波形

从表6中可以看出,经过一次全换位后,线路电压不平衡度显著减小。按照国家标准GB/T 15543-2008《电能质量三相电压允许不平衡度》的要求^[7],对垂直排列线路,一次全换位能满足电压不平衡度要求的长度远大于400 km。

按照武汉—南昌和南昌—长沙两段分别进行一次和两次全换位后线路不平衡度如表7所示。

表 7 全换位后不平衡度

线路	线路长度 /km	不平衡度/%	
		一次全换位	两次全换位
武汉—南昌	405	0.077	0.05
南昌—长沙	345	0.31	0.10

从表 7 可看出武汉—南昌—长沙 1000 kV 线路进行一次全循环换位后,线路不平衡度小于 2% 的限值,满足要求。

3.2 不同长度线路全换位后不平衡度

为研究一次全换位后线路长度对不平衡度的影响,保持计算用系统参数和塔头尺寸不变,分别针对同塔双回及单回线路,按照图 7 所示换位方式,建立仿真模型,计算了不同线路长度的情况下线路的不平衡度,计算结果见表 8。

表 8 换位后线路长度对不平衡度的影响

线路长度 /km	不平衡度/%	
	同塔双回	单回
100	0.01	0.02
200	0.04	0.07
300	0.08	0.14
400	0.12	0.22
500	0.18	0.29
600	0.24	0.43
700	0.30	0.59
800	0.36	0.73
900	0.42	0.83
1000	0.47	1.25

由表 8 可知,按照实际工程的塔头及系统参数,一次全换位后线路不平衡度能满足限值要求的长度大于 1000 km。使用多项式拟合可知,同塔双回路不平衡度达到 2% 限值时的长度约为 2700 km,单回线路达到 2% 限值时的长度约为 1600 km。

4 结 语

综合前面的计算、分析和研究,主要结论如下:

1) 导线对地距离对线路不平衡度几乎没有影响。随着水平线间距离的减小,不平衡度有所减小,随着垂直线间距离增大,不平衡度有所减小。

2) 运行电压、输送功率和线路不平衡度的关系:在运行电压一定的情况下,不平衡度随输送功率的增大而增大;在输送功率一定的情况下,不平衡度随运行电压的升高而减小。

3) 同塔双回路的不平衡度高于单回路。

4) 导线同相序排列时,双回输电线路的不平衡度最高,导线异相序排列时线路的不平衡度较低逆相序排列时不平衡度最低。对同相序排列线路,超过 100 km 需要换位;对于采用异相序排列方式的线路,超过 160 km 需要换位;对于逆相序排列方式的线路,超过 220 km 需要换位。

5) 按照所研究的实际工程的塔头及系统参数,一次全换位后线路不平衡度能满足限值要求的长度大于 1000 km。使用多项式拟合可知,同塔双回路不平衡度达到 2% 限值时的长度约为 2700 km,单回线路达到 2% 限值时的长度约为 1600 km。

参考文献

[1] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册[M]. 北京:中国电力出版社,1999.

[2] 1000 kV 架空输电线路设计规范:GB 50665 - 2011 [S],2011.

[3] 李军, 彭谦, 卞鹏,等. 特高压输电线不平衡度分析及换位方式研究[J]. 电力科学与工程, 2010(9):35 - 39.

[4] H. W. Dommel. 电力系统电磁暂态计算理论[M]. 地永庄等,译. 北京:水利水电出版社,1991.

[5] 孙玉堂. 1000 kV 特高压输电线路换位塔[J]. 电力建设,2005(26):34 - 38.

[6] 程慕尧. 架空输电线路导线换位及绝缘地线运行方式的优化方案. 中国电力,2000,33(1):57 - 58.

[7] 电能质量三相电压允许不平衡度:GB/T 15543 - 2008 [S],2008.

作者简介:

陈麒任(1992),硕士,主要从事高压输电线路研究与设计工作。

(收稿日期:2019 - 11 - 26)

基于频域反射法的高压电缆外破故障定位研究

马 晓 ,刘云龙,余华兴,顾 博,张午阳,黄会贤
(重庆电网有限责任公司江北供电局,重庆 401147)

摘 要:高压电缆在安装施工阶段,有可能遭受机械振动、外力挤压和冲击作用,从而造成绝缘层破损、异物刺入等外破缺陷。为了对这些外破缺陷位置进行精准定位并加以维修,提出一种基于频域反射法的新型高压电缆外破故障定位方法。首先结合电缆分布参数模型,基于现有的频域反射法理论基础,展开对电缆宽频阻抗谱 FFT 变换实现定位方法详细说明。最后在实验室一段 30 m 长的 110 kV 电缆上制作铁钉扎入的缺陷,并对该缺陷进行定位,发现该方法具有较高的识别灵敏度和识别精度。

关键词:外破;高压电缆;定位;缺陷

中图分类号:TM246 **文献标志码:**A **文章编号:**1003 - 6954(2020)01 - 0022 - 04

Research on Fault Location of External Broken in High - voltage Cable Based on Frequency Domain Reflection Method

Ma Xiao¹, Liu Yunlong¹, Yu Huaxing¹, Gu Bo¹, Zhang Wuyang¹, Huang Huixian¹
(Jiangbei Power Supply Bureau, Chongqing Power Grid Co. , Ltd. , Choangqing 401147, China)

Abstract:In the stage of installation and construction, high - voltage cable may suffer from mechanical vibration, external pressure and impact, resulting in damage to the insulation layer, foreign matter penetration and other external damage defects. In order to accurately locate and maintain these faults, a new method based on frequency domain reflection method is proposed. Firstly, based on the cable distribution parameter model and the existing frequency domain reflection method, the location method for FFT transform of cable broadband impedance spectrum is described in detail. Finally, the defect of iron nails in a section of 30 m - long 110 kV cable in the laboratory is made, and the location for the defect is carried out. It is found that the proposed method has high identification sensitivity and accuracy.

Key words:external broken; high - voltage cable; location; defect

0 引 言

随着中国城市化的不断推进和工业的不断发展,人们对电力的需求也在与日俱增,为了满足人们对电力的需求,交联聚乙烯电缆因其良好的电气性能和机械性能而被大量地使用。

虽然交联聚乙烯电缆因其良好的机械性能,使电缆系统发生故障的概率远低于架空输电线路^[1],但由于电缆敷设多位于城市的核心地带,出现故障后,难以定位且修复难度大,造成的损失远远大于架空线路。近年来国内因高压电缆故障导致的爆炸火灾等重大事故,给电网运行带来了极大的威胁^[2-3],高压电缆的运行维护成为电网安全运营的重要保障

之一。

为了保证电力系统的正常运行,需要定期对输电电缆进行巡视,并对缺陷故障部分进行维修。目前电缆故障定位测距的方法主要包括阻抗法和行波法等。其中,阻抗法中的经典电桥法和分布参数计算高阻故障法都具有一定的局限性,测量的精度差,适用范围小。行波法主要包括低压脉冲反射法、脉冲电压法、脉冲电流法和二次脉冲法。现在实际现场中使用最多的电缆局部缺陷定位技术是行波法中的低压脉冲反射法,也就是时域反射法(time domain reflectometry, TDR)定位技术,该方法的基本思想是通过估计入射脉冲信号和反射脉冲信号的时间差实现定位^[4]。但该种方法注入的脉冲高频成分较少,当故障处于始发阶段,电气参数变化不明显时,该方

法不能很好地识别定位缺陷位置。为了提高缺陷故障的识别度,尝试通过频域反射法,对含故障的高压电缆注入一系列步长的扫频信号,并对回损信号进行快速傅里叶变换(fast Fourier transform,FFT)转换为频域信息,此时根据传输线中波的相对传播速度就可以计算出信号反射点的实际距离,即可对故障位置实现精准定位。该方法和时域反射法等行波法相比,包含的高频成分更多,所以反射信号中包含的电缆缺陷信息也更加精细,故具有更好的识别灵敏度和识别精度。

1 电缆特性及阻抗不连续点的波反射

1.1 电缆分布参数模型

由传输线理论^[5]可知,当电磁波的波长远小于网络的物理尺寸时,在网络的整个长度内各点的电压和电流都将是不同的,就不能将线路各点的电路参数合并成集中参数来处理,此时需要用分布参数进行表示。因此,对于电力电缆而言,当注入高频信号时电缆应被当作一个分布参数网络,其等效电路图可由图 1 表示,其中 R 、 L 、 G 、 C 分为电缆单位长度的电阻(单位为 Ω/m)、电感(单位为 H/m)、电导(单位为 S/m)和电容(单位为 F/m)。

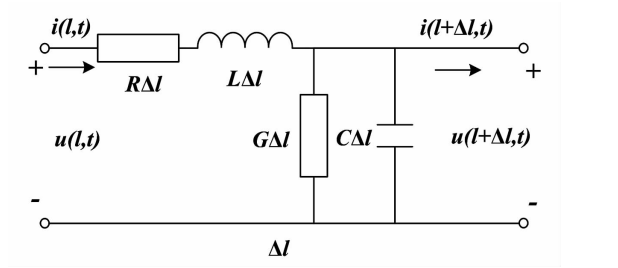


图 1 电缆分布参数等效电路

由于集肤效应和邻近效应^[6-7]的影响,电流主要集中在导体表面,此时频率对电缆的单位电阻 R 与单位电感 L 有较明显的影响,因此在高频下就必须将集肤效应和邻近效应考虑进去。电缆单位长度电阻 R 与电感 L 会随着频率 f 而变化,变化规律由式(1)^[8]近似表示:

$$\begin{cases} R \approx \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0 \omega}{2}} \left(\frac{1}{r_c} \sqrt{\rho_c} + \frac{1}{r_s} \sqrt{\rho_s} \right) \\ L \approx \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{r_s}{r_c} + \frac{1}{4\pi} \sqrt{\frac{2\mu_0}{\omega}} \left(\frac{1}{r_c} \sqrt{\rho_c} + \frac{1}{r_s} \sqrt{\rho_s} \right) \end{cases} \quad (1)$$

式中: $\omega=2\pi f$,为角频率; r_c 和 r_s 分别为电缆缆芯半

径和屏蔽层内半径; ρ_c 和 ρ_s 分别为电缆缆芯电导率和屏蔽层电导率; μ_0 为真空的磁导率; ω 为角频率。

电缆为同轴结构时, G 、 C 可表示为

$$\begin{cases} G = \frac{2\pi\sigma}{\ln(r_s/r_c)} \\ C = \frac{2\pi\epsilon}{\ln(r_s/r_c)} \end{cases} \quad (2)$$

1.2 阻抗不连续点的波反射

通过行波理论可知^[9],行波在经过线路中不均匀节点时会发生一系列的折反射。由于电缆中存在许多结构不连续点,当往电缆中注入一系列高频信号的时候,信号在到达这些结构不连续点时就会发生反射现象。如果利用波反射原理对电缆中缺陷进行检测就能实现对缺陷的精确定位。

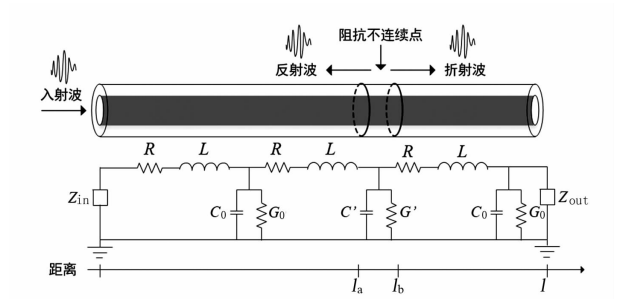


图 2 存在缺陷的线缆传输线模型

如图 2 所示,由于电缆结构的改变和缺陷的存在,导致局部线路的集中参数发生变化。反射系数与入射电压波形 V_i 和反射电压波形 V_r 有关,也与负载阻抗 Z_L 和线路的特征阻抗 Z_0 有关。线路末端的反射系数 Γ_L 可表示为

$$\Gamma_L = \frac{V_r}{V_i} = \frac{Z_L - Z_0}{Z_L + Z_0} \quad (3)$$

若电缆线路末端开路则末端的反射系数为 1,若负载短路则反射系数为 -1 。

2 故障缺陷定位原理

2.1 电缆首端的阻抗频谱特性

根据图 1 的电缆分布参数等效电路图,在正弦稳态条件下可以求出电缆任意位置的电压、电流相量,可表示为

$$\begin{cases} V(z) = V_{i2}e^{\gamma(l-z)} + V_{r2}e^{-\gamma(l-z)} \\ I(z) = \frac{1}{Z_0} (V_{i2}e^{\gamma(l-z)} - V_{r2}e^{-\gamma(l-z)}) \end{cases} \quad (4)$$

式中: V_{i2} 为负载侧的入射电压波; V_{r2} 为负载侧的反

射电压波; γ 称为电缆的传递常数; Z_0 为电缆的特征阻抗。

Z_0 可由式(5)表示为

$$\begin{cases} \gamma(\omega) = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} \\ Z_0(\omega) = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}} \end{cases} \quad (5)$$

传播常数 γ 可由式(6)表示为

$$\begin{cases} \gamma = \alpha + j\beta \\ \beta = \frac{\omega}{v} = \frac{2\pi f}{v} \end{cases} \quad (6)$$

式中: v 为电缆中电磁波的波速; α 称为衰减系数; β 称为相位系数。

此时对电缆任意一点的电流和电压,带入式(4)中就可以得到电缆任意位置处的电压与电流和电缆末端反射系数 Γ_L 的关系,并可以得到当 $z = 0$ 时,也就是电缆首端的输入阻抗为

$$Z(0) = Z_0 \left(\frac{1 + \Gamma_L e^{-2\gamma l}}{1 - \Gamma_L e^{-2\gamma l}} \right) \quad (7)$$

2.2 故障缺陷定位

当电缆存在阻抗不连续点的时候,其缺陷的信息会通过电缆首端的输入阻抗反应出来。因此,可以通过对电缆首端不同频率下的输入阻抗谱的研究来对高压电缆故障缺陷位置进行定位。

对式(7)进行欧拉公式展开并简化为

$$Z(0) = Z_{0h} \left(1 + \frac{2}{e^{2\alpha l} (\cos(2\beta l) + j\sin(2\beta l))} \right) \quad (8)$$

对于式(8),若只考虑电缆宽频阻抗谱的虚部三角函数部分,带入相移常数 β 后可得到:

$$Z'(0) = \sin\left(\frac{4\pi l f}{v}\right) \quad (9)$$

当电磁波频率很高时(此时 $\omega L \gg R, \omega C \gg G$),电缆中电磁波的波速 v 趋近常数。对于式(9)中的 $Z'(0)$,可以认为是以 f 为时间变量,角频率为 $4\pi l/v$ 的正弦信号。考虑其频率为

$$f' = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{2l}{v} \quad (10)$$

可以发现 $Z'(0)$ 的基频可以表征为一时间变量,其频率恰好为 2 倍电缆长度除以波速,即行波从电缆首端再通过末端反射所经历的时间长度,因此利用快速傅里叶变换(FFT)通过寻找 f 的基频 f' 的位置确定为电缆的末端。当频率较高时电缆的波速

趋近常数,且电缆长度 l 也为定值,则 f' 在高频下也趋近常数,所以无需对波速进行评估,故可以认为 f' 的位置为电缆末端的位置。当电缆线路出现缺陷故障,也就相当于在电缆路径中出现阻抗不连续点时,阻抗频谱信息的 FFT 功率谱中会存在两个峰值。其中较为明显的是末端引起的 f' ,另外一个则为缺陷处产生的 f' 。如果在已知电缆长度的情况下,就可以根据电缆末端的位置推算出电缆中存在缺陷的位置。若电缆中存在多个缺陷,则电缆宽频阻抗谱虚部的 FFT 功率谱图中也会存在多个峰。根据峰值与末端峰值进行对比,就可以准确对高压电缆的故障位置进行定位。

3 实验样本制作及测试结果

为了验证该定位方法对高压电缆外破故障位置的定位识别能力,在实验室选取一段长 30 m 的 110 kV 高压电缆,并在 15 m 的位置扎入一枚铁钉模拟电缆外破故障,缺陷设置如图 3 所示。



图 3 高压电缆外破缺陷

针对做好的高压电缆外破样本,利用如图 4 所示的测试系统对电缆进行故障定位分析。首先利用实验装置通过扫频的方式向需要测试的外破电缆注入一系列不同频率的正弦信号,然后把测试到的反射信号通过所介绍的定位方法进行数据分析处理。

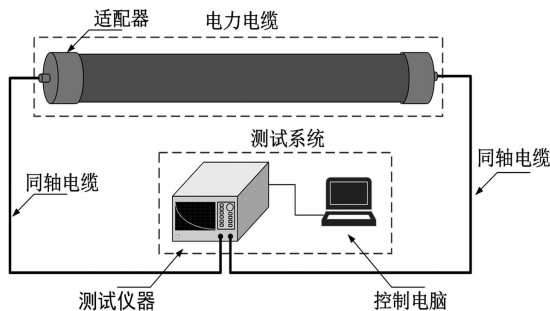


图 4 定位测试原理

测试结果如图 5 所示,可以看到在 15.2 m 的位

置有一个明显的畸变峰,因此可以说明所提出的方法可以有效探测到因外破故障引起的微弱电气参数变化,并具有极高的识别灵敏度和定位准确度,定位误差小于0.7%。图5中电缆首端和末端比较宽的遮蔽区域是因为测试端测试线和末端开路造成阻抗不匹配带来的影响,所以当故障靠近首末端时,有可能对测试结果造成影响。同时,为了与TDR的测试结果进行对比,利用TDR对该缺陷故障样本进行测试,测试结果如图6所示,因为实验样本较短,入射脉冲和反射脉冲叠加干扰严重,得不到明显的测试结果。

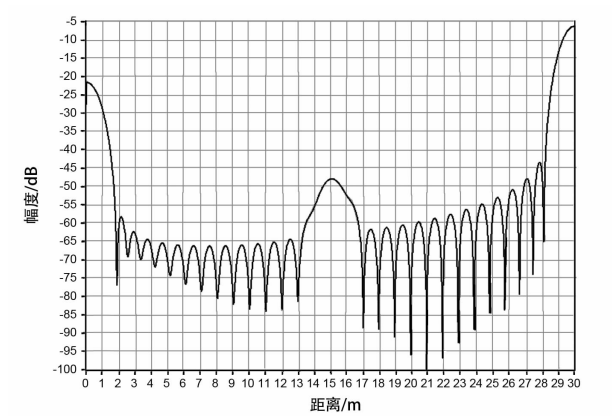


图5 频域反射测试结果定位图谱

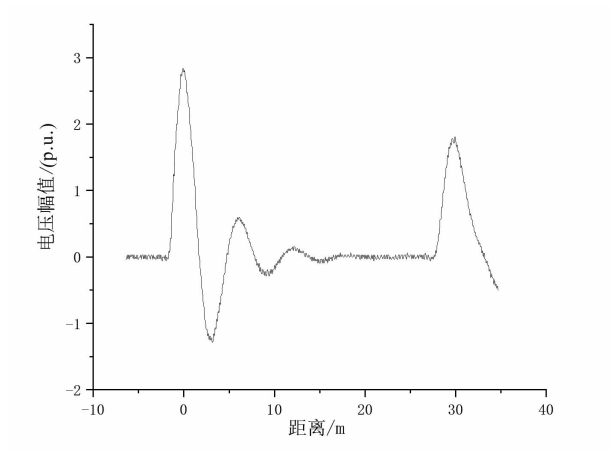


图6 时域反射测试结果定位图谱

4 结 论

- 1)提出了一种基于频域反射法的高压电缆外破故障定位方法,对外破引起的电缆微弱电气参数变化具有很高的识别度。
- 2)通过对有外破缺陷的高压电缆进行定位测试,发现该方法可以实现高精度定位,并且能够实现定位误差小于0.7%。

参考文献

[1] 罗俊华,杨黎明,姜芸,等. 电力电缆运行故障及试验综述[J]. 电力设备,2004,5(8): 4-8.

[2] 魏前虎,陈腾彪,罗智奕,等. 多起220 kV 电缆中间接头故障分析[J]. 电缆技术,2015(2): 34-38.

[3] 黄顺涛. 一起电力隧道中220 kV 电缆接头爆炸机理的研究及应对措施[J]. 企业技术开发,2015,34(12): 82-85.

[4] 李保生. 基于时域脉冲反射原理的电线电缆精确测长技术研究 [D]. 西安:西安电子科技大学,2010.

[5] L. N. Dworsky. Modern Transmission Line Theory and Applications[M]. New Jersey:Wiley, 1979.

[6] 徐政,钱洁. 电缆电气参数不同计算方法及其比较[J]. 高电压技术,2013,39(3):689-697.

[7] 旷建军,阮新波,任小永. 集肤和邻近效应对平面磁性元件绕组损耗影响的分析[J]. 中国电机工程学报, 2006(5):170-175.

[8] Van der Wielen PCJM. On-line Detection and Location of Partial Discharges in Medium-voltage Power Cables [D]. Netherlands:TU Eindhoven,2005.

[9] 赵智大. 高电压技术(第二版)[M]. 北京:中国电力出版社,2006.

作者简介:

马 骁(1989), 硕士,工程师,从事高压电缆运维检修方面的工作。

(收稿日期:2019-12-04)



欢迎订阅

《四川电力技术》

发电厂 500 kV GIS 升压站主变压器合闸过电压分析

刘守豹,侯玉成,童理,赵宇航
(大唐水电科学技术研究院有限公司,广西 南宁 530007)

摘要:发电厂 GIS 升压站具有高度封闭化的特点,在 GIS 断路器操作过程中产生的暂态过电压过程复杂。以某发电厂 500 kV GIS 升压站主变压器合闸过程中出现的绕组绝缘损坏事故为分析对象,采用电磁暂态分析软件 ATP – EMTF 建立发电厂一次设备及变压器绕组分布参数等值电路,对故障变压器合闸过电压及变压器内部电压分布进行了仿真计算。分析结果表明,变压器合闸过程中未出现超过其理论耐受能力的过电压;通过合闸时刻变压器绕组电压分布与绕组损坏情况对比表明,变压器绕组绝缘击穿的原因是其自身绝缘缺陷。

关键词:变压器;合闸;快速暂态过电压;分布参数;梯形等值电路;ATP – EMTF

中图分类号:TM864 **文献标志码:**A **文章编号:**1003 – 6954(2020)01 – 0026 – 05

Analysis on Switching Overvoltage of Main Transformer in 500 kV GIS Booster Station of Power Plant

Liu Shoubao, Hou Yucheng, Tong Li, Zhao Yuhang
(Datang Hydropower Science & Technology Research Institute Co. , Ltd. , Nanning 530007, Guangxi, China)

Abstract:The GIS boost station in power plant is highly enclosed, and the transient overvoltage process is very complicated during the operation of GIS switches. Taking the winding insulation failure occurred in the closing process of main transformer in a 500 kV GIS boost station of a power plant as analysis object, the equivalent circuit of primary equipment and transformer winding distribution parameters is established by using the electromagnetic transient analysis software ATP – EMTF. Simulation calculation is carried out for the closing overvoltage of the transformer and the voltage distribution inside the transformer. The analysis results show that there is no over – voltage exceeding the theoretical tolerance during the transformer closing process, and the comparison between the voltage distribution of the transformer winding and the damage of the transformer winding shows that the fast transient overvoltage is not the cause of the transformer winding insulation breakdown and the real cause is the insulation defect itself.

Key words:transformer; closing; very fast transient overvoltage; distributed parameter; trapezoidal equivalent circuit; ATP – EMTF

0 引言

气体绝缘金属封闭开关设备 (gas insulated switchgear, GIS) 以其占地面积小、运行稳定和维护方便等优点,被广泛应用于电力系统中^[1-5]。在 GIS 断路器、隔离开关操作过程中会形成快速瞬态过电压 (very fast transient overvoltage, VFTO), 快速暂态过电压的特点是幅值大、波头陡、时间短^[6-9]。

对于发电厂 GIS 升压站,其封闭化程度更高,从变压器高压侧至出线均采用 GIS 管道连接,因此 GIS 操作过程中所产生的暂态过程更加复杂^[10-11]。

对于 GIS 操作过程中出现的故障,在未获得暂态过电压信息的情况下,通常采用仿真手段进行事后分析。开展 GIS 升压站暂态过程分析的关键在于建立等效分布参数模型^[12-16],尤其是 GIS 和变压器的分布参数模型。

下面以某发电厂 500 kV GIS 升压站主变压器合闸时发生的变压器高压绕组绝缘击穿事故为分析对象,采用电磁暂态分析软件 ATP – EMTF 建立发电厂一次设备分布参数模型,对于 GIS 采用单芯电缆模拟,对于变压器建立绕组梯形等值电路,对各种工况下的主变压器合闸过电压进行量化计算。分析表明该发电厂 GIS 合空载变压器所产生的过电压未

现对变压器内部过电压的模拟。

GIS 由单芯电缆模拟,变压器由单相双绕组变压器组合而成,变压器高压侧入口电容为 1070 pF (厂家提供数据);因快速瞬态过电压分析中分布电容对分析结果的影响较大,在分析中充分考虑 GIS 母线、变压器套管、绕组对地及绕组之间的电容分布;次要电容根据厂家提供参数(如表 1 所示)进行设置。

表 1 次要电容值		
设备名称	电容值/pF	示意图
断路器	C1: 380	
	C2: 400	
	C3: 840	
隔离开关	C1: 122	
	C2: 109	
	C3: 53	

为了对变压器内部波过程进行分析,需要建立绕组梯形等值电路。对于多绕组变压器,应对绕组分布电容参数进行提取^[17-18],建立的梯形等值电路^[19-20]示意图见图 4。

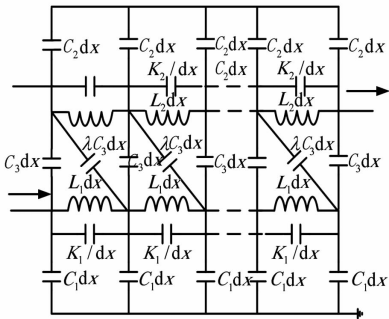


图 4 变压器绕组梯形等值电路

图 4 中,高压绕组、低压绕组单位长度的电感分别用 L_1 、 L_2 表示;高压绕组、低压绕组单位长度对地电容分别用 C_1 、 C_2 表示;编号相同的单位长度高压、低压绕组之间的互容用 C_3 表示;编号相邻的单位长度高压、低压绕组之间的互容用 λC_3 表示。

用 X 表示高低压绕组的高度,建立高压绕组电感 $L_{高}$ 、低压绕组电感 $L_{低}$ 、高压绕组对地电容 $C_{高}$ 、低压绕组对地电容 $C_{低}$ 、高压绕组和低压绕组互容 $C_{高-低}$ 、高压绕组纵向电容 $K_{高}$ 、低压绕组总的纵向电容 $K_{低}$,建立等式(1)如下:

$$\left\{\begin{aligned}L_{高} &= L_1 X \\L_{低} &= L_2 X \\C_{高} &= C_1 X \\C_{低} &= C_2 X \\C_{高-低} &= C_3 + \lambda C_3 \\K_{高} &= K_1 / X \\K_{低} &= K_2 / X\end{aligned}\right. \quad (1)$$

式中, λ 为单位长度的高压、低压绕组正对电容与相邻电容的比例系数,此处取值 0.5。变压器绕组空间因素 $\alpha = \sqrt{C_{高}/K_{高}}$ (或 $\alpha = \sqrt{C_{低}/K_{低}}$), α 的范围一般在 2.5 ~ 7.5 之间,此处取值 5.0。

根据变压器出厂试验结果,变压器部分电容测试值如表 2 所示,根据实测值建立变压器绕组梯形等值电路及升压站过电压仿真模型如图 5 所示。

表 2 4 号主变压器电容量测试值			
测试项目	电容量测试值/pF		
	A	B	C
高压侧套管对地	346	345	346
零相套管	573	583	565
高压对低压及地	6033	6034	6082
低压对高压及地	15 840	15 850	15 800
高压、低压对地	16 220	16 250	16 200

图 5 变压器梯形等值电路中,在高压绕组从上至下依次排列 11 个测试点,测试点 1 设置于高压绕组的入口处,测试点 11 设置于高压绕组尾端。

3 合闸时变压器入口处的过电压

在不同的合闸时刻(合闸时刻 A 相相角不同),对应的最大过电压如表 3 所示。

表 3 不同合闸时刻的过电压		
合闸时刻 A 相相角/(°)	过电压最大幅值/kV	相序
0	816	A
30	892	C
60	843	C
90	862	B
120	845	B
150	860	A

为了尽可能寻找合闸时刻最大过电压幅值,在对 A 相相角[5,55]区间每隔 5°细化,计算得到合闸

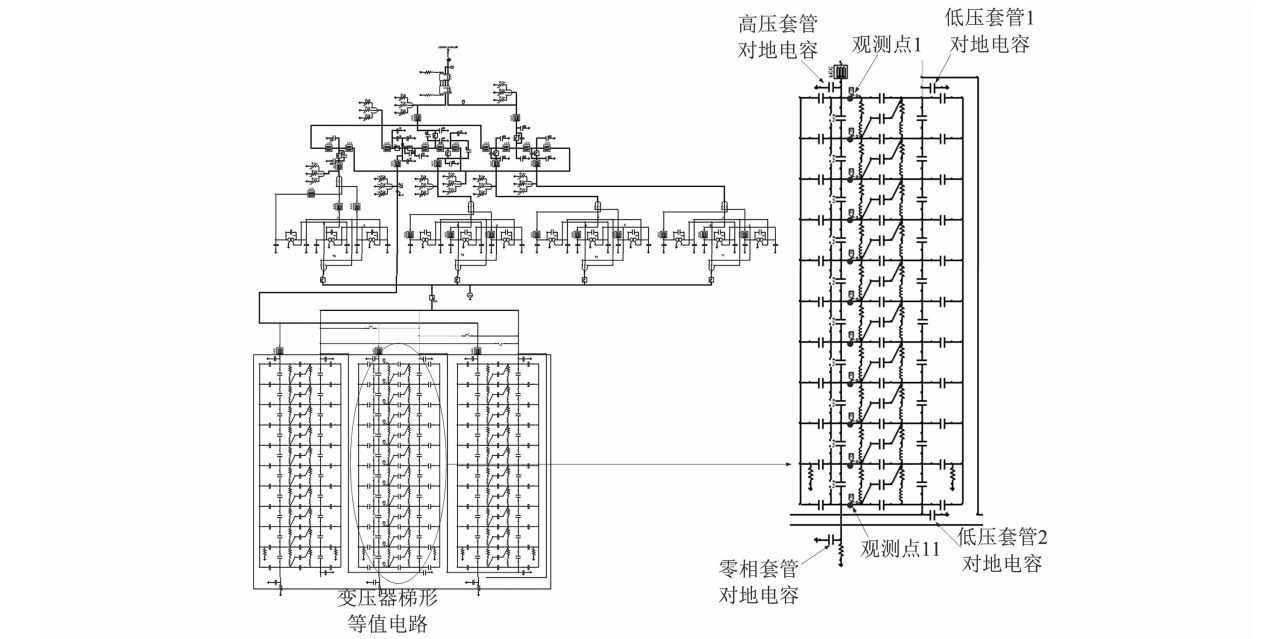


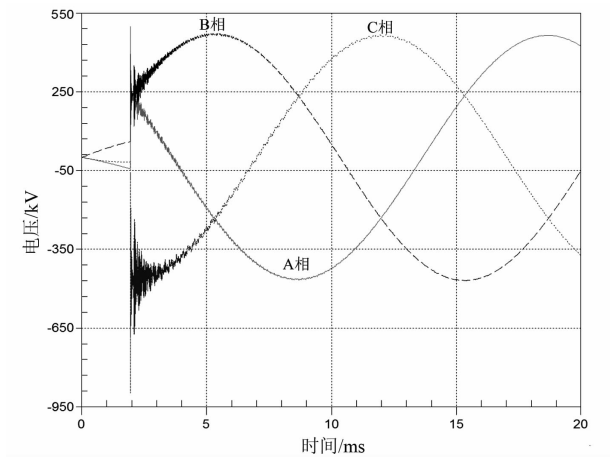
图5 变压器绕组梯形等值电路及升压站过电压仿真模型

过电压如表4所示。

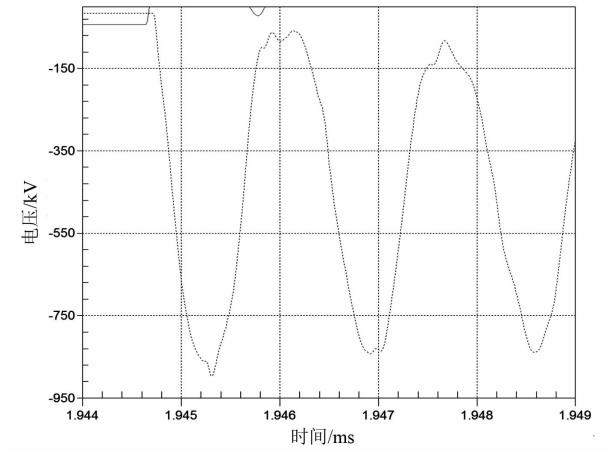
表4 A相相角[5,55]区间的合闸过电压

A相相角/(°)	过电压最大幅值/kV	相序
5	786	A
10	818	C
15	846	C
20	866	C
25	882	C
30	892	C
35	898	C
40	897	C
45	891	C
50	881	C
55	864	C

对应表4中A相相角为35°时,合闸过电压波形如图6所示。



(a)三相电压波形



(b)B相电压波形放大

图6 A相相角为95°时的合闸过电压波形

仿真分析小结:

- 1)当变压器合闸操作过程中未出现电弧时,产生的最大操作过电压幅值为898 kV,小于变压器操作冲击耐受电压1175 kV及其雷电过电压耐受值1550 kV;
- 2)合闸过电压波头陡,上升时间约0.6 μs。

4 合闸时变压器绕组内部的过电压

计算得到各个测试点及测试点间的电压波形如图7所示。

从变压器绕组匝间承受电压波形可知:

- 1)首端绕组承受电压幅值最大,绕组间承受的过电压幅值并非从上至下依次递减,而是呈现先减

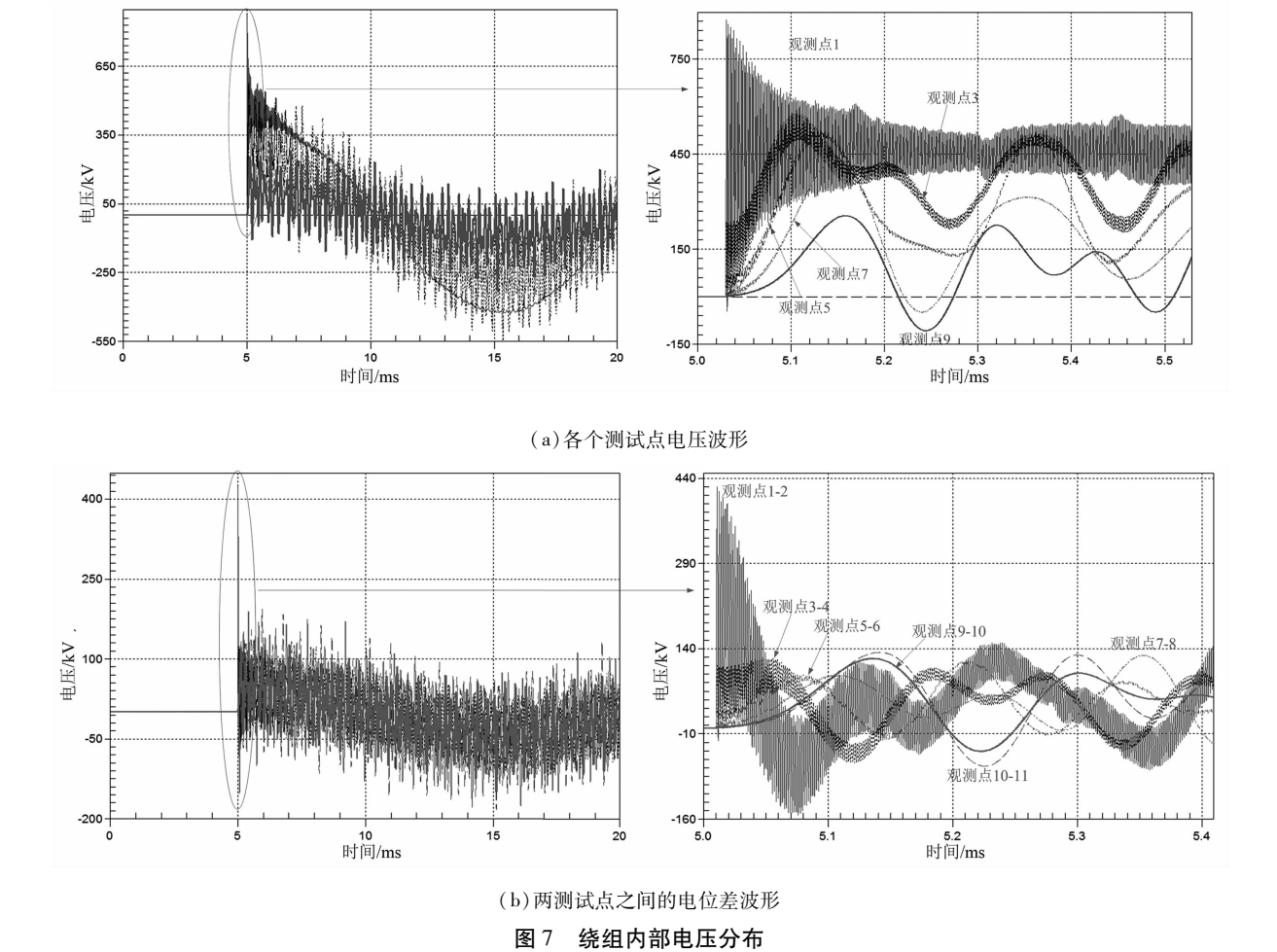


图 7 绕组内部电压分布

小后增加的规律；

2) 首端绕组承受电压幅值高但是波头陡，尾端绕组承受电压相对较低但是波头较缓；

3) 变压器首端和尾端绕组承受冲击电压时损坏概率大于中间绕组。

值过电压,绕组材料存在绝缘缺陷。

4) 电力设备在运行状态改变时不可避免地存在电压波动,电压波动会造成电压升高,但是任何一次设备均有承受一定幅值过电压的能力,不应将设备在运行状态改变时发生的故障简单归因于过电压。

5 结 语

1) 4 号主变压器合闸时未出现超过变压器理论耐受能力的过电压,过电压不是造成变压器事故的根本原因,仅是主变压器绕组绝缘损坏的诱因。

2) 从绕组内部电压分布来看,首端绕组匝间承受的过电压高于绕组其他部分,但其为陡波,或许会造成绕组间匝间局部绝缘击穿,但不会造成绕组绝缘贯穿性击穿;变压器尾端绕组承受的电压幅值虽然较首端绕组低,但其波头较平缓可造成更大面积的绝缘损坏。

3) 变压器绕组实际击穿情况为首端完好、尾端损坏严重,可知变压器绕组绝缘材料具备耐受高幅值陡波冲击的能力,但已无法承受波头平缓的低幅

参考文献

[1] 贺启飞,郭洁,郝治国. 110 kV 小型化 GIS 中快速暂态过电压的研究[J]. 电瓷避雷器,2016(4):88-92.

[2] 史彦楠. 220kV GIS 变电站雷电侵入波分析[D]. 济南:山东大学,2017:1-6.

[3] 张萍,闫涛,李婷,等. VFTO 下大型电力变压器绕组的时域算法研究[J]. 控制工程,2018,25(6):960-965.

[4] 曹叶飞,朱晓东,谭燕. 大电流中压交流气体绝缘金属封闭开关设备的散热结构设计[J]. 高压电器,2018,54(1):200-206.

[5] 吴其,刘晓明,杨田,等. 雷电冲击电压下 GIS 瞬时绝缘数值分析方法[J]. 高电压技术,2018,44(5):1-7.

(下转第 76 页)

弹簧应力松弛对 GIS 故障关合接地开关关合特性的影响研究

朱 青¹, 刘 波², 李万民², 曹亚钊²

(1. 思源电气股份有限公司, 上海 201108; 2. 上海思源高压开关有限公司, 上海 201108)

摘 要:圆柱螺旋压缩弹簧是故障关合接地开关的关键储能零件,并长期处于压缩状态,对于长期压缩状态下的弹性元件,应力松弛是其主要的失效形式。为研究全寿命周期内弹簧应力值是否仍然满足故障关合接地开关关合特性要求,先通过实验的方法得出使用弹簧应力松弛曲线,推算出全寿命周期内弹簧载荷损失率。再通过 ADAMS 软件仿真得到全寿命周期内的弹簧作用下故障关合特性曲线,并与技术要求值进行对比分析,为提高故障关合接地开关产品可靠性提供理论依据。

关键词:GIS;故障关合接地开关;弹簧应力松弛;动力学仿真计算

中图分类号:TM564 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0031-04

Research on Effect of Spring Stress Relaxation on Shut Properties of GIS Faults Closing Earthing Switches

Zhu Qing¹, Liu Bo², Li Wanmin², Cao Yazhao²

(1. Sieyuan Electric Co., Ltd., Shanghai 201108, China;

2. Shanghai Sieyuan High Voltage Switchgear Co., Ltd., Shanghai 201108, China)

Abstract: Cylinder spiral compression spring is the key energy storage part of the faults closing earthing switch, and it is in the compression state for a long time. For the elastic element in the long-term compression state, stress relaxation is its main failure form. In order to study whether the spring force value still satisfies the closing characteristics of the faults closing earthing switch in life cycle, the spring stress relaxation curve is obtained by experimental method, and the spring load loss rate in life cycle is calculated. Then the faults closing characteristic curve under the action of spring is obtained by ADAMS software simulation, and compared with the technical requirement value, which provides a theoretical basis for improving the reliability of the faults closing earthing switch product.

Key words: GIS; faults closing earthing switch; spring stress relaxation; dynamic simulation calculation

仿真与测试思路进行研究。

0 引 言

应力松弛是指在恒应变条件下,金属材料或元件的应力随时间延续而减小的现象。1868 年 J. C. Maxwell 对应力松弛的规律及其影响做出了解释,但至今人们对应力松弛机制及发生的条件等还没有统一的结论。故障关合接地开关通过电动机带动弹簧储能后再释放,完成开关关合动作。所以研究弹簧的应力松弛规律对提高开关运行可靠性有一定的参考价值。

下面采用各国在弹簧研究上通常采用的计算、

1 弹簧应力松弛试验

圆柱螺旋压缩弹簧的应力松弛程度常用负荷损失率 $(p - p_0)/p_0$, 即 $\Delta p/p_0$ 来表示, p_0 为弹簧的初始载荷, p 为弹簧在任意时刻 t 时所承受的负荷。将设计改进的螺旋弹簧试验装置测试的负荷值换算成负荷损失率,得出负荷损失率与时间的关系曲线。

目前较为适用的压缩螺旋弹簧的应力松弛方程^[1]为

$$\Delta p/p_0 = a + b \ln t$$

(1)

表 2 仿真结果

弹簧状态	行程/mm	合闸速度 /($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	动触头瞬时速度 /($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	行程技术要求 /mm	合闸速度技术要求 /($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	是否关合到位
状态 1	129.7	2.61	3.14	131 ± 6.5	2.4 ~ 2.8	是
状态 2	129.6	2.53	3.08			是

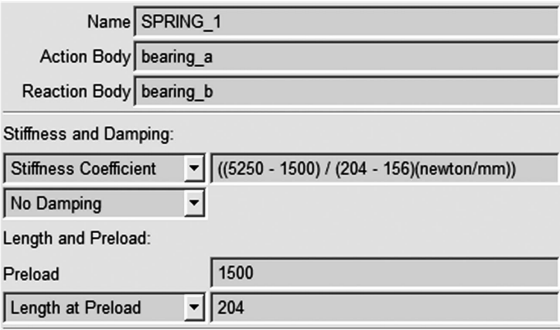


图 4 弹簧理论参数

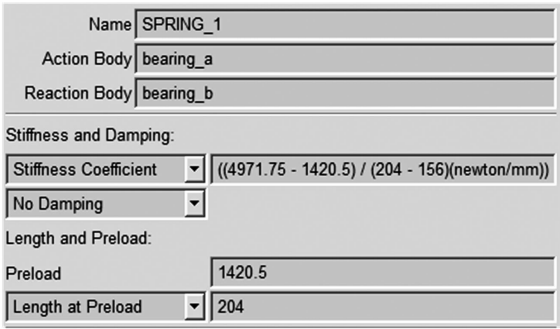


图 5 30 年后弹簧理论参数

率为 5.3%,则 30 年后弹簧的应力值应分别衰减为 $P_1=1\,420.5\text{ N}$ 、 $P_2=4\,971.75\text{ N}$ 。所以 30 年后的弹簧参数设置见图 5。

2.5 模型负载

计算故障关合接地开关的关合特性,需要获得动触头的插入阻力的特性。为提高仿真效率,对触头座模型单独建模,并将仿真数据导出到本体模型中作为输入。

模型负载主要来源于机械阻力和电动力,为了准确获得该模型负载大小,根据实测无电动力时阻力值大小,仿真得到合理动触头与弹簧触指间的摩擦系数 f 。然后考虑电动力的影响,仿真得到合闸时三相本体负载大小见图 6 所示。

2.6 仿真结果

开关在状态 1 弹簧作用下合闸特性曲线见图 7 所示;在状态 2 弹簧作用下合闸特性曲线见图 8 所示。仿真结果见表 2。

根据仿真结果显示,30 年后,在弹簧载荷损失 5.3% 的情况下,开关依然能够关合到位。

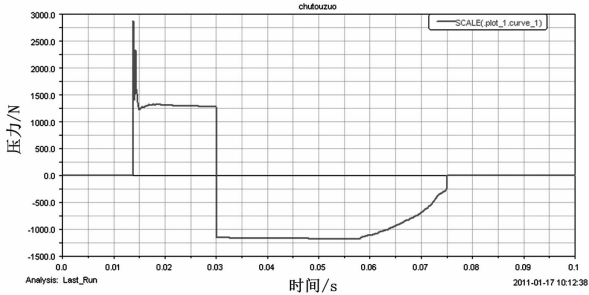


图 6 带电动力时的插入阻力

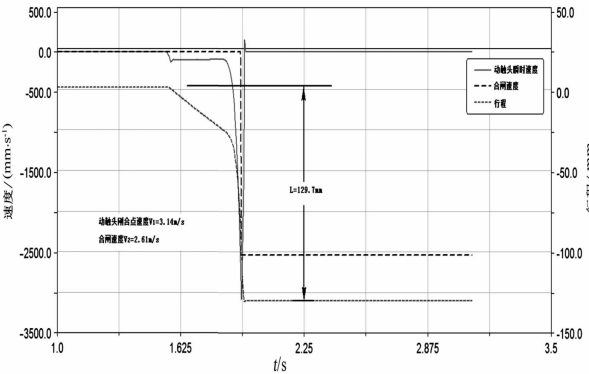


图 7 状态 1 弹簧作用下合闸特性曲线

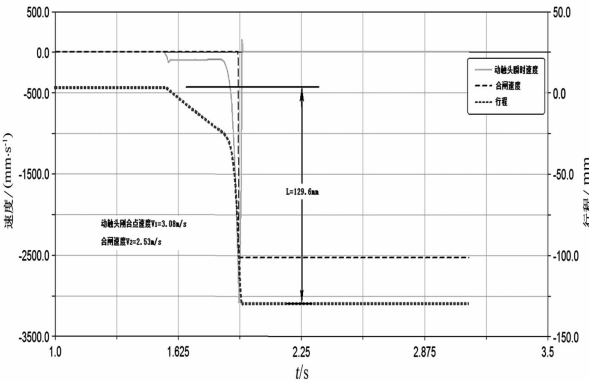


图 8 状态 2 弹簧作用下合闸特性曲线

图 7、图 8 中的曲线含义如下:浅色实线为本体动触头瞬时速度;长虚线为本体合闸速度;短虚线为本体行程。

3 解析计算验证

3.1 仿真模型

为了进一步验证仿真结果,对合闸过程中的能

量进行解析计算。图9至图12是开关关合过程的示意图。从图中可以看出,在整个关合过程中:弹簧力在做正功;动触头所受的关合阻力和缓冲器的阻力在做负功。

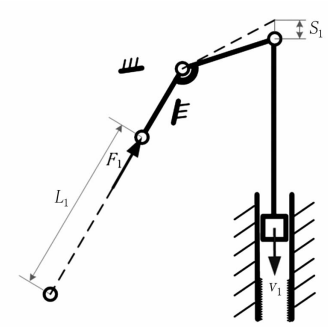


图9 死点位置(弹簧开始作用)

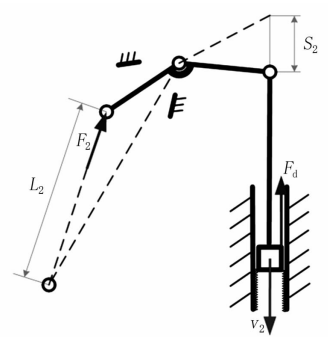


图10 电动力开始作用

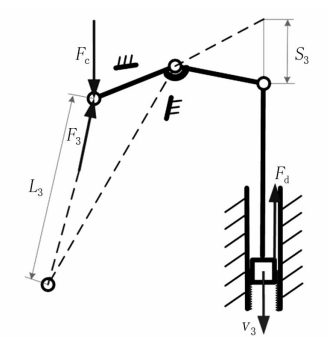


图11 缓冲器开始作用

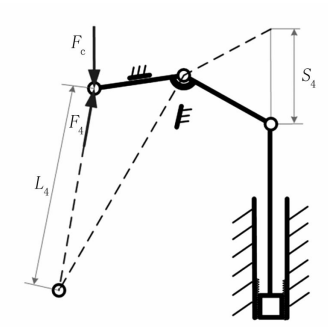


图12 关合到底

图9至图12中各字母代表的含义如下: $F_{1.....4}$ 为不同压缩高度下弹簧力,N; $L_{1.....4}$ 为弹簧不同压缩高度,mm; $S_{1.....4}$ 为不同时刻本体行程,mm; $v_{1.....3}$ 为

不同时刻本体瞬时速度,m/s。

3.2 动触头受到的关合阻力功

1)关合阻力做功

$$W_1 = F_d L_1 + F_{fd} L_2 = 21.8 \text{ J} + 55.3 \text{ J} = 77.1 \text{ J} \quad (2)$$

式中: W_1 是关合阻力所做的功; $F_d L_1$ 、 $F_{fd} L_2$ 分别为刚合点之前和之后的阻力所做的功。 $F_d L_1$ 也即预击穿导致的电动阻力所做的功。预击穿位置 $F_d = 0$,从预击穿点到刚合点之间,该力值线性增加到最大值^[2-3]。经讨论,该值应比实际值大,因此对关合能力的计算偏保守。 $F_{fd} L_2$ 根据图6的阻力曲线对位移积分得来。

2)缓冲器吸收能量

缓冲器吸收的能量为

$$W_2 = \bar{F}_c s = c \bar{v} s \quad (3)$$

式中: c 为阻尼系数; $\bar{v}$ 为缓冲器平均速度; s 为缓冲行程。

按 $c = 1.05 \text{ N}/(\text{mm} \cdot \text{s}^{-1})$, $\bar{v} = 2.5 \text{ m/s}$, $s = 5 \text{ mm}$ 估算出 $W_2 = 13.1 \text{ J}$,保守起见取 $W_2 = 14 \text{ J}$ 。

3)合闸所需能量

合闸所需的最小能量为关合阻力做的功和缓冲器吸收的能量之和:

$$W_c = W_1 + W_2 = 77.1 \text{ J} + 14 \text{ J} = 91.1 \text{ J} \quad (4)$$

4)弹簧合闸功

考虑到传动效率和保证可靠合闸的裕度,弹簧提供的能量应在合闸所需能量的基础上除以一个系数:

$$W_s = W_c \times \frac{1}{\eta} = 91.1 \text{ J} \times \frac{1}{0.6} = 151.8 \text{ J} \quad (5)$$

式中, η 为考虑机械效率和可靠合闸裕度的系数,通常取 $0.6 \sim 0.7$ ^[2]。

因此,按现模型计算,要使开关能够关合到位,要求的弹簧操作功大于 151.8 J 。

状态1的弹簧功为

$$W_s = \frac{(5250 + 1500) \text{ N} \times 0.048 \text{ m}}{2} = 162 \text{ J}$$

$162 \text{ J} > 151.8 \text{ J}$,因此能关合到位。

状态2的弹簧功为

$$\begin{aligned} W_s &= \frac{(4971.75 + 1420.5) \text{ N} \times 0.048 \text{ m}}{2} \\ &= 153.4 \text{ J} \end{aligned}$$

$153.4 \text{ J} > 151.8 \text{ J}$,因此也能够关合到位。

(下转第66页)

新能源汇集的多端柔性直流系统运行方式及控制策略分析

周登钰^{1,2}, 张新燕², 赵理威³, 王开泽¹, 孙 凯⁴, 王志浩²

(1. 国网武威供电公司, 甘肃 武威 733000; 2. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830047;
3. 国网昌吉供电公司, 新疆 昌吉 831100; 4. 北京金风科创风电设备有限公司, 北京 100175)

摘 要:针对新能源消纳与功率外送受限问题,通过分析新能源基地分布的形态,研究能源基地采用多馈入电压源型直流输电并网,然后经电流源型直流输电通道外送的多端柔性直流系统结构。并根据多端柔性直流系统的运行方式分析送受端换流站的控制策略,实现系统功率的协调分配以及系统的灵活运行。最后通过 DIgSILENT 建模仿真,验证系统的稳定性和控制策略的有效性。

关键词:功率外送;区域性能源;多端柔性直流系统;运行方式及控制策略;建模仿真

中图分类号:TM712 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0035-05

Analysis on Operation Mode and Control Strategy of Multi-terminal Flexible DC System in Renewable Energy Collection

Zhou Dengyu^{1,2}, Zhang Xinyan², Zhao Liwei³, Wang Kaize¹, Sun Kai⁴, Wang Zhihao²

(1. State Grid Wuwei Electric Power Supply Company, Wuwei 733000, Gansu, China;

2. Institute of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830047, Xinjiang, China;

3. State Grid Changji Electric Power Supply Company, Changji 831100, Xinjiang, China;

4. Beijing Gold Wind Science & Creation Wind Power Equipment Co., Ltd., Beijing 100176, China)

Abstract: Aiming at the limits of renewable energy accommodation and power delivery, the distribution form of renewable energy base is analyzed, the multi-infeed voltage source converter based DC transmission (VSC) grid is studied, and then the structure of multi-terminal flexible DC system delivered by line commutated converter based DC transmission (LCC) channel is also studied. According to the operation mode of multi-terminal flexible DC system, the control strategy of converter station in sending end and receiving end is analyzed, and the coordinated distribution of system power and the flexible operation of the system are realized. Finally, through DIgSILENT modeling simulation, the stability of the system and the effectiveness of the proposed control strategy are verified.

Key words: power delivery; regional energy; multi-terminal flexible DC system; operation mode and control strategy; modeling simulation

0 引 言

由于中国能源的分布不匀,能源中心和负荷中心逆向分布,“三北”、蒙西等新能源聚集区域,新能源消纳问题日益严重,功率外送亟待解决。但新能源的消纳受输电通道、自身波动性等因素制约,导致弃电严重,外送受限^[1]。随着柔性直流输电技术的不断发展,新能源通过多端柔性直流系统外送是解决区域性新能源消纳问题的有效措施和保证新能源

有效利用及可持续发展的重要战略^[2-4]。柔性直流输电技术是构建灵活运行、高效输电并充分利用可再生能源的直流输电系统的有效途径,是未来直流输电技术的发展方向^[5]。因此“三北”、蒙西区域等各能源基地通过 VSC-HVDC 并网是解决区域性风光基地送电问题的一种最优策略。文献[6]中介绍了一种并联结构的四端直流输电系统,只对四端系统进行仿真,没有考虑在系统不同运行方式下的控制策略。文献[7]提出多端柔性直流系统的不同控制策略,但是否适用于弱交流系统还

需进一步分析。文献[8]提出了多端直流系统的不同拓扑结构,并建立了相应的柔性直流系统进行了仿真验证。文献[9-13]研究了风电、光伏电场直流并网的拓扑结构和控制策略。文献[14]研究了直流系统故障的诊断和故障抑制的控制策略。文献[15-16]研究了一种换流站之间的同步切换策略,不能够有效地抑制在直流侧故障下电压的波动。文献[17]研究了一种适用风电并网的环形六端直流系统,该系统在交流系统较强的情况下较稳定,但不适合“三北”荒芜地区。文献[18]研究了大型风电基地功率外送的多端直流系统控制策略,该拓扑结构简单,系统缺乏灵活运行的方式。

下面在上述研究的基础上针对“三北”蒙西地区的区域性能源分布形态,提出新能源基地采用多馈入电压源型直流输电并网,然后经电流源型直流输电通道的多端柔性直流系统结构实现跨省功率外送;并根据系统的运行方式分析了送受端换流站的控制策略,然后通过 DigSILENT 建模仿真系统的运行特性,主要分析了在系统不同运行方式下控制策略对多端柔性直流系统的功率波动频率、电压、电流稳定性的影响。

1 多端柔性直流输电基本原理

多端柔性直流系统主要由换流站和直流输电线路构成,其柔性直流输电系统结构如图 1 所示。

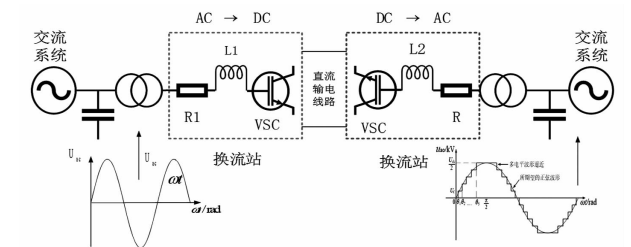


图 1 柔性直流输电系统结构

多端柔性直流系统中换流站可以根据所处送受端的位置来决定其工作在整流状态还是在逆变状态。系统通过对各换流站电压源换流器(voltage source converter, VSC)的控制就能实现在直流系统两端交流系统之间有功和无功的传输^[19]。

多端柔性直流输电系统的核心是换流站(电压源型)。若在不考虑阀电抗器的损耗以及谐波分量时,取 U_s 为变流系统电压的基波分量; U_c 为换流站交流侧电压的基波分量; δ 为 U_s 和 U_c 之间的相角

差;双极直流母线电压差为 U_d ; X_L 为相电抗器的电抗。则可得到:

$$U_c = \frac{M}{2} \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} U_d \angle (\delta_s - \delta) = \frac{\mu M}{\sqrt{2}} U_d \angle (\delta_s - \delta) \quad (1)$$

式中: μ 为直流电压的利用率; M 为调制比,即 VSC 输出相电压峰值与单极直流电压的比值。功率转移电路如图 2 所示,图中: P_s 、 Q_s 分别为变流系统的有功和无功; P_c 、 Q_c 分别为换流站输出的有功和无功。

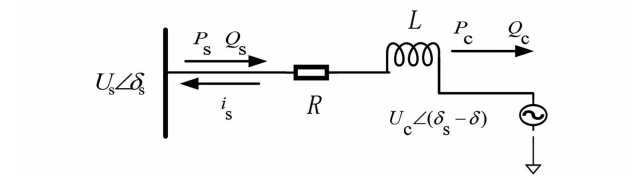


图 2 功率转移电路

从交流系统看进去,则可计算出换流站与交流系统之间传输的有功功率 P 和无功功率 Q 为

$$P = \frac{U_s U_c \sin \delta}{X_L} = \frac{K^2 U_s \sin \delta}{X_L} \quad (2)$$

$$Q = \frac{U_s (U_c - U_c \cos \delta)}{X_L} = \frac{U_s^2 (1 - K \cos \delta)}{X_L} \quad (3)$$

式中, K 为换流站输出电压增益,是 U_c 与 U_s 的比值,与 M 定义不同,但均能反应换流站输出电压的变化。由式(2)可以看出 δ 的变化影响传输的有功功率;由式(3)可以看出 U_c 的变化影响传输的无功功率。因此通过控制 δ 、 U_c 就可以控制直流电流的方向及传输有功功率及无功功率的大小。从交流系统看进去,VSC 可等效于一个端电压幅值、相角均可控的无旋转惯量的同步发电机。

2 系统概述

所提出的能源基地采用多馈入电压源型直流输电(VSC)并网,然后经电流源型直流输电(line commutated converter, LCC)通道外送形成多电源供电、多通输电的多端柔性直流系统结构,如图 3 所示。新能源并网经过换流站 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4、VSC5,形成五端柔性直流输电系统来增加风光功率的外送。五端柔性系统中有部分换流站公用直流输电通道,节省线路成本和损耗,更加经济。

3 运行方式

所研究的主要的运行方式是将 VSC5 作为受

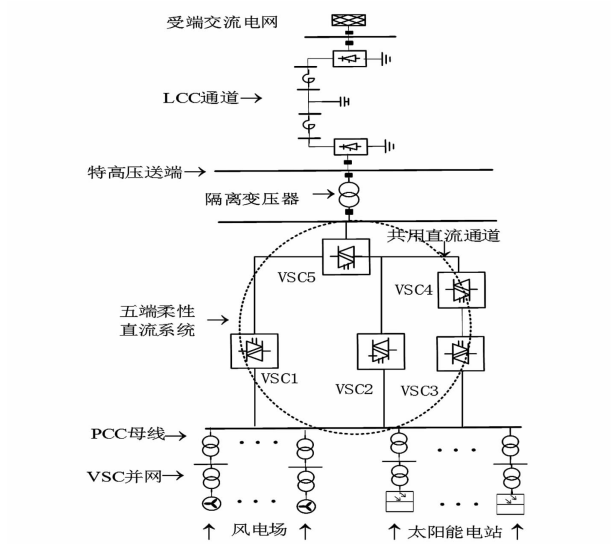


图3 多端树枝式柔性直流系统拓扑

端,其他四端 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4 作为送端。为提高五端系统的运行灵活性,系统还可以有其他运行方式,分为五端、四端、三端、二端和 STATCOM 5 类共 10 种运行方式,具体如表 1 所示。

表 1 系统运行方式			
分类	运行方式	运行的换流站	换流站直流功率和 /MW
五端系统	1	VSC1、VSC2、VSC3、VSC4、VSC5	2000
	2	VSC1、VSC2、VSC4、VSC5	1800
四端系统	3	VSC2、VSC3、VSC4、VSC5	1600
	4	VSC1、VSC2、VSC5	1400
三端系统	5	VSC2、VSC4、VSC5	1600
	6	VSC3、VSC4、VSC5	1400
二端系统	7	VSC1、VSC5	1400
	8	VSC2、VSC5	1200
	9	VSC4、VSC5	1200
STATCOM	10	5 个换流站完全独立,VSC1、VSC2、VSC4、VSC5 可以运行在 STATCOM 方式	0

将这 10 种运行方式再归类划分为交直流并联(有源 HVDC)、单换流站直流孤岛(无源 HVDC)、多换流站直流孤岛(无源 HVDC)、单换流站 STATCOM(静止无功补偿器)4 类运行方式。

交直流并联方式(有源 HVDC):所研究五端柔性直流系统,换流站 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4、作为整流站运行,VSC5 作为逆变站运行,形成五端柔性直流输电系统,主要的运行方式就是交直流并联方式,通过直流线路和交流线路共同联网供电。

单换流站直流孤岛方式(无源 HVDC):当换流

站 VSC1、VSC2、VSC3 交流侧电网与交流主网联络线故障断开只留下孤立的供电连接线路时,则换流站 VSC1、VSC2、VSC3 处于单换流站直流孤岛方式,对局部的电网进行调频和调压。

多换流站直流孤岛方式(无源 HVDC):当换流站 VSC1、VSC2 交流侧电网与交流主网联络线故障断开时,换流站 VSC2、VSC4 可以采用多换流站直流孤岛方式;换流站 VSC1、VSC4 交流侧电网与交流主网联络线故障断开时,换流站 VSC1、VSC2 可以采用多换流站直流孤岛方式;换流站 VSC1、VSC3 交流侧电网与交流主网联络线故障断开时,换流站 VSC1、VSC2、VSC4 采用多换流站直流孤岛方式。

STATCOM 方式:是指柔性直流换流站与交流系统有电气连接,而与其他换流站通过直流线路的电气连接断开的运行方式。5 个换流站完全独立时换流站 VSC1、VSC2、VSC4、VSC5 运行在 STATCOM 方式,主要用来调节系统无功。

4 控制方式

4.1 控制模式分析

柔性直流系统稳定运行的基础是保证直流电压的稳定,直流网络功率大幅波动引起的直流电压异常会导致换流站过流闭锁,情况比较严重的可能会因单个换流站引起整个直流系统的故障和瘫痪。多端柔性直流系统受端电网侧为有源交流网络,通常采用定直流电压控制方式,能提高交流系统的电压稳定性。定直流电压控制的具体控制框图如图 4 所示,首先是电压的参考值与实际电压的测量值进行比较得到一个偏差量,然后 PI 控制器对偏差量进行调节后再通过对电流的限幅产生一个电流的参考值 i_{dref} 。此参考电流作为内环电流控制的参考值。在多端柔性系统正常运行时换流站中必须有一个采用定直流电压控制的换流站,该多端柔性直流系统是以换流站 VSC5、VSC1、VSC2、VSC4、VSC3 的依次顺序优先选择定直流电压控制方式。

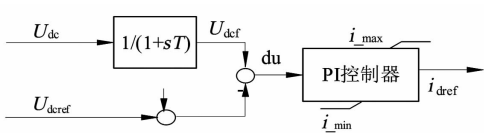


图4 定直流电压控制

当多端柔性系统中五端换流站 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4、VSC5 独立运行时,换流站 VSC1、

VSC2、VSC4、VSC5 运行于 STATCOM 方式,系统换流站亦采用定直流电压控制。除定直流电压控制的换流站之外的换流站采用定有功控制。

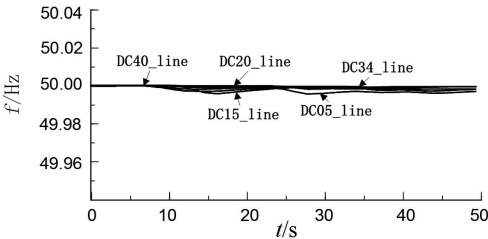
4.2 静态真分析

所研究的多端系统中,风电建模选取容量为 5 MW 的双馈风机,各个换流站之间的距离选取为 100 km,其他建模参数如表 2 所示。以最复杂的五端运行方式为例进行仿真分析。

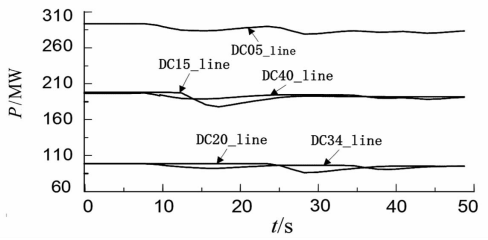
表 2 系统设备参数

设 备	VSC5	VSC1	VSC2 ~ VSC4
交流电压/kV	320	110	110
换流站 无功补偿/Mvar	900	360	180
额定功率/MW	1000	400	200
直流线路 电压等级/kV	± 150	± 150	± 150

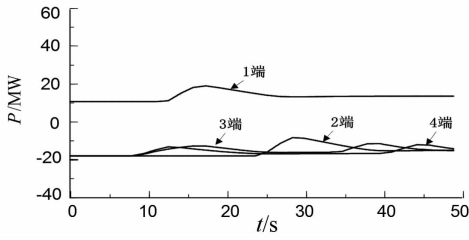
五端柔性直流输电系统正常运行时的特性曲线如图 1 所示。在没有故障情况下,最大容量的风光基地 1 风场风速在 10 s 时减小至 8 m/s,持续 6 s 后风速恢复到 11 m/s,系统有功功率下降如图 4(b) 所示。系统采用定直流电压控制,送端换流站 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4 进行无功补偿保证系统功率的平衡如图 4(c) 所示,进而稳定直流电压、电流,如图 4(d)、图 4(e) 所示,避免风电场风电机组脱网。在风速波动时,系统定频率控制让各直流通道的运行频率稳定在 50 Hz 左右,如图 4(a) 所示。综上仿真分析,验证了所提出的控制策略可以有效地控制新能源的波动对系统稳定性的影响,保证系统电压和功率的稳定。



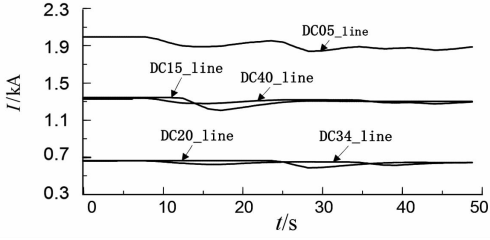
(a) 直流通道输电频率



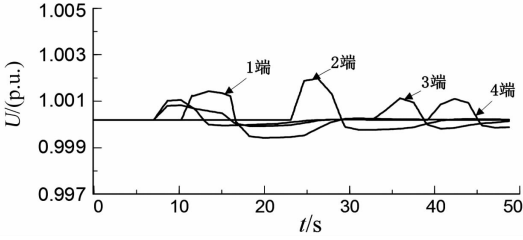
(b) 直流通道输电功率



(c) 系统送端有功功率



(d) 直流通道时序电流



(e) 直流通道时序电压

图 5 系统正常情况动态特性

4.3 故障扰动仿真分析

多端柔性直流输电系统输出功率和输入功率是否平衡是系统运行的重要因素,当输入功率和输出功率不平衡时,就会直接影响直流电压的波动,使系统不能正常运行。同样,以最复杂的五端运行方式为例进行仿真分析。

由于换流站 VSC1 是在五端柔性直流系统中 4 个送端 VSC1、VSC2、VSC3、VSC4 中容量最大的一个,潮流对整个系统的影响相对较大。选在能源基地 1 公共连接点汇流母线处设置三相故障,来研究系统在故障扰动下的运行特性。设置在 0.2 s 时刻发生故障,然后在 0.5 s 时刻清除故障,故障持续 0.3 s,在 1 s 时刻仿真结束。在发生故障后风电基地功率无法正常输送功率,送端换流站 VSC1 输出的功率也随之减少,进而导致了受端换流站接受的功率也减少,如图 5(c) 所示。换流站 VSC1 与 VSC5 之间的直流通道 DC15_line 在故障时刻,功率发生大幅下降,如图 5(d) 所示。与此同时,故障也造成五端直流系统的电压、电流发生如图 5(a)、5(b) 所示的振荡,当电压振荡幅度超过系统稳定运行时的电

压范围,风电场侧的换流站将采用恒压变频控制,通过调节输入功率来达到对系统功率波动的调节。到0.5 s时将故障完全切除,系统中送端换流站容量最大的VSC1,采用定直流电压控制来保证系统直流电压的稳定,剩下其他的送端换流站采用定有功功率控制来保证系统有功功率的平衡。

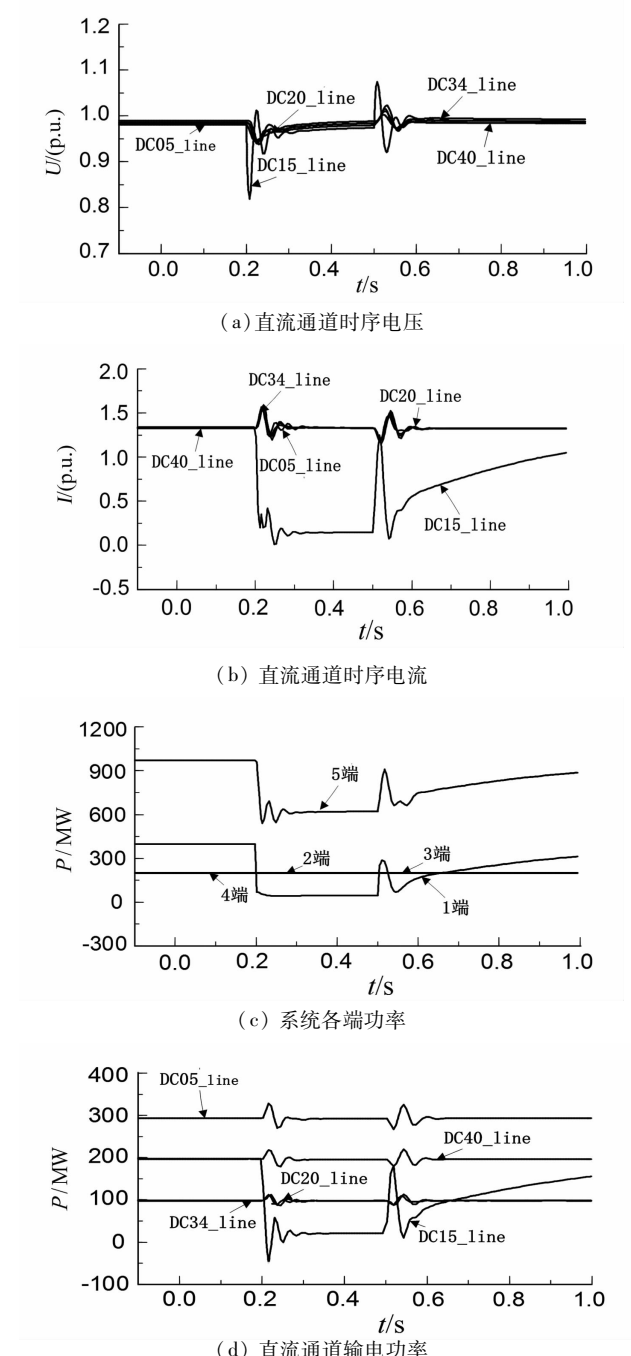


图6 系统故障情况下动态特性

5 结 语

前面结合了新能源基地分布的形态,研究能源

基地采用VSC并网、LCC通道外送的系统结构,并根据拓扑结构对系统的运行方式和控制策略进行了研究分析,通过DIgSILENT建模仿真系统在五端运行时的情况,验证了所提的控制策略在系统五端运行方式下仍然可以保证系统的稳定运行。系统稳态运行时,系统各节点电压波动不大,维持在1.0 pu附近,当能源基地1公共连接点发生故障,系统电压跌落近0.25 pu,系统定直流电压控制和定有功功率控制来保证系统电压和有功功率的平衡。

参考文献

[1] 周强,汪宁渤,何世恩,等. 高弃风弃光背景下中国新能源发展总结及前景探究[J]. 电力系统保护与控制,2017, 45(10): 146-154.

[2] 刘振亚,张启平,董存,等. 通过特高压直流实现大型能源基地风、光、火电力大规模高效率安全外送研究[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(16): 2513-2522.

[3] 姚良忠,吴婧,王志冰,等. 未来高压直流电网发展形态分析[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(34): 6007-6020.

[4] 周孝信,鲁宗相,刘应梅,等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(29): 4999-5008.

[5] 李岩,罗雨,许树楷,等. 柔性直流输电技术:应用、进步与期望[J]. 南方电网技术, 2015, 9(1): 7-13.

[6] 李少华,王秀丽,张爱玲,等. 并联换流器高压直流输电系统控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015(21): 132-137.

[7] 陈树勇,徐林岩,孙栩,等. 基于多端柔性直流输电的风电并网控制研究[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(增1): 32-38.

[8] 蒋冠前,李志勇,杨慧霞,等. 柔性直流输电系统拓扑结构研究综述[J]. 电力系统保护与控制, 2015(15): 145-153.

[9] 王常骥,郭家虎. 风电场直流并网的拓扑结构研究[J]. 电网技术, 2014, 38(11): 3065-3070.

[10] 吕敬,施刚,蔡旭,等. 大型风电场经VSC-HVDC交直流并联系统并网的运行控制策略[J]. 电网技术, 2015, 39(3): 639-646.

[11] 范心明,管霖,夏成军,等. 风电场交直流混合输电并网中VSC-HVDC的控制[J]. 中国电机工程学报, 2014,34(28): 4781-4790.

[12] 王岩,魏林君,高峰,等. 光伏电站经柔性直流集电送出系统的低电压穿越协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(14): 70-78.

(下转第62页)

促进新疆新能源消纳中电化学储能容量需求分析

闫广新, 林雪峰

(中国能源建设集团新疆电力设计院有限公司, 新疆 乌鲁木齐 830001)

摘要:近几年, 新能源发电装机比重迅速增大, 承担主要调峰任务的火电机组比重逐年下降, 冬季新能源丰期与供热期叠加, 造成电网调峰异常困难。在分析新疆新能源消纳问题、风电、光电的出力特性以及主要的电化学储能技术特点的基础上, 为尽可能消纳新能源发电量, 测算出“十四五”期间新疆电网的调峰电源容量需求, 提出适用于新疆电网需要的电化学储能技术及储能规模。

关键词:风功率波动; 电力调峰平衡; 储能系统; 消纳; 弃风; 弃光

中图分类号: TM711 **文献标志码:** B **文章编号:** 1003-6954(2020)01-0040-05

Capacity Demand Analysis of Electrochemical Energy Storage for Accommodating New Energy in Xinjiang Power Grid

Yan Guangxin, Lin Xuefeng

(China Energy Engineering Group Xinjiang Electric Power

Design Institute Co., Ltd., Urumqi 830001, Xinjiang, China)

Abstract: In recent years, the proportion of photovoltaic power in Xinjiang has increased rapidly. The proportion of thermal power plants that undertake major peaking tasks has been declining. The new energy generation has been superimposed on the heating period, and the phenomenon of wind/PV curtailments has become more serious. Based on the analysis of new energy consumption problems in Xinjiang, the output characteristics of wind power and photovoltaics, and the characteristics of the main electrochemical energy storage technologies, the peak power supply capacity demand in the 14th five-year period is calculated in order to absorb the new energy generation as much as possible. The electrochemical energy storage technology and the energy storage scale applicable to Xinjiang power grid are proposed.

Key words: wind power fluctuations; power and peak load balance; energy storage system; accommodation; wind power curtailment; PV curtailment

0 引言

能源是人类社会发展的物质基础, 能源安全是国家安全的重要组成部分。在人类共同应对全球气候变化大背景下, 世界各国纷纷制定能源转型战略, 提出更高的能效目标, 制定更加积极的低碳政策, 推动新能源发展, 加大温室气体减排力度。由于风能、太阳能等受自然因素影响, 具有不连续、不稳定、不可控的特点, 大规模接入电网会给电网的安全运行带来严重的影响。储能系统可以实现新能源发电与电网负荷之间的“弹性”连接, 是解决电网调峰困

难、新能源出力不稳定问题的有效技术措施, 可以减小新能源大规模接入电网后带来的冲击, 从而提高电网消纳新能源的能力。

新疆风能资源、太阳能资源丰富。近几年, 风电、光伏发电装机比重迅速增大, 承担主要调峰和调频任务的火电机组比重逐年下降; 同时新疆冬季供暖期长达6个月, 冬季新能源发电丰期与供热期叠加造成电网调峰、调频异常困难。随着近年来储能技术, 特别是电化学储能技术的日益成熟, 建设大型储能电站并参与调峰、调频运行, 成为解决调峰、调频问题的必然选择。同时, 建设大型储能电站也是降低弃风率、弃光率的有效手段^[1]。

1 新疆新能源发展概况

1.1 新能源装机概况

随着新疆新能源基地的建设,新能源规模逐年增大,装机占比已经超过 30%。2015—2018 年新疆新能源装机容量统计见表 1 所示。

表 1 新疆新能源装机统计

年份	装机容量/(10 ⁴ kW)			新能源装机占比/%
	风电	光伏	合计	
2015	1 690.62	528.6	2 219.22	33.7
2016	1 775.48	892.6	2 668.08	34.7
2017	1 835.00	908.0	2 743.00	33.4
2018	1 920.10	951.6	2 871.70	33.4

1.2 新能源消纳情况

1) 年度新能源消纳情况

近年来,随着大批新能源规模化接入,弃风、弃光现象较为严重。2016 年弃风比最高达到 38.4%,弃光比最高达到 31.8%。随着新能源消纳多措并举综合实施,如自备电厂替代交易、跨省跨区交易、火电灵活性改造、推进清洁供暖等,弃风、弃光现象得到一定程度的缓解,至 2018 年弃风比为 22.9%,弃光比为 15.5%,见图 1 所示。

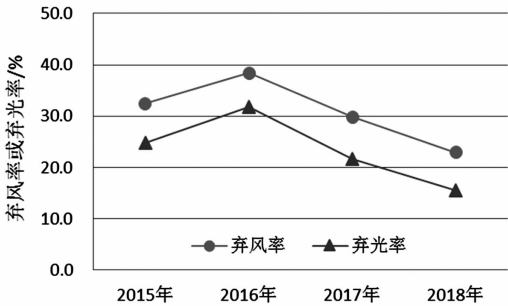


图 1 2015—2018 年新能源年弃电比统计

2) 月度新能源消纳情况

由于新疆电网主要是依靠火电进行调峰,在进入冬季后大量供热机组需承担供热任务,调峰能力大幅下降,使得冬季新能源消纳形势要弱于夏季。2017 年供热期 2 月弃风比最大为 40.7%,弃光比最大为 46.5%,2018 年弃风比最大为 37.9%,弃光比最大 24.2%。2017—2018 年风电及光伏弃电比例详见图 2 和图 3。

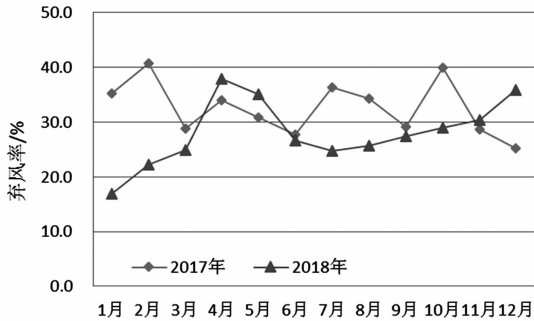


图 2 2017—2018 年风电逐月弃电比统计

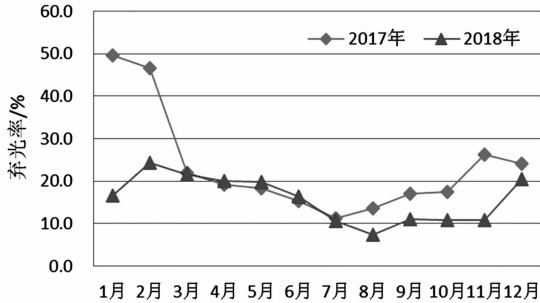


图 3 2017—2018 年光伏逐月弃光比统计

2 新疆新能源出力特性分析

2.1 风电出力特性分析^[3]

1) 年出力特性

根据新疆已投运风电场的样板机出力实测数据,风电发电量呈现一定的季节特性,冬季 12 月、1 月以及春季 3—4 月风电平均出力最大,夏季 7—8 月风电平均出力最小。全年风电可发电量比例见图 4 所示。

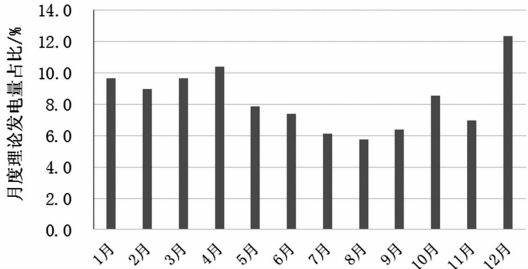


图 4 新疆风电可发电量月度分布

2) 总体出力概率分布

根据样板机 8760 h 数据分析,新疆风电整体出力特性向风电的平均出力区间(35% 左右)集中,极大和极小出力的概率都有所下降。新疆风电超过 72% 出力的概率全年不超过 5%,可认为风电的有效容量系数为 72% 左右。

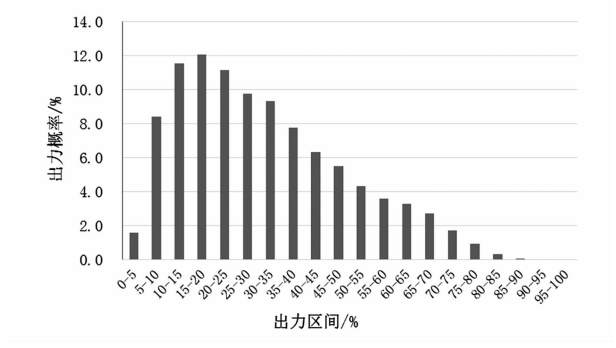


图5 新疆风电全年出力概率分布

3) 日出力特性

根据日出力概率统计,新疆各时段风电可发出力的分布较为平均。相对而言,每日 1:00—6:00、12:00—15:00 风电发电量较高,7:00—9:00,21:00—23:00 风电发电量较低。

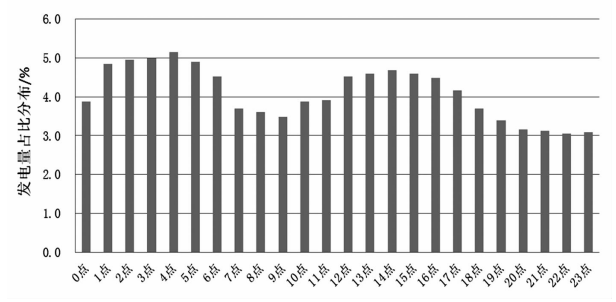


图6 新疆风电各时段出力概率分布

2.2 光伏出力特性分析

根据新疆已投运光伏电站的样板数据,光伏发电量呈现显著的季节特性,5月—10月的太阳能可发电量较大,其中最大月7月、8月份的可发电量是最小月1月份的约2.5倍左右。

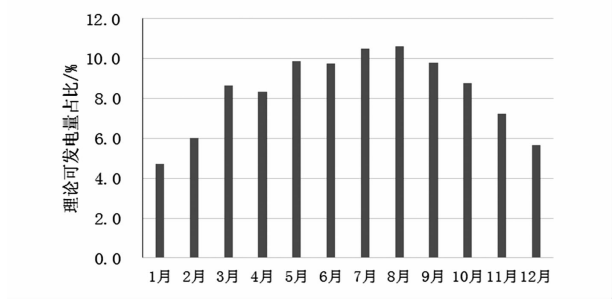


图7 新疆光伏可发电量月度分布

夏季,光伏发电的有效时间一般为 7:00—21:00,光伏发电的最大出力率能达到 65% 以上;冬季,光伏发电的有效时间一般为 9:00—19:00,光伏的最大出力率一般小于 40%。但在全年各月内,光伏发电的出力受到气象的影响,仍然具有较强的波动性和不确定。

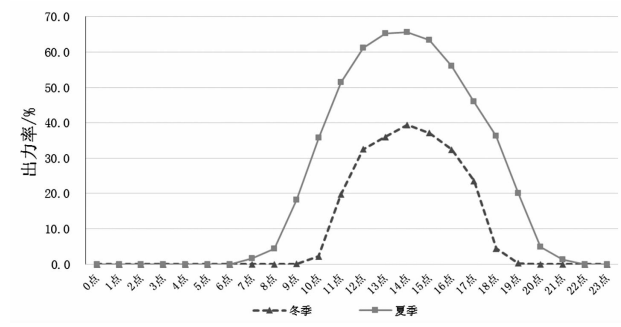


图8 新疆光伏夏季、冬季典型日出力曲线

3 新疆电化学储能容量需求分析

3.1 主要的电化学储能技术

电化学储能主要包括铅蓄电池、钠硫电池、锂离子电池和液流电池等,具备系统简单、安装便捷、运行方式灵活等优点^[4-5]。

1) 铅蓄(铅酸、铅碳)电池

铅蓄电池包括铅酸电池、铅碳电池。铅酸电池具有技术成熟、性价比高、可靠性高、大电流性能好等优点,能量密度 40 ~ 60 Wh/kg,循环次数 500 ~ 1000 次,充放电效率 85% ~ 90%,已成为交通运输、国防、通信、电力等领域应用最为广泛的电源技术之一。铅酸电池的缺点是能量密度低、循环寿命短。铅碳电池兼具传统铅酸电池的优点,在性能方面进行了提升,改善了铅酸电池的寿命短的劣势(是普通铅酸电池的 4 ~ 5 倍),具有充电速率快、可回收利用、安全性能好、成本较低等优点,而其缺点是能力密度低。

2) 钠硫电池

钠硫电池是以金属钠和液态硫为活性物质,工作在 300 ~ 350 ℃ 的高温型储能电池,原材料储量丰富,成本较低,储能密度高达 760 Wh/kg、没有自放电现象,充放电效率高达 100%,适用于电力系统调峰、调频。但是钠硫电池最大的缺点是高温运行,高温、腐蚀问题是阻碍其进一步发展的主要障碍之一;另外,钠硫电池放电深度较小,不能在线测量电池的荷电状态(state of charge, SOC),在电网智能化的趋势下,其应用场景受限,研究热度在逐渐下降。

3) 锂电池

锂电池根据材料不同可以分为磷酸铁锂、钛酸锂、三元锂等,其中:三元锂电池能量密度 300 ~ 380 Wh/kg,循环次数 2000 ~ 5000 次,充放电效率

85% ~ 98%。锂电池具有循环寿命长、能量密度高、充放电倍率较高、成本持续下降、能快速充放等优点,特别适用于电动汽车等移动式储能方式。近年来,锂电池储能已被广泛应用于调峰调频领域,并逐步占据主要市场。

4) 液流电池

液流电池是通过可溶性电对在惰性电极上发生电化学反应而完成能量存储与释放的一类电池,目前技术比较成熟的液流电池包括全钒液流电池、锌溴液流电池、铁铬液流电池和多硫化物/溴液流电池。液流电池具有响应速度快、循环寿命长、安全稳定性强等优点,其中:全钒液流电池储能量密度 15 ~ 50 Wh/kg,循环次数 5000 ~ 10 000 次,充放电效率 65% ~ 75%,是最成熟的储能技术之一,在国内已经有很多大型示范工程。

3.2 新疆新能源发展规划

1) 风电发展规划

新疆是中国的多风区省份之一,其独特的地理环境,造成风向风速分布的多样性。新疆的九大风区多处于戈壁上,地形平坦,可开发面积大,建场条件优越;年平均风功率密度均在 150 W/m² 以上,有效风速小时数在 5500 h 以上,具备建设大型风电场的条件。根据新疆电力中长期规划,至“十四五”末,新疆风电总装机规模达到 42.33 GW,其中直流外送配套 19.03 GW^[6]。

2) 光伏发展规划

新疆太阳能资源优势明显,特别是东部和南部属于资源丰富区,夏季具有 12 h 可发电时长,具有很大的资源开发潜力。根据新疆电力中长期规划,至“十四五”末,新疆光伏发电总装机规模达到 20.55 GW,其中直流外送配套 5.75 GW。

3.3 新疆调峰容量需求分析

根据新疆电网冬季典型日负荷特性,考虑火电、水电、抽水蓄能等电源的调峰能力,从而最终确定电网需要新增的调峰容量需求。

计算分析采用的边界条件:1) 选择水平年为 2025 年,冬季枯水期、供热期,即调峰需求最大的季节进行计算分析;2) 系统旋转备用容量按全社会最大负荷 8% 考虑;3) 枯水期带库容的水电机组主要参与调峰;4) 抽水蓄能机组考虑调峰填谷后,调峰能力按装机容量的两倍考虑;5) 风电反调峰深度根据出力特性分析,最大按 72% 考虑;6) 根据新疆电网火电机组情况,自备、供热机组占比较大,自备电厂基本不参与调峰,仅通过替代交易消纳新能源部分电量,供热机组仅个别完成了灵活性改造,具备一定的调峰深度,这里火电机组的综合调峰系数按 30% 和 35% 两种情况分别进行考虑^[7-9]。

根据上述边界条件得到的计算结果如表 2 所示,考虑到未来小容量火电机组关停、供热机组灵活性改造等因素,火电机组按 35% 的综合调峰深度计算,新疆电网 2025 年仍需要新增调峰电源容量达到 6.12 GW,调峰压力依然严峻。

表 2 2025 年冬季调峰容量需求 单位:10⁴ kW

项目	负荷/装机容量	调峰系数/%	调峰容量	调峰系数/%	调峰容量
全社会最大负荷	7850				
最大峰谷差	1178	—	—	—	—
系统旋转备用	628	—	—	—	—
需要调峰容量	1806	—	—	—	—
系统需开机容量	8478	—	—	—	—
系统开机容量		—	—	—	—
火电(供热、常规、自备综合)	6877	30	2063	35	2407
水电	1601	14	224	14	224
内用风电	2330	—72	—1678	—72	—1678
抽水蓄能	120	200	240	200	240
可供调峰容量	—	—	2527		2871
调峰容量需求	—	—	—722		—1066
考虑风电发调峰后调峰容量需求	—	—	956		612

注:表中短横线“—”表示不需要计算。

3.4 适合于新疆需要的储能技术分析

“十四五”期间,新疆新能源发电装机容量占比比较大,造成电网调峰能力严重不足,需要建设一定规模的储能电站,发挥其削峰填谷、负荷跟踪、调频调压、热备用、电能质量提升等功能,提高电网对新能源的消纳能力。但是,抽水蓄能电站对场址自然条件要求较高,一般来说,只能借助合适的地形建设,且建设周期较长。目前新疆规划建设两座抽水蓄能电站,其中,在建的准东抽水蓄能电站计划于2024年建成投运,哈密抽水蓄能电站计划于2025年以后投运,还远不能解决新疆电网调峰电源容量缺额严重的现状问题。而电化学储能技术具有能量密度高、响应时间快、维护成本低、灵活方便等优点,建设规模可以达到百千瓦至百兆瓦,可建设分散式储能,也适合于构建大规模电化学储能电站,参与电力系统调峰调频,是目前国内外电力系统储能行业发展的焦点,而且随着储能示范项目运行经验的不断积累,技术创新不断提升,将为储能成本下降创造有利条件。电化学储能将在新能源发电、微电网、电力辅助服务、电网侧、用户侧需求响应等领域出现市场机会和商业化模式,显示出重要价值和广阔前景^[10]。

根据“十四五”期间新疆电网调峰容量需求测算结果,2025年冬季需要新增调峰电源6.12GW;考虑到电化学储能的削峰填谷的作用,为尽可能多地接纳新能源发电量,电网需要配置的电化学储能规模为3.05GW。

新疆新能源弃风弃光现象严重,“十四五”期间储能技术应用范围主要考虑电源侧储能,即风电场侧配置储能、光伏电站侧配置储能和共享式储能电站,主要作用是提高电网调峰能力,平滑风电、光伏出力特性、提升风电光伏接入能力、减少弃风弃光率。在确保安全的前提下,结合项目具体情况,储能电池选择以锂电池、锂电池+铅酸(炭)电池组合等技术方案。

4 结 语

在分析新疆新能源消纳现状、出力特性的基础

上,对新疆电网“十四五”调峰容量需求进行了计算分析,由于新疆主要由火电承担调峰任务,调峰问题将随着新能源装机容量的增长愈发严峻。除新疆计划投资的抽水蓄能电站之外,经测算,仍需要建设3.05GW的集中式电化学储能,提升新疆电网的调峰能力和电网安全稳定运行水平,为风电、光伏等新能源开发消纳提供坚强支撑,扩大新能源消纳范围,提高新能源利用效率,促进新能源的健康、可持续发展。

参考文献

[1] 杨军峰,郑晓雨,惠东,等. 储能技术在送端电网中促进新能源消纳的容量需求分析[J]. 储能科学与技术, 2018,7(4):698-704.

[2] 张锋,王衡,樊国伟,等. 新疆电网二〇一九年度运行方式[R]. 乌鲁木齐:新疆电力调度控制中心, 2019:9-11.

[3] 黄林宏,宋丽莉,周荣卫,等. 大型风电基地风电波动特征分析[J]. 中国电机工程学报,2017,37(6):1599-1609.

[4] 蒋凯,李浩秒,李威,等. 几类面向电网的储能电池介绍[J]. 电力系统自动化,2013,37(1):47-53.

[5] 于庆男,张磊,杜毅,等. 全钒液流电池在电力系统中的应用前景分析[J]. 吉林电力,2016,5(44):24-26.

[6] 苗长越,常喜强,姚秀萍,等. 新疆风电消纳相关问题研究[J]. 新疆电力技术,2015(4):39-43.

[7] 张顺,葛智平,郭涛,等. 大规模新能源接入后系统调峰能力与常规电源开机方式关系研究[J]. 电力系统保护与控制,2016,44(1):106-110.

[8] 饶宇飞,王恺文,李晓萌,等. 大规模外网受电及新能源接入下河南电网调峰形势评估[J]. 电网与清洁能源,2017,33(4):105-112.

[9] 侯婷婷. 含大规模风电的电力系统储能电源优化配置研究[D]. 武汉:华中科技大学,2014:56-65.

[10] 苏荻,邹黎,韩冬冬,等. 风光电站储能电池研究综述[J]. 电测与仪表,2017,1(54):83-88.

作者简介:

闫广新(1981),硕士,高级工程师,从事电力系统规划与设计工作。

(收稿日期:2019-11-12)

电压暂降期间工业园区分布式风机转子电流动态响应及其灵敏度分析

许 中,莫文雄,马智远,周 凯
(广州供电局有限公司,广东 广州 510410)

摘 要:工业园区配置分布式风机是优化园区电源结构、节能减排的重要措施。并网点电压暂降期间,工业园区的风机响应特性对园区电能质量呈负面影响。为提高风机低电压穿越能力,首先需定量揭示低电压过程中转子电流暂态特性及影响因素,找到影响低电压穿越能力的薄弱环节。在研究双馈感应发电机低电压过程中的暂态特性的基础上,建立双馈感应发电机暂态转子电流详细模型,将低电压穿越能力的影响因素按电机的结构参数和状态参数两类分别研究影响程度,通过轨迹灵敏度分析,定量揭示各因素的影响程度,为提高园区风力发电机低电压穿越能力提供理论支撑。

关键词:双馈感应发电机;低电压穿越;转子暂态模型;电压暂降;轨迹灵敏度

中图分类号:TM614 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0045-07

Rotor Current Dynamic Response and Sensitivity Analysis of Distributed Wind Turbine under Voltage Sag in Industrial Park

Xu Zhong, Mo Wenxiong, Ma Zhiyuan, Zhou Kai
(Guangzhou Electric Power Supply Bureau Co. Ltd., Guangzhou 510410, Guangdong, China)

Abstract:It is an important measure to optimize the structure of power supply, save energy and reduce emission in industrial park. The characteristics of wind turbine have a negative impact on power quality of the park under voltage sag. In order to improve low voltage ride through (LVRT) capability of doubly-fed induction generator (DFIG), it is necessary to focus on the rotor current transient characteristics and its influencing factors under symmetrical voltage sags. After the presentation of the transient characteristics of DFIG, the transient rotor current model is derived. The influencing degree of both structural and state parameters, such as stator resistance, rotor resistance and their inductance, the generator output power, slip ratio, and rotor side converter (RSC) output voltage, are studied in detail. By trajectory sensitivity analysis, the influence of each factor on the rotor current dynamic behavior is evaluated quantitatively, which can provide theoretical basis for the improvement of LVRT capability of DFIG.

Key words:doubly-fed induction generator (DFIG); low voltage ride through (LVRT); rotor transient model; voltage sag; trajectory sensitivity

0 引 言

现代电力系统中,风电渗透率越来越高,很多园区配置风力发电机组,自发自用实现节能减排。但电压暂降期间,风电机组的低电压穿越能力会影响园区敏感负荷的生产过程,整体对园区电能质量呈负面影响。提高风机低电压穿越能力,是提高园区

科技项目:南方电网科技项目《基于多功能变流装置的优质供电技术研究与应用》(080037KK52160006)

生产稳定性的重要举措^[1-3]。

双馈感应发电机(doubly-fed induction generator,DFIG)是当前风电的主流机型,当系统的风电渗透率较低时,风电机组采用撬棒保护,能有效保护机组^[4-5],但其对电网的支撑能力明显不足。风电机组的低电压穿越能力,主要指机组对电网故障引起的并网点电压暂降的穿越能力^[6]。根据磁链守恒原理,风电机组定子侧电压暂降时,定子磁链中的暂态直流分量以发电机转子的转速切割转子,产生感

应电动势、感应电流,使转子过电压、过电流。转子过电流经转子侧换流器输送到直流侧,导致直流侧电容过电压。同时,当机端电压突然减小时,机组输出功率减小,风机捕获的风能部分不能送入电网,致使转子加速,转差率增大,定子磁链暂态分量加速切割转子,使转子过电流和过电压更严重,导致机组低电压穿越能力进一步恶化。在此过程中,电磁转换和功率交换经历了一个暂态过程,因此,研究 DFIG 转子电磁响应特性,定量分析转子过电流和过电压的影响因素,是提高机组低电压穿越能力的关键。

近年来,国内外对 DFIG 低压穿越开展了大量研究。理论研究主要集中于解释物理现象,为 DFIG 参数设计、控制策略制定提供支撑^[7-13]。文献[7]提出了不同电压暂降幅值下转子电压表达式。文献[8]给出了电压暂降时转子电压的瞬时最大值、电压恢复时转子侧电压瞬间的最大值与最小值的数学表达式。文献[9]在同步旋转坐标系下推导了定子电压中断时定转子暂态电流的表达式。文献[10]在忽略发生暂降时电流环响应时间和转子电压变化时,DFIG 运行状态对转子电流的影响。文献[11]推导了三相故障时定子电流的解析表达式,并用于转子短路电阻的整定。文献[12-13]定性研究了部分风电机参数对转子电流的影响。研究证明,机组低电压穿越能力与转子电流暂态特性、电网状态特性等有关。遗憾的是,对转子暂态电流详细模型、影响因素定量刻画、各因素灵敏度等还缺乏深入、完整的研究。

下面基于园区发生电压暂降时,双馈感应发电机的动态物理过程和转子暂态特性,建立较完整的转子电流模型,分析转子电阻、转差率等结构参数以及定子侧电压暂降特征等状态参数对 DFIG 转子电流的影响,并通过各影响因素轨迹灵敏度分析,提出了量化各因素影响程度的方法,在合理解释现有技术措施的同时,为提高 DFIG 低电压穿越能力和改进控制策略提供了理论支撑。

1 转子电流模型

1.1 DFIG 基本模型

三相静止坐标系下,DFIG 系统是一个非线性、多变量、强耦合高阶系统^[14]。将 DFIG 转子侧参数

折算到定子侧,可得电压和磁链方程^[15]:

$$\begin{cases} v_s = R_s i_s + \frac{d\psi_s}{dt} \\ v_r = R_r i_r + \frac{d\psi_r}{dt} - j\omega_r \psi_r \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \psi_s = L_s i_s + L_m i_r \\ \psi_r = L_r i_r + L_m i_s \end{cases} \quad (2)$$

式中:下标 s、r 分别表示定子、转子; v 、 i 、 ψ 、 R 分别为电压、电流、磁链和阻抗; L_s 、 L_r 和 L_m 为定子、转子和励磁电感。

由式(3)可得转子磁链:

$$\psi_r = \frac{L_m}{L_s} \psi_s - \sigma L_r i_r \quad (3)$$

式中, $\sigma = L_m^2/L_r L_s - 1$ 。

将式(3)代入式(1),得转子电压:

$$v_r = \frac{L_m}{L_s} (p - j\omega_r) \psi_s + [R_r - \sigma L_r (p - j\omega_r)] i_r \quad (4)$$

式中, p 为微分算子。

由式(4)可见,转子电压由两项构成,第一项为定子磁链切割转子产生的转子感应电动势(electromotive force, EMF),随定子磁链变化^[8,16-17],可令:

$$E = \frac{L_m}{L_s} (p - j\omega_r) \psi_s \quad (5)$$

1.2 定子磁链方程

稳态条件下,DFIG 定子电压以同步频率 ω_s 旋转,是幅值为 V_1 的空间矢量,可表示为^[16]

$$v_s = V_1 e^{j\omega_s t} \quad (6)$$

结合式(1),忽略通常很小的定子电阻 r_s ,可得定子磁链表达式^[16-17]为

$$\psi_s = \frac{V_1}{j\omega_s} e^{j\omega_s t} = \psi_{sf} \quad (7)$$

假设在 $t = t_0$ 时刻电网发生对称性电压暂降,定子磁链不能突变,会产生暂态直流分量 ψ_{st} ,定子磁链为^[7]

$$\psi_s = \begin{cases} \psi_{sf1} = \frac{V_1}{j\omega_s} e^{j\omega_s t} & t < t_0 \\ \psi_{sf2} + \psi_{st} = \frac{V_2}{j\omega_s} e^{j\omega_s t} + \left(\frac{V_1}{j\omega_s} - \frac{V_2}{j\omega_s}\right) e^{j\omega_s t_0 - (t-t_0)/\tau_s} & t \geq t_0 \end{cases} \quad (8)$$

式中: ψ_{sf1} 、 ψ_{sf2} 、 V_1 、 V_2 分别为定子磁链、电压,下标

1、2 表示暂降“前、后”； $\tau_s = \frac{L_r L_s - L_m^2}{L_r R_s}$ 为定子磁链衰减时间常数^[13]。

1.3 转子电流模型

稳态情况下, 机组采用有功、无功解耦矢量控制^[18-19], 输出功率为

$$\frac{3}{2} v_s (i_s)^* = P_s + jQ_s \quad (9)$$

将式(2)代入式(9), 得转子电流表达式(10)为

$$i_r = \frac{2L_s}{3L_m} \left(\frac{P_s}{v_s} + j \frac{Q_s}{v_s} \right)^* - j \frac{v_s}{\omega_s L_m} \quad (10)$$

将式(7)、式(10)代入式(4), 得转子侧换流器 (rotor side converter, RSC) 输出电压 v_r :

$$v_r = s \frac{L_m}{L_s} v_s + (R_r + j\sigma L_r \omega_r) i_r - \sigma L_r \left[\frac{2L_s}{3L_m} \left(\frac{P_s}{V_s} + j \frac{Q_s}{V_s} \right)^* j\omega_s - \frac{v_s}{L_m} \right] \quad (11)$$

在暂态情况下, 将式(4)、式(5)化为一阶常系数微分方程形式, 得

$$\frac{di_r}{dt} - \left(\frac{R_r}{\sigma L_r} + j\omega_r \right) i_r = \frac{(E - v_r)}{\sigma L_r} \quad (12)$$

式中, ω_r 为转子旋转角频率。

将式(8)代入式(12), 解微分方程得对称暂降下转子电流模型:

$$i_r = \frac{1}{L} \left[s V_2 e^{j\omega_{s1} t} \frac{1}{j\omega_s + 1/\tau_r} - (1-s) \cdot (V_1 - V_2) e^{j\omega_{s1} t_0 - (t-t_0)(1/\tau_s + j\omega_r)} \frac{1}{1/\tau_r - 1/\tau_s - j\omega_r} \right] + K e^{-(t-t_0)/\tau_r} - \frac{v_r}{\sigma L_r (1/\tau_r - j\omega_r)} e^{-j\omega_r t} \quad (13)$$

式中, τ_r 为转子衰减时间常数。

$$\tau_r = -\frac{\sigma L_r}{R_r} = \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s R_r} \quad (14)$$

$$L = \frac{L_m^2 - L_r L_s}{L_m} \quad (15)$$

$$\omega_{s1} = \omega_s - \omega_r \quad (16)$$

$$K = i_r(t_0) - \frac{s V_2 e^{j\omega_{s1} t_0}}{(j\omega_s + 1/\tau_r) L'} + \frac{(1-s)(V_1 - V_2) e^{j\omega_{s1} t_0}}{(1/\tau_r - 1/\tau_s - j\omega_r) L'} + \frac{v_r(t_0)}{(1/\tau_r - j\omega_r) \sigma L_r} \quad (17)$$

2 转子电流影响因素

提高 DFIG 低电压穿越能力的目标之一是抑制转子过电流, 并加速衰减^[4-19]。由式(13)可见, 影响 DFIG 转子过电流的因素包括: 定子、转子的电阻、电感等机组结构参数; 机组输出有功、无功、转差率以及转子换流器输出电压等状态参数。

2.1 定子电阻 R_s 的影响

图 1 给出了定子电阻分别取 0.007 1 p. u.、0.05 p. u.、0.71 p. u. 时, 定子磁链和转子电流波形。由图 1 可见, 定子电阻越大, τ_s 越小, 定子磁链中暂态直流分量衰减越快, 利于转子过电流衰减。

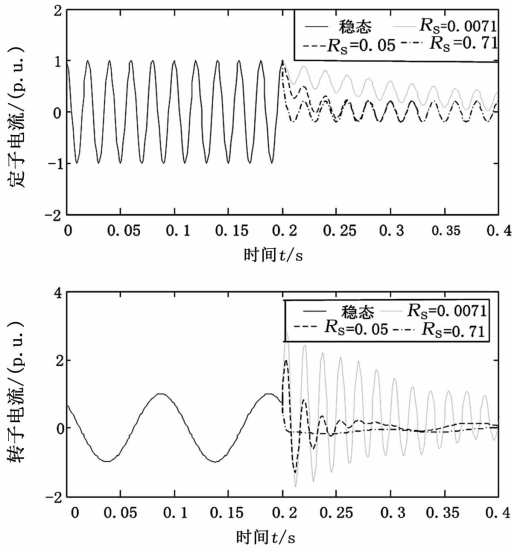


图 1 定子电阻 R_s 的影响

2.2 转子电阻 R_r 的影响

增大转子电阻, 在减小转子电流的同时, 也减小了转子时间常数, 可加快转子过电流衰减, 如图 2 所示。由图 2 可见, 增大转子电阻可有效抑制转子过电流。

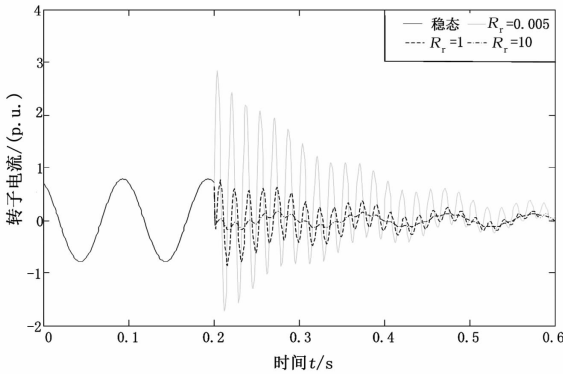


图 2 转子电阻的影响

2.3 电感参数的影响

电感参数不仅是转子电流表达式的分母项,同时对定子和转子时间常数也有影响。转子电阻的影响如图 3 所示。由图 3 可见,暂降期间增大定子、转子漏感,减小励磁电感有利于抑制转子电流幅值。

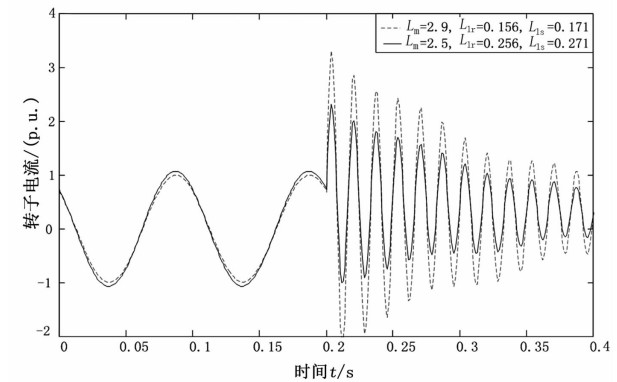


图 3 不同电感参数下转子电流

2.4 机组送出功率的影响

不同输出功率条件下转子电流如图 4 所示,机组送出有功和无功功率越大,转子电流稳态值也越大。式(13)左侧 i_r 越大,意味着右侧的衰减项 Ke^{-t/τ_r} 、 $e^{-j\omega_r t}$ 也越大,转子过流越严重。

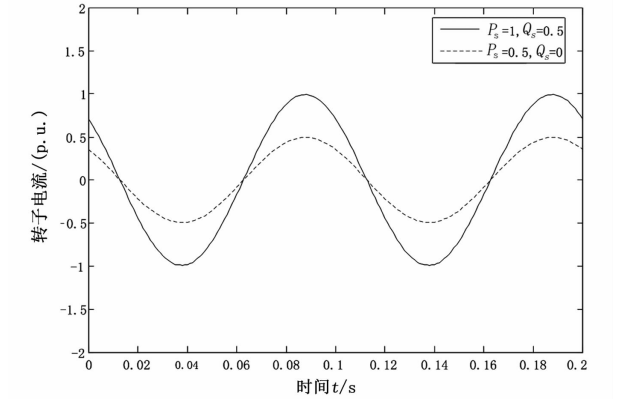


图 4 不同输出功率条件下转子电流

2.5 转差率 s 的影响

不同转差率下转子电流如图 5 所示。图 5 给出了机组不同转差率下,转子电流变化特性。发生电压暂降时,机组处于超同步转速状态,产生的转子过电流高于次同步转速状态。由图可见,转子转速越高,转子电流幅值越大。

2.6 转子换流器输出电压的影响

转子侧换流器(RSC)输出电压主要取决于 RSC 的容量大小和 DFIG 励磁控制策略,反映了控制策略对转子过流的控制作用。不同 RSC 输电电压下转子电流如图 6 所示,RSC 输出电压的调节范围

越宽,对转子过流的控制效果越好。

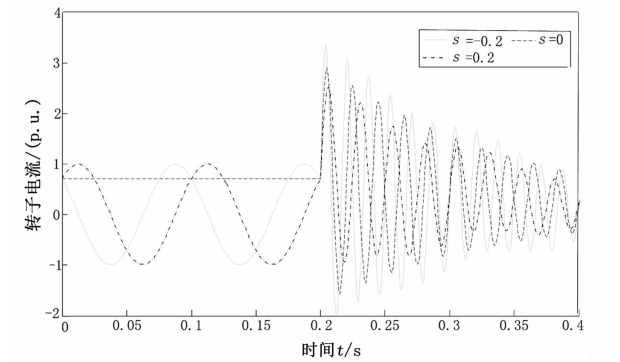


图 5 不同转差率下转子电流

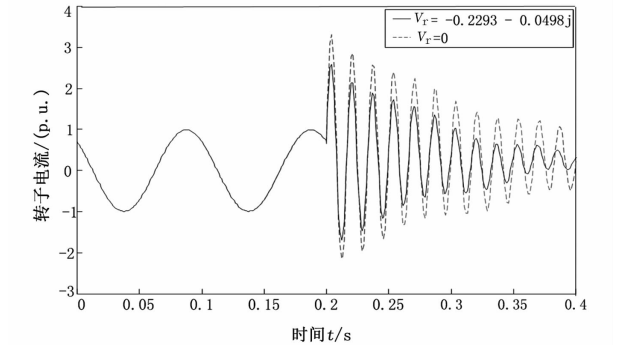


图 6 不同 RSC 输出电压下转子电流

3 各影响因素的轨迹灵敏度

由上可见,机组结构参数、状态参数等是影响转子过电流和机组低压穿越能力的主要因素。为了进一步揭示各因素的影响程度,可用轨迹灵敏度分析法进行分析。

轨迹灵敏度能刻画各影响因素微小变化引起的转子电流动态变化程度的轨迹^[20-21]。通过转子电流轨迹灵敏度分析,可找出导致穿越能力低的薄弱环节。

转子电流轨迹灵敏度定义为

$$S_i = \frac{\partial i_r(t, \theta_i)}{\partial \theta_i} = \lim_{\Delta \theta_i \rightarrow 0} \frac{i_r(t, \theta_{i0} + \Delta \theta_i) - i_r(t, \theta_{i0})}{\Delta \theta_i}$$

(18)

式中: i_r 为转子输出电流; θ_i 为影响因素, i 取不同值代表不同的影响因素; $\Delta \theta_i$ 为各影响因素相对改变量; t 为时间。

由式(18)可求各影响因素的轨迹灵敏度。若某段时间内,影响因素 θ_i 的轨迹灵敏度较大,说明该因素对转子电流的影响较大。因此,根据轨迹灵

敏度可直观地识别影响低压穿越能力的主要因素。

为了从总体上度量低压穿越能力受影响的程度,可用各影响因素的平均轨迹灵敏度判别各因素的影响程度。平均灵敏度越大,对穿越能力的影响越大。影响因素 θ_i 的平均灵敏度 s_{ai} 定义为轨迹灵敏度绝对值的平均值^[22]:

$$s_{ai} = \frac{1}{K_i} \sum_{k=1}^{K_i} \left| \frac{\partial i_r(k, \theta_i)}{\partial \theta_i} \right|$$

(19)

式中, K_i 为选取的某时间段内影响因素 θ_i 轨迹灵敏度上特征点的总个数,一般时间段的长短以暂降持续时间和转子电流衰减时间为依据,步长大于该信号的采集周期。

4 算例分析

根据DFIG状态方程^[23],用四阶龙格-库塔法得电压暂降20%时转子电流结果。设暂降发生后转子侧换流器被隔离,输出电压为0,风电机组的基本参数如表1。采用摄动法^[24]求得机组结构和状态参数的轨迹灵敏度(变化幅度10%),如图7、图8所示。

表1 仿真模型发电机基本参数

基本参数	仿真取值	基本参数	仿真取值
额定功率 P_n /MW	1.5	额定电压 V_n /V	575
额定频率 f /Hz	50	励磁电感/(p.u.)	2.9
定子漏感/(p.u.)	0.171	转子漏感/(p.u.)	0.156
定子电阻 R_s /(p.u.)	0.007 1	转子电阻/(p.u.)	0.005

注:若无特殊说明,所用参数均为标么值。基准为:1.5 MW, 575 V。

转子侧换流器输出电压、有功功率、无功功率和励磁电感的轨迹灵敏度在暂降发生瞬间最大,并随转子电流衰减,趋于稳定值。因定子、转子磁链暂态分量呈指数衰减,定子、转子的电阻、漏感及转差率的灵敏度先随转子电流衰减增大,当转子电流衰减放缓时达最大,然后逐渐减小。对比图7(b)、图7(c)可见,暂态过程中,定子、转子电阻和转差率的轨迹灵敏度远大于其他参数,说明该时段内,转子电流主要受这3个因素影响。

可见,随暂降幅值减小,定子电阻平均灵敏度下降,漏感平均灵敏度上升。转子电阻、转差率、RSC输出电压、有功和无功功率的平均灵敏度不明显地

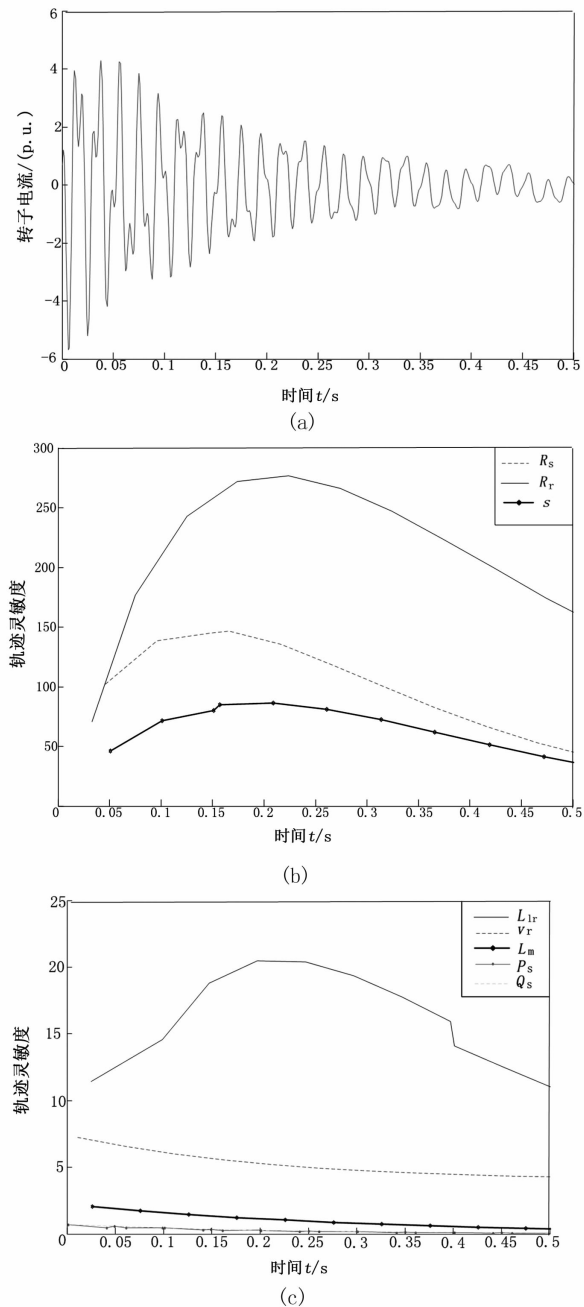


图7 结构与状态参数轨迹灵敏度受暂降幅值影响。

从参数变化幅度对应的转子电流变化幅度看,以并网规程中通常规定的较严重的暂降幅值20%为例,转子电阻变化0.000 5 p.u.和RSC输出电压变化0.02 p.u.对应的转子电流变化量为0.11 p.u.和0.1 p.u.,可见,调整转子电阻和RSC输出电压可起到抑制转子电流的作用。

5 结 语

为提高双馈感应发电机低压穿越能力,定量分

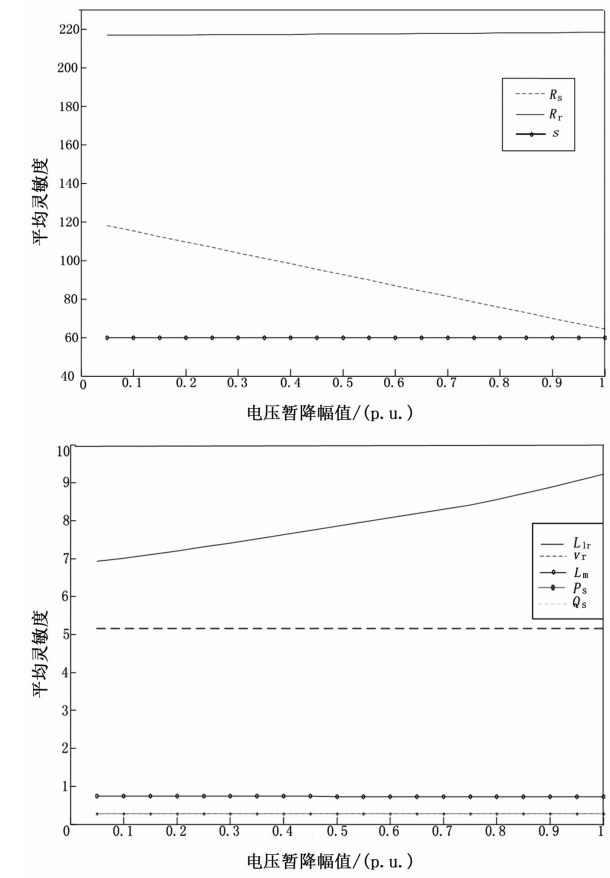


图8 不同暂降幅值下结构和状态参数平均灵敏度

析其影响因素,建立了机组转子电流详细模型,通过各因素轨迹灵敏度和平均灵敏度分析,定量揭示了影响DFIG低压穿越能力的主要因素,为改进和提高机组低压穿越能力提供理论依据。理论研究和仿真证明,定子磁链暂态分量是影响LVRT的主要原因,其衰减速度和幅值与定子电阻相关;调整定子电阻、转子电阻、RSC输出电压、转差率等能有效抑制转子电流,提高机组低压穿越能力,同时,电机漏感的影响值得重视。

所提出的转子电流模型和轨迹灵敏度分析方法,有助于提高DFIG低压穿越能力,可为发电机设计和控制策略制定提供参考。目前还仅分析了对称暂降下的模型和影响因素,不对称暂降是下一步值得研究的问题。

参考文献

[1] Abbey C, Joos G. Effect of Low Voltage Ride Through (LVRT) Characteristic on Voltage Stability[C]//IEEE Power Engineering Society General Meeting, San Francisco, CA, 2005: 1901-1907.

[2] Iñigo Martinez de Alegríaa, Jon Andreua, José Luis Martina, et al. Connection Requirements for Wind Farms: A Survey on Technical Requirements and Regulation[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2007, 11(8):1858-1872.

[3] Mohseni M, Islam S, Masoum M. A. S. Low Voltage Ride-through Requirements at the PCC Versus Wind Generator Terminals[C]//20th Australasian Universities Power Engineering Conference, Christchurch, New Zealand, 2010:1-6.

[4] 马文龙. Crowbar 保护在双馈异步风力发电系统电网故障穿越中的应用[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(7):127-130.

[5] 朱颖,李建林,赵斌. 双馈型风力发电系统低电压穿越策略仿真[J]. 电力自动化设备, 2010, 30(6):20-24.

[6] 张兴,张龙云,杨淑英,等. 风力发电低电压穿越技术综述[J]. 电力系统及其自动化学报, 2008, 20(2):1-8.

[7] Jesus Lopez, Pablo Sanchis, Xavier Roboam, et al. Dynamic Behavior of the Doubly Fed Induction Generator during Three-phase Voltage Dips[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2007, 22(3):709-717.

[8] 黎芹,张兴,杨淑英,等. 双馈风力发电机低电压穿越转子动态过程分析[J]. 电力系统及其自动化学报, 2010, 22(5):19-24.

[9] Vicatos M S, Tegopoulos J A. Transient State Analysis of A Doubly-fed Induction Generator under Three Phase Short Circuit[J]. IEEE Transaction on Energy Conversion, 1991, 6(1):62-68.

[10] 杨淑英,张兴,张崇巍,等. 电压跌落激起的双馈型风力发电机电磁过渡过程[J]. 电力系统自动化, 2008, 32(19):85-90.

[11] 张建华,陈星莺,刘皓明,等. 双馈风力发电机三相短路分析及短路器最大电阻整定[J]. 电力自动化设备. 2009, 29(4):6-10.

[12] Aoyang Han, Zhe Zhang, Xianggen Yin, et al. Study of the Factors Affected the Rotor Over-current of DFIG during the Three phase Voltage Dip[C]//Third International Conference on Electric Utility Deregulation and Restructuring and Technologies Power, Nanjing, China, 2008:2647-2652.

[13] 李辉,赵猛,叶仁杰,等. 电网故障下双馈风电机值暂态电流评估及分析[J]. 电机与控制学报, 2010, 14(8):45-51.

[14] 申洪. 变速恒频风电机组并网运行模型研究及其应

用[D]. 北京:中国电力科学研究院,2003..

[16] Morren J, de' Haan, S W H. Short - circuit Current of Wind Turbines with Doubly Fed Induction Generator [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2007, 22(1):174 - 180.

[17] Sheng Hu, Xinchun Lin, Yong Kang, et al. An Improved Low - voltage Ride - Through Control Strategy of Doubly Fed Induction Generator During Grid Faults[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(12): 3653 - 3665.

[18] 杨淑英. 双馈型风力发电变流器及其控制[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2007.

[19] 胡家兵. 双馈异步风力发电机系统电网故障穿越(不间断)运行研究——基础理论与关键技术[D]. 杭州: 浙江大学, 2009.

[20] 刘洪波, 穆钢, 严干贵, 等. 根据量测轨迹计算轨迹灵敏度的卷积法[J]. 电力系统自动化, 2007, 31(5):13 - 17.

[21] 陈建华, 吴文传, 张伯明, 等. 一种基于轨迹灵敏度的发电机参数抗差估计法[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(23): 21 - 24.

[22] 韩睿, 郑竞宏, 朱守真, 等. 基于灵敏度分析的同步发电机参数分步辨识策略[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(5):74 - 80.

[23] 张俊峰, 毛承雄, 陆继明, 等. 双馈感应发电机的直接功率控制策略[J]. 电力自动化设备, 2006, 26(4): 31 - 35.

[24] Stephen M Benchluch, Joe H Chow. A Trajectory Sensitivity Method for the Identification of Nonlinear Excitation System Models [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1993, 8(2): 159 - 164.

作者简介:

许 中(1986), 硕士研究生, 高级工程师, 主要研究方向为电力系统与电能质量;

莫文雄(1971), 硕士研究生, 教授级高级工程师, 主要研究方向为电力系统与电能质量;

马智远(1987), 硕士研究生, 高级工程师, 主要研究方向为电能质量;

周 凯(1993), 硕士研究生, 主要研究方向为电能质量与用电技术监督。

(收稿日期:2019 - 11 - 25)

(上接第 11 页)

以上数据表明:采用差值补偿法的计算结果与采用《电力工程高压送电线路设计手册》^[6]线长计算公式的计算结果吻合较好,计算结果的最大偏差不超过 4.5%。

4 结 语

经过实践验证,依照基于线性拟合和差值补偿法的 1000 kV 特高压交流输电线路跳线安装设计方法进行单回路跳线设计,有效地简化了设计流程,减少了 40% 设计时间,对减少重复计算时间也具有实际意义。

参考文献

[1] 尹泉军, 崔志国, 付明翔, 等. 1000 kV 特高压交流输电线路跳线安装施工技术[J]. 河北电力技术, 2012(10):23 - 26.

[2] 付克勤, 古祥科, 张雄, 等. 500 kV 输电线路风偏特性的有限元分析[J]. 广东电力, 2017, 30(2): 123 - 128.

[3] 邵天晓. 架空送电线路的电力学计算[M]. 北京:水利电力出版社, 2003.

[4] 刘振亚. 国家电网公司输变电工程通用设计 1000 kV 输电线路分册[M]. 北京:中国电力出版社, 2013.

[5] 刘振亚. 国家电网公司输变电工程通用设计 1000 kV 输电线路金具分册[M]. 北京:中国电力出版社, 2013.

[6] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册[M]. 北京:中国电力出版社, 2003.

作者简介:

李铁鼎(1987), 工程师, 主要从事高压输电线路设计研究工作;

雷雨泽(1991), 工程师, 主要从事高压输电线路设计研究工作;

程述一(1986), 高级工程师, 主要从事特高压输电线路设计、研究与管理工作的;

刘文勋(1982), 高级工程师, 主要从事高压输电线路设计研究工作;

周古月(1992), 工程师, 主要从事高压输电线路设计研究工作。

(收稿日期:2019 - 10 - 24)

基于 Stachelberg 博弈的光伏增值服务定价模型

贾楚蕴, 李华强

(四川大学电气信息学院, 四川 成都 610065)

摘要:随着新能源技术的不断成熟,新型能源在未来能源结构中的比例将会越来越大,发展前景良好。在售电侧进一步开放的背景下,为增强客户粘性,争取潜在客户,电网企业提出了光伏增值服务的概念。将光伏售卖商、电网公司以及光伏增值服务消费者作为研究的主体,采用 Stackelberg 博弈法建立了包含 3 个主要参与方在内的关于光伏增值服务系统的双层定价模型,提出了基于最佳收益的光伏增值服务定价方法。同时,对河南光伏园区的实际情况进行了研究分析,建立了该地区“自发自用,余电上网”的 Stackelberg 双层博弈定价模型,确定了该模式下的最优定价。最后,运用两经济性评价指标对该地区采用“自发自用、余电上网”服务模式下的经济效益进行了评价和总结。结果表明,用户在购买此种光伏增值服务后,不仅可以享受光伏发电这种清洁能源,同时通过向电网出售余电还节约了购电成本,逐渐收回成本甚至盈利。

关键词:园区屋顶光伏;光伏增值服务;运营模式分析;服务定价;Stackelberg 博弈模型;经济效益分析

中图分类号:TM73 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0052-07

PV Value – added Service Pricing Model Based on Stand – alone Stachelberg Game

Jia Chuyun, Li Huaqiang

(Institute of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China)

Abstract:With the development of new energy technology, the new – type energy will occupy increasingly larger proportion of the future energy structure, and the development prospect is bright. Under the policy background of further opening the sales side, the concept of photovoltaic (PV) value – added service is proposed to enhance customer stickiness and gain potential customer of power grid enterprises. Using Stackelberg game method, the pricing model of double PV value – added service system is established including three main game participants, that is, the PV seller, grid company and PV value – added service consumers as the research subjects, and the pricing method of PV value – added services is put forward based on the best benefits. At the same time, the actual situation of Henan PV park is studied and analyzed. The Stackelberg double – deck game pricing model for "spontaneous self – use and surplus PV power selling to grid" in the region is established, and the optimal pricing in this mode is determined. Finally, two economic evaluation indexes are used to evaluate and summarize the economic benefits of "spontaneous self – use and surplus PV power selling to grid" service mode. The results show that the users after buying the PV value – added services, not only can enjoy the clean energy of PV power generation, but also save electricity purchasing cost, and by selling surplus power to grid, gradually recover costs or even make a profit.

Key words:roof photovoltaic in the park; PV value – added services; operation mode analysis; service pricing; Stackelberg game model; economic benefit analysis

0 引言

太阳能是绿色可再生能源,对太阳能光伏发电的推广,是新能源应用的重要举措。光伏发电对于一些耗能较大的用户而言,既可以通过发电来获得相应的收益,又可以解决用电高峰期遭遇的错峰限

电问题。近年以来,中国分布式光伏发电得到了迅猛的发展,基于建筑屋顶发展分布式光伏发电更是一大热点。

随着售电侧逐渐放开,电网企业内部业务分化为管制性业务和非管制性业务。通过开展优质增值服务,可以帮助电网企业提升非管制型业务板块的竞争力。增值服务本质是一种服务,而不是实物产

品,不能单纯依靠“成本+收益”的概念来对其进行定价,特别是光伏增值服务,具有博弈的特点,需要考虑市场各参与方相互作用的因素,因此需要在定价过程中引入博弈论的有关方法。

目前,国内外众多学者对工业屋顶光伏系统及博弈论定价方法进行了研究。例如文献[1]在对屋顶光伏发电系统成本效益进行分析之后,提出了屋顶光伏系统的不同运营模式,并对不同运营模式的经济效益进行了评价。文献[2]研究了居民用户和企业用户的分布式光伏与储能电池混合系统的最优运营模式,分析了不同运营模式下的经济性结果,表明光储一体的运营模式对居民户具有更高的经济效益。文献[3-4]对民用负荷系统的分布式光储系统进行了研究,探讨了影响民用负荷系统光伏和储能设备容量配置的响应激励机制,同时对屋顶太阳能光伏潜力进行了评估及研究。而国内外对博弈论定价的应用也存在于各大领域,例如文献[5]针对实时电价定价问题提出了基于双层博弈的实时定价策略,有效地减少了区域总用电峰均比,起到削峰填谷的作用。文献[6]针对城市公共交通定价的局限性,提出了基于合作博弈概念的双层模型,从而制定出更加具有合理性、科学性、实用性的定价策略。综上所述,多数文献主要从屋顶光伏的应用前景以及居民、工业光伏的运营模式上进行了研究,而国内缺乏将光伏应用与电网公司增值服务相结合进行分析的研究,对增值服务定价的讨论仍处于起步阶段。

考虑到增值服务本身的特殊性,引入了博弈的概念来对增值服务进行分析。将光伏售卖商、电网公司以及光伏增值服务消费者作为研究的主体,采用 Stackelberg 博弈法建立了基于 3 个主体的光伏增值服务系统的双层定价模型,对最佳收益下的光伏增值服务的定价方法进行了分析。Stackelberg 博弈法是一种建立产量领导模型,分析存在不同行动次序对象的动态博弈法。而光伏板售卖商、电网企业及增值服务消费者的行为都受前者行为的影响,因此符合 Stackelberg 博弈法的研究条件。

1 工业园区屋顶光伏年发电量及增值服务分析

1.1 屋顶光伏发电量的计算方式

根据中国气象局 2017 年《中国风能太阳能资源

年景公报》中可以得到全国各地区 2017 年的地表水平面平均总辐射量的分布。2017 年中国太阳能资源分布见表 1。由表中可以看出 2017 年,中国东北部、华北北部、西北和西南大部年水平面总辐射量超过 1400 kWh/m²,其中新疆东部、西藏中西部、青海大部、甘肃西部、内蒙古西部等地区年水平面总辐射量超过 1750 kWh/m²,太阳能资源最丰富;新疆大部、内蒙古大部、甘肃中东部、宁夏、陕西山西河北北部、青海东部南部、西藏东部、四川西部、云南大部及海南等地区年水平面总辐射量 1400~1750 kWh/m²,太阳能资源很丰富;东北大部、华北南部、黄淮、江淮、江汉、江南及华南大部等地区年水平面总辐射量 1050~1400 kWh/m²,太阳能资源丰富;四川东部、重庆、贵州中东部、湖南及湖北西部地区年水平面总辐射量在 1050 kWh/m²以下。

表 1 2017 年中国太阳能资源分布

地 区	年水平面总辐射量 /(kWh·m ⁻²)
新疆东部、西藏中西部、青海大部、甘肃西部、内蒙古西部等	>1750
新疆大部、内蒙古大部、甘肃中东部、宁夏、陕西山西河北北部、青海东部南部、西藏东部、四川西部、云南大部及海南等	>1400~≤1750
东北大部、华北南部、黄淮、江淮、江汉、江南及华南大部	>1050~≤1400
四川东部、重庆、贵州中东部、湖南及湖北西部	≤1050

由文献[5]可知,屋顶光伏发电系统的发电量不仅与太阳辐射强度大小有关,还与系统的装机容量有着直接的联系。光伏系统的装机容量越大意味着对太阳能的利用率越大,从而使光伏系统的发电量增大,给用户带来更大的效益。根据光伏发电系统的装机容量及光伏发电的年日照峰值小时数来对发电量进行计算。光伏发电系统年发电量由式(1)计算得出:

$$Q = T_s \times P \times \eta \times (1 - D)^{n-1} \tag{1}$$

式中: T_s 为光伏系统年满负荷日照小时数; P 为屋顶光伏发电系统的装机容量,kW; D 为太阳能光伏发电系统的平均年衰减率; η 为光伏发电系统综合考虑各影响因子后的综合效率,包括光伏方阵倾角修正因子、逆变器转换损耗因子、线路及变压器损耗因子等,分别表示为 η_1 、 η_2 和 η_3 。

因此,光伏发电系统的综合效率为

$$\eta = (1 - \eta_1) \times (1 - \eta_2) \times (1 - \eta_3) \tag{2}$$

1.2 光伏增值服务的基本模式

增值服务的参与方包括光伏设备售卖商、电网公司、光伏增值服务消费者以及政府机构,增值服务参与者及模式如图 1 所示。

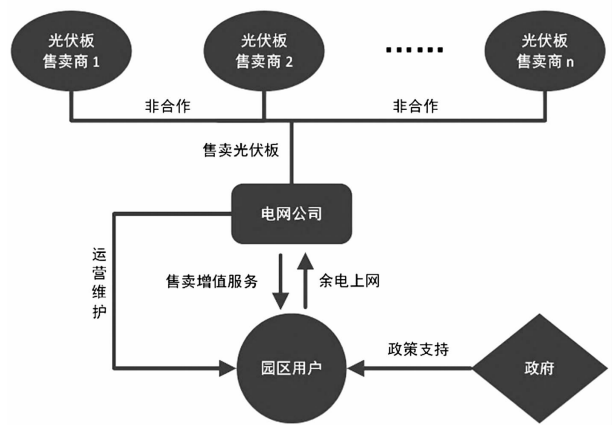


图 1 增值服务参与者及模式

光伏设备售卖商:将光伏组件提供给电网公司获取一定收益。

电网公司:为消费者提供完整的包括安装、运营、维护在内的光伏增值配套服务,从而向消费者收取相应费用。同时电网公司向消费者购买余电,总收益为售卖增值服务所得减去余电上网的购电成本。

消费者:在购买服务后,不仅可以节约购电成本,还可以向电网出售余电来获得收益。

政府:作为整套增值服务的调配者,为整套服务提供政策支持以及资金补助,从而获得环境效益以及税收收入的增加。

整个增值服务设计的目的是将经济效益最大化,降低运行成本,符合博弈论的思想。博弈的最终目的是针对系统中的任意不确定性,使系统运行的成本最小化。因此经济效益最大化问题也可转化为各参与方之间的最优定价问题,故下面采用 Stack- lberg 博弈来对问题进行求解。

2 效益最大化问题以及 Stackelberg 双层博弈模型

由于政府在整套系统中起到调控的作用,因此重在考虑由光伏售卖方、电网及光伏消费者三方组成的博弈系统,利用博弈论将增值服务设计问题转

换为基于光伏增值服务各级定价问题,从而对系统的经济效益问题进行研究。

步骤 1:市场参与者分析。

1)光伏板供应商:为电网公司提供各类不同的光伏板。

2)光伏增值服务消费者(即园区的各类用户):对电网提供的光伏增值服务进行购买。

3)光伏增值服务提供者(即电网企业):为消费者提供各种服务。

步骤 2:参数设定。

设 p 为光伏板的销售价格,市场期望销售量函数是由潜在市场需求和随机波动因素决定的,用函数 $y(p)$ 表示。由文献[7]知市场期望销售量函数一般可分为两种形式:线性期望函数以及固定弹性系数期望函数。此处由于光伏增值服务是新型的产品类型,故采用线性期望函数形式。设 q 为销售量, a 为光伏板增值服务潜在的市场规模,即可等价于当地的光伏发电量, b 为关于光伏板增值服务销售价格的价格弹性因子,即销售量随销售价格的变化率,则有

$$y(p) = q = a - bp \tag{3}$$

步骤 3:电网公司售卖光伏增值服务层子模型建立。

在时间段 $[t, t + 1]$ 中,电网公司想要最大化自己的利益,需要调整光伏增值服务的价格,考虑消费者的价格敏感度,结合购买欲望,在销售量和销售价格之间寻找平衡。则在时间段 t 中获得的光伏增值服务收益可表示为

$$\Pi_r = (p_r - \omega + c_0) \times q_r \tag{4}$$

$$q_r = a - b \times p_r \tag{5}$$

$$c_0 = p_r \times \lambda - c_g \tag{6}$$

式中: q_r 和 p_r 分别为 r 光伏板售卖商下的光伏板销售价格及销售量; w 为光伏板的批发价格; c_0 为光伏维护服务每年所得收入; λ 为光伏增值服务消费者每年的光伏维护支出占增值服务售价的比例; c_g 为电网公司自身提供光伏维护服务所支出的成本。在此情形下电网的效益最优问题可以表示为

$$\max \Pi_r = [p_r \times (1 + \lambda) - w - c_g] \times (a - b \times p_r) \tag{7}$$

根据文献[8]求解:

$$\frac{d\Pi_r}{dp_r} = 0 \tag{8}$$

式中, w 考虑为定值。由此可得到电网提供的增值服务价格的最优解。

步骤 4: 光伏增值服务消费者层子模型建立。

采用自发自用余电上网的模式, 等同于分布式能源, 根据规定全国范围内自 2018 年 1 月 1 日以后投运的、采用“自发自用、余量上网”模式的分布式光伏发电项目, 补贴标准为 0.37 元/kWh。在时间段 $[t, t+1]$ 中, 采用此种运营模式时, 上网的电量为光伏板发电量减去消费者实际的用电量。设 Q 为光伏发电系统总发电量, Q_0 为消费者实际用电量, 根据政策设光伏发电系统每千瓦时的补贴为 h , 该地区消费者售卖回电网的价格为 h_1 , 当地市电基准价格为 j , 则当 $Q - Q_0 \geq 0$ 时, 此种运营模式的增值服务中消费者可以获得的净收益为

$$\Pi_l = Q \times h + Q_0 \times j + (Q - Q_0) \times h_1 - p_r \times (q_1 + \lambda) \tag{9}$$

若 $Q - Q_0 < 0$, 则有

$$\Pi_l = Q_0 \times j - p_r \times (q_1 + \lambda) \tag{10}$$

3 博弈模型数值算例分析

3.1 算例描述

为了更好地体现光伏增值服务的效益, 在基于以上博弈论模型的理论分析结果上, 对两种增值服务模式分别设置算例进行分析, 以便更好地表现两种模式的经济效益以及差异性。这里选取河南地区作为算例分析的地点。因为河南地区在太阳能辐射量分级中处于第 3 级, 即辐射量处于中等的地区, 具有一定普适性。

光伏板售卖方层博弈模型计算: 首先, 对博弈论各层价格进行分析, 由式(1)可以对河南地区的年发电量进行计算。由统计数据知, 河南地区的年辐射量约为 5850 MJ/m², 年日照小时数在 1050 ~ 1400 之间, 这里选取年日照小时数为 1200。考虑到多数消费者都采用固定支架的安装方式, 所以由表 2 列出的年光照小时数和光伏板满负荷光照小时数的关系可知河南地区的满负荷发电时间为 $T_s = 900$ h。

表 2 年日照时间与满负荷光照时间					
年月照小时数/h	1200	1600	2000	2400	2600
固定支架安装光伏板 满负荷光照时间/h	900	1028	1120	1296	1368

对于一般的园区用户而言, 3570 m² 的厂房足

够安装 250 kW 的光伏发电系统, 因而设定 $P = 250$ kW。由光伏板的参数可以知道每块光伏板的最大功率为 300 W, 则此处设定平均输出功率为 100 W。故此工厂可以配备光伏板 2500 块, 潜在市场规模为 2500。

光伏发电系统周期约为 25 年, 而光伏发电系统的衰减率为 0.55%, 各影响因子作用效率如表 3 所示。故系统的综合效率为 89.4%, 从而可以得到光伏发电系统的年发电量为

$$Q = 900 \times 250 \times 87.6\% \times (1 - 0.55\%)^{n-1} \text{ kWh} \tag{11}$$

表 3 各影响因子作用效率		
系数	系数名称	对应损失率/%
η_1	线路损失	≈ 4
η_2	逆变器损耗	≈ 5
η_3	失配损耗	≈ 4

由式(11)可得出光伏发电系统年出力情况如图 2 所示。

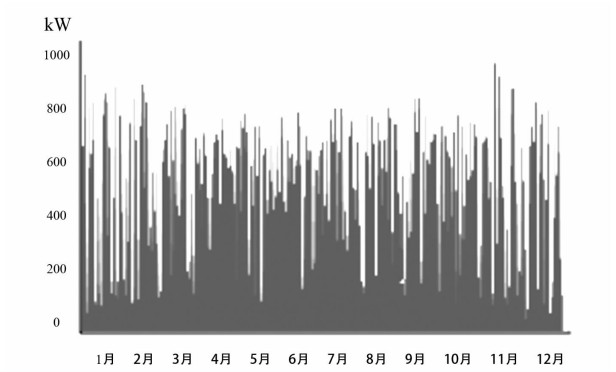


图 2 光伏系统出力

目前光伏组件的市场平均价格为 0.3 美元/W, 根据实际市场情况这里令每块光伏组件的购买成本为 570 元, 故有 $w = 570$, 同时设定 $a = 2500, b = 0.8$ 。

3.2 电网层博弈模型计算

由电网层博弈模型可知, 电网所获得的的光伏板增值服务收益为

$$\Pi_r = [p_r \times (1 + \lambda) - w - c_g] \times (a - b \times p_r) \tag{12}$$

式中: λ 为光伏增值消费者每年的光伏维护支出占增值服务售价的比例, 一般取值为 1% ~ 3%, 这里取 3%。而电网公司自身提供光伏维护服务所支出的成本为光伏板批发价的 1% ~ 3%, 这里同样取 3%。故有 $c_g = w \times 3\%$ 。由 $a = 2500, b = 0.8$ 可知, 此情况下电网效益的最优解为

$$\max II_r = \max(-0.824p_r^2 + 3\,348.68p_r - 2\,417\,750) \tag{13}$$

由 $dII_r/dp_r=0$ 可得,电压增值服务的最优解为 $p_r=2\,031.97$ 。

故获得最大收益的电网公司增值服务售价为 2 031.97 元。

3.3 消费者层博弈模型计算

由参考文献[9-10]可知,考虑光伏增值服务的主要运营模式为自发自用余电上网模式,等同于分布式能源的应用。当系统的发电量大于用户的用电量时,可以由系统向电网输电^[11]。而光伏发电时间在7:00—17:00,与园区办公及生产时间吻合,光伏发电利用率高,90%的光伏发电量可以被有效利用,10%的光伏发电量上网外送。

根据规定全国范围内采用此种分布式能源光伏发电模式的项目补贴为0.42元/kWh,补贴时间为项目建成后20年。河南省作为第三类资源区光伏项目的上网电价为1元/kWh,河南省电费为0.61元/kWh。

因而在时间段 $[t,t+1]$ 中,采用“自发自用、余电上网”模式时,光伏增值服务消费者每年可以节约的电费为光伏板年发电量 $\times 90\% \times (0.61+0.42)$,而通过余电上网获得的收益为光伏板年发电量 $\times 10\% \times (1+0.42)$ 。

从而得消费者购买光伏增值服务的初期投资成本为

$$C_i = p_r \times q_r = p_r \times (a - b \times p_r) = 1\,776\,803.34 \text{ 元} \tag{14}$$

而光伏消费者在此种运营模式下考虑光伏项目维护费用情况时每年的净收益为

$$II_i = 210\,699.9 \times 0.9945^{n-1} - 38\,351.45 \tag{15}$$

3.4 光伏增值服务采用“自发自用、余电上网”模式下的经济效益分析

经济效益评价指标是反应此增值服务的模式是否具有投资的意义^[12]。净现金流量是现金流量表中的一个指标,是指一定时期内,现金及现金等价物的流入(收入)减去流出(支出)的余额(净收入或净支出),反映了企业本期内净增加或净减少的现金及现金等价数额。具体计算公式为

建设期某年净现金流量 = - 该年发生的原始投资

经营期某年净现金流量 = (运营收入 - 相关现金流出 - 折旧) $\times (1 - \text{税率})$ + 折旧

此用户购买光伏增值服务的初期总投资为1 776 803.34元,则在此模式下,结合上面消费者的年收益及投资总成本,该光伏增值服务后消费者的年净现金流量如表3所示。

表3 净现金流量

年份	初期投资/元	年收益/元	净现金流量/元
0	1 776 803.34	0	-1 776 803.340
1	0	172 348.450	172 348.450
2	0	171 189.601	171 189.601
3	0	170 037.125	170 037.125
4	0	168 890.988	168 890.988
5	0	167 751.154	167 751.154
6	0	166 617.590	166 617.590
7	0	165 490.260	165 490.260
8	0	164 369.131	164 369.131
9	0	163 254.168	164 254.168
10	0	162 145.337	162 145.337
11	0	161 042.604	161 042.604
12	0	159 945.937	159 945.937
13	0	158 855.301	158 855.301
14	0	157 770.664	157 770.664
15	0	156 691.993	156 691.993
16	0	155 619.254	155 619.254
17	0	154 552.415	154 552.415
18	0	153 491.444	153 491.444
19	0	152 436.308	152 436.308
20	0	151 386.975	151 386.975

对不同产品的经济效益的评价指标有很多,大部分文献在得到净现金流量的基础上考虑的经济性指标仅为投资回收期,而此经济指标有其自身的局限性,它仅从项目寿命期内的全部费用和效益进行了考虑;而净现值(NPV)和内部收益率(IRR)作为投资项目评价的动态指标,克服了投资回收期的缺陷,既考虑了资金的时间价值,也考虑了项目寿命期内的全部费用和效益,几十年来一直是国内外投资决策中的重要指标。

下面主要考虑“自发自用,余电上网”此种运营模式,对用户购买电网光伏增值服务的经济性进行评估,通过对主要经济性指标的计算来对服务进行评价。

净现值(NPV)是指投资项目预计在其寿命周期内各年创造的净效益按资金成本折现后之和,而内部收益率(IRR)是指使项目净现值等于0时的折现率,即:

$$NPV = \sum_{i=1}^N \frac{B_i - C_i}{(1+r)^i} \tag{16}$$

式中: B_i 为第*i*年增值服务的收益; C_i 为第*i*年增值服务的费用; N 为项目寿命。

若有

$$\sum_{i=1}^N \frac{B^i - C^i}{(1+r)^i} = 0 \tag{17}$$

求得*r*即为内部收益率。净现值和内部收益率都是反映项目盈利能力的指标。前者体现的是绝对盈利能力,后者体现的是相对盈利能力^[13]。

就这里而言,光伏增值服务的寿命以光伏板的寿命长度决定,即为20年。由净现金流量表中数据可求得*N* = 20情形下光伏增值服务的净现值(NPV),当NPV = 0时,可求得光伏增值服务的内部收益率(IRR)为7%。当评价项目的内部收益率大于基准收益率时,项目便是可行的。一般将银行利率作为项目的基准收益率,由最新数据得2018年各大银行的平均利率为2.28%,故此增值服务项目的内部收益率明显高于基准收益率,故此增值服务项目是可行的。光伏增值服务回收期 and 光伏增值服务年收益如图3、图4所示。

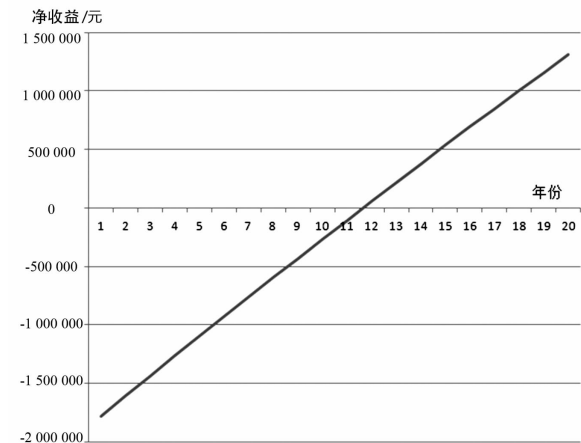


图3 光伏增值服务回收期

由图3和4可知,消费者在购买了光伏增值服务后10年左右便可收回成本。

4 结 语

基于 Stackelberg 博弈论的思想对光伏增值服务

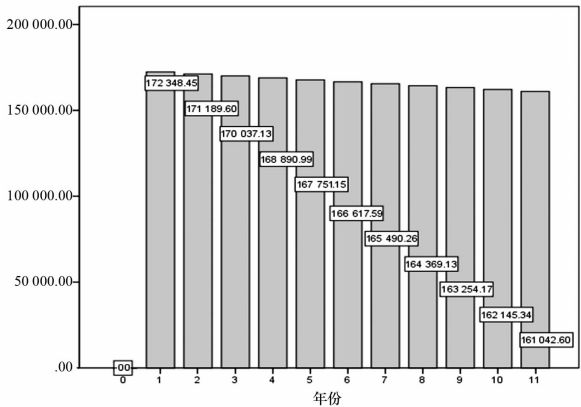


图4 光伏增值服务年收益

定价问题进行了建模,通过求解双层博弈模型中经济效益最大化问题得到了各层参与者的最优定价并给出了完整的定价策略。通过河南地区的实例分析计算对模型的经济性进行了验证,可在较短时间内收回成本且获得收益。所建模型不依赖于具体的光伏出力数据,可依据任意地区实际情况进行建模分析,具有较强的普适性,对电网公司具有一定的推广价值。同时对光伏增值服务的研究为电网公司提供了新能源建设与增值服务结合的新视角,且在一定程度上拓宽了博弈论的工程应用范围。

参考文献

[1] 白建勇. 屋顶光伏系统技术经济评价及运营模式选择研究[D]. 北京:华北电力大学, 2014.

[2] 孙波, 廖强强, 刘宇, 等. 分布式光伏储能电池混合系统的经济性分析[J]. 电力建设, 2016, 37(8): 102 – 107.

[3] 程瑜, 赵鹏飞. 含光伏及储能的民用负荷需求响应策略与效益分析[J]. 太阳能学报, 2017, 38(4): 1055 – 1062.

[4] 郭晓琳. 基于屋顶面积的徐州市屋顶太阳能光伏潜力评估[D]. 徐州:中国矿业大学, 2015.

[5] 张运贵, 李晖照, 王雪, 等. 基于双层博弈的实时电价定价策略研究[J]. 电工技术, 2018(4): 36 – 39.

[6] 史小特. 基于博弈论的城市公共交通定价模型研究[D]. 重庆:重庆交通大学, 2015.

[7] 周艳菊, 胡凤英, 周正龙, 等. 最优碳税税率对供应链结构和社会福利的影响[J]. 系统工程理论与实践, 2017, 37(4): 886 – 900.

[8] 刘念, 王程, 雷金勇. 市场模式下光伏用户群的电能共享与需求响应模型[J]. 电力系统自动化, 2016, 40

(16): 49 – 55.

[9] Wu Yuan, Su Xiaojie, Tan Xiaqi, et al. Cooperative Distributed Energy Generation and Energy Trading for Future Smart Grid [C]. 2014 33rd Chinese Control Conference (CCC) IEEE, 2014.

[10] Zhong Zhenfang, Meng Qingwei, Liu Jizhen. Control System Comprehensive Performance Assessment [C]. 第三十三届中国控制会议论文集(E卷), 2014.

[11] Prajna Paramita Dash, Amirmaser Yazdani. A Mathematical Model and Performance Evaluation for a Single – Stage Grid – Connected Photovoltaic (PV) System [J]. International Journal of Emerging Electric Power Systems, Volume 9, Issue 6, ISSN (online) 1553 – 779x. DOI: <http://doi.org/10.2202/1553-779x.2033>.

[12] B. Chitti Babu, Suresh Gurjar, Ashish Meher. Analysis of Photovoltaic (PV) Module during Partial Shading Based on Simplified Two – Diode Model [J]. International Journal of Emerging Electric Power Systems, 2015, 16(1): 1613 – 1626.

[13] Weiqi Yuan, Jie Ji, Zhao Meng, et al. Comparison Study of the Performance of Two Kinds of Photovoltaic/Thermal (PV/T) Systems and A PV Module at High Ambient Temperature [J]. Energy, 2018, 148: 1153 – 1161.

作者简介:
贾楚蕴(1995), 硕士研究生, 从事光伏发电研究;
李华强(1964), 博士研究生, 教授, 从事电力市场研究。
(收稿日期: 2019 – 11 – 25)

(上接第16页)

缆的载流能力; 其次是方案7、8; 再次是方案2; 最差的是方案1; 对于同相两根电缆, 若它们的布置在整个两回三相电缆布置中的相对位置越对称, 则二者的互阻抗差异越小, 而自阻抗均相同, 所以两根电缆间的电流分配会越均匀, 分流系数越接近于1。

2) 对于输电走廊紧张的城市电缆线路而言, 方案5、6是最优选择, 既可节约走廊宽度, 又能充分利用电缆的载流能力。在高度受限的应用场合(如电缆夹层、活动地板等), 方案3为最优方案。

3) 增大电缆间距可改善并联电缆分流不均现象, 电缆越长, 并联电缆分流不均现象越严重。

4) 针对工程实例, 在既定相序连接的限制条件下提出了优化措施, 明显减小了并联电缆分流不均的程度。

参考文献

[1] 杜伯学, 马宗乐, 霍振星, 等. 电力电缆技术的发展与研究动向 [J]. 高压电器, 2010, 46(7): 100 – 104.

[2] 杨军, 伍咏红, 江文波, 等. 基于双端故障信息的高压电缆 – 架空线混合线路故障测距方法 [J]. 电网技术, 2010, 34(1): 208 – 213.

[3] 王晓彤, 林集明. 广东 – 海南 500 kV 海底电缆输电系统电磁暂态研究 [J]. 电网技术, 2008, 32(12): 6 – 10.

[4] 鹿洪刚, 覃剑, 陈祥训. 35 kV 电力电缆在线故障测距仿真研究 [J]. 电网技术, 2008, 32(24): 81 – 86.

[5] 胡志坚, 陈允平, 张承学, 等. 长距离高压电缆线路互感参数测量 [J]. 高电压技术, 2002, 28(5): 17 – 18.

[6] 索南加乐, 杨钺, 杨忠礼, 等. 用于同杆双回线保护的时域电容电流的分相补偿方法 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(1): 77 – 81.

[7] 王育学, 张哲, 尹项根, 等. 平行多回电缆序阻抗参数的计算与分析 [J]. 电网技术, 2011, 35(8): 186 – 191.

[8] 邓星, 蒙绍新, 尹项根, 等. 多回并联电缆线路参数的不对称性分析 [J]. 高电压技术, 2010, 36(12): 3119 – 3124.

[9] 徐政, 钱洁. 电缆电气参数不同计算方法及其比较 [J]. 高电压技术, 2013, 39(3): 689 – 697.

[10] 韦刚, 张子阳, 房正良, 等. 多回输电线路并架的不平衡性分析 [J]. 高电压技术, 2004(10): 9 – 11.

[11] 王晓彤, 项祖涛, 宋新立, 等. 采用垂直排列的 500 kV 双回电缆线路参数的不平衡度分析 [J]. 高压电器, 2017, 53(2): 132 – 138.

[12] 李炳华. 低压阻燃电力电缆通流能力研究 [J]. 建筑电气, 2015, 34(7): 31 – 33.

[13] 何仰赞, 温增银. 电力系统分析(上册) [M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2002: 181 – 183.

[14] 钱洁. 电力电缆电气参数及电气特性研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2013.

作者简介:
李浩原(1987), 博士, 工程师, 研究方向为柔性直流输电、换流站绝缘配合。
(收稿日期: 2019 – 11 – 25)

一起线路故障引发站内设备故障的多重电网故障分析

苟小刚,段 然,崔明德

(国网四川省电力公司天府新区供电公司,四川 成都 610021)

摘要:针对某 110 kV 变电站因 35 kV 线路发生单相接地故障导致站内主变压器总路断路器 CT 绝缘击穿,发生异名相两点接地短路的复杂电网事故进行了详细分析。该事故无法通过故障点判断是否属于主变压器差动保护区内故障,通过差流计算的方法证明了 CT 故障点在主变压器差动保护区外,差动保护因 CT 受损波形畸变而动作。分析过程显示了故障细节对事故分析的重要性。

关键词:多重故障;故障分析;主变压器差动保护;区外故障

中图分类号:TM774 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2020)01-0059-04

A Detailed Analysis on Complex Power Grid Accident Caused by A Fault of 35 kV Line in Substation

Gou Xiaogang, Duan Ran, Cui Mingde

(Tianfu New District Electric Power Supply Company, State Grid Sichuan Electric Power Company, Chengdu 610021, Sichuan, China)

Abstract: Aiming at a complex power grid accident that CT had insulation breakdown in the substation caused by a single-phase grounding fault of a 35 kV line, which finally led to two points grounding short circuit occurred in different phases, a detailed analysis is carried out. Through the differential current calculation method, it is proved that the CT fault point moves outside the zone of main transformer differential protection, and the differential protection operates because of the distortion of CT damaged waveform. The analysis process shows the importance of fault details in accident analysis.

Key words: multiple faults; fault analysis; main transformer differential protection; external fault

0 引言

继电保护装置能够在电网事故发生的第一时间隔离故障,并通过故障录波记录故障前后的电气量^[1-2],同时对故障录波的分析可以推演电网事故的发展过程,判断保护是否正确动作,再结合一次设备的故障情况可以验证分析的正确性。但针对复杂的电网事故,故障录波的细节会成为事故分析的关键。下面针对一起因 35 kV 线路发生单相接地故障而引发的多重故障进行详细的事故分析^[3-7]。

1 事故简述

2018 年 3 月 16 日 23 时 12 分,某 110 kV 变电

站 35 kV 馈线速断保护动作,跳开线路断路器,同时 3 号主变压器比率差动保护动作,3 号主变压器三侧 103 断路器、303 断路器、903 断路器跳闸。事故变电站主接线如图 1 所示。

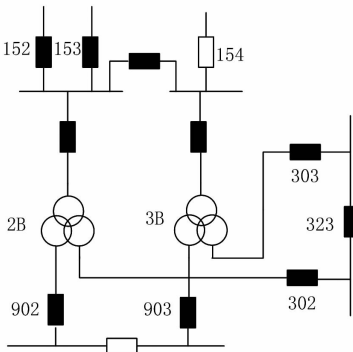


图 1 事故变电站主接线

1.1 事故前运行方式

该站为单母分段接线方式,有 3 条 110 kV 进

线,事故前 152 断路器、153 断路器处于运行状态, 154 断路器热备用。110 kV II 母、III 母并列运行, 35 kV II 母、III 母并列运行,10 kV II 母、III 母硬连接与 10 kV IV 母分列运行。

1.2 事故现场及保护动作报告

巡视发现 3 号主变压器 303 断路器柜泄压板被冲开,断路器柜内有放电痕迹。停电后进柜检查发现 303 断路器 B 相 CT 炸裂。检修人员对 CT 二次接线进行了详细检查,接线正确,未发现二次回路开路情况。保护动作情况见表 1。

表 1 保护动作情况

保护	序号	相对时间 /ms	动作情况
352 断路器 保护	1	0	保护启动
	2	20	速断保护动作,故障相别 C 相,故障电流 33.4 A
	3	329	重合闸启动
	4	2391	重合闸动作
3 号主变压器 差动保护	1	0	整组启动
	2	137	比率差动动作, 故障相别为 ABC

2 事件原因分析

2.1 保护动作情况分析

35 kV 线路保护故障波形如图 2 所示。从图中可见,仅有 C 相故障电流流过线路断路器 CT。

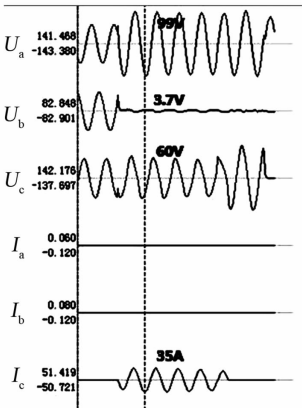


图 2 35 kV 352 断路器保护故障录波

从保护动作时序上可以看出,35 kV 某线路 352 断路器保护先于 3 号主变压器差动保护动作,故图 2、图 3 无时间重叠。图 4 为 35 kV 303 断路器故障波形图。

图 4 中:A 点为 35 kV 某处发生 BC 相接地短路

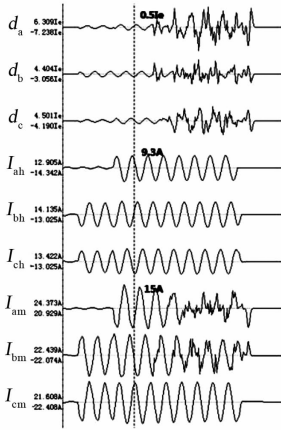


图 3 3 号主变压器差动保护故障录波

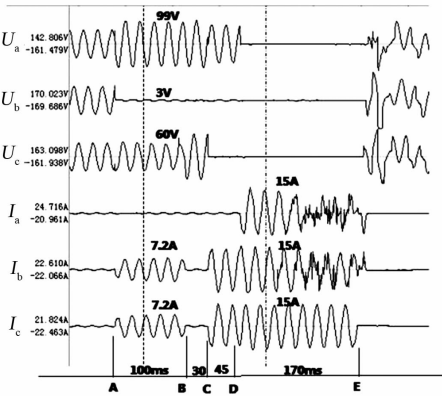


图 4 35 kV 303 断路器故障波形

的时刻;B 点为某线路故障跳闸的时刻;C 点为 35 kV 某处发生 BC 相间短路的时刻;在 D 点时发展为三相短路;E 点为 3 号主变压器差动保护动作跳三侧断路器时刻。

结合图 2 与图 4 分析 AB 段故障,电压波形一致(都是采用母线 PT 电压)但故障电流不一致,该线路仅有 C 相故障电流;但总路断路器存在 B、C 相故障电流且大小相等方向相反,符合相间短路特征。因此时仅有 A 相电压升高为线电压,B 相电压几乎为 0,C 相仍为相电压,推断为 B 相接地、同时 BC 相间非金属性短路故障(B 相接地时 C 相电压应上升为线电压,但由于 BC 相间非金属性短路产生压降)。由于 35 kV 为不接地系统,单相接地故障时不应该有故障电流。可以断定系统发生了 BC 相间故障,但 B 相故障电流没有流过该线路 B 相 CT,仅有 C 相故障电流流过了该线路 C 相 CT。由此推断 C 相故障点在该线路,B 相故障点在该线路 B 相 CT 保护区外。

BC 段因该线路跳闸后,变成 B 相单相接地故障,B 相接地故障在主变压器差动保护动作后消失,

说明 B 相单相接地故障点在 303 断路器靠主变压器侧,后现场检查发现 303 断路器 B 相 CT 炸裂,可推断此时的 B 相接地点就在此处。CD 段由单相接地发展为 BC 相间短路,DE 段由相间短路发展为三相短路故障。现场检查发现 303 断路器 CT 处三相均有灼烧痕迹,BC 相更严重,即 303 断路器 CT 为 DE 段故障点。

将故障起始时刻波形放大,如图 5 所示,35 kV 母线电压突变过程为:C 相电压波形降低,而 A、B 相电压均有向线电压升高的短暂趋势,该趋势持续约 0.5 ms,波形特征符合该线路 C 相接地故障导致 A、B 相电压升高;而 B 相电压出现峰值后迅速降低为 0,这阶段的暂态电压波形特征符合 303 断路器 B 相 CT 绝缘击穿并接地。若先是 303 断路器 B 相 CT 接地,则暂态电压波形应该为 B 相电压降低、AC 相电压升高,与实际波形不符合。所以可以推断是该线路 C 相先发生接地故障进而引起 303 断路器 B 相 CT 绝缘击穿并接地,导致 BC 相发生异地接地短路。

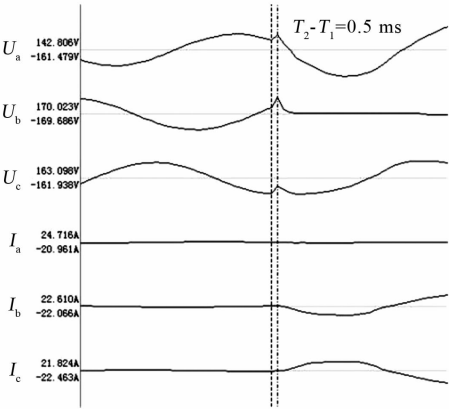


图 5 故障起始时刻 303 断路器录波

最后分析 CE 段 3 号主变压器差动保护动作情况:对于三圈变压器差动保护(PCS-9671),差动电流为三侧电流矢量和; $I_{cd} = I_h + I_m + I_l$,制动电流为 $I_r = \frac{1}{2} (|I_h| + |I_m| + |I_l|)$,低压侧无故障电流且负荷电流很小,可忽略不计。

表 2 3 号主变压器差动保护部分参数

变压器部位	变比	额定电压/kV
高压侧	600/5	110
中压侧	1200/5	38.5
低压侧	4000/5	10.5

注:变压器容量为 50 MVA。

根据表 2 计算各侧额定电流:高压侧 $I_h = 2.2\text{ A}$,

中压侧 $I_m = 3.1\text{ A}$,低压侧 $I_l = 3.4\text{ A}$ 。

图 3 中虚线处高中侧差动保护同相别故障电流几乎相位相反,计算此时刻的 B 相差流值: $I_{cd} = I_h + I_m = \frac{9.3}{2.2} - \frac{14.9}{3.1} = 0.57I_e$,与保护计算差流一致^[8],制动电流值: $I_r = \frac{1}{2} (|I_h| + |I_m|) = \frac{1}{2} \times (\frac{9.3}{2.2} + \frac{14.9}{3.1}) = 4.5I_e$, $I_r > I_{cd}$,所以此时差动保护未动作,故障属于差动保护区外故障。但在差动保护跳闸前 100 ms 的波形中,可以看到中压侧差动绕组电流波形严重畸变并使得计算差流达到保护定值,保护动作出口。

综上所述,352 断路器保护及 3 号主变压器差动保护均正确动作。

2.2 一次设备分析

该站 3 号主变压器 303 断路器柜为 2012 年 3 月生产,型号 VED-40.5/1250-25,断路器柜内 35 kV 电流互感器同为 2012 年 3 月生产,型号 LZZBJ9-35。

从 35 kV 303 断路器柜 B 相 CT 故障照片来看,CT 内部存在多处气隙,且内部导体焊接处表面不光滑,未采取电场屏蔽处理措施,内部导体处附近的环氧树脂变色严重,疑为内部长期局部放电的结果。认定 CT 绝缘故障的主要原因为 CT 浇注工艺控制不当使内部形成多次气隙,且一次导体电场处理不均匀使其存在长期局部放电^[9]。



图 6 303 断路器 B 相 CT 炸裂现场

4 结 语

1)该事故因 35 kV 某线路 C 相接地故障导致

变电站内3号主变压器303断路器B相CT绝缘击穿并接地,BC相发生两点接地短路故障,该线路C相故障电流达到保护动作定值,保护正确动作跳开352断路器。3号主变压器303断路器B相CT因制造工艺问题,在线路故障时绝缘击穿发生接地故障并引发主变压器差动保护区外的相间短路,因CT受损故障电流波形畸变并达到差动保护定值导致3号主变压器差动保护出口。

2)事故CT生产工艺存在问题,内部长期局部放电,破坏本身绝缘水平。但在事故前一年的预试工作中,高压试验数据均正常,暴露出预试手段不足的缺点。

3)事故初始分析过程中,从波形图的电压量来看,疑似发生B相接地,但C相电压仍保持正常相电压水平,且电压异常的同时303断路器B、C相有故障电流,即单相接地故障电气特征在故障录波图上没有反映,给事故分析带来一些困扰。最终将起始时刻波形放大观察发现C相接地故障先持续约0.5 ms,再导致B相接地。

4)通过计算差流的方式证明了CT故障点在差动保护范围以外。

参考文献

[1] 袁文嘉. 一起区外故障引起主变差动保护动作的分析[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(24): 191-195.

.....

(上接第39页)

[13] 葛廷利, 宁博扬, 陈金辉. 受端多端的混合直流系统输送风电的控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(24): 191-195.

[14] Yao Z, Zhang Q, Chen P, et al. Research on Fault Diagnosis for MMC-HVDC Systems[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2016, 1(1): 8.

[15] 付强, 杜文娟, 王海风, 等. 多端柔性直流输电中换流站的同步切换控制策略[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1241-1250.

[16] 孙晓云, 高鑫, 刘延华. 柔性直流输电换流器故障特性分析及诊断研究[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(2): 75-84.

[17] 李程昊, 詹鹏, 文劲宇, 等. 适用于大规模风电并多

析[J]. 电力系统保护与控制, 2009, 37(23): 130-132.

[2] 蒋佳. 10 kV 线路故障引起主变差动保护动作的分析[J]. 江苏电机工程, 2013, 32(5): 13-14

[3] 尹迪迪. 220 kV 桂湘线跳闸故障原因分析及建议[J]. 广西电力, 2011, 34(5): 80-82.

[4] 刘建明. 一起线路跳闸造成500 kV 变电站交流系统失压事故的分析[J]. 电力科学与技术学报, 2013, 28(4): 78-82.

[5] 曾新雄, 李新海, 曾庆祝, 等. 10 kV 开关柜内部电弧故障的危害与保护[J]. 广东电力, 2016, 29(6): 67-71.

[6] 王义平. 主变压器受损率对电气设备潜在性故障的预判特性[J]. 广东电力, 2016, 29(6): 82-86.

[7] 王斯斯, 刘宇, 熊俊, 等. 一起500 kV 电容式电压互感器电容击穿故障分析[J]. 广东电力, 2017, 30(1): 126-130.

[8] 国电南京自动化股份有限公司. WBZ-500H 变压器保护装置说明书[Z]. 2006.

[9] 余剑锋, 陈汝锦. 厦门500kV 变电所“3·25”事故剖析[J]. 电力建设, 2000, 2(34): 125-130.

作者简介:

苟小刚(1986), 硕士, 工程师, 从事电力系统继电保护设备检修工作;

段然(1989), 本科, 工程师, 从事电力系统变电运行工作。

(收稿日期: 2019-10-24)

端柔性直流输电系统控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(11): 1-7.

[18] 孙文博, 徐华利, 付媛, 等. 应用于大型风电基地功率外送的多端直流输电系统协调控制[J]. 电网技术, 2013, 37(6): 1596-1601.

[19] 乐波, 梅念, 刘思源, 等. 柔性直流输电工程基本原理及概念设计[J]. 中国电业(技术版), 2014(6): 73-76.

作者简介:

周登钰(1994), 硕士研究生, 主要研究方向为高压柔性直流输电技术研究;

张新燕(1964), 博士, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为新能源发电与并网技术研究。

(收稿日期: 2019-09-15)

一起变压器 M 型有载分接开关事故的分析

谢 茜,刘 睿,张宗喜,冯 运,龙震泽,白 欢
(国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610041)

摘要:有载分接开关是大型电力变压器的重要组件,其性能质量直接影响变压器的运行。对一起由于有载分接开关故障引起的 110 kV 变压器事故进行分析,通过试验、变压器吊罩、开关解体等分析事故发生的原因,并提出对应的防范措施。

关键词:变压器;有载分接开关;M 型

中图分类号:TM564 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2020)01-0063-04

Analysis on A Transformer Accident Using M – type On – load Tap Changer

Xie Qian, Liu Rui, Zhang Zongxi, Feng Yun, Long Zhenze, Bai Huan
(State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract:The on – load tap – changer is an important component of large power transformers, and its performance quality directly affects the operation of the transformer. A 110 kV transformer accident caused by the fault of on – load tap – changer is analyzed, the causes of the accident are also analyzed through the test, transformer hoist, switch disassembly etc., and the corresponding preventive measures are proposed.

Key words:transformer; on – load tap changer; M – type

0 引 言

随着国民经济发展及电力系统的完善,各用户对电能质量的要求不断提高。电能质量的主要指标有电压、频率和谐波。电力变压器是电力系统一次设备的重要设备之一,变压器调压可以有效调节电网中各节点电压,提高电网的供电质量及系统稳定性。

变压器调压可分为无励磁调压和有载调压两种。相较于无励磁调压,有载调压具有调压范围大、调压速度快、可带负载调压等优点,在电网中得到广泛的应用^[1]。有载分接开关是实现变压器有载调压的部件,结构复杂且精密,对制造工艺要求较高^[2-3]。由于有载分接开关内部机械零件多、接线多,长期运行动作后,其内部容易出现故障,发生渗漏油、拒动等情况,进而直接影响变压器的安全稳定运行^[4]。

下面对一起由于有载分接开关故障引起的 110 kV 变压器事故进行分析,通过试验、变压器吊罩、开关解体分析事故发生的原因,并提出相应的措施及建议。

1 事故概况

某 110 kV 变电站 2 号 110 kV 主变压器本体重瓦斯保护动作,110 kV 母联开关动作。检修人员到达现场时发现:该主变压器本体重瓦斯保护及有载开关重瓦斯保护均动作,瓦斯继电器内部有气体,压力释放阀动作喷油,有载开关挡位显示为 4 挡与 5 挡之间;现场手动调挡时,水平连杆与齿轮盒连接脱落。

该主变压器额定容量为 63 MVA,额定电压为 (110 ± 8 × 1.25%) / 10.5 kV,型号为 SZ11 – 63000 / 110,已投运 2.5 年,有载分挡开关为 M 型有载分接开关,型号为 MIII500Y – 72.5 / B – 10193W,额定电流为 331 A,级电压为 794 V。事故发生时,该有载分接开关计数器显示切换次数为 1963 次。

事故发生前一天,该主变压器有载开关执行5挡至4挡调挡,第二天执行4挡至5挡调挡时即发生故障。故障录波器测得一次最大故障电流A相为322 A,B相为183 A,C相为496 A,持续时间为40 ms。该主变压器差动保护装置仅启动,未动作。故障录波器显示事故时二次谐波含量最高达50%,保护装置启动波形显示事故时二次谐波闭锁启动。

2 试验检查

针对现场情况,对主变压器不同部位的本体油进行油色谱试验,结果见表1。

表1 主变压器事故后不同部位油色谱数据

气体	油中含气量/($\mu\text{L} \cdot \text{L}^{-1}$)		
	上部油	中部油	下部油
H ₂	20.0	10.8	30.6
CO	635.3	382.6	289.2
CO ₂	2 180.3	1 326.6	928.7
CH ₄	6.8	7.7	11.1
C ₂ H ₄	3.5	0.6	14.6
C ₂ H ₆	1.2	10.6	1.5
C ₂ H ₂	4.4	10.2	23.7
总烃	15.9	29.1	50.9

从表1中可以看到,油中乙炔含量超过注意值。中部油使用三比值法,计算编码为200。根据GB/T 7252-2016^[5],初步认为主变压器内部出现电弧放电。

同时,对主变压器有载开关油进行试验,试验结果表明有载开关油中微水含量为22.9 mg/L,击穿电压为50.0 kV。根据GB/T 7595-2017^[6],有载分接开关油的微水含量及击穿电压合格。

3 吊罩情况

为查明此次事故原因,对该主变压器进行吊罩检查。吊罩后发现:变压器本体绕组、铁芯、夹件无异常;变压器有载分接开关中,分接选择器与切换开关的连接导线在切换开关筒底齿轮位置处存在烧损,分接选择器上有大量铁屑,分别见图1及图2;同时,分接选择器部分动静触头、导电环存在烧损,见图3。

通过对主变压器吊罩检查,初步认为是分接选择器导线烧损造成变压器油分解产生大量气体,进而使得变压器重瓦斯保护动作、压力释放阀喷油。

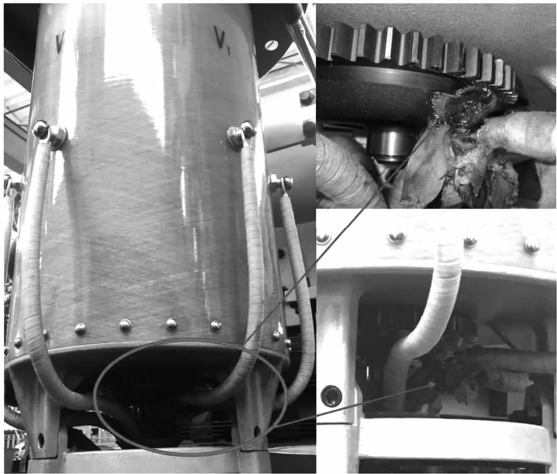


图1 分接选择器与切换开关连接导线烧损情况

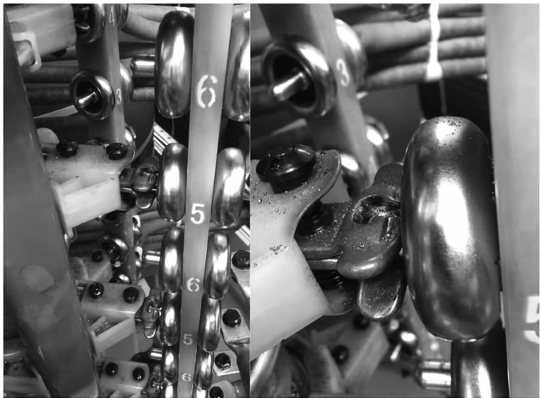


图2 分接选择器表面大量铁屑



图3 分接选择器部分烧损情况

进一步对主变压器进行吊芯处理并解体有载分接开关。发现油室内筒壁上触头烧损(见图4),切换开关的主触头、主通断触头之间存在烧损(见图5)。同时,发现三相的过渡电阻完好,经过测试其电阻阻值均正常。

4 原因分析

有载分接开关可以在变压器带负载的状态下变

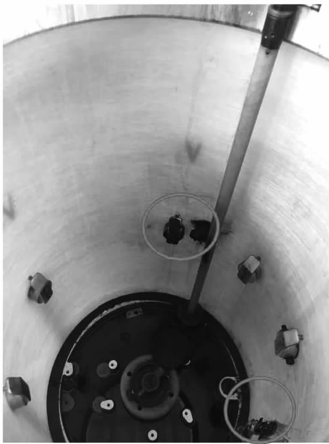


图4 筒壁上触头烧损情况

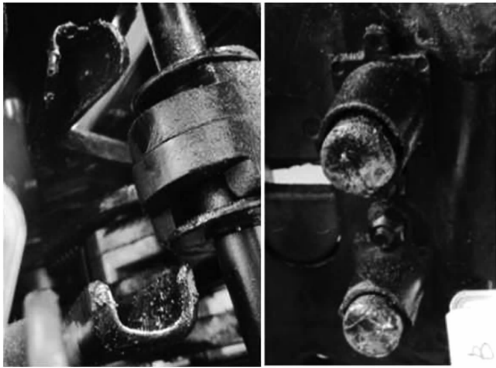


图5 切换开关触头烧损情况

换变压器的分接位置,其结构如图6。从图6可以看出,主绕组与分接绕组串联后和分接选择器连接,之后经由切换开关中性点从套管引出。本次事故发生前一天,有载分接开关执行5挡至4挡动作,第二天执行4挡至5挡动作时发生故障。由图6可知,事故发生前一天,有载分接开关执行5挡至4挡动作后,分接选择器S1在5挡,S2在4挡。因此,事故发生当天,执行4挡至5挡动作时,分接选择器动静触头不需动作,只需对主变压器切换开关由 U_2 、 V_2 、 W_2 切换到 U_1 、 V_1 、 W_1 。

现场对主变压器吊罩时发现,开关的实际位置为4挡,电动机机构位置为5挡,即切换开关没有完成切换动作,此次事故发生在4挡至5挡切换开关动作过程中。故障录波器测得一次最大故障电流A相为322 A、有载B相为183 A、C相为496 A,持续时间40 ms。由于分接开关额定电流为331 A,可以短时间承受故障录波器中录得的电流,而吊罩检查时发现分接开关各部位出线均有明显烧蚀,因此认为有载分接开关本体中有环流或电弧放电。

M型有载分接开关传动结构示意图见图7。由

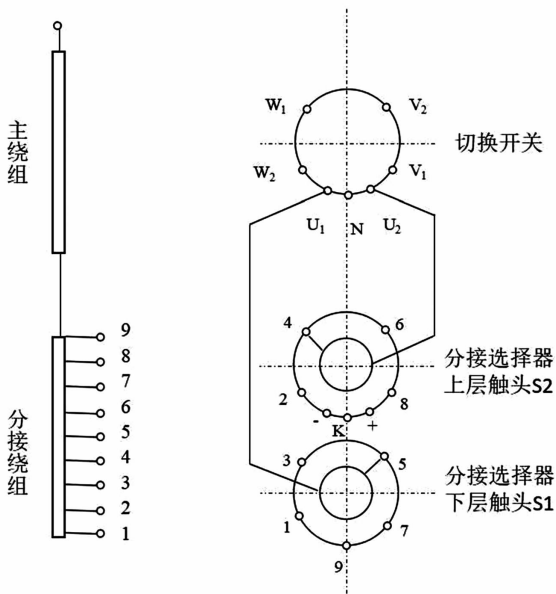


图6 有载分接开关结构

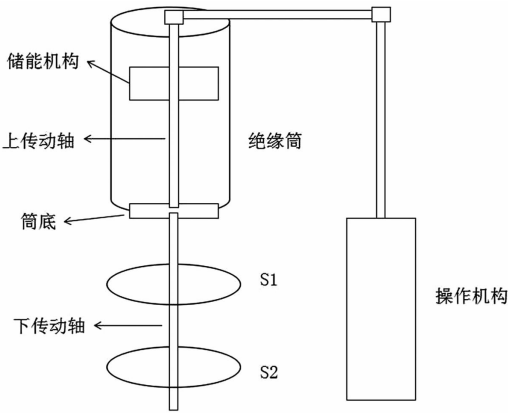


图7 有载分接开关传动结构

图可知,有载分接开关绝缘筒的筒底分别连接上、下两根传动轴,上传动轴为切换开关主轴,与有载分接开关操作机构及储能机构连接,下传动轴为分接选择器主轴。变压器执行换挡动作时,外部操作机构通过传动装置带动上传动轴运动,从而带动储能机构使切换开关完成切换动作;同时,上传动轴通过筒底带动下传动轴运动,使得分接选择器动作。在变压器换挡时,上传动轴、筒底、下传动轴的运动具有同时性。吊罩时发现分接选择器与切换开关的连接导线被筒底的齿轮摩擦造成部分断股,存在烧损。因此认为在本次事故发生时,变压器换挡过程中操作机构动作到位,筒底由于筒底齿轮与导线摩擦导致运动受到阻碍,影响了上下传动轴的同步运动,造成切换开关没有完成切换。

典型M型有载分接开关的切换开关结构俯视图见图8。图中:MC为主触头;MSC为主通断触头;

TC 为过渡触头;a、b 各代表一个分接。在切换过程中,如果切换开关没有在短时间内完成正常切换,将导致切换开关各触头之间发生非正常通断及虚接,产生拉弧放电,造成切换开关机构中各触头烧损。同时,由于切换开关没有完成切换动作,即切换开关中各触头没有断开,造成分接选择器与分接开关部分回路形成环流,导致分接选择器部分导电环及 4 挡、5 挡部分触头发生烧蚀。

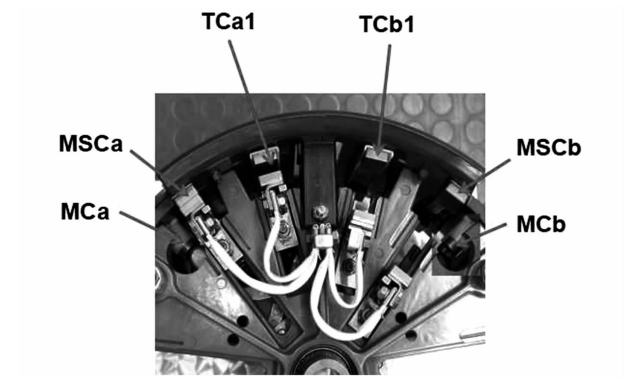


图8 典型M型分接开关切换开关结构

这次事故发生的原因因为开关工艺控制不到位,有载开关筒底导线与筒底齿轮的距离不够,导致切换开关筒底齿轮与分接选择器导线摩擦使得导线断股,造成重瓦斯保护动作;同时,导线对筒底齿轮运动的阻碍影响切换开关的切换过程,使得有载分接开关中出现拉弧及环流,造成有载分接开关烧蚀。

5 结 语

有载分接开关是大型变压器的核心组件之一,是在变压器正常运行状态下唯一能够运动的部件。加强变压器监造、交接等过程中有载分接开关的相

(上接第34页)

4 结 论

- 1)通过试验验证,故障关合接地开关用压缩弹簧30年后应力松弛率为5.3%。
- 2)通过动力学仿真和解析计算,均得出了30年后弹簧能量依然能够满足故障关合接地开关关合特性的要求,开关能够关合到位。

参考文献

[1] 魏芳荣,李家俊,李群英,等.螺旋压缩弹簧应力松弛

关工作,对于确保变压器质量及电网安全可靠运行有重要作用。

针对此次发现的问题,提出以下建议:

- 1)复核近几年该厂家此型号的投运变压器现场吊罩时的照片,重点观察有载筒底导线与齿轮的距离是否满足绝缘要求。对不满足绝缘距离的变压器开展检修进行整改。
- 2)加强验收工作,尤其是厂内监造时的关键点验收以及现场吊罩器身检查时对隐蔽部位验收。
- 3)有载分接开关动作次数或运行时间达到制造厂规定值时,要及时对开关进行吊芯检查大修。重点检查螺栓、螺母、线卡紧固情况,检查各触头压力和磨损情况。

参考文献

[1] 姚志松,姚磊.有载分接开关实用手册[M].北京:中国电力出版社,2002.

[2] 胡启凡.变压器试验技术[M].北京:中国电力出版社,2010.

[3] 谢毓城.电力变压器手册[M].北京:机械工业出版社,2014.

[4] 张德明.变压器分接开关选型与使用[M].北京:中国电力出版社,2006.

[5] 变压器油中溶解气体分析和判断导则:GB/T 7252 - 2001[S],2001.

[6] 运行中变压器油质量:GB/T 7595 - 2008[S],2008.

作者简介:

谢 茜(1990),工程师,博士,主要从事变压器类设备状态评价、故障分析及新技术研究。

(收稿日期:2019-09-22)

性能的动态试验研究[J].金属热处理,2007,32(4): 47-50.

[2] 苑舜.高压断路器弹簧操动机构[M].北京:机械工业出版社,2001.

[3] 黎斌.SF₆高压电器设计[M].北京:机械工业出版社,2010.

作者简介:

朱 青(1984),本科,工程师,主要从事高压开关研发设计、动力学仿真优化和产品可靠性基础研究。

(收稿日期:2019-10-24)

某 500 kV 组合电器断路器分闸不到位故障发现及分析

张仕民,李卫伟,杨 洋,时士峰,蔡英俊,陈安明,岳小斌,李 坚,周 旭,卢贵有
(国网四川省电力公司检修公司,四川 成都 610041)

摘 要:介绍了一起 500 kV 组合电器断路器分闸不到位的故障。通过 SF₆ 分解产物测试发现其内部没有击穿现象发生,而 X 光检测发现该断路器在机械显示分闸的情况下实际处于合闸状态。后对该故障断路器进行返厂解体,发现连接断路器主传动杆的连接臂金属断裂。通过对连接臂金属的各种检测分析(包括成分分析、金相及显微分析、断口分析)结果以及对连接臂金属臂断裂部分的外观检查,综合分析认为由加工工艺质量缺陷产生连接臂连接孔位置的凸楞是造成本次缺陷的根本原因。

关键词:组合电器;断路器;分闸不到位;X 光检测;连接臂;SF₆ 分解产物;凸楞

中图分类号:TM561 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2020)01-0067-05

Analysis on Opening Failure of A 500 kV GIS Breaker

Zhang Shimin, Li Weiwei, Yang Yang, Shi Shifeng, Cai Yingjun, Chen Anming,
Yue Xiaobin, Li Jian, Zhou Xu, Lu Guiyou
(State Grid Sichuan Maintenance Company, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract:An opening failure of a 500 kV GIS breaker is introduced. Through testing SF₆ decomposition products, no discharge breakdown is found in the breaker. Through X-ray detection, it is found that the breaker is actually in opening status. The metal fracture is found in the inner connecting arm after the disassembly of the faulted breaker. Based on the various metal tests of the connecting arm and the visual inspection of the fracture position, the corrugations in the connecting hole due to the manufacturing defects is the root cause for the opening failure of the breaker through comprehensive analysis.

Key words:GIS; breaker; opening failure; X-ray detection; connecting arm; SF₆ decomposition products; corrugation

0 引 言

四川某 500 kV 变电站某主变压器年检完成后,运行维护人员开始进行该主变压器送电操作。运行维护人员首先对与该主变压器 500 kV 侧电气相连的某 500 kV 组合电器断路器及隔离开关开始倒闸操作。送电操作时,运行维护人员将该组合电器断路器两侧隔离开关合闸后,在该断路器三相机械显示尚处于分闸状态(即该断路器尚未进行合闸操作)的情况下,与该断路器电气相连的主变压器突发空载励磁异响,主变压器 500 kV 侧引流线、CVT、避雷器表面都有明显的电晕放电现象;同时,主变压器及该组合电器断路器保护装置发出交流 PT 断线

告警,监控后台显示:该组合电器断路器 C 相存在交流电压波形,主变压器高压侧 C 相存在 60 V 左右的相电压。将该组合电器断路器两侧隔离开关分闸后,以上现象消失。

1 断路器故障的初步分析

在该组合电器断路器机械显示尚处于分闸状态(见图 1)的情况下,仅将其两侧隔离开关合闸后,就出现以上现象,这说明该组合电器断路器 C 相内部出现了显而易见的缺陷。出现缺陷的可能原因有:一是该组合电器断路器 C 相内部出现绝缘击穿现象,导致两侧隔离开关合上后主变压器就带电;二是该断路器 C 相内部存在分闸不到位的故障,该断路

器实际上并不是处于分闸状态,而是处于合闸状态,或者说该断路器 C 相的分合闸机械显示并不真实,尽管显示的是分闸状态,但内部可能处于合闸状态。为判断第一种原因是否成立,应开展 SF₆ 气体试验^[1-15];而为判断第二种原因是否成立,应对该组合电器断路器动静触头状态开展 X 光检测^[16-20]。



图1 组合电器断路器 C 相机械显示(分闸状态)

2 断路器故障的诊断试验

2.1 SF₆ 气体试验及分析

为验证第 1 种导致缺陷的可能原因是否成立,在事故发生后,立即对该组合电器 C 相断路器、隔离开关气室开展了 SF₆ 气体试验,试验数据无异常。

在故障发生 24 h 后,再次对该组合电器 C 相断路器、隔离开关气室开展了 SF₆ 气体试验,试验数据依然无异常。

两次气体试验结果见表 1。

表1 故障组合电器断路器 C 相 SF₆ 气体试验结果

设备名称	20℃气体湿度 /(μL·L ⁻¹)	纯度 /%	CO	SO ₂	结论
5012 断路器	83.5	99.99	19.7	0	合格
50121 隔离开关	70.5	99.99	22	0	合格
50122 隔离开关	91.5	99.96	31.6	0	合格
5012 断路器	59.8	99.99	20.3	0	合格
50121 隔离开关	85.8	99.99	20	0	合格
50122 隔离开关	59.7	99.97	30	0	合格

气体分解产物试验无异常说明该断路器 C 相在主变压器送电操作时灭弧室内部应当没有大电弧现象,也没有发生内部放电现象、闪络现象、绝缘击穿现象。如果该组合电器断路器内部发生了放电故障,在放电的作用下,内部 SF₆ 气体将会发生分解,

放电的主要分解产物是 SOF₂ (氟化亚硫酸),SOF₂ 水解生成 SO₂ 和 HF^[1-15]。SF₆ 气体分解产物检测具有受外界环境干扰小、灵敏度高、准确性好等优点^[1-15],然而两次 SF₆ 气体试验都没有检测到任何 SO₂ 分解产物成分,这说明该组合电器断路器内部没有发生任何放电故障,如此就排除了在运行维护人员倒闸操作合两侧倒闸过程中该组合电器断路器内部放电击穿导致主变压器带电的可能。

2.2 X 光检测

为验证第 2 种导致缺陷的可能原因是否成立,对该故障组合电器断路器动静触头状态开展 X 光检测。

组合电器断路器的外壳使用的是铝合金材料,通过 X 光检测透过铝合金外壳材料探知组合电器内部状态是近年来发展起来的一种带电检测手段^[16-20],可以在不拆卸、不解体、不破坏组合电器断路器的情况下高效、准确地检测其内部状态。

1895 年伦琴发现了 X 射线,后来 X 射线技术得到了广泛的工业应用^[16-20]。20 世纪 70 年代以来开始了对 X 射线数字化成像的研究;20 世纪 70 年代末至 80 年代中期开发了 X 射线计算机数字摄影技术(X-ray computed radiography,X-CR);20 世纪 90 年代中期,出现了直接数字 X 射线摄影技术(X-ray digital radiography,X-DR)^[16-20]。CR 与 DR 成像技术是目前应用最广泛的两种技术,其原理如图 2 所示^[16-20]。

X-CR 技术是将 X 射线透过工件后的残留量透照在成像板上,成像板会记录下来,再通过扫描装置读取,最后由计算机生成数值化图像的技术^[16-20]。而在 X-CR 技术基础上发展起来的 X-DR 技术是利用电子技术将 X 射线透过工件后的信息转化为数字化电子载体的 X 射线成像方法^[16-20]。本次 X 光检测采用的就是 X-DR 技术。

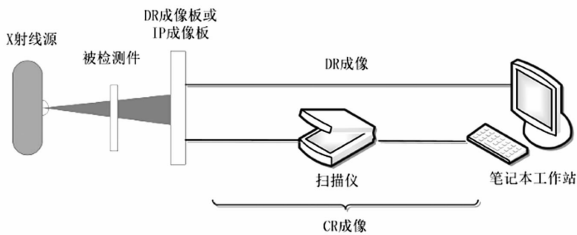
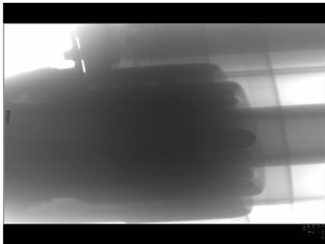


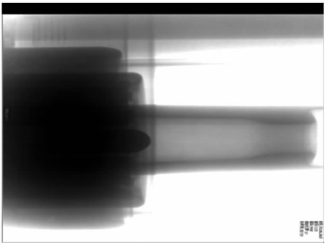
图2 X 射线 CR 及 DR 检测技术^[16-20]

通过 X 光检测发现的三相灭弧室动静触头状态对比如图 3。通过图 3 的 X 光检测图像对比分

析,可以清晰地发现,该故障断路器 C 相灭弧室动静触头实际上处于合闸状态,这与分合闸机械指示完全不符,或者说出现了分闸不到位的缺陷。而该断路器 A 相、B 相灭弧室动静触头如图 3 所示都处于分闸状态,与分合闸机械指示相符。



A相灭弧室动静触头状态（分闸）



B相灭弧室动静触头状态（分闸）



C相灭弧室动静触头状态（合闸）

图 3 故障断路器三相灭弧室动静触头状态对比

3 故障断路器解体检查

初步判断 C 相故障断路器绝缘拉杆与连接臂之间发生了脱口或断裂现象。将该故障断路器返厂进行解体。将故障断路器灭弧室从罐体内部整体取出,发现断路器灭弧室连接臂端头连接孔部位断裂,如图 4 所示。

将灭弧室进一步解体,将连接臂取出,取出的连接臂断裂状态如图 5 所示。然后将连接臂断裂部分进行拼接,拼接状态见图 6。断裂的连接臂与完好的连接臂对比如图 7 所示,在图 7 中,左侧的是完好的连接臂,右侧的是断裂的连接臂。

与该断裂连接臂相连的断路器主传动杆如图 8 所示,正是该主传动杆连接着断路器主绝缘拉杆和两个断口间的分绝缘拉杆。对于正常的断路器



图 4 连接臂装配状态



图 5 断裂的连接臂

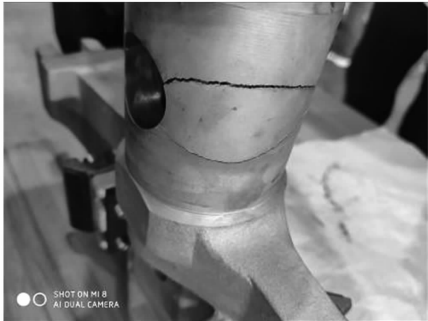


图 6 断裂的连接臂碎片拼接

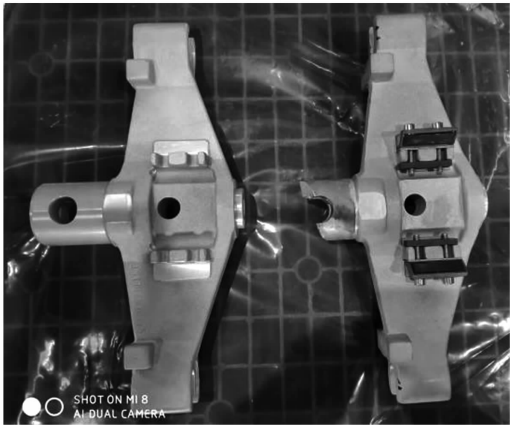


图 7 完好连接臂与断裂连接臂对比情况

而言,该连接臂被装配入主传动杆上部的金属空心部分,并将二者孔洞对准,通过插入二者孔洞的金属



图8 与故障连接臂相连的主传动杆

销子固定连接在一起。然而该连接臂的断裂直接导致主传动杆脱落,从而造成绝缘拉杆脱落及分闸不到位。

4 连接臂金属的检测情况

解体后,委托第三方对断裂的连接臂金属进行检测,检测项目包括:成分分析、金相及显微分析、断口分析。通过这三项检测没有发现任何金属材质质量缺陷,这说明造成该故障的根本原因不是金属材质质量缺陷。

4.1 成分分析

通过成分检测,样品组成为:基体 Al,中量 Si,少量 Mg、Fe,微量 Cu、Mn、Zn,质量分数占比情况为:Si 9.18%、Mg 0.26%、Fe 0.23%、Cu 0.019%、Mn 0.030%、Zn 0.023%。连接臂成分及比例符合标准要求。

4.2 断口分析

通过对样品断口进行微观形貌查看,显示该连接臂断口组织细密,无低倍组织缺陷,均为韧窝断口及少量解理断口,为正常铸硅铝合金断口。

4.3 金相组织纤维分析

对样品金相组织显微查看,检测结果如下:
变质显微组织特征显示 α 枝晶与共晶体分布均匀,共晶硅为点状或蠕虫状,变质正常,如图9。

过烧显微组织特征显示共晶硅边角已圆滑,但不聚集长大,为正常组织,如图10。

5 连接臂断裂的根本原因分析

对断裂的连接臂送交第三方检测,连接臂成分、断口、金相检测结果正常,这说明连接臂自身金属材

质无质量问题,连接臂断裂故障的根本原因不是金属材料缺陷。

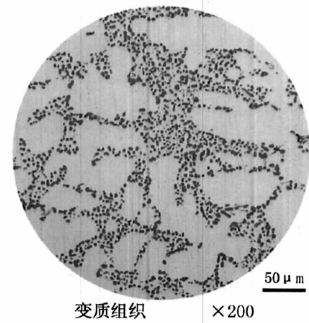


图9 变质显微组织检测结果

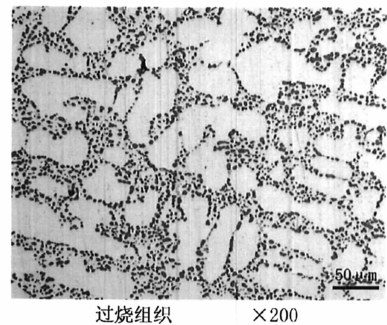


图10 过烧显微组织检测结果



图11 连接臂连接孔断裂位置凸楞

对故障断路器解体检查中发现灭弧室连接臂端头部位断裂部位的连接孔表面(断裂位置)有一条明显的凸楞,如图11所示,凸楞表面已挤压摩擦变亮。而同类结构的连接臂连接孔表面圆滑,无凸楞现象。

综合分析该连接臂断裂的根本原因为:连接臂在生产加工环节存在加工工艺质量缺陷,使得连接臂连接孔局部残存有一条凸起的楞。连接臂组装到产品上后,随着断路器厂内及现场分合闸操作,连接臂凸楞部位受到很强的挤压应力作用,使连接臂受力严重不均,最终造成连接臂断裂,从而导致主传动杆、绝缘拉杆无法传动以及断路器失去分合闸功能,最终发生断路器分闸不到位的故障。

6 结 语

在某主变压器本体及三侧年检完成后进行送电操作的过程中发现了与该主变压器直接电气相连的组合电器断路器 C 相分闸不到位的缺陷。故障发生后对该断路器 C 相进行了气体试验、X 光试验。通过 X 光检测,发现该断路器 C 相出现了分闸不到位的缺陷,其灭弧室动静触头实际处于合闸状态,这与分合闸机械指示完全不符。正因为其处于合闸状态,所以仅将该断路器两侧隔离开关合闸后,就会立即出现主变压器带电的情形。由于断路器内部没有电弧现象、放电现象,断路器内部气体也就没有分解物产生,SF₆ 分解产物测试结果为合格。

后对该故障断路器进行返厂解体,发现连接断路器主传动杆的连接臂金属断裂。综合对连接臂金属的各种检测分析(包括成分分析、金相及显微分析、断口分析)结果以及对连接臂金属臂断裂部分的外观检查,综合分析认为由加工工艺质量缺陷产生连接臂连接孔位置的凸楞是造成本次缺陷的根本原因。

为了避免今后类似故障再次发生,建议制造厂应从源头做好产品质量把控,具体措施为:

- 1)在连接臂生产制造环节,加强连接臂机加工后的质量管控,将连接臂连接孔的检查列为其中的一个检查项目,防止缺陷产品流入后续;
- 2)在产品制造环节,将连接臂的连接孔检查列为产品装配环节的一个检查项目,在连接臂装配前逐件检查连接臂连接孔的尺寸及内孔质量,防止问题零部件流入到产品上。

参考文献

[1] 陈家斌. 变电设备运行异常及故障处理技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2009.

[2] 陈化刚,张开贤,程玉兰. 电力设备异常运行及事故处理[M]. 北京:中国水利电力出版社, 1999.

[3] 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.

[4] 陈化钢. 电力设备预防性试验实用技术问答[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2009.

[5] 陈家斌. 电气设备故障检测诊断方法及实例[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2003.

[6] 李景禄,李青山,等. 电力系统状态检修技术[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2011.

[7] 许艳阳. 变电设备现场故障与处理典型实例[M]. 北京:中国电力出版社, 2010.

[8] 陈家斌. SF₆断路器实用技术[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2004.

[9] 李喜桂,秦红三,熊昭序. 交流高压 SF₆断路器检修工艺[M]. 北京:中国电力出版社, 2009.

[10] 李建明,朱康. 高压电器设备试验方法[M]. 北京:中国电力出版社, 2001.

[11] 季严松,王承玉,杨韧,等. SF₆ 气体分解产物检测技术及其在 GIS 设备故障诊断中的应用[J]. 高压电器, 2011, 47(2): 100 – 103.

[12] 陈晓清,彭华东,任明,等. SF₆ 气体分解产物检测技术及其应用情况[J]. 高压电器, 2010, 46(10): 81 – 84.

[13] 王宇,李丽,姚唯建,等. 模拟电气设备过热故障时 SF₆ 气体分解产物的体积分数及其特征[J]. 高压电器, 2011, 47(1): 62 – 69.

[14] 张晓星,姚尧,唐炬,等. SF₆ 放电分解气体组分分析的现状和发展[J]. 高电压技术, 2008, 34(4): 664 – 669.

[15] 李国兴,姜子秋,王晓丹. SF₆ 分解产物体积分数检测在 SF₆ 电气设备故障诊断中的应用[J]. 高压电器, 2011, 47(12): 104 – 108.

[16] 钟飞,黄升平,张晓春,等. 基于 X 射线的 GIS 设备可视化检测系统[J]. 电子设计工程, 2018, 26(9): 23 – 27.

[17] 张梦岑. 基于 X 射线的盆式绝缘子缺陷识别方法研究[D]. 长沙:湖南大学, 2018.

[18] 李昭月. 基于 X 射线实时成像系统图像处理与缺陷识别的研究[D]. 沈阳:东北大学, 2008.

[19] 闫文斌. 基于 X – DR 的电力设备结构缺陷检测技术应用研究[D]. 北京:华北电力大学, 2013.

[20] 叶洪波,吴剑敏. LW11 – 252 型 SF₆ 高压断路器在线监测系统的开发[J]. 华东电力, 2009, 37(7): 1084 – 1085.

作者简介:

张仕民(1964),高级工程师,从事超特高压设备检修与试验研究;

李卫伟(1984),高级工程师,从事输变电设备技术监督工作;

杨 洋(1982),高级工程师,从事输变电设备状态诊断研究工作。

(收稿日期:2019 – 10 – 12)

浅谈变电站老旧二次设备的改造方案及改进

姚亮^{1,2}, 凌岩^{1,2}, 孙晓龙^{1,2}

(1. 国电南京自动化股份有限公司, 江苏 南京 211153;
2. 南京国电南自电网自动化有限公司, 江苏 南京 211153)

摘要: 归纳目前变电站二次设备改造方案, 分析不同方案下常见设备的改造, 综合现场施工和改造设备的特点, 推荐“原屏改造”与“整屏更换”相结合, 提出了预制电缆的“原屏改造”和拼接机柜的“整屏更换”的改进措施, 采用自动对点系统改进系统接入工作, 提高了改造效率, 缩短了停电时间。

关键词: 老旧; 二次设备; 常规改造; 原屏改造; 整屏更换

中图分类号: TM774 **文献标志码:** B **文章编号:** 1003-6954(2020)01-0072-05

Discussion on Renovation Scheme of Old and Deteriorating Secondary Equipment in Substation and Its Improvement

Yao Liang^{1,2}, Ling Yan^{1,2}, Sun Xiaolong^{1,2}

(1. Guodian Nanjing Automation Co., Ltd., Nanjing 211153, Jiangsu, China;
2. Nanjing SAC Automation Co., Ltd., Nanjing 211153, China)

Abstract: The current renovation schemes of secondary equipment in substations are summarized, and the renovation of different schemes for common equipment is analyzed. Based on the characteristics of substation field construction and renovation equipment, the integrated scheme of "renovation-in-original-cabinet" and "whole-cabinet-replacement" is recommended, the improvement measures of "renovation-in-original-cabinet" for the prefabricated cables and "whole-cabinet-replacement" for splicing cabinets are put forward, and automatic information checking system is adopted to improve system access. These methods could improve the renovation efficiency and shorten the power cuts.

Key words: old-styled; secondary equipment; conventional renovation; renovation-in-original-cabinet; whole-cabinet-replacement

0 引言

随着电网建设的持续发展,大量早期变电站投运时间已经超过或临近12年,实践证明随着服役年限增长,设备进入严重故障期。由于受制于二次运维检修人员不足、设备改造工作量大等因素,造成施工停电时间过长影响用户侧快速复电,使得一些改造工程一再拖延。

为了消除现场运行风险,夯实电网安全稳定运行基础,实现设备的高效利用、状态获取、生命追踪等透明管理^[1],二次设备改造采用符合标准化设计规范的装置替换老旧装置,在安全可靠的前提下,减少改造工作量,缩短停电时间。

1 改造方案的分析

新、旧设备在机箱尺寸、外部回路、端子布局等方面存在差异,现场施工工作量大、安全措施多、调试过程长等因素导致停电时间久,影响电网安全经济运行^[2]。

1.1 改造方案介绍

临期或超期服役的二次设备极大多数采用“常规采样、常规跳闸”的模式,改造中屏柜外部的二次电缆不更换,根据现场实际情况新增少量电缆,主要有4种方案:原屏改造、整屏更换、端子转接和定制装置。

1) 原屏改造

该方案采用集中专业检测认证的标准化装置更换老旧装置,仅拆除原装置背板端子与屏柜端子排内侧接线,在现场重新配线。若新旧装置尺寸不一致,需更换屏柜面板。完成配线后,核对配线是否正确,校核采样回路,开出传动验证外部回路正确性。

2) 整屏更换

该方案仍是采用集中专业检测认证的新装置更换在役老旧装置,屏柜外部电缆不变,先拆除原屏柜与外部回路连接,将原屏柜整体拆除,直接更换全新的屏柜和装置,屏内配线在工厂完成调试验证,现场只需校核模拟量采样回路和开出传动验证回路正确性。

3) 端子转接

该方案在通过集中专业检测认证的新装置背部增加端子转接箱,新装置背板端子通过转接端子与屏柜端子排内侧连接,实现除了交流端子外的大部分端子的“即插即用”。现场施工只需要拆除原装置背板端子与屏柜端子排内侧接线,将屏柜内的原装置更换为新装置直接对接,仅配接少量新增电缆。完成更换后校核采样回路和验证外部回路。

4) 定制装置

根据在役的装置,尽可能符合目前新标准规范技术要求,定制开发与原装置外回路完全一致的装置,除模拟量需重新配线,改造时只需要重新拔插接线端子,可实现整装置的“即插即用”。

1.2 改造方案的对比

“原屏改造”在工程中应用较广泛,由于不涉及屏柜拆装,故对现场作业环境要求不高。若屏柜内接线复杂,则配线及校验的工作量会很大,导致停电时间过长。一般适用于布置在开关柜的低压保护测控装置,或新旧装置更换关系对应简单、屏柜内部接线相对较少的装置,如间隔保护测控。

“整屏更换”可适用各种装置的改造,但涉及屏柜的拆除和安装,旧屏柜内外两侧的二次电缆都需要解开,尤其在拆除和安装过程中,原电缆退到电缆

沟,需要做好相应的保护和标识。在新屏柜就位后,只需要接入外部对应电缆。

“端子转接”通过转接环节增加了工厂内二次接线,如图 1 所示。端子之间接线的可靠性为 K ($K < 1$),一台装置的接线数量为 n ,则直接连接的可靠性为 K^n ,通过转接端子箱连接的可靠性为 K^{3n} ,随改造装置增多、接线数量增加,故障量将更大。特别在需要更换故障模件时,拆装受转接端子箱影响,维护工作比较复杂。

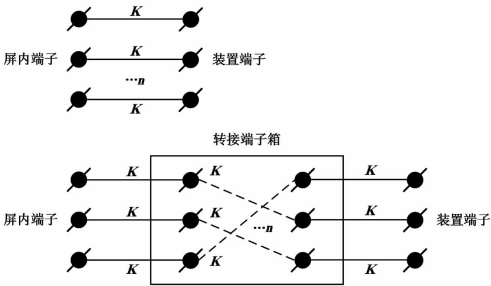


图 1 转接端子箱接线

前 3 种改造方案都采用了通过集中专业检测认证的新装置更换在役旧装置,“定制装置”即定制开发的装置只能通过委托第三方的检测认证,违背了标准化设计的推广。又由于工程应用的地区差异,往往定制开发和委托检测周期较长,若市场存量较少时,综合成本也较大,因此工程普适性不强,一般也仅限于低压保护测控装置。

从设计、安装、配线、调试 4 个维度评估改造工作量,从可靠性、适用性和维护性 3 个维度评价改造方案的合理性,如表 1 所列。

2 实施方案的探讨

综合改造工作量和选用装置的合理性两方面,“端子转接”的改造方式可靠性不高,“定制装置”适用性不佳且未采用标准化装置不建议推广应用,因此“端子转接”和“定制装置”的改造方案应用很少。

表 1 4 种改造方案的对比

方案类型	改造方式		改造工作量				可靠性	适用性	维护性
	装置	屏柜	设计	安装	配线	调试			
原屏改造	标准化装置	不换	很大	较大	很大	很大	高	较高	高
整屏更换	标准化装置	更换	一般	较大	一般	一般	高	高	高
端子转接	标准化装置	不换	一般	一般	较少	较少	较低	较高	低
定制装置	定制化装置	不换	较少	一般	较少	较少	高	较低	一般

根据标准化设计规范要求,以 220 kV 及以下主要二次设备改造为例,探讨“原屏改造”与“整屏更换”这两种广泛应用实施方案。

2.1 典型组屏方案

220 kV 线路保护按照二面屏组屏,每面屏“线路保护 + 分相操作箱集成电压切换”配置方式。高、中、低三侧变压器按照三面屏组屏,二面变压器保护屏采用“变压器保护 + 高压侧电压切换箱 + 中压侧电压切换箱”,一面变压器辅助屏采用“非电量保护 + 高压侧操作箱 + 中压侧操作箱 + 低压侧操作箱”的配置方式。

110 kV 线路保护屏柜一般两回线路保护装置组一面屏。高、低 2 分支的变压器组一面屏,采用“变压器保护 1 + 变压器保护 2 + 非电量保护 + 三相操作箱”的配置方式。

单母线、单母分段接线以及支路数较少的双母线、双母双分段或双母单分段接线、单母三分段接线母线保护组一面屏;双母双分段接线,需增加一面转接屏。

低压保护测控装置一般就地安装在开关柜内。

2.2 现场施工评估

“原屏改造”以装置为改造对象,“整屏更换”以屏柜为改造对象,需要以整体改造评估在不同方案下的工时。采用“原屏改造”方案,一般每个工时可以完成配线 20 根,调试工作可分为配线核对和装置调校两个部分,配线核对工时约为配线工时的一半,装置单机调校一般为 2 个工时。采用“整屏更换”方案,更换工作由屏柜更换和屏内配线两部分组成,一面屏柜更换需要约 4 个工时,配线工作效率提高

到“原屏改造”的两倍。标准化设计规范了装置的 IO 数量,不同厂家的同类装置硬件资源大致相近,因此改造工时大体一致,如表 2 所列。

2.3 改造方案选择

在“原屏改造”时为了减少配线工作量,缩短停电时间,可分阶段改造,先更换微机保护装置,再更换操作箱和电压切换箱。低压保护测控和线路保护配线较少,可采用“原屏改造”。

早期变压器保护采用“主后独立”配置,现在标准化设计规范明确或推荐“主后一体”,因此屏柜内“主后独立”配置需要重新布局,新旧装置尺寸不一致,“原屏改造”则现场施工作业复杂。母线保护更是涉及多个间隔,因此跨间隔保护宜采用“整屏更换”^[3]。施工时需考虑主控室面积和屏位布局,注意现场屏柜的拆装及对直流母线的影响、二次电缆拆解和连接的保护工作。

以面向一次的二次设备整体为改造对象,根据表 2 可知两种方案改造工作量相近,35 kV 及以下保护测控装置采用“原屏改造”,110 kV 及以上的二次设备在施工条件允许的情况下优先采用“整屏更换”。

3 工程改造的实施

3.1 改造方案的改进

1)“原屏改造”的改进

该方案现场配线工作量最大,为了节约施工时间,在厂内完成电缆的预制,一端直接连接在新装置的背板端子排上,两端都预先做好标识套管。

表 2 改造工时预估统计

改造对象		配线总量	原屏改造/工时			整屏更换/工时		
			配线	调试	合计	更换	调试	合计
220 kV 线路保护 (两面屏)	线路保护	180	9	8.5	17.5	17.5	17.5	35
	操作箱	200	10	9	19			
220 kV 变压器保护 (三面屏)	变压器保护	280	14	11	25	36	40	76
	非电量保护	140	7	5.5	12.5			
	操作箱	540	27	23.5	50.5			
110 kV 线路保护(一面屏两回线)		240	12	10	22	10	10	20
110 kV 变压器保护 (一面屏)	变压器保护	400	20	14	34	19.75	23.75	43.5
	非电量保护	100	5	4.5	9.5			
	操作箱	130	6.5	5.25	11.75			
母线保护(24 个间隔)		550	27.5	15.75	43.25	21.75	8.875	30.625
35 kV 及以下保护测控		80	4	4	8	/	/	/

采用了电缆预制的方法后,减少了一半的配线工作,一根配线节省约 1 min,即 1 个工时可以完成配线 30 根,如表 3 所列,配线效率可以提高 50%。

表 3 采用预制配线工时对比

类型	非预制 配线/工时	预制 配线/工时
220 kV 线路保护(两面屏)	19	12.67
220 kV 变压器保护(三面屏)	48	32
110 kV 线路保护 (一面屏两回线)	12	8
110 kV 变压器保护(一面屏)	31.5	21
母线保护(24 个间隔)	27.5	18.33
35 kV 及以下保护测控	4	2.67

2)“整屏更换”的改进

该方案将部分配线和调试工作在工厂内完成,但评估安装仍比较复杂,尤其是在拆除和安装屏柜时,原电缆需要做好防护,退回电缆沟。设计一种局部可拼接的屏柜替代原整体焊接屏柜,如图 2 所示。屏柜后下横梁为可拆卸结构,只需卸下横梁即可将屏柜整体安装,原电缆不再阻碍。



图 2 屏柜后下横梁拆卸

在原屏柜拆除时,采用专业破拆工具将屏柜后下横梁切割,即可整屏移走,不再受电缆羁绊,在下次改造中又可方便地实现整屏柜“即插即用”改造。扣除破拆屏柜的工时,节省电缆保护措施和整理工作,合计约 1~2 个工时,如表 4 所列,可见在 220 kV 保护改造涉及屏柜数量较多时,工时节省较为明显。

表 4 采用可拼接屏柜更换工时对比

类型	更换/工时	
	整体屏柜	可拼接屏柜
220 kV 线路保护(两面屏)	17.5	13.5~15.5
220 kV 变压器保护(三面屏)	36	30~33
110 kV 线路保护 (一面屏两回线)	10	8~9
110 kV 变压器保护(一面屏)	19.75	17.75~18.75
母线保护(24 个间隔)	21.75	17.75~19.75

3.2 接入自动化系统的调试

对比变电站二次设备整组传动,自动化的调试仍采用实测的方式逐点调试、人工校对,工作量繁重,调试时间过长。改造中通过以变电站远动系统与站控层网络、调度中心连接为基础的自动对点系统,实现信息校核的智能化,改变现有手动对点的繁琐及不准确等缺陷^[4-5]。

自动对点系统以 IEC 60870-5-104 的客户端作为主站,通过 MMS 服务端来模拟变电站内间隔层二次设备上传 MMS 报告至远动装置,对比调度端和远动装置输出的点表,校核二次设备的 MMS 报文信息与远动装置报文,实现点表自动校核一致性和规范性,主要包括以下 4 个部分^[6-7]:

- 1)模拟主站端实现调度主站与远动装置收发报文功能及解析 IEC 60870-5-104 报文;
- 2)模拟站端设备 MMS 报告控制块,向远动系统模拟发送 MMS 报文,解析 MMS 报文和提取对点信息;
- 3)模拟告警直传主站,实现调度主站与告警直传网关机收发报文,解析 DL/T 476 报文;
- 4)模拟图形网关机主站,与图形网关机收发和解析 G 语言文件,显示 G 语言文件图形画面,实时显示对应画面中数据。

3.3 施工中的配合

二次设备改造施工交叉配合多,早期变电站设计千差万别,造成施工难度大、风险点多。因此每座变电站改造都需要现场踏勘、收集资料,编制针对性的改造方案。施工前完成图纸复核和交底等工作,做好施工准备,合理安排停电计划。

全站改造间隔轮流停电,改造顺序一般先间隔保护,再变压器保护,最后母线保护^[8]。同时还需考虑与自动化改造相结合,自动化系统改造时,先布置新监控后台和远动通信,调度端增开新的远动通道,原监控及远动同时运行。改造过程中新设备直接接入新的自动化系统,改造全部完成后直接停用原系统,测控改造参考保护装置改造^[9]。自动化改造时也可以结合网络安全监测的部署及“一键”顺控和“辅助设备全面监视”的专项改造一并开展。

4 结 语

变电站二次设备改造是一项复杂的系统工程,

需要全局考虑站内设备技术特点和运行维护习惯,采用符合标准化设计规范的新装置,根据不同改造对象和施工条件选择合适的“原屏改造”和“整屏更换”方案,通过预制电缆和可拼接屏柜提高更换效率,借助自动对点系统改进系统接入工作,多措并举减少施工停电时间。一次全面完善的改造,彻底消除设备潜在安全隐患,直接收获多年的安全稳定经济运行,开启系统新的生命周期。

参考文献

[1] 王治国, 笃峻, 王肖立, 等. 基于二维码技术的智能电网保护设备管理方法研究[J]. 江苏电机工程, 2016, 35(5): 40-43.

[2] 李松. 变电站扩建二次继电保护改造技术[J]. 电工技术, 2018(8): 86-88.

[3] 丁宣文, 王平. 500 kV 智能变电站二次设备改造方案研究[J]. 四川电力技术, 2016, 39(6): 59-64.

[4] 李泳龙, 郑永康, 李小鹏, 等. 基于全场景系统的新一代智能变电站整组传动调试方法[J]. 四川电力技术, 2018, 41(3): 68-72.

[5] 胡星, 辛丽娜, 王亮. 基于虚拟主站的电力远动机

(上接第30页)

[6] 南保峰, 刘轩东, 冯磊, 等. GIS 中 VFTO 防护措施研究综述[J]. 电瓷避雷器, 2017(6): 81-85.

[7] 吴士普, 李璿, 臧英, 等. 550 kV GIS 站 VFTO 计算及抑制方法研究[J]. 高压电器, 2018, 54(1): 90-96.

[8] 王磊. 750 kV 变电站 GIS 设备 VFTO 特性研究[J]. 中国电力, 2015, 48(5): 125-132.

[9] 卢斌先, 周娜, 石雨鑫. 电弧三维电磁场模型参数对 GIS 中 VFTO 的影响[J]. 高电压技术, 2017, 43(3): 953-959.

[10] 孔旭, 郭飞, 梁涛, 等. 220 kV GIS 中断路器关合空载变压器所产生 VFTO 辐射电场的测量与波形特征分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(18): 5087-5094.

[11] 郭涛. 超特高压 GIS 站变压器 VFTO 传播特性研究[D]. 济南: 山东大学, 2016: 8-14.

[12] 刘玉, 鲁海亮, 徐碧川, 等. VFTO 作用下变压器绕组匝间电压及谐振研究[J]. 高压电器, 2018, 54(1): 131-136.

[13] 高世强. 油浸式变压器绕组的分数阶模型辨识及其 VFTO 分布的计算方法[D]. 北京: 华北电力大学, 2017: 1-5.

调试系统设计[J]. 机电工程技术, 2019, 48(1): 109-111.

[6] 刘俊红, 邓兆云, 李泽科, 等. 基于即插即用的智能变电站信息自动校核技术[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(2): 137-143.

[7] 曹璨月. 变电站自动对点系统软件设计与实现[D]. 成都: 电子科技大学, 2015.

[8] 丁宣文, 刘明忠, 姜振超, 等. 220 kV 智能变电站不全停二次设备改造方案[J]. 中国电力, 2016, 49(12): 70-75.

[9] 林利祥, 原毅青, 叶石丰, 等. 新型变电站综合自动化改造策略的研究与应用[J]. 电工电气, 2019(2): 39-43.

作者简介:

姚亮(1979), 高级工程师, 主要从事变电站二次系统工程技术研究和应用工作;

凌岩(1989), 工程师, 主要从事变电站二次系统工程技术工作;

孙晓龙(1989), 工程师, 主要从事变电站二次系统工程技术工作。

(收稿日期: 2019-10-12)

[14] 魏梅芳, 吴细秀, 余光召, 等. 1100 kV GIS 中 VFTO 的暂态特性研究[J]. 中国电力, 2016, 49(7): 1-7.

[15] 唐岩, 马山刚. 层式变压器绕组中特快速暂态过电压的仿真分析[J]. 变压器, 2017, 54(1): 12-16.

[16] 王磊, 万磊, 王浩, 等. 取消特高压 GIS 变电站隔离开关阻尼电阻的研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1746-1752.

[17] 秦家远, 孙利朋, 刘赞, 等. 感应雷入侵 110 kV 变电站导致主变损坏故障分析[J]. 变压器, 2018, 55(4): 75-78.

[18] 梁贵书, 高世强, 藏英, 等. 考虑频变特性的大型变压器绕组 VFTO 分布计算[J]. 变压器, 2018, 55(1): 1-5.

[19] 徐偲畅. 基于场路结合的 35 kV 变电站雷电侵入波分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2017: 22-26.

[20] 李盘娟. 雷电冲击和 VFTO 在变压器绕组上分布的研究[D]. 太原: 太原理工大学, 2017: 1-8.

作者简介:

刘守豹(1983), 博士, 高级工程师, 主要研究方向为电力系统暂态分析与工程电磁场数值计算。

(收稿日期: 2019-11-04)

基于泛在电力物联网理念的电力工作现场安全 远程稽查系统建设与应用

姚锦松¹, 周伟绩¹, 印欣², 刘博文²

(1. 石河子大学机电学院, 新疆 石河子 832003; 2. 国网新疆电力有限公司, 新疆 乌鲁木齐 830011)

摘要:当前电网快速发展,大量施工现场施工人员达上千人,电力施工现场的增多,安全管控压力剧增,传统的依靠人力的监察安全管控模式已不能适应和满足新要求。基于通信技术的发展和在电力行业的深度应用,提出了一种基于泛在物联网理念下的电力施工现场安全稽查新模式,基于“云-管-边-场-端”架构,采用4G专网物联网卡的便携式移动终端,搭建安全稽查远程平台,建立了新型监控分析系统。通过视频信息的监视,实现实时违章稽查监管,通过视频信息数据库的建立和数云融合的物联数据分析,实现自动违章判别及到岗到位履职分析,有效解决稽查人力不足、无法现场全覆盖等问题,有效提升了生产作业现场感知能力、监控能力及源头安全管控治理能力,实现了安全生产工作智能化统计及辅助决策。

关键词:泛在电力物联网;安全稽查;数云融合;智能分析;安全管控

中图分类号:TP391 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2020)01-0077-05

Construction and Application of Remote Security Inspection System in Work Site Based on Concept of Ubiquitous Electric Internet of Things

Yao Jinsong¹, Zhou Weiji¹, Yin Xin², Liu Bowen²

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Shihezi University, Shihezi 832003, Xinjiang, China;

2. State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd., Urumqi 830011, Xinjiang, China)

Abstract:At present, due to the rapid development of power grid, the number of construction personnel in construction site is up to thousands, and because of the increase of power construction sites, the security control pressure has increased dramatically, the traditional monitoring and security control mode relying on manpower can no longer meet the new requirements. Based on the development of communication technology and its deep application to power industries, a new safety inspection model for power construction site based on the concept of Ubiquitous Electric Internet of Things is proposed. Based on the structure of "cloud-tube-edge-field-end", a new monitoring and analysis system is established by using a portable mobile terminal with 4G special Internet of Things card. Through the monitoring of video information, real-time illegal inspection and supervision is realized. Through the establishment of video information database and the data analysis of several clouds, automatic violation discrimination and on-duty performance analysis are realized. These measures can effectively solve the shortage of manpower and the problem that the field cannot be covered completely for inspection, which has effectively improved the ability of field perception, monitoring and source safety control and management, and has realized the intelligent statistics and auxiliary decision-making of safe production.

Key words:Ubiquitous Electric Internet of Things; safety inspection; cloud fusion; intelligent analysis; security control

0 引言

目前,电力施工现场安全督查^[1]主要采取“人

盯人”及固定视频等方式,依靠人工监察来发现违章及稽查。虽然部分变电站内设置有工作记录仪^[2]监察方式,但使用时需通过工作站进行手动导入上传,录像文件与工作任务需手动关联,使用

过程中数据传输实时性差,操作繁琐,系统功能不稳定。随着电网建设的快速发展,生产作业现场持续增加,特别是小型分散作业现场越来越多,生产作业现场环境越来越复杂,使得作业现场安全生产管控任务越来越艰巨,给安全监督人员带来了很多问题,传统的现场监察模式已不能适用和满足现在的稽查要求。

针对现有的现场作业监察困难和安全督查繁琐等问题,国内外研究学者开展了一系列研究,提出了一些方法。文献[3-4]基于“互联网+”的现场作业安全管控技术,对现场工作关键环节实现远程实时监督;文献[5-7]探讨了不同场景所采集到的静态和动态物体信息并实时跟踪检测和分析,并将视频信息实时上传到远程监控上;文献[8-9]提出了基于云计算在视频监控和数据分析中的应用。然而,基于电力物联网,采用物联式监控系统实现生产作业管控新模式,应用数云融合技术对生产作业可视化系统建设的研究较少。

随着通信技术的发展,其在电力行业的应用也不断深入,对电力系统发展的影响也越来越大。2019年,国家电网有限公司首次提出了要大力推进在电力物联网的建设,并以此推动电力系统向更高层次和技术水平发展。下面结合电力施工现场安全监督,采用4G便携式移动终端,搭建安全远程稽查^[10]平台,建立新型监控稽查分析系统,将“云-管-边-场-端”的模式在电力施工现场安全监察上进行了深度应用和实践。设计并搭建一种生产作业可视化监控系统,即基于电力物联网的电力工作现场安全远程稽查系统,能够提升生产作业现场安全风险管控能力,对安全策略决策起到导向辅助作用,提高现场安全管控效率及质量。

1 电力工作现场安全远程稽查系统建设

1.1 系统构架

电力工作现场安全远程稽查系统是应用电力泛在物联网的理念,以现场作业人员安全为目标,依托现代通信技术,通过远程稽查手段,实现人员的违章警告和管控。构建了以工作记录仪(警务通和布控球)移动终端设备的感知层,以无线专网和互联网构建了传输网络层,以大量现场作业视频数据构建的存

储数据库和分析系统为平台,实现现场作业违章行为的分析与实时警示和告知,系统构架如图1所示。

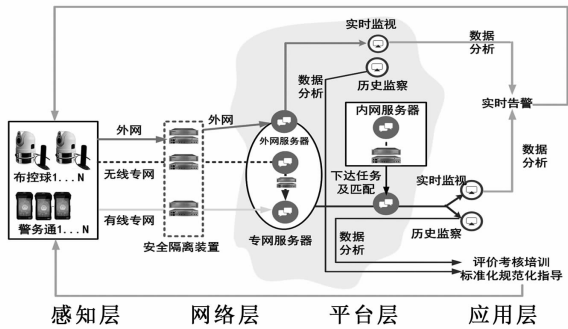


图1 远程稽查系统构架

通过移动终端的物联卡的信息大数据分析,挖掘移动终端设备的位置信息、运行状态信息、视频流量信息,从而智能分析使用状况和使用效率。通过数据附加信息的关联分析,实现对一次、二次设备现场数据的挖掘、检修辅助决策、现场安全辅助关联等应用。

建立违章行为的人工智能分析检测样本库,通过大量的专家研判智能分析,实现历史数据的人工智能行为决策。分析框图如图2所示。

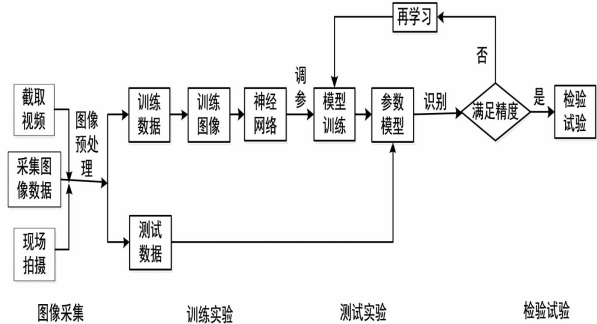


图2 远程稽查系统人工智能分析框图

基于信息安全内外网隔离管控管理要求,建设了内外网与专网的信息交互,通过安全接入平台^[11]实现。现场终端采用了基于4G物联网卡的现场工作记录仪(警务通、布控球),通过无线和有线网络,采用类VPN技术^[12]和数据隔离技术^[13]的网络安全防护技术,实现现场视频数据信息的安全接入。在专网视频监控查看实时现场工作视频,同时将历史录像数据在前置服务器加密后通过安全接入平台传输至信息内网,实现录像数据与PMS任务数据的相互关联,远程稽查系统拓扑结构如图3所示。

1.2 工作现场安全远程稽查系统与现有生产作业管理系统的互联互通模式

为了便于安全稽查人员的决策判断,将施工作

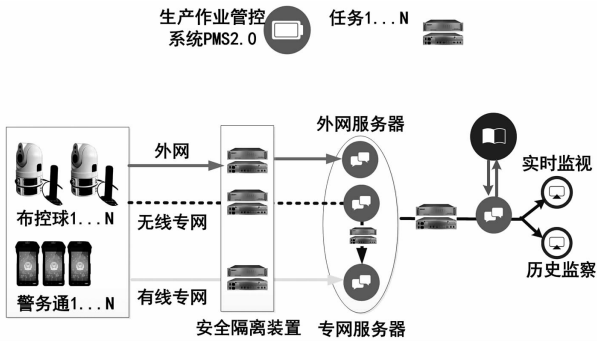


图 3 远程稽查系统拓扑结构

业现场视频信息与现场工作任务一一对应,实现标记管控。将生产作业管理系统(PMS2.0)中的工作任务任务镜像到工作现场安全远程稽查系统中,定时同步的任务数据发起,由工作现场安全远程稽查系统通过安全接入平台,将任务逐一对应下发到移动终端工作记录仪(警务通和布控球)上,实现任务的派发对应。

现场移动终端工作记录仪在工作时,自动启用任务单,实现视频信息与工作任务单的逐一对应,在现场工作记录仪(警务通和布控球)上进行视频的实时查询和查看。工作任务完成后,工作记录仪会通过虚拟无线专网,自动将视频信息反馈给安全远程稽查系统,再次一一对应。通过访问安全远程稽查系统平台,进行视频信息稽查,发现并解决存在的问题。此互联互通模式能够彻底摆脱使用过程中视频与工作任务手动关联和数据传输对应性差、无法标记对应审查等问题,节约大量人力和物力。任务数据交互如图 4 所示。

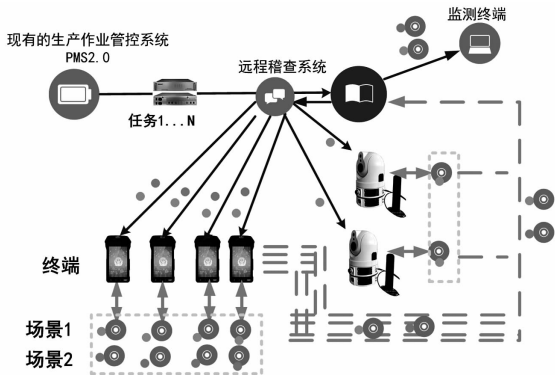


图 4 任务数据交互

1.3 不同移动终端、不同网络运营商、不同处理系统的工作现场安全远程稽查系统互联互通模式

由于现场移动终端工作记录仪(警务通和布控球)存在大量生产厂家,其管控平台和通讯协议不同。此外,目前移动、电信、联通三大运营商的物联

网信息管控模式有所区别。为适应不同移动终端厂家和三大运营商信息传输模式,安全远程稽查系统监控平台采用两级分布式部署模式,通过虚拟无线专网接入工作记录仪和安全接入平台进行数据交互,形成“云-管-边-场-端”架构。同时,基于云网融合技术和标准化接口,实现终端的多样性接入和平台的能力共享,以达系统数据的互联互通。远程稽查系统数据交互如图 5 所示。

2 电力工作现场安全远程稽查系统应用

2.1 数据智能分析

采用计算机视觉和人工智能^[14]相关技术,对划定的作业安全区域,实现区间定位和工作人员的越限告警;通过特征提取和目标检测^[15]等方式,对运维人员的安全防护措施进行检测和监督,并对设备进行安全检测。

通过智能化安全管控,辅助安全监督人员开展变电站作业监督,有效解决稽查人力不足和无法覆盖全部作业面的问题。人工智能化分析框图如图 2 所示。

针对视频数据,研究用计算机视觉和深度学习模型,来进行变电站违章预警和风险管控;基于人脸识别和深度特征提取方法,完成对工作人员的安全管控,并分析作业人员的行为是否符合规范。再经过后台软件整合各类数据分析后,将违规操作的相关信息发布。为安全督查人员实时监督点多面广的作业现场提供支撑,扩大了现场安全管控范围,提升了现场安全管控效率及质量。安全帽的特征向量提取图以及其他稽查违规操作示意图如图 6、图 7 所示。

2.2 数云融合的物联数据辅助分析

物联网卡具有大量可利用数据^[16],包括设备上线时间、时长、工作地点、工作任务和工作内容以及关联工作人员。当移动设备终端开机后,物联网卡会将设备上线时间、地理位置和使用人等信息上传至后台。后台服务器利用特征提取、数据挖掘等大数据技术,对物联网卡产生的基础数据进行统计与分析,判断作业人员是否按时到位、是否在指定的工作范围内工作等内容,同时还可以对数据再次分析,发掘安全生产工作的潜在影响和风险。数云融合的

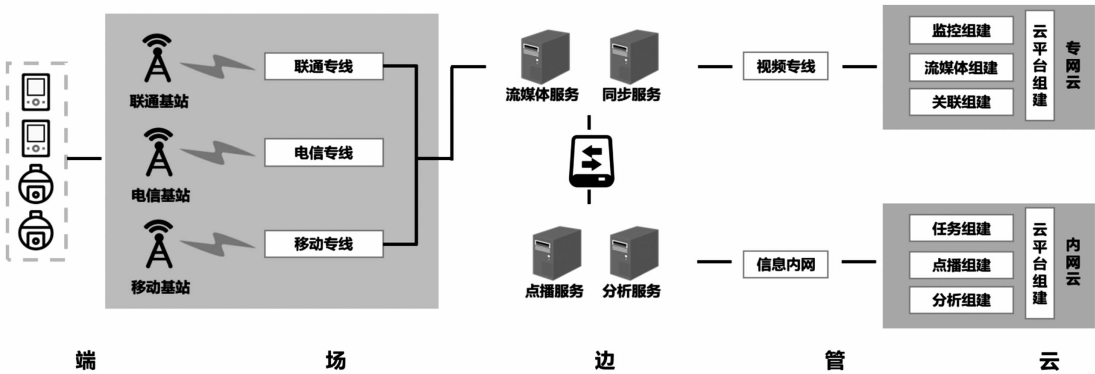


图5 远程稽查系统数据交互

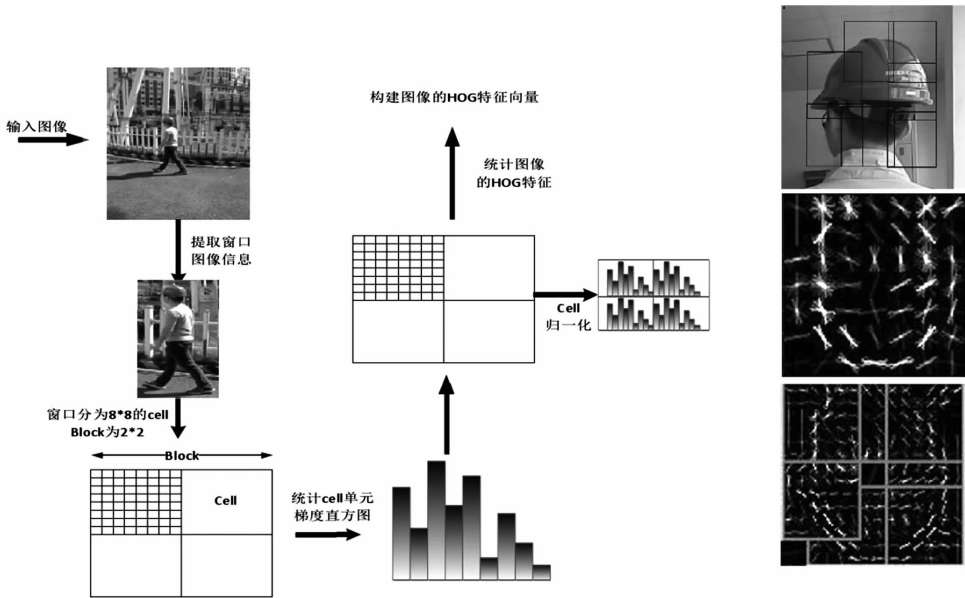


图6 对安全帽的特征向量提取



图7 人工智能稽查违章操作

物联网数据辅助分析,有效提升生产作业现场感知能力及源头治理能力,摆脱了安全生产管控仅依靠人力的传统方式,实现安全生产工作智能化统计及辅助决策。

2.3 辅助功能拓展应用

现场安全培训是给有经验或无经验的受训者传授其完成某种行为所需的思维认知、基本知识和技能的过程。通过培养加训练使受训者掌握某种技能

的方式,达到统一的科学技术规范、标准化作业;并通过目标规划设定、知识和信息传递、技能熟练演练、作业达成评测、结果交流公告等现代信息化的流程,让受训者通过一定的教育训练技术手段,提升个人能力和工作效率。

该系统通过大量的视频信息的人工智能辅助决策分析,对身边人、身边事的违章行为进行讲解分析,从而达到对人员的培训和教育,另外也达到现场作业标准化、规范化教育培训的目的。

3 结 语

基于泛在电力物联网理念的电力工作现场安全远程稽查系统建设,采用“云-管-边-场-端”的模式,应用4G专网物联网卡的便携式移动终端搭建安全稽查远程平台,建立了新型监控分析系统与现有系统的互联互通,摆脱了使用过程中视频与工作任务需手动关联、数据传输实时性差、操作繁琐等问题。同时,通过大数据智能分析和数云融合的物联网辅助分析,实现实时违章稽查监管和自动违章判别及到岗到位履职监察,有效提升了生产作业现场感知能力、监控能力及源头安全管控治理能力,实现了安全生产工作智能化统计及辅助决策。

所建系统面向安全监督及生产现场人员,操作简便、适用性强,实现了对于生产作业现场透明化的在线实时安全监控,极大提升了生产作业现场安全风险管控能力,对现场安全风险降低作用明显,能够有力助推安全生产目标实现。

参考文献

[1] 邵建军. 安全督查机制的创新与实施[J]. 企业改革与管理,2015(16):210.

[2] 丛丹. 汽车行驶记录仪及数据分析软件的设计[D]. 武汉:武汉理工大学,2010.

[3] 王文贤,武立平,马维青. 基于“互联网+”的小现场作业安全管控技术研究与应用[J]. 自动化技术与应用,2018,37(9):132-135.

[4] 苗智宇. 与“互联网+”相结合的新型现场安全管控模式[J]. 科技创新与应用,2017(8):177.

[5] 杜思远. 变电站人员安全帽佩戴识别算法研究[D]. 重庆:重庆大学,2017.

[6] 陈曦. 视频图像处理技术在安防行业的应用[J]. 电子技术与软件工程,2019(3):61.

[7] Vikram Mutneja, Satvir Singh. GPU Accelerated Face Detection from Low Resolution Surveillance Videos Using Motion and Skin Color Segmentation[J]. Optik, 2018, 157.

[8] 孙文杰. 云存储云计算技术在视频监控系统中的应用[J/OL]. 电子技术与软件工程,2019(16):167-168.

[9] Strozzi Francesco, Janssen Roel, Wurmus Ricardo, et al. Scalable Workflows and Reproducible Data Analysis for Genomics. [J]. Methods in Molecular Biology (Clifton, N. J.), 2019, 1910.

[10] 徐越峰,冯杰,纪云鸿,等. 基于物联网技术的电力现场作业安全管理系统设计[J]. 制造业自动化,2019, 41(8):110-114.

[11] 董铮,朱颖,杨春泽. 基于物联网和4G无线VPDN技术的实时视频监控系统的研究和应用[J]. 电信科学, 2018, 34(7):201-206.

[12] 王凤领. 基于IPSec的VPN技术的应用研究[J]. 计算机技术与发展, 2012, 22(9):250-252.

[13] 付建辉. 基于物理隔离的内网与外网信息交换研究[J]. 兰台世界,2013(S5):43-44.

[14] 刘赟,周爽. 人工智能与计算机视觉产业发展[J]. 现代商业,2017(24):20-21.

[15] 李春明. 视频图像中的运动人体检测和人脸识别[D]. 西安:西安电子科技大学,2005.

[16] 李光荣,王志亮,李翔英. 基于物联网的企业共享大数据融合研究[J]. 南京工程学院学报(自然科学版),2018,16(1):22-27.

作者简介:

姚锦松(1994),硕士研究生,主要研究方向为泛在电力物联网;

周伟绩(1983),博士研究生,主要研究方向为电力系统继电保护;

印欣(1988),高级工程师,主要从事电网运行管理工作;

刘博文(1990),助理工程师,主要从事电网运行管理工作。

(收稿日期:2019-11-04)

基于互易原理的电流互感器校验仪准确性试验分析

刘刚,艾兵,刘鹞,张杰夫,张福州,何娜
(国网四川省电力公司计量中心,四川成都 610045)

摘要:基于互易原理的电流互感器校验仪检测电流互感器误差因其试验设备少、接线简单、测试速度快等优点而大量应用,但是对不同电流互感器校验仪的检测准确性如何尚缺乏充分的试验分析。用多种基于互易原理的电流互感器校验仪对电流互感器开展误差检测,并与传统比较测差法检测的结果进行比较分析,发现影响电流互感器校验仪检测准确性的主要因素是校验仪的准确度等级,对于准确度等级分别为0.05级和0.05S级的电流互感器校验仪,若检测结果分别在该点对应误差限值的60%和80%以内,则采用传统比较测差法检测得到的误差基本在误差限值范围内。

关键词:互易原理;电流互感器;校验仪;比较测差法

中图分类号:TM38 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2020)01-0082-06

Test Analysis on Accuracy of Current Transformer Calibrator Based on Reciprocity Principle

Liu Gang, Ai Bing, Liu Kun, Zhang Jiefu, Zhang Fuzhou, He Na
(State Grid Sichuan Electric Power Metrology Center, Chengdu 610045, Sichuan, China)

Abstract: The current transformer calibrator based on reciprocity principle has many advantages such as less test equipment needed, simple wiring and fast testing speed. However, there have not been enough tests and analyses for the accuracy of different current transformer calibrators based on reciprocity principle. The current transformer calibrators based on reciprocity principle are used to detect the error of current transformers, and the results are compared with that of the traditional comparative measurement, which is found that the main factor that affects the detection results is the accuracy grade of the calibrators. For the current transformer calibrators with the accuracy grade 0.05 and 0.05S, if the test results are within 60% and 80% of the error limit, respectively, the errors obtained by the traditional comparative measurement are within the error limit.

Key words: reciprocity principle; current transformer; calibrator; comparative measurement

0 引言

电力系统中的电流互感器是将一次大电流转换为二次小电流的装置,电流互感器传递信号的准确性对电能的准确计量和电网的安全稳定运行具有重要意义。因此,电流互感器传输特性的准确检测非常重要,同时国家计量法规定,贸易结算用的电流互感器属于强制检定设备,必须定期开展性能检定^[1]。

JJG 1021-2007《电力互感器检定规程》^[2]规定对电流互感器开展误差检测时采用比较测差法,即将一次电流同时施加在标准电流互感器和被试电流互感器上,采用差值法比较标准电流互感器和被试

电流互感器的二次电流值,从而测出电流互感器的误差。这种方法能够准确检测电流互感器的误差,使用最广泛,在条件允许的情况下,都应采用这种方法^[3]。但比较测差法的主要缺点是需要试验设备多、对电源的要求较高,且设备笨重、检测效率很低,并对GIS中的电流互感器和额定一次电流大的电流互感器难以开展现场检测。为解决比较测差法在某些情况下难以开展现场检测的缺点,基于互易原理的电流互感器误差测试方法(即低压外推法)被提出并得到广泛使用^[4],该方法对电流互感器施加小信号,测出电流互感器的阻抗等参数,然后通过等效电路模型计算电流互感器的误差,这种方法无需调压器、升流器、负载箱、标准电流互感器等试验设备,显著降低了对现场试验条件的要求和劳动强度,具

有试验接线简单、试验设备少、测试速度快等优点,因此得到较多应用^[3]。

由于基于互易原理的电流互感器校验仪是通过计算而不是直接测量的方式得到电流互感器的误差,因此,电流互感器校验仪检测的准确性至关重要。文献[4-5]阐述了基于互易原理的电流互感器校验仪的检测原理和方法。文献[6-9]对利用基于互易原理的电流互感器校验仪开展现场电流互感器误差检测进行了介绍,说明了基于互易原理的电流互感器校验仪开展现场检测具有一定的可行性。文献[10]介绍了用基于互易原理的电流互感器校验仪开展GIS绝缘式电流互感器的现场检测,并指出该方法对现场GIS绝缘式电流互感器等的误差检测具有重要意义。文献[11]介绍了基于互易原理的电流互感器校验仪的溯源和验证方法,但是由于基于互易原理的电流互感器校验仪较多,电流互感器校验仪的检测准确性如何尚缺乏充分的比较分析。为掌握基于互易原理电流互感器校验仪的准确性,用多种基于互易原理的电流互感器校验仪和比较测差法对多台电流互感器开展误差检测,并对检测结果进行比较分析,为基于互易原理的电流互感器校验仪的现场使用提供支撑和依据。

1 基于互易原理的电流互感器误差测试方法

由于电磁式电流互感器和电磁式电压互感器均是基于电磁感应原理,故电流互感器可以等效为同等精度等级的电压互感器,通过计算电压互感器的误差,从而得到电流互感器的误差,基于互易原理的电流误差测试方法正是基于这一思想^[3]。等效为电压互感器后的电流互感器电路模型如图1所示。

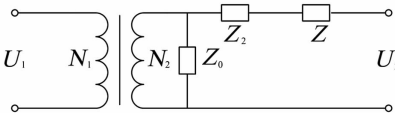


图1 等效后的电流互感器电路模型

图中: U_1 为电流互感器一次电压; U_2 为电流互感器二次电压; N_1 为电流互感器一次绕组匝数; N_2 为电流互感器二次绕组匝数; Z_0 为电流互感器一次绕组阻抗; Z_2 为电流互感器二次绕组阻抗; Z 为电流互感器二次负荷。

根据图1的电路模型可以计算得到等效为电压

互感器后的电流互感器实际变比为

$$k = \frac{U_2}{U_1} = \frac{N_2}{N_1} \times \frac{Z_2 + Z + Z_0}{Z_0} \tag{1}$$

由于电流互感器的误差可表示为

$$\varepsilon = \frac{S - k}{k} \tag{2}$$

式中: S 为电流互感器的额定变比; k 为电流互感器的实际变比。

将式(1)带入式(2)中,可以得到电流互感器的误差计算公式为

$$\varepsilon = \frac{S - N_2/N_1}{N_2/N_1} - (Z_2 + Z)Y \tag{3}$$

式中, $Y = 1/Z_0$ 。

因此,只需要测出电流互感器的实际变比、二次绕组直流电阻(二次侧的漏感可忽略不计)、绕组的励磁导纳和二次负荷,即可算出电流互感器的误差(包括比差和角差)。

从式(3)可以看出,影响基于互易原理的电流互感器校验仪检测准确性的主要因素有阻抗等参数的检测准确性、等效电路模型的精确性、铁芯非线性特性的拟合精度等。

2 基于互易原理的电流互感器校验仪准确性试验

2.1 被试电流互感器

对6台运行电压为10 kV的单体式电流互感器(浇筑绝缘)分别用比较测差法和基于互易原理的电流互感器校验仪进行误差检测。被试单体式电流互感器的主要技术参数如表1所示。电流互感器的出厂编号分别为:1855196、1855202、1855203、1855205、1855207、1855209。

表1 被试电流互感器主要技术参数

类型	型 号	准确度等级	变比 /A	额定二次负荷/VA
参数	LZZBJQ-10	0.2S	750/1	20

2.2 电流互感器校验仪

所选择的4台电流互感器校验仪均基于互易原理,包括国产和进口类型,并分别用国产1号、国产2号、进口1号、进口2号进行标识。其准确度等级如表2所示。

2.3 试验依据

检测电流互感器误差时,传统比较测差法依据

JJG 1021-2007 执行,基于互易原理的电流互感器校验仪按照其使用说明书执行。

表2 基于互易原理的电流互感器校验
仪准确度等级

类 型	国产1号	国产2号	进口1号	进口2号
准确度等级	0.05	0.05S	0.05S	0.05S

3 结果与分析

3.1 同一校验仪对不同电流互感器检测的结果分析

以比较测差法检测得到的误差数据为基准,将各电流互感器校验仪检测得到的误差数据减去比较测差法检测得到的误差数据,得到误差差值,分析不同额定电流百分数下误差差值的变化规律。由于额定二次负荷和下限二次负荷下误差数据具有相似性,以额定二次负荷下的误差数据为例进行分析。

1) 国产1号

国产1号检测结果与比较测差法检测结果的差值如图2所示。从图中可以看出,总体上具有随电流增加,差值越小,在20%额定电流以后差值趋于稳定的趋势;在1%和5%额定电流下,国产1号检测结果与比较测差法检测结果的差值不够稳定,即其误差可能比较测差法测得的误差大,也可能

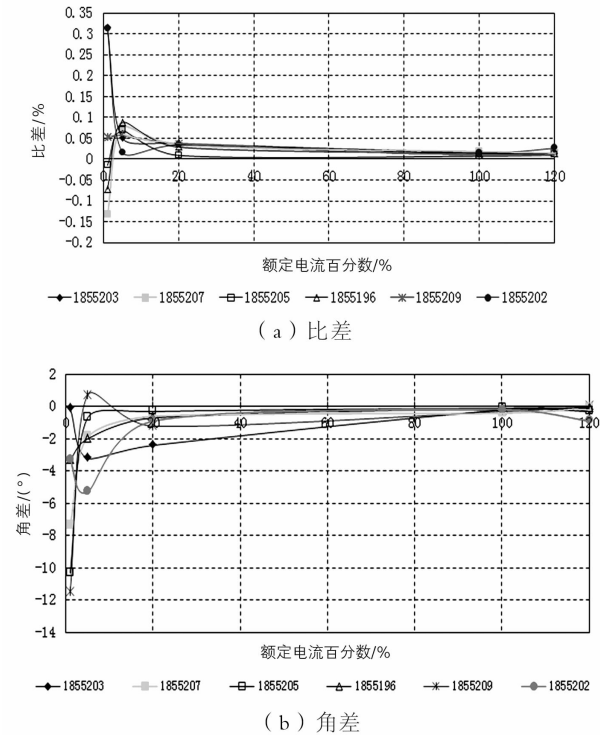


图2 国产1号检测结果与比较测差法
检测结果的差值

比其小;在20%额定电流以上时,国产1号测得的比差大于比较测差法,而角差小于比较测差法。最大差值约为该点对应误差限值的40%,因此,对于国产1号(准确度等级为0.05级),若检测结果在该点对应误差限值的60%以内,则比较测差法的误差基本在误差限值范围内。

2) 国产2号

国产2号检测结果与比较测差法检测结果的差值如图3所示。从图中可以看出,仍有随电流增加,差值越小,在20%额定电流以后差值趋于稳定的总体趋势;国产2号检测结果与比较测差法检测结果的误差差值也不够稳定,即可能比较测差法测得的误差大,也可能比其小;角差小于比较测差法下的角差值,差值最大不超过该点对应误差限值的20%。因此,对于国产2号(准确度等级为0.05S级),若检测结果在该点对应误差限值的80%以内,则比较测差法的误差基本在误差限值范围内。

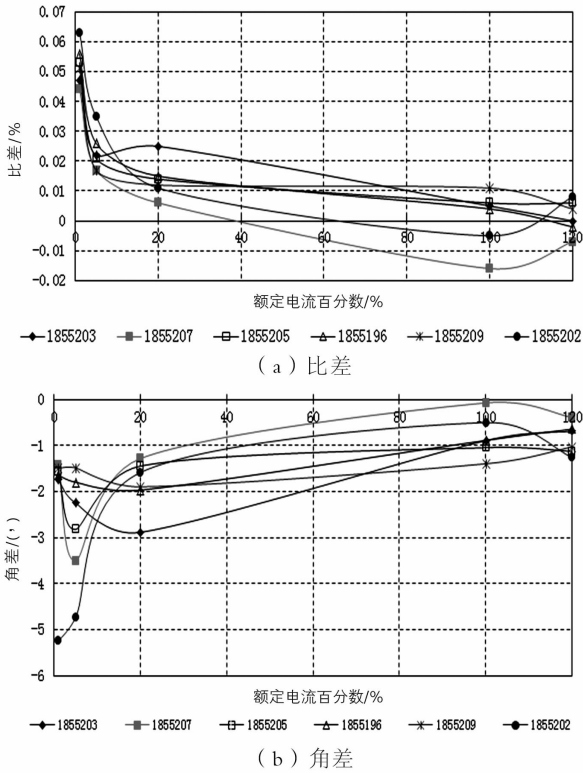


图3 国产2号检测结果与比较测差法
检测结果的差值

3) 进口1号

进口1号检测结果与比较测差法检测结果的差值如图4所示。从图中可以看出,对不同电流互感器检测的误差差值具有相似性,即比差大于比较测差法下的值,而角差小于比较测差法下的值。电流

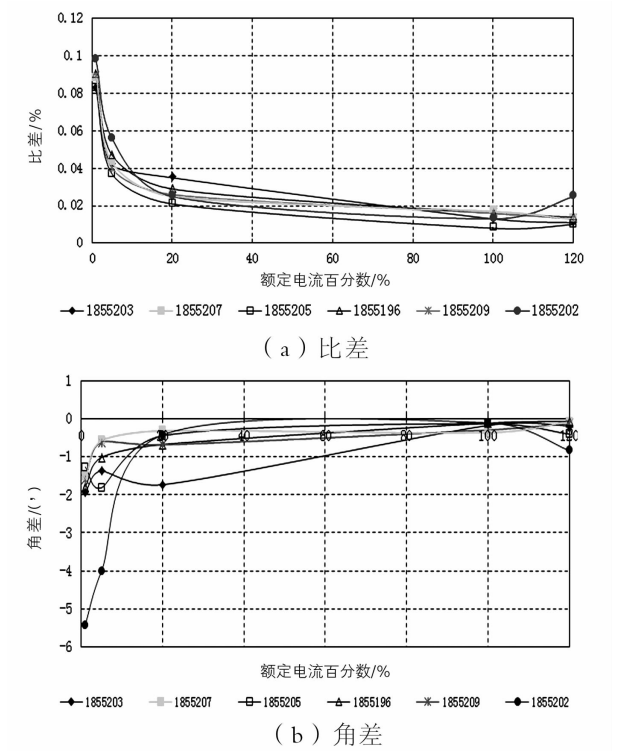


图4 进口1号检测结果与比较测差法
检测结果的差值

越小差值越大,差值最大不超过该点对应误差限值的20%。因此,对于进口1号(准确度等级为0.05S级),若检测结果在该点对应误差限值的80%以内,则比较测差法的误差几乎在误差限值范围内。

4)进口2号

进口2号检测结果与比较测差法检测结果的差值如图5所示。从图中可见,进口2号检测数据与进口1号具有相似性,即比差大于比较测差法下的值,而角差小于比较测差法下的值。电流越小差值越大,差值最大不超过该点对应误差限值的20%。因此,对于进口2号电流互感器校验仪(准确度等级为0.05S级),若检测结果在该点对应误差限值的80%以内,则比较测差法的误差几乎在误差限值范围内,与国产2号和进口1号的检测结果基本一致。

从图2至图5可以看出,误差差值较大的部分集中在1%和5%额定电流时;20%额定电流及以上时,误差差值较小。

3.2 不同校验仪对同一电流互感器检测的结果分析

由于各电流互感器误差的检测结果显示具有相似性,此处任意选取一台电流互感器的误差结果进行分析。

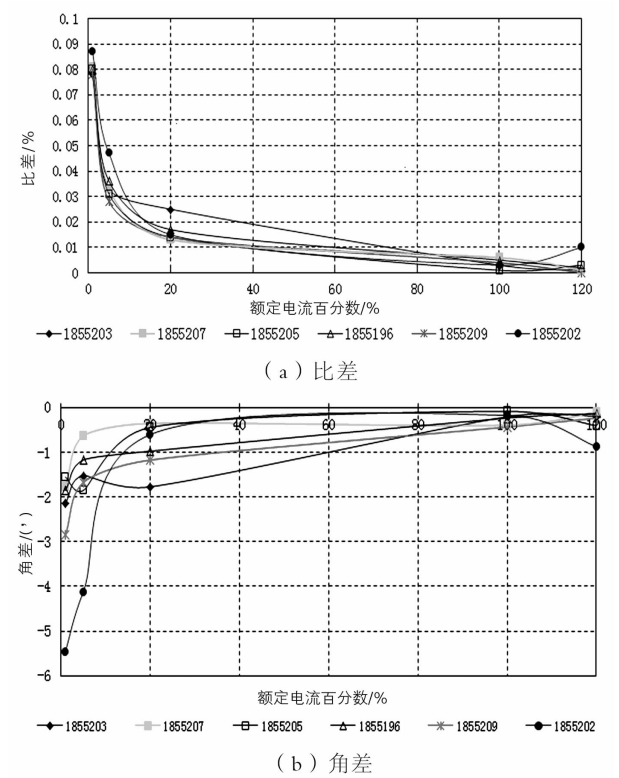


图5 进口2号检测结果与比较测差法
检测结果的差值

1)额定二次负荷

额定二次负荷下各校验仪检测得到的误差如图6所示。可以看出,5种测试得到的电流互感器比差和角差均在误差限值范围内。其中,国产1号在

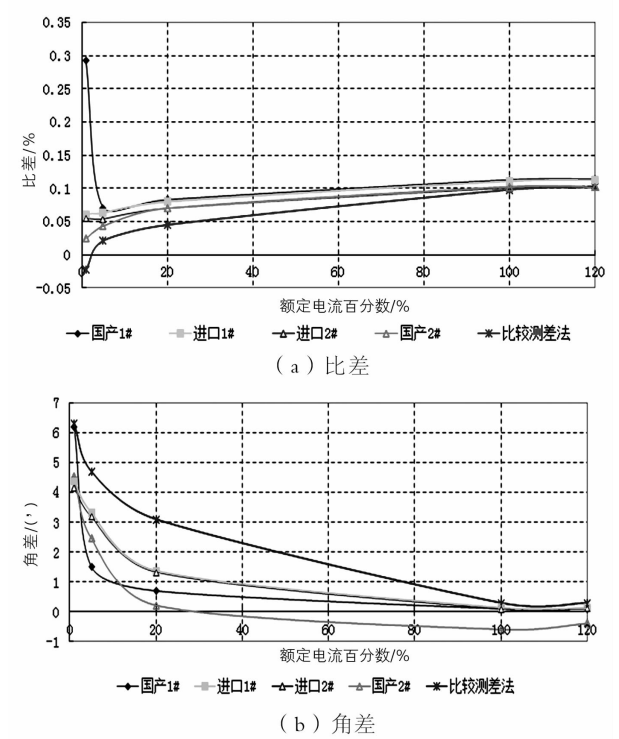


图6 额定二次负荷下各测试仪测得的误差

1%和5%额定电流下的测试结果不够稳定,且在1%~120%额定电流范围内,其误差曲线与电流互感器的误差变化规律不够吻合;其他3种电流互感器校验仪与比较测差法检测得到的比差随电流增加的趋势一致,4个基于互易原理的电流互感器校验仪得到的比差均大于比较测差法得到的比差(因国产1号在1%和5%额定电流点不稳定,不考虑其1%和5%额定电流点),且随电流增加,比差变化较比较测差法得到的比差更平缓;比较测差法得到的角差最大,其他4个电流互感器校验仪得到的角差在1%~20%变化较快,20%额定电流以后变化较平缓,而比较测差法得到的角差1%~100%额定电流间变化较为均衡。

2) 下限二次负荷

下限二次负荷下各校验仪检测得到的误差如图7所示。可以看出,与额定二次负荷下有相似的结论,即5种测试得到的电流互感器误差(包括比差和角差)均在误差限值范围内。其中,国产1号在1%和5%额定电流下的测试结果不够稳定,且在1%~120%额定电流范围内,其误差曲线与电流互感器的比差变化规律不吻合;其他3种电流互感器校验仪与比较测差法得到的比差随电流增加的趋势一致,且随电流增加,比差变化较比较测差法得到的数据更平缓。需要指出的是,下限二次负荷下,国产2号测得的比差小于比较测差法得到的比差,而进口1号和进口2号得到的比差均大于比较测差法得到的比差;其中,国产1号在1%和5%额定电流下的测试结果不够稳定,且在1%~120%额定电流范围内,其误差曲线与电流互感器的误差变化规律不吻合;比较测差法得到的角差最大。

这是由于国产1号的准确度等级为0.05级,而国产2号、进口1号和进口2号的准确度等级均为0.05S级,0.05级对1%和5%额定电流下的准确性要求低于0.05S级。

4 结 语

将多台基于互易原理的电流互感器校验仪对电流互感器开展误差检测,并与比较测差法测得的误差数据进行比较分析,得到以下结论:

1)对于基于互易原理的电流互感器校验仪与比较测差法检测得到的差值,总体上具有随电流增加差值越小,20%额定电流以后差值趋于稳定的趋

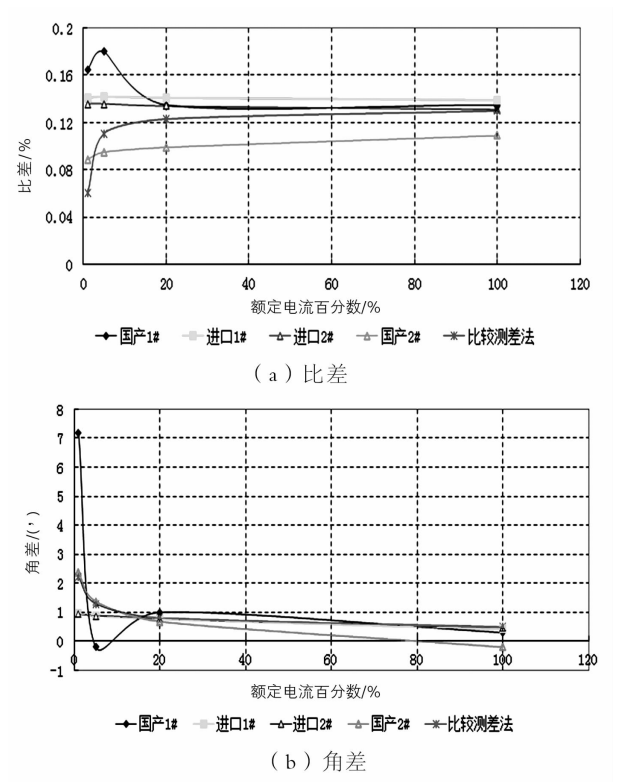


图7 下限二次负荷下各测试设备检测的误差势;影响基于互易原理的电流互感器校验仪检测准确性的主要因素是校验仪的准确度等级;若准确度等级相同,则不同电流互感器测试仪的测试结果基本吻合。

2)对于准确度等级为0.05级的电流互感器校验仪,若检测结果在该点对应误差限值的60%以内,则比较测差法的误差基本在误差限值范围内;对于准确度等级为0.05S级的电流互感器校验仪,若检测结果在该点对应误差限值的80%以内,则比较测差法的误差基本在误差限值范围内。

3)若采用基于互易原理的电流互感器校验仪开展电流互感器误差检测,建议电流互感器校验仪的准确度等级选为0.05S级。

参考文献

- [1] 全国人民代表大会常务委员会. 中国人民共和国计量法[M]. 北京:中国法制出版社,2019.
- [2] 电力互感器检定规程:JJG 1021-2007[S], 2010.
- [3] 胡浩亮. 电流互感器分析仪原理及测量方法研究[D]. 武汉:华中科技大学,2008.
- [4] 赵修民,赵屹涛. 低压外推法测定电流互感器误差[J]. 电测与仪表,2004, 41(12):28-30.
- [5] 刘水,吕发明. GIS电流互感器现场校验方法的探讨[J]. 江西电力,2014(3):67-70.

[6] 江鹏, 宋均正. 关于互感器校验仪误差测量方法探讨[J]. 计量与测试技术, 2018, 45(12):99-102.

[7] 潘洋, 林艳, 朱力, 等. 互感器校验仪差流回路负荷对电流互感器检定结果影响的分析与计算[J]. 电测与仪表, 2011, 48(6):32-35.

[8] 张杰梁, 董小龙, 黄洪, 等. 互感器校验仪差压回路的影响及其附加负荷推算[J]. 中国测试, 2015, 41(12):28-31.

[9] 梁捷. 用于量值传递的互感器校验仪坐标变换模型研究[J]. 中国仪器仪表, 2018, 41(11):67-70.

[10] 龙伟杰, 程富勇. GIS 中的计量互感器误差检定方法[J]. 广西电力, 2010, 33(5):33-35.

[11] 酒小朋. 低压外推法电流互感器检定装置的溯源[J]. 电子世界, 2014(18):116-117.

作者简介:
刘刚(1983), 高级工程师, 从事电能计量技术工作。
(收稿日期: 2019-10-12)

《四川电力技术》投稿须知

《四川电力技术》是国网四川省电力公司主管, 四川省电机工程学会和国网四川省电力公司电力科学研究院联合主办的国内外公开发行的综合性学术类电力科技期刊, 主要刊登电力系统的科研、规划、生产运行、设备和系统维护等方面的研究报告、专题论述、应用研究、经验交流、技术讨论等文稿, 尤其是科研创新方面的论文。本刊热诚欢迎投稿。根据科技论文规范化的要求, 本刊对来稿提出以下要求:

1) 文稿内容应具有科学性、创新性和实用性; 论点明确、数据可靠、说明严谨、数学推导简明; 语言流畅、文字简练、层次分明、重点突出。论文请按 GB 7713-1987《科学技术报告、学位论文和学术论文的编写格式》书写, 篇幅以版面不超过 6000 字(包括图表所占篇幅)为宜。

2) 文稿须写有中文摘要、关键词。摘要内容包括研究目的、方法、结果和结论四要素。摘要在 150~300 字之内。关键词是反映论文的词组, 选 3~8 个。摘要及关键词、文章题目均附英文译文。

3) 文稿表格尽量采用“三线表”。表格上方写表序和表名。表注放在表底。插图应清晰, 少而精, 插图下方应有图序和图名。能用文字和表格描述的尽可能不用插图。

4) 来稿计量单位一律采用《中华人民共和国法定计量单位》和符号。

5) 文中或公式中外文字母符号要注明文种、大小写、上下标、正体、斜体。

6) 参考文献应尽量选用公开发表的资料, 按在正文中出现的先后次序列表于文后, 以[1]、[2]……标识序号, 且与正文中的指标序号一致。按 GB/T 7714-2005《文后参考文献著录规则》、CAJ-CD B/T 1-2006《中国学术期刊(光盘版)检索与评价数据规范修证版试行稿》的要求著录文后参考文献。

文献类型及其标识为: 普通图书[M]; 会议论文[C]; 报纸文章[N]; 期刊文章[J]; 学位论文[D]; 报告[R]; 标准[S]; 专利[P]; 汇编[G]; 档案[B]; 古籍[O]; 参考工具[K]; 其他未说明的文献类型, 例如可公开的政府行政部门编号文件、行业或大公司的技术规范或工作手册[Z]; 网上期刊[J/OL]; 网上电子公司[EB/OL]。电子文献尚需在载体标记后加上发表或更新日期(加圆括号)、引用日期(加方括号)和电子文献网址。

7) 投稿可通过 E-mail 提供电子文档, 信箱为 cdsedljs@163.com。稿件上注明详细地址、邮政编码、联系电话, 并请自留底稿, 本刊一律不退稿。作者在投稿 2 个月后可致电 028-69995169 或 E-mail 到编辑部了解审稿情况。

8) 本刊投稿自愿, 文责自负。对录用稿件编辑部有权进行必要的删改, 如不愿被删改, 请在原稿上注明。

9) 本刊已加入万方数字化期刊群全文数据库、中国期刊全文数据库等, 稿件一经录用刊登, 作者著作权使用费用及稿酬已一次付清, 如作者不同意收录, 请在来稿时提出声明, 本刊将作适当处理。

编辑部地址: 四川省成都市高新区锦晖西二街 16 号
邮政编码: 610041
电话: (028) 69995169、69995168
E-mail: cdsedljs@163.com

燃煤锅炉用户电能替代方案对比研究

唐 虎¹, 崔 浩², 陈爱伦¹, 谢婷婷¹

- (1. 国网四川省电力公司德阳供电公司, 四川 德阳 618000;
2. 国网湖北省电力公司襄阳供电公司, 湖北 襄阳 421000)

摘 要:工业燃煤锅炉“煤改电”作为售电市场电能的主要增长点备受当地电业公司的关注,综合运用政府补贴、环保约束、市场交易等手段,深耕电能替代市场潜力也是电业公司的工作重点。为落实中央环保督查要求,正加快推进工业燃煤锅炉淘汰改造工作,确保公司市场份额不断提升。以德阳地区某 50 t/h 燃煤锅炉用户为研究对象,介绍了对该燃煤锅炉改造后的不同方案及为用户提供最为合理有效的方案,同时也为其他用户后期改造提供了理论依据,具有较高的推广意义。

关键词:燃煤锅炉;售电市场;电能替代;改造;份额

中图分类号 F426: **文献标志码**:B **文章编号**:1003-6954(2020)01-0088-07

Research and Comparison of Electric Energy Substitution Schemes for Coal – fired Boiler Users

Tang Hu¹, Cui Hao², Chen Ailun¹, Xie Tingting¹

- (1. State Grid Deyang Electric Power Supply Company, Deyang 618000, Sichuan, China;
2. State Grid Xiangyang Electric Power Supply Company, Xiangyang 421000, Hubei, China)

Abstract:The replacement of coal with electricity of industrial coal – fired boiler as the main growth point of electricity selling market is the attention of local electric power companies, and with the integrated use of government subsidies, environmental constraints and market transactions, deeply developing the potential of electric energy substitution market is also the priority of electric power companies. In order to fulfill the requirements of the central environmental protection supervision, the company is accelerating the elimination and transformation of industrial coal – fired boilers, which ensures its market shares keep increasing. Taking a 50 t/h coal – fired boiler user in Deyang area as the research object, after introducing different schemes for the coal – fired boiler transformation, the most reasonable and effective solution is provided for the user, and the theoretical basis is also provided for later reconstruction of other users, which is of high popularization significance.

Key words:coal – fired boiler; electricity selling market; electric energy substitution; transformation; share

0 引 言

社会经济的高速发展使得能源利用量逐步加大,加上以煤炭、石油、天然气等为主的一次能源逐步枯竭,环境的不断恶化,能源供给越来越离不开电能的支撑。随着环保对环境改善的迫切要求,以电代煤、以电代油等已经成为目前的发展趋势,电能作为现代社会进步的重要推动力,将掀起一场新的能源革命^[1]。近年来,四川省清洁能源生产能力快速增长,能源结构进一步优化,能源普遍服务水平大幅

提升,能源科技创新和体制机制改革取得积极进展,能源供给保障能力显著增强,能源发展已站到转型变革的新起点。

电能替代的宗旨是逐步改变当前终端能源利用格局,使电能 in 终端能源的消费比例不断提升,实现节能减排、保护环境的目的^[2]。对成都平原而言,近几年雾霾天气逐年严峻,主要原因之一是化石能源的燃烧、汽车尾气等直接排放到空气中,导致环境不断恶化。德阳作为成都平原的重要组成区域,将积极响应政府号召,大力推广电能替代战略。根据相关数据显示,目前,中国工业锅炉数量约 62 万台,

燃煤锅炉约 37 万台。综合考虑国家政策、电价水平和技术条件,具备可行性的电能替代锅炉共 4.28 万台、210 000 t/h,若全部以电锅炉替代,可增加用电容量约 147 000 MVA,增加用电量 294 000 GWh/a^[3]。

电能替代的必要性在于:1)电力供应充足,不存在冬季供应短缺问题,可保证企业连续生产;2)电价相对稳定,由省发改委统一确定输配电价,交易电价可签长期合同予以确定;3)电能是真正的清洁能源、“零排放”,可避免环保标准提升后企业二次改造;4)电锅炉占地小,无人值守,安全性高,运维便捷;5)电锅炉热效率高、品质稳定,有助于提高产品质量^[4]。

下面以德阳地区为研究对象,以政府相关政策为支撑,研究了德阳地区电能替代潜力,并选取某燃煤锅炉用户为研究点,对比了燃煤锅炉不同改造方案的经济性,为该地区其他燃煤的改造方向提供了理论参考,促使燃煤锅炉用户改造意愿向电能方向发展。

1 背景简介

1.1 电力供需形势

四川作为全国最大的清洁能源生产基地,具有丰富的清洁水电资源。近年来,水电实现跨越式发展,2017 年水电装机容量达到 77 140 MW,占全省总发电装机容量的 79.35%;2017 年发电量 316 372 GWh,占全省发电量的 88.64%;预计到 2020 年末,水电装机规模达到 83 010 MW,在建规模约 40 100 MW^[5]。

由于四川省内电力通道建设进度滞后于电源,自 2012 年起出现弃水问题,2012—2017 年调峰弃水电量分别为 7600、2600、9700、10 200、14 100、13 996 GWh,在相当一段时间内四川省电力供大于求的供需形势难以有效逆转。

1.2 能源消费现状

2014—2016 年,四川省能源消费总体情况保持平稳略有增长的态势,其中,煤炭消耗量逐年降低,从 2014 年的 110 Mt 降低到了 2016 年的 88.69 Mt;天然气消耗保持平稳略有增长,从 2014 年的 16.172 Gm³ 增长到 2016 年的 17.181 Gm³,电力消费量呈现出先抑后扬的态势,从 2014 年的 205 500 GWh 增长到 2016 年的 210 100 GWh^[6]。

煤炭消费量占全省能源消费总量的比重从

2014 年的 42.76% 下降到 2016 年的 34.11%,煤炭消费量占比累计降低 8.65 个百分点^[7]。按照《四川省“十三五”能源发展规划》,到 2020 年,煤炭在终端能源的消费比重将进一步降低至 23.90%。在人民美好生活与大气污染矛盾日益凸显的形势下,主动实施“煤改电”是大型企业积极响应政府号召,履行社会责任的有力表现。

1.3 四川省“煤改电”政策

实施电能替代是将四川清洁能源优势转化为环境优势的重要举措,通过政府搭建平台,整合电源、电网及技术资源,实现各方信息互通,按照“政府补贴一点、企业付出一点、发电和电网企业让利一点”的政策导向,形成合力,全社会共同推动电能替代工作^[8]。

2017 年 3 月,为治理大气污染、促进水电消纳、有效推进电能替代工作,四川省发改委、四川省能源局、四川省环保厅等 7 委厅联合印发了《四川省电能替代实施意见》,明确了工业领域燃煤(油、柴)锅炉的强制淘汰及替代改造标准。后续,四川省发改委、四川省能源局密集出台了工业锅炉“煤改电”电价、补贴等政策,大幅降低了电锅炉的运行成本与改造成本,全年到户电价不高于 0.35 元/kWh,让电能具备与天然气相当的经济性。

2 电能替代

2.1 电能替代相关政策

针对目前市场上现存的燃煤、燃气锅炉,对其进行电能替代,主要体现在以下几个政策的支撑上:

1)“煤改电”工作目标

根据《四川省推进电能替代实施意见》(川发改能源【2017】112 号)要求:2020 年电能占终端能源消费比重提高至 36% 以上的主要目标,并将 10 t/h 及以下燃煤锅炉纳入强制淘汰范围,禁止城市建成区新建 20 t/h 及以下燃煤锅炉。

2)电能替代电价政策

根据《关于藏区留存电量和电能替代输配电价有关问题的通知》(川发改价格【2017】380 号)的相关要求:2017 年 1 月 1 日以后新建电锅炉和改造燃煤、燃油、燃气锅炉等电能替代项目按单一制输配电价 0.105 元/kWh(含线损)执行,且到户电价由上网电价和输配电价两部分组成,免收基本电费,政府性

基金和附加。

3) 省级财政补助标准及办法

《关于加强四川省工业燃煤(油、柴)锅炉窑炉电能替代改造项目补助资金管理的通知》(川发改能源【2017】367 号)明确:1~10 t/h 的强制改造煤锅炉企业,2017、2018 年分别按万元/(t·h⁻¹)、2 万元/(t·h⁻¹) 标准予以一次性补贴,2019 年及以后实施改造的不再给予补贴;10 t/h 以上鼓励改造煤锅炉企业,2017—2019 年分别按 10 万元/(t·h⁻¹)、8 万元/(t·h⁻¹)、6 万元/(t·h⁻¹) 标准予以一次性补贴,2020 年及以后实施改造的不再给予补贴。

4) 电能替代项目管理

根据《工业燃煤(油、柴)锅炉窑炉电能替代项目管理指南(暂行)》(川发改能源【2017】459 号)相关规定:电能替代输配电价政策与财政补助政策的适用范围、申报流程以及相关责任主体,对工业领域、单独装表计量等进行了强调。

2.2 电能替代可行性分析

1) 供求关系

天然气供求矛盾日益突出,由于国产天然气价格大幅低于其他可替代能源价格,各地争上以天然气为原料或燃料的高耗能项目,纷纷进行“油改气”,导致天然气需求过快增长,部分地区“气荒”和加气难时有发生。

2) 资源含量

中国天然气资源相对缺乏,剩余可采储量不足世界总量的 2%,人均探明剩余可采储量只有世界水平的 7% 左右。随着国民经济的发展,国内天然气产量已不能满足日益增长的需求。据统计,2007—2012 年,中国天然气进口量从 4 Gm³ 增加到 42.5 Gm³,5 年增长 9.6 倍。

3) 能源单价比

国产天然气价格大大低于其他可替换能源价钱。国际市场天然气价格通常等于热值原油价格的 60% 左右,而目前国产陆上天然气平均出厂基准价格仅相当于国际市场原油价格的 25% 左右。与其他可替代能源价格相比,国内天然气价格相当于等热值液化石油气价格的 1/4,燃料油价格的 1/3,进口天然气价格的一半左右。

价格是引导市场资源配置最灵敏、最直接的信号,适当上调天然气价格,对于合理有效配置天然气资源,促进资源节约,保证天然气生产供应,已十分

必要而且紧迫。国内天然气需求不断攀升,在国内无法满足需求的情况下,天然气进口加剧,对外依存度也在不断提高,同时进口天然气价格倒挂影响明显。由于这一系列因素的影响,造成了未来中国天然气依然存在增长空间。

2.3 市场目标分析

1) 电能替代方向

四川近年为实施重点区域大气污染防治“十二五”规划,开展节能节水工作,鼓励大型工业企业对燃煤锅炉进行“煤改气”改造,使得 2017 年以来有一定数量的企业完成了“煤改气”、“煤改电”或“煤改生物质”改造。这部分企业对于近期内再次改造锅炉的意愿很低,且“煤改气”政策还在进一步开展中。因此,考虑四川省电锅炉近期的主要替代方向有两个:一是生活供热,包括新建酒店、写字楼等公共建筑的取暖供热、食堂供热水等;二是中小型工业燃煤锅炉改造,中小型企业尚未进行“煤改气”的数量较多,改造成本较低。远期来看,若天然气气源持续紧张,供需矛盾逐步加剧,电锅炉将更具有替代优势。电能替代领域及主要替代技术如表 1 所示。

表 1 电能替代主要领域

序号	替代领域	主要替代技术
1	电采暖	热水电锅炉、碳晶、发热电缆、电热膜、热泵
2	电制冷	热泵、冰蓄冷
3	工业用热	蒸汽电锅炉
4	老旧汽车	电动汽车、低速电动车
5	电气化铁路	高铁、城市轨道交通
6	港口岸电	船舶岸电、港口装卸、机场 APU
7	农业生产	电制茶、电烤烟、农业排灌电机井
8	工业生产	电窑炉
9	油气生产	电力钻机、电力加压
10	家庭电气化	电热水器、电炊具
11	清洁能源替代	富余清洁能源替代纯燃煤自备电厂

2) 电锅炉优势

环境优势:燃煤锅炉运行过程中产生烟气,向空气中排放细颗粒物,对环境有一定污染。电锅炉具有零排放、无烟尘、无废弃、无噪音等优点,更有利环境保护。

安全优势:燃油、燃煤锅炉的原料运输、现场储存、使用过程中均存在一定的不安全因素,而燃气锅

炉的原料天然气易燃,相比之下,电锅炉更为安全。

成本优势:燃油或燃煤锅炉的使用过程中,需安排人员进行采购、验收、装卸等工作,燃油、燃煤锅炉运行过程中还需专人值守,使用电锅炉则减少了辅助用工的支出。

“移峰填谷”优势:若使用蓄热电锅炉,制热设备的用电时间将全部或部分被转移,电网较富裕的低谷电力可以得到充分利用,使电力系统运行效率得到提高。同时,充分利用电网峰谷分时电价,蓄热系统的运行费用将比直热系统电锅炉大大降低。

2.4 电能替代量化模型

电能替代需要以模型化进行量化完成对电能替代潜力的分析,在这里将电能替代量作为分析电能替代潜力的客观依据,为此可以建立理论模型:

$$D_{ct} = (Y_{ct} - \frac{Y_{c,T_B}}{Y_{T_B}} \cdot Y_t) \tag{1}$$

式中: D_{ct} 为第 t 年电能替代量; Y_{ct} 为第 t 年实际的电能消耗量; T_B 为基准年,用以衡量其他年份电能替代量的多少; Y_{T_B} 为基准年 T_B 的电能替代量; Y_{c,T_B} 为基准年 T_B 的所有能源消耗总量; Y_t 为第 t 年所有能源消耗的总量。

一个企业电能替代潜力不仅与国民经济的发展状态、电能替代的技术成熟度有关,同时与政府政策扶持力度有关,由政府主导的产业结构化调整及清洁能源消费导向作用是左右非电能源结构变化的主要因素。式(2)至式(4)分别表示经济状态、技术成熟度、政策补贴对电能替代的量化关系。

$$G_p(t) = k_1 \frac{G(t)}{P(t)} \tag{2}$$

$$T(t) = k_2 \frac{E_t(t)}{E_t(t) + E_l(t)} \tag{3}$$

$$S(t) = k_3 \frac{I_e(t)}{I_e(t) + I_c(t) + I_o(t) + I_g(t)} \tag{4}$$

式中: k_1 、 k_2 、 k_3 为弹性系数,用以更加准确地预测电能替代潜力; $G_p(t)$ 为第 t 年电能替代下的经济状态; $G(t)$ 为第 t 年国民经济生产总值; $P(t)$ 为第 t 年国内人口总数; $T(t)$ 为第 t 年电能替代技术的成熟度; $E_t(t)$ 为第 t 年用户的实际电能消耗量; $E_l(t)$ 为第 t 年用户化石能源的等效电能消耗量; $S(t)$ 为第 t 年由政策主导对电能替代的影响因子; $I_e(t)$ 、 $I_c(t)$ 、 $I_o(t)$ 、 $I_g(t)$ 分别为第 t 年的电能、煤炭、石油和天然气的新建固定资产投资。

从经济角度出发,一个大工业用户的改造成本包括设备土建成本、初始投资、安装成本、环评成本、燃料成本(包括电或燃气)和其他成本;得到的经济效益包括政府补贴、电价优惠、基本电费等。用户为实现最优经济改造及效益分析需对自身电能替代量进行预估,然后根据投资成本及其他费用来综合考虑锅炉改造类型。

3 案例分析

2018 年德阳地区电能替代典型示范项目电量指标为 6200 MWh,必须推广的替代领域为电锅炉。为此目标,德阳供电公司深入分析本地区电能替代潜力,为燃煤企业制定改造计划,分别从建设成本、运营成本等方面分析电能替代的优劣性。以德阳某燃煤锅炉公司为研究对象,对其改造方案进行对比分析,为其制定最优改造方案。

3.1 基础数据描述

该公司目前燃煤锅炉规模为 50 t/h,日运行小时数为 24 h,日用蒸汽量约为 1080 t,年运行天数为 300 d,年用蒸汽量约为 324 000 t。锅炉最高负荷为 50 t/h,最低负荷为 37 t/h,平均负荷为 45 t/h;德阳地区水费约为 3.5 元/t;该公司蒸汽锅炉拥有产品加热及干燥,蒸汽压力为 1.25 MPa,蒸汽温度为 190 ℃,回水温度为 80 ℃。

3.2 锅炉选型

1) 锅炉本体

根据用户蒸汽使用量需求,按照峰值 50 t/h 要求配置 2 台 25 t/h 锅炉,输出 190 ℃ 的饱和蒸汽,锅炉额度工作压力 1.25 MPa。其中:电极式锅炉设计容量为 19 MW 2 台,10 kV 交流供电电锅炉负荷,0.8 ~ 8.0 MW 可调,对应的蒸汽量为 2.5 ~ 25 t/h。

2) 锅炉用水

电极锅炉用水需要达到纯净水水质要求,进水水质要求小于等于 4 μS/cm;原水采用当地市政自来水,设计进水电导率不大于 800 μS/cm;水处理系统能力应略大于锅炉最大蒸汽负荷。

3) 电源需求

采用电极式锅炉需提供两路 10 kV 电源(用户红线外供电方案不在所提方案中),容量按选定锅炉容量的 110% 左右进行配置(大于 40 MW)。电极式锅炉辅机使用 380 V 的交流电,总功率约为 40 kW,可

利用工厂现有的配电进行供给。

3.3 成本分析

该研究用户意愿将 50 t/h 的燃煤锅炉进行改造,这里主要针对燃煤锅炉改造为电极式蒸汽锅炉和燃气锅炉进行分析。

1) 建设成本

建设成本一般包括土建投资、初始投资、安装费用等,具体如表 2 所示。

表 2 锅炉建设成本		
投资项	电极式蒸汽锅炉 2 × 25 t/h	燃气锅炉 2 × 25 t/h
土建投资	约 200 万元	约 300 万元
初始投资	约 2100 万元	约 1400 万元
安装费用	50 万元(含材料及报检费)	60 万元(含材料及报检费)
烟囱高度	无需烟囱,造价为 0	约 50 万元
烟气在线监测系统	无需,此部分造价为 0	费用估算 50 万元
环保投资	零排放,无增加	超过 100 万元。
政策补贴	400 万(2018 年改造)	0 万元
实际投入	1950 万元	1960 万元

表 3 锅炉对比分析			
分项内容		电极式蒸汽锅炉	燃气锅炉
运行人员	每班 1 人		每班 2 人
维护保养	维护工作量小		不但锅炉本体需要维护保养,燃烧器也需要经常保养,工作量较大(年费用 5 万元)。
易损件	基本无易损件,电极寿命可达 30 年,配电设备寿命可达 30 年,炉体寿命 30 年。		一般 3 年开始大修,5 ~ 10 年左右要更换燃烧器,燃烧器成本约占锅炉的 50%。
能源检修	生产受电网检修影响		生产受电网检修影响,生产受燃气管道检修影响
节能减排	①零排放,锅炉效率可以达到 99% 以上; ②10% ~ 100% 的负荷可调; ③各种负荷状态效率不变。		①有颗粒物、二氧化硫、氮氧化物、汞及其化合物等,锅炉效率 90% 左右,负荷调节; ②25% ~ 100% 可调; ③低负荷时效率值将大幅下降。
安全性	电极锅炉运行自动化程度高,安全性高,符合核电安全性评价要求。配电系统多级断路保护,保障人身安全,将损失降到最小。		由于汽水系统和烟风系统均比电极式锅炉复杂,一旦发生事故,将产生严重后果。
操作性	操作简单、劳动强度低		比电极锅炉差
起停控制	随时可以一键启停,可以迅速从冷态到额定参数出力输出一般在 30 ~ 40 min 内可以达到;当不用时可以迅速停炉。		燃气锅炉启动相比电极式锅炉较慢,从冷态到额定参数出力输出一般在 1 ~ 1.5 h 内可以达到。
故障率	结构简单,无运动部件,故障率低		由于汽水系统和烟风系统均比电极锅炉复杂,机械传动部件多,故障率略高;能保障正常运行,如遇故障检修工期长,速度慢。
设备回收	系统简单,方便拆装移用		相对复杂,工作量较大

土建投资一般为新建锅炉房的投资,据相关数据显示 50 t/h 电极锅炉房建筑面积一般约 200 m²,高度 8 m,总体投资约为 200 万元,而燃气锅炉房建筑面积一般约 700 × 2 m²,高度 8 × 2 m,总体投资约 300 万元。燃气锅炉常规烟囱高度 15 m,如严格按照“新建锅炉房周围半径 200 m 距离内有建筑物时其烟囱高度应高出最高建筑物 3 m 以上”,以 60 m 烟囱为例需造价约 50 万元。环保政策日趋严格可能增加的投资,电极锅炉投资为 0,燃气锅炉主要考核氮氧化物,目前 GB 1327 - 2014 规定在标准状态下限值为普通地区 200 mg/m³,重点地区 150 mg/m³。环保压力日趋增大,标准日趋严格,目前北京地区为 30 mg/m³,天津 80 mg/m³,如实施更严格标准,需进行低氮改造,以 30 mg/m³ 为例,此项费用超过 100 万元。

从表 2 中可以看出电极锅炉投资费和燃气锅炉相差不大,但是可以节约用地(在城市里价值凸显)且零排放无环保相关费用支出。

2) 电锅炉与燃气锅炉特性分析对比

对比分析电极式蒸汽锅炉与燃气锅炉特性(如表 3 所示),可以看出电极式锅炉整体优于燃气锅炉。

3)运行方案

为实现用户最优经济分析,通过采用不同锅炉组合运行模式,对纯电极式锅炉、电极式锅炉 + 燃气锅炉、电极式锅炉 + 燃煤锅炉 3 种方案改造成本与运行成本进行分析对比,为用户确定最终的改造方案。

①纯电极式锅炉

从表 2 可以看出,纯电极式电锅炉前期一次性投入 2350 万元,2018 年完成改造可获得省级财政补贴 400 万元,实际一次性投入 1950 万元。年运行成本见表 4,可以计算出纯电极式电锅炉年运行成

本支出 7 315.66 万元。

②电极式锅炉 + 燃气锅炉

此种方案主要是采用电极式锅炉的丰水期较为便宜电价和枯水期时使用燃气锅炉。从表 2 可知,电极式锅炉 + 燃气锅炉前期一次性投入 4310 万元(其中:电锅炉 2350 万元、燃气锅炉 1960 万元),2018 年完成改造可获得省级财政补贴 400 万元,实际一次性投入 3910 万元。

电极式锅炉 + 燃气锅炉的年运行成本见表 5,年运行成本支出 5 880.2 万元。该方案较采用纯电极式锅炉多投入 1960 万元,但年运行成本少

表 4 纯电极式锅炉运行成本分析

项 目	参 数	备 注
所需最大蒸汽量/(t · h ⁻¹)	45	
目前日蒸汽耗量/t	1080	按每天 24 h,90% 平均负荷
目前月蒸汽耗量/t	30 240	每月平均运行 28 天
每吨蒸汽耗电/(kWh · t ⁻¹)	720	
丰水期电价/(元 · kWh ⁻¹)	0.22	
丰水期用电蒸汽成本/(元 · t ⁻¹)	158	
丰水期耗蒸汽量/t	211 680	丰水期 5—11 月(196 天)
丰水期能源消费成本/元	33 530 112	
枯水期电价/(元 · kWh ⁻¹)	0.49	
枯水期用电蒸汽成本/(元 · t ⁻¹)	353	枯水期 12—4 月(104 天)
枯水期耗蒸汽量/t	112 320	
枯水期能源消耗成本/元	39 626 496	
年能源消耗成本/元	73 156 608	

表 5 电极式锅炉 + 燃气锅炉运行成本分析

项 目	参 数	备 注
目前所需最大蒸汽量/(t · h ⁻¹)	45	
目前日蒸汽耗量/t	1080	按每天 24 h,90% 平均负荷
目前月蒸汽耗量/t	30 240	每月平均运行 28 天
每吨蒸汽耗电/(kWh · t ⁻¹)	720	
丰水期电价/(元 · kWh ⁻¹)	0.22	
丰水期用电蒸汽成本/(元 · t ⁻¹)	158	
丰水期耗蒸汽量/t	211 680	丰水期 5—11 月(196 天)
丰水期能源消费成本/元	33 530 112	
每吨蒸汽耗气/m ³	90	
气价/(元 · m ⁻³)	2.5	
枯水期用气蒸汽成本/(元 · t ⁻¹)	22	枯水期 12—4 月(104 天)
枯水期耗蒸汽量/t	112 320	
枯水期能源消耗成本/元	25 272 000	
年能源消耗成本/元	58 802 112	

表 6 电极式锅炉 + 燃煤锅炉运行成本分析

项 目	参 数	备 注
目前所需最大蒸汽量/(t·h ⁻¹)	45	
目前日蒸汽耗量/t	1080	按每天 24 h,90% 平均负荷
目前月蒸汽耗量/t	30 240	每月平均运行 28 天
每吨蒸汽耗电/(kWh·t ⁻¹)	720	
丰水期电价/(元·kWh ⁻¹)	0.22	
丰水期用电蒸汽成本/(元·t ⁻¹)	158	
丰水期耗蒸汽量/t	211 680	丰水期 5—11 月(196 天)
丰水期能源消费成本/元	33 530 112	
枯水期用煤蒸汽成本/(元·t ⁻¹)	180	
枯水期耗蒸汽量/t	112 320	枯水期 12—4 月(104 天)
枯水期能源消耗成本/元	20 217 600	
年能源消耗成本/元	53 747 712	

支出 1 435.46 万元,在锅炉故障、冬季缺气、电网故障时,两套锅炉可互为备用,提高企业能源供应的可靠性。

计算改造成本及实现经济效益,最终为用户提出合理改造方案。

参考文献

③电极式锅炉 + 燃煤锅炉

该方案主要是采用电极式锅炉的丰水期较为便宜电价和枯水期时使用燃煤锅炉。因使用之前的燃煤锅炉,燃煤锅炉未拆除,因此无法获得省级财政补贴,由表 2 可知前期一次性投入 2350 万元。

电极式锅炉 + 燃煤锅炉的年运行成本见表 6,年运行成本支出 5 374.77 万元,较方案①和方案②分别少支出 1 940.89 万元、505.44 万元,并且两套锅炉可互为备用,提高企业能源供应的可靠性。

通过对该用户的改造方案进行分析可以看出,采用纯电锅炉模式一次性投入最低,但运行成本最高;采用电极式锅炉 + 燃煤锅炉模式运行成本最低,但后续仍需考虑淘汰燃煤锅炉;采用电极式锅炉 + 燃气锅炉模式虽一劳永逸,但一次性投入最大。结合该企业综合自身实际情况及改造方案对比,优先推荐用户采用电锅炉 + 燃煤锅炉模式,待条件成熟后再将燃煤锅炉更换为燃气锅炉。

[1] 宁晓静,张毅,林湘宁,等. 基于物理 - 信息 - 价值的能源区块链分析[J]. 电网技术, 2018,42(7):2312 - 2323.

[2] 孙毅,周爽,单葆国,等. 多情景下的电能替代潜力分析[J]. 电网技术, 2017, 41(1): 118 - 123.

[3] 吴磊,詹红兵. 国际能源转型与中国能源革命[J]. 云南大学学报(社会科学版), 2018, 17(3): 116 - 127.

[4] 王伟,黄珂. 电能替代战略:机遇、挑战与政策选择[J]. 华北电力大学学报(社会科学版),2014, 9(4):1 - 5.

[5] 曹琨. 四川地区气候及水资源变化分析与预测[J]. 东北水利水电,2018,36(4):28 - 30.

[6] 金方方,谭程亮. 四川水文水资源领域技术需求分析[J]. 四川水泥,2015, 23(6):23 - 27.

[7] 李鸿军. 遥感技术在四川汉源地区煤炭资源调查评价中的应用[J]. 矿业工程研究, 2017, 32(1): 55 - 59.

[8] 朱赫炎,张明理,梁毅,等. 煤改电电能替代工程效益分析[J]. 东北电力技术, 2017, 38(5): 43 - 45.

作者简介:

唐 虎(1990),助理工程师,主要从事高压用电检查与反窃电工作;

崔 浩(1991),助理工程师,主要从事电力系统稳定与控制、智能变电站运维技术等工作;

陈爱伦(1989),技师,主要从事泛在电力物联网建设工作。

(收稿日期:2019 - 05 - 21)

4 结 语

“电能替代”工作作为德阳供电公司重点营销任务之一,是开拓新增售电市场的关键增长点。为促进德阳供电公司“电能替代”工作顺利推进,以辖区某 50 t/h 燃煤锅炉作为研究对象,分别探究了燃气锅炉、电极式锅炉以及上述两者混合改造方案,并