

《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 缨
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

2019 年第 42 卷第 6 期(总 264 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 缨

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*

2019-12

目 次

· 高压技术 ·

交联聚乙烯水树老化电缆电气性能与水树区域含水量的关系 李康乐,周 凯(1)
高海拔地区 GIS 现场耐压试验技术研究 廖文龙,刘 睿,刘小江(4)
基于线圈电流曲线与行程曲线的断路器操作机构故障诊断的对比研究

..... 栾 乐,刘俊翔,王红斌,莫文雄,彭和平,王海靖(9)
输电线路杆塔接地电阻对线路反击跳闸率影响研究

..... 胡金殿,王恒康,赵宇欣,徐敏杰(14)

飞机电缆短路故障分析及机理研究 李 红,邓乐武,罗 强,张永强,韩 杨(19)

基于绕组电容量和短路阻抗的变压器绕组变形分析方法
..... 杨 林,连 涛,王 恒,邓鸿强(25)

· 电网技术 ·

基于动态层次 K-Modes 的电网数据聚类分析

..... 林红阳,杜 翼,刘 林,易 杨,蔡 菁,马汉斌(30)

基于设备可靠性的风电场预防性机会维修策略 张峻豪,张则言,傅 钰(36)

双回 UPFC 在安徽电网应用的可靠性分析 林哲敏,胡 骞(41)

新疆巴州开都河流域水电送出线路降损方案研究
..... 贾中义,张东明,王 震,赵永刚,陈晓亮,左晓亮(46)

含电动汽车的区域综合能源系统日前调度优化 张雯雯,魏震波,黄宇涵(50)

电网企业综合能源服务转型策略研究 魏 阳,严 磊,梁 健,关 蓉,刘启俊(55)

· 设计与优化 ·

可控转动复合横担在输电铁塔中的应用研究
..... 鄢秀庆,黄 兴,杨 洋,廖邢军,冯 勇(61)

输电线路铁塔参数化模型的杆件信息拓展研究
..... 李美峰,冯 勇,李 力,肖洪伟,梁 明(66)

· 经验交流 ·

预调式消弧线圈自动控制装置的现场调试方法
..... 卢成楠,邹经鑫,何振宇,袁明哲(71)

基于 PSCAD 的 10 kV 母线电压异常故障分析 张 登,徐 云,杨 松(78)
特高压换流站手动切除 HP3 滤波器导致功率回降分析

..... 孙光宇,任阿阳(81)

煤粉锅炉局部爆燃原因分析及解决措施
..... 田 平,祁博武,罗昌福,杨博闻,李鹏辉,沈 诚(88)

2019 年全年总目录 (92)

CONTENTS

• High Voltage Technology •

Relationship between Electrical Properties of Water Tree Aged XLPE Cables and Water Content in Water Tree Regions	Li Kangle, Zhou Kai(1)
Research on GIS Field Withstand Voltage Test Technology in High Altitude Area	Liao Wenlong, Liu Rui, Liu Xiaojiang(4)
Comparative Research on Fault Diagnosis of Circuit – breaker Operating Mechanism Based on Coil Current Curve and Stroke Curve	Luan Le, Liu Junxiang, Wang Hongbin, Mo Wenxiong, Peng Heping, Wang Haijing(9)
Study on Influence of Grounding Resistance of Transmission Line Tower on Counterattack Trip – out Rate	Hu Jindian, Wang Hengkang, Zhao Yuxin, Xu Minjie(14)
Analysis on Short – circuit Fault of Aircraft Cable and Research on Its Mechanism	Li Hong, Deng Lewu, Luo Qiang, Zhang Yongqiang, Han Yang(19)
Analysis Method for Transformer Winding Deformation Based on Winding Capacitance and Short – circuit Impedance	Yang Lin, Lian Tao, Wang Heng, Deng Hongqiang(25)

• Power System Technology •

Clustering Analysis of Power Grid Data Based on Moving Hierarchical K – modes Method	Lin Hongyang, Du Yi, Liu Lin, Yi Yang, Cai Jing, Ma Hanbin(30)
Preventive Opportunistic Maintenance Strategy for Wind Farm Based on Reliability of Electrical Equipment	Zhang Junhao, Zhang Zeyan, Fu Yu(36)
Reliability Analysis on Application of Double – circuit UPFC to Anhui Power Grid	Lin Zhemin, Hu Qian(41)
Research on Loss Reduction Scheme of Hydropower Transmission Line in Kaidu River Basin of Bazhou in Xinjiang	Jia Zhongyi, Zhang Dongming, Wang Zhen, Zhao Yonggang, Chen Xiaoliang, Zuo Xiaoliang(46)
Day – ahead Scheduling Optimization of Regional Integrated Energy System Including Electric Vehicles	Zhang Wenwen, Wei Zhengbo, Huang Yuhuan(50)
Research on Strategies of Transition to Integrated Energy Service Providers for Power Grid Enterprises	Wei Yang, Yan Lei, Liang Jian, Guan Rong, Liu Qijun(55)

• Design and Optimization •

Study on Application of Controllable Rotating Composite Cross Arm in Transmission Tower	Yan Xiuqing, Huang Xing, Yang Yang, Liao Xingjun, Feng Yong(61)
Study on Extension of Pole Information Parametric Model for Transmission Tower	Li Meifeng, Feng Yong, Li Li, Xiao Hongwei, Liang Ming(66)

• Experience Sharing •

Field Commissioning Method of Automatic Control Device for Pre – adjustable Arc Suppression Coil	Lu Chengnan, Zou Jingxin, He Zhenyu, Yuan Mingzhe(71)
Analysis on Abnormal Voltage Fault of 10 kV Bus Based on PSCAD	Zhang Deng, Xu Yun, Yang Song(78)
Analysis of DC Power Runback Caused by Manual Removal of HP3 Filer in UHVDC Converter Station	Sun Guangyu, Ren Ayang(81)
Cause Analysis and Solutions for Partial Deflagration of Pulverized Coal Boiler	Tian Ping, Qi Bowu, Luo Changfu, Yang Bowen, Li Penghui, Shen Cheng(88)
Contents of 2019	(92)

SICHUAN ELECTRIC POWER
TECHNOLOGY

2019 Vol. 42 No. 6

(Ser. No. 264)

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

交联聚乙烯水树老化电缆 电气性能与水树区域含水量的关系

李康乐, 周 凯

(四川大学电气工程学院, 四川 成都 610065)

摘要:为了深入了解交联聚乙烯(XLPE)水树电缆电气性能的变化特征,利用极化-去极化电流法测量老化电缆样本不同老化时期的直流电导率和0.1 Hz介损,并使用显微镜和红外光谱仪观测老化电缆样本水树区域含水量,研究不同水树老化时期的电缆电气性能和水树生长之间的关系。研究表明,老化电缆的电气性能和水树长度不呈正相关关系,而和水树区域含水量具有密切关系。

关键词:交联聚乙烯电缆;水树;长度;含水量;电气性能;极化-去极化电流

中图分类号:TM247 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0001-03

Relationship between Electrical Properties of Water Tree Aged XLPE Cables and Water Content in Water Tree Regions

Li Kangle, Zhou Kai

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

Abstract:In order to further understand the changing characteristics of electrical properties of water tree aged XLPE cables, the polarization-depolarization current (PDC) method is used to measure DC conductivity and 0.1 Hz dielectric loss of the aged samples in different aging periods, and the microscope and the infrared spectrometer (IR) are also used to observe the water content in water tree regions of the samples, thus the relationship between electrical properties of cables and the water tree propagation in different aging periods is studied. The results show that, electrical properties of the water tree aged cables has no positive correlation with the length of water tree, and they are closely related to the water content in water tree regions.

Key words: XLPE cables; water tree; length; water content; electrical properties; polarization-depolarization current (PDC)

0 引言

水树是导致 XLPE 电缆老化的重要原因之一^[1-5]。在电缆敷设及运行过程中,在机械外力作用下电缆外护套可能发生破损,导致水分侵入电缆绝缘,并进而引发水树。如何有效诊断水树老化电缆是业界共同面临的问题。相比于传统的老化电缆介电性能测试方法,如直流成分法、直流叠加法、谐波分量法等,极化-去极化电流(polarization-depolarization current, PDC)法因其具有测试时间短、准确度高等优点,近年来在水树老化电缆诊断中得到

基金项目:国家自然科学基金(51877142)

广泛应用。

已有研究表明,采用 PDC 法中不同的测量或拟合参数能够诊断出具有水树老化的电缆并且判断水树电缆老化程度。例如,文献[6]研究表明低频介质损耗谱不仅能发现桥接绝缘较长的水树老化缺陷,而且能诊断出绝缘受潮或长度较短的水树。文献[7]提出利用直流电导率和非线性系数变化判别电缆绝缘中的水树老化问题。文献[8]认为 PDC 方法获取的低频介电响应谱和电导率能较好地判定电缆绝缘状态, DONL 非线性系数能较好地分辨绝缘水树老化与受潮情况。另外,文献[9]提出利用 PDC 测量中的低频介质损耗与直流电导率非线性特性判断水树老化电缆以及判断水树长度。然而,该文献尚未研究水树含水量和水树电缆电气性能之

间的关系。水树区域含水量直接关系着水树区域的介质损耗和电导率大小,然而在水树生长过程中水树区域的含水量是如何变化的,其是如何影响水树电缆的电气性能的,值得进一步研究。

下面,为了研究水树不同生长阶段水树区域的含水量变化,通过制作 A、B、C 三组有针孔缺陷的 XLPE 电缆样本,分别对其进行为期 30 d、60 d、90 d 的加速水树老化。同时利用显微镜观测水树的形态及生长速度,利用红外光谱仪测量样本水树区域含水量,利用 PDC 测量样本不同老化时期的直流电导率和 0.1 Hz 介损。通过观测及测试结果,分析水树电缆电气性能和含水量之间的关系。

1 实验设置

1.1 电缆样本制作及加速水树老化实验

实验选用 YJV223 × 95 8.7/10 kV 的交联聚乙烯电缆制作实验样本。去掉电缆的外护套、钢铠、防水层、铜屏蔽层,截断成大约 40 cm 长的短电缆。在短电缆的一端露出大约 2 cm 的缆芯,同时两端约 10 cm 的外半导体层,以防止加压老化时出现沿面放电。在中间保留外半导体层的区域,用钢针均匀垂直扎下间隔 0.5 cm、深度约 3 mm 的针孔。最后,套上热缩管并将其两端密封,作为容器以便储存饱和 NaCl 溶液。在电缆缆芯上施加有效值为 7.5 kV、频率 400 Hz 的正弦高压对电缆样本进行加速水树老化。加速水树老化实验原理如图 1 所示^[1-4]。

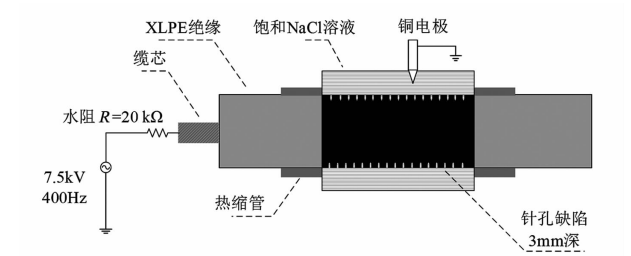


图 1 加速水树老化实验原理

1.2 PDC 测试

为研究水树样本老化过程中的电气性能变化,采用 PDC 法对样本的 0.1 Hz 介质损耗和直流电导率进行测试。测试时先剥除电缆样本热缩管,之后将直流高压电极和电缆缆芯连接,并在电缆外半导体层包覆铜带接地电极进行测量。测量中极化时间和去极化时间均为 90 s^[10]。

1.3 显微观测

待电缆样本老化到一定时间,随机选取实验组中的一根短电缆,将电缆绝缘切成厚度大约 100 μm 的薄片,在 90 °C 的温度下浸在亚甲基蓝溶液中染色 30 min。待充分染色之后,将薄片外表擦拭干净,放置在显微镜下,使用 64 倍放大倍数,分别观察水树形态并统计针孔尖端最长水树长度。下面提及的水树形态和水树尺寸是将每组 XLPE 薄片样本上所有针孔切片后染色观察、统计分析得出的。

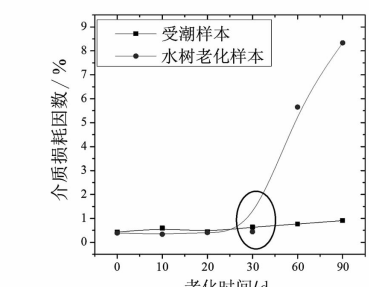
1.4 红外光谱仪测试

为了研究电缆样本水树区域的含水量,水树老化结束后对三组老化样本分别进行红外检测。检测过程如下:利用切片机在垂直于样本表面的方向上沿针孔边缘将电缆切为薄片,在针孔正前方水树区域取点进行红外光谱(infrared spectrometer, IR)分析,得到样本的红外光谱。

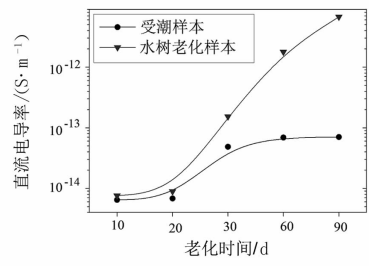
2 实验结果

2.1 PDC 测试结果

样本的 PDC 测试结果如图 2 所示,水树老化 30 d 以前,样本介质损耗因数较低,约为 0.5%,而在老化 30 d 后样本介质损耗因数开始快速上升;类似地,



(a) 介质损耗因数



(b) 直流电导率

图 2 样本电气性能变化

老化 30 d 前水树老化样本和受潮样本(仅浸泡在水中)的直流电导率基本相同,而在 30 d 后水树老化样本的直流电导率显著高于受潮样本。上述结果说明,

水树老化 30 d 后样本的电气性能开始显著下降。

2.2 水树分析

A、B、C 三组样本(分别对应 30 d、60 d、90 d) 中的水树形态如图 3 所示。由水树形态统计水树尺寸, 三组样本中的水树尺寸及生长速率统计结果如图 4 所示。

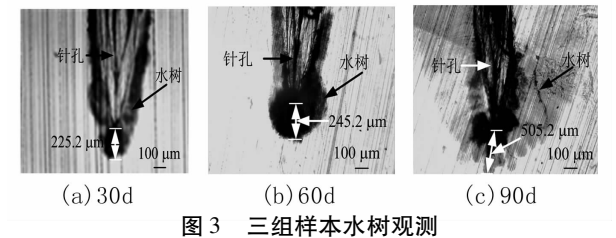


图 3 三组样本水树观测

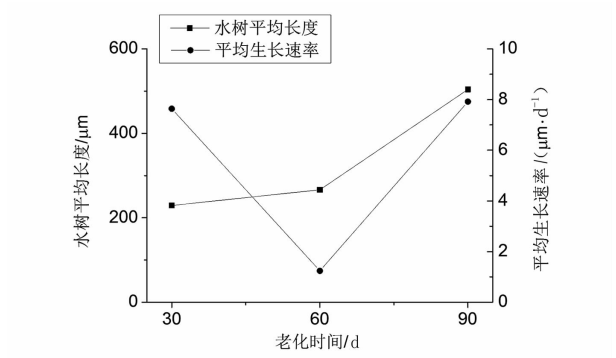


图 4 三组样本水树尺寸及生长速率变化

由图 3 和图 4 可知: 老化 30 d 时水树长度为 229.2 μm , 水树生长速率较高, 达到了 7.64 $\mu\text{m}/\text{d}$ 。老化 30~60 d, 水树生长速率显著降低, 仅为 1.24 $\mu\text{m}/\text{d}$ 。水树长度基本维持不变, 但水树染色加深。老化 60~90 d, 水树生长速率再次加快, 为 7.92 $\mu\text{m}/\text{d}$, 老化 90 d 时水树长度显著增加至 504 μm 。

2.3 IR 检测结果

三组样本的 IR 检测结果如图 5 所示。根据 IR 谱图中 3400 cm^{-1} 水分吸收特征峰统计三组样本水树区域含水量^[11]。统计结果如表 1 所示。由表 1 可知, 老化 30 d 时水树区域含水量较低, 而老化 60 d 后水树区域含水量显著增加。

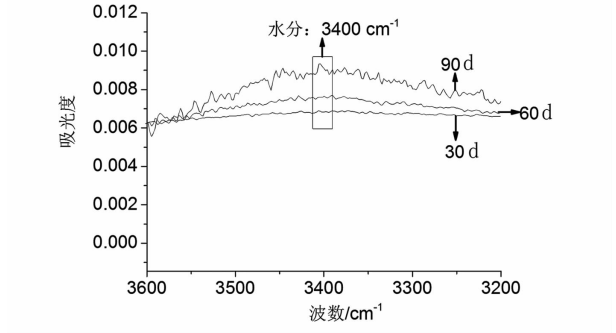


图 5 三组样本水树区域 IR 结果

表 1 三组样本水树区域含水量统计

组别	水分吸光度
A 组	0.000 4
B 组	0.001 6
C 组	0.002 7

2.4 实验结果分析

从以上试验可以看出:

A 组: 水树老化 30 d 以前, 虽然水树平均长度较长(229.2 μm), 但水树区域染色较浅, 含水量较小(0.000 4), 因而此时样本的介质损耗因数和电导率较小, 由图 2 可见。

B 组: 水树老化至 60 d 时, 虽然水树长度增加不多(增加至 266.4 μm), 但水树区域染色明显变深, 含水量显著增加(从 0.000 4 增加至 0.001 6), 因而此时样本的介质损耗因数和电导率显著增加, 分别增加至 5.5% 和 $2.0 \times 10^{-12} \text{ S}/\text{m}$ 。

C 组: 水树老化至 90 d, 样本水树长度(504 μm) 和染色深度进一步增加, 水树区域含水量(0.002 7) 继续增加, 因而样本的介质损耗因数和电导率继续增加, 分别达到 8.1 % 和 $7.0 \times 10^{-12} \text{ S}/\text{m}$ 。

由此可见, 水树老化电缆的电气性能和水树长度不呈正相关关系, 而和水树区域含水量具有密切关系。当水树区域含水量较低时, 电缆电气性能较好, 而当水树区域含水量显著增加时, 电缆电气性能将显著降低。

3 结 语

前面通过电缆加速老化实验, 利用 PDC 测试、显微观测及红外光谱仪测量, 研究了水树老化电缆电气性能和水树长度及水树区域含水量之间的关系, 得出以下结论:

1) 水树老化电缆电气性能和水树长度不呈正相关关系。

2) 水树老化电缆电气性能和水树区域含水量关系密切。当水树区域含水量较低时, 电缆电气性能较好, 而当水树区域含水量显著增加时, 电缆电气性能将显著降低。

参考文献

[1] Ross R. Inception and Propagation Mechanisms of Water-Treeing[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 1998, 5(5): 660-680.

(下转第 65 页)

高海拔地区 GIS 现场耐压试验技术研究

廖文龙, 刘睿, 刘小江

(国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610041)

摘要:以在海拔4300 m开展的藏中联网工程500 kV芒康站500 kV GIS耐压试验为基础,对高海拔地区GIS耐压试验设备外绝缘水平确定、谐振回路参数选择、空气电晕对试验的影响等问题进行了探讨,提出了高海拔地区GIS交流耐压试验参数配置流程,初步验证了以电气设备外绝缘海拔修正方法对试验设备外绝缘水平进行海拔校核是可行的。发现在高海拔地区,回路电晕控制是试验能否成功的关键因素,强烈的局部放电会造成谐振回路参数突变而引起输出电压大幅波动。所研究成果为后续开展高海拔地区GIS交流耐压试验提供了新的见解和成功借鉴。

关键词:高海拔;GIS耐压;串联谐振;品质因数

中图分类号:TM855 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0004-05

Research on GIS Field Withstand Voltage Test Technology in High Altitude Area

Liao Wenlong, Liu Rui, Liu Xiaojang

(State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract:Based on 500 kV GIS withstand voltage test of 500 kV Mangkang substation with altitude 4300 m in central Tibet networking project, the determination of external insulation level of GIS withstand voltage test equipment at high altitudes, the selection of resonant circuit parameters and the influence of air corona on the test are discussed. The parameter configuration process of GIS AC withstand voltage test in high altitude area is proposed. Besides, to calibrate the external insulation level of test equipment by using the altitude correction method of external insulation of electrical equipment is preliminarily proved to be feasible. During the test, it is found that the corona of test circuit is very strong which leads to the sudden change of parameters of resonant circuit and causes the output voltage to fluctuate greatly. The research results provide new insights and references for the follow-up GIS AC withstand voltage test in high altitude areas.

Key words:high altitude; GIS withstand voltage; series resonance; quality factor

0 引言

SF₆气体绝缘开关设备(gas insulated swithgear, 简称GIS),与敞开式空气绝缘开关设备相比,具有占地面积小、受自然环境影响小、运行安全可靠、检修和维护周期长等优势,在中国110 kV及以上各电压等级的变电站得到普遍采用。

GIS从设计到投运,须经过型式试验、出厂试验和现场交接试验。型式试验和出厂试验用于检测设计和制造缺陷,一般在厂内进行。现场交接试验,主要是检测GIS运输安装过程中带来的缺陷,如电极表面刮伤、导电颗粒进入GIS内部等问题。这些缺

陷会显著影响GIS绝缘强度,根据GB 50150《电气装置安装工程电气设备交接试验标准》,新投或大修后的GIS必须进行现场耐压试验^[1-3]。

GIS交流耐压试验作为电气设备交接试验的必须项目,一般采用串联谐振装置产生交流试验电压,其试验方法和试验技术已比较成熟。但是,随着中国近年来加大开发西部清洁能源,一大批位于高原高海拔地区的超特高压输变电工程应运而生,如藏中联网工程500 kV芒康变电站的海拔高度甚至达到了4300 m。GIS本身以SF₆气体封闭绝缘,其绝缘性能与海拔无关,但GIS交流耐压试验须在户外开展。在高海拔地区,尤其是海拔超过4000 m的地区,由于空气密度约降至平原地区的55%左右,试

验设备自身的外绝缘水平将显著降低,空气电晕放电强度急剧增加。如何确定 GIS 耐压设备本身的外绝缘水平以及空气电晕对试验的影响,成为高海拔地区 GIS 耐压试验无法回避的问题^[4-9]。

下面以实际开展的海拔 4300 m 地区 500 kV GIS 耐压试验为基础,对试验设备参数选择、外绝缘水平确定、空气电晕对试验的影响等问题进行了讨论,以期为后续开展高海拔地区 GIS 交流耐压试验提供借鉴和参考。

2 串联谐振及其等效回路

GIS 现场交流耐压采用串联谐振的方法,其基本原理为利用补偿电抗器和试品等效电容形成串联谐振,补偿试品无功以减少对试验电源容量和电压要求。其工作原理如图 1 所示。

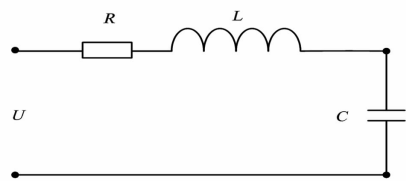


图 1 串联谐振交流耐压等效原理
图中: U 为励磁变压器输出电压; L 为补偿调谐电抗器; C 为被试设备等值电容; R 为回路等值有功电阻。 C 两端电压即为被试设备的试验电压 U_c 。

回路谐振时,感抗等于容抗,可得谐振频率 f :

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{1}$$

回路呈阻性,此时的回路电流 I 和试品两端电压 U_c 为

$$I = \frac{U}{R + j(X_L - X_C)} = \frac{U}{R} \tag{2}$$

$$U_c = -jIX_C = -j\frac{X_C}{R}U = -jQU \tag{3}$$

式中, Q 为品质因数,可表示为

$$Q = \frac{X_C}{R} = \frac{1}{\omega CR} = \frac{1}{R}\sqrt{\frac{L}{C}} \tag{4}$$

$$P = I^2R = \frac{I^2X_C}{Q} = \frac{W_C}{Q} \tag{5}$$

由式(2)可知,回路谐振时,试品两端电压 U_c 为励磁变压器输出电压 U 的 Q 倍,品质因数 Q 越高,回路的电压放大作用越强,当试品试验电压给定时,所需的励磁变压器输出电压越低。由式(4)可知,

回路消耗的有功功率为试品无功功率的 $1/Q$ 倍,即品质因数 Q 越高,试验电源需要的容量越小。

因此,利用串联谐振的方法进行现场 GIS 耐压试验,最核心的是要尽可能提高回路 Q 值。在实际试验中,对高电压等级 GIS 进行耐压试验时,试验回路和被试品会存在电晕放电,电晕放电使得试验回路对地泄漏电流和有功消耗大幅增加,对 Q 值影响很大。考虑回路电晕的串联谐振等效电路如图 2 所示。

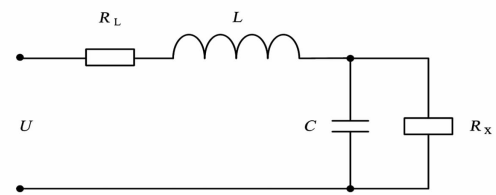


图 2 考虑电晕的串联谐振等效电路模型
图中 R_x 为回路电晕放电引入的等效电阻。此时,试品的等值阻抗为

$$Z_C = \frac{R_x}{1 + j\omega CR_x} \tag{6}$$

回路总阻抗为

$$Z = R_L + j\omega L + \frac{R_x}{1 + j\omega CR_x} \tag{7}$$

可得

$$Z = \frac{R_L(1 + k) + j(\omega L(1 + k^2) - kR_x)}{1 + k^2} \tag{8}$$

谐振时,回路呈阻性,故有:

$$\omega L(1 + k^2) - kR_x = 0 \tag{9}$$

即可得新的谐振频率 ω 为

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{LC} - \frac{1}{R_x^2 C^2}} = \omega_0 \sqrt{1 - \left(\frac{Z_0}{R_x}\right)^2} \tag{10}$$

式中: ω_0 为未起晕前回路谐振频率; Z_0 为回路特征阻抗。由于 R_x 远大于 Z_0 ,因此,起晕时谐振频率变化很小。此时试品电压 U_c 为

$$U_c = IZ_C = \frac{Z_C}{Z}U = \frac{(1 - jk)R_x}{R_L(1 + k^2) + R_x}U \tag{11}$$

即得起晕条件下的品质因数 Q 为

$$Q = \frac{U_c}{U} = \frac{\sqrt{1 + k^2}R_x}{R_L(1 + k^2) + R_x} \tag{12}$$

由于 k 实际上等于被试品阻抗与容抗之比,即电容电流与泄漏电流之比, k 远大于 1,即可将式(12)简化为

$$Q = \frac{kR_x}{kR_L + R_x} = \frac{kQ_0}{k + Q_0} \tag{13}$$

如果将整个试验回路的电晕放电等效为试品的对地绝缘电阻 R_x , 则 k 可看成试品电容的品质因数 Q_C , Q_0 也可看成电抗器的品质因数 Q_L , 则整个回路的品质因数 Q 可由式(14)计算:

$$\begin{cases} Q = \frac{Q_L Q_C}{Q_L + Q_C} \\ Q_C = \frac{W_C}{P_C} = \frac{U_C I_C}{U_C I_{RC}} = \omega C R_x \\ Q_L = \frac{W_L}{P_L} = \frac{U_L I_L}{U_{LR} I_L} = \frac{\omega L}{R_L} \end{cases} \quad (14)$$

3 高海拔试验设备参数确定

在高海拔地区开展 GIS 耐压试验, 谐振回路参数应能满足规程对试验的要求, 并且试验场所和试验设备本身应能承受相应工况。根据规程 DL/T 555-2004《气体绝缘金属封闭开关设备现场耐压及绝缘试验导则》, 回路谐振频率应在 10~300 Hz 之间, 回路品质因数能满足输出要求的试验电压值。

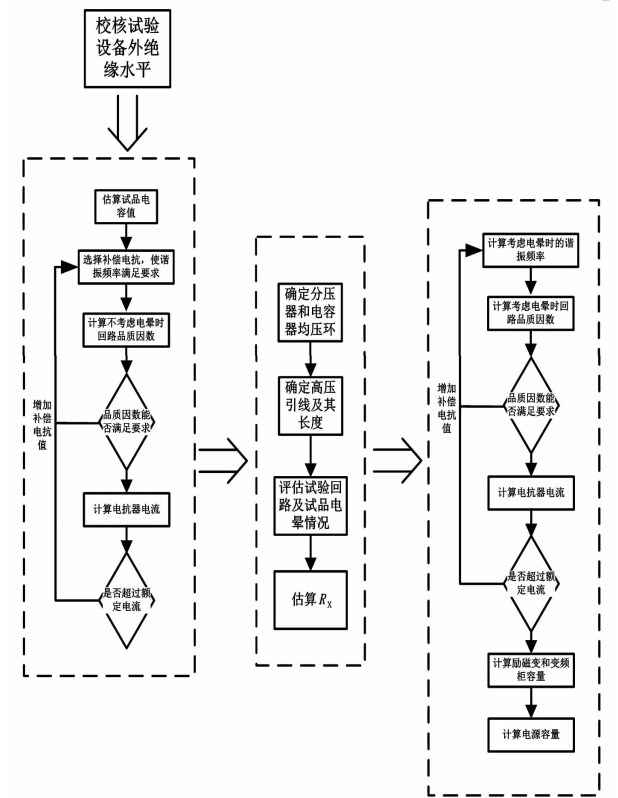


图 3 高海拔 GIS 耐压试验设备参数确定流程

设备参数确定及校核流程, 分为试验设备外绝缘水平校核、不考虑电晕初算、确定均压措施并估算电晕水平、考虑电晕时细算 4 个步骤, 具体流程见图 3。

3.1 试验设备外绝缘水平校核

根据试品所处的海拔高度和电压等级, 选择能够满足试验电压水平的试验设备, 主要校核补偿电抗器和分压器的外绝缘水平。目前没有相关规程专门对试验设备外绝缘海拔修正进行规定, 只能参考电气设备外绝缘的修正方法^[10-12]。根据 GB/T 50064-2014《交流电气装置的过电压及绝缘配合》, 外绝缘所在海拔超过 0 m 时, 应校正放电电压, 其校正公式为

$$U_H = U_0 e^{m \frac{H}{8150}} \quad (15)$$

式中: U_0 为海拔高度为 0 m 时的外绝缘放电电压; m 为放电电压类型系数, 对于短时工频耐压 $m=1.0$ 。对串联谐振试验装置的补偿电抗器和电容器, U_0 为其外绝缘工频耐受电压折算到海拔高度为 0 m 的值。

3.2 不考虑电晕参数初算

估算试品电容, 选择合适的补偿电抗值, 以使谐振频率和品质因数满足试验电压要求, 是制定 GIS 现场耐压试验方案的核心内容。在满足外绝缘条件下, 先选择较小的补偿电抗值, 计算谐振频率; 谐振频率满足试验要求, 并在变频柜输出能力范围之内, 进而计算回路品质因数; 如果回路品质因数过低, 试验电压达不到目标值, 则需提高补偿电抗值。提高补偿电抗值会降低谐振频率, 可能超出变频柜输出频率下限, 此时, 可将试品分段试验, 以降低试品电容值, 提高谐振频率和回路品质因数。

初算的品质因数应具有较大裕度, 以防回路均压措施不理想使品质因数降低太多而不能满足试验电压要求。具体计算见式(1)至式(5)。

3.3 确定均压措施并估算电晕水平

高海拔地区空气电晕强度远大于平原地区, 尤其是对于 500 kV 及以上电压等级的现场耐压试验, 如果均压效果不理想, 加压时回路电晕泄漏电流太大, 会导致品质因数大幅减低而使输出电压达不到目标值。

降低回路空气电晕的措施包括增大均压环尺寸、改善均压环表面的光洁度、提高均压环对地高度、采用大直径的伸缩加压线、采用紧凑布置缩短加压线长度等。空气电晕程度应控制在一定水平之内, 不能完全抑制, 否则均压成本太高。耐压时的空气电晕强度可用回路对地绝缘电阻 R_x 作为衡量指标。但是, 由于空气电晕放电整体强度与电压等级、均压措施和海拔高度有关, 目前尚无相关资料给出

R_x 表征规律,同时试验时的 R_x 也不能直接测量,只能根据以往试验的测量结果间接估算:

$$R_x = \frac{Q_c}{\omega C} = \frac{1}{\omega C} \frac{Q_L Q}{Q_L - Q} \tag{16}$$

3.4 电晕条件下参数细算

评估试验回路整体电晕放电水平后,应根据公式(14)重新计算品质因数。如果品质因数降得太低,甚至不能满足试验要求,则要么增加补偿电抗,要么制定更好的均压措施以降低 R_x ,以使谐振频率和品质因数满足试验电压要求。

进一步校核电抗器电流应不超过其额定值。谐振回路参数确定后,应对变压器、变频柜的容量进行校核,根据其输出效率确定所需电源大小,以确定最终试验方案。考虑试验回路电晕电导电流的有功损耗可由式(17)计算:

$$P = P_L + P_C = [(\omega C + \frac{1}{R_x})^2 R_L + \frac{1}{R_x}] U_C^2 \tag{17}$$

变频柜的能量效率 η_k 通常能达到 80% 以上,励磁变压器在额定电压下能量效率 η_T 则可高达 95% 以上,由此估算所需电源功率 P_1 为

$$P_1 = \frac{P}{\eta_T \eta_k} \tag{18}$$

4 海拔4300 m 地区 500 kV GIS 交流耐压现场试验

4.1 现场试验装置参数

藏中联网工程 500 kV 芒康站,海拔 4300 m,是世界上海拔最高的 500 kV 变电站。在芒康站开展 500 kV GIS 交流耐压现场交接试验,采用调频式串联谐振耐压装置,其装置参数为:1)变频电源,输入电压 0 ~ 380 V,三相输入,频率 30 ~ 300 Hz,容量 450 kW,能量效率不低于 80%。2)励磁变,输入电压 0 ~ 450 V,输出电压 0 ~ 22.5/45 kV,容量 450 kW,负载损耗 7.4 kW,空载损耗 0.5 kW。3)电抗器,共 4 节,单节额定电压 300 kV,额定电流 8 A,电阻 350 Ω 。4)分压器,额定电压 1200 kV,电容量 1000 pF。

4.2 谐振回路参数计算

根据式(15),试验电压 740 kV 按所在海拔修正到 1000 m 时的外绝缘水平为 1109 kV。补偿电抗器外绝缘工频耐受电压能达到额定电压的 1.3 倍以上,因此,需要 3 节以上电抗器才能承受试验电压值。被试 GIS 电容值约 30 000 pF,补偿电抗器叠装后取互感系数 1.2,谐振回路主要参数如表 1 所示。

由表 1 可知,由于试品参数和回路电抗值较大,谐振频率较低,为 34.2 Hz,但仍满足试验要求。电抗器品质因数很高,不考虑电晕时,回路品质因数为 110.6,电感电流计算值为 4.8 A,总有功功率计算值为 41.1 kW,各项参数与其额定值比较,均有很大余裕,为后续试验的电晕损耗留有足够裕度。

4.3 均压措施及现场试验结果

考虑到海拔 4300 m 地区的空气密度和空气放电电压降低情况,为尽可能抑制回路电晕,整体试验回路采用紧凑布置以缩短加压线。加压线采用直径 30 cm 的伸缩线。在选择电抗器和分压器均压环时,考虑现场大风条件的安全性以及品质因数理论值的较大裕度,优先选用尺寸较小的均压环进行空升试验。

空升试验中发现,补偿电抗器和分压器均压环上局部空气电晕放电异常强烈,虽然回路的有功损耗和激励强度整体很低,但电压剧烈波动,无法开展正常试验。这与平原地区回路电晕的特点差别很大,平原地区电晕较为稳定,对试验的影响主要表现为电晕电导增加、回路品质因数下降、整体有功消耗变大,只要试验设备容量足够,输出电压始终能够达到目标值。但在高海拔地区,由于均压环上强烈的局部电晕,致使回路参数发生突变而引起输出电压大幅波动,虽然试验设备容量足够,仍然无法开展正常试验。因此,在高海拔条件下开展串联谐振耐压试验,不仅要考虑空气电晕对回路品质因数的影响,还要防止局部电晕放电太强而使输出电压大幅波动。

先后多次进行均压改善并逐步增大均压环尺寸,最终采用直径 3 m 的双层大均压环才彻底抑制住均压环上的强烈局部电晕放电,使输出电压基本稳定

表 1 回路参数及理论计算值(不考虑电晕)

试验电压/kV	电感/H	电容/nF	电阻/k Ω	谐振频率/Hz	品质因数	电感电流/A	总有功/kW
318	30	720	1.4	34.2	110.6	2.1	8.1
500	30	720	1.4	34.2	110.6	3.2	19.1
740	30	720	1.4	34.2	110.6	4.8	41.1

在目标值。各次均压措施及试验输出电压情况如表 2 所示。

表 2 均压措施及试验输出电压情况

试验对象	电抗器均压环	分压器均压环	激励强度	输出电压情况
空载	单层,直径 2.7 m	单层,直径 2 m	20%	最高至 640 kV,局部放电剧烈,电压波动大
空载	单层,直径 2.7 m	双层,直径 2 m	25%	最高值 680 kV,局部放电剧烈,电压波动大
GIS	双层,直径 3 m	双层,直径 3 m	35%	无局部剧烈放电,可较稳定输出 740 kV

根据试验数据计算得到谐振参数、总有功损耗和电晕等效电阻 R_x 如表 3 所示。可以看到,在进行电压老练时,谐振回路品质因数和计算值接近,此时回路基本没有电晕,回路对地绝缘电阻约 300 MΩ。在线电压老练时,回路有微弱电晕,品质因数略有降低,回路对地绝缘电阻降至 180 MΩ 左右。在试验电压下,由于回路电晕放电变强,品质因数大幅降低,从理论值 110 降至 70,此时回路对地绝缘电阻降至约 30 MΩ。同时,由于品质因数降低,励磁变压器输出电压大幅增加,从而导致试验整体有功损耗变大。

表 3 现场 GIS 耐压试验数据

试验电压 /kV	谐振频率 /Hz	品质因数	电感电流 /A	总有功 /kW	R_x /MΩ
318	34.2	105	2.07	8.9	318.0
516	34.2	101	3.34	22.0	179.2
740	34.2	70	4.82	56.8	29.6

5 结 语

基于实际开展的海拔 4300 m 藏中联网工程 500 kV 芒康站 GIS 耐压试验,对高海拔地区 GIS 耐压试验设备外绝缘水平确定、谐振回路参数选择、空气电晕对试验的影响等问题进行了探讨,为后续开展高海拔地区 GIS 交流耐压试验提供借鉴和参考,得到的主要结论如下:

- 1)以实地开展的高海拔试验,初步验证以电气设备海拔校正方法对试验设备外绝缘水平进行校核的方式可行;
- 2)针对高海拔地区串联谐振耐压试验,提出依次开展试验设备外绝缘校正、不考虑电晕时谐振参数初算、评估均压措施、考虑电晕参数细算的试验设备参数配置流程;

3)发现在高海拔地区,试验回路电晕异常强烈,强烈的局部放电会造成谐振回路参数突变而引起输出电压大幅波动;

4)高海拔地区开展的串联谐振耐压试验,须尽可能做好回路均压措施,以抑制强烈空气电晕引起的电压大幅波动,同时减小电晕损耗引起的回路品质因数降低。

参考文献

[1] Okubo H, Beroual A. Recent Trend and Future Perspectives in Electrical Insulation Techniques in Relation to Sulfur Hexafluoride (SF₆) Substitutes for High Voltage Electric Power Equipment[J]. IEEE Electrical Insulation Magazine, 2011, 27(2):34-42.

[2] 朱秦川,吴经锋,张璐,等. GIS 现场耐压试验方法及装置参数研究[J]. 电网与清洁能源,2017(10):89-93.

[3] 陈金祥,林一弘,徐升昊. 用调频式串联谐振装置对 GIS 进行现场耐压试验[J]. 高压电器,2003,39(4):76-78.

[4] 陈忠. 串联谐振耐压试验的现场问题及解决方法[J]. 电网技术,2006,32(增刊1):211-213.

[5] 郭森. 现场串联谐振耐压试验回路品质因数的几个重要特性[J]. 高压电器, 2002,38(4):52-54.

[6] 陈雄宾. 谐振耐压试验中电晕对品质因数的影响[J]. 电力建设,2006,27(3):30-32.

[7] 张广东,秦睿,温定筠,等. 超高压电气设备交流耐压试验用新型防风抗晕导线的研制与应用[J]. 电力建设,2015,36(2):120-125.

[8] 刘铁成,程金梁,刘凯乐. 北京城北 500 kV 变电站 GIS 系统的交流耐压试验[J]. 电力建设,2006,27(11):8-10.

[9] 杨宏伟,陈宇民,彭晶,等. GIS 交流耐压试验发展趋势[J]. 云南电力技术,2018,46(3):54-57.

[10] 谷琛,张文亮,范建斌,等. 棒-板间隙操作冲击放电电压的海拔校正[J]. 高电压技术,2012,38(1):145-151.

[11] 孙才新,田志军. 海拔 4000 m 以上短间隙交流放电特性及电压校正[J]. 中国电机工程学报,2002, 22(10):116-120.

[12] 孟刚,文习山,邓慰,等. 高海拔地区 500 kV 变电站典型电极的外绝缘特性[J]. 高电压技术,2013,39(1):67-74.

作者简介:

廖文龙(1989),硕士,工程师,主要从事过电压与工程电磁场计算。

(收稿日期:2019-07-30)

基于线圈电流曲线与行程曲线的断路器 操作机构故障诊断的对比研究

栾 乐, 刘俊翔, 王红斌, 莫文雄, 彭和平, 王海靖

(广州供电局有限公司电力试验研究院, 广东 广州 510000)

摘 要:为研究线圈电流曲线与行程-时间曲线在断路器操作机构故障诊断上的区别,在分析了断路器操作机构线圈电流特性和触头行程-时间特性的理论基础上,通过对断路器操作机构的机械特性的测试,对比研究了断路器操作机构故障对线圈电流与行程-时间特性的影响。通过对比研究发现,线圈电流曲线在铁芯卡涩、线圈电压电阻变化、辅助触点灭弧困难、弹簧疲软故障方面比行程-时间曲线更灵敏、更准确。研究结果对断路器操作机构状态评估方法的选择具有一定的参考意义。

关键词:断路器操作机构;线圈电流特性;行程-时间特性;故障诊断

中图分类号:TM561 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0009-05

Comparative Research on Fault Diagnosis of Circuit-breaker Operating Mechanism Based on Coil Current Curve and Stroke Curve

Luan Le, Liu Junxiang, Wang Hongbin, Mo Wenxiong, Peng Heping, Wang Haijing
(Electric Power Test Institute of Guangzhou Power Supply Bureau Co., Ltd.,
Guangzhou 510000, Guangdong, China)

Abstract:In order to study the differences between coil current curve and stroke-time curve in fault diagnosis of circuit-breaker operating mechanism, based on the analysis of coil current characteristics of circuit-breaker operating mechanism and stroke-time characteristics of contacts, the influence of circuit-breaker operating mechanism failure on coil current and stroke-time characteristics is compared through testing the mechanical characteristics of circuit-breaker operating mechanism. Through comparative researches, it is found that the coil current curve is more sensitive and accurate than the stroke-time curve in terms of core pin, coil voltage resistance change, auxiliary contact arc extinguishing and spring fatigue failure. The research results have a certain reference significance in the selection of state evaluation method for circuit-breaker operating mechanism.

Key words:circuit-breaker operating mechanism; coil current characteristics; stroke-time characteristics; fault diagnosis

0 引 言

断路器在电力系统中起到控制电网运行和保护电力设备双重作用,其可靠性直接影响着电力系统的安全经济运行。有关统计表明,断路器操作机构机械故障占43.5%,因此断路器操作机构的安全可靠性直接影响着断路器的安全可靠^[1-5]。

国内外专家学者对断路器操作机构状态评估方法做了大量研究,如线圈电流曲线^[6-9]、触头行程-

时间曲线^[10-12]、振动信号^[13-14]、辅助触头转换时间^[15]等,其中研究较多的是线圈电流与触头行程。文献[6-9]研究了基于线圈电流曲线对断路器操作机构的状态评估。文献[10-11]研究了基于触头行程-时间曲线对断路器操作机构故障的诊断,但都未对线圈电流曲线与触头行程-时间曲线这两种断路器操作机构状态评估方法进行对比研究。

下面对断路器操作机构的线圈电流特性与触头行程-时间特性进行了分析,对断路器操作机构同一缺陷在线圈电流曲线与行程-时间曲线上的反映进行了对比研究。对比实验研究表明,针对铁芯卡

科技项目:中国南方电网有限公司(GZHKJXM20170105/080037KK52170050)

涩、线圈电压电阻变化、辅助触头灭弧困难、弹簧疲软等故障,线圈电流曲线相比于行程-时间曲线能更灵敏、更准确地反映故障。为断路器操作机构状态评估方法的选择提供了参考。

1 操作机构机械特性

1.1 分合闸线圈电流特性

高压断路器操作机构动作是通过线圈通电产生电磁力带动铁芯撞杆撞击触发器来释放储能,从而带动传动机构动作。由于直流电磁铁的可靠性更高,且易于频繁动作,因此在高压断路器操作机构中得到广泛应用,其等效电路如图1所示。

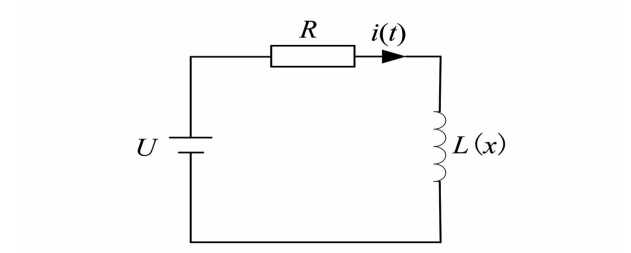


图1 直流电磁铁等效电路

图1中, R 、 $L(x)$ 、 x 、 $i(t)$ 和 U 分别为线圈回路总电阻、线圈等效电感、铁芯位移、线圈电流和控制回路电压。由于线圈等效电感与线圈匝数、总磁阻有关,总磁阻随着铁芯位移变化,所以线圈等效电感随着铁芯位移的变化而变化。根据图1所示电路,线圈电压回路可以用式(1)表示。

$$U=Ri(t)+\frac{d[i(t)\times L(x)]}{dt}\tag{1}$$

对式(1)中的电流、电感求偏导得

$$U=Ri(t)+L(x)\frac{di(t)}{t}+i\frac{dL(x)}{dx}v\tag{2}$$

式中, v 为铁芯运动速度。

操作机构的线圈电流随着铁芯运动状态的变化而变化,故铁芯运动过程的异常状态在线圈电流上会有所反映,线圈电流可评估操作机构的机械状态。这里以合闸操作为例,对电磁铁动铁芯运动过程进行分析,图2为典型合闸线圈电流曲线。

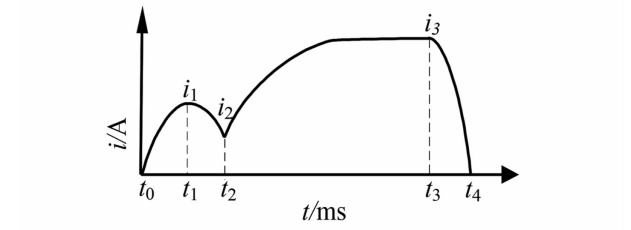


图2 典型合闸线圈电流曲线

合闸线圈电流曲线可分为4个阶段。

阶段1(t_0-t_1): t_0 时刻,线圈通电;但由于开始时线圈的电流太小,电磁铁产生的电磁力小于静摩擦力,铁芯静止在原处,电感为定值,所以线圈电流呈指数规律增加。此阶段电流可表示为式(3),电流上升速度可表示为式(4)。

$$i(t)=\frac{U}{R}(1-e^{-\frac{R}{L}t})\tag{3}$$

$$\frac{di(t)}{dt}=\frac{U}{L}e^{-\frac{R}{L}t}\tag{4}$$

由式(3)、式(4)可知,当线圈电压增大时,线圈电流最大值增大,线圈电流上升速度增大,阶段1的持续时间减少。当线圈电阻增大时,线圈电流最大值减小,线圈电流上升速度减小,阶段1的持续时间增长。当铁芯初始气隙增大时,初始电感减小,电流上升速度增大,且需更大的电流产生电磁力。当铁芯动作前存在卡涩故障时,静摩擦力增大时,需要更大的电磁力才能使铁芯运动,使阶段1的持续时间增长。所以阶段1的电流曲线能够反映线圈回路电压、电阻、铁芯初始气隙、铁芯动作前卡涩的问题。

阶段2(t_1-t_2): t_1 时刻,线圈电流产生的电磁力大于静态阻力,铁芯开始运动,铁芯的运动速度开始增大,同时随着铁芯位移,线圈电感增大,线圈电流下降。 t_2 时刻,铁芯运动到位,产生的碰撞反作用力使铁芯停下来,电磁铁的电磁力使铁芯保持在终点处。当铁芯在运动过程中存在卡涩时,铁芯的阻力增大,铁芯加速度发生变化,线圈电感增长率变化,阶段2的线圈电流曲线会发生畸变。所以根据阶段2的线圈电流曲线可以反映铁芯是否卡涩。

阶段3(t_2-t_3): t_2 时刻,铁芯运动到位,动铁芯静止,气隙变化,磁阻不变,电感达到最大值,线圈电流按指数规律上升。阶段3电流可表示为式(5)。

$$i(t)=(i_2-\frac{U}{R})\cdot e^{\frac{R(t_2-t)}{L}}+\frac{U}{R}\tag{5}$$

由式(5)可知,阶段3的线圈电流与线圈电压与电阻有关,且当铁芯顶杆连接的阀门或锁扣机构存在缺陷,使铁芯发生抖动,将会使电感不断变化,使线圈电流曲线产生波动。

阶段4(t_3-t_4):阶段4为电流切断阶段。 t_3 时刻,辅助触头转换,断开线圈电源,电流下降。当辅助触头存在故障时,灭弧时间拉长,甚至无法切断电流。

1.2 触头行程-时间特性

图3为操作机构分合闸触头典型的行程-时间

曲线。

阶段1($t_a - t_b$): t_a 时刻,发出分合闸命令,电磁系统动作, t_b 时刻撞杆撞击触发器,动触头动作,这一阶段为动触头的固有动作时间,分合闸线圈电压、回路电阻及铁芯卡涩故障将反映在固有动作时间上。

阶段2($t_b - t_c$): t_c 时刻,断路器刚分或刚合。此阶段为动触头的运动过程,通过动触头的速度情况反映储能机构情况与传动机构卡涩情况。

阶段3($t_c - t_d$): t_d 时刻,动触头分闸或合闸完成,停止运动。此阶段反映了动触头的弹跳情况。

行程-时间曲线中固有动作时间 $t_a - t_b$ 与阶段2的平均速度 v 是反映断路器操作机构状态的2个重要特征参数,可用来判断电磁系统、传动机构故障情况。

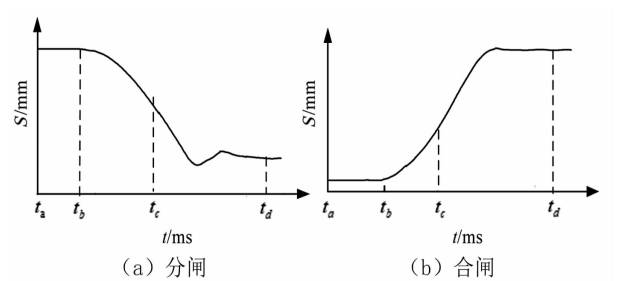


图3 典型的分合闸触头行程-时间曲线

2 线圈电流曲线与行程-时间曲线对比

将正常机构、故障机构的线圈电流曲线与行程-时间曲线进行对比分析。图4为正常机构与卡涩故障机构的线圈电流曲线与行程-时间曲线。

从图4(a)可明显看出,故障机构的线圈电流曲线在阶段2产生了畸变,可知铁芯运动过程中存在卡涩。从图4(b)可知正常机构的固有动作时间14.8 ms,平均速度4.8 m/s,刚分时刻34.6 ms,刚分速度5.67 m/s。故障机构固有时间17.6 ms,平均速度4.8 m/s,刚分时间37.3 ms,刚分速度5.76 m/s,可以看出故障机构行程曲线右移,固有动作时间增长,刚分时刻延后。所以,铁芯卡涩导致线圈电流在阶段2发生畸变,导致固有时间增长,刚分时刻延后。

同一机构不同电压下的线圈电流曲线与行程-时间曲线如图5所示。

从图5(a)可明显看出,电压降低导致线圈电流幅值降低,阶段1时间增长。从图5(b)可知额定电压情

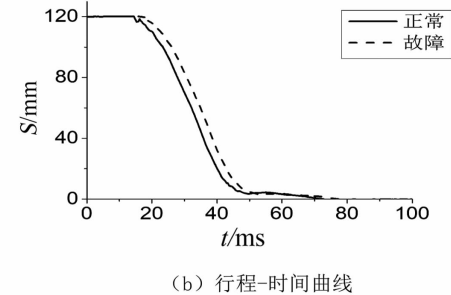
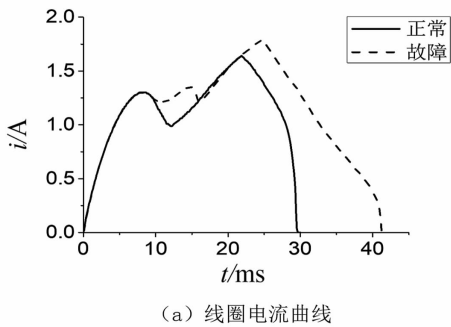


图4 正常与卡涩故障情况下电流与行程曲线

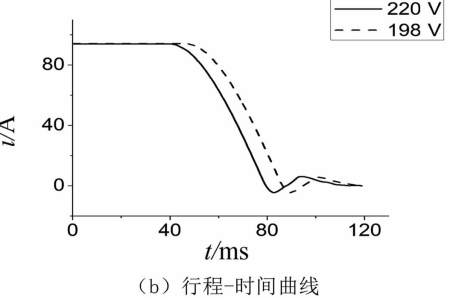
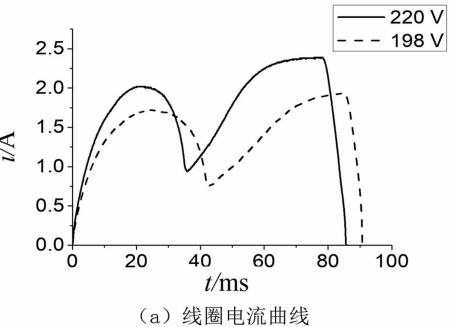


图5 220 V与198 V电压下的电流与行程曲线

况下的机构固有动作时间41.6 ms,平均速度2.90 m/s,刚分时刻80.0 ms,刚分速度3.62 m/s。电压降低情况下机构固有动作时间42.7 ms,平均速度2.88 m/s,刚分时刻83.8 ms,刚分速度3.66 m/s。可以看出电压降低的行程-时间曲线右移,固有动作时间增长,刚分时刻延后。所以,电压降低导致线圈电流幅值降低,阶段1时间增长,固有动作时间增长,刚分时刻延后。

故从图4(b)与图5(b)可以看出铁芯卡涩和线

圈电压降低都会导致行程-时间曲线右移,固有动作时间增长,刚分时刻延后。故从行程-时间曲线上无法分辨这两种故障。但在线圈电流曲线上,这两种故障有明显的差别。

正常机构与灭弧困难故障机构的线圈电流曲线与行程曲线如图6所示。

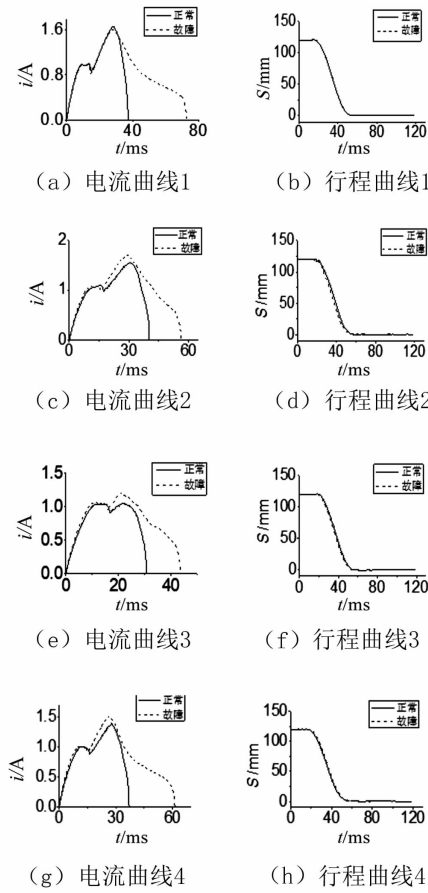
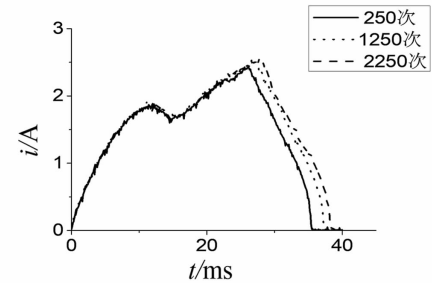


图6 正常与故障情况下电流与行程曲线

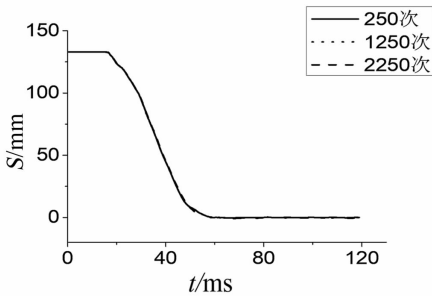
从图6(a)、(c)、(e)、(g)电流曲线可以明显看出在电流切断阶段,灭弧困难故障机构的电流无法快速被切断,灭弧时间过长。但从图6(b)、(d)、(f)、(h)对应的行程曲线上来看,正常曲线与故障曲线基本重合,无明显变化,其行程-时间曲线特征量如表1所示, t_b 为固有动作时间, t_c 为刚分时刻, v_1 为平均速度, v_2 为刚分速度。从表1中特征量可明显看出正常与故障机构的行程-时间特征量都没明显差异。故线圈电流曲线相较于行程曲线判断机构灭弧困难更明显,更准确。

提取同一机构分合闸不同动作次数情况下的机械特性曲线,研究不同弹簧疲软程度在线圈电流曲线和行程时间曲线上的反映,如图7、图8所示。

表1 行程-时间特征量				单位:ms
状态	t_b	v_1	t_c	v_2
正常1	16.8	4.82	34.4	5.66
故障1	16.8	4.84	34.4	5.58
正常2	19.8	4.82	37.2	5.57
故障2	19.8	4.85	36.9	5.43
正常3	20.4	4.82	36	6.26
故障3	20.0	4.81	35.6	6.02
正常4	18.2	4.89	39.5	6.29
故障4	18.0	4.83	38.9	6.37

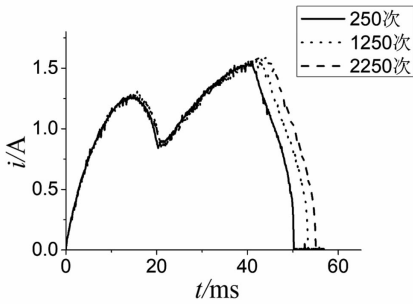


(a) 线圈电流曲线

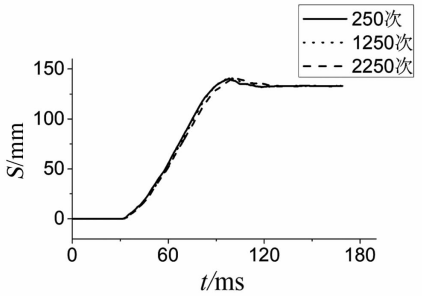


(b) 行程-时间曲线

图7 不同弹簧疲软程度下的分闸电流与行程曲线



(a) 线圈电流曲线



(b) 行程-时间曲线

图8 不同弹簧疲软程度下的合闸电流与行程曲线

从图 7(a)、图 8(a) 电流曲线可明显看出来, 动作次数越多, 弹簧疲软程度越大导致线圈通电时间越长。但从图 7(b)、图 8(b) 上来看, 动作次数增多弹簧疲软程度的增大在行程 - 时间曲线上却基本没反映, 不同动作次数的曲线基本重合。其行程 - 时间曲线特征量如表 2、表 3 所示, 从表中特征量也可明显看出, 不同弹簧疲软程度下的行程 - 时间特征量都基本无差异。故线圈电流曲线相较于行程 - 时间曲线判断弹簧疲软程度方面更简单更明显。

表 2 不同弹簧疲软程度下的分闸行程时间特征量

动作 次数/次	t_b /ms	v_1 /ms	t_c /ms	v_2 /ms
250	14.6	4.62	31.5	5.34
1250	14.7	4.59	31.9	5.35
2250	14.6	4.60	31.5	5.39

表 3 不同弹簧疲软程度下的合闸行程时间特征量

动作 次数/次	t_b /ms	v_1 /ms	t_c /ms	v_2 /ms
250	21.4	2.78	64.2	3.42
1250	20.9	2.63	64.0	3.26
2250	21.3	2.64	64.5	3.24

3 结 语

从理论上分析了断路器线圈电流曲线与行程 - 时间曲线的各阶段影响因素。通过将故障机构与正常机构在电流曲线和行程曲线上进行对比可知:

1) 铁芯卡涩、线圈电压降低、线圈电阻增大、空行程增大在行程曲线上都反映为曲线右移, 固有动作时间延长, 刚刚分闸时刻延后。行程曲线无法区分故障类型, 但在电流曲线上, 故障表现明显且易于区分。

2) 灭弧困难在电流曲线上反映为电流切断阶段时间延长, 但在行程曲线却基本无任何反映。

3) 弹簧疲软程度的增加, 在电流曲线上反映为线圈通电时间增加, 但在行程曲线上也基本无任何反映。

综上所述, 线圈电流曲线比行程 - 时间曲线能更灵敏更准确地反映铁芯卡涩、线圈电压电阻变化、辅助触头灭弧困难、弹簧疲软故障。为之后的断路器操作机构状态评估方法的选择上提供了参考方向。

参考文献

[1] 白志艳. 高压断路器故障诊断与状态监测研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2013.

[2] 赵莉华, 荣强, 景伟, 等. 基于 LabVIEW 的高压断路器操作机构状态评估[J]. 电测与仪表, 2016, 53(22): 54 - 59.

[3] 董镒, 李恒真, 易林. 基于形态小波和支持向量机的高压断路器状态监测和故障诊断[J]. 电测与仪表, 2015, 54(4): 92 - 99.

[4] 黄建, 胡晓光, 巩玉楠. 基于经验模态分解的高压断路器机械故障诊断方法[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(12): 108 - 113.

[5] 闫海宁. 基于在线监测的开关特性分析[J]. 高压电器, 2014, 50(8): 119 - 123.

[6] 张永奎, 赵智忠, 冯旭, 等. 基于分合闸线圈电流信号的高压断路器机械故障诊断[J]. 高压电器, 2013, 49(2): 37 - 41.

[7] 赵莉华, 付荣荣, 荣强, 等. 高压断路器操作机构机械特性研究[J]. 高压电器, 2017, 53(5): 56 - 62.

[8] 李大卫, 徐党国, 孙云生, 等. 基于分合闸线圈电流的断路器缺陷诊断及实验方法研究[J]. 高压电器, 2015, 51(8): 114 - 118.

[9] 陈辰, 厉小润. 基于线圈电流分析的操动机构故障诊断方法[J]. 浙江大学学报(工学版), 2016, 50(3): 527 - 535.

[10] 李德阁, 武建文, 马速良, 等. 基于行程信息的断路器弹簧故障程度诊断[J]. 高压电器, 2018, 54(4): 20 - 27.

[11] 李琦. 高压断路器机械特性在线监测研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2011.

[12] Ali Forootani, Ali Akbar Afzalian, Ali Nanian Ghomsh-eh. Model - based Fault Analysis of A High - voltage Circuit breaker Operating Mechanism[J]. Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Sciences, 2017(25): 2349 - 2362.

[13] 刘宇, 赵宇明, 卫世平, 等. CT20 弹簧操动机构的合闸振动研究[J]. 高压电器, 2018, 54(2): 233 - 239.

[14] 周明平. 基于振动信号的弹操式高压真空断路器机载状态监测方法研究[D]. 北京: 中国矿业大学, 2017.

[15] Razi Kazemi A. Applicability of Auxiliary Contacts in Circuit Breaker Online Condition[J]. Electric Power Systems Research, 2015(128): 53 - 59.

作者简介:

栾 乐(1982), 硕士研究生, 从事电气设备技术监督与分析研究;

(下转第 35 页)

输电线路杆塔接地电阻对线路反击跳闸率影响研究

胡金殿¹, 王恒康¹, 赵宇欣¹, 徐敏杰²

(1. 云南电网有限责任公司丽江供电局, 云南 丽江 674100;
2. 云南宇恬防雷材料有限公司, 云南 昆明 650000)

摘要:随着输电线路建设运行规模的不断扩大,同一走廊的输电线路杆塔包含不同类型的塔头,从而导致杆塔不同类型塔头可能处于不同大气环境和土壤环境中,其接地电阻存在很大差异,因此有必要对不同塔头类型的杆塔在不同接地电阻值下的耐雷水平和反击跳闸率影响进行研究。建立了猫头塔、酒杯塔、鼓型塔等3种500 kV交流输电线路杆塔的反击闪络模型,并研究了3种塔头模型的杆塔接地电阻对线路反击耐雷性能的影响规律:酒杯塔与鼓型双回闪络规律类似,对鼓型单回闪络线路的影响最大,其次是鼓型双回闪络线路和酒杯塔,影响最小的是猫头塔。
关键词:猫头塔;酒杯塔;同塔双回鼓型塔;接地电阻;反击跳闸率
中图分类号:TM933 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0014-05

Study on Influence of Grounding Resistance of Transmission Line Tower on Counterattack Trip-out Rate

Hu Jindian¹, Wang Hengkang¹, Zhao Yuxin¹, Xu Minjie²

(1. Lijiang Electric Power Supply Company, Yunnan Power Grid Co., Ltd., Lingjiang 674100, Yunnan, China;
2. Yunnan Yutian Lightning Protection Material Co., Ltd., Kunming 650000, Yunnan, China)

Abstract:Due to the expansion of EHV/UHV transmission lines, the probability of lightning strike on the line is increased, and the tower of the same line may be in different working environment. Therefore, it is necessary to study the influence of grounding resistance on lightning resistance performance of the lines. The back-flashover model for three kinds of towers are established, such as cat-head type tower, cup type tower and drum-shaped tower of 500 kV AC transmission lines. The influence regularity of grounding resistance of three models on lightning back-flashover performance is analyzed, that is, the flashover rules of cup type tower is similar to the drum-shaped double-circuit tower, and it has the greatest influence on the drum-shaped single-loop, followed by the drum-shaped double-circuit and the cup type tower, and it has the least influence on the cat-head type tower.
Key words:cat-head type tower; cup type tower; drum-shaped tower of double-circuit transmission line on the same tower; grounding resistance; counterattack trip-out rate

0 引言

近年来,超、特高压输电线路的规模迅速扩展,由于不同地理条件和输电走廊宽度的限制,线路杆塔的形式也多种多样^[1-3]。输电线路规模的扩大,在雷害高发区域,线路遭受雷击事故的概率将随之增加,雷击不仅会引起线路跳闸导致供电中断,同时也对电网安全稳定运行造成影响。因此针对不同塔

型线路的耐雷性能分析就显得格外重要^[4-8]。由于超、特高压输电线路的里程比较长,其杆塔跨越的地理环境差异很大,故在一条线路中,杆塔的接地电阻存在很大差别^[9-10]。根据 DL/T 620-1997^[11]标准的相关内容可以看出,绕击跳闸率主要与杆塔高度以及地线保护角等有关,并没有具体分析接地电阻对反击跳闸率的影响。然而杆塔接地电阻是最直接影响杆塔反击耐雷水平和反击跳闸率的因素。在同一走廊的输电线路杆塔包含不同类型的

塔头,从而不同类型塔头可能处于不同大气环境和土壤环境中,杆塔接地电阻存在很大差异。因此有必要对不同塔头类型的杆塔在不同接地电阻值下的耐雷水平和反击跳闸率进行研究。其实,针对线路反击有多种分析方法,但每种方法都有其对应的适用条件,因此对线路耐雷水平进行研究时需要考虑具体的现场运行环境,建立合适的反击模型^[11-15]。

下面建立了猫头塔、酒杯塔以及鼓形塔的仿真模型,并分析了3种模型条件下接地电阻对线路耐雷性能的影响,重点研究了3种塔头模型的跳闸率,定量分析了塔型对反击跳闸率的影响程度。

1 输电线路反击耐雷模型

1) 雷电流模型
雷电流模型采用的 Heidler 模型,波形取 2.6/50 μs,模拟表达式为

$$I = I_0 \frac{(t/t_f)^n}{1 + (t/t_f)^n} \exp(-t/t_h) \tag{1}$$

式中: I_0 为雷电流幅值; n 为电流陡度因子; t_f 为波前时间; t_h 为波长时间。根据公式(1)拟合的雷电流曲线如图1所示。

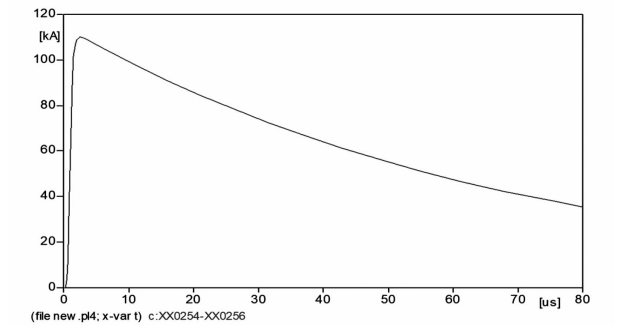


图1 雷电流波形

2) 杆塔模型
采用单波阻抗模型,波阻抗默认值取为规程推荐的 150 Ω,杆塔波速计算公式一般取:

$$v = c \frac{H}{H + L} \tag{2}$$

式中: c 为光速,取 3×10^8 m/s; H 为杆塔高度,m; L 为最长横担长度,m。

3) 绝缘子串的闪络模型
交流输电线路采用 JMarti 架空线模型,并采用绝缘子串压降分布与伏秒特性曲线的对比来分析闪络发生情况,如图2所示。

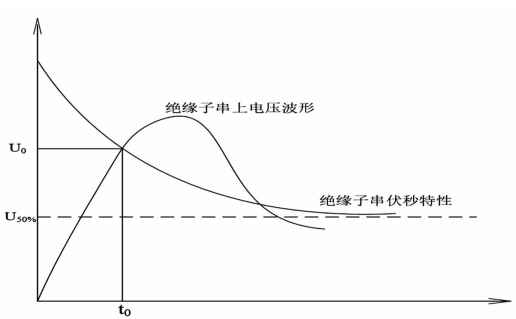


图2 闪络判断方法

4) 感应电压
采用场抵消法的简化算法,感应电压波形为

$$u_i(t) = \frac{V_m}{t_m - t_2} (t - t_2 + t') u_{(t-t_2+t')} - \frac{V_m}{t_m - t_2} \cdot \frac{2t_h - t_f}{2(t_h - t_f)} (t - t_2 + t') u_{(t-t_m+t')} \tag{3}$$

式中: V_m 为感应电压最大值; t_m 为峰值时间, $t_m = (1 + \frac{0.08}{\beta}) t_f$, β 为回击速度系数,一般 β 取 0.3 ~ 0.5; $t_2 = \frac{2(h_g + l_s)}{c_w}$, h_g 为避雷线平均高度, l_s 为先导长度, c_w 为雷电传播速度; $t' = \frac{l_s}{\beta c_w}$; $u_{(t-t_m+t')}$ 为 $(t - t_m + t')$ 时刻单位阶跃函数。

式(3)中的感应电压最大值计算公式为

$$V_m = 2.2 I^{0.4} h_c (1 - \frac{h_g}{h_c} k) \tag{4}$$

式中: h_c 为导线对地平均高度; k 为修正系数, $k = k_0 k_1$, k_0 为避雷线对导线的几何耦合系数, k_1 为电晕修正系数。

5) 反击跳闸率的计算
线路的反击跳闸率可表示为

$$N_1 = N \eta g P_{I_1} \tag{5}$$

式中: η 为建弧率; g 为击杆率; P_{I_1} 为雷电流超过 I_1 的概率; N 为每年每 100 km 线路雷击的总次数。

2 猫头塔反击跳闸率分析

2.1 线路参数
搭建 500 kV 用猫头塔,模型结构如下所示:
杆塔:塔型 DFZ1,呼高 32.5 m。
绝缘子串:类型 XP-160。
导线:型号 LGJQ-300,直流电阻 0.108 Ω/km,4 分裂,导线半径 2.37 cm。

地线:型号 LBGJ-120-40AC,地线半径 1.425 cm,
直流电阻 0.360 6 Ω/km
大地:土壤电阻率 1000 Ω·m。

2.2 仿真模型

ATP 仿真模型如图 3 和图 4 所示。

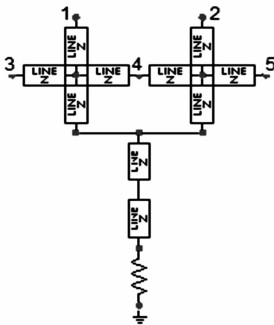


图3 500 kV 猫头塔与酒杯塔仿真模型

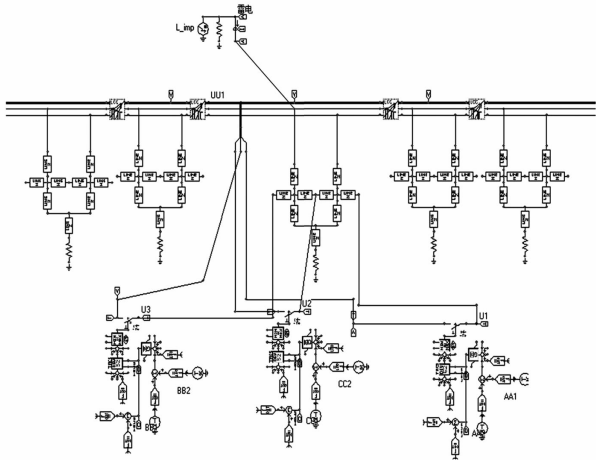


图4 500 kV 猫头塔与酒杯塔线路电路仿真模型

2.3 猫头塔反击耐雷性能分析

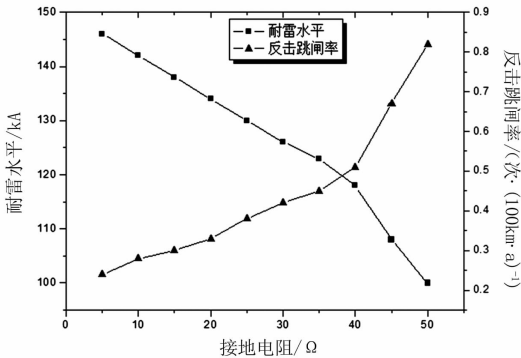


图5 猫头塔反击耐雷性能分析

对典型猫头杆塔进行仿真计算,接地电阻从 5 Ω 到 50 Ω 范围内,每次增加 5 Ω,计算结果如图 5 所示。当电阻由 5 Ω 增加到 15 Ω,反击耐雷电流由 146 kA 降至 138 kA;当由 35 Ω 递增到 45 Ω 时,耐雷水平由 123 kA 下降至 108 kA,降值由 5.5% 升至 12.2%;当电阻在

更大范围内增加,反击耐雷水平下降得更快。

此外,当电阻值由 5 Ω 上升到 15 Ω,反击跳闸率从 0.243 5 上升到 0.300 2,上升了 23.3%;电阻值由 35 Ω 上升到 45 Ω,线路反击跳闸率从 0.444 5 上升到 0.658 2,上升 48.1%;当电阻在更大范围内递增时,反击跳闸率增加的陡度会更大。

3 酒杯塔反击跳闸率分析

3.1 线路参数

搭建 500 kV 酒杯塔模型,模型参数如下所示。
杆塔:塔型 ZB1,呼高 36 m
绝缘子:型号 XP-160
导线:型号 LGJ-300/25,直流电阻 0.0943 3 Ω/km,4 分裂,导线半径 2.376 cm
地线:型号 GJ-70,地线半径 1.425 cm,直流电阻 0.360 1 Ω/km
大地:土壤电阻率 1000 Ω·m

3.2 仿真模型

500 kV 酒杯塔仿真模型及交流线路放着模型与猫头塔类似,主要差异在于各模块之间的几何尺寸,从而表现出阻抗的差异。

3.3 酒杯塔反击耐雷性能分析

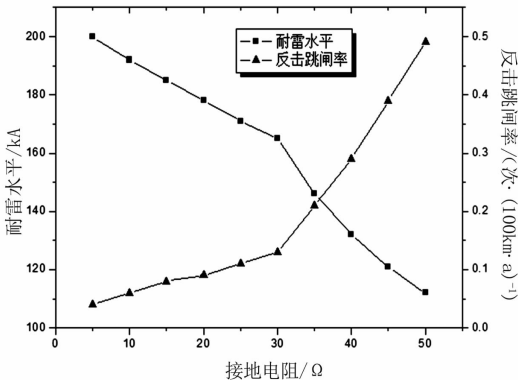


图6 酒杯塔反击耐雷性能分析

对典型酒杯塔进行仿真计算,接地电阻取从 5 Ω 到 50 Ω 范围内,每次增加 5 Ω,分析结果如图 6 所示。反击耐雷水平由 5 Ω 时的 200 kA 降至 15 Ω 时的 185 kA,减小约 7.5%;当电阻值由 35 Ω 变化至 45 Ω 时,反击耐雷水平由 146 kA 将至 121 kA,减小了 17.1%。从仿真结果分析,接地电阻值变化相同时,酒杯塔的耐雷水平比猫头塔耐雷水平下降更明显。

对于典型的酒杯塔,当电阻值由 5 Ω 上升到 15 Ω,

反击跳闸率从0.049 5 上升到0.073 2,上升了47.8%;
接地电阻值由35 Ω 上升到45 Ω 时,跳闸率从0.203 2
上升到0.390 8,上升了92.3%;当杆塔接地电阻在更
大范围内递增,反击跳闸率增加陡度会更大,这也意
味着跳闸率增加的会更快。

4 同塔双回鼓型塔反击跳闸率分析

4.1 线路参数

搭建500 kV 鼓型塔模型,参数如下所示。
杆塔:型号 S1,呼高33 m
绝缘子:型号 XP-300
导线:型号 LGJ-630/55,直流电阻0.013 Ω/km,
4 分裂,导线半径3.432 cm
地线:型号 LHAGJ-150/25,地线半径1.71 cm,
直流电阻0.229 19 Ω/km
大地:土壤电阻率1000 Ω·m

4.2 仿真模型

500 kV 双回鼓型塔 ATP 仿真模型见图7 和图8。

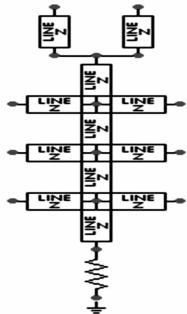


图7 500 kV 同塔双回鼓型塔仿真模型

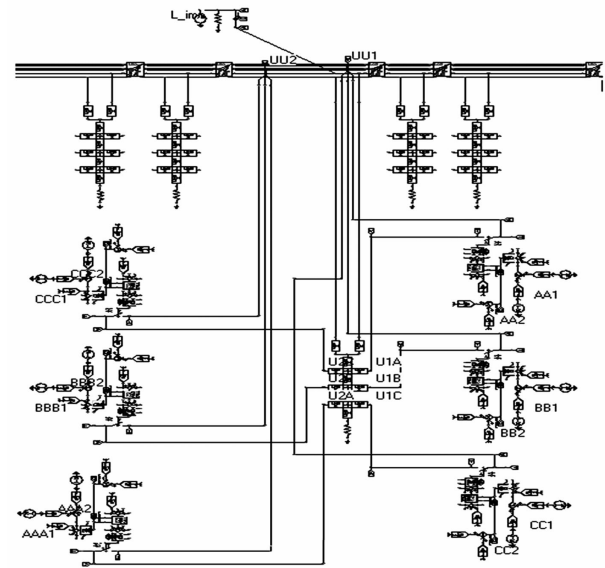


图8 500 kV 同塔双回鼓型塔线路仿真模型

4.3 鼓型塔反击耐雷性能分析

图9 给出了同塔双回鼓型杆塔模型条件下,单
回及双回闪络情况下的耐雷性能分析。

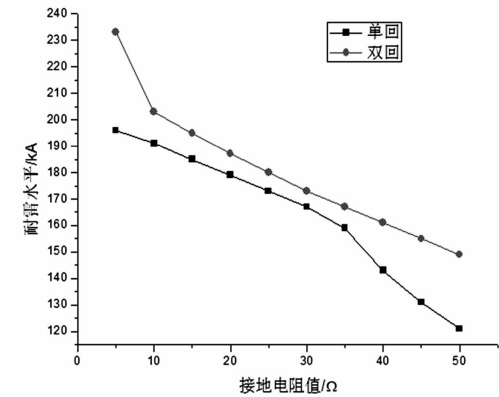


图9 鼓型塔耐雷水平分析

当电阻值由5 Ω 递增至15 Ω 时,单回闪络耐雷
水平下降了约5.6%,双回闪络下降约16.3%。当
电阻由35 Ω 增加至45 Ω 时,线路的单回闪络情况
耐雷水平由159 kA 降至131 kA,降低了17.6%;双回
闪络情况由167 kA 下降到155 kA,降低了7.2%。

从图10 鼓型塔反击跳闸率分析可以看出,当接
地电阻值由5 Ω 上升到15 Ω,单回线路闪络反击跳
闸率从0.079 4 上升到0.105 9,上升了33.4%;双
回线路闪络反击跳闸率从0.030 2 上升到0.081 5,
上升了169.9%。电阻值由35 Ω 上升到45 Ω,鼓型
单回线路闪络反击跳闸率从0.209 2 上升到0.435
2,上升了108%;双回反击跳闸率从0.169 7 上升到
0.232 2,上升了36.8%。

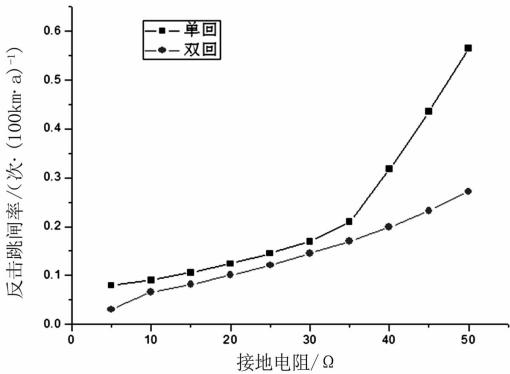


图10 鼓型塔反击跳闸率分析

5 不同塔头模型的反击跳闸率对比分析

对比分析了猫头塔、酒杯塔、鼓型单回以及鼓型
双回闪络模型下接地电阻变化对反击跳闸率的影
响,如表1 所示。

表 1 不同塔型对线路反击的影响

塔型	反击耐雷水平		反击跳闸率	
	下降比例/%		上升比例/%	
	5 ~ 15 Ω	35 ~ 45 Ω	5 ~ 15 Ω	35 ~ 45 Ω
猫头塔	5.5	17.1	23.3	48.1
酒杯塔	7.5	17.1	47.8	92.3
鼓型单回	5.6	17.6	33.4	108.0
鼓型双回	16.3	7.2	169.9	36.8

不同塔型反击跳闸率对比如图 11 所示,酒杯塔反击跳闸率的规律与鼓型双回闪络情况类似。鼓型单回闪络情况的反击跳闸率最大,其次是鼓型双回闪络和酒杯塔,影响最小的是猫头塔。

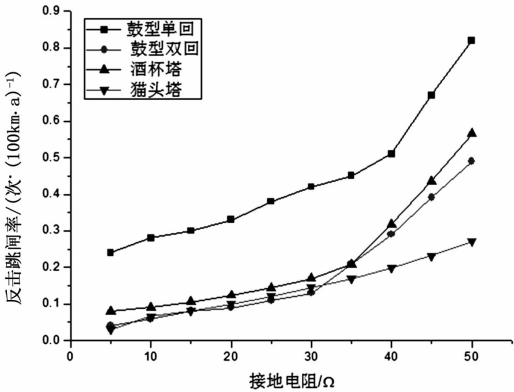


图 11 不同塔型反击跳闸率的对比

6 结 语

前面根据具体的运行参数,建立了 500 kV 猫头塔、酒杯塔、同塔双回鼓型塔 3 种杆塔的 ATP 电气仿真模型和相应线路的仿真模型,并进行研究,得出以下结论:

- 1)通过理论计算研究了 3 种塔头模型下接地电阻对耐雷性能的影响,并得出其规律:接地电阻与反击耐雷水平负相关,与跳闸率正相关,当电阻在更大范围内递增时,反击耐雷水平下降的陡度以及跳闸率增加的陡度会更大;酒杯塔的耐雷水平受接地电阻的作用比猫头塔更敏感。
- 2)对比分析多种塔型耐雷性能的影响,酒杯塔反击跳闸率的规律与鼓型双回闪络情况类似。鼓型单回闪络情况的反击跳闸率最大,其次是鼓型双回闪络和酒杯塔,影响最小的是猫头塔。

参考文献

[1] 国家电网公司. 国家电网公司 2005—2010 年架空输

电线路运行分析报告[R]. 北京:国家电网公司生产技术部,2011.

[2] 张永记,司马文霞,张志劲. 防雷分析中杆塔模型的研究现状[J]. 高电压技术,2006,32(7):93-98.

[3] 范冕,万磊,戴敏,等. 1000 kV/500 kV 特、超高压同塔 4 回交流输电线路雷电性能仿真分析[J]. 高电压技术,2013,39(3):584-591.

[4] 郭小薇. 东莞电网 220 kV 同塔多回架空线路防雷技术应用[D]. 广州:华南理工大学,2013.

[5] 岳灵平,陆利平,章旭泳,等. ±500 kV 宜华直流输电线路雷电性能评估研究[J]. 电网技术,2012,36(7):161-165.

[6] 卢黎明,龚小燕. ±800 kV 特高压直流输电线路防雷接地设计浅议[J]. 云南电力技术,2018,46(6):51-53.

[7] 李汉明,陈维江,詹铭,等. 220/110 kV 同杆四回线路耐雷性能的研究[J]. 电网技术,2005,29(21):27-30.

[8] 周浩,赵斌财,王东举,等. 500/220 kV 同塔四回线路的耐雷性能研究[J]. 高电压技术,2008,34(10):2075-2080.

[9] 彭向阳,李振,李志峰,等. 杆塔接地电阻对同塔多回线路防雷性能的影响[J]. 高电压技术,2011,37(12):3113-3119.

[10] 王东举,周浩,陈稼苗,等. 特高杆塔的多波阻抗模型设计及雷击暂态特性分析[J]. 电网技术,2007,31(23):12-16.

[11] 交流电气装置的过电压保护和绝缘配合:DL/T 620-1997[S],1997.

[12] 莫付江,陈允平,阮江军. 输电线路杆塔模型与防雷性能计算研究[J]. 电网技术,2004,28(21):81-84.

[13] 孙义豪,司马文霞,杨庆,等. 1000 kV/500 kV 同塔混压 4 回输电线路的防雷性能[J]. 高电压技术,2011,37(9):2102-2110.

[14] 苏杰,曹炯,姜文东,等. 220 kV/110 kV 同塔四回输电线路双回同时闪络耐雷性能及防治[J]. 电瓷避雷器,2013,05:90-96.

[15] 梁义明,葛栋. 同塔多回线路防雷计算中的杆塔模型[J]. 高电压技术,2006,32(1):76-78.

作者简介:

胡金殿(1982),工程师,从事输电线路运行检修管理工作;

王恒康(1989),工程师,从事输电线路运行检修相关工作;

赵宇欣(1983),工程师,从事输电线路设计运行检修相关工作;

徐敏杰(1990),助理工程师,从事防雷研究相关工作。

(收稿日期:2019-07-09)

飞机电缆短路故障分析及机理研究

李 红¹, 邓乐武¹, 罗 强¹, 张永强¹, 韩 杨²
(1. 航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司, 四川 成都 610092;
2. 电子科技大学机械与电气工程学院, 四川 成都 611731)

摘 要: 电缆用于连接机上各用电设备, 是飞机传递动力电源的重要装置。由于飞机结构和负载的限制, 对机上电缆的体积、重量、性能和规格有严格的要求。无论飞机处于地面维护还是空中飞行状态, 电缆异常都可能造成系统短路、断路故障, 严重影响用电设备运行, 甚至可能危及飞行员以及飞机的安全。重点分析了绝缘层、热效应、接触电阻、过载及负载短路对电缆短路特性的影响, 进一步通过暂态分析与 Matlab 仿真结果验证提出理论分析的正确性与有效性, 为预测非显性的故障隐患、电缆故障精确定位、电缆环境优化等提供有力支撑。
关键词: 热效应; 接触电阻; 短路; 绝缘层; 故障诊断; 暂态分析
中图分类号: TM246 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2019)06-0019-06

Analysis on Short – circuit Fault of Aircraft Cable and Research on Its Mechanism

Li Hong¹, Deng Lewu¹, Luo Qiang¹, Zhang Yongqiang¹, Han Yang²
(1. AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610092, Sichuan, China;
2. School of Mechanical and Electrical Engineering, University of Electronic Science and Technology of China, Chengdu 611731, Sichuan, China)

Abstract: The aircraft cable is used in the power system to connect different electrical equipment. Due to the structural limitations of electrical equipment, the volume, weight and performance of aircraft cable are required to be improved. Moreover, when the cable faults occur in aircraft power system, the short – circuit fault or breaking fault of cable will affect the operation of electrical equipment, even the safety of aircraft and pilots. The influences of insulation layer, thermal effect, contact resistance, load and overload short – circuit on the short – circuit characteristics of aircraft cable are analyzed. In addition, the results of transient analysis and Matlab simulation are provided to verify the effectiveness of the proposed theoretical analysis, which provides strong support for fault location and environment optimization of cable.
Key words: thermal effect; contact resistance; short circuit; insulating layer; fault diagnosis; transient analysis

0 引 言

随着航空航天飞机的机载成品数量集成度越来越高, 对机上供电电能质量、用电、配电的要求也变得更加严格^[1]。电缆从驾驶舱覆盖到机尾, 并用于连接机上各用电设备, 其质量可达机载电子设备和电气设备总质量的 60%, 是飞机传递动力电源的重要装置^[2-4]。

由于飞机线路的复杂, 对电缆的故障定位变得

基金项目: 广东省自然科学基金项目(2018A030313494)

至关重要。目前在航空航天和电力电子领域故障检测方法包括时域反射法(time domain reflectometry, TDR)^[5-6]、驻波反射(standing wave reflectometry, SWR)^[7]、频域反射(frequency domain reflectometry, FDR)^[8]。以上的方法都可以分解为一个通用流程: 生成定义的波形, 记录反射/入射脉冲, 最后分析结果。然而上述方法无法判断电缆故障的根本原因。文献[9]利用 ANSYS 软件分析了截面、电流对截面温度场分布及线缆中不同层导线间的热接触传热影响, 但是却未考虑绝缘层以及负载突变对线路的影响。

通过分析电缆绝缘层、热累积效应、接触电阻、

过载及负载短路对电缆短路特性的影响,探究造成飞机电缆短路故障的机理,并通过暂态分析与 Matlab 仿真结果验证提出理论分析的正确性与有效应,为飞机电缆的故障诊断与定位提供依据,预测非显性的故障隐患,电缆环境优化等提供有力支撑。

1 飞机发电系统飞机电缆基本属性原理

1.1 飞机电缆的结构组成和种类用途

飞机常用线束包括总线、高温电缆、常温电缆和低温电缆。除专用的总线外,电缆的结构均如图 1 所示,主要包括芯线、绝缘层和防护套。

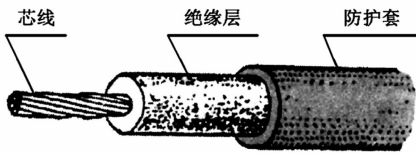


图 1 典型的飞机电缆结构

在对飞机电缆进行设计或选型时,需考虑电缆受传递功率、传递距离、敷设方法和路径环境的影响,综合分析电缆横截面积、体积、重量和经济性^[10]。

飞机电缆芯线的材质通常选取铜或铝,而铜较铝电阻率更低,导电性和延展性更好,基本适用于飞机各系统导电性能指标要求。采用聚氯乙烯、乙烯-四氟乙烯共聚物等材料作为电缆的绝缘层以避免电缆之间短路,保证电缆间的电气隔离。在具体选材时还需考虑安装舱内环境、电缆功能的影响,如柔软性、耐热性、耐燃性等。电缆的防护套通常选用防波套、胶管、塑料管等,以起到不同的保护作用。

1.2 飞机电缆故障类型

飞机电缆故障主要分为软性故障和硬性故障。软性故障包括磨损故障和间歇故障,最终仍都表现为硬性故障,即短路和断路故障,断路硬性故障分别是信号传递中断和传递不正确主要原因^[11]。

飞机电缆故障严重影响用电设备的工作性能,危及飞机的飞行安全。飞机系统涉及种类繁多,相互关联性强,导致电缆故障原因错综复杂。下面主要针对短路故障进行详尽的梳理和分析。

2 飞机电缆短路机理分析

飞机电缆短路通常发生在设备/负载端、电缆插头座的连接处(接触偶)等。通常在设备/产品端发

生短路时,断路器、继电器等可有效切除故障部分,阻止危害进一步扩散。而在电缆连接点,即电缆与电缆插头座连接处,电缆与成品/设备插头座连接处出现短路时,通常未加入直接快速保护的措施,易导致供电中断、设备/负载受损,严重时更可能发生火灾等事故。综上所述,飞机出现电缆短路原因可分为:

- 1) 飞机电缆发生短路(但未发生火灾),影响设备成品或飞机正常运作,此时触发短路部分的断路器,短路故障停止;
- 2) 飞机电缆短路并引起火灾,除了需要及时切除故障部件,还需灭火;
- 3) 密闭舱出现火灾,引起电缆短路。

因此,若有火灾痕迹的事故分析中必须首先鉴定是火灾引起短路,还是短路引起火灾。

2.1 火灾发生时短路根因分析

飞机发生了火灾且出现了线路短路,在事故根因分析中,还需鉴别是火灾引起短路,还是短路引起火灾,能成为事故分析的重要依据之一。

火烧熔痕和短路熔痕存在差异性,可做火灾引起短路或短路引起火灾的初步判据^[12];由于火烧熔痕与短路熔痕在金相组织上呈现不同特征,可采用金相法做进一步的验证性分析^[13]。通过找寻电缆短路熔珠,结合火烧熔痕的金相显微组织特性,可准确判断火灾引起短路或短路引起火灾。

以上表明,当发生火灾情况时,若是火灾引起电缆短路故障,应着重从电缆相关系统或成品设备去分析;若是电缆短路引起火灾,可与未发生火灾时,电缆短路引起飞机故障一同分析。下面将着重分析电缆短路发生的原理(未发生火灾或火灾原因判定为电缆短路时均适用)。

2.2 绝缘层损坏导致电缆短路

图 2 所示为飞机正常运行情况下电缆连接方式之一,从图中可以看到三相交流电源的各相电均通过插针与插孔连接后再向负载供电,电源/设备的地线(GND)分布式的与机壳相连。图中 A、B、C 代表三相 115 V 交流电,AC Power 代表交流电源,Load 代表负载端。

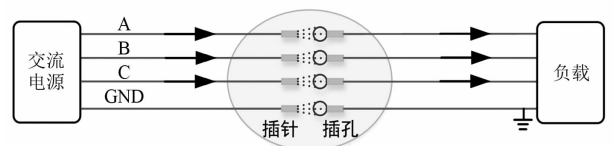


图 2 典型飞机交流电源关联电缆连接

2.2.1 物理特性影响

图3为飞机频繁振动后,绝缘层损坏导致芯线之间形成短路回路的示意图。特殊用途电缆虽然会在连接处作屏蔽处理(靠近插头座处),但也仍易发生绝缘层损坏。

如图3所示,由于绝缘层损坏,电源直接由电缆接通成闭合回路,回路电流大幅度增加并超过其额定电流值。线路自身存在阻抗,进而形成热功率。电流越大则热功率越高,最终烧坏电缆。

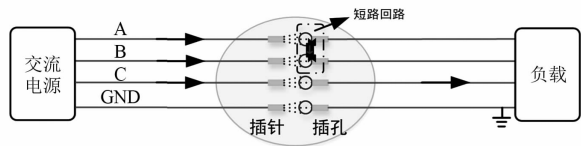


图3 电缆连接点的绝缘层出现物理损坏后示意

2.2.2 热效应累积造成绝缘层损坏

电缆发热功率 Q 可按式(1)进行计算:

$$Q = I^2 R t \tag{1}$$

式中, t 为持续运行时间。在电阻 R 基本恒定时,通过导体电流 I 越大,加热功率越大。运行期间释放的热量将被电线本身吸收,导致电线温度升高。由于电线在吸热的同时,也会将热量散发到外界。因此,正常运行时,电缆温度不会无限升高,将恒定在一固定温度 T_{std} 处,此时电缆吸热与散热功率一致,电缆处于热平衡状态。

实际飞机运行过程中,还存在一些限制:

- 1)随着电缆工作年限增长,绝缘特性、承受最大电流、最大温度值将下降,即 Q_{std} 、 I_{max} 值下降。
- 2)电缆长时间工作,散热性能降低, Q_{std} 进一步降低。
- 3)电缆长时间,时间增加,导致热累积量逐渐增大。

以上表明,随着电缆性能和寿命的降低,导致稳态临界温度值逐渐降低;长时间工作后电缆的发热功率产生的热累积,最终超过临界值。

当电源所产生的热量来不及散发就会在一处堆积(通常堆积在插头座处),温度也就升高。升高到绝缘层的极限时,绝缘开始熔化进而发生短路,短路后电流又将增大,进入恶性循环直至烧断电缆。

2.3 接触电阻影响供电特性

电缆的频繁震动会出现以下3种情形:

- 1)接头松动,导致电缆虚接,在连接点的载流量大大下降,当电缆流过的电流大于其连接点的安

全载流量时,即会发热;

- 2)连接点还受到电流的热效应的影响,加快了电缆连接点处的金属腐蚀,致使电缆连接点处的有效导电面积减少,接触电阻增大;

- 3)接触电阻突然增大,会在连接点处产生压降,在该点处就会做功,且该点产生功率逐渐增大现象,也会产生大量热量。

以上现象最终导致连接处发热,降低绝缘性,甚至出现供电中断等严重事故。

2.4 过载、负载短路对电缆影响

在飞机地面或者飞行状态时,若设备/成品出现短路,也会使飞机用电设备遭受机械或热损伤,甚至可能烧断供电电缆,引发火灾。

2.4.1 负载单相接地短路

电力电缆在实际运行中,除了要通过连续额定的载流量以外,还需承受短时过载和短路电流。如图4所示,负载输入端单相接地短路故障,则会反应到一相供电电缆发生故障,其他两相供电电缆就必须在短小时内承担较大的负载,导致电缆在极短时间需要承受较大短路电流。由于电缆工作温度不允许超过最高允许温度,造成过热的过载可作为判定的临界之一。因此,针对过载问题,需要确定过载时间和过载电流值间关系。

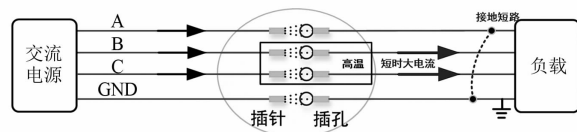


图4 负载单相接地短路

2.4.2 负载相间短路

如图5所示,与负载单相短路类似,如果负载AB相发生相间短路,则会造成短小时内C相需要承受大功率电流,过大电流则会在接触偶上产生热效应积累,严重时还会熔断插头座,甚至发生火灾。

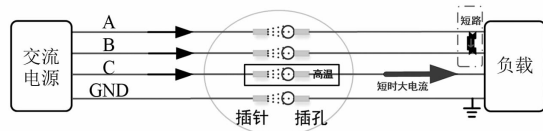


图5 负载供电端相间短路

3 暂态分析、仿真分析与案例验证

3.1 暂态分析

当电路发生短时过载时,过载温度可比额定最高

温度再高 10 ~ 15 ℃。过载是随时间变化的,但其热场为暂态热场。飞机在空中飞行时,飞机电缆敷设于舱内,且周围成品工作时还会不断散发热量,导致电缆周围环境温度高于机外空气温度,为简化分析,假设短时过载时电缆周围环境温度不变。

热流 W 一部分为散入周围煤质空气中的 W' , 另一部分为为导体自身温度升高所吸收的热量 W'' 。其中:

$$Wdt = W' + W'' = hA(\theta - \theta_a)dt + Q_T d\theta \quad (2)$$

式中: W 为热流; h 为散热系数, J/m^2 ; A 为散热面积; θ 、 θ_a 分别为导体和周围煤质温度; Q_T 为热容系数。

由式(2)可得:

$$\begin{aligned} t &= \int dt = \int \frac{Q_T d(\theta - \theta_a)}{W - hA(\theta - \theta_a)} \\ &= \int \frac{d[W - hA(\theta - \theta_a)]}{W - hA(\theta - \theta_a)} \cdot \left(-\frac{Q_T}{hA}\right) \\ &= -\frac{Q_T}{hA} \ln[W - hA(\theta - \theta_a)] + C \end{aligned} \quad (3)$$

式中, C 为积分常数。

以上可分析示意热路图如图 6 所示。

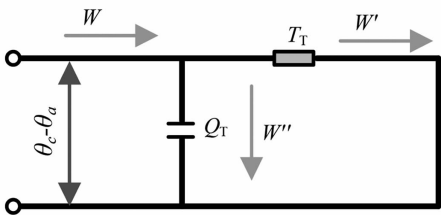


图 6 电缆暂态发热近似等效热路

图 7 为裸电线发热和冷却曲线以及各曲线的变化率,图中 1 为发热曲线,2 为冷却曲线;实渐近线为两根曲线的变化率。

根据暂态响应,可导出过载电流的计算公式。其中电缆各部分的热阻与电缆周围煤质热阻之和为等效热阻。

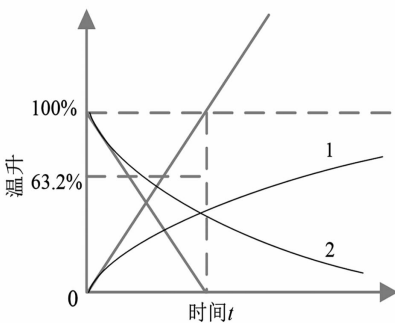


图 7 裸电线发热、冷却曲线

对于低压电缆,介质损耗可忽略不计,温升仅与负载电流的平方成正比,故可据式(4)得到初载为 0 时的电流。

$$I_N^2 = I_P^2 (1 - e^{-t/\tau}), \tau = Q_T T_T \quad (4)$$

式中: I_N 为长期允许的负载电流; I_P 为过载电流; τ 为时间常数; Q_T 为等效热容; Q_C 为导电线芯热容; T_T 为等效热阻。

若电缆变载前初始负载不为 0,即初始负载电流为 I_1 时,则电缆允许在 t 时间通过的电流为

$$I_P = I_N \sqrt{\frac{1 - x^2 e^{-t/\tau}}{1 - e^{-t/\tau}}} \quad (5)$$

式中,负载系数 x 满足 $x = I_1/I_N$ 。

额定电缆 I_N 亦可根据允许短时过载温度确定,从而求出过载电流。

短时过载电流允许倍数为

$$\frac{I_P}{I_N} = \sqrt{\frac{R}{R_P} \left(1 + \frac{\theta_P - \theta_m}{\theta_m - \theta_a} \frac{1}{1 - e^{-t/\tau}} \right)} \quad (6)$$

式中: I_P 和 I_N 分别为允许短时过载电流和连续载流量; R 和 R_P 分别为允许长期和短时过载导体电阻; θ_m 、 θ_P 、 θ_a 分别为允许短时和长期过载温度及环境温度。

根据以上分析,结合实际的电缆材质以及环境特性,可估计电缆工作特性以及过载电流值。

3.2 仿真分析

将利用 Matlab 对电缆电流、电阻、时间与发热功率关系进行分析,为便于分析,熔化绝缘层的热平衡温度 T_{max} 对应热功率近似为 Q_{max} 。

图 8 为某负载发生短路时的一种电流特性。图 9 为负载短路时,电缆接头功率、时间、电流的三维仿真图。假设连接电阻近乎保持不变,即 $R \approx 500 \text{ m}\Omega$ 。

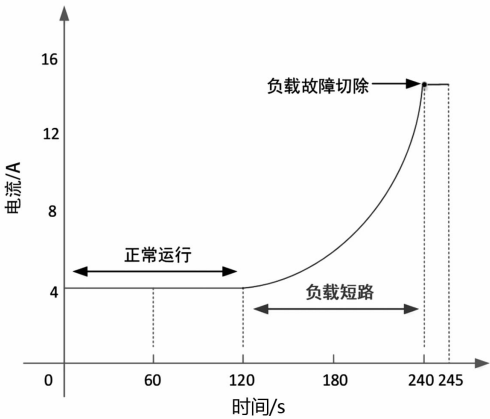


图 8 某负载发生短路时的一种电流特性

图 8 中在 $t = 0 \sim 120 \text{ s}$, 负载正常运行, 电流达

到 4 A;在 $t = 120 \sim 240$ s 发生短路时,电流随时间增加而不断增大;在 $t = 240$ s 时,故障负载被飞机保护系统检测出,并作出保护动作;在 $t = 240 \sim 245$ s 内,接头承受短时的大电流。

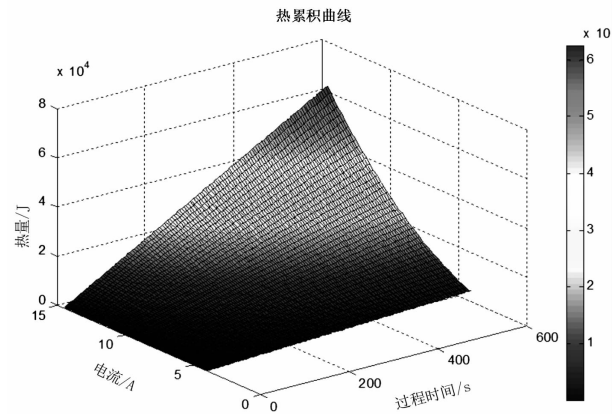


图 9 负载短路时,电缆热累积曲线中接头功率、时间与电流关系

图 9 中,右侧温度表表示各范围的热功率。可以看出,若负载 $Q_{\max} < 5 \times 10^4$ J,则在故障负载安全切除后,电缆仍处于安全范围内;而当载 $Q_{\max} > 5 \times 10^4$ J,但故障负载还未切除,电缆已承担最大安全电流(由热功率和温度等效的电流),则电缆发生绝缘损坏,进而可能导致接触偶(供电端)相间短路,导致发电系统发生故障,严重时还会发生火灾等。

图 10 为电阻长时间虚接状态的一种等效电阻示意图,在发生接触偶故障前,电流在正常状态内波动,即 I 为 4 ~ 8 A。

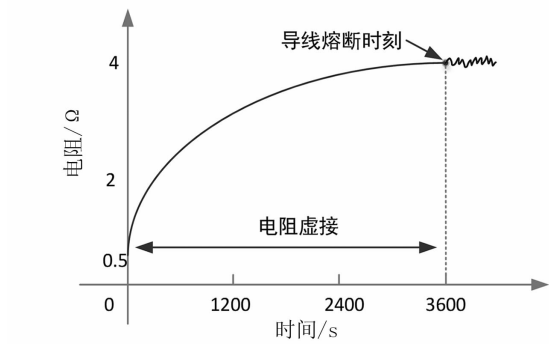


图 10 电阻虚接时接触偶电阻变化曲线

图 11 为电阻虚接时电缆发热功率、过载时间及电流的关系曲线。在电阻虚接情况下,电流在正常值范围内逐渐增加。可以看出,若接触偶处 $Q_{\max} < 7 \times 10^4$ J 时安全切除电缆,则电缆仍处于安全范围内;而当载 $Q_{\max} > 7 \times 10^4$ J,故障还未切除,电缆已承担最大热功率,但发热功率仍主要受接触电阻影响。

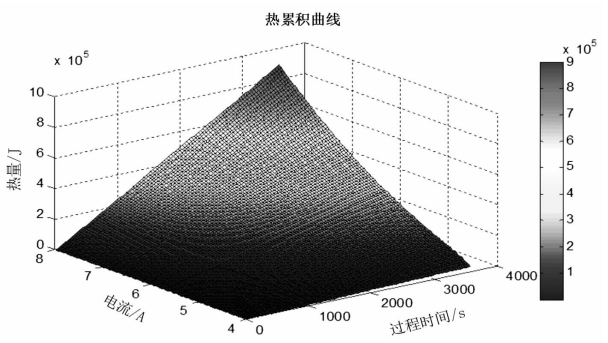


图 11 电阻虚接时,热累积曲线热量、电流与过程时间关系曲线

图 12 为电缆发热功率、时间、接触电阻之间的关系图。在电阻虚接情况下,随时间增加接触电阻大幅度增加。可以看出,若接触偶处 $Q_{\max} < 7 \times 10^4$ J 时安全切除电缆,则电缆仍处于安全范围内;而当载 $Q_{\max} > 7 \times 10^4$ J,故障还未切除,电缆已承担最大热功率,则电缆发生绝缘损坏,进而熔化电缆或直接造成接触偶相间短路,导致发电系统发生故障,甚至发生火灾。

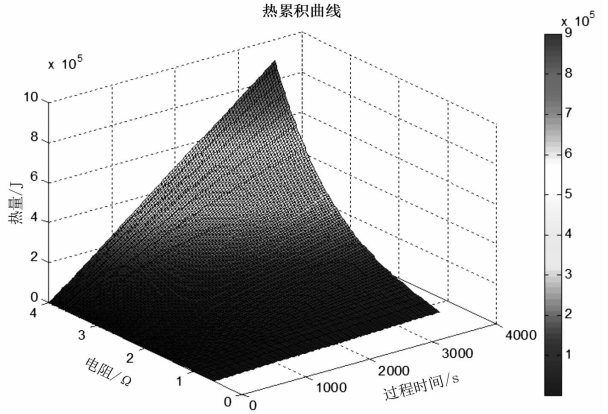


图 12 电阻虚接时,热累积曲线热量、接触电阻与过程时间关系

以上分析表明,过载会导致多股电线电缆中内芯之间绝缘损坏。多芯电缆由绝缘层分开,过载绝缘层软化损坏,导致电线电缆的两根或多根导体直接接触而短路燃烧设备。同时短路瞬间大电流产生高温使线路起火、电线熔化,熔化的电线落到周围的易燃物上引起火灾。过载导体传热使附近的“可燃温度值”升高,因此附近燃点较低的可燃物质,可能会被点燃引起火灾。

过载也会导致线路中的接头处过热,加速连接点的氧化过程。连接点的氧化容易产生不易导电的氧化膜,氧化膜增加了接触点之间的电阻,导致打火等现象,甚至引起火灾。

3.3 飞机电缆故障的预防和改善

电缆故障在整个飞机生命周期中时常发生,提出4个方面的建议以优化电缆维护和保养,降低飞机维修成本,改善飞机整体性能。

1) 飞机电缆长时间与液压油、润滑油、防冰剂等接触时易产生接触污染,通过选用绝缘层抗氧化或腐蚀更强的电缆,能降低接触污染对电缆造成的影响。

2) 飞机电缆受到振动应力作用会对电缆产生不同程度的物理损伤。规范的电缆敷设以及对电缆布局作合理优化,都能减少电缆磨损或断裂、接触件松动或损坏概率,从而使飞机电缆性能大幅度的增加。

3) 需对电缆物理和化学性能进行周期性检查,及时发现、更换隐患或故障电缆,能减少飞机事故率,大幅度增加飞机的安全性及可靠性。

4) 对特殊电缆和关键、重要设备应选取更加适应恶劣环境影响的电缆,周期性检查对环境影响敏感的电缆,及时发现、更换故障电缆,避免电缆故障造成飞机飞行安全事故。

4 结 语

首先简述了飞机电缆的基本属性,包括飞机电缆的结构组成和种类用途,进一步分析了电缆的载流量、电压降、绝缘材料、质量和强度和特种用途对电缆性能的影响。

然后针对短路引起火灾事故,或电缆短路(未发生火灾)的情况,详细阐述了绝缘层损坏、热效应以及大负载、大电流对电缆短路的影响及后果,对飞机电缆的故障诊断与定位提供理论依据,为预测非显性的故障隐患、电缆的电气环境优化等提供了有力支撑。

最后通过暂态分析初步计算过载电流值,并通过 Matlab 对热累积功率、接触电阻、电缆电流与过载时间关系进行分析,结合故障实物照片验证了所提出的理论分析和仿真的正确性和有效性。针对飞机电缆的特殊性,提出了飞机电缆故障的预防和改善措施,进而减小电缆故障率,降低维护成本,大幅度增加飞机安全性和可靠性。

参考文献

[1] Jones C E, Norman P J, Szytkiel M, et al. Electrical and

• 24 •

Thermal Effects of Fault Currents in Aircraft Electrical Power Systems with Composite Aero - structures [J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2018, 4(3): 660 - 670.

[2] 张俊民,周小猛,魏娟,等. 基于小波变换的导线绝缘故障定位方法[J]. 电工技术学报, 2012, 27(5): 99 - 104.

[3] Mei Zh P, Li Q, Wen J Q, et al. Research on Optimization of Wiring Paths in Airplane Harness Process [C]. 2012 IEEE International Conference on Cyber Technology in Automation, Control, and Intelligent Systems, United States: IEEE Computer Society, 2012: 485 - 488.

[4] 刘晓琳. 飞机导线故障诊断与定位方法研究[D]. 秦皇岛:燕山大学, 2013.

[5] Laib A, Melit M, Nekhoul B, et al. Localization of Faults in Wiring Networks Using Time Domain Reflectometry and Adaptive Neuro - fuzzy Inference System [J]. Electronics Letters, 2017, 53(9): 600 - 602.

[6] Cole, Robert H. Time Domain Reflectometry [J]. Annual Review of physical chemistry, 1977, 28(1): 283 - 300.

[7] Teal C., Satterlee C. Managed Aircraft Wiring Health Directly Relates to Improved Avionics Performance [C]. The 19th Digital Avionics Systems Conferences IEEE, 2000 Proceedings(1): 3B6/1 - 3B6/6.

[8] Yoshimichi Ohki, Naoshi Hirai. Detection of Abnormality Occurring Over the Whole Cable Length by Frequency Domain Reflectometry [J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2018, 25(6): 2467 - 2469.

[9] 高强, 仝杰, 雷煜卿, 等. ANSYS 下导线发热及相互间热接触的数值模拟 [C]. 2012 年电力通信管理暨智能电网通信技术论坛论文集, 2013.

[10] (英)EHJ·帕利特. 飞机电气系统 [M]. 韩世杰, 徐荣林, 译. 北京: 国防工业出版社, 1985.

[11] Guo Q. Novel Approach to Risk Assessment of Aircraft Electrical Wiring Interconnect System [J]. Journal of Aircraft, 2011, 48(6): 1888 - 1893.

[12] 覃萍. 铝导线短路熔痕的微观形貌实验分析 [J]. 广西民族大学学报(自然科学版), 2006(增刊1): 48 - 53.

[13] 叶海伦, 詹涌鑫, 李钊, 等. 不同接触方式的导线短路熔痕金相晶粒尺寸分析 [J]. 科技通报, 2017, 37(6): 6 - 9.

作者简介:

李 红(1993), 硕士, 助理工程师, 研究方向为飞机电气系统及供电保护。

(收稿日期: 2019 - 10 - 17)

基于绕组电容量和短路阻抗的 变压器绕组变形分析方法

杨 林, 连 涛, 王 恒, 邓鸿强

(国网四川省电力公司南充供电公司, 四川 南充 637000)

摘 要:某 110 kV 变电站 2 号主变压器进行短路承受能力试验后, 变压器短路阻抗出现严重偏差。为了准确判断试验变压器的状态, 查明试验不合格原因, 通过对变压器绕组电容量和短路阻抗进行数学模型分析, 提出了一种基于绕组电容量和短路阻抗试验的绕组变形分析的 $C_x - X_k (\%)$ 法, 为变压器返厂检修提供依据。该方法在只有单一阻抗试验数据的情况下, 结合绕组电容量的变化情况, 分析出变形绕组。变压器返厂解体检查结果验证了所提出分析方法的可行性和正确性, 为变压器试验结果分析提供了一种有效的分析方法。

关键词:变压器绕组; 绕组电容量; 短路阻抗; 绕组变形; $C_x - X_k (\%)$ 法

中图分类号: TM406 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003 - 6954 (2019) 06 - 0025 - 05

Analysis Method for Transformer Winding Deformation Based on Winding Capacitance and Short - circuit Impedance

Yang Lin, Lian Tao, Wang Heng, Deng Hongqiang

(State Grid Nanchong Electric Power Supply Company, Nanchong 637000, Sichuan, China)

Abstract: There is a serious deviation of transformer short - circuit impedance after the short - circuit endurance test of transformer No. 2 in a 110 kV substation. In order to accurately judge the state of the test transformer and find out the reasons for the unqualified test, a winding deformation analysis method—— $C_x - X_k (\%)$ based on winding capacitance and short - circuit impedance test is proposed through the mathematical model analysis of transformer winding capacitance and short - circuit impedance, which provides a basis for transformer repairing. With only single impedance test data, the deformed winding is analyzed in combination with the change of winding capacitance. The results of decomposition inspection of transformer which is returned to factory verify the feasibility and correctness of the proposed analysis method, which provides an effective analysis method for the analysis of transformer test results.

Key words: transformer winding; winding capacitance; short - circuit impedance; winding deformation; $C_x - X_k (\%)$

0 引 言

变压器是电力系统运行的主要设备, 其运行状态关乎电网的安全与稳定。变压器在运行中, 如果外部发生短路故障, 尤其是出口短路故障, 往往造成大、中型变压器损坏。据统计, 外部短路造成 110 kV 及以上的变压器损坏事故占总事故的 23%^[1]。变压器中低压侧弧光接地过电压、低压侧绝缘老化、中低压侧避雷器或断路器产品质量差等都容易造成变压器出口近区短路故障, 造成变压器绕组发生形变^[2]。

《防止电力生产事故的二十五项重点要求及编制释义》中要求: 变压器遭受近区突发故障后, 应做变压器低压侧绕组变形试验或者短路阻抗试验, 与出厂原始数据比对, 判断无故障后才可投运^[3]。但是由文献[4]可知, 集中参数法获得短路阻抗的方法有不足的地方, 当绕组变形不严重或缺陷在个别部位时, 测量数据会因集中参数的变化不明显而不敏感。频响法是采用 10 kHz ~ 1 MHz 之间的频率, 构建 1000 个左右的扫描测试点, 可以很好地测试绕组变形情况, 但是频响法在高频范围内会受到杂散电容的干扰^[5]。并且在各绕组变形趋势相同的情况下,

其特性曲线具有相关性,容易给绕组变形造成漏判的情况^[6]。网络分析检测法是利用传递函数对其绕组产生轴向、径向尺寸变化的特性进行测量,但是在使用 LVI 法测试时采用的是时域脉冲技术,由于现场的干扰,导致测试的结果很难保持重复性^[7]。

基于电网系统运行和试验条件,通常变压器绕组现场变形诊断大多数都是在单一试验数据的情况下,辅以其他试验数据获得诊断结果。由于各实验结果没有进行关联分析,加上一些测试结果无法检验其准确性,因此影响最终的判断。下面通过变压器绕组变形与短路阻抗和绕组电容量测试数据的结果分析,提出了基于绕组电容量和短路阻抗试验数据的变压器绕组变形分析方法。

1 绕组电容量 C_x 的数学等值

三绕组变压器主绝缘的等值电路如图 1 所示,其中绕组电容值 C_x 可以由图中相应绕组的连接电容进行等值。

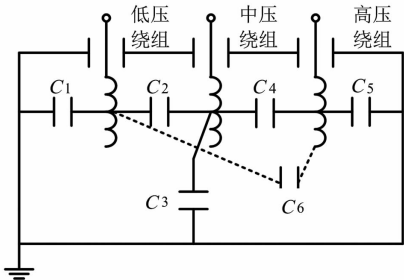


图 1 三绕组变压器主绝缘的等值电容

三绕组变压器绕组电容值的测量接线方式如图 2 所示,进行依次测量,可得

$$C_h = C_4 + C_5 + C_6 \quad (1)$$

$$C_c = C_2 + C_3 + C_4 \quad (2)$$

$$C_b = C_1 + C_2 + C_6 \quad (3)$$

$$C_{h+c} = C_2 + C_3 + C_5 + C_6 \quad (4)$$

$$C_{c+b} = C_1 + C_3 + C_4 + C_6 \quad (5)$$

$$C_{h+b} = C_1 + C_2 + C_4 + C_5 \quad (6)$$

$$C_{h+c+b} = C_1 + C_3 + C_5 \quad (7)$$

变压器绕组电容量的意义在于当实测值有差异时,通过上述 7 个公式可以找出发生异常的确切位置,便于变压器试验后的分析。根据文献[8]可知,绕组电容量与绕组间油纸绝缘介质的等效介电常数 ϵ 、绕组的轴向高度 H 、内绕组的外半径 R_{w1} 、外绕组的内半径 R_{w2} 有关,实际运行的变压器可认为其介

电常数 ϵ 恒定,那么 H 、 R_{w1} 、 R_{w2} 对于运行良好的变压器,其结构参数与出厂参数保持一致,绕组电容量为定值。当变压器绕组发生形变到一定程度时,便可通过电容量的变化情况来判断变压器的状态。

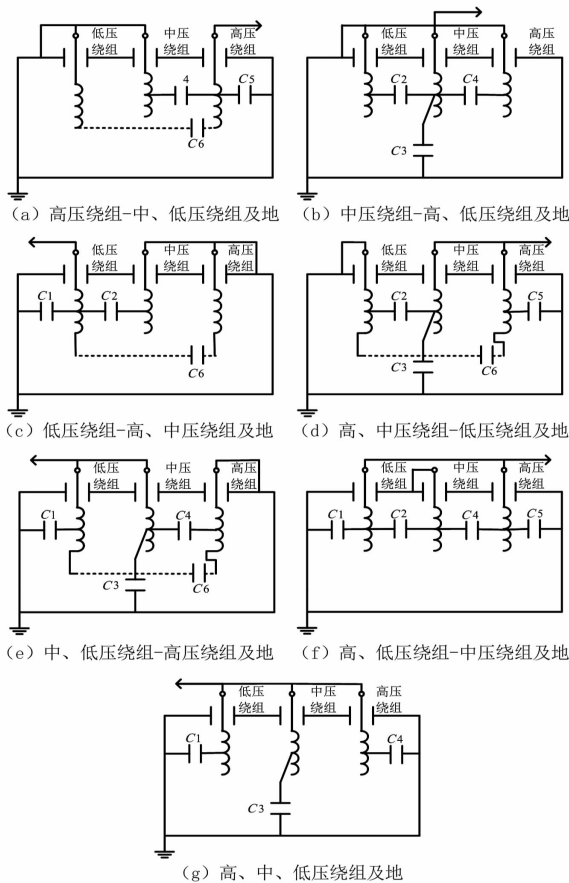


图 2 三绕组变压器的 C_x 接线

当变压器受到短路冲击时,绕组的电动力使高压绕组向外扩展,低压绕组向内收敛。低压绕组靠近铁芯,其所受轴向电动力作用大,绕组发生形变更严重。变压器典型短路冲击试验结果表明,厂家设计的高压绕组抗变形能力裕度大于中、低压绕组,因此,发生短路试验后中、低压绕组更容易发生形变。

2 短路阻抗与绕组变形的数学模型

在变压器进行短路承受能力高压试验中,短路阻抗的大小主要取决于短路电抗。忽略变压器高导磁介质的影响,根据文献[9],短路电抗的百分数可以通过式(8)获得,可以看出,变压器的短路电抗百分比 X_k 与 $\sum D$ 成正比。

$$X_k = \frac{49.6 f I_N W_p \sum D}{e_i h \times 10^6} \quad (8)$$

式中: X_k 为短路电抗百分比; f 为变压器额定频率;

I_N 为绕组额定相电流; W 为绕组匝数; ρ 为洛氏系数; ΣD 为漏磁总等效面积; e 为每匝电势; h 为各侧绕组高度平均值。

变压器的短路阻抗是其固有结构参数决定的, 若变压器各侧绕组发生形状变化, 其短路阻抗与额定阻抗会有所差别, 所以可以通过短路电抗的变化量来判断绕组的变形情况。对于三绕组变压器, 通过短路阻抗试验可以获得 X_{kh-c} 、 X_{kh-b} 、 X_{kc-b} 等参数, 其中 h、c、b 分别表示变压器的高压绕组、中压绕组、低压绕组; X_{kh-c} 表示高压绕组对中压的短路阻抗, X_{kh-b} 、 X_{kc-b} 含义同理。对于式(8)中的短路电抗百分比, 通过变压器固有参数进行计算获得 ΣD , 从而获得 $X_k(\%)$ 。

根据文献[7], 等效距离 ΣD_{h-c} (见图3) 由中压绕组内侧到铁芯的距离 R_1 、中压绕组外侧到铁芯的距离 R_2 、高压绕组内侧到铁芯的距离 R_3 和高压绕组外侧到铁芯的距离 R_4 共同决定, ΣD_{h-c} 由式(9)计算可得。

$$\Sigma D_{h-c} = \frac{R_2^2 - R_1^2}{6} + \frac{R_4^2 - R_3^2}{6} + \frac{R_3^2 - R_2^2}{6} \quad (9)$$

式(9)中的 ΣD_{h-c} 主要取决于 2 个绕组之间主绝缘通道的大小, 而非各侧绕组自身的厚度, 即式中 ΣD_{h-c} 的变化主要取决于 $R_3^2 - R_2^2$ 的变化。由式(8)和式(9)可知, 主绝缘通道加宽, ΣD_{h-c} 增大, X_{kh-c} 也增大; 反之, 则 X_{kh-c} 减小。绕组之间的距离增大, 绕组间的短路电抗也增大。 X_{kh-b} 、 X_{kc-b} 的分析方法相同。

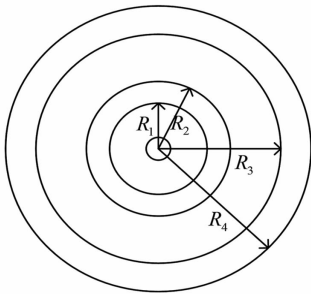


图3 等效距离

3 $C_x - X_k(\%)$ 分析及实例分析

3.1 $C_x - X_k(\%)$ 分析方法

由于在变压器短路试验中, 当某次试验测量到的电抗百分数超过规程要求, 变压器内部绕组可能

已经损坏, 不允许再进行短路试验, 以免致使内部绕组再次遭受冲击损坏。那么, 在有限的短路阻抗测量数据下无法全面分析变压器绕组的形变情况, 因为短路阻抗测量涉及两个绕组, 单从一组数据是不能判断哪个绕组发生了严重的形变。

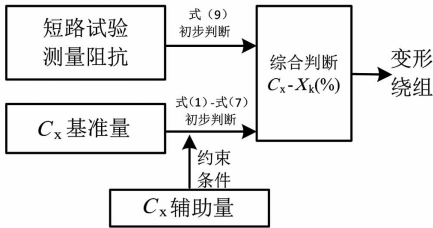


图4 $C_x - X_k(\%)$ 法绕组变形分析流程

为此, 所提出的 $C_x - X_k(\%)$ 方法是基于在一个短路阻抗测量数据, 综合绕组电容量间接判断绕组形变情况。根据式(1)一式(7)可知, 如果在变压器短路阻抗试验后不合格, 复测 7 组绕组电容量可以计算出绕组间或绕组对地的相对电容值, 根据图 1 中绕组与电容的关系, 进而推断出绕组发生形变情况。通常, 7 组绕组电容量不会进行全部测量来分析绕组变形情况。为此, 将 C_h 、 C_c 、 C_b 称为绕组电容量分析的基准量, C_{h+c} 、 C_{c+b} 、 C_{h+b} 、 C_{h+c+b} 称为绕组电容量分析的辅助量。 $C_x - X_k(\%)$ 方法就可以基于在一个短路阻抗, 结合绕组电容量的基准量和部分辅助量就可以判断出绕组的形变情况。

3.2 变压器试验概况

某 110 kV 变电站 2 号主变压器于 2017 年 11 月进行总装配, 该变压器型号为 SSZ 11 - 50000/11, 额定电压 $110 \pm 8 \times 1.25\% / 38.5 \pm 2 \times 2.5\% / 10.5$ kV。2018 年 8 月采用 GB 1904.5 - 2008《电力变压器 第 5 部分: 承受短路的能力》推荐的单相电源法对 2 号主变压器进行突发短路承受力试验, 数据如表 1 所示。B 相电抗在高压侧对中压侧试验中出现严重偏差, 达到了 8.024%, 超过了规程 2% 的要求, 未通过短路试验。针对变压器短路试验不合格的情况, 课题组对变压器的直流电阻、绕组电容量、变比和油色谱进行重新测试, 油色谱和高压例行试验如表 2 至表 5 结果显示: 变压器油中溶解气体、绕组直流电阻、绕组电压比测试数据合格; 绕组电容量 C_{h+c} 最大偏差达到了 10.79%, 超过了规程 3% 的要求。

表 1 主变压器高压 - 中压 (9a 挡) 短路试验电抗计算值

试验次数	试验后相电抗计算值 /Ω		试验后相电抗偏差 /%	
	A	B	A	B
1	24.169	24.680	0.328	0.473
2	24.212	24.891	0.506	0.598
3	24.197	26.773	0.444	8.204

表 2 变压器油中溶解气体色谱分析数据

气体	H ₂	CO	CO ₂	CH ₄	试验日期
试验前	0.53	1.97	52.37	0.12	2018-08-10
试验后	0.65	2.03	54.89	0.14	2018-08-13
试验前	0.00	0.00	0.00	0.12	2018-08-10
试验后	0.00	0.00	0.00	0.12	2018-08-13

表 3 绕组电容量测试数据 (油温:29.6℃)

测量部位	施加电压 /kV	试验后电容量/pF	试验前电容量/pF	初值差 %
高-中、低及地	10	10 850	11 260	-3.64
中-高、低及地	10	19 250	18 230	5.60
低-高、中及地	10	20 540	19 060	7.76
高、中、低-地	10	14 090	14 060	0.21
高、中-低及地	10	14 480	13 070	10.79

表 4 直流电阻测试数据 (油温:29.8℃)

测量部位	分接位置	测试值/Ω			不平衡率/%	最大不平衡率/%
		AO	BO	CO		
高压	1	0.464 9	0.466 2	0.469 4	0.96	
	9b	0.416 3	0.417 3	0.420 0	0.89	1.01
	17	0.464 8	0.466 0	0.469 5	1.01	
中压	1	0.053 80	0.053 86	0.054 02	0.45	
	3	0.050 39	0.050 38	0.050 48	0.20	0.45
	5	0.053 81	0.053 80	0.054 02	0.41	
低压		0.006 53	0.006 52	0.006 55	0.41	0.41

表 5 绕组电压比试验数据

测量部位	分接位置	计算变比	实测值相对偏差/%		
			AB/AmBm	BC/BmCm	CA/CmAm
高/中	1	3.143	-0.44	-0.46	-0.45
	9b	2.857	-0.16	-0.17	-0.16
	17	2.571	0.20	0.19	0.20
中/低	1	3.850	0.53	0.53	0.54
	3	3.667	0.37	0.36	0.37
	5	3.483	0.22	0.20	0.21
高/低	1	11.524	-0.18	-0.21	-0.19
	9b	10.476	0.12	0.09	0.11
	17	9.429	0.49	0.45	0.47

根据 $C_x - X_k (\%)$ 法绕组变形分析流程,其具体实现过程如图 5 所示,由表 1 可知 2 号主变压器 B 相绕组高压 - 中压第 3 次短路试验测得短路电抗值偏差增大,绕组短路电抗增加,由式 (9) 可推知,高压和/或中压绕组发生了形变。表 3 绕组电容量测试数据显示, C_{h+c+b} 偏差可以忽略不计,根据式 (7) 可以判断出绕组中电容 C_1 、 C_3 、 C_5 为恒定值,根据式 (1) 一式 (4) 可以综合推出绕组电容 $C_2 + C_4$ 、 $C_2 + C_6$ 增加,那么与中压绕组相连的电容 C_2 、 C_4 一定发生了变化,由此可以准确推出中压绕组已经发生形变。

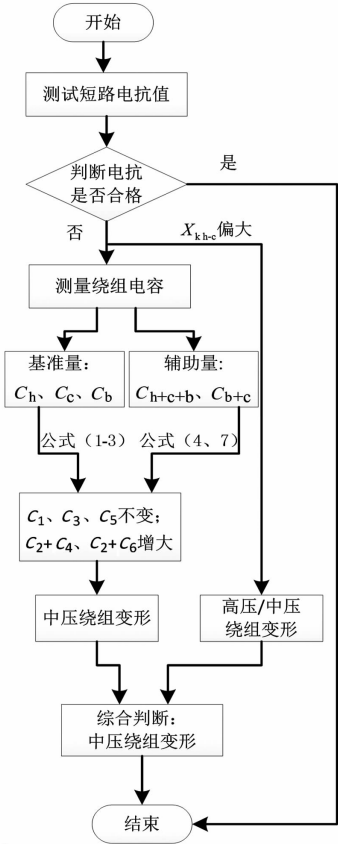


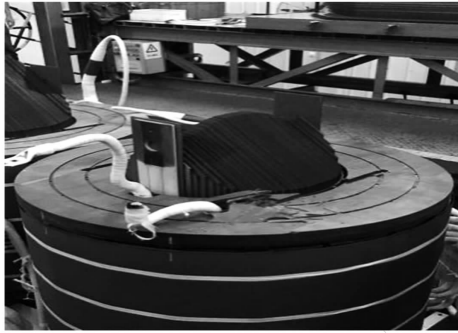
图 5 中压绕组变形分析流程

3.3 变压器返厂检修

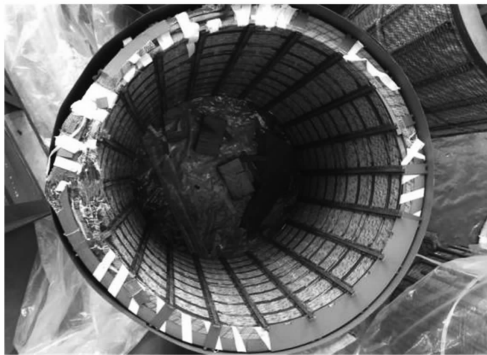
2019 年 8 月 14 日至 15 日,对该 110 kV 2 号变压器进行吊罩解体检查,变压器现场解体情况见图 6 所示:图 6(a)中可以看出变压器进行短路试验后 B 相划线明显错位;图 6(b)中变压器 B 相上侧绝缘压板已经发生破损;图 6(c)中变压器 B 相中压绕组内侧没有发生明显的形变,但是图 6(d)中变压器 B 相绕组外侧已经发生严重的内收变形。设备解体返厂检查结果证实了所判断绕组变形方法的可行性和有效性。



(a) 短路试验后划线错位



(b) B相上侧绝缘压板破损



(c) B相绕组内侧情况



(d) B相绕组外侧形变情况

图6 变压器返厂解体

4 结 语

通过前面理论分析方法和返厂检查结果,得出以下结论:

1) 变压器进行《承受短路的能力》试验后,其短路阻抗和绕组电容量是相互佐证的关系,可以避免单一试验数据导致误判结果。

2) 所提出分析绕组变形的 $C_x - X_k(\%)$ 法,通过计算推出内部电容的变化情况,再根据电容与绕组的关系判断绕组变形情况,与短路阻抗结果共同判断绕组情况,实现了“双保险”。

3) 后期通过对 110 kV 变电站 1 号主变压器试验数据分析,获得了同样的结果。说明所提出的 $C_x - X_k(\%)$ 分析绕组变形的可行性。

参考文献

- [1] 陈天翔,王寅仲,温定筠,等. 电气试验(第三版)[M]. 北京:中国电力出版社,2016.
- [2] 杨玥,汪鹏,顾宇宏,等. 利用绕组电容量及短路阻抗试验综合判定变压器绕组变形方法分析[J]. 内蒙古电力技术,2016,34(6):23-27.
- [3] 国家能源局. 防止电力生产事故的二十五项重点要求及编制释义[M]. 北京:中国电力出版社,2014.
- [4] 严玉婷,江健武,王亚舟,等. 变压器绕组变形测试的理论分析与试验研究[M]. 高压电器,2010,46(5):55-59.
- [5] 钱国超,于虹,邹德旭. 连续小波变换变压器绕组变形故障检测[J]. 云南电力技术,2017,45(1):107-112.
- [6] 刘海峰,刘宏亮,唐亮. 变压器绕组变形的诊断与分析[J]. 变压器,2008,45(6):61-64.
- [7] 沈阳变压器厂. 变压器试验[M]. 机械工业出版社,1973.
- [8] 白国兴. 变压器绕组径向几何电容的测量与估算[J]. 变压器,2007,44(1):32-36.
- [9] 沈阳变压器有限公司. 油浸电力变压器设计手册 5 阻抗计算[R]. 沈阳:沈阳变压器有限公司,1999.

作者简介:

杨 林(1991),硕士,主要从事电力系统稳定与控制、直流输电技术、设备检修和高压试验等方面的研究工作;

连 涛(1977),工程师,主要从事高电压技术、高压设备质量检测与故障分析等方面的研究工作;

王 恒(1972),工程师,主要从事电力设备质检、检修和高压试验等方面的研究工作;

邓鸿强(1986),硕士,主要从事电力系统运行、稳定与控制、设备检修的等方面的研究工作。

(收稿日期:2018-07-02)

基于动态层次 K - Modes 的电网数据聚类分析

林红阳¹, 杜 翼¹, 刘 林¹, 易 杨¹, 蔡 菁², 马汉斌²

(1. 国网福建省电力有限公司经济技术研究院, 福建 福州 350012;

2. 国网信通亿力科技有限责任公司, 福建 福州 350000)

摘 要:随着电力工业的发展与电力计量体系的不断完善, 电网需求侧用电特性呈多样化发展态势。智能电表走进人们的生活, 带来海量电力数据。如何挖掘用户的用电行为特性, 从而促进电价市场化成为人们所关心的问题。首先介绍了聚类分析中的 K - modes 算法以及层次 K - means 算法, 并结合考虑其优缺点提出动态层次 K - modes 算法来处理类属型数据并给出合理的 k 值; 其次提出了将曲线数据进行差分及类属型转化的数据处理方法, 使之能更好地反应用户曲线形态; 最后利用动态层次 K - modes 算法在模拟数据以及厦门岛内地区电力用户的真实数据上进行聚类试验, 得到优良的分类结果。

关键词:电网系统; 聚类分析; 动态层次 K - modes 算法; 曲线数据; 类属型转化

中图分类号: TP181 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003 - 6954(2019)06 - 0030 - 06

Clustering Analysis of Power Grid Data Based on Moving Hierarchical K - modes Method

Lin Hongyang¹, Du Yi¹, Liu Lin¹, Yi Yang¹, Cai Jing², Ma Hanbin²

(1. Institute of Economics and Technology, State Grid Fujian Electric Power

Co., Ltd., Fuzhou 350012, Fujian, China;

2. State Grid Telecommunication Yili Technology Co., Ltd., Fuzhou 350000, Fujian, China)

Abstract: With the development of power industry and the continuous improvement of electric power metering system, the features of power grid demand side present a diversified development. Smart meters come into people's life, which is bringing huge amounts of electricity data. A meaningful problem is how to explore the behavior of users to promote the electricity market. Combining the considerations of traditional K - modes method and hierarchical K - means method, moving hierarchical K - modes method is proposed, which is able to deal with categorical data and gives a reasonable k value of the number of clusters. Moreover, a method to transform curve data into categorical data by differencing and categorizing is proposed, which can preferably reflect the shape of curves. At last, clustering experiment is carried out by using moving hierarchical K - modes method based on simulated data and real data of power users in Xiamen island region, which gets excellent clustering results.

Key words: power system; clustering analysis; moving hierarchical K - modes method; curve data; categorizing

随着电力工业的发展与电力计量体系的不断完善, 在电力用户侧积累了海量的历史数据。针对既有数据, 展开用户用电行为特性的挖掘, 可以为电力公司开展相应电价制定与需求侧管理工作提供有益指导^[1]。聚类分析是数据挖掘 (data mining) 的重要组成部分, 作为一种无监督学习方法, 根据其思想的不同, 聚类算法主要可分为以下 5 种方法: 划分法 (partitioning method)、层次法 (hierarchical method)、基于密度法 (density - based method)、基于网格的方

法 (grid - based method)、基于模型法 (model - based method), 并且在此基础上发展出更为灵活的组合及变形。而 K - means 算法作为一种基础的划分法, 从提出以来就受到人们的普遍关注, 至今仍有不少学者对 K - means 及其同类型方法在应用及算法上做出研究贡献^[2-11]。K - modes 作为 K - means 的一种变形, 能够对类属型数据进行分类, 其主要区别在于中心和距离的定义^[12]。而层次聚类法作为另一种广泛被人们使用的算法, 其优势在于分类准确

且可以生成直观的分类树,便于判断类的数目;但其计算量过大,算法复杂度至少为 $O(n^2)$,仅适用于小规模数据聚类。也有将两种或多种传统聚类算法结合而成的新算法,例如层次 K-means 算法^[3,11]。此类算法能够保留每种算法的优良性并弥补算法缺陷,使得算法的适应性和准确性都得到提升。下面通过引入合适的聚类算法对厦门岛内地区电力用户数据进行试验,以验证算法的可行性,为进一步推广至其他数据集筹备基础。

1 算法介绍

1.1 K-modes 算法

作为一种被普遍运用于各类问题的聚类算法,K-means 常用于数值型数据的分类,距离一般采用欧氏距离,所以对其他类型数据,例如类属型(0-1 型)数据并不适用。作为改进,由 Huang 在 1998 年提出的 K-modes 算法在 K-means 的算法基础上引入 modes 取代 means(中心),并提出差异匹配(matching dissimilarity)替代传统的欧氏度量(距离)。正是引入差异度量(dissimilarity measure)这种距离计算方式,使得其能对类属型数据进行有效的划分。

K-modes 算法从构造思想上与 K-means 基本一致^[6,9]。定义信息集合 (X,A,Q) ,其中 $X = \{x_i | i = 1, 2, \dots, n\}$ 表示数据集; $A = \{a_i | i = 1, 2, \dots, m\}$ 表示数据每一维度的属性; $Q = \{q_i | i = 1, 2, \dots, k\}$ 表示 k 个分类,而 $\{q_i | i = 1, 2, \dots, k\}$ 表示每个类的中心(mode)。其中 $x_{ij} \in z, (i = 1, 2, \dots, n; j = 1, 2, \dots, m)$ 表示样本点 x_i 在 a_j 属性上的取值。

定义任意两点 x, y 的差异度量为 d :

$$d(x,y)=\sum_{z=1}^m\delta(x_z,y_z)$$

其中,

$$\delta(x_z,y_z)=\begin{cases}1(x_z=y_z)\\0(x_z\neq y_z)\end{cases}$$

定义目标函数为

$$F(X,Q)=\sum_{j=1}^k\sum_{i=1}^nw_{ij}d(x_i,q_j)$$

其中,

$$w_{ij}\in\{0,1\}\quad i=1,2,\cdots,n;j=1,2,\cdots,k$$

$$\sum_{j=1}^kw_{ij}=1\quad i=1,2,\cdots,n$$

$$0<\sum_{i=1}^nw_{ij}<n\quad j=1,2,\cdots,k$$

在上述 3 个条件下使目标函数 F 达到最小值,K-modes 基本实现步骤如下:

- 1) 随机选取 k 个 modes。
- 2) 计算每个数据点与 k 个 modes 的差异度量 d (距离),将每个数据点分入度量值最小的类。
- 3) 判断是否达到迭代终止条件(一般设置终止条件为分类结果不再改变),若终止迭代则返回结果,否则进入步骤 4)。
- 4) 对每一类中所有数据点在每一维度上取众数,更新每个类的 mode: $q_{zj} = \text{mode}(x_{ij} | x_i \in Q_z), j = 1, 2, \dots, m$, 返回步骤 2)。

1.2 层次 K-means 算法

K-means 聚类算法复杂度为 $O(n)$ 阶,即不需要进行样本点的两两距离计算,在处理一般聚类问题时速度较快。但 K-means 算法也存在 2 个公开问题:1)类数目无法自适应得到;2)算法仅能保证收敛到局部最优解。而层次聚类算法能够得到较好的聚类结果,同时可以通过聚类系谱图来指导确定类的数目,但由于其算法复杂度过大,当处理大规模数据时就会遇到困难。

由 Arai 于 2007 年提出的层次 K-means^[3]从一定程度上解决了这些问题。其利用所有在特定 k 值下运行 K-means 所得到的结果,这些结果可能均收敛到局部最优解,但通过大量结果所带来的信息,结合层次聚类算法对其进行转换便能确定出更为准确的 K-means 初始值中心点。

层次 K-means 算法主要步骤如下:

- 1) 取定 k 值,并进行 p 次重复的 K-means 计算,得到聚类中心点集合;
- 2) 结合层次聚类法,对步骤 1) 所得的聚类中心点集合进行再聚类;
- 3) 将步骤 2) 所得的聚类中心点作为 K-means 的初始聚类中心点,并运行 K-means 算法得到最终聚类结果。

1.3 层次 K-modes 算法

考虑到 K-modes 算法对类属型数据的适应性,以及其在迭代过程中与 K-means 算法的相似性,因此提出层次 K-modes 算法。将 K-modes 算法与层次聚类算法进行结合,继承两种算法的优点

而直接作用于类属型数据。值得注意的一点是差异度量 (dissimilarity measure) 的计算快于同等维度的二范数计算,因此从速度上层次 K - modes 也比层次 K - means 更具优势。其算法实步骤与层次 K - means 类似,不过类中心必须使用 mode,并且在层次聚类时也必须选取适合类属型数据的距离公式进行计算。

1.4 动态层次 K - modes 算法

进一步,还希望借助聚类系谱图来选取适合的 k 值。层次 K - modes 中,由于固定了 k 值,因此进行 p 次相同 k 值的 K - modes 并完成层次聚类后所生成的系谱图所呈现的划分很大程度上受到所选取 k 的影响,通常与初始选取的 k 值相同。为了克服这个弱点,提出让每次 K - modes 的 k 值变动起来,从而弱化人为选取 k 值的影响^[14]。在这种改动下, p 次 K - modes 带来更多的分类信息,从而能从更广泛范围内寻找更优的 k 值。

- 动态层次 K - modes 主要算法步骤如下:
- 1) 将 k 值分别设置为从 2 至 $p + 1$ 的整数,进行 k 次 K - modes 聚类,得到每一次的类 mode,将 p 次 K - modes 共有 $\sum_{i=1}^p k_i$ 个 modes 保存为集合 M ;
 - 2) 利用层次聚类法对集合 M 中的 modes 进行分类;
 - 3) 通过系谱图选定适当的 k 值以及对应的 modes;
 - 4) 利用步骤 3) 中结果作为初始条件进行一次 K - modes,并返回结果。

2 数据特征提取

将曲线数据按照曲线形态进行聚类,考虑到直接利用原始数据进行聚类会忽略掉时间序列上段与段间的形态差异,造成聚类结果不合理。

如文献[13]将原始数据进行平滑后取一阶差分,将原始矩阵 X 转化为差分矩阵 D ,其每一行为 d_i ,由一个 m 维行向量构成,表示第 i 个差分后样本;更进一步,分别将“ $\pm 0.1 \times$ 差分样本极差”作为阈值 $t(d_i)$ 。

$$ca_{ij} = \begin{cases} 1, d_{ij} > t(d_i) \\ 0, |d_{ij}| < t(d_i) \\ -1, d_{ij} < -t(d_i) \end{cases} \quad (1)$$

式中, $j = 1, 2, \dots, m$ 。

对所有差分样本进行式(1)处理后得到类属型矩阵 C , 为 $n \times m$ 维的矩阵。其每一行为 c_i , 由一个 m 维行向量构成,以此来反映曲线形态。

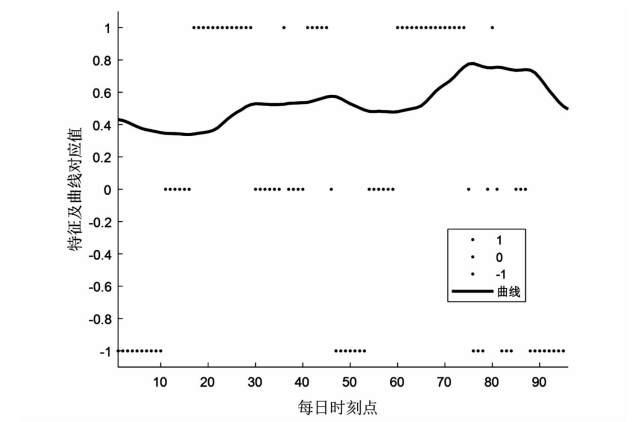


图 1 特征提取

图 1 为数据特征提取图,图中的曲线为某样本 x_i 在经过平滑后得到,经过差分及式(1)处理后得到的圆点,表示在每一时刻该样本曲线的升、平、降 3 种状态,将连续型的时间序列数据转化成类属型的离散状态值,从而提取出样本的形态特征,可利用动态层次 K - modes 算法进行聚类。

3 算法实验

3.1 模拟数据试验

为了检验动态层次 K - modes 相较于传统 K - modes 的优良性,首先使用计算机模拟出一个维度为 10,类数目为 3,类内样本量分别为 500、200、50 的曲线数据集,如图 2 至图 4 所示,其中双峰形类样本数为 500,单峰型类样本数为 200,单谷型类样本数为 50。

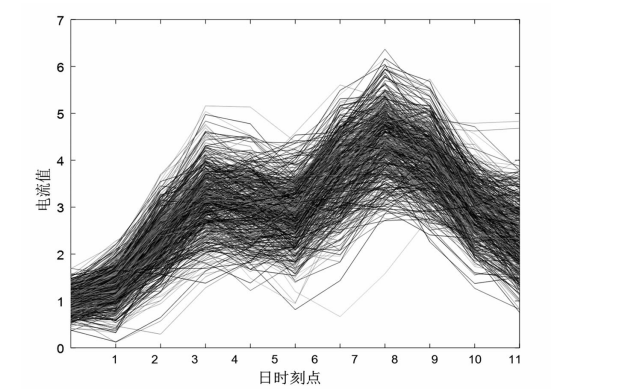


图 2 双峰型类

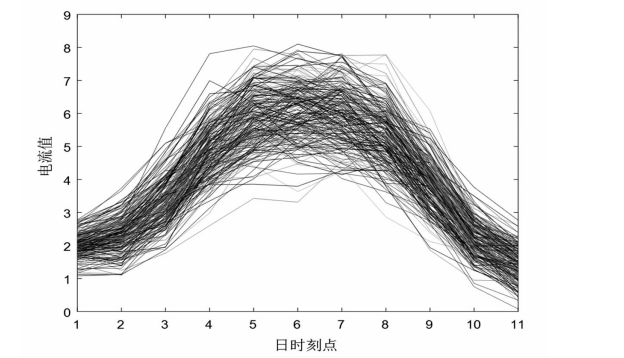


图3 单峰型类

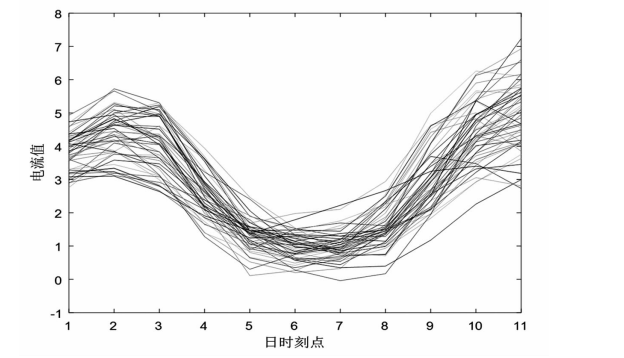


图4 单谷型类

进行算法比较前,首先给出分类准确率的计算规则为

$$CE = \frac{\sum_{i=1}^k n_i}{N} \times 100\%$$

式中, n_i 为当前聚类结果中第*i*类包含正确分类中最多一类的数目。

对于传统的 K - modes 算法而言, k 必须经由人工进行初始化。为了进行更客观的比较,假定已知类数目为 $k=3$,并利用 K - modes 算法对该模拟数据进行聚类,聚类结果如图 5 所示。

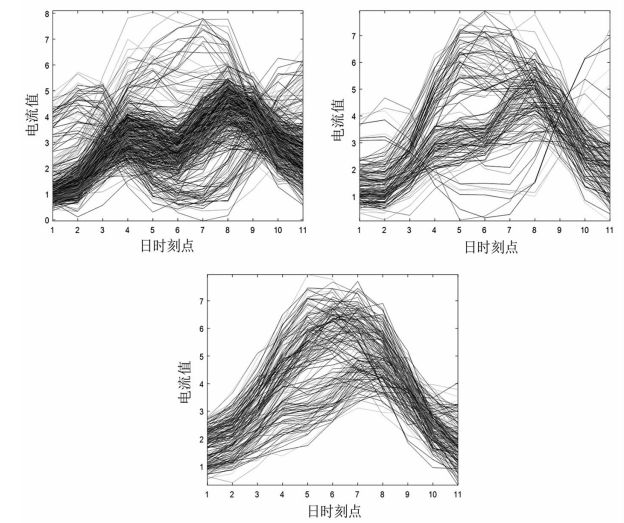


图5 普通 K - modes 聚类($k=3$)

如图 5 中各子图以及图 2 至图 4,分类准确度仅达到 $CE=47.87\%$,即该聚类结果大部分类都未能准确对应正确分类情况。

而使用动态层次 K - modes 算法对此模拟数据进行聚类,并不需要人为取定 k 值,而仅需通过返回的系谱图来决定所希望的 k 值以及初始 modes。取 K - modes 运行次数 $p=8$,因此 8 次计算的 k 值分别为 2 ~ 9。在层次聚类时选择“hamming”距离,应用“average”的类间距计算方式,得到如图 6 所示系谱图。

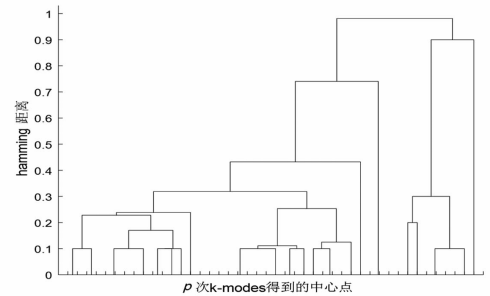


图6 聚类系谱

从图 6 中可见,聚类树在 $k=3$ 时的高度差最为明显,可从 $k=3$ 处进行截取,同时返回对应的中心 (modes)。在此基础上进行一次 K - modes 可得到如图 7 所示层次 K - Modes 聚类图。

如图 7 所示,在同样 $k=3$ 的情形下,动态层次 K - modes 相较于传统 K - modes,分类准确度达到 $CE=76.93\%$,明显高于传统 K - modes;并且类数目 k 也能被正确确定,因此其分类效果明显优于传统 K - modes。

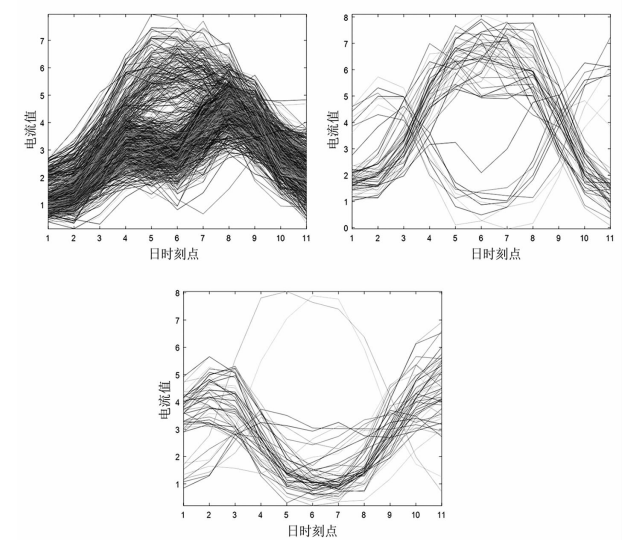


图7 层次 K - modes 聚类

3.2 真实数据试验

所采用的真实数据为来自厦门某地区 2016 年 3 月 1 日至 4 月 13 日的用户电流数据,为曲线数

据。数据规模为 $44 \times 9026 \times 96$, 每一维度含义分别为: 采集天数为 44, 用户变压器数目为 9026, 每日共 96 个观测值 (每日隔 15 min 一次观测)。

考虑到用户用电曲线基本以日为周期, 因此对 44 天内所有用户的每日 96 次观测分别取平均值, 将数据降维, 得到矩阵 $X(9026 \times 96)$, 其中矩阵每行 x_i 为一个样本, 由一个 96 维行向量构成。

对 X 运用式(1)的数据处理方法, 将其转化成类属型数据矩阵, 并利用动态层次 K-modes 对数据进行分类。取 K-modes 的运行次数 $p=8$, 在层次聚类时同样选择“hamming”距离, 类间距计算方式选择“average”得到聚类系谱图, 如图 8 所示。

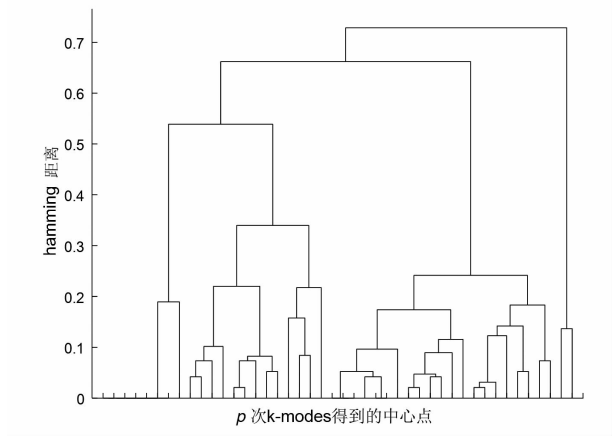


图 8 中心层次聚类系谱

对图 8 聚类树进行水平截断, 具有明显高度差的分类情形为 $k=3$ 、 $k=6$ 。因此分别选取 $k=3$ 和 $k=6$ 的情形, 给出中心 (modes) 作为初始值, 进行 K-modes 聚类。

在 k 值为 3 的情形中, 得到图 9 所示分类结果。

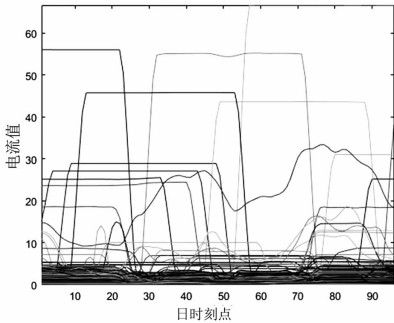
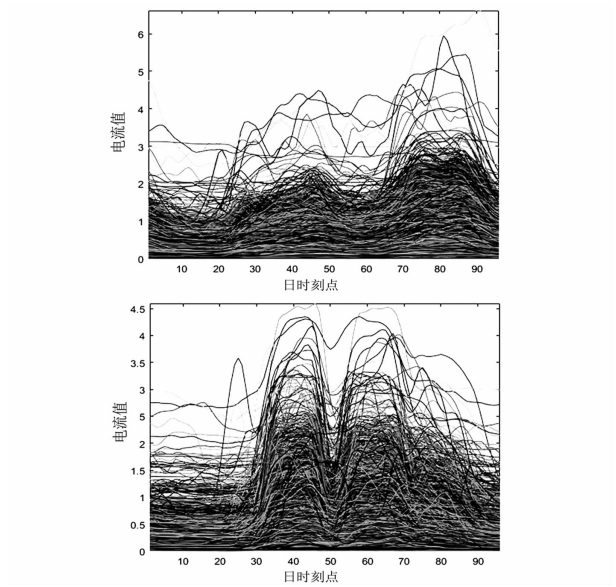


图 9 层次 K-modes 聚类 ($k=3$)

如图 9 中 3 个子图所示, 前两个类特征明显, 属于双峰型类, 但峰型却有差异; 第一个类双峰集中在 30~70 时段内, 第二类中两个峰在分布在 24~50 以及 65 至 85 时段内。在 $k=3$ 的情形中, 此算法抓住了曲线数据的主要形态特征给出合理的分类结果。

在 k 值为 6 的情形中, 得到如图 10 所示的分类结果。

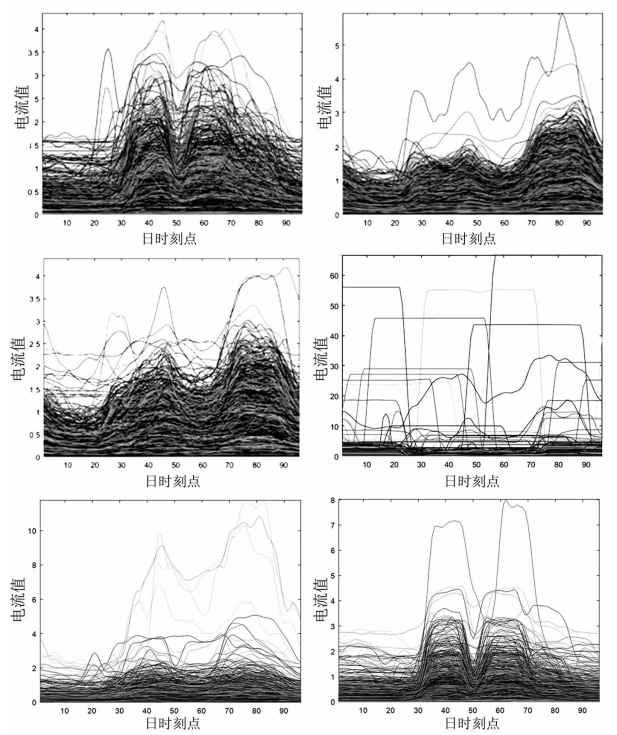


图 10 层次 K-modes 聚类 ($k=6$)

相较下, 图 10 所示的各类峰型均表现出较明显的差异。相较于模拟数据, 真实数据表现出了更复杂的分布特性。正是由于这种复杂性, 很难简单给出唯一的分类结果; 正如图 8 中聚类树的枝干在 $k=3$ 、 $k=6$ 时都有明显分化。

4 结 语

传统 K-modes 算法与层次聚类算法结合, 成

功地将层次 K - means 的算法优点移植到类属型数据中。并且所提出的动态层次 K - modes 算法还可以通过聚类系谱图确定 k 值,一定程度上解决了 k 值须初始给定的公开问题。算法也具有更强的适应性和异常点识别等优良性质,可以对真实数据给出有效聚类结果。

考虑到动态层次 K - modes 算法从结果上虽然明显优于传统 K - modes 算法,但在进行聚类时仍会出现一定的错分现象,在后续工作中考虑引入 robust 思想,无须将所有样本带入聚类迭代过程,而是仅选取一部分重要样本进行迭代,以此提高算法准确度。同时在特征提取方面,也希望引入更精细化的自适应阈值给定,从数据角度提高聚类质量。

参考文献

[1] 赵岩,李磊,刘俊勇,等.上海电网需求侧负荷模式的组合识别模型[J].电网技术,2010,34(1):145-151.

[2] ZheXue Huang. Extensions to the k - Means Algorithm for Clustering Large Data Sets with Categorical Values [J]. Data Mining and Knowledge Discovery, 1998 (2): 283 - 304.

[3] Kohei Arai, Ali Ridho Barakbah. Hierarchical K - means: An Algorithm for Centroids Initialization for K - means [N]. Reports of the Faculty of Science and Engineering, Saga University, 2007, 36(1): 25 - 31.

[4] 金建国. 聚类方法综述[J]. 计算机科学, 2014, 41 (11A): 288 - 293.

[5] Deng Hai, Tan Hua, Sun Xin. A K - Means Clustering Algorithm of Meliorated Initial Center [J]. Computer Technology and Development, 2013, 23(11): 42 - 45.

[6] 苏锦旗,薛惠锋,詹海亮.基于划分的 K - 均值初始聚类中心优化算法[J].微电子学与计算机,2009,26 (1): 8 - 11.

[7] Jinhua Li, Shiji Song, Yuli Zhang, et al. Robust K - Median and K - Means Clustering Algorithms for Incomplete Data [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2016: 1 - 8.

[8] Muhammad Umer Munir, Muhammad Younus Javed, Shohab Ahmad Khan. A Hierarchical k - Means Clustering Based Fingerprint Quality Classification [J]. Neurocomputing, 2012, (85): 62 - 67.

[9] Caiming Zhong, Duoqian Miao, Pasi Frnti. Minimum Spanning Tree Based Split - and - merge: A Hierarchical Clustering Method [J]. Information Sciences, 2011, 16 (181): 3397 - 3410.

[10] Preeti Aroraa, Deepali Dr. b, Shipra Varshney. Analysis of K - Means and K - Medoids Algorithm for Big Data [J]. Procedia Computer Science, 2016 (78): 507 - 512.

[11] Kaiyang Liao, Guizhong Liu, Li Xiao, et al. A Sample - based Hierarchical Adaptive K - means Clustering Method for Large - scale Video Retrieval [J]. Knowledge - Based Systems, 2013 (49): 123 - 133.

[12] Liang Jiye, Bai Liang, Cao Fuyuan. K - Modes Clustering Algorithm Based on A New Distance Measure [J]. Journal of Computer Research and Development, 2010, 47 (10): 1749 - 1755.

[13] 李阳,刘友波,刘俊勇,等.基于形态距离的日负荷数据自适应稳健聚类算法[J/OL].中国电机工程学报: 1 - 13 [2019 - 09 - 10]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/1.2107.TM.201711130.1501.001.html>.

[14] 程明畅,刘友波,张程嘉,等.基于分位数半径的动态 K - means 算法[J].南京大学学报(自然科学), 2018, 54(1): 48 - 55.

作者简介:

林红阳(1972),高级工程师,主要从事电力市场及能源经济等方面的研究工作。

(收稿日期:2019 - 09 - 19)

(上接第 13 页)

刘俊翔(1986),硕士研究生,从事电力设备状态评价研究;

王红斌(1972),硕士研究生,从事电网设备运行研究;
莫文雄(1971),硕士研究生,从事电网设备运行研究;

彭和平(1981),硕士研究生,从事电力设备状态评价研究;

王海靖(1987),硕士研究生,从事电力设备状态评价研究。

(收稿日期:2018 - 08 - 05)

基于设备可靠性的风电场预防性机会维修策略

张峻豪,张则言,傅 钰
(华北电力大学电气工程学院,河北 保定 071003)

摘要:风电场电气设备如变压器、开关柜等均需定期进行停电检修或预试,会造成与其电气连接的风电机组陪停。考虑电气设备及风电机组各主要部件的故障概率和维修机会,提出了基于可靠性的风电场预防性机会维修策略。该策略在风电场电气设备实施预防性维修的基础上,对与待修电气设备直接相连的风电机组关键部件实施机会维修。即当某电气设备可靠性降低到预防性维修阈值时,对其实施预防性维修,并核验与之直接相连的风电机组的关键部件的可靠性,若某部件的可靠性达到机会维修阈值,则对其实施机会维修。通过对预防性维修阈值与机会维修阈值的优化,使风电场发电损失和维修费用最小。最后,通过对风电场系统进行仿真,验证了所提出策略的有效性,该策略可降低风电机组因不同原因造成的重复停运时间,为实现风电场智能化维护提供新的方法。

关键词:预防性维修;机会维修;风电场;可靠性

中图分类号:TM614 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0036-05

Preventive Opportunistic Maintenance Strategy for Wind Farm Based on Reliability of Electrical Equipment

Zhang Junhao, Zhang Zeyan, Fu Yu
(School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Baoding 071003, Hebei, China)

Abstract:All of electrical equipment in wind farms, such as transformer and switchgear, need regular maintenance or pre-test, and then the wind turbines which connect with the electrical equipment have to stop. Considering the failure probability and maintenance opportunity of the main components of electrical equipment and wind turbines in wind farms, a preventive opportunistic maintenance strategy is proposed for wind farms based on reliability. On the basis of preventive maintenance of electrical equipment in wind farm, the strategy implements opportunistic maintenance for key components of the wind turbine which directly connects with the electrical equipment which need to be repaired. When the reliability of electrical equipment reduces to the preventive threshold, the preventive maintenance is implemented. Then, the reliability of components of the wind turbines which connect with the repaired equipment directly is checked. If the opportunity threshold is larger than the reliability, the opportunistic maintenance is implemented. Through the optimization of the preventive threshold and opportunity threshold, the power loss and maintenance cost of wind farm are minimized. Finally, the wind farm system is simulated to verify the effectiveness of the proposed strategy, which can reduce the repeated outage time of wind turbines, and provide a new means for the intelligent maintenance of wind farms.

Key words:preventive maintenance; opporunistic maintenance; wind farm; reliability

0 引 言

风电作为一种清洁能源,近年来其装机容量迅猛增长。据全球风能理事会统计,截至2016年底,全球风电装机容量已高达486.749 GW^[1]。风电机组工作环境恶劣,故障频繁发生,由此产生的维修成

本占风电总成本的比例高达15%~20%^[2]。通过对风电场的维修策略进行优化,可减少风电场发电损失及维修费用,有效降低风电成本。目前研究人员对单一风电机组及海上风电场的维修策略有较多探讨^[3-7]。

风电机组是由传动系统、偏航系统、变桨系统等多个部件构成的典型的串联可修系统,其中任一关

键部件发生故障均会导致风电机组故障停机^[8]。而风电场通常包含数十至数百台风电机组,各风电机组通过汇集线、母线等相互连接,通过升压变压器与电网相连。当一次电气设备发生故障或进行停电检修时,其下游的风电机组均会被迫停机。

下面以总维修费用最低为目标,提出了针对风电场的基于设备可靠性的预防性机会维修策略。基本原理是利用风电场电气设备定期检修为其下游风电机组提供维修所需机会,减少了风电机组的停机时间和维修费用。

2 风电场的预防性机会维修策略

2.1 电气设备预防性维修模型

风电场的主要电气设备包括主变压器、母线和汇集线等。若风电场电气设备 i 的故障率为 λ_i ,则该电气设备在 t 时刻的可靠性为^[9]

$$R_{ei}(t) = \exp(-\int_0^t \lambda_i dx) \quad (1)$$

为保证风电场输出功率顺利输送给电网,对风电场的电气设备采用预防性维修策略。当电气设备的可靠性降低至预防性维修阈值 R_p 时,对该电气设备实施预防性维修。同时,该电气设备下游的风电机组均被迫停机,使下游风电机组获得了实施机会维修策略所需的维修机会。

2.2 风机部件机会维修模型

风电机组由众多部件构成,考虑其中 4 个主要部件:齿轮箱、主轴承、发电机和主轴。风电机组的故障统计表明,风电机组关键部件的故障一般服从威布尔分布,则部件 i 的故障率为

$$h_i(t) = \frac{\beta_i}{\theta_i} \left(\frac{t}{\theta_i} \right)^{\beta_i - 1} \quad (2)$$

式中: $h_i(t)$ 为部件 i 的故障率; β_i 为部件 i 的形状参数; θ_i 为部件 i 的尺度参数。部件 i 的可靠性由式(3)计算得出。

$$R_{wi}(t) = \exp\left[-\int_0^t h_i(x) dx\right] \quad (3)$$

当风电机组某部件的可靠性低于机会维修阈值 R_o ,且该部件所在风电机组获得维修机会时,对其实施机会维修。

2.3 维修费用及可用率分析

风电场的一次预防性机会维修过程包含对风电场电气设备实施的预防性维修及对电气设备下游风电机组实施的机会维修。在 T 时刻实施的一次预

防性维修过程产生的维修费用包含电气设备的维修费用、风电机组的维修费用及风电场的准备费用,如式(4)。

$$C(T) = \sum_{i=1}^{N_e} C_{ei}(T) + \sum_{i=1}^{N_w} C_{wi}(T) + C_0 \quad (4)$$

式中: N_e 为风电场电气设备数; C_{ei} 为第 i 台电气设备 T 时刻维修费用; N_w 为风电场风电机组数; C_{wi} 为第 i 台风电机组 T 时刻维修费用; C_0 为风电场维修固定费用。

电气设备的维修费用包含预防性维修费用及上一次预防性维修到本次预防性维修期间的预期故障维修费用,而预期故障维修费用包含故障维修实施费用及因维修而造成的下游风电机组停机损失。

$$C_{ei}(T) = \omega_{ei}(T) [P_{pei} + C_{cei}(T)] \quad (5)$$

$$C_{cei}(T) = P_{cei} \int_{T_{ei}}^T \lambda_i dt + P_s ET_{ei}(T) \quad (6)$$

$$ET_{ei}(T) = \omega_{ei}(T) N_{wdi} T_{cei} \int_{T_{ei}}^{T_{ei}'} \lambda_i dt \quad (7)$$

式中: $\omega_{ei}(T)$ 为 T 时刻第 i 台电气设备的预防性维修标志; P_{pei} 为第 i 台电气设备的单次预防性维修费用; $C_{cei}(T)$ 为预期故障维修费用; P_{cei} 为单次故障维修实施费用; T_{ei} 为本次预防性维修时刻; T_{ei}' 为上一次预防性维修时刻; P_s 为风电机组单机单位时间停机损失费用; T_{cei} 为单次故障维修耗时; $ET_{ei}(T)$ 为下游风电机组预期故障停机总时间; N_{wdi} 为下游风电机组数。

风电机组的维修费用包含各部件的预防性维修、各部件预期故障维修费用和风电机组维修停机损失费用。

$$C_{wi}(T) = \sum_{j=1}^N \omega_{wij} [P_{pwj} + C_{cwij}(T)] + P_s T_{si}(T) \quad (8)$$

$$C_{cwij}(T) = P_{cwj} \int_{T_{wij}}^T h_j(t) dt + P_s \cdot ET_{wij}(T) \quad (9)$$

$$ET_{wij}(T) = \omega_{wij}(T) T_{cwj} \int_{T_{wij}}^T h_j(t) dt \quad (10)$$

式中: $\omega_{wij}(T)$ 表示 T 时刻第 i 台风电机组的第 j 个部件的机会维修标志; P_{pwj} 为第 j 个部件的单次预防性维修费用; $C_{cwij}(T)$ 表示预期故障维修费用; T_{si} 为第 i 台风电机组维修停机时间; P_{cwj} 为单次故障维修实施费用; $ET_{wij}(T)$ 表示由于该部件故障导致的风电机组预期停机时间; T_{wij} 为该部件上一次维修时刻; T_{cwj} 为单次故障维修耗时; N 为风电机组部件数。

当电气设备的可靠性低于预防性维修阈值时,该电器设备的维修标志 $\omega_{ei}(T)$ 置为 1,否则为 0;当某风电机组的某部件的可靠性低于机会维修阈值

时,该部件的维修标志置 $\omega_{wij}(T)$ 为 1, 否则为 0, 如式(11)、式(12)所示。

$$\omega_{ei}(T)=\begin{cases} 0, & R_{ei}(T-T'_{ei})>R_p \\ 1 & R_{ei}(T-T'_{ei})\leq R_p \end{cases} \quad (11)$$

$$\omega_{wij}(T)=\begin{cases} 0 & R_{wij}(T-T'_{wij})>R_o \\ 1 & R_{wij}(T-T'_{wij})\leq R_o \end{cases} \quad (12)$$

第 i 台风电机组的维修停机时间 T_{si} 为上游待修电气设备的维修耗时而本风机组各待修部件的维修耗时中最长的时间, 如式(13)。

$$T_{si}(T)=\max[\max_j(\omega_{ej}(T)T_{pej}),\max_k(\omega_{wik}(T)T_{pwk})]$$

$$j=1\cdots N_{eui},k=1\cdots N$$

(13)

式中: T_{pej} 为第 i 台风电机组上游的第 j 台电气设备预防性维修耗时; T_{pwk} 为风电机组第 k 个关键部件预防性维修耗时; N_{eui} 为第 i 台风电机组上游电气设备数。

综上得出风电场全寿命周期 T_L 维修费用 C_t 最小的风电场的预防性机会维修优化模型如下:

$$\min C_t = \sum C(T)$$

$$T = nT_{mei}$$

$$n = 1, 2, \dots, N_{mei}$$

$$i = 1, 2, \dots, N_e \quad (14)$$

$$T_{mei} = -\frac{1}{\lambda} \ln(R_p) \quad (15)$$

$$N_{mei} = \text{INT}(T_L/T_{mei}) \quad (16)$$

式中: T_{mei} 为第 i 台电气设备的维修周期; N_{mei} 为第 i 台电气设备的总维修次数。

2.4 风电场预防性维修策略实施流程

风电场的预防性机会维修策略的实施流程如图 1 所示。

2.5 优化阈值求解算法

上述预防性机会维修模型为非线性优化问题, 优化目标为总维修费用最小, 优化参数为预防性维修阈值 R_p 和机会维修阈值 R_o 。由于该目标函数的梯度和 Hessian 矩阵难以得到, 这里采用循环坐标法对维修阈值进行寻优。该方法的基本思想是当对一个参数通过黄金分割法^[10]进行寻优时, 其余参数保持为常数。循环坐标法的数值求解流程如图 2 所示。

3 算例分析

算例采用包含 1 台主变压器、2 条母线、3 条汇

集线及 21 台风电机组的某风电场进行仿真, 其拓扑结构如图 3 所示。风电场规划运行时间为 40 年。考虑风电机组的齿轮箱、主轴承、发电机及主轴等 4 个关键部件。

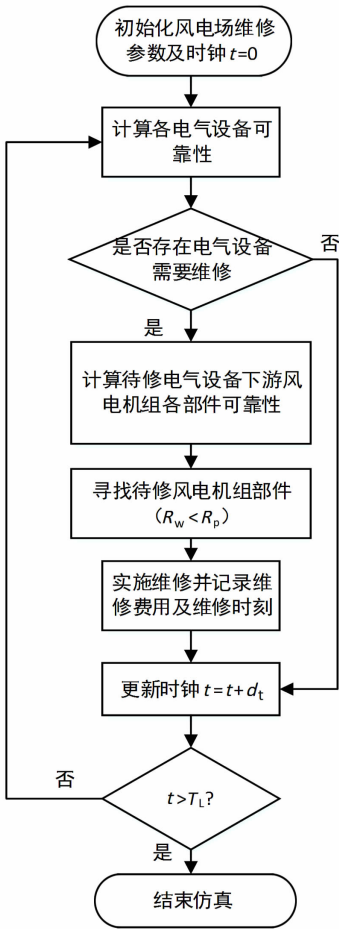


图 1 风电场预防性机会维修策略实施流程

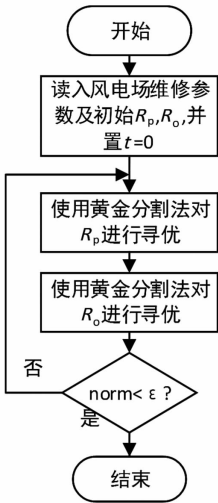


图 2 维修阈值优化过程

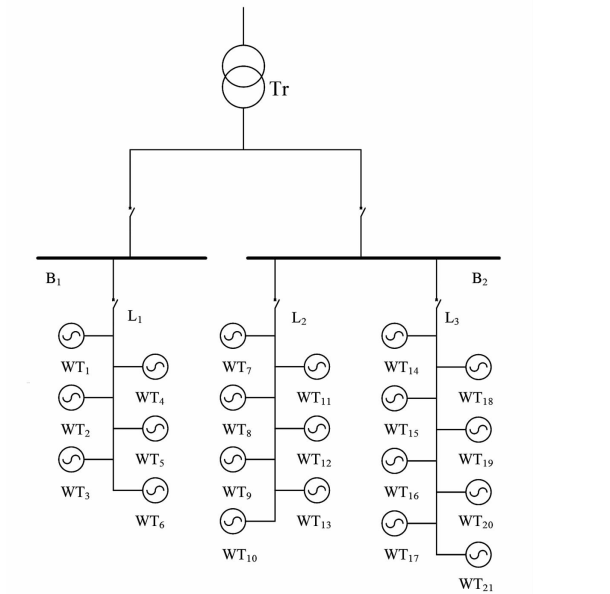


图3 风电场拓扑结构

风电场电气设备及风电机组各部件的故障和维修参数如表1、表2所示^[11-14]。

表1 风电机组关键部件维修参数

部件	θ_i/a	β_i	P_{pwj} /万元	P_{cwj} /万元	T_{pwj}/h	T_{cwj}/h
齿轮箱	79.60	1.05	3.8	15.2	32	76
主轴承	10.51	1.09	1.5	6.1	18	32
发电机	48.06	1.11	2.5	10.3	24	51
主轴	17.50	1.43	2.8	11.2	18	39

表2 风电场电气设备维修参数

部件	λ_i /(次·a ⁻¹)	P_{pei} /万元	P_{cei} /万元	T_{pei}/h	T_{cei}/h
主变压器	0.016 9	3.0	13	24	38
母线	0.010 0	0.5	1	10	14
汇集线	0.013 0	0.5	1	12	18

为研究预防性维修阈值 R_p 和机会维修阈值 R_o 对总维修费用的影响,分别绘制了当 $R_p=0.8$ 时维修费用随 R_o 变化的曲线及当 R_o 分别为0.9和0.5时维修费用随 R_p 变化的曲线,见图4至图6。

图4至图6中,电气设备维修费用为电气设备因预防性维修及故障维修而产生的维修费用总和;风电机组维修费用包含风电机组各部件因预防性维修、故障维修而产生的维修费用以及预防性维修导致的停机费用;电气设备预期停机费用为因电气设备的预防性维修或故障维修产生的停机费用;风电机组预期停机费用为风电机组各部件预期故障停机费用之和;风电场总维修费用为上述4种费用之和。

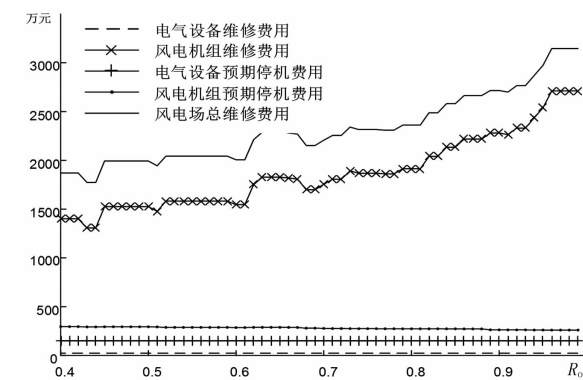


图4 $R_p=0.8$ 时风电场维修费用随 R_o 变化趋势

由图4可以看出,当 R_p 为定值时,由于风电场电气设备的维修与 R_o 无关,所以电气设备维修费用及电气设备预期停机费用也为定值。随 R_o 的增大,风电机组各部件机会维修次数有增加的趋势,维修费用同时增加,风电机组预期停机费用有所降低。当 R_o 很大时,风电机组维修费用保持不变是因为此时风电机组已经利用了全部维修机会, R_o 继续增大并不会使风电机组获得更多机会。

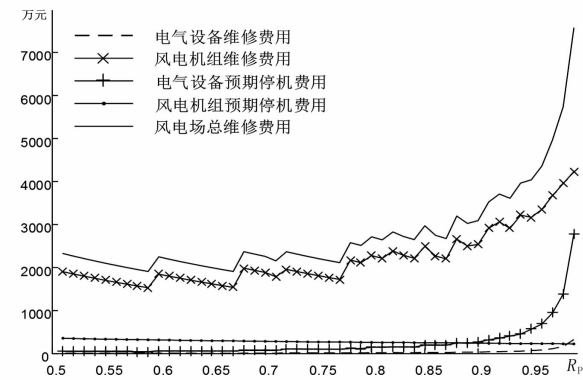


图5 $R_o=0.9$ 时风电场维修费用随 R_p 变化趋势

由图5可以看出,当 $R_o=0.9$ 时,随 R_p 的增大,除风电机组预期停机费用外的各项费用均有所增大。电气设备维修费用增加是由于 R_p 增大缩短了电气设备预防性维修周期,预防性维修实施次数增加;由于电气设备预期停机费用中包含因电气设备预防性维修导致的停机费用,电气设备预防性维修次数的增加同样使该种费用增加;由于 R_o 较大,电气设备预防性维修次数的增加,为风电机组提供了更多维修机会,使风电机组预防性维修次数显著增多,风电机组维修费用总体具有增大的趋势,具体到某一区间该费用会有所波动是由于 R_p 增大导致电气设备预防性维修周期缩短,风电机组维修周期同样缩短,但风电机组预防性维修次数保持不变,风电机组维修费用中预防性维修费用保持不变,故障维修

费用有所降低,使风电机组维修费用有所降低,电气设备预防性维修周期继续缩短,风电机组各部件获得了新的维修机会,风电机组预防性维修次数增加,预防性维修费用增大,进而导致风电机组维修费用增加;风电机组预期停机费用只包含故障导致的停机费用,所以当风电机组预防性维修周期缩短时,风电机组发生故障的可能性降低,该项费用也有所降低。

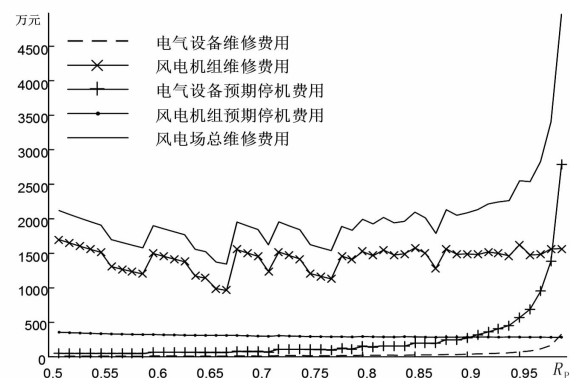


图6 $R_0 = 0.5$ 时风电场维修费用随 R_p 变化趋势

图6中,与电气设备相关的两项维修费用与图5中对应费用一致;风电机组维修费用总体保持稳定,这是由于 R_0 较小时,电气设备预防性维修次数的增加并不会显著提高风电机组的维修次数,该费用波动的产生原因与图5相同。

采用黄金分割法循环搜索 R_p 和 R_0 。得出风电场总维修费用最小时, R_p 为 0.67, R_0 为 0.52,最小总维修费用为 1 344.4 万元。相同阈值仅采用预防性维修策略,即当电气设备的可靠性降低至 0.67 时,对其实施维修;当风电机组部件可靠性降低至 0.52 时,对其实施维修,则风电场总维修费用为 1 650.9 万元。采用预防性机会维修策略,风电场总维修费用降低了 18.6%。

4 结 语

前面提出的风电场预防性机会维修策略主要考虑由于风电场电气设备与风电机组拓扑联系一般为辐射型,当上游某电气设备发生故障或实施定检时,下游风电机组需陪停。这种陪停为风电机组提供了维修机会。利用机会维修策略可降低风电场的维修费用,提高风电机组可用率。算例仿真验证了该策略的有效性。

参考文献

[1] 中国风能协会. 2016 年全球风电装机统计[J]. 风能,

2017(2):52-57.

[2] Wiggelinkhuizen E, Braam H, Rademakers L, et al. CON-MOW:Condition Monitoring for Offshore Wind Farms[J]. Wind Energy Report Ecn, 2003.

[3] Sinha Y, Steel J A. A Progressive Study into Offshore Wind Farm Maintenance Optimisation Using Risk Based Failure Analysis[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2015, 42:735-742.

[4] Orosa J A, Oliveira A C, Martín Costa A. New Procedure for Wind Farm Maintenance[J]. Industrial Management & Data Systems,2010,110(6):861-882.

[5] 刘佳,王敏,顾煜炯,等. 基于 TOPSIS 重要度分析的风电场设备维修方式逻辑决策[J]. 可再生能源,2012, 30(12):29-34.

[6] 杜勉,易俊,郭剑波,等. 以可靠性为中心的维修策略综述及其在海上风电场运维中的应用探讨[J]. 电网技术,2017,41(7):2247-2251.

[7] 刘璐洁,符杨,马世伟,等. 基于可靠性和维修优先级的海上风电机组预防性维护策略优化[J]. 中国电机工程学报,2016,36(21):5732-5740.

[8] 苏绍禹. 风力发电机设计与运行维护[M]. 北京:中国电力出版社,2002.

[9] Rausand M. Reliability Centered Maintenance[J]. Reliability Engineering & System Safety, 1998, 60(2):121-132.

[10] 郭科,陈聆,魏友华. 最优化方法及其应用[M]. 北京:高等教育出版社,2007.

[11] Nilsson J, Bertling L. Maintenance Management of Wind Power Systems Using Condition Monitoring Systems—Life Cycle Cost Analysis for Two Case Studies[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2007,22(1):223-229.

[12] 孙鹏,陈绍辉,张彩庆. 基于 Marquardt 法参数估计的变电设备寿命周期故障率评估[J]. 电力系统保护与控制,2012,40(1):85-90.

[13] 赵洪山,张路朋. 基于可靠度的风电机组预防性机会维修策略[J]. 中国电机工程学报,2014,34(22): 3777-3783.

[14] 王航,付光攀,杨斌,等. 基于 Cox 比例风险模型的电力电缆故障影响因素分析[J]. 高电压技术,2016,42(8):2442-2450.

作者简介:

张峻豪(1995),硕士研究生,从事电力系统配电自动化专业研究;

张则言(1996),硕士研究生,从事电力系统配网自动化专业研究;

傅 钰(1996),硕士研究生,从事电力系统规划与可靠性研究。

(收稿日期:2019-08-02)

双回 UPFC 在安徽电网应用的可靠性分析

林哲敏¹, 胡 骞²

- (1. 国网安徽省电力有限公司电力科学研究院, 安徽 合肥 230062;
2. 国网安徽省电力有限公司黄山供电公司, 安徽 黄山 245000)

摘 要:统一潮流控制器可以优化电网潮流分布,提高系统输电能力。实际应用时,UPFC 接入后系统的可靠性水平变化是 UPFC 接入方案需要考虑的重要因素。针对安徽电网随着网架规模的不断扩大而出现的潮流分布不平衡问题,提出双回 UPFC 结构在安徽电网的应用方案,并论证其必要性;然后,建立双回 UPFC 元件的可靠性模型,基于蒙特卡洛模拟和最优负荷削减,编写含双回 UPFC 的电力系统进行可靠性评估算法;最后,基于电网实际数据,分析 UPFC 接入后对系统可靠性的影响,并验证 UPFC 应用方案对电网可靠性的改善能力。

关键词:统一潮流控制器;可靠性;最优负荷削减

中图分类号:TM715 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0041-05

Reliability Analysis on Application of Double – circuit UPFC to Anhui Power Grid

Lin Zhemin¹, Hu Qian²

- (1. State Grid Anhui Electric Power Research Institute, Hefei 230062, Anhui, China;
2. State Grid Huangshan Electric Power Supply Company, Huangshan 245000, Anhui, China)

Abstract:The unified power flow controller (UPFC) can optimize power flow distribution of power grid and improve transmission capacity of the system. In actual application, the change of system reliability index after UPFC is accessed is an important factor to be considered in UPFC access solution. Aiming at the unbalanced distribution of power flow in Anhui power grid with the continuous expansion of grid scale, the application scheme of double – circuit UPFC structure in Anhui power grid is proposed and its necessity is demonstrated. Then, the reliability model of double – circuit UPFC elements is established. Based on Monte Carlo simulation and optimal load reduction, the reliability evaluation algorithm of power grid with double – circuit UPFC is written. Finally, based on the actual data of power grid, the influence of UPFC access on system reliability is analyzed, and the ability of UPFC application scheme to improve power grid reliability is verified.

Key words:unified power flow controller (UPFC); reliability; optimal load reduction

0 引 言

统一潮流控制器(unified power flow controller, UPFC)综合并扩展了静止同步串联补偿器(static synchronous series compensator,SSSC)和静止同步补偿器(static synchronous compensator,STATCOM)两种柔性交流输电系统(flexible AC transmission system, FACTS)设备的控制手段与功能,在系统正常运行和故障状态下均可以快速灵活地调节电力系统的潮流分布,对交流输电系统进行实时控制和动态

补偿^[1-2]。

UPFC 接入后,有助于解决潮流分布不平衡问题,满足电网时段性灵活可控的要求。然而,UPFC 作为系统中新增加元件,对运行可靠性也会产生影响。因此,UPFC 接入后系统的可靠性水平变化,是 UPFC 应用时考量的重要因素。

UPFC 接入后对系统的可靠性分析,需考虑其自身可靠性建模和其对系统可靠性影响分析。文献[3]将 UPFC 等值为正常、降额和停运 3 种运行状态;文献[4]将 UPFC 运行状态分为正常、停运、SC-CC 模式和 STATCOM 模式 4 种状态。文献[5]考虑

了网络攻击对 UPFC 的影响,提出 UPFC 的综合 4 状态可靠性模型。文献[6]充分考虑换流器的单独运行和内部备用状态,在三状态和四状态模型的基础上提出了一种九状态模型。然而,上述文献研究的 UPFC 可靠性建模均只针对单回结构,少有文献考虑到 UPFC 的双回结构和换流器系统中 MMC 本身互为备用的情形。

研究 UPFC 对系统的可靠性影响时,现有文献都将 UPFC 简单等值为两状态^[7-8]。但是,UPFC 运行方式灵活多样,简单等值为两状态来考虑 UPFC 对系统可靠性的影响时,夸大了 UPFC 处于故障状态的概率,未考虑到 UPFC 运行于 SSSC 模式和 STATCOM 模式时对系统可靠性的改善作用,影响结果的准确性。

基于上述研究现状,下面以安徽电网实际运行中存在的问题为例,首先根据安徽电网的潮流分析结果和 $N-1$ 校验结果,提出双回 UPFC 结构在安徽电网的应用方案,并论证其必要性;然后,建立双回 UPFC 元件的可靠性模型,并基于该模型建立计及 UPFC 随机故障的电力系统可靠性评估模型;最后,基于电网实际数据,分析 UPFC 接入后对系统可靠性的影响,并验证 UPFC 应用方案的可行性。

1 UPFC 在安徽电网的应用研究

1.1 安徽电网分析

根据 2017—2020 年安徽电网稳态分析报告,安徽电网尤其是合肥电网存在着潮流不平衡以及部分线路不满足 $N-1$ 校验的问题。2020 年,南部电网网架结构如图 1 所示。

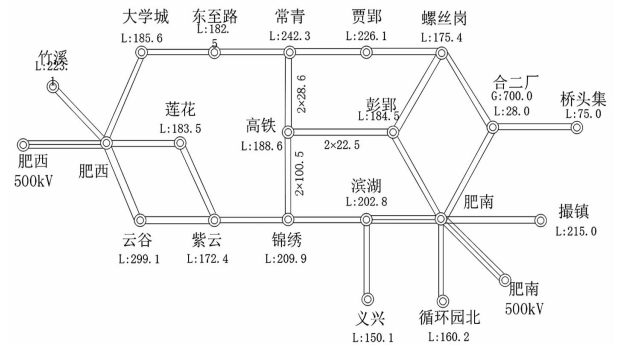


图 1 合肥南部 220 kV 电网网架结构

正常运行方式下,部分重载线路(单回)潮流计算结果如表 1 所示。

表 1 线路潮流计算结果

线路(单回)	有功/MW	容量/MVA	负荷率/%
肥西—大学城	285.8	480	63.6
大学城—东至路	192.8	400	50.7
肥西—莲花	249.9	400	65.6

由表 1 可知,稳态情况下,通过单回肥西—大学城线的有功功率为 285.8 MW,通过肥西—莲花线的单回有功为 249.9 MW,单回线路的负荷率均已超过 50%。同时 $N-1$ 校验结果显示,肥西—大学城线发生单回故障时,另一回路潮流将达到 570 MW,达到线路热稳定极限的 123%,严重影响了合肥南部分区电网的安全可靠运行水平。

1.2 UPFC 安装方案及必要性

针对合肥南部电网中存在的 $N-1$ 问题以及两端供电结构导致的“卡脖子”现象。提出两类解决方案:1)保持现有网络结构,采取电网加强方案;2)调整南部电网的分区结构,开环运行。

但是电力系统的根本任务是可靠而经济地满足用户的供电需求,开环运行将不可避免地带来系统可靠性降低的问题,所以考虑采用第 1 类方案。

传统的电网加强方案主要有改造和新建线路以及增加区域内新电源。国家大规模鼓励新能源发电并限制火电并网,同时考虑合肥地区的实际情况,增加南部分区新电源的实施难度太大,不予考虑。而新建 220 kV 输电通道建设难度高,建设周期长,投资大;改造肥西—大学城线(2×2.5 km)成更大容量线路,施工难度较大,且大学城—东至路线(2×16 km)的单回线路潮流也已经超过了 50%,随着城区负荷的持续增长,未来也需要改成倍容量导线,投资大。

传统的改造方案均实施难度大,且无法适应南部电网的远景发展规划。220 kV 南京西环网的潮流瓶颈问题和合肥南部电网相似,故考虑通过加装 UPFC 来解决合肥南部电网的稳态潮流问题,并且可以借鉴南京西环网的 UPFC 工程建设经验和 UPFC 运行管理经验。

根据安徽电网的潮流分析结果、UPFC 安装的必要性和可行性分析结果以及工程选址结果,初步计划在肥西变电站 220 kV 侧肥西—大学城线加装 UPFC。

合肥南部电网 220 kV 主干网络均为双回接线,

综合考虑 UPFC 拓扑结构的经济性、灵活性和可靠性,采用图 2 所示的双回 UPFC 应用于安徽电网。

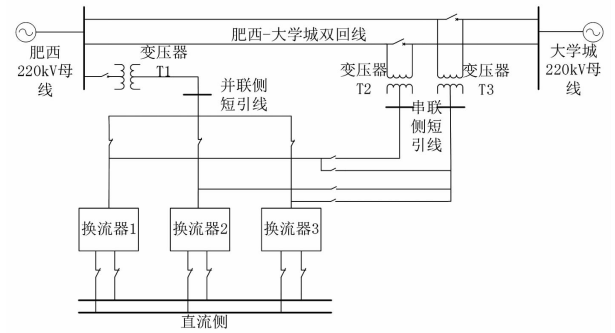


图 2 UPFC 接入位置

正常运行时,一组换流器通过变压器 T1 并联接入肥西 220 kV 母线,与系统交换无功功率,起无功补偿作用,并稳定接入点的交流电压;另两组换流器分别通过变压器 T2、T3 向交流系统注入幅值、相角均可变的串联补偿电压,控制肥西—大学城双回线路的潮流。3 组换流器互为备用,直流侧直接通过转换开关连接直流母线,无需接入直流支撑电容。

当肥西—大学城线发生 $N - 1$ 故障时,连接故障线路的 UPFC 串联侧换流器退出运行,UPFC 暂时变为单回结构,控制另一回线路潮流在热稳定极限内。当合肥南部电网 UPFC 安装位置以外线路发生故障时,也可以通过 UPFC 调节肥西—大学城双线实现潮流的再分配。

综合考虑合肥南部电网的潮流控制需求,所采用的接入肥西—大学城双线的 UPFC 基本参数如表 2 所示。

表 2 UPFC 基本参数	
参数	数值
额定容量/MVA	3 × 80
额定直流电压/kV	20
串联补偿电压幅值 U_{se}	(0,0.5)
串联补偿电压相角	(0,2 π)

2 含 UPFC 的电力系统可靠性评估

2.1 计及 UPFC 随机故障的电力系统可靠性模型

1)元件简单停运模型

在不考虑计划停运的情况下,元件的停运模型可简单表示如 3 所示^[9],图中: λ 为元件故障率; μ 为元件修复率。

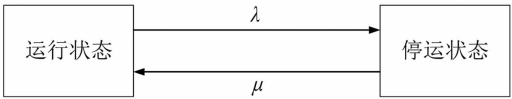


图 3 元件停运模型

2)UPFC 可靠性建模

接入电网的 UPFC 内部组件众多,外在运行方式多样,不能简单表示为运行与停运两种状态。根据 UPFC 的控制原理,将 UPFC 重新划分子系统,即 3 组互为备用的换流器组成子系统 S1,串联侧变压器为子系统 S2,并联侧变压器为子系统 S3,直流侧和控制系统组成子系统 S4。分别建立各个子系统的状态空间模型,形成整个系统的状态空间模型。

子系统 S1 的 3 组换流器可以互为备用,当 1 组换流器发生故障时,可以通过转换开关将剩余两组换流器转换至串联侧,此时 S1 工作于 SSSC 模式;当两组换流器发生故障时,将第 3 组换流器转换至并联侧,此时 S1 工作于 STATCOM 模式;当 3 组换流器均故障时,S1 停运。

综上所述,子系统 S1 有 4 种运行状态:正常(1)、并联侧 STATCOM 模式(0.5 +)、串联侧 SSSC 模式(0.5 -)、停运(0),其相互转化关系如图 4 所示。

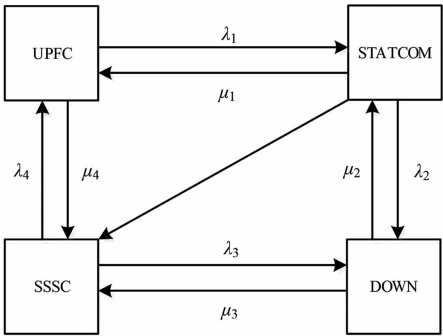


图 4 子系统 S1 状态空间模型

子系统 S2、S3、S4 均只包含一般元件,因而只有工作(1)和故障(0)两种状态。整合各个子系统模型,得到 UPFC 运行状态表,如表 3 所示。

表 3 UPFC 运行状态表

序号	S1	S2	S3	S4	状态
1	1	1	1	1	UPFC
2	1	1	0	1	SSSC
3	1	0	1	1	STATCOM
4	0.5 -	1	1	1	STATCOM
5	0.5 +	1	1	1	SSSC
6	0.5 +	1	0	1	SSSC
7	0.5 -	0	1	1	STATCOM
8					停运

2.2 可靠性指标

计算的可靠性指标包括:电力系统缺电概率 LOLP、期望缺供电力 EDNS 和期望缺供电量 EENS^[10],这些指标的具体意义如下:

1) 电力系统缺电概率 LOLP

$$LOLP = \sum_{i \in S} P_i \tag{1}$$

式中: P_i 为系统处于状态 i 的概率; S 为给定时间区间内不能满足负荷需求的系统状态全集。

2) 期望缺供电力 EDNS

$$EDNS = \sum_{i \in S} C_i P_i \tag{2}$$

式中, C_i 为状态 i 条件下削减的负荷功率。EDNS 通常用 MW 表示。

3) 期望缺供电量 EENS

$$EENS = \sum_{i \in S} C_i F_i D_i = \sum_{i \in S} C_i P_i T \tag{3}$$

式中, F_i 是系统处于状态 i 的频率; D_i 为状态 i 的持续时间; T 是给定时间区间的小时数。EENS 通常用 MWh/a 表示。

2.3 含 UPFC 的电力系统最优负荷削减模型

最优负荷削减是系统状态影响评估的关键环节。计及 UPFC 的最优负荷削减模型是在分析系统状态影响时,考虑计及 UPFC 的系统潮流约束等多个等式约束以及包括 UPFC 控制参数约束在内的多个不等式约束,获得更小的节点削负荷量。数学模型如下:

1) 目标函数

$$Cutload = \min \sum X_{pi} \tag{4}$$

式中: $Cutload$ 为系统削负荷量; X_{pi} 为节点 i 的有功削负荷量。

2) 约束条件

含 UPFC 的潮流等式约束:

$$\begin{cases} P_{gi} - P_{di} + X_{pi} + P_i^{UPFC} - U_i \sum U_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) = 0 \\ Q_{gi} - Q_{di} + X_{qi} + Q_i^{UPFC} - U_i \sum U_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) = 0 \end{cases} \tag{5}$$

发电机出力约束:

$$\begin{cases} P_{gimin} \leq P_{gi} \leq P_{gimax} \\ Q_{gimin} \leq Q_{gi} \leq Q_{gimax} \end{cases} \tag{6}$$

节点负荷约束:

$$\begin{cases} 0 \leq X_{pi} \leq P_{di} \\ 0 \leq X_{qi} \leq Q_{di} \end{cases} \tag{7}$$

$$\frac{P_{di} - X_{pi}}{Q_{di} - X_{qi}} = \frac{P_{di}}{Q_{di}} \tag{8}$$

节点电压约束:

$$U_{imin} \leq U_i \leq U_{imax} \tag{9}$$

线路容量约束:

$$P_{ij}^2 + Q_{ij}^2 \leq T_{ijmax}^2 \tag{10}$$

UPFC 控制参数约束:

$$\begin{cases} U_{semin} \leq U_{se} \leq U_{semax} \\ 0 \leq \theta_{se} \leq 2\pi \\ Q_{shmin} \leq Q_{sh} \leq Q_{shmax} \end{cases} \tag{11}$$

式中: P_{gi} 和 Q_{gi} 分别表示节点 i 上发电机的有功出力和无功出力; P_{di} 和 Q_{di} 分别表示节点 i 上的有功负荷和无功负荷; X_{pi} 和 X_{qi} 分别表示节点 i 的有功负荷削减量和无功负荷削减量; P_i^{UPFC} 和 Q_i^{UPFC} 分别表示 UPFC 对节点 i 的等效注入功率; G_{ij} 和 B_{ij} 分别表示线路 ij 的电导和电纳; P_{gimax} 、 P_{gimin} 分别表示节点 i 上发电机有功出力上、下限; Q_{gimax} 、 Q_{gimin} 分别表示节点 i 上发电机无功出力上、下限; U_{imax} 和 U_{imin} 分别表示节点 i 的电压上、下限; P_{ij} 和 Q_{ij} 分别表示线路 ij 上的有功功率和无功功率; T_{ijmax} 表示线路 ij 的最大容量; U_{semax} 、 U_{semin} 分别表示 UPFC 串联侧等效电压源幅值的上、下限; Q_{shmax} 、 Q_{shmin} 分别表示 UPFC 并联侧无功补偿量的上、下限。

2.4 含 UPFC 的电力系统可靠性评估

基于蒙特卡洛模拟^[11]和最优负荷削减^[12]在 Matlab 中编写计及 UPFC 的电力系统可靠性评估程序,计算可靠性指标,基本流程如图 5 所示。

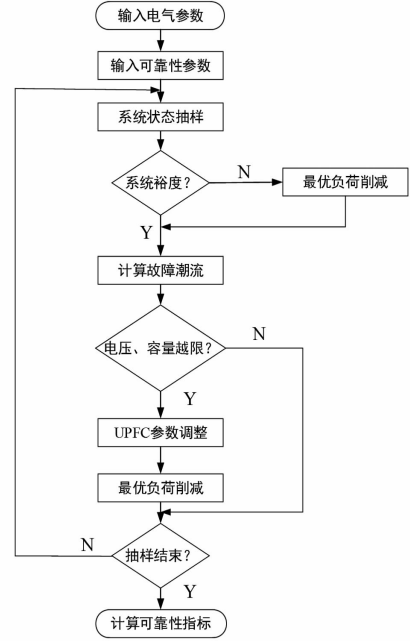


图 5 可靠性评估流程

3 安徽电网实例

利用上述可靠性评估程序对接入 UPFC 的合肥南部电网进行仿真计算。以发电机表示肥西和肥南 500 kV 变电站对 220 kV 侧电网的供电作用。系统基本可靠性参数如下:线路故障率取 0.01 次/(km·a),故障修复时间 10 h;发电机故障率 0.6 次/a,故障修复时间 100 h。UPFC 的可靠性参数如表 4 所示。

表 4UPFC 可靠性参数

状态	UPFC	SSSC	STATCOM	DOWN
概率	0.928 3	0.042 4	0.018 2	0.012 0

UPFC 接入在肥西—大学城线靠近肥西侧,UPFC 接入前后系统可靠性指标如表 5 所示。

表 5 计及 UPFC 的系统可靠性指标

可靠性指标	含 UPFC	不含 UPFC
LOLP	0.033 6	0.032 1
EDNS/MW	6.848 9	9.468 4
EENS/(MW·h)	59 996.9	82 943.2

根据表 5 可知,可靠性指标 LOLP 在 UPFC 接入前后变化略小,而 EDNS 和 EENS 指标有较大改善,是因为 UPFC 虽然不能减少合肥南部电网的停电概率,但是可以在故障导致的过负荷情况下进行系统潮流分布的调整,使负荷削减量有所减少,安徽电网的可靠性亦得到改善。

肥西—大学城线是合肥南部电网中重要度和负荷率均较高的线路。为验证上节提出的 UPFC 安装方案的正确性以及 UPFC 安装位置变化时系统可靠性改善效果,将 UPFC 安装于合肥南部电网 3 条不同重载线路时的系统可靠性指标列于表 6。

表 6 UPFC 安装位置对系统可靠性的影响

UPFC 安装位置	系统可靠性指标		
	LOLP	EDNS	EENS
肥西—大学城	0.033 6	6.848 9	59 996.9
大学城—东至路	0.032 3	6.985 4	61 192.1
东至路—常青	0.033 6	7.562 1	66 243.9
不含 UPFC	0.032 1	9.468 4	82 943.2

对比表 5 和表 6 可知,UPFC 安装在合肥南部电网各条重载线路时,系统的可靠性较安装 UPFC 前均有一定程度的改善。其中,UPFC 安装在肥西—大学城线对合肥南部电网可靠性的改善效果最好,

这也验证了上节提出的 UPFC 安装方案的正确性。

4 结 语

针对安徽电网存在的实际问题,提出双回 UPFC 结构在安徽电网的应用方案,建立含双回 UPFC 的系统可靠性模型,并基于电网实际数据,分析 UPFC 接入后对系统可靠性的影响,验证 UPFC 应用方案的可行性。得出以下结论:

- 1)UPFC 接入合肥南部电网肥西—大学城线,可以在 N-1 故障时,控制另一回路潮流在热稳定极限内;
- 2)应用 UPFC 可以有效解决安徽电网的潮流分布不平衡问题,提高安徽电网可靠运行能力;
- 3)所提出的 UPFC 应用可靠性模型和 UPFC 应用方案,对安徽电网的可靠性改善效果显著。

参考文献

[1] 国网江苏省电力公司. 统一潮流控制器技术及应用[M]. 北京:中国电力出版社,2015.

[2] 高磊,褚晓杰,汤涌,等. 电力系统多 FACTS 交互作用与协调控制综述[J]. 电网技术, 2016,40(12):3749-3755.

[3] Aminifar F, Fotuhi - Firuzabad M, Billinton R. Extended Reliability Model of A Unified Power Flow Controller[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2007, 1(6): 896-903.

[4] Rajabi - Ghahnavieh A, Fotuhi - Firuzabad M, Feuillet R. Evaluation of UPFC Impacts on Power System Reliability[C]. Transmission and Distribution Conference and Exposition, Chicago, IL:2008.

[5] Yingmeng Xiang, Yichi Zhang, Lingfeng Wang, et al. Impact of UPFC on Power System Reliability Considering Its Cyber Vulnerability[C]. T&D Conference and Exposition, 2014 IEEE PES, Chicago:2014.

[6] 李生虎,马燕如,董王朝. UPFC 扩展状态空间模型和基于矩阵描述的可靠性灵敏度解析算法[J]. 中国电机工程学报,2015, 35(增刊1):44-51.

[7] 赵渊,杨晓嵩,谢开贵. UPFC 对电网可靠性的灵敏度分析及优化配置[J]. 电力系统自动化,2012, 36(1):55-60.

[8] 李立,鲁宗相,邱阿瑞. 基于新负荷削减模型的 UPFC 优化配置[J]. 电力系统自动化,2010,34(13):6-11.

(下转第 60 页)

新疆巴州开都河流域水电送出线路降损方案研究

贾中义,张东明,王震,赵永刚,陈晓亮,左晓亮
(国网新疆电力有限公司巴州供电公司,新疆 库尔勒 841000)

摘要:针对巴州开都河流域水电送出线路长期高损问题,根据巴州电网规划并结合巴州地区电网网架情况,以降低水电送出线路线损电量为目标,采用电力系统综合分析程序对开都河流域水电送出情况进行计算分析,所提出送出线路降损方案。应用结果表明,所提出的方案有效解决了开都河流域水电送出线路高损问题,同时降低了巴州电网主网线损率,达到了节能降损的目的,提高了公司的经济效益。

关键词:水电送出;高损;线损电量;降损

中图分类号:TM714 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0046-04

Research on Loss Reduction Scheme of Hydropower Transmission Line in Kaidu River Basin of Bazhou in Xinjiang

Jia Zhongyi, Zhang Dongming, Wang Zhen, Zhao Yonggang, Chen Xiaoliang, Zuo Xiaoliang
(Bazhou Power Supply Company, State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd.,
Korla 841000, Xinjiang, China)

Abstract: Aiming at the long-term high loss problem of hydropower transmission lines in Kaidu river basin of Bazhou and according to the planning of Bazhou power grid and the grid structure of Bazhou area, the hydropower delivery situation in Kaidu river basin is calculated and analyzed with power system analysis software package (PSASP) taking reducing line loss of hydropower transmission lines as the target, and loss reduction scheme for transmission line is proposed. The application results show that the proposed scheme effectively solves the problem of high loss of hydropower transmission lines in Kaidu river basin and reduces the line loss rate of main network of Bazhou power grid, which achieves the purpose of energy saving and loss reduction, and improves the economic benefits of the company.

Key words: hydropower delivery; high loss; line loss power; loss reduction

0 前言

近年来,随着中国电网规模的不断扩大和电能消耗量越来越大,出现部分电力资源的浪费,这给电力企业造成了一定的经济损失。目前国家大力倡导建设资源节约型、环境友好型社会,降低输电线路损耗将是电网发展的必然之路,减少电力资源的浪费,也将会提升电力企业的经营效益,减少电力资源的浪费。

巴州开都河流域水资源丰富,目前该流域已建立6座110 kV水电站,水电送出线路以110 kV线路为主且送出线路较长,同时该区域远离负荷中心,出力全部通过110 kV线路上送至220 kV红帆变电

站,导致3条水电送出线路长年高损,影响相应分线合格率指标,且造成巴州电网110 kV分压线损率偏高。因此如何降低3条水电送出线路线损率、降低110 kV分压线损率,将是提高经营效益、节能降损面临的重要难题。

下面主要基于电网发展现状、片区负荷发展等情况,针对巴州电网网架规划,提出巴州开都河流域水电送出线路降损方案,并对降损方案进行安全、经济校验。

1 影响输电线路线损的因素

1.1 线路电流对线损的影响

线路可变损耗与电流有关,在电阻不变的情况

下,流经线路的电流越大,则导致线路损耗就越大。线路线损电量与电流关系为

$$\Delta P = I^2 R \tag{1}$$

式中: ΔP 为线路电阻损耗; I 为流过线路电阻的电流; R 为线路的电阻值。

1.2 系统电压对线损的影响

在传输功率一定情况下,系统电压等级越高,电流越小,在线路电阻不变的情况下,导线损耗就越小。线路线损电量与电压关系为

$$\Delta P = U^2 / R \tag{2}$$

式中, U 为线路首端的电压。

1.3 线路电阻对线损的影响

由式(1)可知,在流经电流一定情况下,线路电阻越大,导线损耗就越大。

输电线路的损耗主要由线路电阻所引起,而影响电阻大小的因素有 3 个:材料、长度和横截面积。不同的导线材料具有不同的电阻率,在同种材料下,导线长度越长,截面积越小,则导线电阻越大^[1-2]。

2 开都河流域水电送出现状

2.1 开都河流域网架结构情况

目前巴州开都河流域已建成 110 kV 水电站 6 座,分别为:110 kV 大山口一级水电站,装机容量 100 MW;110 kV 大山口二级水电站装机容量 60 MW;小山口一级水电站,装机容量 49.5 MW;小山口二级水电站,装机容量 49.5 MW;小山口三级水电站,装机容量 49.5 MW;110 kV 哈尔莫墩水电站,装机容量 15 MW。水电配套送出线路共计 4 回,其余为厂间联络线路。2019 年巴州开都河流域网架现状如图 1 所示。

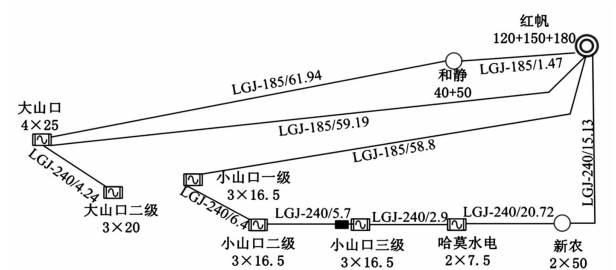


图 1 2019 年巴州开都河流域网架现状

运行方式说明:110 kV 山帆线、山静线、静帆线三角环网运行,110 kV 一帆线运行带 110 kV 小山口一二级水电站,110 kV 莫农线运行带 110 kV 小山口三级水电站、哈尔莫墩水电站。

2.2 开都河流域水电送出线路线损情况

巴州开都河流域水电送出线路 110 kV 山帆线、山静线、一帆线线路较长,均在 60 km 左右。且该区域水电出力较大,造成线路负载率较大,导致 110 kV 山帆线、山静线、一帆线线路高损,见表 1 至表 4。

表 1 110 kV 山帆线近 3 年线路线损率

年度	输入电量 /10 ⁴ kWh	线损电量 /10 ⁴ kWh	线损率 /%
2016	34 980.97	1 313.71	3.76
2017	35 461.18	1 329.28	3.75
2018	35 009.39	1 221.68	3.49

表 2 110 kV 山静线近 3 年线路线损率

年度	输入电量 /10 ⁴ kWh	线损电量 /10 ⁴ kWh	线损率 /%
2016	33 067.32	1 222.32	3.70
2017	34 057.85	1 238.42	3.64
2018	32 562.73	1 224.21	3.76

表 3 110 kV 一帆线近 3 年线路线损率

年度	输入电量 /10 ⁴ kWh	线损电量 /10 ⁴ kWh	线损率 /%
2016 年	51 905.92	2 089.12	4.02
2017 年	56 125.62	2 621.07	4.67
2018 年	54 400.72	2 470.60	4.54

表 4 110 kV 莫农线近 3 年线路线损率

年度	输入电量 /10 ⁴ kWh	线损电量 /10 ⁴ kWh	线损率 /%
2016	32 131.70	250.63	0.78
2017	24 951.72	159.69	0.64
2018	27 872.65	209.04	0.75

通过表 1 至表 4 可看出 110 kV 山帆线、山静线、一帆线线路线损率均大于 3%,属于高损线路。以上 3 条线路每年线损电量总和均超过 45 GWh,其中 2017 年 3 条线路线损电量最高达 51.887 7 GWh,占当年 110 kV 分压线损电量的 36.23%,导致 110 kV 分压线损率偏高。

3 巴州开都河流域水电送出线路降损方案

3.1 水电送出线路降损方案设想

结合巴州电网近、远期电网规划,根据开都河流域水电项目规划,提出新建 220 kV 和静变电站、新建开都河流域水电送出线路及开都河流域水电送出线路路径改造等相关降损方案^[3-5]。

网架;方案 2 形成了开都河流域水电送出线路多个同电压等级环网;方案 3 网架结构无变化。

3.2.3 线路降损结果对比分析

计算条件:1)基于开都河流域年度平均出力;2)国网电力科学院《电力系统分析综合程序》网损分析模块对 3 个方案进行线路线损计算分析^[6]。2018 年 110 kV 大山水电站及大山口二级水电站年发电量为 6.7×10^8 kWh,小山口一、二级发电量为 5.44×10^8 kWh,小山口三级及哈尔莫墩水电站年发电量 2.78×10^8 kWh。

方案 1 水电送出线路线损率大幅下降,线路线损率均低于 1%,见表 5 所示。以 2018 年开都河流域发电量计算,110 kV 水电送出线路年损失电量约 1.1×10^7 kWh。考虑本地消纳电量 4×10^8 kWh,通过 220 kV 设备上送电量,220 kV 线路损失电量约 8.0×10^6 kWh,主变压器损失电量 3.0×10^6 kWh。方案 1 共计年损失电量约 2.2×10^7 kWh,较目前电网损失电量减少约 3.0×10^7 kWh。方案 1 主变压器理论线损结果见表 6。

表 5 方案 1 线路损耗明细

线路名称	首端场站	末端场站	线损率 /%
山和一线	大山口 水电站	220 kV 和静 变电站	0.90
山和二线	大山口水电站	220 kV 和静 变电站	0.90
一和线	小山口 一级水电站	220 kV 和静 变电站	0.52
莫和线	哈尔莫墩 水电站	220 kV 和静 变电站	0.64
和焉线	220 kV 和静变电站	220 kV 焉耆 变电站	0.51
和帆线	220 kV 和静变电站	220 kV 红帆 变电站	0.47

表 6 方案 1 主变压器理论线损结果

主变压器名称	线损率 /%
220 kV 和静变电站 1 号主变压器电器	0.19
220 kV 和静变电站 2 号主变压器电器	0.20

方案 2 水电送出线路线损率降幅不大,且莫农线线损率有所增加,见表 7。以 2018 年开都河流域发电量计算,水电送出线路年损失电量约 3.5×10^7 kWh,较目前电网损失电量减少约 1.6×10^7 kWh。

表 7 方案 2 理论线损结果

线路名称	首端场站	末端场站	线损率 /%
山静线	大山水电站	和静变电站	3.084 1
山帆线	大山水电站	红帆变电站	3.182 1
莫农线	哈尔莫墩 水电站	新农变电站	1.752 8
一帆线	小山口 一级水电站	红帆变电站	2.707 1
一帆二线	小山口 一级水电站	红帆变电站	2.707 1

方案 3 水电送出线路线损率均下降,但一帆线、山帆线、山静线线损率仍较大,见表 8。以 2018 年开都河流域发电量计算,水电送出线路年损失电量约 3.55×10^7 kWh,较目前电网损失电量减少约 1.65×10^7 kWh。

表 8 方案 3 理论线损结果

线路名称	首端场站	末端场站	线损率 /%
一帆线	小山口 一级水电站	红帆变电站	3.2
莫农线	哈尔莫墩 水电站	新农变电站	0.7
山帆线	大山水电站	红帆变电站	2.34
山静线	大山水电站	和静变电站	2.38

3.2.4 经济性

投资效益对比见表 9。

方案 1:需新建 220 kV 变电站 1 座,扩建 2 个 220 kV 间隔,新建 220 kV 线路 2 条,共计 110 km。110 kV 线路改接长度约 20 km。预计投资 20 000 万元。

方案 2:新建 110 kV 线路 2 回,长度 66 km,扩建 3 个 110 kV 间隔。预计投资 3600 万元。

方案 3:导线更换长度约 180 km,同时需要更换线路杆塔。预计投资 11 700 万元。

从经济性来看,方案 2 投资较省,较方案 1 和方案 3 省出 16 400 万元和 8100 万元。

3.2.5 最终推荐方案

根据潮流计算、理论线损计算及经济方面分析,方案 2 线路降损效果不明显,且方案 2 形成 110 kV 环网较多,给电网运行、保护定值匹配带来较多困难,因此不考虑该方案;方案 3 线路降损效果不明显,未起到网架梳理效果,同时不利于后期开都河流域水电项目建设发展,因此不考虑该方案。

(下转第 77 页)

含电动汽车的区域综合能源系统日前调度优化

张雯雯, 魏震波, 黄宇涵
(四川大学电气工程学院, 四川 成都 610065)

摘要:区域综合能源系统是实现能源转型和解决环境问题的基础。随着中国电动汽车的大力发展,电动汽车作为园区内灵活可调度资源,具备调峰和促进清洁能源消纳等作用。由此,建立一种包含电动汽车和分布式电源的区域综合能源系统日前调度模型。首先,分析了区域综合能源系统中多种能量流动关系;其次,对不同能源转换设备和电动汽车独立建模的基础上,抽象出以园区日前综合经济效益最大化为目标函数的数学模型;最后,在算例系统中分析了含电动汽车参与区域综合能源系统日前调度的经济效益。

关键词:区域综合能源系统;电动汽车;冷热电三联

中图分类号:TM73 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0050-05

Day – ahead Scheduling Optimization of Regional Integrated Energy System Including Electric Vehicles

Zhang Wenwen, Wei Zhengbo, Huang Yuhan
(College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China)

Abstract:Regional integrated energy system is the base of energy transformation and solving environmental problem. With the rapid development of electric vehicles in China, electric vehicles, as flexible and dispatchable resources in parks, play a role in peak regulation and promoting clean energy consumption. Therefore, a day – ahead scheduling model of regional integrated energy system including electric vehicles and distributed power supply is established. Firstly, the relationship of energy flow in regional comprehensive energy system is analyzed. Secondly, on the basis of independent modeling of different energy conversion equipment and electric vehicles, the mathematical model is abstracted taking the day – ahead comprehensive economic benefits maximization as objective function. Finally, the economic benefits of electric vehicles participating in day – ahead dispatching of regional integrated energy system are analyzed in the example system.

Key words: regional integrated energy system; electric vehicles; combined supply of cooling, heating and power

0 引言

为解决化石能源日益枯竭以及人类对能源需求日益增长的问题,各国大力发展具有清洁、易于获取、资源覆盖面广等特点的可再生能源^[1]。在此基础上,优化能源结构,从化石能源结构向可再生能源结构转型成为必然趋势。为提高用能效率并综合协调管理,能源互联网应运而生。与传统的单一微电网系统相较,区域综合能源系统^[2-7]将中低压配电网、配气网、冷/热网等不同形式的网络进行紧密耦合,不同能源间高效的互补互济提高了系统整体调度灵活性。但多能协调管理和转化机制也会带来新的挑战。

目前,在区域综合能源系统调度层面已有许多研究。文献[8]针对区域综合能源系统面临灾害的弹性恢复能力和系统运行经济性之间的矛盾问题,提出多目标加权模糊规划的优化方法。文献[9]针对含电转气技术的综合能源系统,面向供给侧储能/储气设备和需求侧暖通空调等,提出了一种基于李雅普诺夫的事件触发型在线能量优化方法。文献[10]针对冷热负荷存在惯性,提出多元储能技术,构成多元储能系统对区域综合能源系统进行优化。上述文献从不同方面考虑了如何对区域综合能源系统进行优化并相应提出优化方法;但针对的都是传统的电气元件进行建模优化仿真,缺乏针对迅速普及的电动汽车^[11-12]对区域综合能源系统优化运行影响的研究。

下面针对此问题,将电动汽车视为园区内可调度的调峰资源,建立了一种含电动汽车和多种分布式电源^[13]的热电联供^[14-16]的区域综合能源优化模型,并使用具有求解线性规划问题功能的 Python 进行仿真求解。

1 区域综合能源系统模型

1.1 模型设定

设定区域综合能源系统具有一个可以对电动汽车进行有效调度运行的 EV 聚合商、风光分布式电源、微型燃气发电设备、锅炉以及外部接入的电网等,如图 1 所示。通过先进的物联网、通信技术将上述系统组成联系到一起,配合各类储能设备以及电动汽车的辅助,使不同种类能源互补互济、优化运行,提高能源利用率以及清洁能源的使用量,同时使购买能源的费用达到最低。

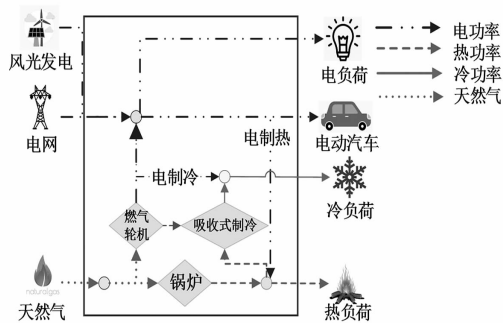


图1 系统模型

1.2 目标函数

建立区域综合能源系统优化模型的目的是通过能源之间的协调运作,降低能源的使用成本(购电购气成本减去区域内发电并网收入),提高经济性。以此为目的建立如下目标函数。

$$C = \min(C_e + C_{\text{gas}} + C_{\text{EV}})$$

$$C_e = \sum_{t=1}^T c_{e,t} P_{e,t}$$

$$C_{\text{gas}} = c_{\text{gas}} \sum_{t=1}^T (aP_{\text{gas},t}^2 + bP_{\text{gas},t} + d + H_t^{\text{GB}})$$

$$C_{\text{EV}} = \sum_{t=1}^T c_{\text{EV},t} P_{\text{EV},t} \quad (1)$$

式中: T 表示总调度时段数,为24 h; C_e 、 C_{gas} 和 C_{EV} 分别为一天内电网电能购入总成本、天然气购买成本和电动汽车运行成本; $c_{e,t}$ 为第 t 个时间段的电价; $P_{e,t}$ 为第 t 个时间段从电网获取电能的功率; $P_{\text{gas},t}$ 为第 t 个时间段燃气轮机发出的电能; H_t^{GB} 为

第 t 个时间段锅炉产生的热能功率; c_{gas} 为天然气价格; $P_{\text{EV},t}$ 为第 t 个时间段充入的电能; $c_{\text{EV},t}$ 为单位储能成本。

1.3 系统模型

1) 微型燃气轮机机组模型

$$P_t^{\text{GT}} = F_t^{\text{GT}} \eta_e \cdot \text{HGV}$$

$$H_t^{\text{GT}} = F_t^{\text{GT}} \eta_{\text{hl}} \cdot \text{HGV}$$

$$P_{\min}^{\text{GT}} \leq P_t^{\text{GT}} \leq P_{\max}^{\text{GT}}$$

$$H_{\min}^{\text{GT}} \leq H_t^{\text{GT}} \leq H_{\max}^{\text{GT}} \quad (2)$$

式中: P_t^{GT} 为第 t 个时刻微型燃气轮机发电功率; H_t^{GT} 为第 t 个时刻微型燃气轮机产热功率; HGV 为天然气热值; F_t^{GT} 为第 t 个时间天然气燃料流量; η_e 、 η_{hl} 分别为微型燃气轮机发电、产热效率; $H_{\min}^{\text{GT}}$ 、 $H_{\max}^{\text{GT}}$ 分别为燃气轮机产热的最小和最大功率; $P_{\min}^{\text{GT}}$ 、 $P_{\max}^{\text{GT}}$ 分别为燃气轮机发电的最小、最大功率。

2) 燃气锅炉模型

$$H_t^{\text{GB}} = F_t^{\text{GB}} \eta_{\text{h2}} \cdot \text{HGV}$$

$$H_{\min}^{\text{GB}} \leq H_t^{\text{GB}} \leq H_{\max}^{\text{GB}} \quad (3)$$

式中: H_t^{GB} 为第 t 个时刻燃气锅炉产热功率; F_t^{GB} 为第 t 个时间天然气燃料流量; η_{h2} 为燃气锅炉发热效率; $H_{\min}^{\text{GB}}$ 、 $H_{\max}^{\text{GB}}$ 分别为燃气锅炉产热的最小和最大功率。

3) 吸收式制冷机组模型

$$Q_{\text{chl},t} = H_{c,t} \cdot \eta_c \quad (4)$$

式中: $H_{c,t}$ 和 $Q_{c,t}$ 分别为第 t 个时段吸收式制冷机的输入热功率和输出冷功率; η_c 为吸收式制冷机组热转冷效率。

4) 电锅炉

$$H_t^{\text{EB}} = P_t^{\text{EB}} \eta_{\text{eb}} \quad (5)$$

式中: H_t^{EB} 和 P_t^{EB} 分别为第 t 个时段电锅炉的输出热功率和输入电功率; η_{eb} 为电锅炉电转热效率。

5) 电制冷机组模型

$$Q_{\text{AC},t} = P_{\text{AC},t} \eta_{\text{AC}} \quad (6)$$

式中: Q_t^{AC} 和 P_t^{AC} 分别为第 t 个时段电制冷机组的输出冷功率和输入电功率; η_{AC} 为电锅炉电转冷效率。

1.4 约束条件

1) 电功率平衡约束

$$P_{e,t} + P_{\text{gas},t} + P_{\text{clean},t} = P_{\text{LD},t} + P_{\text{EV},t} + P_{\text{h},t} + P_{c,t} \quad (7)$$

式中: $P_{\text{clean},t}$ 为第 t 个时间段风光分布式电源产生的电能; $P_{\text{LD},t}$ 为第 t 个时间段的区域用户用电负荷(电动汽车负荷除外); $P_{\text{h},t}$ 为第 t 个时间段的电锅

炉输入电功率; $P_{c,t}$ 为第 t 个时间段的电制冷机输入电功率。

2) 热、冷功率平衡

$$Q_{h,t} = H_t^{CB} + H_t^{GT} - H_{c,t}$$
$$Q_{c,t}^L = Q_{AC,t} + Q_{chi,t} \tag{8}$$

3) 风光发电约束

$$0 \leq P_{clean,t} \leq P_{clean,max} \tag{9}$$

根据区域所在的地理位置与历史风光发电信息对风光分布式电源进行发电预测,预测出每个时间段的发电最大值 $P_{clean,max}$,各个时刻清洁能源的使用量不能高于 $P_{clean,max}$ 。

4) EV 约束

考虑到用户用车的习惯,同时电动汽车使用和充电不能同时进行,在用户不使用电动汽车时,将电动汽车当做储能资源使用,EV 聚合商相应的给予用户价格补偿或者使用其他激励机制激励用户将电动汽车作为储能资源,EV 聚合商在协商好的时间段可以任意对电动汽车进行充放电操作。

$$0 \leq \sum_{j=1}^i P_{EV,j} \leq W \quad i = 1, 2, \dots, T$$
$$-\beta \leq P_{EV,t} \leq \beta \tag{10}$$

式中: β 为单位时间电动汽车储能电池充入或放出的最大电能; W 为电动汽车的日最大充放电容量。在第 t 个时间段内存储的能量与前面储存的能量累加值不能超出电动汽车存储的最大限度或者为负值,同时每个时间段充放的电能也不能超过单位时间所能充入的能量最大值。

2 算例分析

2.1 算例描述

选某一区域综合能源系统为研究对象,图 2 为某区域夏季某一日的电负荷、热负荷、冷负荷以及风光功率预测曲线。

本算例中存在电转热、电转冷、气转电、气转热等能量转化过程,具体能量转化效率如表 1 所示。

本算例中,电网电价高峰时段为 7:00—11:00、19:00—23:00,低谷时段为 23:00 至次日 7:00,平段为 11:00—19:00。该区域内平段电价为 0.6 元/kWh,按照峰谷分时浮动电价以高峰时段上调 50%,低谷时

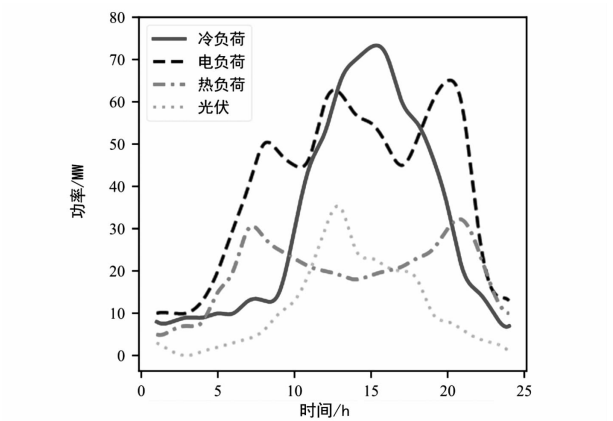


图 2 夏季某日负荷曲线

表 1 能量转化效率

类 型	转化效率/%
电转热	3.1
电转冷	2.6
余热转冷	0.7
锅炉产热	0.8
燃气轮机产电	0.3
燃气轮机产热	0.3

段下降 50% 标准,高峰时段该区域电价 0.9 元/kWh,低谷时段该区域电价 0.4 元/kWh。

天然气按照 2 元/m³ 计算,1 m³ 天然气与 10 kWh 电的能量相等,同时按照各种能量的转化效率,定制以下发电、制冷、制热成本:

根据各种类型产生能量的成本大小,基于成本最低的目的,规定只考虑利用余热制冷,而不进行锅炉燃气只用于制冷的运行;其次,考虑到平段谷段电网电价较低,所以平段谷段不使用锅炉产热。除此之外,为电动汽车用户提供的价格补偿为每充放 1 kWh 电补偿 0.4 元,清洁能源发电成本为 0。在此基础上,鉴于本算例的电网电价机制,电动汽车在电网电价谷段充电,在平段不参与充放电,而在峰段放电,使清洁能源全部投入使用。

本算例中电动汽车储存能量在时刻 1 的初始值设为 0,每个小时的最大充放电量为 2 MWh。

2.2 算例仿真

基于以上的算例说明使用 Python 对模型进行优化仿真并求解。仿真结果见图 3 至图 5。

如图 3 所示,在电价低谷时间段内,系统从电网获取大量电能。随着时间的推移,电价升高,电能的

供应形式从电网供电慢慢过渡到由燃气轮机进行供电。除此之外,从图中电动汽车的充放电情况中可以看出,电动汽车在低谷时段充电、用电高峰期放电,不仅降低用电成本,而且参与调峰,同时为电动汽车用户带来经济效益。

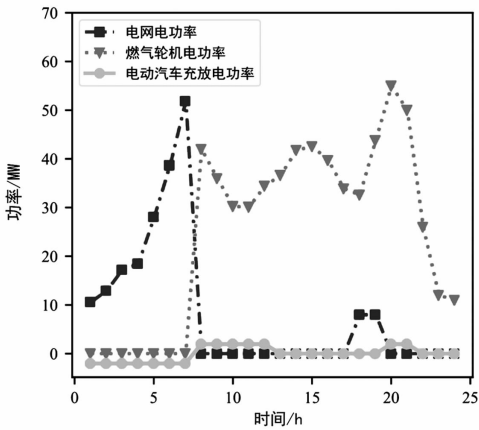


图3 优化后电功率负荷供给来源曲线

图4中分别为燃气余热供热功率随时间变化仿真曲线、电能转化的热能功率随时间变化仿真曲线、锅炉产生的热功率随时间变化仿真曲线。

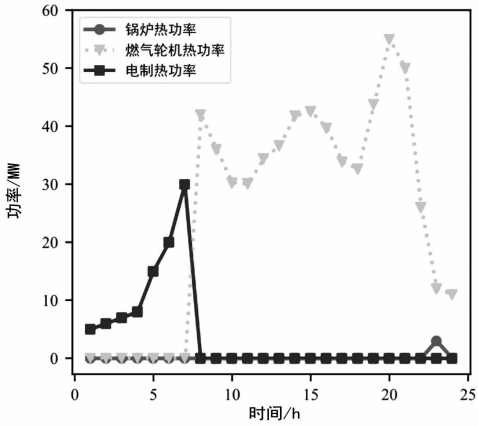


图4 优化后热功率负荷供给来源曲线

如图4所示,燃气轮机除了在平段和峰段产生电能,还同时利用余热产生大量热能满足热负荷需求。在仿真图中可以看到,当夏季热负荷需求较少时,余热可以供应大部分热负荷。其余部分的热负荷,在谷段由电能转化为热能,在用电高峰段由锅炉产热供应热负荷。

图5中给出了吸收式制冷机组利用燃气余热和锅炉产生的余热制冷功率随时间变化仿真曲线、电能转化为冷功率随时间变化仿真曲线。

如图5所示,吸收式制冷机组在谷段和平段吸收余热提供大量冷能,显著地实现了能量的梯级利

用。其余冷能几乎由平段和谷段的低电价电网电能提供。

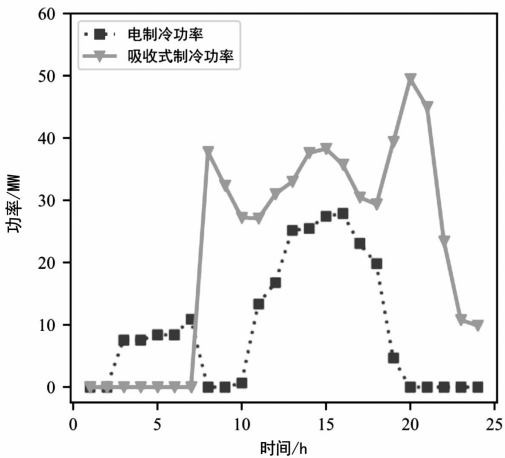


图5 优化后冷功率负荷供给来源曲线

2.3 对比分析

为进一步研究电动汽车在区域综合能源系统起到的优化作用,改变系统中的可用于充当储能资源的电动汽车数量和每个小时的充放电量,并进行仿真对比分析。

将电动汽车每个小时的最大充放电量从0分别提高到5 MWh、10 MWh、20 MWh、25 MWh,电动汽车充放电随时间变化仿真曲线如图6所示。燃气轮机发电量随时间变化仿真曲线如图7所示。

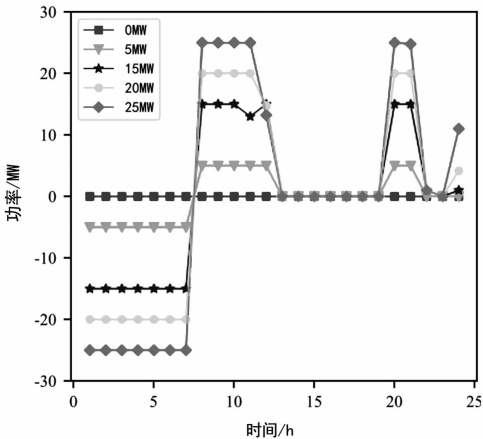


图6 电动汽车充放电功率

如图6和图7可以看出,随着电动汽车每个小时的最大充放电量不断提高,电动汽车在谷价时段的实际充电量也相应提高,并在高峰时段放出,替代相对成本更高的燃气轮机。

对不同充放电量约束条件(假设有足够的电动汽车)下的系统运行总成本进行仿真计算,结果如表2所示。

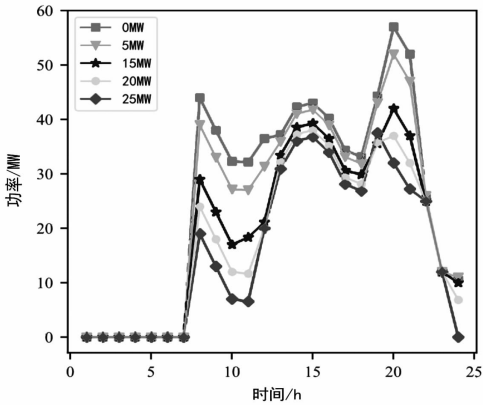


图7 燃气轮机发电功率

表2 仿真数据

最大充放功率/(MW·h ⁻¹)	总成本/万元
0	48.831
5	45.525
15	39.239
20	36.541
25	34.033

如表2所示,当每个小时电动汽车的最大充放量变大并且有足够的电动汽车可供调用时,系统使用能量的总成本不断下降,经济性不断提高。

3 结 语

以系统能源成本为目标建立了含有电动汽车的区域综合能源系统模型。仿真结果表明:

1)基于区域内的负荷特性对电网电能、天然气、清洁能源发电的使用进行优化,有效消纳了区域内风光能源;冷热电的梯级利用,大幅提高了能源利用率;通过对天然气与电网电能的交替配合使用既满足能源需求、有效调峰,又达到成本最小化的经济效果。

2)随着可控的电动汽车数量变多、EV聚合商的规模变大,能将其作为调度资源参与调峰并降低成本。系统不需要额外的建设费用,同时电动汽车用户也可以得到相应的经济收入,相较于高成本的储能蓄电池,其潜力更大。

参考文献

[1] 李欣民. 清洁能源发电技术及市场现状研究[J]. 电力需求侧管理,2017,6(7):29-32.

[2] 吴桂联,林婷婷,郑洁云,等. 大型园区综合能源系统能源站优化配置[J]. 电力系统及其自动化学报,2019-06-

19. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/12.1251.TM.20190618.1435.002.html>.

[3] 陈柏森,廖清芬,刘涤尘,等. 区域综合能源系统的综合评估指标与方法[J]. 电力系统自动化,2018,43(4):174-182.

[4] 吴志力,杨卫红,原凯,等. 园区能源互联网多能源协同优化配置发展构想[J]. 中国电力,2018,51(8):99-105.

[5] 单福州,李晓露,宋燕敏,等. 基于改进两阶段鲁棒优化的区域综合能源系统经济调度[J]. 电测与仪表,2018,55(23):103-108.

[6] 应鸿,张扬. 综合能源服务知识体系研究[J]. 浙江电力,2018,37(7):1-4.

[7] 叶琪超,楼可炜,张宝,等. 多能互补综合能源系统设计及优化[J]. 浙江电力,2018,37(7):5-12.

[8] 齐世雄,王秀丽,邵成成,等. 计及弹性恢复的区域综合能源系统多目标优化调度[J]. 中国电力,2019,52(6):19-26.

[9] 张有兵,王嘉瑶,杨晓东,等. 计及电转气技术的区域综合能源系统在线优化方法[J]. 电网技术,2018,42(8):2467-2476.

[10] 刘涤尘,马恒瑞,王波,等. 含冷热电联供及储能的区域综合能源系统运行优化[J]. 电力系统自动化,2017,42(4):113-120.

[11] 于娜,于飞,黄大为,等. 基于多代理系统的电动汽车充放电分布式协同调度策略[J]. 电力系统保护与控制,2019,47(5):1-7.

[12] 杨国清,罗航,王德意,等. 分时电价与电动汽车优化调度的主从博弈模型[J]. 电力系统及其自动化学报,2018,30(10):55-60.

[13] 葛浩天,张新慧. 基于分布式清洁能源系统的微电网聚合模型[J]. 电网与清洁能源,2017,33(8):125-131.

[14] 韩高岩,吕洪坤,蔡洁聪,等. 燃气冷热电三联供发展现状及前景展望[J]. 浙江电力,2019,38(1):18-24.

[15] 胡静,姚峻,艾春美,等. 分布式冷热电三联供智能集控平台研究及应用[J]. 中国电力,2019,52(5):1-7.

[16] 孙健秧,郭建钊,金鹏. 基于冷热电三联供系统的微电网建模及仿真[J]. 电力建设,2014,35(6):22-25.

作者简介:

张雯雯(1997),本科,主要研究方向为电力系统安全稳定分析与控制;

魏震波(1978),博士,副教授,主要研究方向为电力系统安全稳定分析与控制、复杂性科学理论与大数据技术研究及应用、电力市场、能源互联网及泛在电力物联网等;

黄宇涵(1995),硕士研究生,主要从事综合能源系统经济调度研究工作。

(收稿日期:2019-07-05)

电网企业综合能源服务转型策略研究

魏 阳,严 磊,梁 健,关 蓉,刘启俊

(国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610041)

摘要:在能源互联网时代,向综合能源服务提供商转型已经成为以电网企业为代表的传统能源企业的必然选择。归纳综合能源服务基本内涵,比较和总结国内外当前综合能源服务的实践经验,指出当前国内综合能源服务在业务设计与商业化运营方面的现状与不足。随后,从战略定位、业务定位与构建、市场定位与营销、信息化支撑、策略保障5个方面提出了电网企业发展综合能源服务的应对建议。

关键词:电网企业;综合能源服务;商业化运营

中图分类号:F426 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0055-06

Research on Strategies of Transition to Integrated Energy Service Providers for Power Grid Enterprises

Wei Yang, Yan Lei, Liang Jian, Guan Rong, Liu Qijun

(State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract:In the era of energy interconnection, the transition to integrated energy service providers has become an inevitable choice for traditional energy enterprises represented by power grid enterprises. On the basis of summarizing the basic connotation of integrated energy services, the current practical experiences of integrated energy services at home and abroad are compared and summarized, and the current situation and shortcomings of integrated energy services in business design and commercial operation in China are also pointed out. Then, the suggestions are proposed for power grid enterprises to develop integrated energy services from five aspects: strategic positioning, business positioning and construction, market positioning and marketing, information support and safeguard measures.

Key words:power grid enterprises; integrated energy service; commercial operation

0 引 言

近年来,随着新一轮电力体制改革的日益深入和互联网信息技术、可再生能源技术的不断发展,能源互联网逐渐替代传统电力系统,成为了推动电力行业发展的新引擎^[1]。预计到2030年,国内能源互联网产业将达到12.3万亿元的市场规模。以国家电网公司为代表的各大传统能源企业纷纷加快了从传统能源提供商向综合能源服务提供商转变的步伐。贯穿于当前综合能源服务开展与运营中的相关关键问题,逐渐成为了学术界关注的焦点。

在综合能源系统运行的经济性方面,文献[2]考察了影响综合能源系统经济性的十大关键因素,并在此基础上构建了因果关系模型,揭示了最优发

电结构决策、投资建设模式、运行模式和全寿命周期经济效益评价对提升综合能源系统经济性的积极作用。文献[3]基于CVaR理论构建了综合能源系统的经济调度模型,给出了供需双侧不确定条件下提升综合能源系统经济性的可行思路。在能源利用方面和需求响应方面,文献[4]将能源利用效率与用户需求作为目标函数,考察了容量配置与上述目标函数之间的最优匹配关系。文献[5]则提出了源、网、荷、储各环节需相互统筹协调的观点,并基于上述观点总结出了提升综合能源利用效率和改善用户需求响应的应对建议。在商业模式创新方面,文献[6]基于能源产业链的视角,提出了构建综合能源商业模式的基本框架。文献[7]将能源互联网视为信息与能源融合的产物,并基于信息经济学原理,将综合能源服务的商业模式分为整体平衡与微平衡两

大类,分别对其市场机制进行了深入的探讨。文献[8]基于国内外能源企业的运营实践,对综合能源服务的商业模式进行了总结和归纳,进一步拓展了综合能源服务商业模式的研究内容。

综合而言,众多学者在综合能源服务经济性、能源利用和需求响应、商业模式创新等方面开展了大量研究,为中国综合能源服务的设计与商业化运营提供了宝贵的经验指导和理论参考。下面将在探讨综合能源服务概念与内涵的基础上,对国内外当前综合能源服务的实践经验、模式等进行比较和总结,进而为国内电网企业的综合能源服务转型提出应对性策略。

1 综合能源服务内涵

综合能源服务提出至今,其内涵和概念仍然缺乏统一和明确的界定。《国家电网公司关于在各省公司开展综合能源服务业务的意见》指出,综合能源服务是一种新型的为满足终端客户多元化能源生产与消费的能源服务方式,涵盖能源规划设计、工程投资建设、多能源运营服务以及投融资服务等方面。

因此,可以认为,综合能源服务首先是综合能源,即电、燃气、热(冷)等能源的多样化整合与供应;其次是综合服务,即全产业链的能源服务,包括多能源运营服务、能源规划设计、工程投资建设、投融资服务以及其他增值服务等;最后是综合技术,即通过大数据、云计算、物联网等技术,实现能源的阶梯利用,降低用能成本的新型能源服务模式。

2 国内外综合能源服务运营实践

2.1 国外综合能源服务实践

发达国家很早就开始综合能源服务的建设,欧

洲是最早提出综合能源系统设想并用于实践的地区,如德国 E - Energy、E - Telligence 和 RegModHarz 项目、英国曼彻斯特示范工程等。美国则是开展综合能源服务最早的北美国家。早在 21 世纪初,美国就提出综合能源系统发展计划,并通过颁布法案和提供专项资金的方式给予支持。随后,大批综合能源公司快速涌现,OPower 公司是其中的佼佼者,由其设计的综合能源服务商业化运营方案更是成为了能源行业的典范。日本作为首个开展综合能源服务研究的亚洲国家,于 2009 年正式提出建设覆盖全国的综合能源系统,力图优化能源结构和提升能效。日本东京电力公司、索尼公司、东芝公司等相关企业基于自身国情以及用户需求特点,在综合能源服务方面进行了有益的尝试,并取得了不错的效果。

综合来看,欧洲、美国、日本在推进综合能源服务上都离不开国家层面的产业引导和政策支持,并在广泛利用互联网技术的基础上,与专业的能源数据分析公司进行了深度合作。但由于自身国情的差异,发达国家和地区在综合能源服务的发起方数量和类型、开展的深度和普及的范围、商业模式创新、用户服务策略等方面仍然有着各自的侧重,如表 1 所示。

2.2 国内综合能源服务实践

中国综合能源服务提供商主要有能源企业、售电企业、技术企业及其他服务型企业等四类转变而成。能源企业主要包括电网企业和其他类型的能源企业,如南方电网综合能源有限公司、新奥能源控股有限公司等。售电企业主要在新一轮电力体制改革的“配售分离”后成立,既可能是一般的民营企业,也可能是电网、发电企业筹建的控股子公司。技术企业主要由互联网、微电网企业组建,具有强大的大数据、云计算能力,如阿里云、远景能源等。其他服务型企业往往位于能源产业链的其他环节,比如能

表 1 国外发达国家和地区综合能源服务开展情况的综合比较

国家/地区	不同之处	相同之处
欧洲	(1)是最早提出综合能源系统概念并最早付诸实践的地区 (2)综合能源服务的发起方数量多且多元化 (3)引入了虚拟电厂的角色并广泛运用到各地综合能源服务的实践中	(1)国家产业政策的引导和支持 (2)用户的用能、节能和需求响应服务是核心
美国	(1)对大数据、云平台的运用最为充分 (2)培养出了在世界范围内具有强大竞争地位的能源数据分析公司 (3)引领了全球综合能源服务的商业模式创新潮流	(3)互联网、数据分析等专业公司的广泛参与
日本	(1)电力企业十分强大,一体化程度较高,在综合能源服务中占据明显主导地位 (2)基于用户类型的综合能源服务差异化策略是其典型特色	

源方案设计规划企业、能源工程服务企业、节能企业等。就目前国内综合能源的运营现状来看,典型的综合能源服务商主要有南方电网综合能源有限公司、新奥能源控股有限公司、阿里云等。

下面对几个典型综合能源服务企业的商业模式进行对比分析。

1)南方电网综合能源有限公司

南方电网综合能源有限公司组建于2010年,已建立了覆盖“电源侧、电网侧、客户侧”的全产业链节能服务体系,并形成了面向市场的“节能服务、能源资源综合利用、清洁能源与可再生能源开发、节能服务电商平台”四大业务板块。在商业化运营方面,南方电网综合能源有限公司主要以合同能源管理(EMC)模式为主导。在综合能源服务的方案设计上,主要为用能单位提供一条龙服务,包括用能状况诊断、节能项目设计、改造、施工、设备安装、调试、运行管理以及项目融资等,用能单位则以节能效益向公司支付综合能源服务费用。除此以外,南方电网综合能源有限公司的商业化运营还涉及BOT、BOO、PPP、BT等模式。通过对上述模式的综合运用,南方电网综合能源有限公司有效解决了综合能源服务开展过程中的市场化运营和融资问题,降低了自身的资金压力。

2)新奥能源控股有限公司

新奥能源控股有限公司拥有天然气销售、综合能源服务、能源贸易、能源输配等四大核心业务。在综合能源服务方面,新奥能源控股有限公司率先提出了泛能网的设想。所谓泛能网,是指利用能源和信息技术,将能源网、物联网和互联网进行高效集成

的一种新型能源互联网。通过泛能网,新奥能源控股有限公司开发出了冷热电联产的分布式能源项目,将燃气、冷、热、电一起销售给用户。目前,湖南长沙黄花机场项目是新奥能源控股有限公司基于泛能网成功开展的综合能源服务项目,其主要采用了建设-拥有-经营模式,即新奥能源控股有限公司主要黄花机场综合能源服务项目的建设和经营,黄花机场每年向新奥能源控股有限公司支付综合能源服务费用。

3)阿里云

互联网企业出身的阿里云的综合能源服务强调“厚平台、微应用”,并以此为核心来打造自身的综合能源服务的商业生态应用。随着平台的不断完善,阿里云的综合能源服务逐渐突破原先能源交易、节电节能、需求响应、微网一体化的业务范围,并向数字化光伏电站、新能源电场、电动车分时租赁、电动车联网、精准能效管理等方向不断拓展。

综合而言,与国外综合能源服务相比,国内的综合能源服务的发展还处于初级阶段。受自身基础、国情政策的影响,国内的综合能源服务呈现出不同于国外综合能源服务的发展特点(如表2所示):第一,国内综合能源服务项目的发起方相对集中,往往由一家企业主导;第二,国内综合能源服务项目不仅提供运营服务,还提供项目的设计与施工建设;第三,相比于其他企业主体而言,由电网企业(即传统能源企业)转型而来的综合能源服务企业对大数据、互联网、云平台的运用相对较弱;第四,虽然国内综合能源服务中不乏有阿里云这样大型的互联网企业参与,但与国外OPower公司相比,国内专业的能

表2 国内外综合能源服务综合比较

国家/地区	不同之处	相同之处
国外综合能源服务商	(1)参与主体数量多且分工专业化 (2)参与主体多方共赢的特点显著,已逐渐培养出一批十分专业的能源数据分析公司 (3)对大数据据、互联网、云平台的运用充分而专业 (4)用能、节能、需求响应以及传统能源与清洁能源的协调等服务较为成熟	(1)提供全面和专业的综合能源服务是商业模式创新的目的 (2)综合能源服务商业模式的发展与所在国家/区域综合能源产业发展阶段密切相关
国内综合能源服务商	(1)参与主体往往一家独大且面面俱到,缺乏专业分工 (2)专业的能源数据分析公司较为匮乏且竞争力偏弱 (3)由于尚处于起步和布局阶段,综合能源项目的设计与建设是常见业务之一 (4)由电网企业转变而来的综合能源服务公司对大数据、互联网、云平台的运用非常薄弱 (5)运营较为薄弱,用能、节能、需求响应以及传统能源与清洁能源的协调等服务尚处于初级阶段,有待于进一步加强	(3)通过商业模式创新,综合能源服务开展所需的市场化融资的问题得到了解决 (4)能源互联网已成为综合能源服务商业模式创新的趋势

源数据分析的专业公司整体偏少,规模和竞争力也相对偏弱。

3 电网企业综合能源服务的转型策略

综合上述分析,从战略定位、业务模式、营销手段、保障机制等方面提出面向市场化的电网企业综合能源服务模式。

3.1 电网企业综合能源服务的战略定位

1) 近期目标

依托电网企业的综合优势,全面探索面向市场化的综合能源服务业务发展模式,寻求适合电网企业综合能源服务发展条件的核心业务,聚集竞争优势。

2) 中长期目标

完善电网企业电力综合能源服务的组织模式和专业技术实力,在发展综合能源核心业务的基础上,形成全面的业务配比与组合,提升在客户用能、节能、需求响应以及传统能源与清洁能源的协调等方面的服务品质和效率。

3.2 电网企业综合能源服务的业务定位

3.2.1 业务定位

首先,以供电和节电业务为基础,为不同类型的用户定制综合用电和节能解决方案。其次,在传统的供/节电服务拓展新能源开发服务的基础上(如业资源再利用发电、清洁能源发电、供气、供水、供热业务),逐步实现电力、自来水、燃气、热力的批发和零售,提供从电力、天然气到可再生能源供应等一系列的综合解决方案;以能源互联网和能源云平台为依托,通过大数据技术等对海量的能源交易、使用数据,进行挖掘、分析,为不同用户提供更加具有针对性的综合能源服务方案。最后,积极拓展能源金融类的衍生业务,向涉及到节能及新能源建设开发等项目的用户提供相关的金融服务,满足其能源金融服务需求。

3.2.2 业务设计

从能源的产品来看,主要的能源产品包括火电、水电、太阳能发电、风电、核电、地热发电、生物质能发电、燃气、冷热供应等。从能源产业链来看,能源产业包括能源金融投资、能源项目建设、能源交易、能源运行几大环节,根据不同产品类型,可拓展至节能服务、新能源开发服务、能源数据增值服务、能源

金融服务等四类业务。综合上述两个维度,未来电网企业综合能源服务的业务设计可以以此来构建提供“4×4”的矩阵(如图1所示),形成从产品类型和服务类型的“综合”能力。

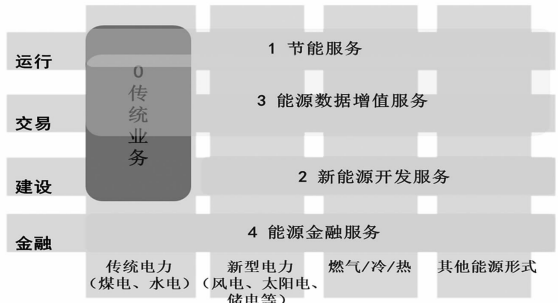


图1 电网企业综合能源服务的“4×4”业务矩阵

3.2.3 业务构建模式

电网企业可以根据节能服务、新能源开发服务、能源数据增值服务、能源金融服务这四类业务的特点以及各自所需资源和能力的差异,采用不同的业务构建模式,如图2所示。对于节能服务,可以考虑以自建或采购外包模式为主,综合能源服务公司主要从事销售和技术产品和资源整合,服务的提供则由电网企业的节能产品和技术服务公司提供。对于新能源开发服务,可采取采购外包或合作的模式,以自有品牌或联合品牌的方式向客户提供新能源开发服务。对于数据增值服务,可以考虑以自建形式为主,综合能源服务公司搭建云平台,向客户提供服务。对于金融服务,可以考虑以合作形式为主,与专业金融服务机构合作,提高专业服务水平,规避金融风险。

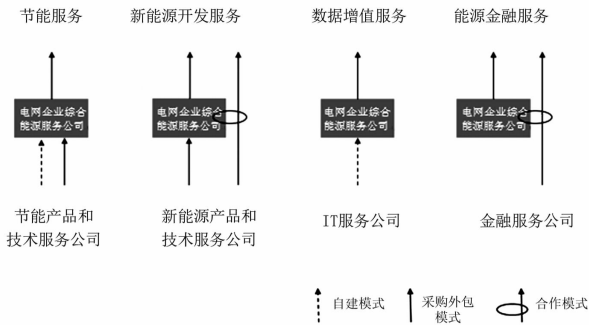


图2 电网企业综合能源服务业务构建模式

同时,整合内外部资源,打造“综合能源服务生态圈”,如图3所示,向生态合作伙伴提供以下利益共享点:品牌合作——构建系列子品牌、销售合作——共享销售产品目录和销售渠道、供应链金融合作——生态圈供应链金融服务、创新合作——技术资源共享。

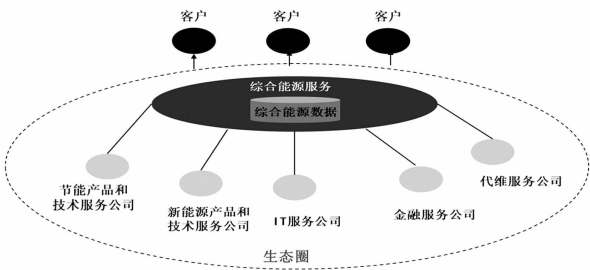


图3 电网企业综合能源服务生态圈

3.3 电网企业综合能源服务的市场定位

3.3.1 市场定位

1)新建工业园区

国家能源局2016年发布的《关于推进多能互补集成优化示范工程建设的实施意见》明确指出,到2020年,全国各省(区、市)新建产业园区采用终端一体化集成供能系统的比例要达到50%左右。与此同时,既有产业园区实施能源综合梯级利用改造的比例则要达到30%左右。以四川省为例,全省总共134个工业园区,占西部地区总量的18.8%,其中国家级工业园区为18家,省级工业园区为116家,综合能源服务的需求量十分庞大。因此,对电网企业而言,应将新建产业园区作为未来综合能源服务的目标市场进行重点布局。

2)高负荷用电区域

四川省统计年鉴显示,2017年四川省的全社会用电量为220 500 GWh,占全国的全社会用电量的3.50%,排在全国第8位。其中,2017年成都市全社会用电量约为56 500 GWh,占四川省的25.62%。成都、乐山、攀枝花、德阳、宜宾、绵阳、眉山这7个城市的全社会用电量占四川省的比例超过50%,因此,上述区域中的工业企业、市政项目等高负荷用电区域应作为当地电网企业开展综合能源服务的重点目标。

3.3.2 营销策略

1)产品策略

在产品规划上应突出以下差异化产品策略:一是“全”,强调综合能源服务定位,为客户提供能源产品全覆盖;二是“精”,通过对行业能源使用个性化需求的研究,组合不同的能源服务产品形成按行业的综合能源解决方案;三是“新”,提供的产品应达到互联网级产品体验,通过物联网、数据分析、移动技术,让用户获得全新的体验。

2)渠道策略

对于B端客户(园区、市政、企业类客户)的营销,可从以下4个方面入手:一是电网客户二次营销,针对重点客户能源使用的需求和痛点,展开二次营销,交叉营销;二是依托生态圈合作渠道,依托各类售电公司、其他能源服务公司等合作渠道开展销售业务;三是与地方政府共建,开展环保节能为主题的共建行动,推动综合能源服务业务的开展;四是利用行业电商渠道,通过互联网触达行业客户。

3.4 电网企业综合能源服务的信息化支撑

电网企业综合能源服务的信息化支撑应遵循基础平台优先,急用业务优先的建设原则,包括两个板块:业务系统板块和管理系统板块(如图4所示)。业务系统板块以综合能源服务云平台为核心,实现从客户营销、网络运行到数据采集分析的全业务闭环支撑,云平台即为综合能源服务公司市场部、各个事业部、子公司、分公司使用,也为合作伙伴、客户使用;其同时也是数据增值服务的数据加工系统。管理系统板块则主要提供对财务管理、人力资源管理、采购及供应商管理、安全生产管理、行政管理的支撑,规范业务流程,提高业务执行效率。

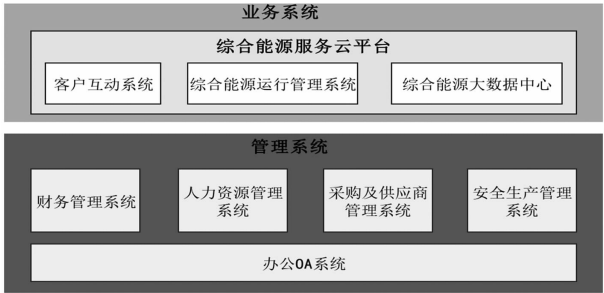


图4 电网企业综合能源服务的信息化支撑框架

3.5 电网企业综合能源服务保障体系

1)加快综合能源服务市场化价格及其配套机制落地:在完成所在区域电网输配电价、增量配电业务电价标准核定后,尽快让新的价格形成机制付诸实施;加快建立电力辅助服务市场机制,落实在部分地区开展电力辅助服务市场试点的任务目标,形成电力用户辅助服务价格机制;进一步推进增量配电业务放开,完善电力交易规则,优化监管方式,健全电力交易市场体系。

2)推进混合所有制改革,完善电网企业综合能源服务的治理机制。在保证核心业务相对独立的前提下,可在部分竞争性业务领域考虑引入混合所有制改革。在此基础上,建立和完善电网企业综合能源服务的现代企业制度和市场化激励约束机制,规

范公司治理。

3)完善综合能源服务的融资渠道。面向市场化的综合能源服务意味着更加多元化的融资渠道,电网企业在开展综合能源服务时,可参考南网能源公司 EMC、BOT、BOO、PPP、BT 等五大商业模式的运营经验,在综合考虑客户类型与需求、项目特点与规模的基础上,灵活采用自有资金和市场化资金相结合的融资渠道,保障综合能源服务的资金需求。

4)形成市场化的引入和用人机制。首先,在引入人方面,电网企业需要在明确部门、岗位要求的基础上,通过市场化招聘和电网企业内部竞聘的方式,吸引优秀的暖通、技经、管理等专业人才加入综合能源服务中;其次,在用人和留人方面,电网企业应当提供具有市场竞争力的薪资待遇和与绩效挂钩的奖励,提高员工的工作积极性和激励性,确保综合能源服务高效运行。

4 结 语

1)综合能源主要指提供综合能源和综合服务,包括能源供应服务、技术设备服务、管理服务、工程服务、投融资服务、其他衍生服务,综合能源服务的兴起代表着中国能源行业重心已从“保障供应”转移到“以用户为中心的能源服务”。

2)从国外经验来看,综合能源服务的发展离不开政策的支持和引导,国外典型案例的启示要进行市场化的尝试,并注重多能互补、分布式能源开发、虚拟电厂、需求侧管理、大数据、云平台等智能化技术和通信技术的应用,提高能源的利用效率和协同发展。

3)中国综合能源服务市场潜力巨大,但产业仍处于零星布局阶段,尚未全面展开,从现有实践经验

来看,国内综合能源服务在规模化发展、产业布局、能源协同、数据分析和平台建设等方面仍比较薄弱。

4)电网企业应在传统售电业务的基础之上,开展节能服务、新能源服务、数据增值服务、能源金融服务,构建面向市场化的组织架构、价格机制、融资渠道和用人机制,借助技术优势和信息化支撑,以新建园区为重点,以高负荷地区为首选,实现能源产品全覆盖、综合能源服务个性化和智能化。

参考文献

[1] 杰里米·里夫金. 第三次工业革命:新经济模式如何改变世界[M]. 北京:中信出版社, 2012.

[2] 曾鸣, 刘道新, 李娜, 等. 综合能源系统的关键经济问题研究[J]. 华东电力, 2013, 41(7): 1403 – 1408.

[3] 胡浩, 王英瑞, 曾博, 等. 基于 CVaR 理论的综合能源系统经济优化调度[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(6): 209 – 219.

[4] Jain N, Alleyne A. A Framework for the Optimization of Integrated Energy Systems [J]. Applied Thermal Engineering, 2012, 48: 495 – 505.

[5] 曾鸣, 杨雍琦, 刘敦楠, 等. 能源互联网“源 – 网 – 荷 – 储”协调优化运营模式及关键技术[J]. 电网技术, 2016, 40(1): 114 – 124.

[6] Zhou, K, Yang S, Shao Z. Energy Internet: The Business Perspective[J]. Applied Energy, 2016, 178: 212 – 222.

[7] 刘敦楠, 曾鸣, 黄仁乐, 等. 能源互联网的商业模式与市场机制(二)[J]. 电网技术, 2015, 39(11): 3057 – 3063.

[8] 封红丽. 国内外综合能源服务发展现状及商业模式研究[J]. 电器工业, 2017(6): 34 – 42.

[9] 应鸿, 张扬. 综合能源服务知识体系研究[J]. 浙江电力, 2018, 37(7): 1 – 4.

作者简介:

魏 阳(1987), 硕士, 工程师, 研究方向为企业运营管理。

(收稿日期: 2019 – 09 – 30)

(上接第 45 页)

[9] 钟贵和. 基于灵敏度方法的输电有功运行风险控制[D]. 广州: 广东工业大学, 2014.

[10] 张安福. 风光联合发电系统并网对锡林郭勒电网可靠性的影响[J]. 内蒙古电力技术, 2019, 37(1): 35 – 40.

[11] 刘洋. 发输电系统可靠性评估的蒙特卡洛模型及算法研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2003.

[12] 吕磊炎, 赵渊, 谢开贵. 柔性交流输电系统交直流潮

流可靠性评估模型[J]. 电力系统及其自动化学报, 2012, 24(1): 1 – 7.

作者简介:

林哲敏(1985), 博士, 高级工程师, 主要研究方向是电力系统可靠性分析、电能质量、电力交易市场;

胡 骞(1993), 工程师, 研究方向为电力系统可靠性分析。

(收稿日期: 2019 – 07 – 30)

可控转动复合横担在输电铁塔中的应用研究

鄢秀庆, 黄 兴, 杨 洋, 廖邢军, 冯 勇
(西南电力设计院有限公司, 四川 成都 610021)

摘 要:复合横担通常布置成完全约束型或自由转动型,前者造价较高,后者则由于横担转动无规律造成运维困难。为消除传统方案的弊端,提出了“V”串可控转动方案,既能完全约束正常运行时的转动,部分约束不均匀覆冰工况下的转动,又能完全释放断线时的张力差,集中了完全约束型和自由转动型的优点,且造价与传统方案相当。通过对传统方案的改进,确定了新型“V”串可控转动方案的结构布置、工作方式和荷载取值原则,为该方案的实施提供简便可行的操作建议。

关键词:复合材料横担;可控转动“V”串方案

中图分类号:TM753 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0061-05

Study on Application of Controllable Rotating Composite Cross Arm in Transmission Tower

Yan Xiuqing, Huang Xing, Yang Yang, Liao Xingjun, Feng Yong
(CPECC Southwest Electric Power Design Institute Co., Ltd., Chengdu 610021, Sichuan, China)

Abstract: Composite cross arm is usually arranged into a fully constrained or free rotating type, the former is very expensive, while the latter results in the difficulties of operation and maintenance due to irregular rotation of the cross arm. In order to eliminate the shortcomings of the traditional design, the controllable rotating "V" series scheme is put forward, that is, while all of the cross arms can be constrained in normal operation, some of the cross arms can be constrained in non-uniform ice conditions, and all of them can freely rotate in wire breakage situation. With similar cost, the "V" series scheme includes all the advantages of fully constrained scheme and freely rotating scheme. Through the improvement of the traditional schemes, the structure arrangement, the working mode and the load value principle of the new type "V" series controllable rotating scheme are determined, which can provide a simple and feasible operation suggestion for the proposed scheme.

Key words: composite cross arm; controllable rotating "V" series scheme

0 引 言

一般复合材料横担与塔身通常设计成自由转动型或完全约束型。自由转动型通过横担转动释放张力,经济性较好,但其一旦受到不平衡张力就开始随机转动,增加了施工及运维难度。完全约束型刚度较好,但在导线发生纵向不平衡张力时(如事故断线、不均匀覆冰等),由于不平衡张力无法释放,导致横担及塔身受力较大,使复合材料及钢材用量增加^[1-4]。

下面通过对横担及塔身连接的优化,提出了可控转动“V”串方案,即通过赋予横担转动启动阈值

来控制横担的转动。当张力差小于阈值时,横担不转动;当张力差大于阈值时,启动转动:既可避免横担的随机转动,又可以有效降低杆塔荷载。可控转动方案集中了完全约束型和自由转动型的优点,为使该方案能够简便可行地在工程中实现,对其结构布置、工作原理、荷载取值进行了分析,提出了可供参考的设计方法。

1 传统方案

1.1 自由转动方案

自由转动方案中横担采用平面结构,受压支柱与塔身铰接,当横担受到不平衡力(包括0°大风、不

均匀冰、断线)时开始转动,当相邻档通过档距变化达到张力平衡后,则横担停止转动。自由转动原理及支座如图 1 所示。

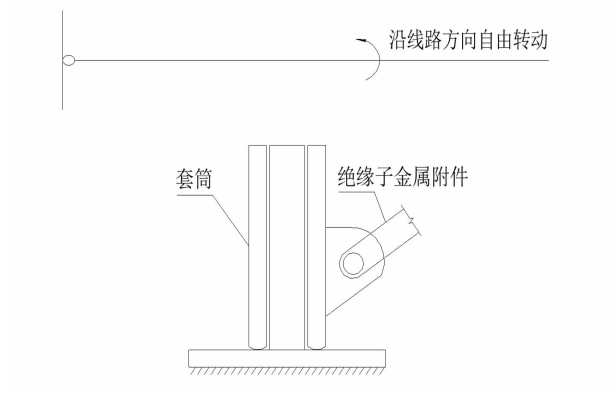


图 1 自由转动方案

采用自由转动方案时,通过复合横担的转动,可释放纵向张力,降低复合材料及钢材用量,因此能有效降低投资,但其在使用时仍存在以下弊端:

1)根据灵州—绍兴 ± 800 kV 特高压直流线路工程经验,由于自由转动横担无最小转动阈值,一旦存在不平衡张力,横担即启动转动,由于这种转动毫无规律,给运维带来一定的困扰。

2)横担转动后,依靠档距变化来平衡张力。对于档距减少的档,弧垂将增加;档距增大的档,弧垂将减小。根据电气计算结果,对于连续七档模型,在各工况下由于档距变化会造成弧垂增加约 1.0 ~ 2.0 m,因此采用转动横担时,对地距离应留有适当裕度。

3)采用复合横担架设导线时,需要设置临时拉线,不然横担容易转动,不易确定弧垂高度。临时拉线需在塔身设置挂点,施工后必须及时拆除,临时拉线的夹角也要精确计算,不然将影响横担受力或产生变形,在一定程度上增加了施工难度。

1.2 完全约束方案

完全约束方案中由于不能通过悬垂串转动和横担转动来释放纵向张力,横担要承受较大的纵向张力。而采用平面结构时受压绝缘支柱同时受双向压弯作用,会导致选择支柱截面变大,费用增加约 120%,且加工困难。所以完全约束方案一般采用空间结构,如图 2 所示。

该方案在新疆与西北主网联网 750 kV 第二通道输变电工程成功应用。以某 750 kV 线路工程三型直线塔为例,选材结果及与自由转动方案造价对比见表 1、表 2^[5-6]。

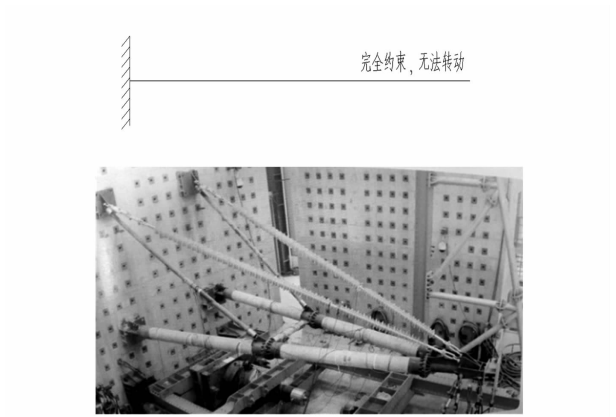


图 2 完全约束方案

表 1 受压绝缘支柱选材对比

工况	自由转动方案			
	内力/kN	直径/mm	壁厚/mm	数量
大风	281	320	10	1
覆冰	331	320	10	1
不均匀覆冰	289	320	10	1
断线	296	320	10	1

工况	完全约束方案			
	内力/kN	直径/mm	壁厚/mm	数量
大风	310	320	12	2
覆冰	365	320	12	2
不均匀覆冰	318	320	12	2
断线	326	320	12	2

表 2 完全约束方案与自由转动方案的经济性对比

项 目	自由转动	完全约束
受压绝缘支柱重量/t	1.01	2.41
杆塔重量/t	24.9	25.9
基础混凝土/m ³	49.8	54.4
总费用/万元	32.2	38.9
费用比例	1	1.21

注:1)完全约束方案的张力均按照规范取值;
2)自由转动方案已考虑横担转动时弧垂降低的影响。

由表 1 可知,采用完全约束方案时,由于绝缘支柱水平放置,其内力在原有垂直荷载、风荷载的基础上,需要叠加断线张力,其内力远大于自由转动方案。

由表 2 可知,与自由转动方案相比,完全约束方案的塔重增加约 4%,受压支柱重量是自由方案的 2.4 倍,综合投资较自由转动方案增加 21%。

此外,由于绝缘子串长变短,相同排位情况下,由不均匀覆冰或断线产生的不平衡张力较常规串长时要大。以档距 500 m、无高差、七档连续耐张段为

研究对象,分别计算不均匀覆冰下的不平衡张力。结果表明:不均匀覆冰时,最大不平衡张力为最大使用张力的17%,断线张力为最大使用张力的50%,远远大于常规钢制横担不均匀覆冰时不大于10%和断线时不大于20%的要求。因此,考虑绝缘子串长因素后,完全约束方案投资还将大幅增加。

2 可控转动“V”串方案

为避免较小不平衡张力带来的无序转动以及完全约束时选材过大、造价较高的弊端,可采用可控转动方案,即给复合横担设定一定的转动阈值,当纵向张力小于该值时,横担不转动,靠自身传递张力;当纵向张力大于该值时,横担启动转动,直到两侧张力达到平衡。

《架空输电线路杆塔结构设计技术规定》中第3.3.6条对转动横担启动值进行了要求:转动横担或变形横担的启动力,应满足运行和施工的安全要求。一般110 kV线路采用标准值2~3 kN;220 kV线路采用标准值5~6 kN^[5]。而对500 kV及以上交流输电线路没有规定,下面将重点探讨可控转动的实施方案及转动阈值的取值问题。

2.1 方案布置及工作方式

方案布置及三维效果图见图3、图4。上平面绝缘子采用“V”型布置,且每串绝缘子采用两根以上的独立复合绝缘子,并通过铰点连接。“V”串夹角可根据需要修改,“V”串只承受拉力,一旦受压即退出工作,并能通过铰点使两根独立复合串弯折来实现横担转动。下平面采用单肢受压绝缘子串,可承受压力,并通过与塔身铰接来实现转动。垂直荷载G、水平力H在“V”串平面内形成合力 T_v ,使上平面绝缘子串受拉。当不平衡力 T 与 T_v 的合力 T_c 的反向延伸线在“V”串夹角范围内时,两串同时受力;当延伸线在夹角范围外时,一串受压退出工作(图3,AC线),另一串受拉(AB线),则与下平面受压支柱一起开始绕OB轴转动,此时受力同自由转动方案。在某一工况下,垂直荷载和水平荷载的合力是一定的,随着不平衡张力的增加,合力的方向在不断调整,当合力的延长线与某一串重合时,则此串受拉,另一串受力为0,定义此时的不平衡张力为转动阈值;当不平衡力继续增大时,横担转动,其平衡则由两侧档距变化控制。

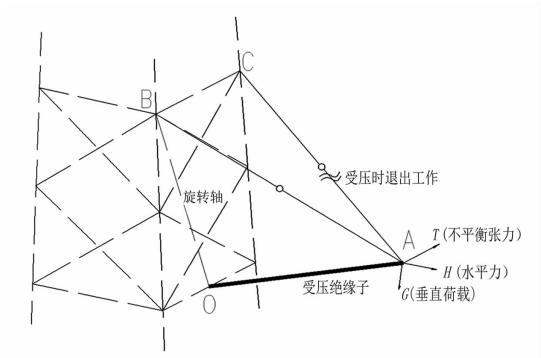


图3 “V”串方案布置

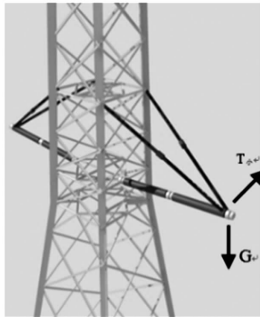


图4 “V”串三维效果

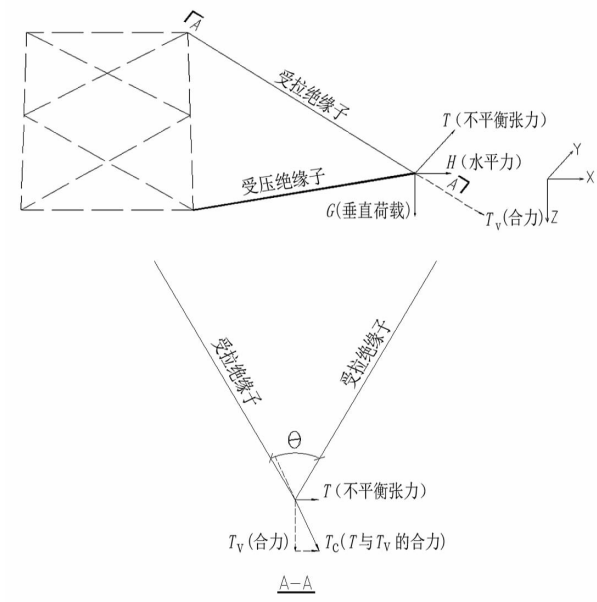


图5 “V”串方案工作原理

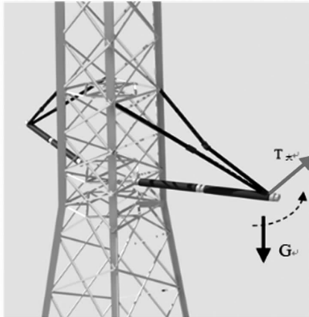


图6 “V”串方案工作原理三维图

表 3 V 串夹角与转动阈值关系

工况	垂直荷载 /kN	水平荷载 /kN	根据规范计算的 最大纵向张力差 /kN	V 串夹角 /(°)	左侧转动 阈值/kN	左侧转动阈值与 最大使用张力比值 /%	右侧转动 阈值/kN	右侧转动阈值与 最大使用张力比值 /%
0 °大风	100. 62	0. 00	14. 20	30	11. 39	4. 4	11. 39	4. 4
				40	15. 48	6. 0	15. 48	6. 0
				50	19. 83	7. 6	19. 83	7. 6
不均匀冰	141. 55	± 22. 76	25. 99	30	10. 50	4. 0	21. 56	8. 3
				40	14. 27	5. 5	29. 28	11. 3
				50	18. 28	7. 0	37. 51	14. 4
断线	166. 53	0. 00	51. 99	30	18. 86	7. 3	18. 86	7. 3
				40	25. 62	9. 9	25. 62	9. 9
				50	32. 82	12. 6	32. 82	12. 6

2.2 实例计算及技经比较

以某 750 kV 线路工程三型直线塔为例,求得在不同工况下,不同的 V 串夹角时的转动阈值,并与最大使用张力进行比较,结果如表 3 所示。

由于 90°大风及覆冰时无纵向张力,因此计算转动阈值时不考虑该工况,仅计算有纵向张力的 0°大风、不均匀覆冰以及断线工况。由于上下导线高度差不多,因此,可近似认为 0°大风时顺线路方向风荷载相等,复合横担上平面与水平面的夹角均按 25°计算。从计算结果来看,主要有以下结论:

- 1)随着 V 串夹角的增大,转动阈值增大;
- 2)为实现 0°大风时横担不转动,不均匀覆冰时尽量不转动,断线时可自由转动,通过比较不同 V 串夹角的转动阈值,可选取 40°作为最优 V 串夹角。

可控转动“V”串方案与自由转动及完全约束方案相比,工程投资对比如表 4 所示。

表 4 横担结构方案比较

比较项目	自由转动 方案	完全约束 方案	可控转动 V 串方案
受压绝缘 支柱/t	1. 01	2. 41	1. 01
杆塔重量/t	24. 9	25. 9	25. 0
基础混凝土/m ³	49. 8	54. 4	50. 0
总费用/万元	32. 2	38. 9	32. 3
投资比例	1	1. 21	1. 003
运行效果	转动无规律, 运行效果一般。	良好	良好
施工难度	需增加辅助拉线, 施工后拆除。	操作简单 易行	操作简单 易行

表 5 各横担不均匀覆冰时的转动阈值

项目	左 侧				右 侧			
	拉杆与水平 面夹角/(°)	V 串夹角 /(°)	转动阈值 /kN	与最大使用 张力比值/%	拉杆与水平 面夹角/(°)	V 串夹角 /(°)	转动阈值 /kN	与最大使用 张力比值/%
横担	25	40	14. 27	5. 5	25	40	29. 28	11. 3

从表 4 可知,采用完全约束方案虽然运行及施工操作简单,但投资增幅较大,不推荐采用;采用可控转动方案,既能控制大风时不转动、不均匀覆冰时部分横担转动,也能释放断线时的张力差,集中了自由转动方案及完全约束方案的优点,而投资只在自由转动方案的基础上增加约 0. 3%,且施工操作简便,可实施性强。因此,采用可控转动 V 串方案是可行的。

2.3 荷载取值

采用可控转动复合横担后,风荷载及垂直荷载计算与常规钢结构横担一致,区别在于纵向张力。复合横担承受的最大纵向张力为转动阈值对应的张力,不同的“V”串夹角对应的张力不同,不同工况下对应的张力也不同,可根据转动阈值计算不同张力差下的塔重情况,以求得可控转动方案对于不均匀覆冰时的适用情况。

计算的主要工况如下所示:

- 1)工况 1:90 °大风,纵向张力为 0。
- 2)工况 2:0 °大风,有纵向张力,横担不转动。
- 3)工况 3:覆冰,纵向张力为 0。
- 4)工况 4:不均匀覆冰,纵向张力分别为最大使用张力的 5%、10%、15%、20%。
- 5)工况 5:断线,横担转动直至张力平衡,横担承受部分张力。

各横担在不均匀覆冰时的转动阈值如表 5 所示。

不同张力差下横担的受力情况如表 6 所示。不同张力下的塔重比较如表 7 所示。

表 6 计算工况列表

(不平衡张力/最大 使用张力)/%	左横担受力/kN	右横担受力/kN
5	12.9	12.9
10	0	25.9
15	0	0
20	0	0

注:不平衡张力为 0 时,代表横担已转动。

表 7 不同张力下的塔重比较

(不平衡张力/最大 使用张力)/%	对应 V 串夹角/(°)	塔重/t
5	40	24.9
10	40	25.3
15	40	25.6
20	40	25.9

从表 7 可以看出,随着不平衡张力增加,塔重在逐渐增大,但是变化幅度较小。因此,建议在设置转动阈值时,应尽量增大 V 串夹角,使得转动阈值增大,从而在不均匀覆冰工况下横担不转动或较少转动。但由于过大的 V 串夹角,将使得隔面支架伸长较多,一方面增加塔重,另一方面构造也较困难。因此,针对此三型直线塔,可取最大使用张力的 10% 作为最优转动阈值,对应的 V 串夹角为 40°。

(上接第 3 页)

[2] 周凯,李康乐,杨明亮,等. 由异常水树形态洞察力学取向对水树生长的影响[J]. 中国电机工程学报, 2016,36(19):5373-5381.

[3] 李康乐,周凯,黄明,等. XLPE 在电场作用下的取向对温度变化条件下水树生长的促进作用机理[J]. 中国电机工程学报, 2018,38(3):956-964.

[4] 周凯,陶文彪,赵威,等. 以分子取向理论理解交联聚乙烯中水树在不同温度下的生长特性[J]. 高电压技术,2014,40(12):3665-3673.

[5] J. J. De Bellet, G. Matey, L. Rose, et al. Some Aspects of the Relationship between Water Treeing, Morphology, and Microstructure of Polymers[J]. IEEE Transactions on Electric Insulation,1987,22: 211-217.

[6] 黄明,周凯,黄科荣,等. 基于 PDC 法的绝缘老化电缆低频损耗特性分析[J]. 高电压技术,2019,45(3):959-967.

3 结 论

前面分析了传统复合材料横担的优缺点,并提出了可控转动方案,在投资金额基本相当的情况下,可有效克服传统复合横担运维困难或造价高的问题。同时对可控转动方案的布置及运行方式进行了研究,并提供了简单可行的操作方法。通过对可控转动方案荷载取值的研究,得出了转动阈值的取值建议,为新型可控转动复合横担的推广提供了一定的理论依据。

参考文献

[1] 左玉玺,薛更新等. 750 kV 输电线路复合横担设计研究[J]. 电网与清洁能源,2013,29(1):1-8.

[2] 王虎长,赵雪灵. 复合材料(FRP)格构塔应用研究报告[R]. 西安:西北电力设计院,2010.

[3] 赵雪灵,谭浩文. 免横担组合绝缘子塔应用研究[R]. 西安:西北电力设计院,2013.

[4] 徐维,敖翔,李冬. 500 kV 线路悬垂绝缘子串金具碰撞塔材原因分析及对策[J]. 云南电力技术,2019,47(6):74-76.

[5] 架空输电线路复合材料杆塔结构设计导则(报批稿): Q/DG 2-T02-2011[S],2011.

[6] 750 kV 架空输电线路杆塔复合横担技术规定:Q/GDW 11124.5-2014[S],2014.

作者简介:

鄢秀庆(1984), 硕士, 高级工程师, 从事输电线路结构设计工作。
(收稿日期:2019-10-12)

[7] 蔡钢,刘曦,濮峻嵩,等. 基于 PDC 法的水树老化电缆绝缘诊断[J]. 绝缘材料,2016,49(7):61-64.

[8] 陈井锐,赵威,赵荣普,等. 极化-去极化电流法诊断电缆绝缘[J]. 绝缘材料,2018,51(2):57-61.

[9] 张福忠,周凯,谢敏,等. XLPE 水树老化电缆介电响应下非线性研究[J]. 绝缘材料,2018,51(2):51-56.

[10] 周凯,黄科荣,黄明,等. 交联聚乙烯电缆绝缘中的水树生长特性[J]. 高电压技术,2018,45(10):3207-3213.

[11] K. A. Rubinson, J. F. Rubinson. Contemporary Instrumental Analysis (1st edition) [M]. Beijing: Science Press,2003.

作者简介:

李康乐(1990), 在读博士生, 研究方向为固体绝缘介质老化及电缆修复。

(收稿日期:2019-10-17)

输电线路铁塔参数化模型的杆件信息拓展研究

李美峰,冯 勇,李 力,肖洪伟,梁 明
(西南电力设计院有限公司,四川 成都 610021)

摘 要:输电线路三维设计中,铁塔数字化模型采取 MOD 文件参数化建模,可表达铁塔的几何线框结构信息,但由于铁塔是由具有一定宽度和厚度的板和杆件组成的空间结构,而 MOD 文件目前仅能表述节点编号、坐标、杆件的规格、材质、肢朝向、挂点属性和坐标信息,对于杆件之间的相对位置关系缺乏规范性描述,因此 MOD 格式和信息还需要进行拓展和深化,才能满足铁塔数字化模型的远期需要。首先对铁塔 MOD 文件的数据结构进行了介绍;然后从增加杆件相对位置关系描述信息的角度出发,分析了 MOD 文件的不足之处,指出现行 MOD 格式还不能充分表达铁塔数字化信息;最后提出了一种能表达杆件相对位置关系的方式。

关键词:输电铁塔;参数化模型;MOD
中图分类号:TM753 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2019)06-0066-05

Study on Extension of Pole Information in Parametric Model for Transmission Tower

Li Meifeng, Feng Yong, Li Li, Xiao Hongwei, Liang Ming
(Southwest Electric Power Design Institute Co., Ltd., Chengdu 610021, Sichuan, China)

Abstract:In the three-dimensional design of transmission lines, the digital model of the tower is constructed by parametric modeling. The structure and geometric information of the tower is expressed by MOD files. However, the tower is a spatial structure composed of plates and bars with a certain width and thickness, the MOD file of the tower can only express the node number, coordinates, bar specifications, material, limb orientation, hanging point attributes and coordinate information. The relative position relationship between members lacks of normative description. Therefore, the format and information of MOD files need to be expanded and deepened to meet the future needs of the tower digital model. Firstly, the data structure of MOD files of the tower is introduced, and then the shortcomings of MOD files are analyzed from the point of view of adding descriptive information of relative position relation of members. Finally, a new method which can express the relative position relationship of the member is proposed.

Key words:transmission tower; parametric model; MOD

0 引 言

目前,输电线路工程正在大力推行三维数字化设计,对于铁塔模型,国网企业标准^[1]规定铁塔通用模型和产品模型采用参数化建模,装配模型采用图形化建模。现在行业内通用的参数化建模方式是通过 MOD 文件表达铁塔的几何结构信息。这种方式数据结构简单明了,能直观描述铁塔的外形尺寸和杆件型式,从而使铁塔模型成为具备三维实体信息并可采用结构化语言描述的数据结构形式。

但现实空间的铁塔如角钢塔和钢管塔等是由具有一定尺寸外形的板、杆件和螺栓等构件组成的空间结构,而且杆件受构造因素影响其端点与节点之间存在一定的位置偏移,进而导致实际安装位置与理论模型存在差异。由于角钢并非中心对称截面,因此这种差异对于角钢塔尤为明显。

铁塔参数化模型目前仅能表述节点编号、相对坐标、杆件规格、杆件材质、角钢肢(或钢管)朝向、挂点属性和坐标信息,对于杆件之间实体层面的相对位置关系缺乏相应的细节描述,可能导致不同软件平台复原实体模型时有差异。因此参数化模型文

件格式和信息还需要进行拓展和深化,建立统一标准才能满足铁塔数字化模型的远期需要。

下面首先对铁塔参数化模型文件的数据结构进行了介绍;然后从细化杆件相对位置关系的角度出发,分析了杆件空间位置的计算方法,指出目前参数化模型文件在表达铁塔杆件构造信息上存在不足之处;最后提出一种能更详细表达杆件相对位置关系的方法。

1 铁塔模型文件格式

国家电网公司三维设计技术标准^[2-3]规定铁塔模型包括通用模型、产品模型和装配模型,并对模型深度和包含信息作出了如下规定:

- 1)通用模型采用参数化模型,文件格式为MOD,文件内容包含节点、杆件(不含规格、材质)、挂点、接身接腿、呼高信息;
 - 2)产品模型采用参数化模型,文件格式为MOD,文件内容包含节点、杆件(含规格、材质、肢朝向)、挂点、接身接腿、呼高信息;
 - 3)装配模型采用图形化建模,文件格式为STL。
- MOD 格式的参数化模型文件的数据结构继承了 TTA 和满应力铁塔计算程序的数据结构形式,信息表达直观明了,便于信息的交互和应用。

2 铁塔参数化模型文件解析软件

在三维数字化设计过程中,铁塔参数化模型文件可以解析并通过三维平台进行显示。图 1、图 2 为解析完成的通用模型和产品模型示例。

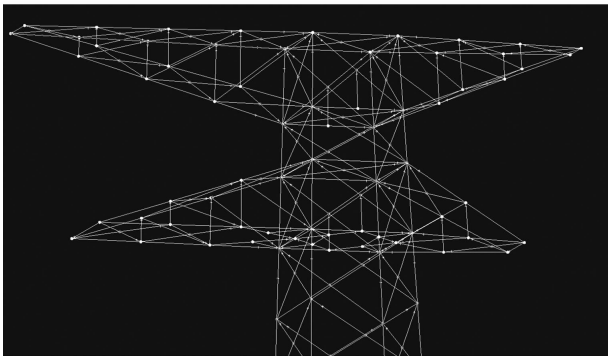


图 1 铁塔通用模型

解析铁塔参数化模型文件需要使用三维建模软件。目前行业内的商业三维建模软件均可生产和解

析参数化模型文件,主要包括 TMA、TwSolid、博超 TLD 三维平台、国遥三维平台等。对以上建模软件进行比较分析,结果如表 1 所示。

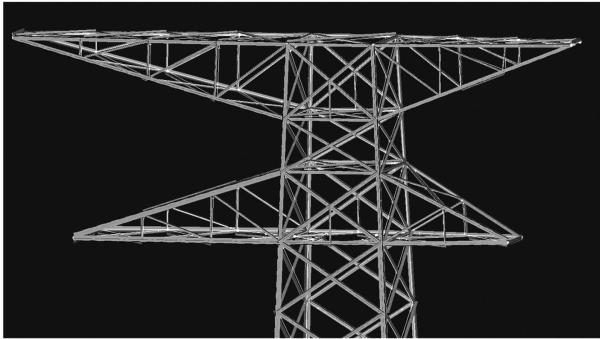


图 2 铁塔产品模型

表 1 铁塔参数化建模软件比较

软件名称	开发公司	技术特点	优点
TMA	中国北京信狐天诚软件公司	铁塔放样、三维建模和绘图软件	参数化建模,在铁塔加工厂家应用多年
TwSolid	中国北京道亨时代科技软件公司	铁塔放样、三维建模和绘图软件	参数化建模,在铁塔加工厂家应用多年
博超 TLD 三维平台	北京博超时代软件有限公司	送电三维设计平台	参数化建模,满足数字化移交要求
国遥三维平台	北京国遥新天地信息技术有限公司	送电三维设计平台	参数化建模,满足数字化移交要求
输电铁塔一体化制图仿真系统	中国电力科学研究院	铁塔放样、三维建模软件	参数化建模,满足数字化移交要求

由表 1 可知,TMA 和 TwSolid 为两款专业的放样软件,在国内的铁塔加工厂家已经有多年的应用经验。而另外 3 种建模软件主要服务于设计单位的三维设计平台中的铁塔参数化建模和数字化移交。因此 TMA 和 TwSolid 的适用性更强,从而选择 TMA 软件平台进行参数化模型文件的研究测试。

3 铁塔信息参数化表达的拓展

3.1 差异分析

从图 1 和图 2 可以看出,通用模型只能显示节点和线条,产品模型则能表达构件规格。这是因为产品模型 MOD 文件信息是由模型参数信息、挂点信息和接身接腿信息 3 部分构成,其中模型参数信息中的杆件信息决定了模型显示的杆件三维效果。从表 2 产品模型参数信息可以看出,杆件信息一般

是通过计算模型文件中的节点坐标和杆件规格信息转换生成。

表 2 产品模型参数信息表

参 数	说 明
接身接腿信息	呼高数量、接身和接腿编号
节点信息	P, 点编号, X、Y、Z 坐标值
杆件信息	R, 节点编号 1, 节点编号 2, 规格, 材质, 肢朝向, 梢径, 端径, 边数
挂点信息	G, 挂点类型, 挂点名称, X、Y、Z 坐标

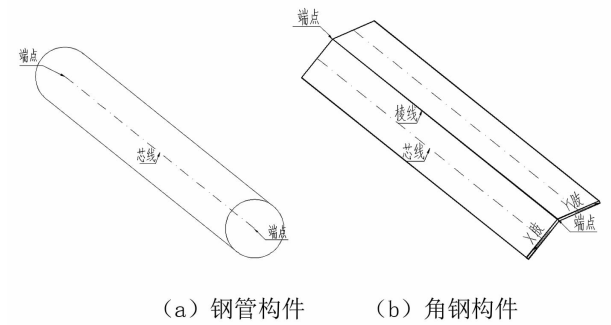


图 3 构件空间位置计算

构件空间位置简图如图 3 所示。钢管构件为中心对称的截面型式,则生成三维模型时只需要获取节点坐标和钢管规格即可,但角钢并非截面中心对称构件,因此 MOD 文件中将角钢棱线作为默认芯线。角钢杆件的空间位置计算方法为:1)根据文件中节点坐标信息确定杆件的起止端点及位置;2)根据文件中杆件规格信息确定截面尺寸;3)确定截面 X 和 Y 肢的矢量方向,注意 X 和 Y 肢均垂直于端点连线方向,且 X 和 Y 肢正交。

图 4 为 MOD 文件生成产品模型节点图,从图中可以看出,由于 MOD 文件对角钢芯线没有定义,程序默认角钢棱线为铁塔模型的芯线,即棱线和芯线默认是重合的。

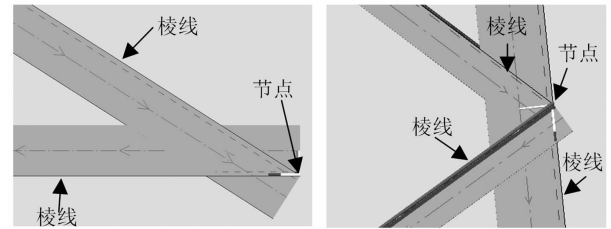


图 4 MOD 文件生成产品模型节点

但实际铁塔构图时,为了保证受力合理通常是

将角钢的第 1 排芯线(或中心线)作为构图准线,如图 5 所示。

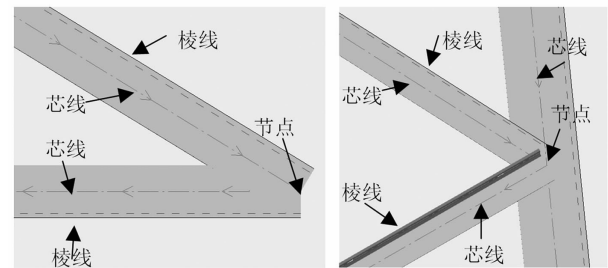


图 5 按常规构图生成产品模型节点

从图 4 可以看出,角钢棱线的两个端点与单线节点重合后,模型外形与图 5 有一定差异。这是因为常规铁塔的杆件均由等边角钢组成,等边角钢是一种轴对称的截面形式,由相互正交的 X 肢和 Y 肢组成,Z 方向为构件轴向。在实际构造处理时,角钢连接必须先确定芯线的位置,才能确保构造合理、受力清晰。而 MOD 文件未明确角钢芯线的距离,如果仅以角钢棱线作为理论芯线,则必然会造成生成的数字化模型角钢外楞线无法对齐。这就造成参数化模型与实际模型存在构造尺寸的差异。

因此 MOD 格式的参数化模型尚不能正确表达出产品模型的尺寸信息,只有对构件的数据结构进一步补充拓展,才能将上述构造信息表达出来。

3.2 确定构图基准面

为了建模方便,统一取角钢中心线为建模芯线。结合结构图绘制的一般原则,先确定塔身变坡所在平面为基准面,使变坡处主材的芯线交点之间的距离与变坡宽度相等。则变坡上下杆件的芯线偏移值按照棱线对齐的原则计算,定义 Δx 和 Δy 为角钢芯线相对于节点连线的偏移值。变坡位置铁塔芯线如图 6 所示。

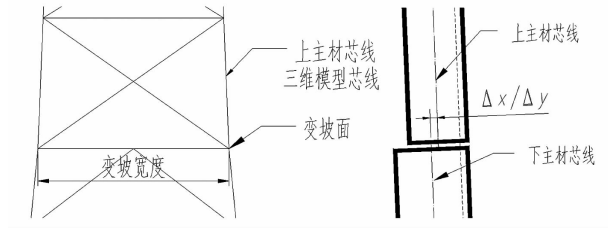


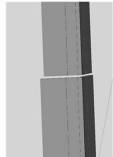
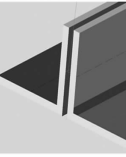
图 6 变坡位置铁塔芯线

3.3 杆件之间相对位置关系的表达

角钢塔的构件类型一般包括单角钢、十字双组

合角钢、T 型双组合角钢和四组合角钢,角钢塔构件类型见表 3。

表 3 角钢塔构件类型

单角钢	十字双组合角钢	T 型双组合角钢	四组合角钢
			

3.3.1 单角钢

上下单角钢建模偏移值计算如图 7 所示,当上下角钢的外棱平面对齐后,上面较小的角钢相对于节点连线存在 X 肢和 Y 肢两个方向的芯线偏移值。

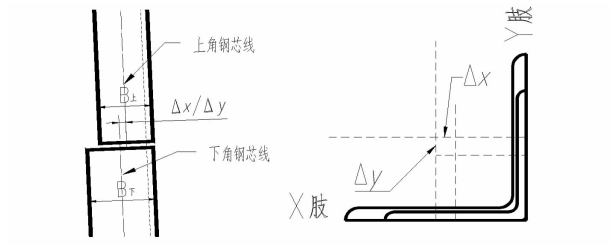


图 7 上下单角钢建模偏移值计算

通过计算,则

$$\Delta x_{\text{上}} = \Delta y_{\text{上}} = (B_{\text{下}} - B_{\text{上}})/2 \tag{1}$$
$$\Delta x_{\text{下}} = \Delta y_{\text{下}} = (B_{\text{上}} - B_{\text{下}})/2 \tag{2}$$

式中: $\Delta x_{\text{上}}$ 和 $\Delta y_{\text{上}}$ 为上主材角钢的芯线偏移值; $\Delta x_{\text{下}}$ 和 $\Delta y_{\text{下}}$ 为下主材角钢的芯线偏移值; $B_{\text{上}}$ 和 $B_{\text{下}}$ 分别为上、下主材的肢宽。

3.3.2 十字组合角钢

在 MOD 文件中,对于组合角钢采用每根角钢逐行描述的方式,如:

R,2813,3023,L200X24,Q420,0.986 248,0.027 696,-0.162 937,-0.027 696,-0.986 248,-0.162 937;

R,2813,3023,L200X24,Q420,-0.986 248,-0.027 696,0.162 937,0.027 696,0.986 248,0.162 937。

上面两行在 MOD 文件中表达的是 2813-3023 杆件采用了 L200X24 的双组合角钢。铁塔十字型双组合和四组合两种构造方式类似,因此下面仅针对十字型双组合角钢进行分析。

对十字型双组合角钢,其构造中心为角钢的形心,因此 A 和 B 角钢的偏移值均可以通过单角钢中心与组合角钢形心的距离来计算,如图 8 所示。

通过计算,则

$$\Delta x_A = -B_{+}/2 \tag{3}$$

$$\Delta x_B = B_{+}/2 \tag{4}$$

$$\Delta y_A = -B_{+}/2 \tag{5}$$

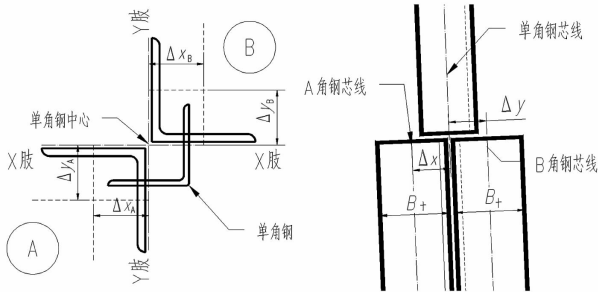


图 8 单角钢与十字组合角钢连接偏移值计算

$$\Delta y_B = B_{+}/2 \tag{6}$$

式中: Δx_A 和 Δy_A 为十字组合 A 角钢的芯线偏移值; Δx_B 和 Δy_B 为十字组合 B 角钢的芯线偏移值; B_{+} 为十字组合角钢中单根角钢的肢宽。

3.3.3 T 型组合角钢

同理,对于 T 型组合角钢,一般可认为其构造中心轴为 X 肢中心连线,因此 A 和 B 角钢的偏移值均可以通过中心线交点与构造中心的距离来计算。T 型组合角钢偏移值计算如图 9 所示。

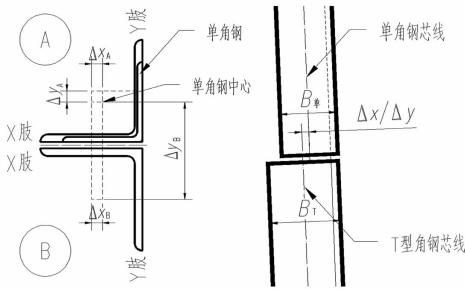


图 9 T 型组合角钢偏移值计算

从图中可以得出,对 T 型组合角钢 A 和 B 角钢的 X 肢偏移值相同,Y 肢偏移值相反。

通过计算,则

$$\Delta x_A = \Delta x_B = -(B_T - B_{\text{单}})/2 \tag{7}$$

$$\Delta y_A = (B_T - B_{\text{单}})/2 \tag{8}$$

$$\Delta y_B = -(B_T + B_{\text{单}})/2 \tag{9}$$

式中: Δx_A 和 Δy_A 为 T 型组合 A 角钢的芯线偏移值; Δx_B 和 Δy_B 为 T 型组合 B 角钢的芯线偏移值; B_T 为 T 型钢中单根角钢的肢宽; $B_{\text{单}}$ 是单角钢肢宽。

3.4 对 MOD 文件杆件信息的拓展

综上所述,对 MOD 文件的杆件信息进行扩展,增加了芯线偏移值,其数据结构如下所示:

“杆件信息 R,节点编号 1,节点编号 2,规格,材

质,肢朝向(X肢朝向,Y肢体),芯线偏移值(X肢,Y肢)”。

示例如下:
R,2813,3023,L200X24,Q420,0.986 248,
0.027 696,-0.162 937,-0.027 696,-0.986 248,
-0.162 937,-100,-100;

R,2813,3023,L200X24,Q420,-0.986 248,
-0.027 696,0.162 937,0.027 696,0.986 248,
0.162 937,100,100。

其中最后2个数值表示角钢X肢和Y肢芯线的偏移值。

4 铁塔 MOD 拓展信息的应用

TMA 软件支持用户设置构件以棱线或者芯线方式建模。下面以一种 500 kV 同塔双回路耐张塔为例,通过 TMA 软件测试了铁塔模型增加了芯线偏移值前后的解析结果。该塔型塔身主材采用了单角钢和十字组合角钢。单角钢接头位置和单变双位置的节点示例如图 10 和图 11 所示。

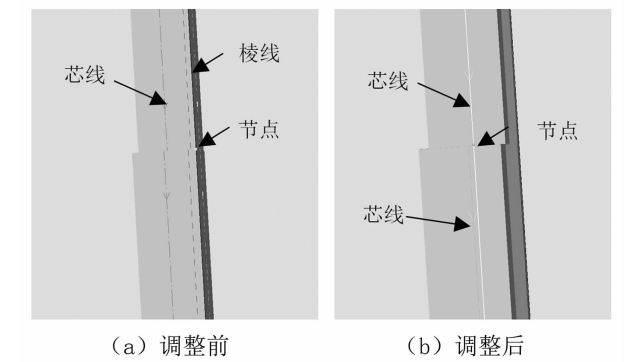


图 10 单角钢调整前后 MOD 文件解析结果

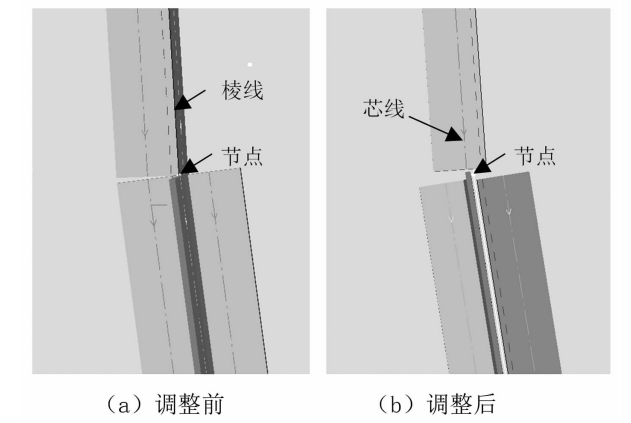


图 11 单变双角钢调整前后 MOD 文件解析结果

从图 10 和图 11 可以看出,增加了角钢芯线偏移值后,铁塔三维模型的信息表达和实际结构更加接近,因此这种拓展方式是可行的。

5 结 语

铁塔参数化模型是对铁塔模型尺寸和构造信息的数字化表达,MOD 文件是当前通用的参数化建模方式。从增加杆件相对位置关系的角度出发,分析了杆件空间位置的计算方法,指出目前参数化模型文件在表达铁塔杆件构造信息上存在不足之处;最后提出一种能更详细表达杆件相对位置关系的方法。由于真实铁塔是由杆件、联板、螺栓等组成的空间结构体,而 MOD 文件目前仅能描述杆件和节点坐标信息,还不能延伸至节点板和螺栓信息的表达。因此探讨更全面的铁塔参数化建模方式将成为三维数字化建模后续研究的方向之一。

参考文献

[1] 国家电网有限公司科技部. 输变电工程三维设计技术导则 第2部分:架空输电线路:Q/GDW 11798.2-2018[S]. 北京:国家电网有限公司,2019.
[2] 国家电网有限公司科技部. 输变电工程三维设计建模规范 第2部分:架空输电线路:Q/GDW 11810.2-2018[S]. 北京:国家电网有限公司,2019.
[3] 国家电网有限公司科技部. 输变电工程三维设计模型交互规范:Q/GDW 118140.2-2018[S]. 北京:国家电网有限公司,2019.

作者简介:

李美峰(1981),高级工程师,从事输电线路数字化设计和研究工作;

冯 勇(1985),高级工程师,从事输电线路数字化设计和研究工作;

李 力(1964),教授级高级工程师,从事输电线路电气设计和研究工作;

肖洪伟(1970),教授级高级工程师,从事输电线路结构设计和研究工作;

梁 明(1973),教授级高级工程师,从事输电线路电气设计和研究工作。

(收稿日期:2019-03-20)

预调式消弧线圈自动控制装置的现场调试方法

卢成楠, 邹经鑫, 何振宇, 袁明哲

(国网四川电力公司成都供电公司, 四川 成都 610041)

摘要:当中性点不接地的配电网系统发生单相接地故障时,将中性点经消弧线圈接地,是减小短路点故障电流,实现接地点快速熄弧的关键技术。目前中国 10 kV 系统中已大量采用了预调试消弧线圈自动控制装置,但运检人员对其运行状况和调试方法容易产生一些误区。通过分析系统各种运行方式下的电容电流的计算方法,对并列运行时的消弧线圈给出了较优的控制策略,并结合不同型号消弧线圈调谐装置的调试和运行经验,提出了自动调挡、自动跟踪调谐、手动调挡运行工况的判断方法,对消弧线圈技术的理论研究和工程实践有一定的指导意义。

关键词:消弧线圈;电容电流;预调式;等效电路;现场调试

中图分类号:TM855 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2019)06-0071-07

Field Commissioning Method of Automatic Control Device for Pre – adjustable Arc Suppression Coil

Lu Chengnan, Zou Jingxin, He Zhenyu, Yuan Mingzhe

(State Grid Chengdu Electric Power Supply Company, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract:When single – phase grounding fault occurs in distribution network with ungrounded neutral point, grounding technology of neutral point through arc suppression coil is the key technology for reducing fault current and realizing fast arc extinguishing at grounding point. At present, a large number of pre – adjustable arc suppression coil tuning devices have been used in 10 kV system in China. However, its operation status and commissioning methods cause some misunderstandings to the operation and maintenance staffs. The calculation methods of capacitive current under various operation modes of the system are analyzed, and a better control strategy for arc suppression coils in parallel operation is provided. Combining with the commissioning and operation experiences of different types of arc suppression coil tuning devices, the judgement methods for the operating conditions of automatic adjustment, automatic tracking and manual shifting are put forward. It has a certain guiding significance for the theoretical research and engineering practice of arc suppression coil technology.

Key words:arc suppression coil; capacitive current; pre – adjustable; equivalent circuit; field commissioning

0 引 言

由于中性点不接地系统具有单相接地故障时非故障相可以不中断向用户供电的特点,因此中国 6~10 kV 系统大多都采用了这种运行方式。但是这种方式下容易产生间隙性弧光接地过电压,使原本的单相接地故障进一步发展为相间短路或多点重复性接地故障,从而威胁电网安全^[1-3]。为了减少单相接地时产生的电容性电流,中国在大范围内应用了消弧线圈技术,将它接入站用接地变压器的中性点,从而在接地点的接地弧道中补充电感性电流,实现抵消经

健全相流入短路点的电容性电流的目的,可显著减小接地电流,实现快速熄弧的目的^[4-8]。

目前大量变电站中的 10 kV 部分都采用了预调式消弧线圈调谐装置,在系统发生接地故障前计算故障时的电容电流,并将消弧线圈调整到匹配的状态,一旦发生故障可快速补充电感电流^[9-12]。下面以现场运行调试经验为基础,以两款主流国产消弧线圈调谐装置(分别称为装置 1 和装置 2)为例,针对变电运行人员在电容电流的计算和测量、消弧线圈装置并列运行以及现场调试中的常见问题进行了研究,介绍了不同运行方式下系统电容电流的算法以及消弧线圈的现场调试方法。

1 电容电流的计算方法

1.1 电容电流的基本计算

变压器的 10 kV 侧通常采用的接线方式为三角形接线,虽然没有可见的物理中性点,但是在电气上是存在中性点 O 的。为了实现消弧线圈在中性点的接入,必须引出一个中性点,其方法是在 10 kV 母线上接入一台采用 Z 型接线方式的接地变压器。该方法特点是零序电抗小,不会对零序电流产生扼流效应。在引出的中性点中接入消弧线圈后,消弧线圈提供的感性补偿电流可在其中自由地流通。在中性点接入消弧线圈后,正常运行时的系统如图 1 所示^[13-14]。

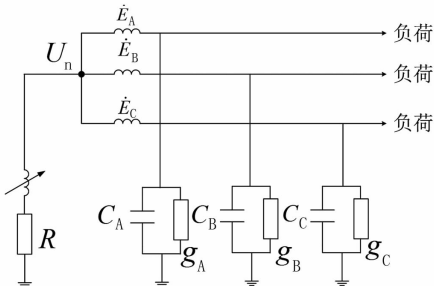


图 1 中性点经消弧线圈接地系统

由于不接地电网中负载的中性点也是不接地的,三相对地电压不受系统的负载阻抗值和不对称度的影响。所以分析系统三相对地电压和中性点对地电压时可以不考虑负载的影响,只分析各相的对地电容和电导,又由于电容的容抗 $\frac{1}{\omega c}$ 比漏电阻 r 小得多($\frac{1}{\omega c}r \approx 0.05$),为了分析方便,以下分析中忽略漏电阻而只看线路对地电容的影响,简化系统如图 2 所示。

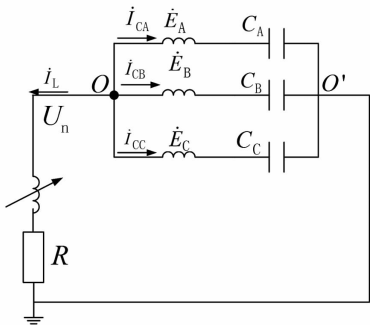


图 2 正常运行时系统

图中: $\dot{E}_A$ 、 $\dot{E}_B$ 、 $\dot{E}_C$ 分别为各相的电源电动势;

C_A 、 C_B 、 C_C 分别为 A、B、C 三相线路对地的电容。此时可通过两种方法推导中性点电流 I_L 。

1)依据基尔霍夫电流定理,流出中性点的电流和为 0 可得:

$$\begin{aligned} \dot{I}_{CA} + \dot{I}_{CB} + \dot{I}_{CC} + \dot{I}_L &= 0 \\ \Rightarrow (\dot{U}_n + \dot{E}_A) \cdot j\omega C_A + (\dot{U}_n + \dot{E}_B) \cdot j\omega C_B + \\ (\dot{U}_n + \dot{E}_C) \cdot j\omega C_C + \dot{U}_n / (j\omega L + R) &= 0 \end{aligned} \tag{1}$$

可得中性点电压

$$\begin{aligned} \dot{U}_n &= - \frac{j\omega (\dot{E}_A C_A + \dot{E}_B C_B + \dot{E}_C C_C)}{\frac{1}{j\omega L + R} + j\omega (C_A + C_B + C_C)} \\ \dot{I}_L = \frac{\dot{U}_n}{j\omega L + R} &= - \frac{j\omega (\dot{E}_A C_A + \dot{E}_B C_B + \dot{E}_C C_C)}{1 + j\omega (C_A + C_B + C_C) (j\omega L + R)} \\ &= \frac{(\dot{E}_A C_A + \dot{E}_B C_B + \dot{E}_C C_C)}{(C_A + C_B + C_C)} \cdot \frac{1}{j\omega L + R + \frac{1}{j\omega (C_A + C_B + C_C)}} \end{aligned} \tag{2}$$

2)通过戴维南等效电路与诺顿等效电路的转化可知,中性点 O 对地电压为

$$\begin{aligned} U_{00'} &= - \frac{E_A Y_A + E_B Y_B + E_C Y_C}{Y_A + Y_B + Y_C} \\ &= - E_A \frac{C_A + \alpha^2 C_B + \alpha C_C}{C_A + C_B + C_C} \end{aligned} \tag{3}$$

式中: $\alpha = e^{j120^\circ}$, $1 + \alpha^2 + \alpha = 0$; Y_A 、 Y_B 、 Y_C 分别为三相对地导纳。当三相对地电容相等即 $C_A = C_B = C_C$ 时中,性点电压为 0。而当配电网不平衡时即 $C_A \neq C_B \neq C_C$,会产生不平衡电压 $U_{00'} \neq 0$ 。由于不平衡电压的存在,在中性点接入消弧线圈以后会在 C_A 、 C_B 、 C_C 和消弧线圈 L 上产生电流。

正常运行时消弧线圈的等效电路如图 3 所示。

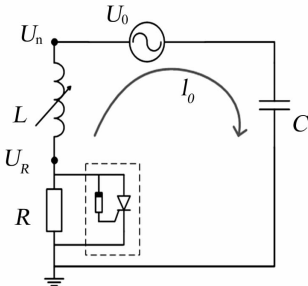


图 3 正常运行时消弧线圈的等效电路

图中: $U_0 = U_{00'}$, 为系统不平衡电压,它具有零序电压的性质; U_n 为中性点位移电压; U_R 为阻尼电阻分

压; L 为消弧线圈等效电感; R 为阻尼电阻; $C = C_A + C_B + C_C$ 为系统等效对地电容; I_0 为系统的不平衡电流。

若中性点不接地系统由于各种原因导致单相金属性接地,此时电网中的电容电流分布情况如图 4 所示,若单相金属性接地故障发生在系统的 A 相,其对地电压会降为 0,其余两相的对地电压升高为相电压的 $\sqrt{3}$ 倍,因此对地电容电流也上升为原来的 $\sqrt{3}$ 倍。图 5 所示为故障发生时各相电压电流的向量关系,此时各相对地电压为

$$\begin{cases} \dot{U}_A = 0 \\ \dot{U}_B = \dot{E}_B - \dot{E}_A = \sqrt{3}\dot{E}_A e^{-j150^\circ} \\ \dot{U}_C = \dot{E}_C - \dot{E}_A = \sqrt{3}\dot{E}_A e^{j150^\circ} \end{cases} \quad (4)$$

则母线中性点的零序电压为

$$\dot{U}_0 = \frac{1}{3}(\dot{U}_A + \dot{U}_B + \dot{U}_C) = -\dot{E}_A \quad (5)$$

$$\begin{aligned} I_g &= I_L + I_C = -\frac{\dot{E}_A}{j\omega L} + \dot{U}_B \cdot j\omega C_B + \dot{U}_C \cdot j\omega C_C \\ &= -\dot{E}_A \left(\frac{1}{j\omega L} + 3 \cdot j\omega C_0 \right) \end{aligned} \quad (6)$$

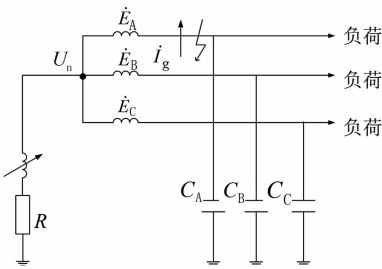


图 4 A 相接地时电容电流分布

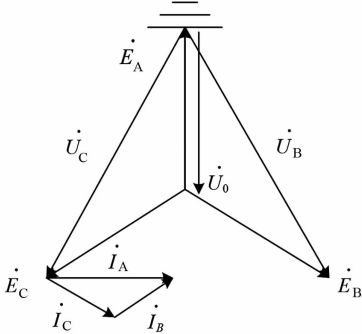


图 5 A 相接地时的向量关系

从式(1)至式(6)中可以看出,分析补偿电网单相接地时可用一个如图 6 所示的并联谐振电路来等效,此时的电源电动势为相电压。

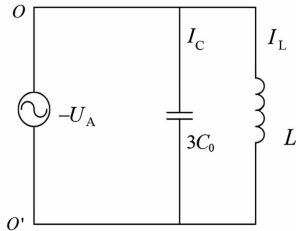


图 6 补偿电网单相接地等效电路

1.2 电容电流测量方法

消弧线圈的自动调谐是按电网电容的变比来调整消弧线圈的接入电感值,使其产生的电感电流能够有效抵消故障相的电容电流。一般是在单相故障发生前,也就是在正常运行状态下预先调节消弧线圈电感使其达到串联谐振挡位,当故障发生时最大限度地补偿电容电流。思路是在系统发生故障前采集中性点的位移电压、中性点电流和消弧线圈的电感值,以此计算出系统的对地容抗,并通过单相接地故障的等效回路计算此时的电容电流^[15-17]。

电容电流:

$$I_c = U_\varphi / X_C = U_\varphi \omega C = \frac{10.5 \times 10^3}{\sqrt{3}} \times 2\pi f C \quad (7)$$

电感电流:

$$I_L = U_\varphi / X_L = \frac{U_\varphi}{\omega L} = \frac{10.5 \times 10^3}{\sqrt{3}} / 2\pi f L \quad (8)$$

式中: U_φ 为相电压; C 为系统电容; L 为消弧线圈电感。

装置 1 各挡位与对应电抗如表 1 所示,据此可以计算每挡电感电流。

表 1 装置 1 各挡位与对应电抗

挡位	电抗/H	挡位	电抗/H	挡位	电抗/H
1	123.2	9	61.3	17	40.6
2	108.9	10	27.3	18	38.9
3	97.6	11	53.7	19	36.7
4	89.0	12	50.8	20	0
5	81.8	13	48.2	21	0
6	75.8	14	45.9	22	0
7	70.7	15	43.9	23	0
8	65.5	16	42.2	24	0

$$I_L = \frac{U_\varphi}{\omega L} = \frac{6062}{100 \times \pi \times L} \quad (9)$$

在计算系统电容时采用幅值相位法,具体方法为调整消弧线圈挡位,根据位移电压或电流的变化找出谐振点,用谐振点两侧挡位的中性点电流以及

个挡位时流经两个支路的电流分别为 $\dot{I}_{01}$ 和 $\dot{I}'_{01}$, 在第 2 个挡位时流经两个支路的电流分别为 $\dot{I}_{02}$ 和 $\dot{I}'_{02}$ (也就是此时两个装置上各自显示的“中性点电流”):

$$\begin{cases} \dot{U}_0 = \dot{U}_{n1} + (\dot{I}_{01} + \dot{I}'_{01}) \cdot \frac{1}{j\omega C} \\ \dot{U}_{n1} = \dot{I}_{01} (j\omega L_1 + R) \\ \dot{U}_{n1} = \dot{I}'_{01} (j\omega L_2 + R) \\ \dot{U}_0 = \dot{U}_{n2} + (\dot{I}_{02} + \dot{I}'_{02}) \cdot \frac{1}{j\omega C} \\ \dot{U}_{n2} = \dot{I}_{02} (j\omega L'_1 + R) \\ \dot{U}_{n2} = \dot{I}'_{02} (j\omega L_2 + R) \end{cases} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \dot{U}_{n1} + (\dot{I}_{01} + \dot{I}'_{01}) \cdot \frac{1}{j\omega C} &= \dot{U}_{n2} + (\dot{I}_{02} + \dot{I}'_{02}) \cdot \frac{1}{j\omega C} \\ \Rightarrow \frac{1}{j\omega C} &= \frac{\dot{U}_{n2} - \dot{U}_{n1}}{\dot{I}_{01} + \dot{I}'_{01} - \dot{I}_{02} - \dot{I}'_{02}} \\ \dot{I}'_{01} &= \frac{\dot{U}_{n1}}{j\omega L_2 + R} \dot{I}'_{02} = \frac{\dot{U}_{n2}}{j\omega L_2 + R} \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} I_c = U_\varphi \omega C = U_\varphi \cdot \text{Im} \left(\frac{\dot{I}_{02} - \dot{I}_{01}}{\dot{U}_{n1} - \dot{U}_{n2}} - \frac{1}{j\omega L_2 + R} \right) \\ \approx U_\varphi \cdot \text{Im} \left(\frac{\dot{I}_{02} - \dot{I}_{01}}{\dot{U}_{n1} - \dot{U}_{n2}} \right) + \frac{U_\varphi}{\omega L_2} \end{aligned} \quad (17)$$

并列运行时 $I_c = U_\varphi \cdot \text{Im} \left(\frac{\dot{I}_{02} - \dot{I}_{01}}{\dot{U}_{n1} - \dot{U}_{n2}} \right)$, 可以看

出,此时主机显示的电流约等于系统电容电流减去从机显示的电感电流。母联位置开入主机后,主机定挡在目前挡位;设置为从机的控制器测量并跟踪两段母线电容电流。如从机计算出电容电流超过(小于)本身最大(小)容量,则通知主机调整当前挡位,主机调整 3 挡后,通知从机重新测量计算以适应从机后再次定挡。

3 消弧线圈调试方法

按照图 9 所示的等效模型图进行图 10 所示的现场接线,完成自动调谐消弧线圈的现场调试^[21]。
以装置 1 为例,其设计参数如表 3 所示,随着挡位增大,消弧线圈电感减小、电感电流增大,并逐一进行相关调试项目。

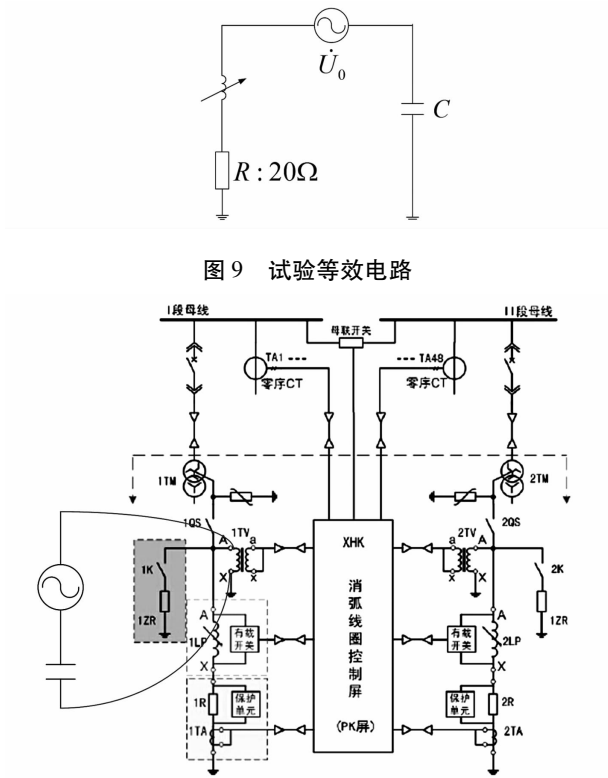


图 10 试验接线

表 3 装置 1 参数计算表

挡位	设计电流 /A	测量电流		电抗/Ω
		电流/A	偏差/%	
1	50.00	49.19	-1.62	123.23
2	56.39	55.68	-1.25	108.87
3	62.78	62.14	-1.01	97.55
4	69.17	68.08	-1.57	89.04
5	75.56	74.09	-1.49	81.82
6	81.95	79.98	-2.40	75.80
7	88.33	85.74	-2.94	70.70
8	94.72	92.49	-2.36	65.54
9	101.11	98.88	-2.21	61.31
10	107.50	105.79	-1.59	57.30
11	113.89	112.81	-0.95	53.74
12	120.28	119.24	-0.86	50.84

1) 自动调挡试验:校验电容电流计算的准确性及自动调挡的准确性。接入电容为 32 μF,电源为 12 V,此时电容电流为 $I_c = U_\varphi \omega C_1 = 60.94$ A ,为满足残流为 1~10 A 的过补偿状态,查询表 3 的补偿电流的计算值可见 3 挡和 4 挡满足要求,而此时装置显示消弧线圈停留在 3 挡,说明该装置自动调挡试验结果正确。

2) 自动跟踪调谐试验:减小电容,模拟切除故障线路后系统电容改变,以校验系统电容发生变化时,电容电流计算的准确性和自动调挡的准确性。试验中保持电源电压不变,减小电容至 $24\ \mu\text{F}$,此时电容电流为 $I_c = U_\varphi \omega C_2 = 45.70\ \text{A}$,装置自动调至1挡,说明该装置自动跟踪调谐试验结果正确。

3) 手动调挡试验:从1挡至最高挡进行手动调挡,同时记录数据,从变化趋势和满足公式两方面分析中性点电流和中性点位移电压的准确性。

由于中性点电流:

$$I_0 = \frac{U_0}{\sqrt{\left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2 + R^2}} \quad (18)$$

随着挡位增大,消弧线圈电感减小,中性点电流和中性点位移电压应满足先增后减的变化规律,并在谐振点时幅值达到最大。

4 结 论

通过上面的分析,可以得出在变电站现场进行消弧线圈计算和调试时的一些实用结论:

1) 在单相接地故障发生前,10 kV 系统不接地电网接入消弧线圈后,消弧线圈与线路对地电容以及阻尼电阻可等效为 RLC 串联回路;单相接地故障时,系统等效为 LC 并联回路。在正常运行时满足谐振条件的电感值能在故障时获得最佳补偿效果。

2) 分析了不同运行方式下,系统电容电流的计算方法,装置2在计算电容电流时采用幅值相位法,两套消弧线圈装置并列运行时,从机定挡运行主机可调挡;而装置1采用实时算法(两点法),主机定挡运行从机可调挡,此时主机显示的电流约等于系统电容电流减去从机显示的电感电流。

3) 总结了消弧线圈自动控制装置的现场调试方法,在调试过程中,应分别针对消弧线圈装置的自动调挡功能和自动跟踪调谐进行试验,并通过记录手动调挡数据确定装置的正常运行。而针对当中性点不平衡电压很低时电容电流的计算问题,还需要开展更加深入的研究。

参考文献

[1] 张林利. 小电流接地故障定位方法及其应用研究[D]. 济南:山东大学, 2013.

[2] 要焕年,曹梅月. 电力系统谐振接地[M]. 北京:中国电力出版社, 2009:64-69.

[3] 贾晨曦,杨龙月,杜贵府. 全电流补偿消弧线圈关键技术综述[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(9): 145-154.

[4] Zamora I, Mazon A J, Sagastabeitia K J, et al. Verifying Resonant Grounding in Distribution Systems[J]. IEEE Computer Applications in Power, 2002, 15(4): 45-50.

[5] 王朋,陈柏超,周洪,等. 非连续铁心结构磁控消弧线圈的稳态建模与优化设计方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5606-5614.

[6] 陈维江,蔡国雄,蔡雅萍,等. 10 kV 配电网中性点经消弧线圈并联电阻接地方式[J]. 电网技术, 2004, 28(24): 56-60.

[7] 公茂法,葛卉婷,林煜清,等. 10 kV 消弧线圈补偿系统的应用研究[J]. 电测与仪表, 2015, 52(17): 84-87.

[8] 王振邦,赵明,卢冲,等. 消弧线圈接地补偿装置在线监测系统研究[J]. 山东工业技术, 2017(6): 222-223.

[9] 刘宝稳,李晓波. 基于失谐量的消弧线圈跟踪调谐方法[J]. 电力系统保护与控制, 2013, 41(5): 6-9.

[10] 吴斌,陈纲,金云奎,等. 一种新型的消弧线圈自动跟踪补偿装置[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(19): 157-163.

[11] 贾清泉,石磊磊,王宁,等. 基于证据理论和信息熵的消弧线圈接地电网融合选线方法[J]. 电工技术学报, 2012, 27(6): 191-197.

[12] 靳利华,黄寿元. 自动调谐消弧线圈接地补偿装置的选型与计算[J]. 电力电容器与无功补偿, 2015, 36(2): 19-23.

[13] 薛永端,李娟,徐丙垠. 中性点经消弧线圈接地系统小电流接地故障暂态等值电路及暂态分析[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(22): 5703-5714.

[14] 徐波,蔡旭. 改进的消弧线圈故障期间调谐方法[J]. 电网技术, 2014, 38(1): 107-112.

[15] 司瑞琦,黄翰,罗建,等. 基于消弧线圈补偿特征的故障选线新方法[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(23): 16-22.

[16] 唐轶,王涛,罗建锋. 用于消弧线圈控制的单相接地电流测量方法[J]. 高电压技术, 2010, 36(9): 2242-2245.

[17] 贾清泉,王振宇,王宁,等. 基于参数辨识的消弧线圈接地电网单相接地故障测距方法[J]. 电工技术学报, 2016, 31(23): 77-85.

[18] 薛寒. 采用消弧线圈并联电阻的小电流接地故障选

线方案研究[D]. 济南:山东理工大学, 2013.

[19] 陈忠仁, 李占琪. 消弧线圈的自动并联运行及其控制[J]. 高压电器, 2013, 49(6): 72 – 77.

[20] 陈竹峰. 自动调谐式消弧线圈控制策略研究[J]. 电力电子技术, 2018(2): 41 – 43.

[21] 杨赞超. 基于信号注入法的自动跟踪补偿调容式消弧线圈研究[D]. 广州:华南理工大学, 2016.

作者简介:
卢成楠(1991), 变电二次检修中级工, 助理工程师, 长期从事继电保护工作。

(收稿日期: 2019 – 07 – 19)

(上接第 49 页)

表 9 投资效益对比

方案	方案优点	方案缺点	投资金额/万元	降损电量/10 ⁴ kWh	效益提升/万元
1	梳理水电群网架架构, 有效降低水电送出线路损率, 同时提高 220 kV 变电站站间互供能力, 可满足后期水电发展	投资较大	20 000	3000	1000
2	投资金额较小	路降损效果不明显, 形成 110 kV 环网较多	3600	1600	480
3	仅对 3 条高损水电送出线路进行线径改造, 投资相对较小	线路降损效果不明显, 未起到网架梳理效果, 无法满足后期水电发展	11 700	1650	550

方案 1 线路降损效果明显, 优化了开都河流域水电送出网架结构, 同时使 220 kV 红帆变电站—220 kV 和静变电站具备较强互供能力, 形成合理的网架结构, 同时有利于后期开都河流域水电项目建设发展。若以年度降损电量 3.0×10^7 kWh 计算, 每年将为巴州公司减少效益损失 1000 万元。

虽然方案 1 投资较大, 但从电网发展、节能减排、提升公司效益方面, 方案 1 优于其他方案。因此推荐方案 1。

4 结论及建议

1) 通过新建 220 kV 和静变电站, 有效缩短了开都河流域水电送出线路长度, 同时提高了水电外送线路电压等级, 大大降低了开都河流域水电送出线路损率, 有效解决了开都河流域水电送出线路长期损失电量较大问题, 使巴州电网 110 kV 分压线损率降低 1% 左右, 在分压线损合理区间。

2) 新建 220 kV 和静变电站梳理了开都河流域水电送出线路网架结构, 也提高了 220 kV 红帆变电站互供能力。为后期开都河流域水电开发提供了接入点, 满足了今后电源发展需求。

3) 针对某流域水电群建设初期, 应结合水电群规划情况, 合理规划 220 kV 变电站布点, 缩短 110 kV 线路半径, 减少因长距离输送造成线路高损问题。

参考文献

[1] 党三磊. 线损与降损措施[M]. 北京: 中国电力出版社, 2013.

[2] 吴安官. 电力系统线损分析与计算[M]. 北京: 中国电力出版社, 2013.

[3] 纪雯. 电力系统设计手册[M]. 北京: 中国电力出版社, 1995.

[4] 谭永才. 电力系统规划设计技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012.

[5] 高海丽, 李黎峰, 刘兴龙, 等. 采用无功补偿方式的技术降损探讨[J] 云南电力技术, 2018, 46(2): 9 – 11.

[6] 贺星棋, 唐伟. 四川电网 35 kV 及以上电网降损潜力分析[J]. 四川电力技术, 2019, 42(3): 26 – 28.

作者简介:
贾中义(1988), 本科, 研究方向电力系统运行分析;
张东明(1987), 硕士, 研究方向电力系统运行分析。

(收稿日期: 2019 – 09 – 30)

基于 PSCAD 的 10 kV 母线电压异常故障分析

张 登,徐 云,杨 松

(广东电网有限责任公司东莞供电局,广东 东莞 523000)

摘 要:针对一起 110 kV 变电站 10 kV 母线电压异常故障的原因进行分析,通过模拟故障时的电网工况在 PSCAD 中建立仿真模型进行分析,根据仿真结果可迅速找出故障原因,并针对 PASS 设备故障提出相应的解决方法,同时也为今后查找解决其他类似的故障提供了经验。

关键词:电压异常;PSCAD;PASS;隔离开关

中图分类号:TM643 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2019)06-0078-03

Analysis on Abnormal Voltage Fault of 10 kV Bus Based on PSCAD

Zhang Deng, Xu Yun, Yang Song

(Dongguan Electric Power Supply Bureau, Guangdong Power Grid Corporation, Dongguan 523000, Guangdong, China)

Abstract: The causes of an abnormal voltage fault on 10 kV bus in 110 kV substaion are analyzed, and the simulation model is established in PSCAD under fault condition of power grid. The causes of fault will be found out quickly based on the simulation results, and the corresponding solutions are proposed aiming at fault of PASS, which can provide experiences for solving other similar faults in the future.

Key words: abnormal voltage; PSCAD; PASS; disconnector

0 引 言

10 kV 母线电压异常偏高或偏低是电力系统中较常见的故障之一,通常是由于系统有相间或相对地短路故障引起^[1-2],而因变压器高侧设备故障引起 10 kV 侧电压波动的情况一般不多。

下面分析所涉及到的接插式开关电器(plug and switch system,PASS)是一种介于敞开式设备与气体绝缘开关设备(gas insulated switchgear,GIS)之间的新型户外封闭式组合电器。因其占地面积小、结构简单、可靠性高、维护工作量小等优点,在电力系统中的应用较为广泛^[3-6]。但由于 PASS 设备部件大多为内置式,其在发生故障前的某些潜移特征或表现很难被发现,因此当其内部有某些隐患或缺陷时,其较敞开式设备往往更容易造成故障扩大化^[7]。

1 缺陷情况

某检修人员在某 110 kV 变电站进行 3 号主变压器高压侧、中性点套管加装防雨罩以及 3 号主变压器高压侧、中性点避雷器高压端子接线板更换工作,完成后经运行人员验收合格,将 3 号主变压器及低压侧 3M 母线送电,送电后无异常情况。当日,运行人员在集控中心监测时发现变电站 10 kV 3M 母线电压波动,其中 A、B 相电压显著降低(3 kV 左右),主变压器高压侧线路电压正常,并随后出现“10 kV 3M 母线接地”故障信号,但转由 2 号主变压器带 10 kV 3M 母线负荷正常,且对主变压器进行检测也无异常。

2 仿真分析

为查找缺陷原因,利用 PSCAD 做一个仿真计

算,按以下思路确定仿真初始条件:

1)因2号主变压器带10 kV 3M 母线负荷正常,且对主变压器进行检测也无异常,可排除3号主变压器本体及低压侧设备故障;因高压侧线路电压正常,可排除高压侧接地故障。

2)根据以上情况可初步判断3号主变压器高压侧发生近似开路故障。为确定故障位置,按表1中初始条件建立不同仿真模型进行计算。

表1 仿真初始条件

电气元件	初始条件
电源系统	理想模型,无穷大电网
输电线路	理想模型,阻抗为0
变压器	理想模型,YN,d11 连接
负载	电阻性负载,50 Ω
模拟工况	主变压器高压侧近似开路

注:分别用A、B、C三相近似开路进行仿真,其中接触电阻分别选取千欧级(5 kΩ)、兆欧级(0.5 MΩ)及完全开路3个电阻值。

经过仿真计算与实际对比,最终确定了与实际情况最符合的仿真模型,即初始条件为B相接触电阻0.5 MΩ,如图1所示。

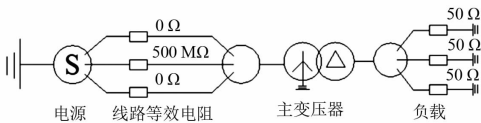


图1 仿真模型

其仿真结果如图2、图3及表2所示,可以看出110 kV 主变压器高压侧A、C相电压正常,B相电压下降明显;而其低压10 kV 侧A、B相电压显著降低,C相电压正常。

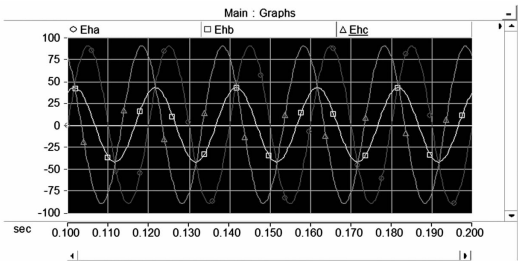


图2 主变压器高压侧电压波形

从以上仿真分析可知,当3号主变压器高压侧B相对系统接触电阻增大至兆欧级时,其低压侧A、B相电压下降十分明显,与实际现象较符合,通过仿真分析为现场设备故障快速定位提供了技术支持。

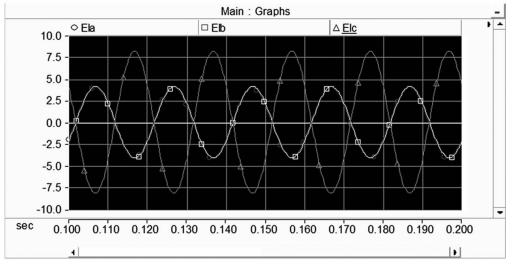


图3 主变压器低压侧电压波形

表2 仿真变压器高、低压侧电压峰值及有效值

测量位置	峰值/kV	有效值/kV
A相高压侧	89.2	63.5
B相高压侧	43.5	30.0
C相高压侧	89.2	63.5
A相低压侧	4.1	2.9
B相低压侧	4.1	2.9
C相低压侧	8.2	5.8

3 故障检查与处理

对3号主变压器高压侧进行检查,测得3号主变压器绝缘电阻、直流电阻、介质损耗、绕组变形、变比等各项参数均正常。继续检查103 PASS设备,如图4、图5所示,发现当1034隔离开关在分闸位置,机构输出主拐臂中的对位孔与固定设置对位校正板的分闸对位孔没有对正,定位销不能插入,由此初步判断该1034隔离开关的电动机构分闸输出行程不足。当1034隔离开关在合闸位置,合闸对位孔与主轴上的对位孔未能对齐,初步分析该1034隔离开关的电动机构合闸输出行程不足,如图6所示。



图4 103 PASS设备

针对上述问题,对103 PASS设备进行全面解体检查,其中重点对1034隔离开关及其操作机构进行检查,关键是检查机构动作及其输出行程,机构输出连接、隔离开关连杆及轴销连接、本体调节盘及其轴

封、本体传动主轴及其连接、本体动静触头及其装配等位置,排查隔离开关合闸导致不到位的卡阻、摩擦、行程消耗的根本原因。

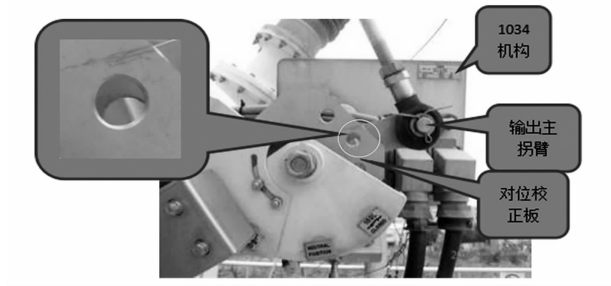


图5 1034 隔离开关合闸对位情况



图6 1034 隔离开关分闸对位情况

1034 隔离开关 B 相重轴连接部位如图 7 所示。

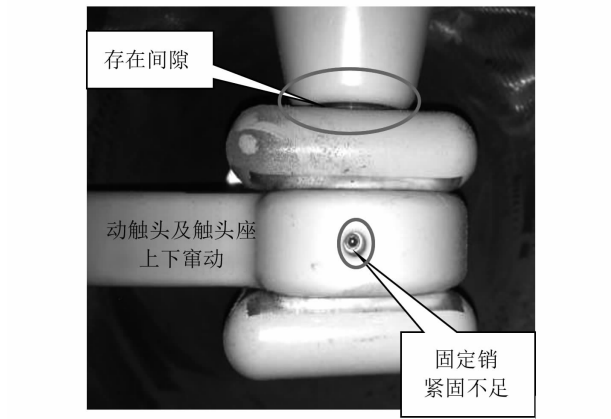


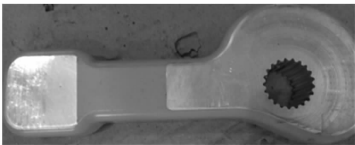
图7 1034 隔离开关 B 相主轴连接部位

图7显示B相触头与旋转绝缘子有较大缝隙,B相触头杆端部摆动幅度检测约为 $\pm 2\text{ mm}$ 。解体过程发现其固定销紧固不足,触头经手摇,有明显窜动现象。

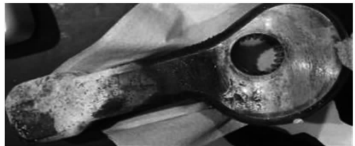
1034 隔度开关动触头绕损情况如图 8 所示。从图中可以看出,三相动触头均有放电痕迹;B 相动触头杆颜色较深,动触头靠合闸方向一端两侧的接触面烧蚀严重,烧伤面及深度均达 1/3。

1034 隔离开关静触头烧损情况如图 9 所示:三相静触头座及其内嵌表带均有烧伤,其中 A、C 相静触头表带颜色较深显示过热痕迹,B 相静触头烧蚀

严重,往合闸方向一侧表带及触头座工装角烧蚀量达 1/3,为接触不良导致的导电部位烧蚀。



(a) A 相



(b) B 相



(c) C 相

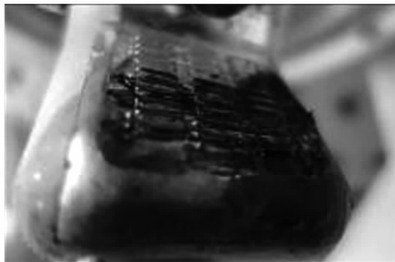
图8 1034 隔离开关动触头烧损情况



(a) A 相



(b) B 相



(c) C 相

图9 1034 隔离开关静触头烧损情况

(下转第 87 页)

特高压换流站手动切除 HP3 滤波器 导致功率回降分析

孙光宇,任阿阳

(国网四川电力特高压宜宾管理处,四川 宜宾 644000)

摘要:首先介绍了特高压某换流站无功控制动作导致直流功率回降的事件;具体分析了手动切除 HP3 滤波器导致直流功率回降的故障原因,并指出了绝对最小滤波器控制功能软件存在的问题;最后在现有无功控制功能基础上,分析了满功率运行情况下存在的安全生产隐患,同时提出了可行性解决方案,为国内其他换流站提供了相应的借鉴。

关键词:特高压;功率回降;绝对最小滤波器;安全隐患

中图分类号:TM761 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2019)06-0081-07

Analysis of DC Power Runback Caused by Manual Removal of HP3 Filer in UHVDC Converter Station

Sun Guangyu, Ren Ayang

(State Grid Sichuan UHV Yibin Management Office, Yibin 644000, Sichuan, China)

Abstract: Firstly, the event that UHV reactive power control action leads to DC power runback is introduced. And then, the causes for DC power runback led by manual removal of HP3 filter are analyzed, and the problems existing in control function software of the absolute minimum filter are pointed out. Finally, on the basis of the existing reactive power control function, the hidden dangers in full power operation situation are analyzed, and the feasible solutions are proposed, which can provide a reference for other converter stations in China.

Key words: UHVDC; DC power runback; absolute minimum filter; hidden danger

0 引言

特高压换流站的运行需要消耗大量的无功功率,对无功功率的控制则显得尤为重要。无功控制不仅要满足系统换相的无功需求,而且需有效地滤除谐波,从而保证母线电压稳定和交流系统正常运行^[1-2]。无功控制中优先级最高的功能为绝对最小滤波器控制(Abs Min Filter),它限定了所需投入的最少滤波器组,主要是为了防止部分交流滤波器组因故被切除后造成运行中的其他交流滤波器谐波过负荷,当其他无功控制与该功能限制条件冲突时,禁止其他功能在交流滤波器组过负荷时切除交流滤波器组^[3-4]。

下面就某特高压换流站的一次直流功率回降事件进行分析,并提出解决方案。

1 功率回降情况分析

故障前直流功率运行方式为双极低端 1369 MW 运行;交流滤波器为一组 HP11/13(5631)、一组 HP24/36(5642)和一组 HP3(5633)运行;无功控制方式为 A+B+C,其中 A 代表 HP11/13 滤波器组, B 代表 HP24/36 滤波器组, C 代表 HP3 滤波器组。同时第一、二大组交流滤波器在检修状态。巡检发现 5633 滤波器 A 相 C1 电容器塔第四层第 2 支单支电容器漏油严重,向国调申请投入 5641 滤波器,退出 5633 滤波器。国调许可后,将无功控制方式切至手动模式,手动投入 5641 滤波器,退出 5633 滤波器。直流站控约 30 s 后发“绝对最小滤波器不满足请求降功率”指令,功率回降至 952 MW。

依据该站《交流滤波器最小需求报告》中的要求,

双极低端运行方式下,当功率值在 1000 ~ 2000 MW 时,绝对最小滤波器功能需求为 2A + B,如图 1 所示,说明即使切除一组 HP3 (5631) 滤波器后,还有两组 HP11/13 (5631, 5641) 和一组 HP24/36 (5642) 在运行,仍然满足绝对最小滤波器需要。

现场检查直流站控无功控制软件 (RPC) 逻辑,如图 2 所示,双极低端运行方式下,当功率值在 1000 ~ 2000 MW 时,绝对最小滤波器功能需求为 A + B + C;当功率在 1000 MW 以下时,绝对最小滤波器功能需求为 A + B。若手动切除一组 HP3 滤波器后,滤波器变为 A + B 方式运行,不满足当前功率下的绝对最小滤波器功能 (Abs Min Filter) 要求,直流站控请求功率回降,功率需回降至 1000 MW 以下。

换流站共 2 组 HP3 滤波器,手动切除一组 HP3 (5633) 滤波器后,因另一组 HP3 (5623) 滤波器在检修状态,绝对最小滤波器不满足功率回降逻辑,如图 3 所示。此时已无可用 HP3 滤波器,导致无功控制绝对最小滤波器功能 (Abs Min Filter) 不满足,直流站控延时 30 s 发出功率回降至低等级功率 1000 MW 以下的指令,同时预留 50 MW 裕度,因此直流双极功率

回降至 952 MW。绝对最小滤波器不满足功率回降逻辑如图 3 所示。

2 无功投切策略隐患分析

换流站交流滤波器配置为 $4 \times \text{HP11/13}(\text{A}) + 4 \times \text{HP24/36}(\text{B}) + 2 \times \text{HP3}(\text{C}) + 10 \times \text{SC}(\text{D})$,功率等级下绝对最小滤波器组数逻辑如图 4 所示。直流满负荷 8000 MW 运行时,Abs Min Filter 需求为 $3\text{A} + 2\text{B} + 2\text{C}$,正常时 HP11/13 低通滤波器剩余 1 组热备,HP24/36 高通滤波器剩余 2 组热备,HP3 滤波器无热备。RPC 软件逻辑为功率在 3200 ~ 5600 MW 时 Abs Min Filter 需求为 $2\text{A} + 2\text{B} + 1\text{C}$;功率为 5600 ~ 6000 MW 时 Abs Min Filter 需求为 $2\text{A} + 2\text{B} + 2\text{C}$;功率为 6000 ~ 8000 MW 时 Abs Min Filter 需求为 $3\text{A} + 2\text{B} + 2\text{C}$ 。

如满负荷时其中 1 组 HP3 滤波器故障跳闸,Abs Min Filter 不满足,功率将回降至 6000 MW,此时功能需求为 $2\text{A} + 2\text{B} + 2\text{C}$,Abs Min Filter 仍然不满足,功率将再次回降至 5550 MW (5600 MW 减去 50 MW 裕度),将直接造成 2450 MW 负荷损失。

交流滤波器研究报告

附录 2

定值、功率以及最小滤波器配置

双极低端阀组运行方式

ACF	BP11/BP13	HP24/36	HP3	SC	4*12p BFRR	3*12p BMRR	2*12p BHRR	2*12p MFRR	1*12p MHRR	4*12p BRRR	2*12p MRRR	4*12p BFII	3*12p BMII	2*12p BHII	2*12p MFII	1*12p MHII	4*12p BRII	2*12p MRII
No.	A	B	C	D	400kV	400kV	400kV	400kV	400kV	280kV	280kV	-400kV	-400kV	-400kV	-400kV	-400kV	-280kV	-280kV
1	1	0	0	0				400	600						397	754		
2	1	1	0	0	1000	1000	1000	1200	1200	1000	1000	1190	1182	1159	1174	1093	1179	1147
3	2	1	0	0	1800	1800	2000	2200	-	1600	2000	1582	1950	2564	2650	-	1563	2024
4	2	1	1	0	3200	4400	4800	1000~2000MW	3200	-	-	3886	4823	-	-	-	1942	-
5	2	2	1	0	5600	6800	-	-	-	6800	-	7478	6402	-	-	-	-	-
6	2	2	2	0	6000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	3	2	2	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8	3	3	2	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
9	3	3	2	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
10	4	3	2	0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
11	4	4	2	N	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

图 1 最小滤波器配置

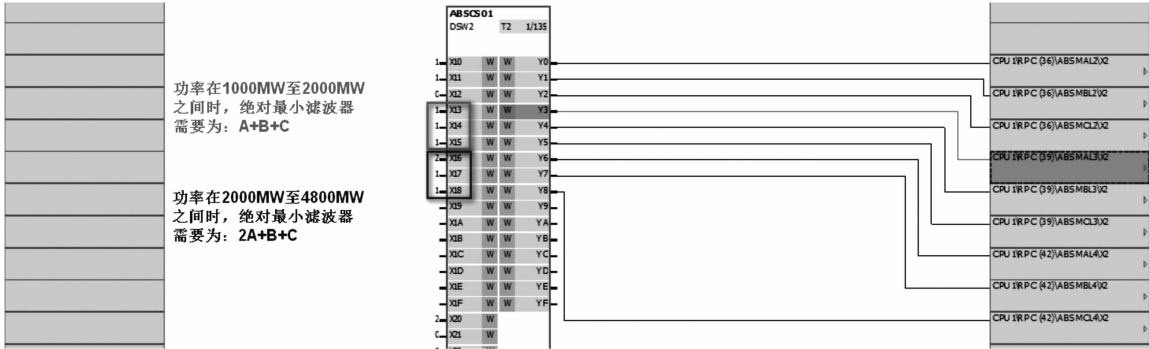


图 2 功率等级下绝对最小滤波器组数逻辑

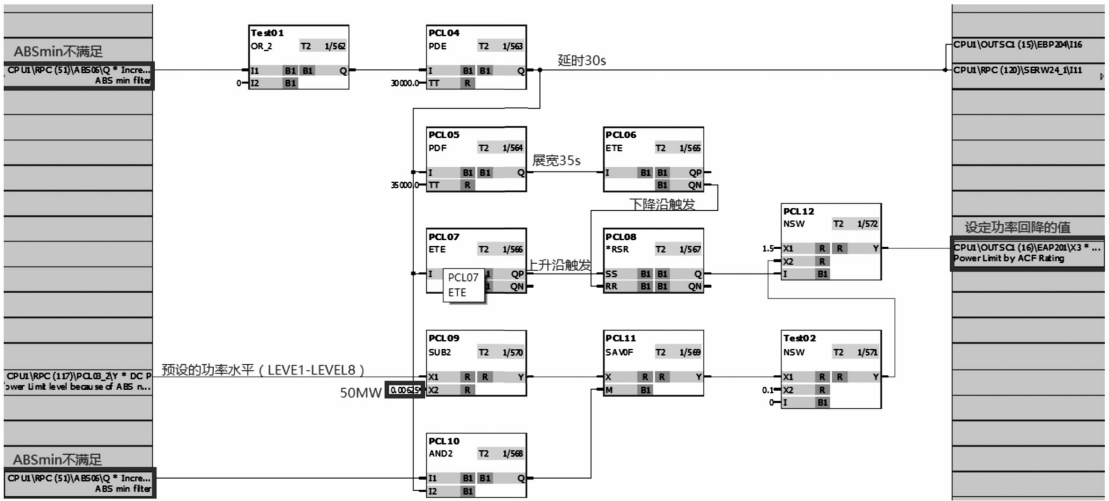


图 3 绝对最小滤波器不满足功率回降逻辑

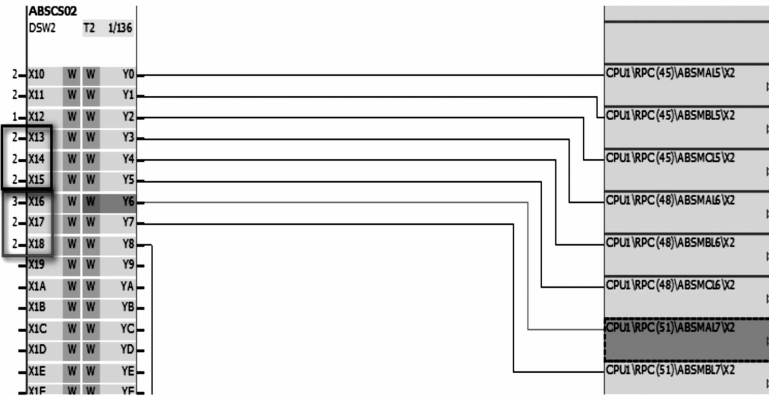


图 4 功率等级下绝对最小滤波器组数逻辑

表 1 HP3 退出影响直流对比

换流站	HP11/13	HP24/36	HP3	额定功率/MW	Abs Min Filter	单组 HP3 故障退出后影响
复龙	4 组	4 组	1 组	6400	2A + 2B + C(3A + 3B)	无
锦屏	4 组	4 组	1 组	7200	3A + 2B + C(3A + 3B)	无
天山	4 组	4 组	3 组	8000	3A + 3B + 2C	无
中州		8 组(HP12/24)	2 组	8000	4A + 1B	无

3 单组 HP3 故障退出后 Abs Min Filter 方式转换可行性分析

各换流站满负荷运行时,如单组 HP3 滤波器故障退出后对直流系统功率输送的影响对见如表 1。

由表 1 可以看出,大部分直流换流站在 HP3 不可用的情况下,可以由相同类型的滤波器替代,也可以由其他类型的滤波器组投入替代运行。但现阶段在实际工程中通过增加一次设备(HP3)数量来解决上述功率回降问题的可操作性不大,只能考虑参考

其他换流站的投切策略,修改 RPC 软件逻辑,在单组 HP3 故障退出后进行 Abs Min Filter 方式转换,以满足无功和 Abs Min Filter 需求。修改 RPC 软件逻辑后存在两个问题:1)当所有 HP3 滤波器均不可用时,如 Abs Min Filter 使用 A 型和 B 型滤波器替代,电网中 3 次和 5 次谐波势必无法消除,需计算满负荷时电网中的 3 次和 5 次谐波分量。2)退出一组 HP3 滤波器后使用其他类型滤波器替代,那么电网中的 3 次和 5 次谐波就只能靠再投入的一组 HP3 滤波器吸收;如果 3 次和 5 次谐波分量较大,可能造成投入的一组 HP3 滤波器过流或过负荷。

如果电网中的 3 次和 5 次谐波分量非常小,即使退出一组 HP3 或 HP3 全部不可用也不会对系统造成严重的危害。以锦屏换流站为例,其滤波器 4A+3B 方式下最大可承受 8280 MW (1.15 p. u.) 直流功率输送,从实际运行经验来看,暂未发生因单组 HP3 滤波器退出造成功率回降的事故。

查看故障前小组滤波器录波图,各小组滤波器首段电流约为 255 A 左右。不同类型滤波器组谐波分量如图 5 所示,HP11/13 滤波器电流主要由基波

电流、11 次谐波和 13 次谐波电流组成,比例分别为 100%、44%、35%。HP24/36 滤波器电流主要由基波电流及少量 9 次、11 次和 13 次谐波电流,比例分别为 100%、3%、3%、5%。

HP3 滤波器电流中主要为基波电流,3 次和 5 次谐波最大不超过 1.5% [5-6]。HP3 滤波器保护过流 II 段定值为 384 A (I 段报警),延时 0.3 s 跳闸,需要电流中至少要包含 130 A 以上的 3 次或 5 次谐波电流,比例在 60% 以上,但从目前的 3 次和 5 次

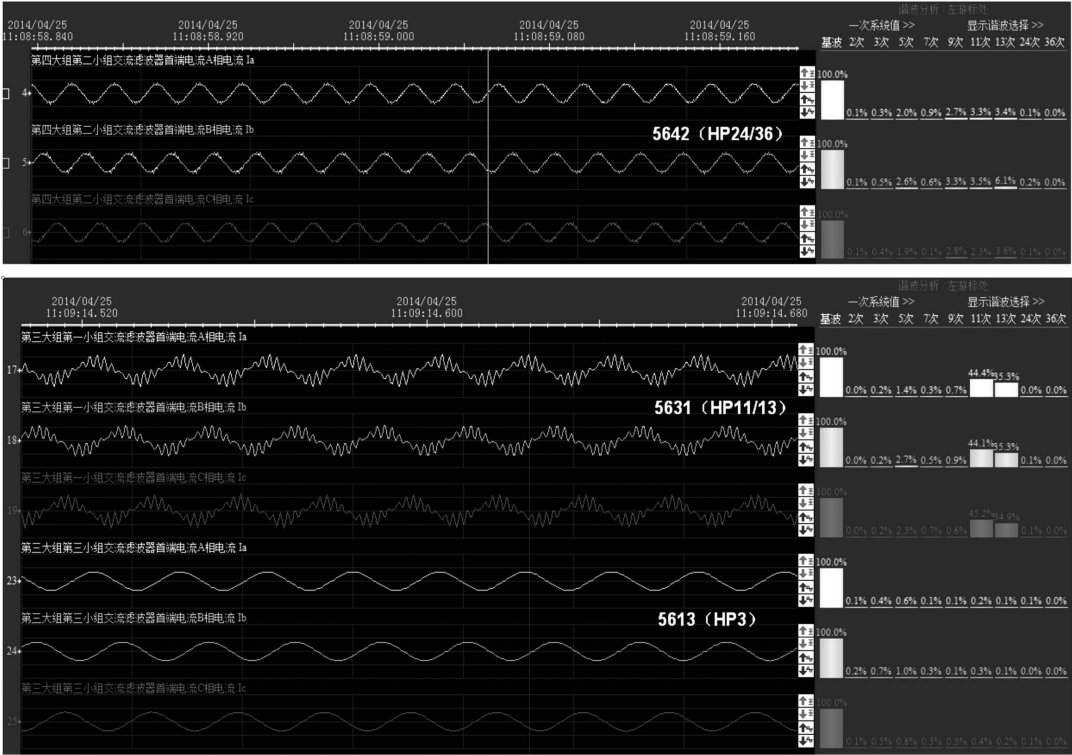


图 5 不同类型滤波器组谐波分量录波

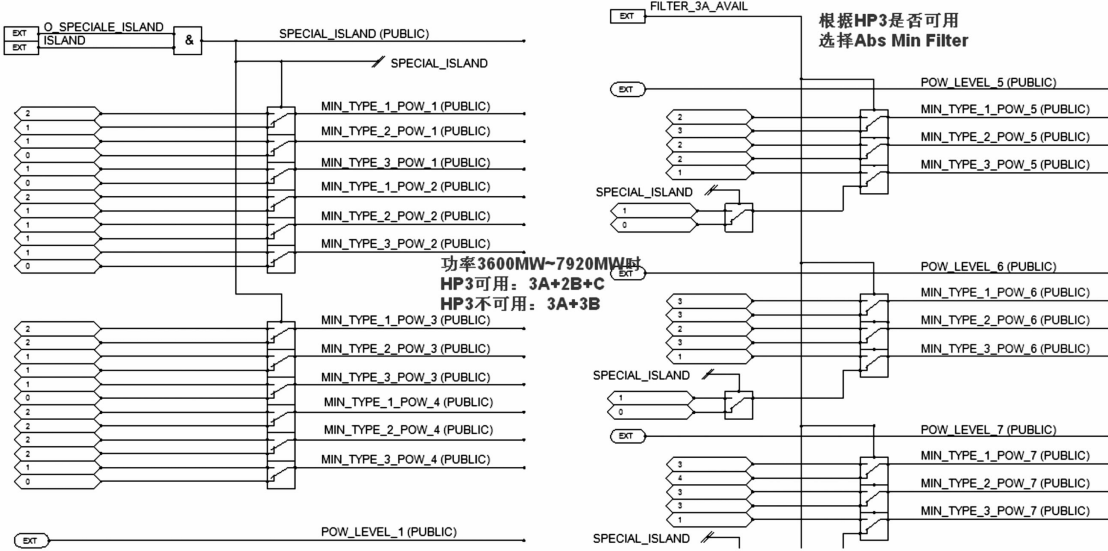


图 6 锦屏换流站绝对最小滤波器组数逻辑

谐波分量来看,在无功满足前提下,退出一组 HP3 不会造成在运的一组 HP3 过流或过负荷。

4 改进措施

以锦屏换流站逻辑为例,双极四阀组全压运行,功率为 3600 ~ 7920 MW (1.1 p. u.) 时,如 HP3 滤波器可用,Abs Min Filter 需求为 3A + 2B + C;如 HP3 滤波

器不可用时,Abs Min Filter 需求转换为 3A + 3B,如图 6 所示。锦屏站绝对最小滤波器组数逻辑站交流滤波器配置为 4A + 4B + 1C + 5D,如满负荷 7200 MW 运行时,即使 HP3 滤波器故障退出,正常情况下仍然满足 Abs Min Filter 需求,不会出现因单组滤波器退出而造成回降功率的情况。

依照锦屏换流站逻辑,同时分析在一组 HP3 投入的情况下,3 次和 5 次谐波对电网的危害和影响

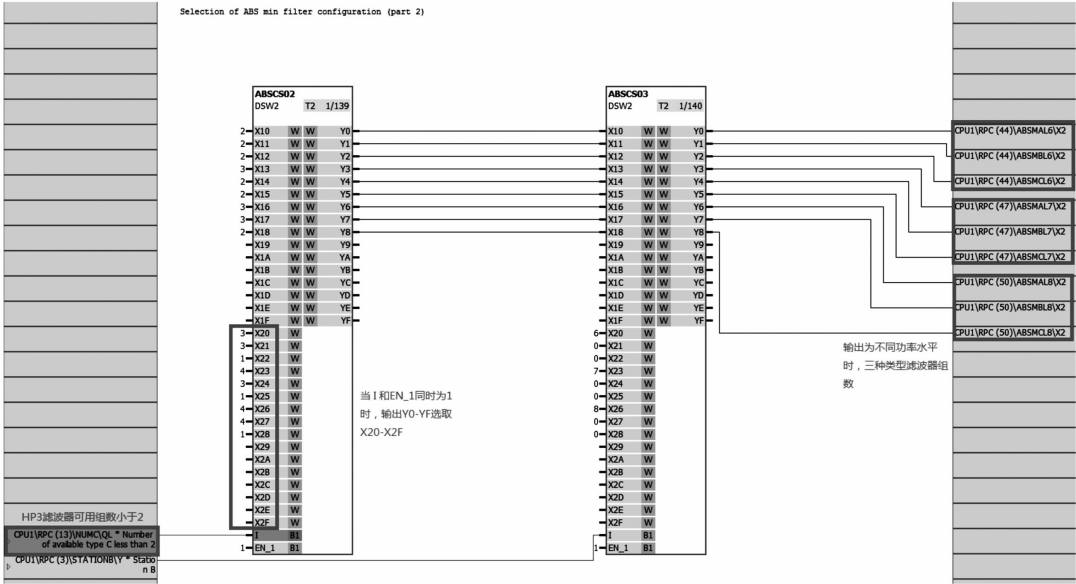


图 7 软件修改后绝对最小滤波器组数投切逻辑

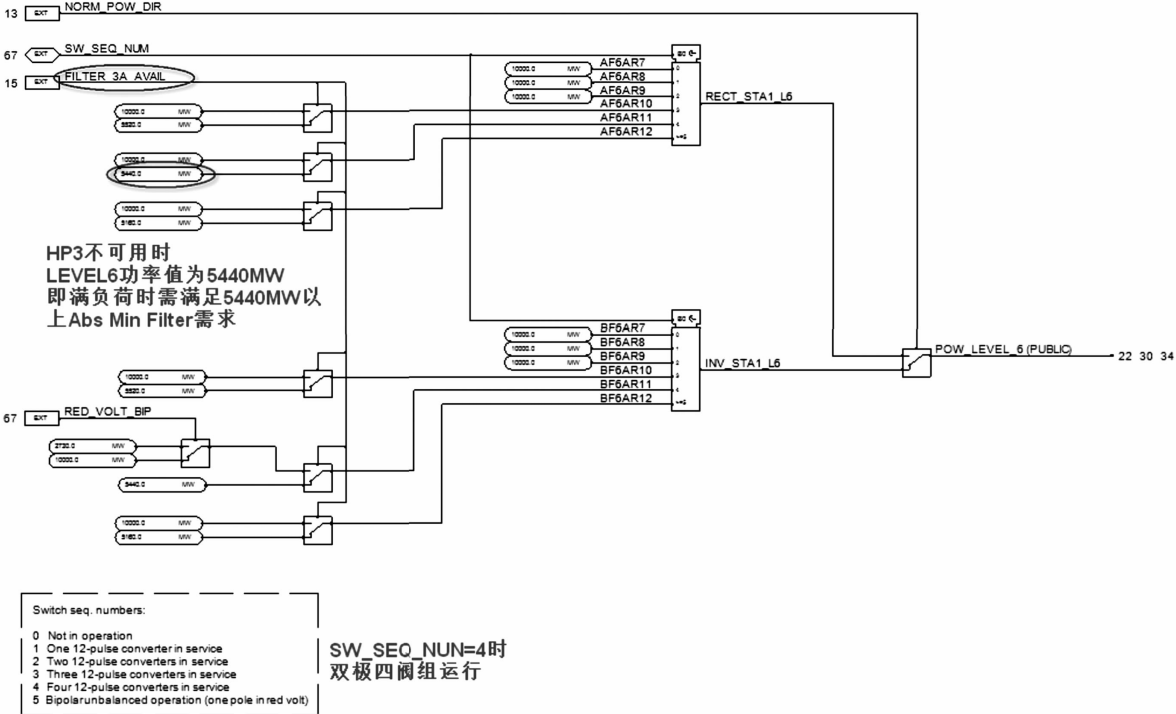


图 8 复龙换流站 LEVE 6 功率水平逻辑

程度较小,对故障站软件逻辑进行修改。

修改后的控制逻辑如图 7 所示。当 HP3 可用组数小于 2 组时,若双极功率水平在 5600 ~ 7600 MW 时,可采用 3A + 3B + 1C 的滤波器配置;若双极功率水平在 7600 ~ 8800 MW 时,采用 4A + 3B + 1C 的滤波器配置;若双极功率水平在 8800 MW 以上时,采用 4A + 3B + 1C 的滤波器配置。这样可避免迎峰度夏大负荷运行时,HP3 组数全部投入,一组 HP3 滤波器退出运行时功率回降过多的情况发生。

5 存在的问题

对比复龙换流站,其滤波器组仅有一组 HP3 型,考虑大负荷运行情况下,在 HP3 滤波器不可用时,功率限制值 POW_LEVER_5 由 6080 MW 调整为 3520 MW,功率限制值 POW_LEVER_6 由 10 000 MW(上限)转换为 5440 MW,如图 8 所示。即满负荷时 HP3 滤波器故障退出后,滤波器组数必须满足 5440 MW 以上 Abs Min Filter 需求,即“3A + 3B”方式。也就是说在 HP3 滤波器不可用的情况下,满负荷时必须满足 5440 MW 以上 Abs Min Filter 需求,否则功率将回降至 5440 MW 以下,在站内 HP11/13 和 HP24/36 型滤波器组有足够冗余度的情况下,其功率最多损失 960 MW。

对比锦屏换流站(如图 6),双极四阀组全压运行,功率为 3600 ~ 7920 MW(1.1 p. u.)时,如 HP3 滤波器可用,Abs Min Filter 需求为 3A + 2B + C;如 HP3 滤波器不可用时,Abs Min Filter 需求转换为 3A + 3B。如满负荷 7200 MW 运行时,即使 HP3 滤波器故障退出,正常情况下仍然满足 Abs Min Filter 需求,不会出现因单组滤波器退出而造成回降功率的情况。

该故障站若满负荷运行,但一组 HP3 滤波器在检修、另一组 HP3 若因不确定的因素退出运行导致两组 HP3 同时不可用时,功率水平会回降至 950 MW(1000 MW 减去 50 MW 裕度),如表 2 所示,这样会造成直流功率快速损失 7050 MW,对电网的冲击非常大。

6 结 语

通过对换流站手动切除 HP3 滤波器组回降直流功率的分析,查找到了导致直流功率回降的原因与软件逻辑中对 HP3 滤波器在不同功率水平的要求不合理有关。通过对软件逻辑的修改,虽然解决了当一组 HP3 不可用时,可以通过投入其他类型滤波器组的方式避免功率回降的事情发生,但仍旧存在当两组 HP3 同时不可用时,在满负荷或大负荷运行期间造成功率损失较大,对电网冲击很大的情况。

表 2 某站绝对最小滤波器组数

ACF	BP11 /13	HP24 /36	HP3	双极 全压 (4p)	双极 混压 (3p)	双极 半压 (2p)	单极 全压 (2p)	单极 半压 (1p)	双极 降压 (4p)	单极 降压 (2p)	双极 不平衡 (4p)	双极 全压 (4p)	双极 混压 (3p)	双极 半压 (2p)
NO.	A	B	C	整流										
1	1	0	0	0	0	0	400	600	0	0	0	0	0	0
2	1	1	0	1000	1000	1000	1200	1200	1000	1000	1000	1190	1182	1159
3	1	1	1	1800	1800	2000	2200	—	1600	2000	1600	1582	1950	2564
4	2	1	1	3200	4400	4800	—	—	3200	—	3000	3886	4823	
5	2	2	1	5600	6800	—	—	—	6800	—	4200	7478	6402	
6	2	2	2	6000	—	—	—	—	—	—	4800	—	—	—
6	3	2	1	5600							4200			
7	3	2	2	8000							6800			
7	3	3	1	5600							4420			
8	3	3	2	8800							7480			
8	4	3	1	7600							6460			
9	4	4	1	8800							7480			

考虑借鉴锦屏换流站的软件逻辑,在两组 HP3 同时不可用时,使用其他类型滤波器组代替运行,并研究在这种情况下 3 次和 5 次谐波对电网的危害和影响程度,分析在不消除 3 次和 5 次谐波分量的情况下直流满负荷时是否可以长时间运行。

参考文献

[1] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社,2011.

[2] 邓艳平,杨秀,张美霞,等. ± 800 kV 向上直流换流站交流滤波器的配置与控制[J]. 高压电器,2017, 53(2):8-13.

[3] 浙江大学发电教研组直流输电教研组编. 直流输电[M]. 北京:电力工业出版社,1982.

[4] 许鸿飞,刘晓波,刘源,等. 酒湖工程无功控制功能浅析及优化建议[J]. 湖南电力,2017(增刊1):83-87.

[5] 吕飞孔,白雪松,杨开黎,等. 黑河换流站 HP3 滤波器保护动作原因分析[J]. 黑龙江电力,2012,34(4):312-315.

[6] 胡宇洋,余珊珊. 德阳换流站 HP3 滤波器差动保护动作原因分析[J]. 华中电力,2011(1):64-67.

作者介绍:

孙光宇(1984), 硕士, 工程师, 研究方向为特高压直流输电技术;

任阿阳(1986), 本科, 工程师, 研究方向为特高压直流输电技术。

(收稿日期:2019-06-12)

(上接第 80 页)

通过上述解体结果可知,1034 隔离开关 B 相内部动触头杆装配固定销不紧固,触头杆窜动导致合闸时受力卡阻,造成隔离开关三相动静触头均存在不同程度接触不良现象,其中又以 B 相为最严重,在长期接触不良发热的影响下引起烧熔触头,从而使 B 相动静触头之间产生兆欧级电阻的开路情况,并最终导致该变电站 10 kV 3M 母线电压 A、B 相电压降低,并出现“10 kV 3M 母线接地”故障。

确认故障原因后,运维人员对烧损部件进行更换,并调整隔离开关后重新进行分合闸测试行程及到位情况,确保满足相关标准要求。

4 结 语

前面针对一起因变压器高压 110 kV 侧 PASS 设备故障导致变压器低压 10 kV 侧母线电压异常的案例进行仿真分析,为快速查找故障提供技术支持。

结合仿真分析结果与现场检查情况,快速确认故障部位为 1034 隔离开关 B 相触头,并进一步确定故障发生的根本原因是 PASS 设备装配隔离开关主轴固定销紧固不足所致。针对故障原因,提出相应的处理方案,为其他同类型设备类似故障提供经验总结。

参考文献

[1] 周宣. 一起 10 kV 母线停电事故的成因分析[J]. 华电技术,2011,33(10):48-50.

[2] 余卫成,徐剑峰. 一起非典型的 10 kV 母线单相接地故障分析[J]. 浙江电力,2013,32(1):17-19.

[3] 王喜俊,张富刚. PASS M0 紧凑型组合电器在变电站改造中的应用[J]. 供用电,2010,27(1):57-60.

[4] 王志刚. PASS M0 在 110 kV 变电站中应用的可行性[J]. 企业科技与发展,2008(22):160-162.

[5] 王喜俊,方向. PASS M0 设备在洛阳电网中的设计与应用[J]. 电子设计工程,2009,17(12):87-89.

[6] 于长顺. 发电厂电气设备[M]. 北京:水利电力出版社,1991.

[7] 宋学贵,李洋. 龙首二级水电站 PASS 故障的分析及经验教训[J]. 水电站机电技术,2007,30(3):51-53.

作者简介:

张 登(1985), 硕士研究生, 工程师, 从事变电一次设备故障诊断分析研究;

徐 云(1992), 硕士研究生, 助理工程师, 从事变电一次设备故障诊断分析研究;

杨 松(1975), 助理工程师, 从事变电一次设备故障诊断分析研究。

(收稿日期:2019-10-25)

煤粉锅炉局部爆燃原因分析及解决措施

田平, 祁博武, 罗昌福, 杨博闻, 李鹏辉, 沈诚
(华电电力科学研究院有限公司, 浙江 杭州 310030)

摘要:以某电厂锅炉局部爆燃事故为例进行原因分析,提出解决措施。此事故原因具有典型局部爆燃的特点,对同类机组有非常重要的指导意义。

关键词:锅炉;局部爆燃;解决措施

中图分类号:TK227.7 **文献标志码:**B **文章编号:**1003-6954(2019)06-0088-04

Cause Analysis and Solutions for Partial Deflagration of Pulverized Coal Boiler

Tian Ping, Qi Bowu, Luo Changfu, Yang Bowen, Li Penghui, Shen Cheng
(Huadian Electric Power Research Institute Co., Ltd., Hangzhou 310030, Zhejiang, China)

Abstract:In recent years, partial deflagration accidents of boiler occur frequently. Taking a partial deflagration accident of boiler in a power plant for example, the causes are analyzed and the solutions are put forward. The cause of the proposed accident has the characteristics of typical partial deflagration, and has very important guiding significance for similar units.

Key words:boiler; partial deflagration; solutions

0 引言

近年来,锅炉灭火事故明显增加,燃煤质量下降、运行人员事故判断分析和应急处理能力不强、设备缺陷、锅炉掉渣、塌灰等因素都能引起锅炉灭火事故,特别是煤质因素和上述因素混杂在一起时相互交织,有时很难准确分析各因素的主次及影响程度。

当锅炉由于某种原因已经濒临灭火时会出现炉膛压力急剧下降,绝大多数火检大幅度摆动甚至灭火的现象,在直吹式制粉系统还会出现部分磨煤机由于火检保护而跳闸的现象。在这种情况下,部分运行人员会急于挽救而大量投油助燃,此时炉膛内已经集聚了相当数量的煤粉,这些煤粉在油枪的支持下可能会突然被点燃发生局部爆燃。锅炉灭火前炉膛负压曲线必然出现先负后正的不规则变化,且幅度在瞬间由小变大,尤其在低负荷时特别明显。^[1-5]

以某电厂锅炉发生局部爆燃事故为例,分析原因,制定防范措施。

1 问题描述

1.1 锅炉概况

某电厂锅炉是 B&WB-1025/18.44 M 型亚临界、中间再热、自然循环、单炉膛、平衡通风,前后墙对冲燃烧方式锅炉,并配置有 B&W 标准的双调风 PAX 型旋流煤粉燃烧器,制粉系统为直吹式冷一次风机正压送粉。A 层配置 4 支微油枪,单只出力 200 kg/h。B、D、E 层每层配置 4 只大油枪,每只出力 1000 kg/h。

锅炉配有 20 台 PAX 型燃烧器,燃烧器布置方式前墙从下向上分别为 B 层、D 层和 C 层 C1、C2;后墙从下向上分别为 A 层、E 层和 C 层 C3、C4。除 A 层燃烧器外,B、C、D、E 层设计燃烧器分离出来的约 50% 空气及约 15% 的煤粉,经 $\Phi 377\text{ mm}\times 10\text{ mm}$ 乏气管由相邻两燃烧器之间的喷口送到炉膛燃烧,乏气喷口的尺寸为 $200\text{ mm}\times 500\text{ mm}$ 。燃烧器设计参数见表 1。

炉膛压力 MFT 保护动作值取开关量,低低保护

表1 100% 锅炉负荷下燃烧器设计参数

项 目	数值
一次风温/℃	179
二次风温/℃	368
磨煤机入口风温/℃	272
磨煤机出口风温/℃	85
一次风速/(m·s ⁻¹)	15.7
内二次风速/(m·s ⁻¹)	18.7
外二次风速/(m·s ⁻¹)	36.7
乏气风速/(m·s ⁻¹)	22.4
一次风率/%	18.9
乏气风率/%	9.4
煤粉细度 R ₉₀ /%	16

定值-2.5 kPa,三取二,延时3 s;高高保护定值1.96 kPa,三取二,延时3 s;模拟量测点量程±3.0 kPa。

磨煤机火焰丧失保护逻辑条件为磨煤机运行60 s后,煤火检四取四无火且该层油火检小于2个,或煤火检四取三无火且该层未投油。

1.2 事件过程

事件前机组负荷168 MW,A、B、D、E制粉系统运行,总煤量91.5 t/h,主蒸汽压力13 MPa,再热蒸汽温度530℃,再热蒸汽压力2.0 MPa,炉膛负压-83 kPa,协调投入。

4:57:56时,A给煤机故障跳闸报警,给煤量降至0,就地检查A给煤机显示屏故障报警,给煤机停运。

4:59:45时,A1、A2、A3、A4煤火检失去,A磨煤机灭火保护条件满足,但因A磨煤机的失去火焰保护未投,A磨煤机仍然保持运行。

4:59:54时,炉膛负压快速降至-2.048 kPa,持续时间未超过3 s,又快速回升。

5:00:37至5:01:12时,运行人员为稳定燃烧依次投入A层微油枪,油枪燃烧正常。

5:01:46时,炉膛负压快速升至2.814 kPa,持续时间未超过3 s,又快速下降。

5:01:50时,E1、E2、E3、E4煤火检失去,E磨煤机灭火保护条件满足,但因E磨煤机失去火焰保护未投,E磨煤机仍然继续运行。

5:06:24时,运行人员投入E1、E3油枪,E1油枪故障退出,E3投入正常。

5:07:09时,炉膛压力快速升至3.031 kPa,持续时间未超过3 s,此后炉膛压力保持在+0.3 kPa左右,通过调整风机出力,炉膛负压变化不大,此后NO_x排放超标。

5:13:17时,停A磨煤机。

7:00:00时,巡检人员发现脱硝系统甲、乙侧喷氨处至反应器入口烟道共计4台膨胀节开裂,尤其乙侧膨胀节开裂严重。

7:45:00时,更换A给煤机控制面板,启动A制粉系统,运行正常,停D制粉系统,降负荷至100 MW。

9:22:00时,机组负荷77 MW,开裂的膨胀节漏风严重,脱硝系统NO_x排放严重超标,机组无法维持运行,申请停机处理。

入炉煤配煤方式:采取炉前配煤,A煤仓和C煤仓为陕北煤和汽车煤,比例5:5;B煤仓为小纪汗煤和汽车煤,比例5:5;D煤仓和E煤仓为贫瘦煤。陕北煤热值23.78 MJ/kg,小纪汗煤热值21.00 MJ/kg,贫瘦煤热值15.53 MJ/kg,入炉煤加权热值17.32 MJ/kg。

2 事故分析

2.1 锅炉局部爆燃原因

事发开始时,A给煤机故障跳闸后,炉内燃烧逐步恶化,约2 min后A磨煤机煤火检全部失去,灭火保护条件满足;但因该磨煤机火焰丧失保护未投入,锅炉燃烧恶化的情况下,A磨仍然保持运行,运行人员为稳定燃烧,错误投入A层油枪,引起炉膛区域第一次局部爆燃。此后A磨煤机一直通风运行,该磨煤机一、二次风对燃烧造成扰动,使燃烧进一步恶化。当A磨煤机断煤后入炉煤煤质变差,加剧了炉内燃烧逐步恶化。

第一次发生局部爆燃后,E磨煤机煤火检相继失去,灭火保护条件满足;但因该保护未投入,导致E磨煤机在燃烧恶化的情况下保护无法动作,锅炉燃烧持续恶化的情况下E磨继续进煤粉,运行人员再次投入E1、E3油枪,引起锅炉第二次爆燃。第二次爆燃之后炉膛压力在+0.3 kPa左右,通过调整风机出力,炉膛负压变化不大。由此可以推断脱硝反应器入口烟道膨胀节开裂为第二次爆燃引起。膨胀节开裂泄漏后,大量空气吸入,引起脱硝系统反应器

入口烟温下降,反应效率降低,造成 NO_x排放超标。

2.2 热工保护逻辑排查情况

通过调查,本次机组从启动到灭火停机时间段,锅炉炉膛负压、全炉膛灭火保护、汽包水位 MFT 保护和磨煤机火焰丧失保护均未投入,并且运行操作平台具备保护投退操作权限,无保护投退相关记录,也未制定相应的防范措施^[3]。检查炉膛压力开关信号,其中一点炉膛压力信号取样管堵塞。查阅磨煤机灭火保护逻辑“煤火检信号四取四全部消失”不合理,煤火检四取四无火时,燃烧恶化时磨煤机保护难以动作,增加了局部爆燃的风险。

2.3 A 磨煤机断煤后燃烧恶化的原因

煤粉的着火,实质是风粉气固两相的着火,当一次风粉气流进入炉膛后,受到火焰辐射和高温对流作用,风粉被加热至着火温度,才能稳定着火。将一次风粉混合物加热至着火温度所需的热量叫做着火热,煤粉气流着火热可用式(1)粗略计算。

$$Q_{zh} = (C_{mf} + V_{1k}C_{1k})(T_{zh} - T_{1k}) \quad (1)$$

式中: Q_{zh} 为煤粉着火吸热量,kJ/kg; C_{mf} 为煤粉的比热容,kJ/kg; V_{1k} 为一次风量,m³/kg; C_{1k} 为空气的比热容,kJ/m³; T_{zh} 为煤风气流的着火温度,K; T_{1k} 为一次风的初温,K。较高的一次风速和一次风率,会使着火加大、着火推迟,导致燃烧不稳定,极易造成灭火^[4]。

为了了解 A 磨煤机断煤后锅炉燃烧恶化的原因,此后机组停机期间对各台磨煤机出口粉管一次风速进行调平试验。通过调整后,A、B、E 磨煤机出口一次风粉管风速偏差在 ±5% 以内,符合标准要求,但是 B 磨煤机与其他磨煤机入口风量的基本相同的前提下,粉管风速较 A、E 磨煤机偏低;C、D 磨煤机粉管一次风速无法调平,表现为 C4 和 D1 粉管内静压较其他粉管偏大并且风速偏低。磨煤机一次风调平试验测试数据见表 2。

对燃烧器进行检查发现,D1 乏气风管堵灰严重,B 层燃烧器和 C4 燃烧器乏气风管因机组运行出现磨穿问题已被封堵。乏气风风管封堵或堵灰后造成的主要问题有:

1) B 层和 C4 燃烧器喷口一次风远高于设计风速;

2) 造成粉管内一次风速偏低,可能出现 B 磨煤

机出口粉管、C4 和 D1 粉管因风速较小出现堵煤的情况。

为了进一步了解燃烧器及乏气风喷口一次风速实际数据,相同风量下对各层燃烧器喷口一次风速及乏气风喷口风速进行了测量,测量结果见表 3。

表 2 一次风调平试验

磨煤机	粉管	气流速度 /(m·s ⁻¹)	平均速度 /(m·s ⁻¹)	相对偏差/%
A	A1	27.92	27.87	0.17
	A2	28.38		1.82
	A3	26.98		-3.18
	A4	28.20		1.18
B	B1	23.01	23.74	-3.06
	B2	23.71		-0.13
	B3	23.96		0.51
	B4	24.38		2.69
C	C1	26.89	26.11	2.99
	C2	27.43		5.02
	C3	26.04		-0.28
	C4	24.10		-7.73
D	D1	25.40	28.72	-11.58
	D2	30.05		4.60
	D3	29.66		3.25
	D4	29.80		3.74
E	E1	28.97	28.94	0.10
	E2	28.10		-2.93
	E3	29.30		1.24
	E4	29.40		1.58

表 3 燃烧器喷口风速测量数据 单位:m/s

部位	名称	燃烧器(从上向下)			
前墙	C 层	C1		C2	
	一次风速	23		25	
	乏气风速	27.4		29.3	
	D 层	D1	D2	D3	D4
	一次风速	39.4	22.2	21	22.4
	乏气风速	堵灰	3.4	24	24.3
	B 层	B1	B2	B3	B4
	一次风速	44.6	45.1	45.2	44.8
	乏气风速	封堵	封堵	封堵	封堵
	C 层	C3		C4	
后墙	一次风速	21.5		32.3	
	乏气风速	27.7		封堵	
	E 层	E1	E2	E3	E4
	一次风速	22.3	21.9	22.1	22.5
	A 层	A1	A2	A3	A4
	一次风速	12.5	12.4	11.9	12.9

由表 3 得知,B 层燃烧器喷口一次风风速在 44.6 ~ 45.2 m/s 之间,C4 燃烧器喷口一次风风速为 32.3 m/s,D1 燃烧器喷口一次风风速为 39.4 m/s,B

层、C4 和 D1 燃烧器喷口一次风风速远高于设计一次风速 15.7 m/s,如此高的一次风速度对燃烧稳定性极为不利。

根据炉内燃烧器喷口一次风速及乏气风管一次风速测量结果,结合磨煤机粉管风速调平数据,C、D 磨煤机粉管一次风速无法调平的原因为 C4 燃烧器乏气风管封堵和 D1 乏气风管堵灰造成,并且在磨煤机入口风量与其他磨煤机基本一致的情况下,B 层粉管内风速偏低的原因同样为乏气风管封堵造成。

通过一次风调平试验、炉内喷口风速测量试验和同类型机组运行期间燃烧情况可以判断,运行期间当 A 磨煤机断煤时,B 层燃烧器喷口一次风严重风速偏高,如此高的一次风速度对燃烧稳定性极为不利,因此 B 磨煤机、D1、C4 燃烧器喷口一次风速偏高是 A 磨煤机断煤后锅炉燃烧恶化的主要原因。

3 解决措施

通过以上分析,部分燃烧器乏气风管封堵导致其燃烧器喷口一次风速偏高是 A 磨煤机断煤后锅炉燃烧恶化的主要原因,同时是锅炉局部爆燃的诱因;入炉煤质较差加剧了炉内燃烧逐步恶化;当炉膛已经灭火或已局部灭火并濒临全部灭火时,运行人员投助燃油枪、部分锅炉 MFT 保护和磨煤机灭火保护未投入是此次锅炉炉膛局部爆燃引起脱硝入口膨胀节开裂、NO_x排放指标超标的主要原因。

基于以上分析,给出了以下措施:

1)对保护逻辑进行全面排查,对不合理的保护逻辑进行修订,强化保护投入的重要性,加强保护管理。当锅炉炉已经灭火或已局部灭火并濒临全部灭火时,严禁投油稳燃,立即停止燃料供给,严禁用爆燃法恢复燃烧。

2)锅炉炉膛压力、全炉膛灭火等重要保护装置在机组运行中严禁退出,当其故障被迫退出运行时,应制定可靠的安全措施。

3)全炉膛灭火保护逻辑中“煤火检信号四取四全部消失”修改为“煤火检信号四取三消失”。

4)恢复封堵的乏气风管,并进行一次风调平试

验,测量燃烧器喷口内、外二次风量并调整。

5)热态时进行燃烧调整。

综合采取以上措施后,燃烧器喷口一次风速恢复要求的正常值,锅炉燃烧得到强化,燃烧的稳定性明显提高,解决了 A 磨煤机断煤后锅炉燃烧恶化和局部爆燃事故的发生,飞灰、炉渣可燃物含量较以前降低明显。

4 结 语

通过此次事故分析,入炉煤质量较差、运行人员事故判断分析和应急处理能力不强、设备缺陷、热工保护管理缺失,以上因素混杂在一起时导致此时锅炉局部爆燃事故。

为此针对性地提出恢复封堵的燃烧器乏气风管、全面排查锅炉主保护并修改不合理的保护逻辑、加强运行人员应急处理能力的培训和锅炉主保护管理措施后,避免了锅炉局部爆燃事故的再次发生,对同类机组有重要的指导意义。

参考文献

[1] 王春昌. 燃煤锅炉常见灭火事故分类研究[J]. 中国电力,2007,40(5):39-42.

[2] 赵慧聪. 燃煤锅炉灭火原因及预防措施[J]. 科技情报开发与经济,2011,21(14):192-194.

[3] 张林仙,何春生. WGZ1004/18.34-1 型锅炉灭火原因分析及防范措施[J]. 锅炉技术,2007,38(6):57-59.

[4] 林树彪,蔡新春,车丹. 娘子关电厂 3 号锅炉频繁灭火原因分析及改进措施的探讨[J]. 电站系统工程,2007,23(6):25-27.

[5] 徐党旗. 两类锅炉灭火原因诊断及解决对策[J]. 热力发电,2003(11):65-66.

[6] 吕洪炳,华晓宇,徐爱民,等. 火电机组锅炉掺烧长焰煤对机组运行影响的研究[J]. 浙江电力,2017,36(2):47-52.

作者简介:

田 平(1977),高级工程师,从事大型火力发电锅炉调试、技术监督、应急服务、非计划停运分析、性能试验。

(收稿日期:2019-08-02)

2019 年《四川电力技术》总目录

第 1 期	
基于回溯迭代搜索 - 粒子群算法的配电网无功优化研究·····	杨春生,周巍巍,魏海春,赵希宝,黄浩军(1)
MMC - MTDC 输电系统频率协调控制策略·····	杨 林,邓鸿强,邓云仁,陈 浩(6)
基于 MMC 的柔性直流系统控制策略研究 ·····	梁 明,孟 鑫,薛一鸣,王军成(14)
基于光伏 - 蓄电池 - 超级电容的微电网协调控制策略·····	张 谦,蒋永梅,丁 敏,金武杰,金晨星(19)
考虑分布式再生能源和储能的主动配电网可靠性评估·····	刘旭娜,魏 俊,周瑜璐,张景瑞,张 伟(23)
基于云计算平台实现电网短期负荷预测算法的研究·····	王 帅,赵建平,王志远,谢 广(29)
地铁牵引供电系统接入对电网电能质量影响分析·····	王宇飞,徐 琳(33)
新电改下发电偏差最小的水电中长期调度模型研究·····	白智丹,余 熙,朱燕梅,武云霞,黄天意,谢荻雅(37)
特高压线路瓷绝缘子污秽分布特性研究·····	李世平,范 超,郭裕钧,张血琴,肖 章,王耀振(41)
220 kV MOA 带电测量相间干扰的研究与分析 ·····	何大猛,王仲奕(47)
输电线路硬质管母线发热分析·····	赵 强,刘 意,邱中华,陈 波,马志方,王 鸿,周 静,郭定海 (52)
基于 GA - SVR 数据融合的风机噪声预测 ·····	余 金,宋新甫,高 明,张增强,李海峰(57)
V ² C 控制 Buck 变换器输出电容 ESR 临界值研究 ·····	游志昆(63)
LTB245E1 型断路器机构缺陷的分析 ·····	熊 攀,王嘉易,李 辉,李逢兵,贾志杰,董汉彬(68)
采用带间隙避雷器降低 10 kV 架空线路跳闸率的应用·····	刘起钟,张剑平,杨万波,梁 伟,吴开良,罗 丹(72)
基于声电联合检测技术的高压开关柜局部放电缺陷分析及整改措施研究·····	王嘉易,李 刚,贾志杰,丁 澄,罗 洋,董汉彬(75)
北京经济技术开发区电缆双环网与电缆直配双射网的运行	
对比分析 ·····	刘保全(79)
一种新型防窃电策略的研究与实现·····	任燕康,杜立斐,宋 剑,李 剑,甯 锐(83)
基于 PMS - ERP 流程管理的大修技改项目精益化提升研究 ·····	庄秋月,李凡红(90)
第 2 期	
基于图像识别的叶片结冰检测方法研究·····	孙 凯,张新燕,常喜强,周登钰,李振恩,罗嘉良(1)
基于弃风 - 热的采暖负荷的联合调度补偿方法研究·····	樊国伟,樊国旗,蔺 红,张 锋,刘德福,宋朋飞,亢朋朋,王 飞(6)
一种抑制超低频振荡的水电机组调速器参数协调优化方法研究·····	王渝红,陈 阳,曾 琦,王 媛,李 建,王 彪,韩连山(10)
基于 PSASP 的 UPFC 自定义模型在西南电网的应用仿真·····	韩连山,王新宝,李 建,王 彪(15)
基于无功电流的中性点不接地系统小电流接地选线方案·····	李世龙,滕予非,李小鹏,张华杰,张星海,姜振超(20)
基于 B 样条二进小波变换的故障选相研究 ·····	李 晨,张 阔(24)
基于系统可靠性的主动配电网置信容量评估·····	陈 谦,张文涛,王思露,张景瑞,张 伟(30)
基于极化去极化电流法的冲击电容器油膜绝缘老化检测 ·····	谭思文,张晨萌(36)
基于有限元法的 IGBT 模块复合材料等效导热率计算研究 ·····	张霁方,罗 锦,陈映秀,吴建雪,李 月,江 浩(41)
某 110 kV 变电站 35 kV 侧相间故障分析及治理措施研究·····	方 欣,李晓东,罗维斯,崔 涛(47)
基于变电站汽吊作业安全距离告警系统研发·····	赵文君,施 逸,梁植淇,王宇翔(52)
小水电站流域径流量的评估方法·····	曾思明,吴杰康,陈永进,赵俊浩,翁兴航(56)
工业园区混合能源优化配置方法应用与实践·····	马 超,夏 雪,谯 宗,李嘉逸(62)
站用变压器用电流互感器变比选择研究·····	高 松,何立新,胡德峰,王亚莉(68)
现代飞机发电系统及差动保护误动的机理分析与优化策略	

..... 李 红,邓乐武,吕 素,罗 强(73)
电网直购电极限规模及评估指标体系研究.....
..... 王正风,吴 旭,陈 实,宋云亭,陈得治,张 晨(80)
印尼电力能源建设投资环境 PEST 分析..... 李 洁(86)
基于 AHP – FCM 的热电联产投资风险评估 ... 邱金鹏(91)

第 3 期

考虑气象累积效应的 IPSO – BP 神经网络短期负荷预测算法..... 张宜忠,杨旭东,张正卫,刘丽新(1)
基于关联关系的配电网投入产出效益评价体系设计.....
..... 周鹏程,吴南南,王晟嫣,曾 鸣(6)
同塔双回路路准三相运行及改进跳合闸策略研究.....
..... 李世龙,滕予非,李小鹏,尹项根,陈 卫(13)
基于 PLC 的风力发电混合储能系统控制方法研究
..... 王战栋,赵丰刚(18)
末端送出电网风电大规模脱网对主电网安全稳定控制策略分析
..... 邓 梅,李长福,张 颖,张 燕,胡仁祥(22)
四川电网 35 kV 及以上电网降损潜力分析.....
..... 贺星棋,唐 伟,鲜其军,田佩平,罗 涛(26)
阿里电网经济可靠运行相关问题研究.....
..... 张立锋,徐 潜,何志强,刘晓明,郑 勇,范 宇,晏小彬(29)
高压直流单回输电线路耐雷性能研究.....
..... 王恒康,王佳灿,高洛宜,何发玺(34)
一种基于广域量测的电容式电压互感器运行状态评估方法
..... 代宇涵,邹沛恒,孙永超,张凤西,黄华伟,高艺文(39)
光纤复合架空地线直流融冰绝缘化改造方法应用研究.....
..... 邓元实,廖文龙,陈 俊,朱 军,李 昆,刘凤莲,陈少磊,卜祥航
..... (44)
基于过程免疫力的动态电压恢复器优化配置.....
..... 黄 瑞,肖先勇,陈 振(50)
断路器选相分合闸技术在扎鲁特换流站中应用实践研究...
..... 朱鹏飞,屈延师,汤会增,余开伟(56)
水轮发电机中性点接地装置选型分析.....
..... 何 伟,刘云平,罗永刚,黄智欣,陈玉红(59)
一起由接地工艺引起的 220 kV 高压电缆故障分析
..... 刘凤莲,朱 军,卢金奎,曾 宏,吴 驰,张涵轶,杜 颢(64)
一起 110 kV 变压器短路承受能力试验不合格的分析及整改措施研究.....
..... 谢 茜,刘 睿,张宗喜,蒋 伟,龙震泽,冯 运,白 欢(68)
正确接线情况下三相三线电能表负电流现象原因分析.....
... 宋钰钰,王点晴,李生建,覃明吉,沈学峰,刘义华,唐 科(72)
一起 252 kV GIS 盆式绝缘子放电故障分析

..... 邱 炜,蔡 川,杨红权,徐清鹏,黄 鑫,马锡良(75)
一起有载切换开关故障引起的 110 kV 变压器运行事故原因分析.....
...黄 鑫,胡 林,陆晓彬,蔡 川,兰 洋,黄克全,马锡良 (80)
日内现货交易环境下智能发电调度系统的设计与实现.....
..... 袁贵川,李 荣,李金龙,何 川,胡与非,付凤翔,刘 俊,高 也(85)
基于 AI 的无人机电网智能巡检方案研析
..... 张仕民,雷泽宇,刘 意,杨 蔚,赵 强,杨生兰,徐 鹏(90)

第 4 期

融合智能代理模型和改进微分进化算法的电力系统暂态稳定预防控制.....
..... 陈 振,韩晓言,范成围,张 华,刘 畅(1)
高压直流接地极线路阻抗监视系统断线故障时动作性能评估
..... 李小鹏,滕予非,宋新尧,李世龙,罗荣森(7)
直流接地极线路招弧角间电弧的运动模型.....
..... 王 涛,郑连清,范松海,官瑞杨,孙鹏宇(11)
地震条件下计及杆塔结构可靠度的电网可靠性评估研究...
..... 郝文斌,张亚刚,牟 森(17)
不同负载条件下 CVT 过电压监测装置频率响应特性分析...
..... 张 榆,谢 敏,谢施君,张晨萌,穆 舟,朱 军(21)
非标准雷电冲击电压模拟技术研究.....
..... 孙鹏宇,江 渝,张晨萌,谢施君,王 鑫,王 涛(24)
220 kV 限流式统一潮流控制器设计
..... 杜莹莹,郝文斌(28)
冲击电容器直流叠加操作冲击回路仿真分析.....
..... 张晨萌,陈芒芒,王鑫,孙鹏宇(33)
极化去极化电流法极化参量对电力电容器绝缘状态的影响
..... 王 鑫,张晨萌,刘渝根,谭思文,孙鹏宇(38)
基于大数据的智能变电站二次状态监测系统研究.....
..... 张 艺,李大中,郑永康(43)
基于卷积神经网络的视频大数据智能预警分析.....
..... 邓 平,郑 鸿,罗冰峰,李 明(49)
基于大数据与计量回归分析的四川终端能源竞争态势研究
..... 沈 军,严 磊,魏 阳(54)
基于电力数据与机器学习的家庭收入估计方法.....
..... 张玉蕾,王谷城,关键雄(60)
地理数据可用性评估指标算法及模型构建探究.....
..... 叶水勇(65)
基于行波特征量与堆叠自动编码器的电缆早期故障定位方法
..... 李成升,于 洋(72)
风电场超短期风电功率预测研究.....

..... 王 斌,谢丽蓉,李司洋,宋宪可,黄 峰(80)	
特高压直流输电线路不停用再启动功能情况下的带电作业	
安全性分析.....	
..... 彭 勇,雷兴列,方玉群,苏梓铭,肖 宾,刘 凯(85)	
基于通信协议多元接入的计量自动化远程控制研究.....	
..... 梁 捷,梁广明(90)	

第 5 期

基于卫星共视技术的泛在电力物联网时间同步网.....	
..... 段翔兮,冯世林,李小鹏,吴 杰,高艺文,龙 呈(1)	
多能优化调度在智慧能源管控平台中的应用.....	
..... 张 舵,马 超,李嘉逸(5)	
考虑自恢复能力的电力 - 通信网可靠性与经济性分析.....	
..... 罗紫航,关翔友,魏震波(10)	
基于电力计量大数据的电源规划研究.....	
..... 蔡高雷,刘桂龙(17)	
新能源配电网多运行指标协同的灵敏性分析方法.....	
..... 张庆晖,吴长元,吴杰康,吴 帆,唐惠玲,陈灵敏(24)	
平滑风电出力的风储联合系统能量管理协调控制研究.....	
..... 詹仲强,付菊霞(29)	
使用卡尔曼滤波修正蒙特卡洛算法的电动汽车充电负荷预	
测研究	
..... 李小雨,肖 汉, 李嘉逸(37)	
基于逻辑回归的双 Y 型外熔丝电容器故障诊断技术研究	
..... 滕子非,唐嘉忆,段翔兮,宋 梁,李世龙(41)	
智能变电站便携式接口回路测试仪的研制.....	
..... 龚华麟,张择策,曾祥力,李官宇,令狐静波,曾 雪(46)	
基于绝缘横担的配电网综合防雷系统配置与实施方案.....	
..... 林礼健(51)	
提升金沙江二期特高压直流外输电举措.....	
..... 陈汉雄,李晓明(56)	
变电站序列控制远方操作安全风险防治与管控.....	
..... 邹沛恒,代宇涵,郭 果,郑永康(61)	
水平荷载对支盘桩受压承载力的影响分析.....	
..... 王 红,彭社琴,郑卫锋,孙珍茂(67)	
服务于电网运行的监控信息事件化关联分析方法研究.....	
..... 代宇涵,邹沛恒,张凤西,黄华伟,孙永超,罗荣森(72)	
高海拔 500 kV 交流输电线路绝缘子片数选择研究	
..... 唐 巍,梁 明,盛道伟,霍 锋,刘从法(77)	
非正常回路中感应电流引起电容式电压互感器发热的研究	
..... 郭世晓,艾 飞,胡 巍,洪 丽,林 楠,张如宏(82)	
基于超高压变电设备缺陷特征的状态检修提升策略.....	
.....]汪 鑫,王紫鉴,魏 阳(86)	
主变压器低压侧三相空载电压不平衡分析.....	
..... 王能进,周子洋,李 飞,覃春阳,王 哲(92)	

第 6 期

交联聚乙烯水树老化电缆电气性能与水树区域含水量的关	
系	
..... 李康乐,周 凯(1)	
高海拔地区 GIS 现场耐压试验技术研究.....	
..... 廖文龙,刘 睿,刘小江(4)	
基于线圈电流曲线与行程曲线的断路器操作机构故障诊断	
的对比研究.....	
..... 栾 乐,刘俊翔,王红斌,莫文雄,彭和平,王海靖(9)	
输电线路杆塔接地电阻对线路反击跳闸率影响研究.....	
..... 胡金殿,王恒康,赵宇欣,徐敏杰(14)	
飞机电缆短路故障分析及机理研究.....	
..... 李 红,邓乐武,罗 强,张永强,韩 杨(19)	
基于绕组电容量和短路阻抗的变压器绕组变形分析方法...	
..... 杨 林,连 涛,王 恒,邓鸿强(25)	
基于动态层次 K - Modes 的电网数据聚类分析	
..... 林红阳,杜 翼,刘 林,易 杨,蔡 菁,马汉斌(30)	
基于设备可靠性的风电场预防性机会维修策略.....	
..... 张峻豪,张则言,傅 钰(36)	
双回 UPFC 在安徽电网应用的可靠性分析	
..... 林哲敏,胡 骞(41)	
新疆巴州开都河流域水电送出线路降损方案研究.....	
..... 贾中义,张东明,王 震,赵永刚,陈晓亮,左晓亮(46)	
含电动汽车的区域综合能源系统日前调度优化.....	
..... 张雯雯,魏震波,黄宇涵(50)	
电网企业综合能源服务转型策略研究.....	
..... 魏 阳,严 磊,梁 健,关 蓉,刘启俊(55)	
可控转动复合横担在输电铁塔中的应用研究.....	
..... 鄢秀庆,黄 兴,杨 洋,廖邢军,冯 勇(61)	
输电线路铁塔参数化模型的杆件信息拓展研究	
..... 李美峰,冯 勇,李 力,肖洪伟,梁 明(66)	
预调式消弧线圈自动控制装置的现场调试方法.....	
..... 卢成楠,邹经鑫,何振宇,袁明哲(71)	
基于 PSCAD 的 10kV 母线电压异常故障分析.....	
..... 张 登,徐 云,杨 松(78)	
特高压换流站手动切除 HP3 滤波器导致功率回降分析 ...	
..... 孙光宇,任阿阳(81)	
煤粉锅炉局部爆燃原因分析及解决措施.....	
..... 田 平,祁博武,罗昌福,杨博闻,李鹏辉,沈 诚(88)	