

四川电力技术

SICHUAN ELECTRIC POWER TECHNOLOGY

第47卷第2期

2024年4月

四川省电机工程学会

四川电力科学研究院

二零二四年
第四十七卷
第二期



ISSN 1003-6954



《四川电力技术》公众号



《四川电力技术》官网

- 四川省一级期刊
- 万方数字化期刊群入网期刊
- 中国学术期刊(光盘版)入编期刊
- 中国期刊全文数据库收录期刊
- 首届《CAJ-CD规范》执行优秀奖获奖期刊
- 中国学术期刊综合评价数据库统计源期刊
- 重庆维普中文科技期刊数据库收录期刊
- 超星数字图书馆入网期刊
- 中国核心期刊(遴选)数据库收录期刊

「新型储能技术及其应用」 专题征稿

在新型电力系统快速发展的背景下，储能已成为构建新型电力系统的基础装备。储能技术作为新能源与可再生能源发展的核心支撑，也是目前的研究热点。经过几十年的发展，储能技术趋于多样化，包括抽水蓄能、锂离子（铅酸）电池储能、氢能源储能以及液流电池储能等多种储能方式并行，但在不同应用场景下仍存在关键难题，需要进一步开展理论和技术研究。

为了更好地促进储能相关技术的应用与发展，《四川电力技术》特邀四川大学周步祥教授、臧天磊副教授、刘力舟特聘副研究员作为特约主编，主持“新型储能技术及其应用”专题，希望与作者和广大读者一起探讨储能领域关键技术和应用问题。诚邀从事相关研究的专家学者和科研人员积极投稿。

1 征稿内容（包括但不限于）

- (1) 锂电池快速充电、均衡拓扑与控制技术
- (2) 储能系统实时状态估算与故障检测技术
- (3) 抽水蓄能关键技术
- (4) 钒液流电池在新型电力系统中的应用
- (5) 可再生能源制氢系统储能的应用

2 截止时间

2024年6月30日截稿，并在《四川电力技术》择期刊出。

3 投稿要求

- (1) 论文应具有原创性，未公开发表，未一稿多投，不涉及署名争议，不涉及侵犯他人知识产权和泄露国家机密的内容，作者对论文内容的真实性和客观性负责。
- (2) 摘要250-300字为宜，须包含四要素，即目的、方法、结果、结论，同时应着重说明文章的创新点。
- (3) 论文引言中研究目的清晰明确，详细介绍国内外研究背景，对现有其他研究者的工作进行客观的评述；阐述自己的观点，并对自己的研究思路做一总体介绍。论文研究设计和方法叙述清楚，数据合理并被正确地分析和解释；比较所提出的方法和现有方法的优缺点。
- (4) 正文部分要求层次清晰、重点突出、论述严谨、文字简练，避免长篇公式推导，字数以不超过6000字（包括图表）为宜。
- (5) 结论部分应概括文章研究工作，给出创新性、指导性结论。
- (6) 来稿请用Word排版，格式、摘要、作者信息请参考《四川电力技术》投稿网站首页论文模板。
- (7) 请保留论文图片、曲线和表格原始文件，必要时提交。

4 投稿方式

请登录《四川电力技术》投稿网站：<http://scdljs.ijournals.cn/scdljs/home>注册作者用户名和密码进行投稿，投稿栏目请选择“新型储能技术及其应用”专题。

5 投稿联系人

刘老师：17361010708

程老师：028-69995169

罗老师：028-69995168

《四川电力技术》
编辑委员会

主任委员 胡海舰
副主任委员 刘俊勇
委员 (按姓氏笔画笔形为序)
马芳平 王卓 王渝红
司马文霞 年珩 朱康
何正友 余熙 吴广宁
张安安 李旻 李富祥
李镇义 杨迎春 汪康康
肖欣 肖先勇 苏少春
邹见效 陈峰 胡朝华
唐万斌 梅生伟 黄琦
董秀成 蒋兴良 韩晓言
廖学静
秘书 李世平
程文婷

目次

· 电网技术 ·

混合级联 UHVDC 系统换相失败抑制分析 刘磊,李小鹏,滕予非(1)
考虑换相过程的电网换相换流器小信号阻抗建模
..... 张纯,李小鹏,成清儿,王顺亮,马俊鹏,刘天琪(5)
兼顾电网频率和功角稳定性的柯拉光伏电站低电压穿越关键性能指标优化
..... 汤凡,李鑫,刘佳钰,梁晓斌(11)
自动电压控制对双馈风电场小干扰阻尼影响分析 朱建华,朱力维,周勇(17)
光伏发电功率预测方法综述 蔡源,吴浩,唐丹(25)
基于移相电压误差补偿的新型单/三相变换系统控制策略研究
..... 李蓉蓉,左为,冉念洁,周苏,王心仪(32)

· 高电压技术 ·

基于频域反射法的受潮 10 kV 冷缩电缆中间接头阻抗特性研究
..... 李巍巍,刘畅,张华,罗洋,宁鑫,吴驰(39)
小电流接地系统间歇性弧光接地过电压影响因素分析
..... 姜磊,石勇,李宇琦(45)
温度对车载高压电缆终端局部放电特性的影响研究
..... 潘贵翔,辛东立,刘骁,孙传铭,刘凯,高国强,吴广宁(51)
气吹弧装置仿真与试验研究 唐佳雄(58)
高湿区域输电线路金具锈蚀多因素影响分析模型
..... 郭利瑞,张睿,吴驰,雷潇,胡发胜,连宏霞(64)

· 电力设计与优化

直流海缆敷设张力特性研究 刘利林,王岭,林秀浩,岳浩,刘文勋(70)
新型电力系统下需求侧管理机制及发展策略研究
..... 张天米,王俐英,王永利,曾鸣(75)
输电线路角钢塔加劲肋倾斜角度对塔脚板受力性能的影响研究
..... 辜良雨,王成,冯杨州,张剑伟,王海宁,李磊,何文俊(81)

· 电力运检技术 ·

碳钢在达州典型大气环境下的腐蚀行为研究
..... 王方强,王志高,海潮,耿植,杜翠薇(89)
免维护呼吸器导通检测装置的研制与应用研究
..... 肖健,张付粤,张益珩,罗浩,付文启,龚正旭,王珂煜(94)
基于深度混合注意力网络的窃电检测
..... 彭军,李琪林,周尧,袁钟,彭德中,刘益志(99)

· 经验交流 ·

一起换流变压器产气故障的分析与诊断
..... 杨在葆,杨城,刘永,韩凯,伊峰,高志新(107)

四川电力技术

双月刊 1978 年创刊

中国标准连续出版物号:

ISSN 1003-6954

CN 51-1315/TM

2024 年第 47 卷第 2 期(总 290 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:李富祥

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:成都市高新区锦晖西二街 16 号

邮政编码:610041

电话:(028) 69995169/5168/5165

邮箱:cdsdljs@163.com

设计:四川科锐得实业集团有限公司

文化传播分公司

印刷:四川和乐印务有限责任公司

国内定价:每册 12.00 元

[期刊基本参数] CN 51-1315/TM * 1978 *

b * A4 * 112 * zh * P * ¥12.00 * 3000 * 18

* 2024-04

CONTENTS

· Power System Technology ·

Analysis of Commutation Failure Mitigation in Hybrid-cascaded UHVDC System	LIU Lei, LI Xiaopeng, TENG Yufei(1)
Small-signal Impedance Modeling of Line-commutated Converter with Commutation Overlap	ZHANG Chun, LI Xiaopeng, CHENG Qing, WANG Shunliang, MA Junpeng, LIU Tianqi(5)
Optimization of Key Performance Indicators for LVRT of Kela PV Station Considering Grid Frequency and Power Angle Stability	TANG Fan, LI Xin, LIU Jiayu, LIANG Xiaobin(11)
Influence of Automatic Voltage Control on Small-signal Stability of Doubly-fed Wind Farm	ZHU Jinahua, ZHU Liwei, ZHOU Yong(17)
Review of Photovoltaic Power Prediction Methods	CAI Yuan, WU Hao, TANG Dan(25)
Research on Control Strategy of New Single/Three-phase Transformation System Based on Phase-shift Voltage Error Compensation	LI Rongrong, ZUO Wei, RAN Nianjie, ZHOU Su, WANG Xinyi(32)

· High Voltage Technology ·

Research on Impedance Characteristics of Moistened 10 kV Cold-shrinkable Cable Intermediate Joints Based on Frequency Domain Reflection	LI Weiwei, LIU Chang, ZHANG Hua, LUO Yang, NING Xin, WU Chi(39)
Analysis of Influencing Factors on Intermittent Arc Grounding Overvoltage in Small Current Grounding System	JIANG Lei, SHI Yong, LI Yuqi(45)
Influence of Temperature on Partial Discharge Characteristics of Cable Terminals for High-speed Trains	PAN Guixiang, XIN Dongli, LIU Xiao, SUN Chuanming, LIU Kai, GAO Guoqiang, WU Guangning(51)
Simulation and Experimental Research on Air-blowing Arc Device	TANG Jiaxiong(58)
Multi-factor Influence Analysis Model for Corrosion of Metal Fittings on Transmission Lines in High Humidity Areas	GUO Linui, ZHANG Rui, WU Chi, LEI Xiao, HU Fasheng, LIAN Hongxia(64)

· Electric Power Design and Optimization ·

Research on Tension Characteristics of DC Submarine Cable Laying	LIU Lilin, WANG Ling, LIN Xiuhao, YUE Hao, LIU Wenxun(70)
Research on Demand-side Management Mechanism and Development Strategy under New Power System	ZHANG Tianmi, WANG Liying, WANG Yongli, ZENG Ming(75)
Research on Influence of Tilt Angle of Stiffening Rib of Angle Steel Tower on Force Performance of Tower Footplate in Transmission Line	GU Liangyu, WANG Cheng, FENG Yangzhou, ZHANG Jianwei, WANG Haining, LI Lei, HE Wenjun(81)

· Operation and Maintenance Technology ·

Study on Corrosion Behavior of Carbon Steel in Typical Atmospheric Environments in Dazhou	WANG Fangqiang, WANG Zhigao, HAI Chao, GENG Zhi, DU Cuiwei(89)
Research on Development and Application of Maintenance-free Respirator Conduction Detection Device	XIAO Jian, ZHANG Fuyue, ZHANG Yihang, LUO Hao, FU Wenqi, GONG Zhengxu, WANG Keyu(94)
Electricity Theft Detection Based on Deep Hybrid Attention Networks	PENG Jun, LI Qilin, ZHOU Yao, YUAN Zhong, PEND Dezhong, LIU Yizhi(99)

· Experience Sharing ·

Analysis and Diagnosis of A Gas Production Fault of Converter Transformer	YANG Zaibao, YANG Cheng, LIU Yong, HAN Kai, YI Feng, GAO Zhixin(107)
---	--

SICHUAN ELECTRIC POWER
TECHNOLOGY

2024 Vol.47 No.2

(Ser.No.290)

Bimonthly, Started in 1978

Address: No. 16, 2ND Jinhui West Street, High-tech Zone,
Chengdu, Sichuan, China

Postcode: 610041

Sponsor:

Sichuan Society of Electrical Engineering
Sichuan Electric Power Research Institute

Editor in chief: LI Fuxiang

Editor & Publisher:

Editorial Department of SICHUAN ELECTRIC POWER
TECHNOLOGY

混合级联 UHVDC 系统换相失败抑制分析

刘磊, 李小鹏, 滕予非

(国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610041)

摘要:换相失败是基于电网换相换流器的特高压直流输电系统中最常见的故障类型之一。近年来新投运的混合级联特高压直流输电系统的逆变侧仍包含电网换相换流器,因此换相失败无法避免。首先,在分析电网换相换流器触发调节过程的基础上,明确了换相失败控制的投入时刻是影响换相失败抑制效果的关键因素;进一步地,结合白鹤滩—江苏混合级联特高压直流输电受端的结构特点和接入交流系统方式,分析了混合级联拓扑下的换相失败抑制新思路;最后,提出可充分利用逆变侧电压观测点增加、模块化多电平变流器所连接母线的电压响应更为灵敏的特点,来加快换相失败控制的投入速度,提升系统的换相失败抑制性能。基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台验证了该分析的正确性。

关键词:特高压直流输电;混合级联;换相失败;控制策略

中图分类号:TM 732 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2024)02-0001-04

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240201

Analysis of Commutation Failure Mitigation in Hybrid-cascaded UHVDC System

LIU Lei, LI Xiaopeng, TENG Yufei

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

Abstract:Commutation failure is one of the most common types of failures in line commutated converter based ultra-high voltage direct current (LCC-UHVDC) system. In recent years, the inverter side of the newly installed hybrid-cascaded UHVDC system still contains LCC, so the commutation failure is unavoidable. Based on the analysis of trigger regulation process of LCC, it is clear that the input time of commutation failure control is the key factor affecting the effect of commutation failure suppression. Further, according to the structure characteristics of receiving end of Baihetan-Jiangsu hybrid-cascaded UHVDC and the access mode of AC system, a new idea of commutating failure suppression under hybrid-cascaded topology is analyzed. It is proposed to fully utilize the increased voltage observation points of inverter, and enhance the sensitivity of bus voltage response connected to modular multilevel converter (MMC), which can accelerate the startup speed of commutation failure control and the suppression performance of commutation failure. The correctness of analysis is verified by PSCAD/EMTDC simulation platform.

Key words: UHVDC; hybrid-cascaded; commutation failure; control strategy

0 引言

传统特高压直流输电 (ultra-high voltage direct current, UHVDC) 系统中的电网换相换流器 (line-commutated converter, LCC) 采用无自关断能力的晶闸管作为换流元件,存在换相失败问题。换相失败

会引起直流电流短时激增,并造成直流功率大量损失,连续换相失败甚至可能引起直流系统闭锁,严重威胁电网的安全稳定运行。同时,随着更多直流工程的相继建成、投运,中国电网“强直弱交、多回直流集中馈入”的特征日益突出,使得换相失败问题愈发显著^[1]。

换相失败只发生于 LCC-UHVDC,在基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)

的柔性直流输电系统中并不存在。然而,为综合 LCC 与 MMC 的技术优势,新投运的白鹤滩—江苏 UHVDC 工程(以下简称白—江工程)在世界上首次采用了 MMC 与 LCC 混合级联的特高压直流输电技术,系统的逆变侧同时包含 LCC 和 MMC 两种类型的换流器^[2-5]。LCC 的存在使得换相失败问题无法完全避免,同时,MMC 的引入也大大增加了系统运行及响应的复杂程度。

为了进一步提升混合级联 UHVDC 系统的换相失败抵御能力,充分发挥混合级联拓扑优势,下面从白—江工程的受端结构特点和接入交流系统方式入手,在分析 LCC 换流器触发调节过程及换相失败抑制关键影响因素的基础上,给出了混合级联 UHVDC 系统的换相失败抑制新思路;还提出可利用逆变侧电压观测点增加、MMC 所连接母线的电压响应更为灵敏的特点来加快换相失败控制的投入速度,从而提升系统的换相失败抑制性能。

1 混合级联 UHVDC 系统

白—江工程额定输送功率为 8000 MW,额定直流电压为 ± 800 kV,送端换流站位于四川攀西地区,受端换流站位于江苏省苏州地区,特高压直流线路路径全长约 2 087.4 km。系统的混合级联单极拓扑结构如图 1 所示,其整流侧拓扑与常规 UHVDC 系统相同,每极高、低端均为 12 脉动 LCC,所有换流器接入同一交流电网;逆变侧采用混合级联结构,高端为 12 脉动 LCC,低端采用 3 个 MMC 并联,不同换流器多落点接入交流系统。受端接入交流系统方案为:高端 LCC 就近 π 入斗山—常熟南 2 回 500 kV 线路,新建 1 回 LCC 至常熟南线路;低端 VSC1 单 π 入张家港—常熟北单线,VSC2、VSC3 各新建 2 回 500 kV 线路至木渎、玉山变电站。

2 LCC 换相失败与触发调节分析

2.1 换相过程与换相失败^[6]

混合级联 UHVDC 逆变侧高端 LCC 换流器的六脉动换流单元如图 2(a)所示。6 个阀臂以正常开通的次序编号,即 VT1 至 VT6。阀 VT1-VT4、VT3-VT6、VT5-VT2 分别构成 3 个阀对,阀对的中心端

A、B、C 为桥的交流端,分别连接于换流变压器阀侧的三相。 m 和 n 为桥直流端的两个极,两极之间形成直流电压 U_d 。换流器正常运行时,6 个阀按照固定顺序交替导通。当某个阀被触发导通后,同一半桥上已导通阀所在支路的电流将转移至新导通阀所在支路,由于电路中有电感存在,电流的转移不能瞬间完成,需要一个过程,称为换相过程。

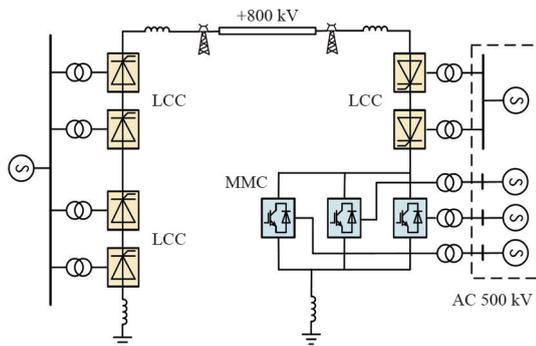
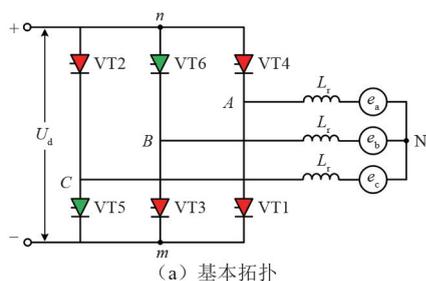
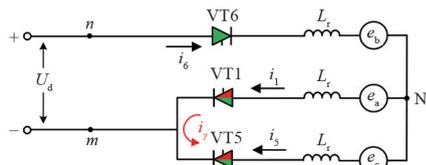


图 1 混合级联 UHVDC 单极拓扑结构



(a) 基本拓扑



(b) VT5-VT1 换相时的等效电路

图 2 LCC 换流器拓扑及换相等效电路

以阀 VT5 和 VT6 导通的初始状态为例,如果在阀 VT1 加触发脉冲,由于其承受正向电压,故立即开通,此时下半桥 VT5 和 VT1 同时导通,换流器等效电路如图 2(b)所示。图中, i_1 、 i_5 和 i_6 分别表示流过阀 VT1、VT5 和 VT6 的电流。在阀 VT1 开通后,换相电流 i_γ 为

$$i_\gamma = i_1 = \frac{\sqrt{2}E}{2\omega L_r}(-\cos\beta - \cos\omega t) \quad (1)$$

式中: E 为交流线电压有效值; ω 为交流系统基波角频率; L_r 为换相电感; β 为换流器的越前触发角。可以看出, i_γ 将随着 ωt 的增大而逐渐增大,同时 i_1 增

大, i_5 减小。经过一定的换相重叠角 μ 之后, i_1 增大至电流 I_d , 而 i_5 降低至 0。由于阀的单相导电特性, i_5 无法反向故保持于 0 值, i_1 也不再增大保持于 I_d 。此后阀 VT5 关断, 换相过程结束, 换流器再次由 3 个阀 (VT5、VT6、VT1) 导通改变为 2 个阀 (VT6、VT1) 导通的状态。

实际上, 阀的关断并非瞬时完成, 需在反向电压下维持一段时间才能恢复正向阻断能力。在换相过程刚结束后, 如果刚退出导通的阀在反向电压作用的一段时间内未能恢复阻断能力, 或换相过程未能结束, 那么电压转向后, 被换相的阀将向原来预定退出导通的阀倒换相, 即发生换相失败。

2.2 换流器触发调节分析

换相失败发生与否的决定性因素是换相结束时时刻至换相电压过零时刻之间对应的电角度, 即关断角 γ 。

$$\gamma = \beta - \mu = \pi - \alpha - \mu \quad (2)$$

式中, α 为触发角。由式(2)可知, 关断角 γ 的大小取决于触发角 α 和换相重叠角 μ 。换相重叠角 μ 由式(3)决定。

$$2L_r I_d = \int_{\alpha}^{\alpha+\mu} e(\omega t) d(\omega t) \quad (3)$$

式中, $e(\omega t)$ 为两个阀臂之间承受的线电压。可以看出, 除直流电流和换相电压之外, 换相重叠角 μ 也受触发角 α 的影响。因此, 精准、合理地控制触发角 α 对于抑制换相失败具有重要意义。

LCC 的触发调节如图 3 所示。控制系统根据系统电气量的实时状态, 通过一系列运算环节后得出触发角 α , 进而生成换流器的触发信号, 即在特定的时刻(相位)触发导通某一个阀。在不考虑电气量采样间隔的条件下, 控制系统的响应是实时的, 但实际上作用于换流阀的触发信号是高度离散的, 对于六脉动换流器而言, 每个周波只触发 6 次。

上述特点决定了基于控制手段的换相失败抑制方法均对灵敏性有较高要求。一旦一次触发生成之后, 本次换相过程将无法调节, 即使本次触发后控制系统立即减小了触发角, 但该效果只能作用于下一次触发, 无法解决本次换相所面临的换相失败风险。因此, 逆变侧交流系统发生故障后, 换相失败抑制策略宜尽早动作, 尽可能对即将发生的换相过程进行提前干预、调节。

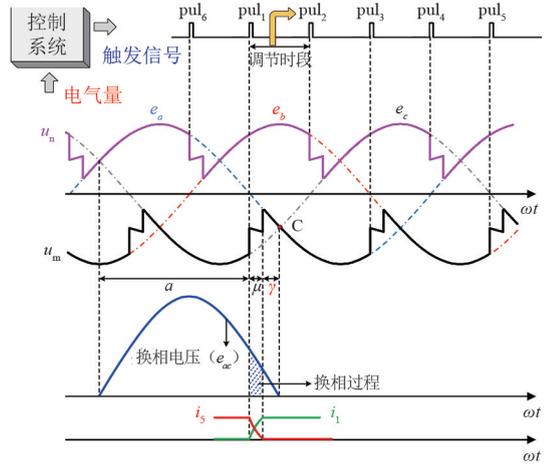


图 3 LCC 触发调节

3 混合级联 UHVDC 换相失败抑制新思路

3.1 混合级联 UHVDC 受端接入交流系统特点

根据第 1 章所述, 给出白—江混合级联 UHVDC 系统的受端接入方案, 如图 4 所示。各个站内节点、接入点之间具有电气耦合, 图中以等值阻抗的形式进行简化示意。

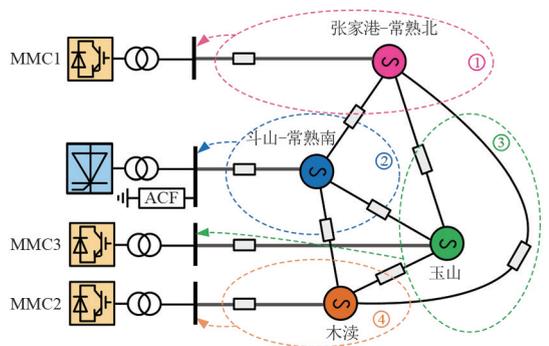


图 4 白—江混合级联 UHVDC 系统受端接入交流系统方案

常规 UHVDC 系统的逆变侧站内仅有一个 500 kV 电气节点单独接入交流系统。而对于混合级联 UHVDC 系统的逆变侧而言, 高端 LCC 阀组、MMC1、MMC2 和 MMC3 分别连接至不同的 500 kV 电气节点, 且各节点受端换流器所连接交流母线之间分散接入受端交流系统, 从而形成兼顾多个负荷中心电力需求的多直流落点布局, 并降低逆变站 LCC 和 MMC 并联组间发生直流故障的概率, 提高系统运行的可靠性。

文献[7]进一步给出了受端换流器所连接交流母线之间的耦合阻抗如表 1 所示。由表 1 可知,

MMC3 所连接母线和受端其余换流器之间的电气耦合最弱,而 MMC1 和 LCC 及 MMC2 耦合最强。

表 1 交流母线之间的耦合阻抗

	LCC	MMC1	MMC2	MMC3
LCC	$R=2.04$ $L=30.88$	$L=84.13$	$L=205.82$	$L=1115.80$
MMC1		$R=8.04$ $L=43.19$	$R=0.13$ $L=24.10$	$L=498.09$
MMC2			$R=4.47$ $L=38.58$	$L=1097.40$
MMC3				$R=1.67$ $L=26.32$

注: R 的单位为 Ω , L 的单位为 mH。

3.2 换相失败抑制新思路

LCC 换相失败最主要的原因是交流母线电压跌落导致换相电压不足,而交流母线电压跌落往往由接入的交流系统故障导致。对于混合级联 UHVDC 系统而言,受端相当于接入多个交流系统区域,如图 4 虚线框所示,各母线的电压受其直接连接区域内的交流故障影响最大。需要注意的是,MMC 并不会发生换相失败,但 MMC 母线连接的区域①、③、④内较为严重的故障可能通过电气耦合导致 LCC 发生换相失败。在这种情况下,虽然换相失败发生于 LCC,但实际上故障区域所直接连接的交流母线电压跌落更大(如故障发生于区域①时,MMC1 连接的交流母线电压跌落更严重)。因此,混合级联 UHVDC 的受端接入形式相当于将交流系统内的多点电压信息汇聚在一个直流换流站内,在不同故障位置、不同故障严重程度下,会出现不同的电压响应组合。基于此,有望通过更丰富的电压信息,提升故障判定速度和准确度,提升换相失败抑制效果。

另一方面,LCC 所连接的交流母线上配置有交流滤波器,而滤波器中存在大量电容元件,电容电压不可突变的特点制约了故障后 LCC 交流母线电压的下降速度,并不利于故障的快速判别。而 MMC 具有独立控制有功功率、无功功率的能力,MMC 所连接的交流母线上不需要滤波器来补偿无功功率,因此交流系统故障后母线电压的响应灵敏度大大提升。因此,混合级联 UHVDC 系统引入逆变侧 MMC 后,有望利用 MMC 母线电压快速响应的特点,创新故障判据,从而加速故障后换相失败控制措施的投入。

总的来说,混合级联 UHVDC 换相失败抑制新思路主要可从两方面入手:1) 逆变侧电压观测点增加,可以获得更多维度的故障数据;2) 逆变侧交流系统故障后 MMC 母线响应更为灵敏,可以构造更

合理的故障判据。二者均有助于加快换相失败辅助控制的投入速度,提升系统的换相失败抑制性能。

4 仿真分析

基于 PSCAD/EMTDC 平台混合级联 UHVDC 系统的仿真模型,参考白一江工程实际参数,受端交流系统利用表 1 中各交流节点之间的耦合阻抗近似等效。结合一组仿真案例补充说明上述分析结论:设置在 LCC 和 MMC1 换流母线交流近区发生三相接地故障,故障距离 LCC 和 MMC1 母线的电气距离相同,即故障位置与母线之间的等值阻抗均为两条母线之间等值阻抗的一半,如图 5 所示。故障时刻设置为 1.610 s,故障电阻设置为 20Ω 。仿真分析故障后母线的电压瞬时值,以及传统换相失败预测控制中电压跌落指标(换流母线三相电压转换至静止坐标系下的 $U_{\alpha\beta}$ 幅值^[8])的变化情况,仿真结果如图 6 所示。

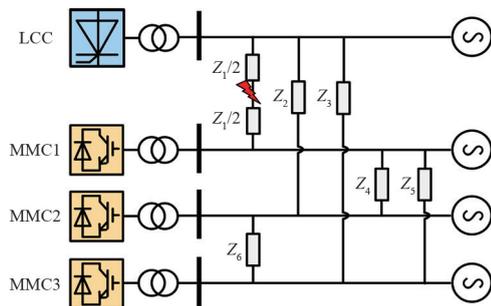


图 5 故障位置设置

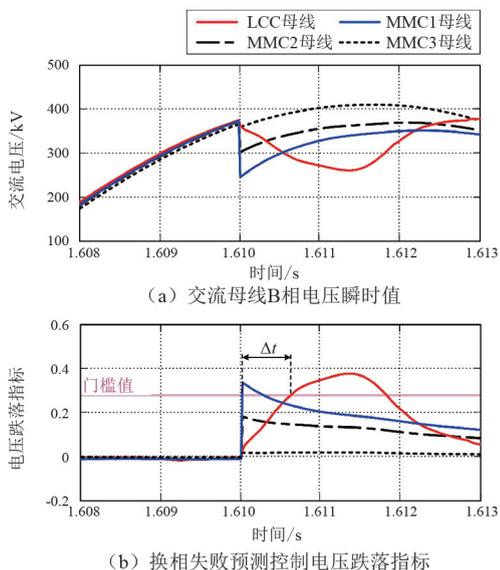


图 6 仿真结果

(下转第 69 页)

考虑换相过程的电网换相换流器 小信号阻抗建模

张纯^{1,2}, 李小鹏^{1,2}, 成清儿³, 王顺亮³, 马俊鹏³, 刘天琪³

(1. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610041;

2. 电力物联网四川省重点实验室, 四川 成都 610041;

3. 四川大学电气工程学院, 四川 成都 610065)

摘要:建立准确的数学模型对于判断电力系统稳定性具有重要意义,其中阻抗模型凭借简单有效的优势成为判断系统稳定性的常用工具。为完成考虑换相过程的电网换相换流器阻抗建模,在 dq 坐标系下采用了基于平均化的小信号建模方法。首先,将换相重叠过程中各物理量的非线性变化过程利用小信号法线性化,建立了物理量之间的传递函数;然后,加入了交流电源侧的交流网络简化模型,同时考虑了定电压控制方式和锁相环的建模,得到电网换相换流器直流侧和交流侧的等效阻抗模型;最后,通过对比PSCAD/EMTDC仿真结果和模型计算结果,证明了阻抗模型的准确性。

关键词:电网换相换流器;小信号模型;换相重叠过程;复向量

中图分类号:TM 732 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2024)02-0005-06

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240202

Small-signal Impedance Modeling of Line-commutated Converter with Commutation Overlap

ZHANG Chun^{1,2}, LI Xiaopeng^{1,2}, CHENG Qing'er³, WANG Shunliang³, MA Junpeng³, LIU Tianqi³

(1. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China; 2. Sichuan

Provincial Key Laboratory of Power Internet of Things, Chengdu 610041, Sichuan, China;

3. School of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: In order to judge the stability of a power system, it is of great significance to establish an accurate model, among which the impedance model has become a common tool for judging system stability due to its simplicity and effectiveness. In the dq coordinate system, the small-signal modeling method based on averaging is adopted to complete the impedance modeling of line-commutated converter (LCC) which considers commutation overlap. Firstly, the nonlinear change process of each physical quantity in commutation overlap process is linearized by the small-signal method, and the transfer function between physical quantities is established. And then, the equivalent impedance model of DC side and AC side of LCC is obtained by introducing simplified model of AC network in AC side and considering the modeling of constant voltage control mode and phase-locked loop. Finally, by comparing PSCAD/EMTDC simulation results and model calculation results, the accuracy of the proposed impedance model is proved.

Key words: line-commutated converter; small-signal model; commutation overlap; complex space vector

0 引言

由于中国能源和用电量呈逆向分布,具有远距

离、大容量传输能力的电网换相换流器高压直流输电(line-commutated converter based high voltage direct current, LCC-HVDC)技术迅速发展,电网失稳事故的影响越发显著^[1-3]。建立准确的数学模型是研究系统稳定性等问题的基础。阻抗模型凭借其简单有效的优势,成为判断系统稳定性的常用工具,因

此建立准确的 LCC-HVDC 阻抗模型具有十分重要的意义^[4]。

受到换相重叠过程以及交流系统动态过程等因素的影响,换流器建模中的难点是线性化模型的建立^[5]。综合现有文献,目前对于换流器线性化进行了诸多研究。文献[6]为了实现线性化处理,采用了转换函数方法,对高压直流输电系统中定电流控制方式进行了建模,得到了准确的传递函数表达式并获得了系统的频率响应。文献[7]得到了换流器的频域线性化模型,采用的方法是将直流侧电压和交流侧线电流的非线性过程分段线性化。文献[8-9]采用了不同的线性化处理方式,通过推导空间矢量传递函数将动态过程线性化,从而得到了高压直流输电系统的线性化模型。文献[10]在文献[9]的基础上作出了进一步的完善,提高了换流器频域线性化模型在更高次谐波的准确性,这种模型的前提是满足无限个六脉动换流器级联的高压直流输电系统的假设,模型在利用传递函数建模之外,还考虑了关断角的测量采样和换相电感动态特性对模型验证的影响。

准确的模型是对输电系统进行稳定性分析的基础,为了得到考虑换相过程且物理意义明确的 LCC 阻抗模型,采用 dq 坐标系下的小信号建模方法,对电网换相换流器的阻抗进行了建模。将换相过程和非换相过程进行平均化处理,在稳态运行点附近对 LCC 进行线性化,得到线性非时变的换流器传递函数;最后,联立各传递函数建立准确的 LCC 阻抗模型。

1 LCC 传递函数的建模

1.1 小信号的建模

对于传统两电平换流器,坐标变换可以将换流器模型转换到同步旋转坐标系,从而将正弦变量转化为直流量。在静止坐标系中,无零序分量的三相电压和电流可以用斜体实空间向量和复空间向量表示,如 dq 坐标向量可以用下标“ dq ”表示,如式(1)所示。

$$\mathbf{v}_{dq} = [v_d, v_q]^T \leftrightarrow \mathbf{v}_{dq} = v_d + jv_q \quad (1)$$

在受到小扰动后,电力系统仍能保持稳定的能力称为小信号稳定性。在系统的平衡点处将非线性系统线性化可以推出小信号模型^[11]。电力系统可用式(2)描述。

$$\dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}, \mathbf{y}) \quad (2)$$

式中: \mathbf{y} 为系统运行变量向量; \mathbf{x} 为系统的状态变量向量; $f(\mathbf{x}, \mathbf{y})$ 为描述系统状态的微分方程组^[12]。 x_0, y_0 分别为向量 \mathbf{x}, \mathbf{y} 对应的平衡点,将小扰动加入平衡点后,表达式如式(3)所示。

$$\dot{\mathbf{x}} = \dot{\mathbf{x}}_0 + \Delta \dot{\mathbf{x}} = f[(x_0 + \Delta \mathbf{x}), (y_0 + \Delta \mathbf{y})] \quad (3)$$

将非线性微分方程组线性化,即用泰勒级数展开,并忽略二阶及高阶项,即可得到线性化模型。

下面对基于 dq 变换后的模型进行了平均化的处理以有利于将非线性过程线性化,即在换流器模型的建立中,各个量不再实时跟随时间变化呈现非线性特性,而是在一个周期内的平均值。为了平均化处理顺利进行,需要作出以下假设^[13]:

- 1) 交流电压源为正弦波且三相对称;
- 2) 变压器无内电阻;
- 3) 换相等效电抗三相平衡;
- 4) 换流阀为理想器件且等间隔触发。

平均法即将变化的周期信号在一个周期中进行平均,目的是将时变系统转化为定常系统,从而有利于后续的建模。对于周期函数 $f(t)$, 其平均化如式(4)所示。

$$\bar{f}(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t f(x) dx \quad (4)$$

式中: t 为时间; T 为平均化周期。

1.2 换相重叠过程分析

LCC 拓扑结构如图 1 所示,由 6 个晶闸管组成。图 1 中: L 为变压器等效电感; v_a, v_b, v_c 为换流母线电压; i_a, i_b, i_c 为三相线电流; i_{dc} 为直流电流; U_{dc} 为直流电压。

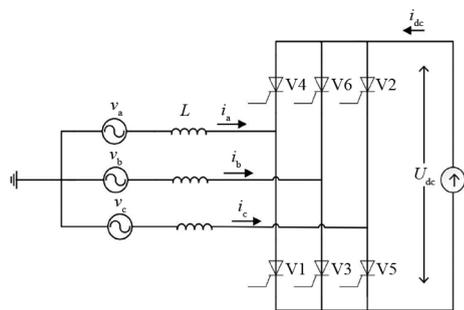


图 1 考虑换相过程的六脉动

换相重叠过程是 LCC 的一个显著特征,以从阀 2 换相阀 4 为例,图 2 显示了在换相过程中直流电压和交流电流的变化。其中: α 为触发角; δ 为换相重叠结束角; φ_1 和 φ_e 分别为换相开始瞬间角度和换相结束瞬间的角度; μ 为换相重叠角度。在换相重叠过程中,换流器中会有 3 个换流阀同时导通,直流电压是其导通时的一半,线电流呈现非

线性变化。

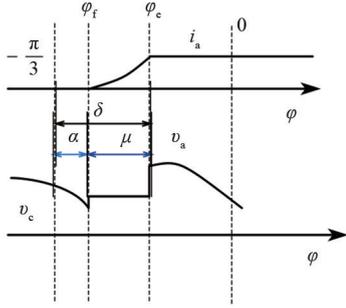


图2 换相重叠过程

由图1和图2可以得到:换相重叠过程受触发角、相电压、直流侧电流和变压器漏感的影响^[14];直流电压受触发角、换相重叠过程、直流侧电流和相电压的影响。

1.3 换相重叠关断角小信号传递函数

以从阀2换相阀4为例,换相过程中,阀2、阀3、阀4同时导通,根据基尔霍夫电压定律可以得到电压电流关系如式(5)所示。

$$v_a - L \frac{di_a}{dt} = v_c - L \frac{di_c}{dt}, i_a + i_c = i_{dc} \quad (5)$$

两式联立并转移到 dq 坐标系下可得式(6)。

$$2L \frac{di_a}{dt} = \sqrt{3} \left[v_d \cos(\varphi - \frac{\pi}{6}) - v_q \sin(\varphi - \frac{\pi}{6}) \right] \quad (6)$$

将等式两边进行积分可以得到式(7)。

$$i_a(\varphi) = \frac{\sqrt{3}}{2X_c} \left[v_d \sin(\varphi - \frac{\pi}{6}) + v_q \cos(\varphi - \frac{\pi}{6}) \right] - \frac{\sqrt{3}}{2X_c} \left[v_d \sin(\varphi_f - \frac{\pi}{6}) + v_q \cos(\varphi_f - \frac{\pi}{6}) \right] \quad (7)$$

式中, $X_c = \omega_0 L_c$ 为变压器漏抗。由图2分析可得 $\varphi = \varphi_c$ 时, $i_a = i_{dc}$, $i_c = 0$ 。将两值代入式(7),可以得到关于 φ_c 的关系式。

$$i_{dc} = \frac{\sqrt{3}}{2X_c} \left[v_d \sin(\varphi_c - \frac{\pi}{6}) + v_q \cos(\varphi_c - \frac{\pi}{6}) \right] - \frac{\sqrt{3}}{2X_c} \left[v_d \sin(\varphi_f - \frac{\pi}{6}) + v_q \cos(\varphi_f - \frac{\pi}{6}) \right] \quad (8)$$

再将式(8)进行线性化,并根据小扰动量将等式进行整合,可以得到换相重叠关断角 δ 关于触发角、相电压、直流侧电流和变压器漏感的传递函数如式(9)所示。式中,下标带有0的变量为对应变量的平衡点。

$$\begin{aligned} \Delta\delta = & -\Delta\alpha \frac{v_{d0} \sin(\varphi_{f0} - \frac{\pi}{6}) - v_{d0} \cos(\varphi_{f0} - \frac{\pi}{6})}{v_{d0} \cos(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - v_{q0} \sin(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6})} + \\ \Delta i_{dc} \frac{X_c}{\sqrt{3}} \frac{2}{v_{d0} \cos(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - v_{q0} \sin(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6})} - \\ \Delta v_d \frac{\sin(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - \sin(\varphi_{f0} - \frac{\pi}{6})}{v_{d0} \cos(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - v_{q0} \sin(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6})} - \\ \Delta v_q \frac{\cos(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - \cos(\varphi_{f0} - \frac{\pi}{6})}{v_{d0} \cos(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6}) - v_{q0} \sin(\varphi_{e0} - \frac{\pi}{6})} \end{aligned} \quad (9)$$

1.4 直流侧电压小信号传递函数

由换相过程分析可得,直流侧电压的表达可以分为换相重叠过程和非换相重叠过程两部分。 u_{dc1} 和 u_{dc2} 分别是换相重叠过程和直接导通过程的输出直流侧电压,转化到 dq 坐标系下,同时考虑当直流电压 i_{dc} 发生变化时,会在漏感上产生感应电压,从而影响输出直流电压,可以得到式(10)。

$$\begin{cases} u_{dc1} = \frac{3}{2} \left[v_q \sin(\varphi + \frac{\pi}{3}) - v_d \cos(\varphi + \frac{\pi}{3}) \right] + \\ \quad \frac{3}{2} L \frac{di_{dc}}{dt}, \alpha - \frac{\pi}{3} < \varphi < \delta - \frac{\pi}{3} \\ u_{dc2} = \sqrt{3} \left[v_q \sin(\varphi + \frac{\pi}{6}) - v_d \cos(\varphi + \frac{\pi}{6}) \right] + \\ \quad \sqrt{3} L \frac{di_{dc}}{dt}, \delta - \frac{\pi}{3} < \varphi < \alpha \end{cases} \quad (10)$$

对式(10)应用平均法来求得直流侧电压的表达式,将表达式转移到频域并在平衡工作点处线性化,可以得到直流侧电压传递函数如式(11)所示。

$$\begin{aligned} \Delta u_{dc} = & \Delta\alpha \cdot \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} \cdot (v_{d0} \sin\alpha_0 + v_{q0} \cos\alpha_0) + \\ & \Delta v_q \cdot \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} \cdot (\sin\delta_0 + \sin\alpha_0) - \\ & \Delta v_d \cdot \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} \cdot (\cos\alpha_0 + \cos\delta_0) + \\ & \Delta\delta \cdot \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} \cdot (v_{d0} \sin\delta_0 + v_{q0} \cos\delta_0) + \\ & \Delta i_{dc} \cdot sL(2 - 3\mu_0/2\pi) \end{aligned} \quad (11)$$

1.5 交流电流小信号传递函数

根据图 1 分析可得,线电流的表达可以分为换相重叠过程和非换相重叠过程两部分,根据电路分析,转移到 dq 坐标系下可得式(12)。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} i_{d1}(\varphi) \\ i_{q1}(\varphi) \end{bmatrix} = \frac{2\sqrt{3}}{3} \begin{bmatrix} i_a \cos(\varphi - \frac{\pi}{6}) - i_{dc} \sin \varphi \\ -i_a \sin(\varphi - \frac{\pi}{6}) - i_{dc} \cos \varphi \end{bmatrix}, & \varphi_f < \varphi < \varphi_e \\ \begin{bmatrix} i_{d2}(\varphi) \\ i_{q2}(\varphi) \end{bmatrix} = \frac{2\sqrt{3}}{3} i_{dc} \begin{bmatrix} \cos(\varphi + \pi/6) \\ -\sin(\varphi + \pi/6) \end{bmatrix}, & \varphi_e < \varphi < \alpha \end{cases} \quad (12)$$

将式(7)代入式(12)后,在相邻脉冲之间的间隔($\pi/3$)内积分,进行平均化处理可以得到 i_d 、 i_q 的表达式如式(13)所示。

$$\begin{aligned} i_d = & i_{dc} (2\sqrt{3}/\pi) [\cos(\delta - \pi/3) + \cos(\delta + \pi/3)] + \\ & 3/(\pi X_c) (v_q \sin \alpha - v_d \cos \alpha) (\cos \delta - \cos \alpha) + \\ & \frac{3}{\pi X_c} [v_d (\cos 2\delta - \cos 2\alpha)/4 + v_q (\delta - \alpha)/2 - \\ & v_q (\sin 2\delta - \sin 2\alpha)/4] \end{aligned} \quad (13)$$

对式(13)进行线性化处理,即可得到交流电流的传递函数。

2 控制系统的建模

换流器的控制系统主要由触发角控制器和锁相环(phase-locked loop, PLL)构成,由于是对逆变站进行建模,故采用了常用的定电压控制方式。为了后续仿真的顺利进行,锁相环原理与 PSCAD 中的锁相环保持一致。控制系统结构如图 3 所示。当定直流电压控制的输出触发角 α 与锁相环的输出相等时,控制系统发出触发脉冲。当系统母线电压或者直流电流受到扰动时,系统锁相环输出及定直流电压输出则会产生扰动,使触发脉冲产生扰动。

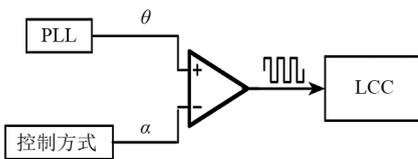


图 3 控制系统结构

2.1 定电压控制建模

定压控制是通过互感器采集换流站直流电压 U_{dc} 作为控制系统的输入量,经过低通滤波后,与要求的参考电压进行比较,取两者差值后经 PI 控制器

生成触发角 α 。原理如图 4 所示。

定电压控制的小信号传递函数为

$$G_c = (k_p + k_i/s) \cdot G/(1 + sT) \quad (14)$$

式中: k_p 、 k_i 分别为电压控制器中 PI 调节器比例、积分系数; G 为低通滤波器增益; T 为低通滤波器时间常数; s 为拉普拉斯算子。

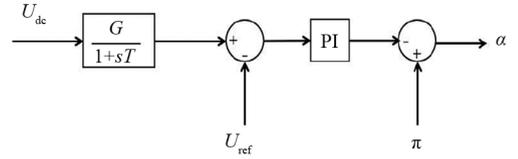


图 4 定电压控制原理

2.2 锁相环建模

在换流器中,锁相环的作用是同步交流母线电压。在 dq 坐标系下,对锁相环产生影响的主要是交流电压的 q 轴分量。它通过 Δv_q 的变化量来测量交流母线电压相角变化,再利用负反馈来实现触发角的修正,最终使相位同步^[15]。在研究中,锁相环原理如图 5 所示。

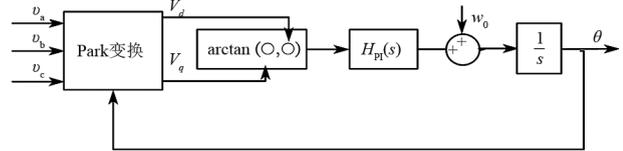


图 5 锁相环原理

图 5 中 θ 为锁相环输出的交流母线电压相位角,同时也是交流母线电压在 d 轴和 q 轴分量之间的夹角,可得 V_{dq} 表示为:

$$v_{dq} = v_d + jv_q \quad (15)$$

$$v_{dq} = v_{abc} e^{-j\theta} \quad (16)$$

在式中加入小扰动量并进行等价无穷小替换后,可得到式(17)。

$$v_{abc} e^{-j\theta} = (v_{d0} + \Delta v_{dq}) e^{-j\Delta\theta} \approx (v_{d0} + \Delta v_{dq})(1 - j\Delta\theta) \quad (17)$$

此时与式(15)进行联立可得到

$$\begin{aligned} v_d + jv_q = & v_{d0} + \Delta\theta \cdot \Delta v_q + j(\Delta v_q - v_{d0} \cdot \Delta\theta - \\ & \Delta\theta \cdot v_d) \Rightarrow v_d \approx v_{d0}, v_q \approx \Delta v_q - v_{d0} \cdot \Delta\theta \end{aligned} \quad (18)$$

图 5 中 \arctan 为反三角函数,在 v_d 、 v_q 分别为反切函数的分母和分子后,进行反变换可得到

$$\frac{v_q}{v_d} = \frac{v_{d0}}{\Delta v_q - v_{d0} \cdot \Delta\theta} = \tan \frac{s \cdot \Delta\theta}{k_p + k_i/s} \quad (19)$$

经过等价无穷小替换即可得到锁相环的小信号传递函数 G_{pll}

$$G_{\text{pll}} = \frac{\Delta\theta}{\Delta v_q} = \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right) \cdot \frac{1}{v_d [s + (k_p + k_i/s)]} \quad (20)$$

3 交流网络建模

交流电网主要由电抗器、换流变压器、滤波器等组成。于是采用宽频建模法来进行建模,即忽略设备内部的复杂结构,将研究的重点放在输入和输出的关系上,基本思路利用电感、电阻器、电容等元件,按照实际电路的结构,建立宽频模型。尽管该模型的精度有一定的局限性,但它具有很好的通用性^[16]。

实际工程中,常用到大量的滤波器,为减少复杂程度,可将相同结构、参数的滤波电路合并为一组滤波电路,用合并后的总的物理量代替分散的物理量。由于换流器并网点交流电压变化并不大,戴维南等效电路适用于分析换流器连接强交流电网时的应用场景^[17],故选择戴维南电路作为交流电网的等值电路,逆变侧交流网络等效电路如图6,其中电阻电感、电容为合并后的交流滤波器组等值参数。

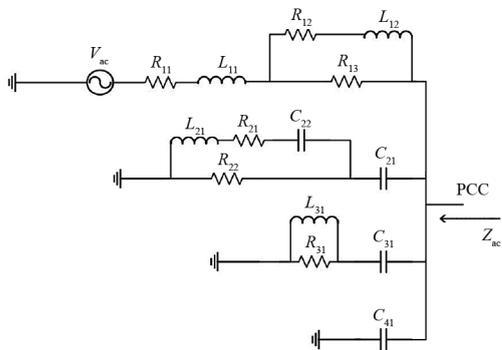


图6 交流网络结构

根据交流电网的等效电路图,可以推出在 abc 坐标系下,交流电网的等效阻抗 Z_{ac} 表达式为

$$\frac{1}{Z_{ac}} = 1/\{R_{13} + sL_{12} + [R_{12} \parallel (sL_{11} + R_{11})]\} + 1/\{1/(sC_{21}) + [R_{22} \parallel (1/C_{22}) + sL_{21} + R_{21}]\} + 1/[1/(sC_{31}) + (R_{31} \parallel sL_{31})] + sC_{41} \quad (21)$$

根据文献[18],可用通用 dq 框架阻抗矩阵来揭示不同域中模型之间的数学关系。将交流网络阻抗转移到 dq 坐标系下,则可以得到公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压电流表达为

$$\begin{cases} \Delta v_d = -Z_{acdd} \Delta i_d - Z_{acdq} \Delta i_q \\ \Delta v_q = -Z_{acqd} \Delta i_d - Z_{acqq} \Delta i_q \end{cases} \quad (22)$$

式中: Z_{acdd} 、 Z_{acdq} 为交流网络阻抗 Z_{ac} 的 d 轴电压下阻抗分量; Z_{acqd} 、 Z_{acqq} 为交流网络阻抗 Z_{ac} 的 q 轴电压下阻抗分量。

4 LCC 阻抗建模

4.1 LCC 闭环直流阻抗建模

根据之前的分析,闭环直流阻抗的计算可以由式(18)来求解,式中各变量可由前述方程求解。

$$Z_{dc} = K_{i_{dc}} u_{dc} - \Delta v_d \cdot K_{v_d} u_{dc} - \Delta v_q \cdot K_{v_q} u_{dc} + \Delta \alpha \cdot K_{\alpha} u_{dc} \quad (23)$$

式中: Z_{dc} 为闭环直流阻抗; K 为对应的传递函数, K 的后缀分别代表传递函数对应的输入量和输出量,如 $K_{i_{dc} u_{dc}}$ 表示输入量为直流电流、输出量为直流电压的传递函数。

4.2 LCC 闭环交流阻抗建模

所做研究中, abc 坐标系下的交流量均被转化为 dq 坐标系下的直流量,从而得到 dq 坐标系下的阻抗。为避免 d 轴分量和 q 轴分量之间的相互影响,对交流电压的 d 轴分量和 q 轴分量分开进行了建模。由上述分析可得关于 dq 坐标系的阻抗表达式,由式(24)给出。

$$Z_{dd} = \frac{\Delta v_d}{\Delta i_d}, Z_{dq} = \frac{\Delta v_d}{\Delta i_q}, Z_{qd} = \frac{\Delta v_q}{\Delta i_d}, Z_{qq} = \frac{\Delta v_q}{\Delta i_q} \quad (24)$$

式中: Z_{dd} 、 Z_{dq} 为LCC交流侧阻抗的 d 轴电压下阻抗分量; Z_{qd} 、 Z_{qq} 为LCC交流侧阻抗的 q 轴电压下阻抗分量。

5 仿真验证

为了验证所提模型的准确性,在PSCAD中对该阻抗模型进行了验证,电路参数包括交流网络参数和控制系统参数,如表1、表2所示。

表1 系统参数

参数	值	参数	值
v_{ac}/kV	203.2	L_{31}/mH	0.006 1
R_{11}/Ω	0.740 6	R_{31}/Ω	37.03
L_{11}/mH	36.5	$C_{41}/\mu\text{F}$	7.522
R_{12}/Ω	0.740 6	K_{pp}	10
L_{12}/mH	36.5	K_{pi}	50
R_{13}/Ω	24.81	G	0.001 9
$C_{21}/\mu\text{F}$	15.04	K_{cp}	0.01
$C_{22}/\mu\text{F}$	167.2	K_{ci}	10
L_{21}/mH	60.6	T/s	0.02
R_{21}/Ω	13.23	α/rad	0.473 8
R_{22}/Ω	116.38	i_{dc}/kA	2

表 2 系统变压器参数

参数	值
线电压比/kV	230/209.228 8
容量/MVA	591.79
漏抗/(pu)	0.18

闭环直流阻抗验证结果如图 7,并与使用开关函数法得到的直流阻抗模型进行了比较。

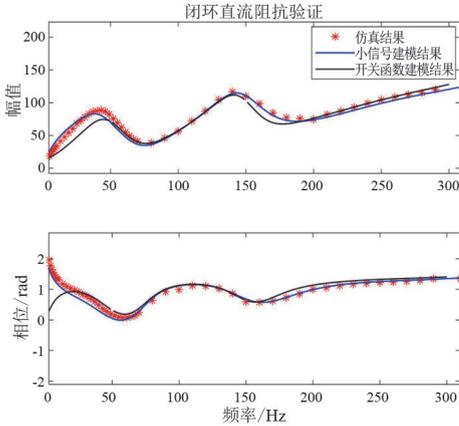


图 7 闭环直流阻抗验证结果

在 0~300 Hz 的频率范围内,换流器闭环直流阻抗的仿真结果和建模计算结果误差不超过 3%,与开关函数建模法相比,精度有了较大提升,确定了阻抗模型的准确性。

在验证交流阻抗时,对交流阻抗在 dq 轴下的导纳进行了验证, Y_{dd} 、 Y_{dq} 为 d 轴电压下导纳分量; Y_{qd} 、 Y_{qq} 为 q 轴电压下导纳分量,此处各项导纳与式(24)给出的阻抗为倒数关系,验证结果如图 8 所示。

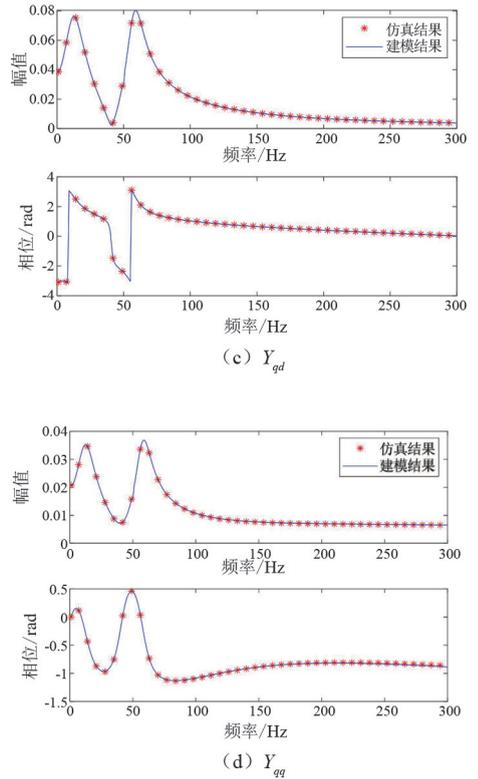
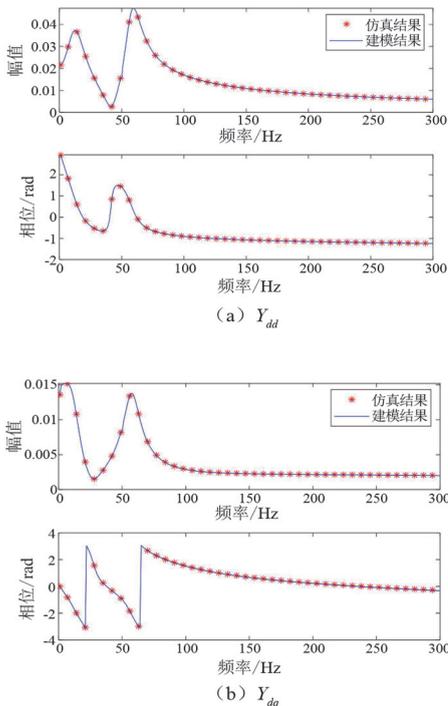


图 8 LCC 交流导纳扫频与等效导纳计算对比

由验证结果可以看出,在 0~300 Hz 的范围内,交流导纳的仿真结果和建模计算结果误差不超过 3%,考虑到建模过程中对模型变压器等部分的简化,以及对换相过程进行了平均化处理的影响,该数值属于阻抗扫描法允许的误差范围内,显示所提模型有较高的准确率。

6 结论

由于换流器换相重叠过程的非线性特性复杂,对其进行建模有较高的难度和较大的工作量,目前少有研究建立了比较完善、准确的换流器模型。上面的研究构建了在 dq 坐标系下的六脉动电网换相换流器的小信号模型,主要结论如下:

1) 对换流器的小信号建模方法进行了研究,验证结果表明在 dq 坐标系下通过平均法来建立传递函数从而完成的小信号模型具有一定的准确性。在 dq 坐标系下的建模有利于模型考虑进锁相环的影响,从而建立电路的闭环模型。

2) 对考虑换相重叠过程的换流器进行了建模,完全考虑非线性换相重叠电流,然后在该平衡点将

(下转第 44 页)

兼顾电网频率和功角稳定性的柯拉光伏电站 低电压穿越关键性能指标优化

汤凡, 李鑫, 刘佳钰, 梁晓斌

(国家电网有限公司西南分部, 四川 成都 610041)

摘要:雅砻江柯拉光伏电站是西南电网首座百万千瓦级光伏电站,与木绒水电站构成大容量水光互补系统,其低电压穿越特性对电网频率、功角稳定性均存在一定影响。首先,研究了光伏电站低电压穿越影响电网频率稳定的机理、水光互补系统功角稳定特性,提出了一种量化评估光伏电站低电压穿越影响电网频率的工程实用方法;然后,分析了柯拉光伏电站低电压穿越关键性能指标对西南电网频率、功角稳定性及对负荷中心暂态电压稳定的影响;最后,提出一种兼顾电网频率和功角稳定性的光伏电站低电压穿越关键性能指标优化方法,并通过对柯拉光伏的仿真测试验证了所提方法的有效性。

关键词:水光互补系统;低电压穿越;频率稳定;功角稳定;参数优化

中图分类号:TM 721 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0011-06

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240203

Optimization of Key Performance Indicators for LVRT of Kela PV Station Considering Grid Frequency and Power Angle Stability

TANG Fan, LI Xin, LIU Jiayu, LIANG Xiaobin

(Southwest Branch of State Grid Corporation of China, Chengdu 610041, Sichuan, China)

Abstract: Kela PV station is the biggest photovoltaic power station in the southwest power grid, which forms a large-capacity hydro-photovoltaic complementary system with Murong hydropower station. Its low voltage ride-through (LVRT) characteristics have an impact on frequency and power angle stability of power grid. Firstly, the mechanism of LVRT of PV station affecting frequency stability of power grid is studied, as well as the power angle stability characteristics of hydro-photovoltaic complementary system. An engineering practical method for quantitatively evaluating the impact of LVRT of PV station on grid frequency is proposed. Then, the impacts of key performance indicators for LVRT of Kela PV station on frequency, power angle stability and transient voltage stability of southwest power grid are analyzed. Finally, an optimization scheme for key performance indicators for LVRT of PV station that takes into account the frequency and power angle stability of power grid is proposed, and the effectiveness of the proposed scheme is verified through simulation testing of Kela PV station.

Key words: hydro-photovoltaic complementary system; low voltage ride-through; frequency stability; power angle stability; parameter optimization

0 引言

随着光伏装机容量和渗透率不断提高,光伏发电机组的接入对电网稳定特性的影响持续加大,尤其是光伏电站的低电压穿越(low voltage ride-through, LVRT,下面简称低穿)对电网稳定运行的影响愈发突出^[1-2]。

随着雅砻江、金沙江等流域水光互补基地建设提速,大容量光伏电站经远距离水电通道接入主网,其低穿特性对西南电网安全运行的影响愈发凸显。光伏低穿期间,受逆变器荷载限制,光伏电站有功出力大幅受限,当系统电压恢复后其有功功率按给定速率缓慢恢复。与常规的跳机等故障造成阶跃性有功功率缺额不同,光伏电站低穿造成的有功功率缺口具有暂时性、非阶跃和可恢复的特征,并且光伏电

站低穿引发的功率缺额与装机分布、系统强度、故障地点、故障类型、运行方式等密切相关,因此水光互补系统中,光伏电站低穿对电网频率和电源送出系统功角稳定等造成的影响将更难防控。现有研究^[3-12]大多面向光伏电站低穿引起的频率、功角或电压单一稳定问题,少有文献针对大容量水光互补系统可能面临的多种稳定问题叠加的情况开展系统研究。水光互补系统建设运行中,如何兼顾电网频率、功角等约束确定水光互补系统控制性能指标等缺乏相关方法指导。

下面研究了光伏电站低穿影响电网频率稳定的机理和水光互补系统功角稳定特性,提出了一种量化评估光伏电站低穿影响电网频率的工程实用方法;然后,在此基础上结合柯拉—木绒水光互补系统,仿真分析了柯拉光伏电站低穿关键性能指标对西南电网频率、功角稳定性及对负荷中心暂态电压稳定的影响;最后,提出一种兼顾电网频率和功角稳定性的光伏电站低穿关键性能指标优化方法,并通过柯拉光伏电站的仿真测试验证了该方法的有效性。

1 光伏电站低穿对电网频率的影响

1.1 光伏电站低穿期间有功功率外特性

光伏电站低穿期间典型的电压及有功功率曲线如图 1 所示。图中: P_N 、 P_0 、 P_{LVRT} 分别为光伏电站额定有功功率、初始有功功率和低穿期间有功功率; U_0 、 U_1 、 U_2 分别为光伏电站初始电压、进入/退出低穿时电压、故障清除时刻电压; t_1 、 t_c 、 t_2 、 t_3 分别为故障发生、故障清除、功率开始恢复和功率恢复至初值时刻。

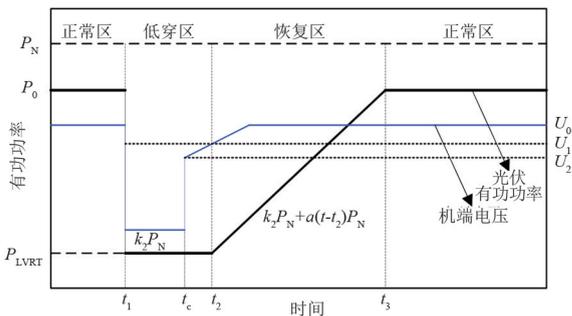


图 1 光伏低穿期间典型电压、有功功率曲线

由图 1 可见,光伏电站低穿过程按时序可分为

正常区、低穿区、恢复区、正常区 4 个阶段。当光伏电站机端电压低于低穿进入/退出电压门槛 U_1 时,光伏电站有功功率迅速降至较低值 P_{LVRT} ;当故障清除且新能源机端电压恢复至大于 U_1 时,光伏电站有功功率按照一定速率逐步恢复至初始值。受故障影响进入低穿的光伏电站有功功率外特性可用式(1)描述。

$$P(t) = \begin{cases} k_1 P_N & 0 < t \leq t_1 \\ k_2 P_N & t_1 < t \leq t_2 \\ k_2 P_N + a(t - t_2) P_N & t_2 < t \leq t_3 \\ k_1 P_N & t > t_3 \end{cases} \quad (1)$$

式中: k_1 为光伏电站的初始负载率, $k_1 = P_0/P_N$; k_2 为光伏电站低穿期间的有功系数, $k_2 = P_{LVRT}/P_N$; a 为光伏电站低穿恢复期间的有功功率恢复速率,根据图 1 可知, $a = (k_1 - k_2)/(t_3 - t_2)$ 。

1.2 光伏电站低穿影响电网频率的工程量化评估方法

为简化分析,忽略故障后负荷随频率和电压的变化,结合图 1 所示光伏电站低穿期间有功功率响应,含光伏发电机组的电网频率响应可由式(2)分段函数表示。

$$\begin{cases} \Delta\omega_{i2} = \frac{1}{M_{eq}} \int_{t_1}^{t_2} (\Delta P_m - \Delta P_L + \Delta P_{PV1}) dt \\ \Delta\omega_{i3} = \Delta\omega_{i2} + \frac{1}{M_{eq}} \int_{t_2}^{t_3} (\Delta P_m - \Delta P_L + \Delta P_{PV2}) dt \end{cases} \quad (2)$$

式中: M_{eq} 为系统等值惯性常数; ΔP_m 为系统中常规发电机的机械功率变化量; ΔP_L 为故障期间的负荷变化量; $\Delta\omega_{i2}$ 、 $\Delta\omega_{i3}$ 分别为光伏电站低穿恢复开始、低穿恢复结束时刻的电网频率; ΔP_{PV1} 、 ΔP_{PV2} 分别为 $t_1 - t_2$ 、 $t_2 - t_3$ 区间内的光伏电站功率变化量。

$$\begin{cases} \Delta P_{PV1} = k_1 P_N - k_2 P_N \\ \Delta P_{PV2} = k_1 P_N - k_2 P_N - a(t - t_2) P_N \end{cases} \quad (3)$$

结合式(2)和式(3),可推导出光伏低穿结束时刻的电网频率为

$$\Delta\omega_{i3} = \frac{\int_{t_1}^{t_3} (\Delta P_m - \Delta P_L) dt + \left[k(t_2 - t_1) + \frac{k^2}{2a} \right] P_N}{M_{eq}} \quad (4)$$

式中, $k = k_1 - k_2$ 。一般光伏电站低穿持续时间为 1~3 s,为简化分析,忽略光伏电站低穿期间的常规

机组机械功率变化和供电负荷变化,则有

$$\Delta\omega_{t3} = \frac{P_N}{M_{eq}} \left[k(t_2 - t_1) + \frac{k^2}{2a} \right] \quad (5)$$

某些情况下,考虑线路重合闸作用,输电线路单相永久故障可能激发光伏电站连续2次进入低穿,此时系统频率变化可近似描述为

$$\Delta\omega \approx \frac{2P_N}{M_{eq}} \left[k(t_2 - t_1) + \frac{k^2}{2a} \right] \quad (6)$$

由式(5)可见,光伏电站低穿对电网频率的影响主要与以下因素有关:1)故障后进入低穿的光伏电站容量 P_N 。 P_N 越大对频率的影响越大。2)低穿区光伏电站有功系数 k_2 和光伏电站初始负载率 k_1 。低穿区有功系数 k_2 越小或初始负载率 k_1 越高则 k 越大,电网频率变化就越大。3)低穿恢复区有功恢复速率 a 。 a 越小电网频率变化越大。4)光伏电站电压支撑能力。电压支撑能力越弱则 t_2-t_1 值越大,频率变化就越大。

假定故障引发进入低穿的光伏机组容量占电网总发电功率的4%,不考虑线路重合闸且故障切除后光伏电站电压可恢复至低穿恢复电压门槛以上, $t_2-t_1=0.1$ s,电网等值惯性时间常数为9.86 s,不同光伏电站低穿区有功系数和恢复速率下的电网频率变化如图2所示。可见,当光伏电站有功功率恢复速率越小时,频率变化对低穿区有功系数越敏感;当低穿区有功系数越小,频率变化对有功功率恢复速率越敏感。对应某一低穿区有功系数,随着有功功率恢复速率增大,电网频率变化量将趋于饱和,继续增大有功功率恢复速率将无法显著降低频率变化量。

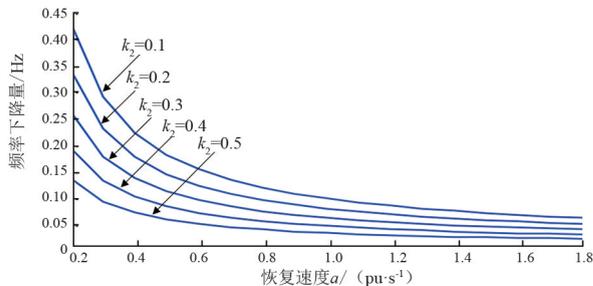


图2 光伏电站低穿参数对电网频率的影响

2 水光互补系统功角稳定特性

考虑光伏电站直接接入水电站高压侧母线,建

立水光互补系统等效电路如图3所示。图中: E' 为水电机组内电势; $x_G = x_d' + x_T$, x_d' 为水电机组暂态电抗, x_T 为变压器电抗; x_E 为送出线路电抗; E_B 为无穷大母线电压; E_l 为水电站高压侧母线电压; I_{PV} 为光伏电站注入电流;以 E' 为参考向量, δ 、 β 分别为 E_B 、 E_l 滞后 E' 的角度。

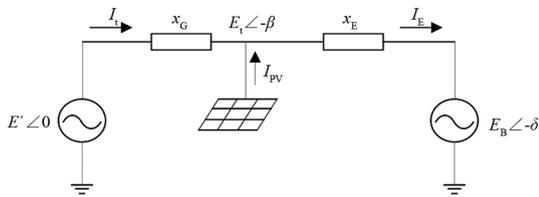


图3 水光互补系统等效电路

根据图3可知,有

$$\begin{cases} I_l = \frac{E' - E_l(\cos \beta - j \sin \beta)}{j x_G} \\ I_E = \frac{E_l(\cos \beta - j \sin \beta) - E_B(\cos \delta - j \sin \delta)}{j x_E} \\ I_E = I_l + I_{PV} \end{cases} \quad (7)$$

根据式(7),考虑 $I_{PV} = I_p + j I_q$,其中 I_p 、 I_q 分别为光伏机组注入电流的有功、无功电流分量,可推导出水电机组的电磁功率为

$$P = \text{Re}(\tilde{E}' \tilde{I}_l^*) = \frac{E' E_B \sin \delta - I_p x_E E'}{x_G + x_E} \quad (8)$$

可见,光伏机组接入后的水电机组功角特性将随光伏机组注入有功电流增加而向右下方向移动,造成静稳极限下降。水光互补系统与无穷大系统间的电气距离越远, x_E 越大,则光伏机组对系统功角稳定性的影响越大。光伏机组接入后,在保持水光互补系统外送功率一致的情况下,通过增加水电开机容量减少 x_G ,有利于缓解光伏并网带来的影响。

典型的光伏逆变器有功控制框图如图4所示,有开环控制和闭环PI控制两种模式,一般采取有功

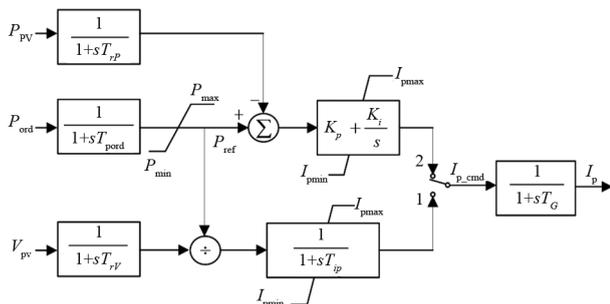


图4 光伏逆变器有功控制

功率和有功电流的闭环控制。忽略逆变器调节的过渡过程,并考虑光伏电站电压能够在故障清除后快速恢复至低穿恢复电压以上,则光伏有功功率和有功电流具有基本相同的变化趋势。

假设在水电站高压侧母线发生金属性接地故障,故障期间 $E_1 = 0$, 易知故障期间水电机组和光伏机组有功出力近似为 0。保持故障前水电机组出力相同,则光伏机组接入前后系统加速面积基本不变。下面重点分析光伏电站低穿过程对减速面积的影响。

考虑故障导致水光互补系统送出线路部分跳闸, x_E 在故障后增至故障前的两倍,故障后光伏电站功率按一定速率缓慢恢复。根据式(8)绘制水电机组功角特性如图 5 所示。图中, P1 为稳态情况下的功角特性; P3 为考虑故障清除后光伏电站瞬间恢复初始有功功率(不考虑低穿过程)对应的功角特性; P2 为考虑故障后光伏电站低穿、功率缓慢恢复对应的功角特性。可见,故障后光伏电站功率瞬间恢复对应的减速面积为 A_1 , 考虑光伏电站低穿后, 减速面积将增加 ΔA 。降低光伏电站低穿区有功功率或光伏电站有功功率恢复速率,将有助于增加减速面积,提高系统暂态稳定性。

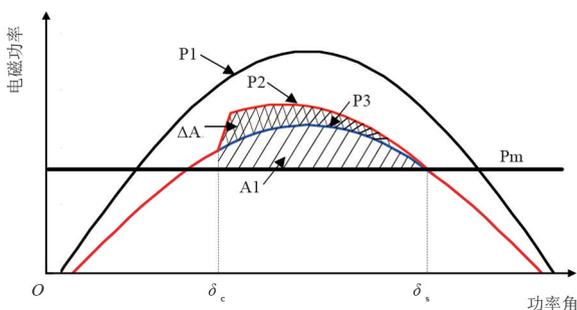


图 5 考虑光伏低穿的水电功角特性

3 柯拉光伏电站接入对西南电网的影响

3.1 柯拉光伏电站基本情况

柯拉光伏电站是雅砻江两河口(木绒)水电站水光互补一期项目,光伏装机规模为 1000 MW。柯拉—木绒水光互补系统是当前全球在运最大的水光互补项目。柯拉光伏电站经庆达、解放两座 220 kV 汇集站接入 500 kV 理塘变电站,再经过单回 50 km 的 500 kV 线路接入木绒水电站,木绒水电站再经过 XDQ-GGD-JC-YA-SZ 远距离级联通道送电至成都负荷中心,级联通道送电距离约 400 km。此外,在

XDQ 站还有装机 1000 MW 的红星光伏电站并网。柯拉光伏电站及其送出系统如图 6 所示。

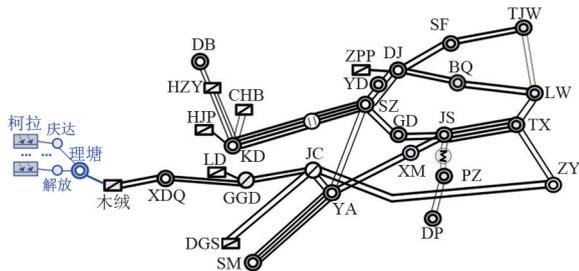


图 6 柯拉光伏电站及其送出系统

3.2 对水电通道功角稳定和负荷中心暂态电压稳定的影响

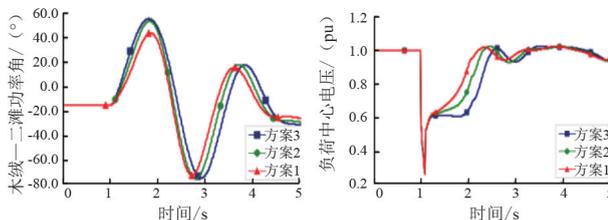
以 2023 年西南电网丰大运行方式为例,通过 PSASP 机电暂态仿真,研究柯拉光伏电站对柯拉—木绒水光互补系统功角稳定及成都电网暂态电压稳定的影响。重点对比分析了柯拉光伏电站不同的低穿特性对电网稳定性的影响。

仿真中,柯拉光伏电站低穿期间的有功系数、有功功率恢复速率如表 1 所示。柯拉光伏电站出力 1000 MW,木绒电厂出力 1000 MW,GGD-JC 断面外送 2300 MW。考虑 1 s 时成都地区 GD-SZ 双回线发生三相故障,1.1 s 故障线路跳闸,相关仿真结果如图 7 所示。

表 1 柯拉光伏电站低穿有功系数及有功功率恢复速率

方案	低穿有功系数/(pu)	有功功率恢复速率/(pu·s ⁻¹)
方案 1	0.1	1.0
方案 2	0.4	1.2
方案 3	0.7	1.4

可见,柯拉光伏电站低穿期间有功系数和有功功率恢复速率越小,柯拉—木绒水光互补系统功角稳定性越好。并且,柯拉光伏电站低穿期间的有功功率越小,也更有助于缓解水电通道的加速功率对负荷中心电压的影响,GD-SZ 双回线故障后的成都地区电压跌落深度和恢复时间越短。



(a) 木绒—二滩功角曲线

(b) 负荷中心电压曲线

图 7 柯拉光伏电站低穿对功角和电压的影响

3.3 对电网频率稳定的影响

以2023年西南电网枯小运行方式为例,研究柯拉光伏电站不同的低穿特性对电网频率稳定的影响。仿真中考虑西南电网总发电电力为44.5 GW,负荷为39.3 GW,常规机组开机容量为39 GW,柯拉光伏电站出力为1000 MW,电网旋转备用为2400 MW。柯拉光伏电站发电电力约占全网发电电力的2.25%。柯拉光伏电站低穿期间的有功系数、有功功率恢复速率同表1。考虑1 s时木绒电厂双回送出线中一回发生单相永久故障,2 s时线路重合闸失败跳三相,不考虑直流FC调节作用,相关仿真结果如图8所示。

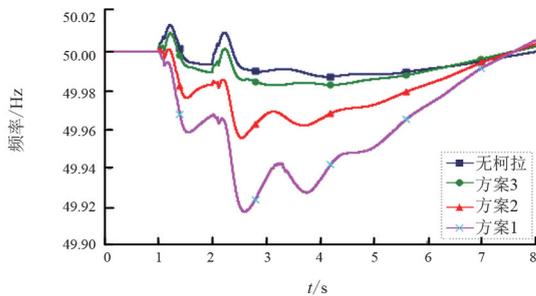


图8 柯拉光伏电站低穿对频率的影响

可见,柯拉光伏电站低穿将造成电网频率暂态跌落,方案1、方案2、方案3频率跌落幅值分别为0.08 Hz、0.04 Hz、0.02 Hz。而无柯拉光伏电站时,频率跌落幅值仅0.01 Hz。若再考虑通道内红星光伏电站的低穿,近区电网故障后光伏电站低穿对电网频率的影响将进一步增加。

同时,在忽略常规机组调节作用、功角波动和电网电压变化等因素后,基于式(6)的理论估算频率变化量分别为0.110 Hz、0.048 Hz、0.014 Hz,上述仿真结论与理论估算结果较为接近。

4 柯拉光伏电站低穿关键性能指标优化

4.1 优化方法

由上述分析可知,水光互补系统中,面向频率稳定与功角稳定的光伏电站低穿参数优化目标存在矛盾。从提升频率稳定性的角度,需要光伏电站低穿期间的暂态功率缺额小;而从提升功角稳定性的角度,又需要光伏电站低穿期间的暂态功率缺额大。针对该问题,提出一种兼顾电网频率和功角稳定的水光互补系统中光伏电站低穿参数优化方法。其主要思路为结合所述的量化评估光伏电站低穿影响电

网频率的工程实用方法,基于电网频率稳定性确定可行参数集合,再基于水光互补送出系统的暂态稳定性确定最优参数子集。具体步骤包括:

1)根据典型方式仿真,确定近区电网故障可能造成的光伏电站低穿范围,包括柯拉光伏电站及近区其他光伏电站;

2)基于式(6),结合电网小开机方式以及其他可能进入低穿的光伏电站参数,按照柯拉光伏电站低穿引起的频率变化量不超 $\Delta\omega_{\max}$,确定其低穿有功系数和有功功率恢复速率下限参数集合;

3)基于水电大发、光伏全停方式,确定柯拉—木绒水光互补系统送出通道稳定极限;

4)在光伏大发方式,保持水光互补系统送出功率为步骤3所确定的功率极限,不考虑水电旋转备用,校核不同光伏电站低穿有功功率系数和有功功率恢复速率对应的极限故障切除时间和成都电网暂态低电压持续时间;

5)选取极限故障切除时间和成都电网暂态低电压持续时间短的参数组合为推荐参数。

4.2 仿真测试

根据2023年典型方式仿真,在柯拉—木绒送出系统近区故障时,柯拉光伏电站及近区红星光伏电站均将进入低电压穿越。考虑西南电网枯水期最小发电出力为43 GW,电网等效惯性时间常数为9.86 s,柯拉光伏电站及红星光伏电站同时率为0.85。取 $\Delta\omega_{\max} = 0.07$ Hz,这代表了最不利工况下光伏电站低穿所引起的电网频率变化不造成西南电网直流FC动作^[13]。按照式(6)可得出受频率变化量约束的柯拉光伏电站低穿有功系数和有功功率恢复速率下限,见表2。

表2 受频率约束的有功系数及有功功率恢复速率下限

参数组合	低穿有功系数/(pu)	有功功率恢复速率/(pu·s ⁻¹)
组合1	0.4	1.57
组合2	0.5	1.00
组合3	0.6	0.60
组合4	0.7	0.31

从图6可知,柯拉光伏电站、木绒水电站及LD电厂均通过GGD-JC双回送出,基于通道内水电大发、光伏全停方式,确定受GGD-JC单回线路故障暂稳水平约束的GGD-JC双回稳定极限为2600 MW。保持GGD-JC双回线功率为2600 MW,在柯拉光伏电站1000 MW满功率运行方式下,校核表2参数下

对应的 GGD-JC 单回线路极限切除时间、GD-SZ 双回线路故障下成都电网暂态低电压持续时间,见表 3。其中成都电网暂态低电压持续时间取故障发生时刻至电压恢复至 0.85 pu 以上的时间。

表 3 备选参数组合的暂稳特性对比

参数组合	GGD-JC 线路 N-1 故障 极限切除时间/ms	GD-SZ 双回 N-2 故障成都 暂态低电压持续时间/ms
组合 1	115	1370
组合 2	104	1440
组合 3	100	1570
组合 4	94	1920

可见,随着柯拉光伏电站低穿期间有功系数减小,极限切除时间增加,成都电网电压恢复时间减小。在柯拉光伏电站退出运行、木绒水电站等量替代柯拉光伏电站 1000 MW 功率时,GD-SZ 双回 N-2 故障后成都暂态低电压持续时间为 1390 ms,基本与柯拉光伏电站在运时的参数组合 1、组合 2 结果一致,如图 9 所示。综合考虑上述校核结论,可以选取参数组合 1 或组合 2 为柯拉光伏电站推荐低穿性能指标。

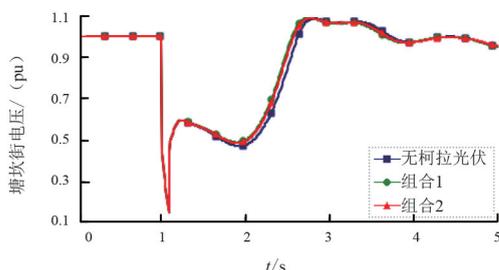


图 9 柯拉光伏电站优化参数后对成都电网电压的影响

5 结 论

1) 大容量水光互补系统中,光伏电站低穿特性对电网频率稳定和水光互补系统功角稳定均有影响,需要综合考虑上述两方面因素协调光伏电站低穿性能指标。

2) 针对面向频率稳定和功角稳定的光伏电站低穿参数优化目标存在矛盾的问题,提出基于频率稳定性确定可行参数集合,基于暂态稳定性确定最优参数子集的优化方法,针对柯拉光伏电站的仿真测试验证了上述方法的有效性。

参考文献

[1] 陈国平,李明节,许涛,等.关于新能源发展的技术瓶颈

研究[J].中国电机工程学报,2017,37(1):20-26.

[2] 张剑云,李明节.新能源高渗透的电力系统频率特性分析[J].中国电机工程学报,2020,40(11):3498-3506.

[3] 王士元,郑超,刘涛,等.计及 LVRT 的光伏高渗透电网动态频率特性及优化措施[J].电网技术,2020,44(6):2151-2159.

[4] 郑超,李媛,吕盼,等.规模化光伏并网对暂态稳定影响及应对措施[J].高电压技术,2017,43(10):3403-3411.

[5] 亢朋朋,毕立松,孙谊嫔,等.基于能量函数法的光伏和火电联合外送多机系统暂态稳定性分析[J].可再生能源,2022,40(4):543-549.

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

[7] 屠竞哲,易俊,王超,等.考虑光伏动态特性的功角电压交互失稳机理分析[J].电力系统自动化,2020,44(13):157-165.

[8] 余墨多,黄文焘,邵能灵,等.基于光伏电站暂态特性的自适应暂稳控制方法[J].电工技术学报,2020,35(S2):512-522.

[9] 陈韦韬,吴翔宇,许寅,等.面向暂态功角稳定提升的水光互补发电系统紧急切机控制[J].电网技术,2023,47(2):658-668.

[10] 吕思昕,陈得治,申旭辉,等.风光涉网性能对宁夏电网第三道防线的影响[J].电测与仪表,2016,53(18):63-68.

[11] 许寅,王佳璇,吴翔宇,等.水光互补发电系统超低频振荡抑制控制策略研究[J].天津大学学报(自然科学与工程技术版),2021,54(12):1248-1257.

[12] 曹斌,刘文焯,原帅,等.基于低电压穿越试验的光伏发电系统建模研究[J].电力系统保护与控制,2020,48(18):146-155.

[13] 刘柏私,汤凡,余锐,等.高比例水电多直流送端电网频率稳定协调控制技术及实践[J].电力系统保护与控制,2021,49(6):181-187.

作者简介:

汤 凡(1984),男,硕士,高级工程师,主要从事电力系统计算分析与稳定控制研究;

李 鑫(1990),男,硕士,工程师,主要从事电力系统计算分析与稳定控制技术研究;

刘佳钰(1993),女,硕士,工程师,主要从事电力系统稳定控制研究;

梁晓斌(1985),男,博士,高级工程师,主要从事电力系统稳定控制研究。

(收稿日期:2023-08-07)

自动电压控制对双馈风场小干扰阻尼影响分析

朱建华¹,朱力维²,周勇³

(1. 润电能源科学技术有限公司,河南 郑州 450000;2. 鹤壁丰鹤发电有限责任公司,河南 鹤壁 458008;3. 国网新疆电力有限公司电力科学研究院,新疆 乌鲁木齐 830011)

摘要:为解决传统双馈风场中自动电压控制系统延迟较大、对系统影响不确定的问题,建立了包含自动电压控制的双馈风场并网系统小干扰分析模型。首先,在考虑自动电压控制中非线性环节的前提下,推导了含延迟环节的双馈风场并网系统的小干扰模型,利用线性化原理形成了双馈风场的小干扰模型,用于描述双馈风场阻尼转矩的表达式;然后,通过小干扰模型,获得了双馈风场有功增量和功角增量之间的表达式;最后,通过理论计算与仿真结果对比,验证了该模型的有效性。研究表明,所提模型能描述双馈风场在小扰动时的阻尼分量,为研究双馈风场稳定提供理论依据。

关键词:双馈风场;延迟;自动电压控制;阻尼转矩

中图分类号:TM 76 文献标志码:A 文章编号:1003-6954(2024)02-0017-08

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240204

Influence of Automatic Voltage Control on Small-signal Stability of Doubly-fed Wind Farm

ZHU Jinahua¹, ZHU Liwei², ZHOU Yong³

(1. Rundian Energy Science and Technology Co., Ltd., Zhengzhou 450000, Henan, China;
2. Hebi Fenghe Power Generation Co., Ltd., Hebi 458008, Henan, China; 3. State Grid Xinjiang Electric Power Research Institute, Urumqi 830011, Xinjiang, China)

Abstract:In order to solve the problems of large delay and uncertain impact on automatic voltage control system in traditional doubly-fed wind farm, a small interference analysis model for grid connected system of doubly-fed wind farm including automatic voltage control is established. Firstly, considering the nonlinear link in automatic voltage control, the small interference model for grid connected system of doubly-fed wind farm with delay link is deduced, and the small interference model of doubly-fed wind farm is formed by using the linearization principle to describe the expressions of damping torque of doubly-fed wind farm. Next, the expressions of active power increment and power angle increment of doubly-fed wind farm are obtained through the small interference model. Finally, the effectiveness of the proposed model is verified by comparing the calculation with the simulation results. The results show that the proposed model can describe the damping component of doubly-fed wind farm under small disturbance, which provides a theoretical basis for the study of doubly-fed wind farm stability.

Key words: doubly-fed wind farm; delay; automatic voltage control; damping torque

0 引言

风力发电因具备资源丰富、清洁高效等优点在国内外得到广泛应用,随着中国“双碳”目标的提

出,风力发电机的前景将更加广阔。双馈风力发电机组由于有可靠性高、故障率低的优点,因此在国内风力发电机组中占据主流地位。分析研究双馈风场对电力系统的稳定有着不可忽视的基础性意义^[1-5]。

目前,对于双馈风场接入电网的电压稳定问题,大量专家和学者做出一系列研究成果。文献[6]提出了一种新的电压稳定指标用于双馈风场短时电压稳定判断;文献[7]通过实例分析了大规模双馈风场并网的弱电网的大尺度电压稳定问题,为实际中电压稳定分析提供了范例。为弥补文献[6-7]的不足,文献[8]研究了含双馈风场电力系统的短时电压稳定的问题。上述文献从整体角度研究了含风电的电力系统各个时间尺度的电压稳定问题。为扩充含风电电力系统电压稳定研究的层次,文献[9]研究了储能系统对含双馈风场电力系统电压稳定的影响;文献[10]研究了静止同步补偿器对含双馈风场电力系统电压稳定的影响;文献[11]则利用 $P-V$ 曲线针对远距离传输线对含双馈风场的电力系统电压稳定的不利影响进行分析,并提出了对应的解决措施。

上述文献研究了含双馈风场的电力系统整体电压稳定和局部元件对含双馈风场的电力系统电压稳定影响。实际中自动电压控制系统对含双馈风场的电力系统电压稳定影响较大^[12],大量学者针对双馈风场的系统电压控制展开大量研究,并取得一定的研究成果。文献[13]应用灵敏度分析方法设计了双馈风场的自动电压控制策略;文献[14]设计了协调双馈风场和无功补偿设备的自动电压控制策略,针对多时间尺度进行控制策略验证。文献[13-14]仅讨论了单个风电场的自动电压控制策略的配置问题;文献[15]在文献[13-14]基础上,研究了包含分布式风电的自动电压控制系统协同控制的问题,更加贴近实际电压稳定的工程背景。在上述文献的研究基础上,文献[16]更进一步研究结合风电功率预测系统的自动电压控制策略,满足了大规模风电接入的无功电压要求。

双馈风场的自动电压控制由于通信延迟还存在一定程度的延迟特性,文献[17]研究了双馈风场自动电压控制的延迟问题,并针对延迟问题提出对应的控制策略。

下面在已有的双馈风场小干扰模型和阻尼转矩研究的基础上^[18],基于双馈风场的幅相动力学方程,重点研究双馈风场在自动电压控制模式下的阻尼转矩变化特征。首先,建立双馈风场的幅相运行小干扰方程,并在模型的基础上考虑自动电压控制系统中的延迟环节,推导了包含自动电压控制模型

的风电阻尼转矩表达式。该表达式能够反映出双馈风场延迟环节对阻尼转矩的影响,有助于提升双馈风场参与系统振荡的机理认识。最后,讨论了自动电压控制中延迟对双馈风场阻尼转矩的影响,为实际系统中配置和优化自动电压控制的参数提供了依据。

1 双馈风场的小干扰模型

双馈风场的幅相动力学模型如图 1 所示^[19]。

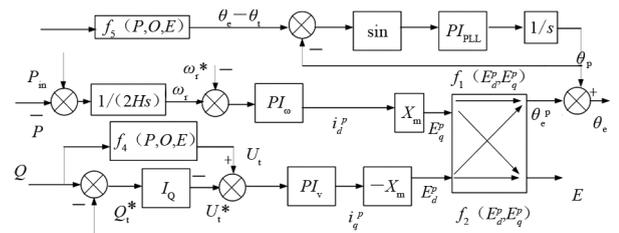


图 1 双馈风场的幅相动力学方程

图中: P 和 Q 为双馈风电场机端的有功功率和无功功率; U_i 为机端电压; P_{in} 为双馈风场直流电容侧输入有功功率; E 为双馈风场的等效内电势; i_d^p 为 d 轴电流参考值; i_q^p 为 q 轴电流参考值; E_d^p 为双馈风场的等效内电势 d 轴分量; E_q^p 为双馈风场的等效内电势 q 轴分量; X_m 为双馈风场的磁阻; U_i^* 为机端电压参考值; Q_i^* 为无功功率参考值; I_Q 为无功功率支路比例系数; s 为拉普拉斯算子; θ_e 为 E 与无穷大母线电压 V_s 之间夹角; θ_i 为 U_i 与 V_s 之间的夹角; PI_v 为无功功率控制环传递函数; PI_ω 为有功功率控制环传递函数; f_4 为机端电压与无功功率之间的函数; f_5 为有功功率、无功功率、机端电压与角度之间的函数; PI_{PLL} 为锁相环(phase-locked loop, PLL)比例积分函数; f_1 和 f_2 为等效内电势 E 的 q 轴和 d 轴分量转化为角度和幅值的函数; θ_p 为PLL的 d 轴与 V_s 的夹角; θ_e^p 为PLL的 d 轴与 E 的夹角; ω_r 为转子电压转速; ω_r^* 为转子电压转速参考值; H 为双馈风场对应风机的转动惯量。双馈风场的等效内电势 E 和 U_i 夹角如图 2 所示^[20],图中 (d) PLL为PLL的 d 轴所在相位。

图 1 中部分函数的表达式为:

$$\theta_e - \theta_i = \arctan \frac{Px_f}{E^2 - Qx_f} \quad (1)$$

$$g(E, Q) = E - \frac{Qx_f}{E} \quad (2)$$

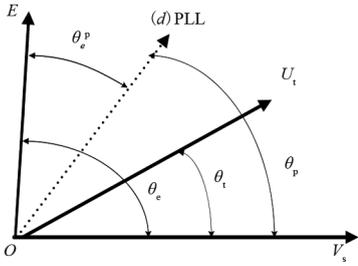


图2 双馈风场的电气回路的夹角关系

$$U_i = f_4(P, Q, E) = \sqrt{(Px_f)^2 + (E - Qx_f)^2} / E \quad (3)$$

$$f_1(E_q^p, E_d^p) = \arctan \frac{E_q^p}{E_d^p} \quad (4)$$

$$f_2(E_d^p, E_q^p) = \sqrt{(E_d^p)^2 + (E_q^p)^2} \quad (5)$$

式中, x_f 为双馈风场的等效内电势 E 与并网电压之间的等值电抗。

有功功率 P 和无功功率 Q 的表达式为:

$$P = \frac{EU_i \sin(\theta_e - \theta_i)}{x_f} \quad (6)$$

$$Q = \frac{EU_i \cos(\theta_e - \theta_i) - U_i^2}{x_f} \quad (7)$$

对图1中的有功功率支路进行线性化可得:

$$\Delta\omega_r = \frac{1}{2Hs} \Delta P \quad (8)$$

$$\Delta E_d^p = X_m G_{PI\omega}(s) \Delta\omega_r \quad (9)$$

式中, $K_{pEq}(s)$ 为有功功率支路系数, 对应的表达式为 $K_{pEq}(s) = \frac{1}{2Hs} X_m G_{PI\omega}(s)$, $G_{PI\omega}(s)$ 为图1中有功功率支路的PI环节的传递函数。

对无功功率支路进行线性化可得:

$$\Delta U_i^* = I_Q \Delta Q \quad (10)$$

$$E_d^p = -X_m G_{PIV}(s) (\Delta U_i - \Delta U_i^*) \quad (11)$$

式中, $G_{PIV}(s)$ 为图1中无功功率控制环的传递函数。对有功功率和无功功率耦合部分进行线性化可得:

$$\Delta E = K_{Ed} \Delta E_d^p + K_{Eq} \Delta E_q^p \quad (12)$$

$$\Delta\theta_e^p = K_{\theta d} \Delta E_d^p + K_{\theta q} \Delta E_q^p \quad (13)$$

式中: $K_{\theta q} = E_{d0}^p / E_0^2$ 为角度与无功系数; $K_{Ed} = E_{d0}^p / E_0$ 为 d 轴与风电场的等效内电势系数; $K_{Eq} = E_{q0}^p / E_0$ 为 q 轴与风电场的等效内电势系数; $K_{\theta d} = -E_{q0}^p / E_0^2$ 为 d 轴与角度系数。

对锁相环部分线性化可得

$$\Delta\theta_p = \cos(\theta_{i0} - \theta_{p0}) \frac{1}{s} G_{PLL}(s) \Delta(\theta_i - \theta_p) \quad (14)$$

式中: $G_{PLL}(s)$ 为锁相环的PI控制器表达式; 带有0下标的变量为对应变量的稳态值。由于 θ_{i0} 与 θ_{p0} 近似相等, 可以认为 $\cos(\theta_{i0} - \theta_{p0}) = 1$ 。

对式(14)进行重新整理, 可得

$$\Delta\theta_p = K_{spt}(s) \Delta\theta_i = \frac{G_{PLL}(s)}{s + G_{PLL}(s)} \Delta\theta_i \quad (15)$$

式中, K_{spt} 为锁相环与等值角度系数。

对式(6)~式(7)进行线性化可得:

$$\Delta\theta_e = \Delta\theta_i + \frac{2\sin\delta_0}{U_{i0}} \Delta E - \frac{x_f \cos\delta_0}{E_0 U_{i0}} \Delta P - \frac{x_f \sin\delta_0}{E_0 U_{i0}} \Delta Q \quad (16)$$

$$\Delta U_i = (2\cos\delta_0 - \frac{U_{i0}}{E_0}) \Delta E + \frac{x_f \sin\delta_0}{E_0} \Delta P - \frac{x_f \cos\delta_0}{E_0} \Delta Q \quad (17)$$

实际运行时, $\delta = \theta_e - \theta_i$, δ 不超过 $10^\circ \sim 20^\circ$, 所以可以近似认为 $\cos\delta_0 = 1$, 式(16)和式(17)可以简化为如式(18)和式(19)的形式。

$$\Delta\theta_e = \Delta\theta_i + \frac{x_f}{E_0 U_{i0}} \Delta P \quad (18)$$

$$\Delta U_i = (2\cos\delta_0 - \frac{U_{i0}}{E_0}) \Delta E - \frac{x_f \cos\delta_0}{E_0} \Delta Q \quad (19)$$

式(8)~式(14)中的关系缺少一组表达式, 无法闭环小干扰传递模型, 所以需要增加一组额外的约束方程。利用有功功率与无穷大母线电压之间的关系:

$$P = \frac{EV_s \sin(\theta_e - \theta_s)}{x_f} \quad (20)$$

式中, θ_s 为无穷大母线的相角。

对式(20)进行线性化可得

$$\Delta\theta_e = \frac{x_f}{E_0 V_{s0}} \Delta P \quad (21)$$

综合式(18)和式(21), 可以得出 θ_i 的表达式为

$$\Delta\theta_i = K_{p\theta} \Delta P \quad (22)$$

式中, $K_{p\theta} = x_f / [E_0 (1/V_{s0} - 1/U_{i0})]$ 为有功功率与角度系数。

对图1所示的模型线性化可得图3。

下面主要分析自动电压控制对阻尼的影响, 重点研究无功功率控制环对阻尼的影响。

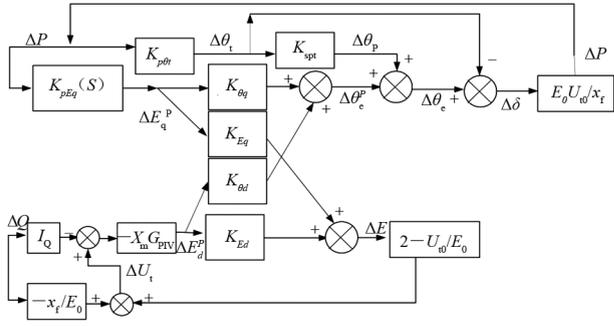


图 3 双馈风场系统的小干扰模型

根据图 3 所示,无功功率控制环中阻尼部分的表达式为

$$T_{EP} = K_{Eq} \Delta E_d^p = K_{Eq} K_{pEq}(s) \Delta P \quad (23)$$

将式(18)代入式(23)中,可得

$$T_{EP} = \frac{E_0 U_{10}}{x_f} K_{Eq} K_{pEq}(s) \Delta \delta \quad (24)$$

将式(10)和式(11)带入式(24)中,可得

$$T_{EP} = K_{Eq} \frac{X_m E_0 U_{10}}{x_f} \frac{K_{p\omega} s + K_{I\omega}}{2Hs^2} \Delta \delta \quad (25)$$

式中: $K_{p\omega}$ 为图 1 中有功功率控制环的比例参数; $K_{I\omega}$ 为图 1 中有功功率控制环的积分参数。

根据图 2 可以得出 ΔE_d^p 和 $\Delta \delta$ 之间的关系为

$$\Delta E_d^p = \frac{1}{K_{\theta d}} \left\{ 1 - \frac{E_0 U_{10}}{x_f} [K_{pEq}(s) K_{\theta q} + (K_{spt} - 1) K_{p\theta t}] \right\} \Delta \delta \quad (26)$$

根据式(25)和式(26)以及图 2 可以得出 ΔE 和 $\Delta \delta$ 之间的关系为

$$\frac{\Delta E}{\Delta \delta} = \frac{K_{Ed}}{K_{\theta d}} \left\{ 1 - \frac{E_0 U_{10}}{x_f} [K_{pEq}(s) K_{\theta q} + (K_{spt} - 1) K_{p\theta t}] \right\} + K_{Eq} \frac{X_m E_0 U_{10}}{x_f} \frac{K_{p\omega} s + K_{I\omega}}{2Hs^2} \quad (27)$$

实际中 ΔE 无法直接观测到,选取风电并网点电压作为阻尼观测量,需要研究 ΔU_t 和 $\Delta \delta$ 之间的关系。

根据图 2 可得

$$\Delta Q = \frac{1}{I_Q} \left[\frac{1}{X_m G_{PIV}(s)} \Delta E_d^p + \Delta U_t \right] \quad (28)$$

将式(28)代入式(19)中,可得

$$\Delta U_t = \frac{E_0 I_Q X_m G_{PIV}(s)}{E_0 I_Q X_m G_{PIV}(s) + x_f} \left(2 - \frac{U_{10}}{E_0} \right) \Delta E - \frac{1}{E_0 I_Q X_m G_{PIV}(s) + x_f} \Delta E_d^p \quad (29)$$

将式(27)和式(26)带入式(29)中, ΔU_t 和 $\Delta \delta$ 之间的关系为

$$\Delta U_t = \frac{I_Q E_0 X_m G_{PIV}(s)}{I_Q E_0 X_m G_{PIV}(s) + x_f} \left\{ \left(2 - \frac{U_{10}}{E_0} \right) \frac{K_{Ed}}{K_{\theta d}} \cdot \left[1 - \frac{E_0 U_{10}}{x_f} [K_{pEq}(s) K_{\theta q} + (K_{spt} - 1) K_{p\theta t}] \right] + K_{Eq} \frac{X_m E_0 U_{10}}{x_f} \frac{K_{p\omega} s + K_{I\omega}}{2Hs^2} \right\} - \frac{x_f}{E_0 I_Q X_m G_{PIV}(s)} \frac{1}{K_{\theta d}} \cdot \left\{ 1 - \frac{E_0 U_{10}}{x_f} [K_{pEq}(s) K_{\theta q} + (K_{spt} - 1) K_{p\theta t}] \right\} \Delta \delta \quad (30)$$

从式(30)可以看出, ΔU_t 和 $\Delta \delta$ 之间的阻尼关系主要受两部分因素影响:1)有功功率控制环动态参数的影响;2)无功功率控制环参数的影响。

2 含自动电压控制的阻尼模型

双馈风场系统的 AVC 系统由主站和子站组成,主站一般由调度中心控制,负责下发 AVC 指令,子站由场站组成,负责接收指令,完成电压调节过程,对应结构如图 4 所示。双馈风场子站收到电压调整命令后,按照预定的策略将无功分配给双馈风机和静止无功发生器,进而达到电压调整的目标。

双馈风场的自动电压控制在动态环节和传统同步机组一样,但在信号传输方式上有重要区别。传统同步机组的电压是通过电压互感器直接采集和处理的,所以传统同步机控制的延迟很小。而双馈风场的电压信号并不是通过电压互感器直接采集的,而是通过通信接口装置转化为 IEC104 规约发送给双馈风场的自动电压控制系统;当双馈风场的自动电压控制系统收到 IEC104 规约发送的电压信号后,计算出对应的控制指令,再通过 IEC104 传送给执行单元,即无功补偿装置和逆变器。双馈风场自动电压控制在控制电压过程中,IEC104 传输信号过程会产生数秒至数十秒的延迟,对双馈风场的电压稳定产生了不利影响。

实际中双馈风场的电压控制系统大多有逆变器参与,还有静止无功发生器,两者的无功功率分配通过自动电压控制系统计算得出,对应的控制模型如图 5 所示。并网点电压通过偏差计算环节,将电压

偏差转化为无功功率需求值, $G_{\text{avc}}(s)$ 为自动电压控制中延迟以及放大倍数的集合体;然后,通过无功功率分配模式将无功功率分配给静止无功发生器 (static var generator, SVG) 和逆变器,得到无功功率分配指令后,SVG 和逆变器通过对应的无功功率控制环得出对应的无功电流;最后,再对无功电流做求和运算,即可得出对应的 q 轴无功电流的指令值。 m_{svg} 为 SVG 的无功分配系数; m_{DFIG} 为双馈风场的无功功率分配系数。

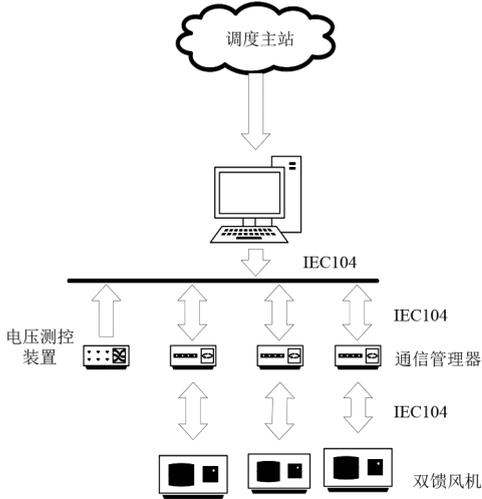


图4 双馈风场系统的自动电压控制流程

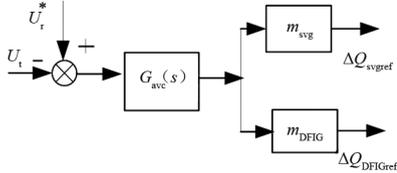


图5 自动电压控制模型

根据图5对自动电压控制模型进行线性化可得

$$\Delta Q = m_{\text{DFIG}} G_{\text{avc}}(s) \Delta U_t \quad (31)$$

式中, $G_{\text{avc}}(s) = e^{s\tau} K_s$, τ 为延迟时间常数, K_s 为无功电压转化系数。 τ 主要考虑电压信号在图4传输过程中的延迟。

根据式(31)和图2可以得出含自动电压控制的双馈风场阻尼小干扰模型,如图6所示。

考虑自动电压模型后,式(28)的表达式变化为

$$\Delta Q = \frac{1}{I_Q} \left(\frac{1}{X_m G_{\text{PIV}}(s)} \Delta E_d^p + \Delta U_t \right) \quad (32)$$

将式(31)代入式(32)中,可得

$$\Delta U_t = \frac{I_Q m_{\text{DFIG}} G_{\text{avc}}(s) - 1}{X_m G_{\text{PIV}}(s)} \Delta E_d^p \quad (33)$$

将式(26)代入式(33)可得

$$\Delta U_t = \frac{I_Q m_{\text{DFIG}} G_{\text{avc}}(s) - 1}{K_{\theta d} X_m G_{\text{PIV}}(s)} \left\{ 1 - \frac{E_0 U_{i0}}{x_f} [K_{pE_q}(s) K_{\theta q} + (K_{\text{spt}} - 1) K_{p\theta}] \right\} \Delta \delta \quad (34)$$

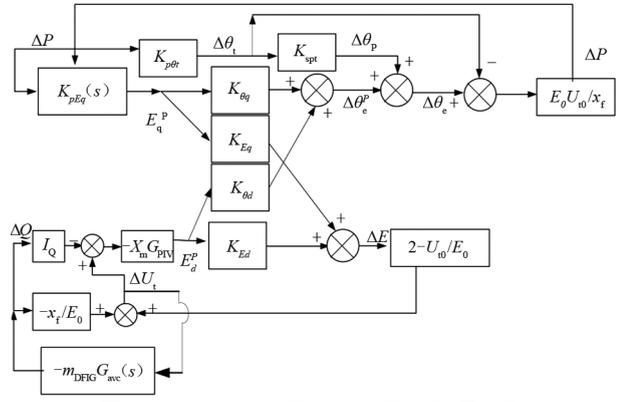


图6 考虑自动电压控制的风电阻尼模型

从式(34)可以看出,电压增量和功角之间的传递函数不仅受到有功功率控制环和无功功率控制环的影响,且自动电压控制环的参数对传递函数产生明显的影响。

令 $s = j\omega$, ω 为振荡角频率,并代入至式(34)中,将式(34)中的实部和虚部进行分离,可得阻尼转矩的表达式。

$$\text{Re} \left(\frac{\Delta U_t}{\Delta \delta} \right) = \text{Re} \left\{ \frac{I_Q m_{\text{DFIG}} G_{\text{avc}}(j\omega) - 1}{K_{\theta d} X_m G_{\text{PIV}}(j\omega)} \cdot \left\{ 1 - \frac{E_0 U_{i0}}{x_f} [K_{pE_q}(j\omega) K_{\theta q} + (K_{\text{spt}} - 1) K_{p\theta}] \right\} \right\} \quad (35)$$

3 双馈风场的阻尼稳定性分析

为进一步分析双馈风场的阻尼稳定性,选取 99 MW 的双馈风场为例,配套 SVG 的容量为 20 MVar,基于以上参数建立双馈风场的幅相动力学模型,并对自动电压控制中的主要参数和运行方式变化下的阻尼变化规律进行量化分析。

基准功率为 99 MW,基准电压为 690 V,基准频率为 50 Hz,直流侧基准电压为 690 V, $x_f = 0.1$ pu, $x_g = 0.5$ pu, $x_m = 0.24$ pu;自动电压控制环参数 $k_{p1} = 3.5$, $k_{i1} = 140$, $K_s = 10$;机端电压参数 $k_{p2} = 1$, $k_{i2} = 100$;电流控制环参数 $k_{p3} = 0.3$, $k_{i3} = 160$;锁相环参数 $k_{p4} = 50$, $k_{i4} = 2000$ 。

3.1 运行方式对双馈风场阻尼稳定性的影响

设置不同的运行方式,计算不同运行方式下的阻尼转矩。选取 3 个运行点,运行点分别是: $P = 0.98 \text{ pu}, Q = 0 \text{ pu}$; $P = 0.98 \text{ pu}, Q = -0.3 \text{ pu}$; $P = 0.98 \text{ pu}, Q = 0.3 \text{ pu}$ 。根据式(2)计算出 3 个运行点下机端电压的阻尼转矩,对应的变化趋势如图 7 所示。

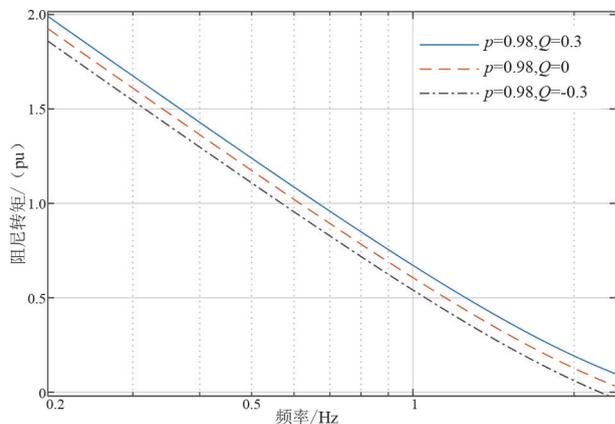


图 7 不同工况下的阻尼转矩变化趋势

从图 7 可以看出,阻尼转矩系数随着频率的增大在不断减小。这说明在低频振荡的范围(0.2~2.5 Hz)内,双馈风场系统基本上还是提供正阻尼。运行方式的变化整体上对阻尼转矩影响有限,在有功功率不变的条件下,风场无功功率从滞相变化至进相状态后,阻尼在不断减弱,和同步发电机在不同运行方式下的阻尼变化规律类似。

为研究自动电压控制系统对双馈风场阻尼的影响,将延迟时间设置为 2 s,利用和图 7 中相同的运行点,并根据式(35)计算不同运行方式下的阻尼转矩变化趋势,如图 8 所示。

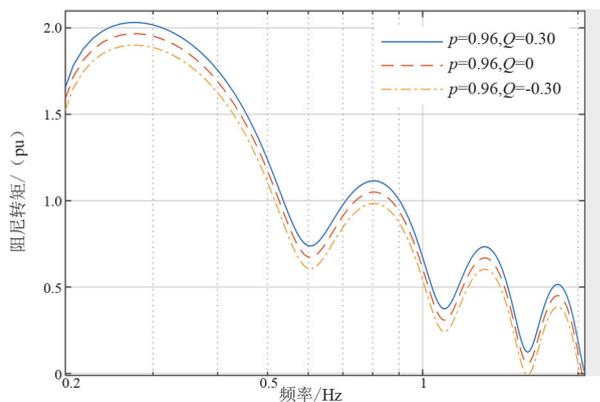


图 8 考虑延迟的阻尼转矩变化趋势

从图 8 中可以看出,与图 7 中的阻尼变化规律相比,随着频率的增大,阻尼系数呈现振荡变化的趋势,在频率等于 0.28 Hz 处,阻尼系数达到最大值。频率大于 0.28 Hz 后,阻尼系数振荡衰减降至稳态

值。在无功率不变的条件下,随着风机从滞相到进相变化的过程中,阻尼转矩逐渐变弱,与不考虑延迟时变化趋势一致。在考虑延迟环节后,阻尼转矩基本上都呈现周期振荡变化的趋势,振荡周期在 2 s 左右,主要原因是延迟指数函数在进行欧拉公式展开后,产生一种以延迟时间为周期的正弦函数,对系统阻尼产生明显的振荡特性。

3.2 延迟对双馈风场阻尼稳定性的影响

为模拟延迟效应对双馈风场系统阻尼转矩的影响,设置双馈风场在恒定的功率点 $P = 0.98 \text{ pu}, Q = 0 \text{ pu}$ 时的运行特性。分别将延迟设置为 2 s、5 s、10 s,对应的阻尼转矩变化趋势如图 9 所示。

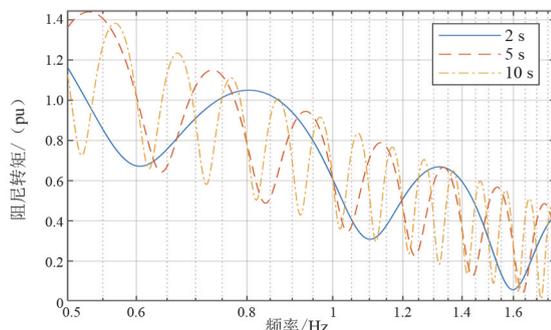


图 9 不同延迟时间下的阻尼转矩变化趋势

从图 9 可以看出:不同延迟时间下系统阻尼变化趋势差异明显,呈现出先振荡上升后连续衰减下降的变化趋势,最终 3 条曲线收敛至接近的稳态值;延迟时间常数对振荡频率的影响最为明显,随着延迟时间的加大,振荡频率不断增大;延迟时间对振荡幅值影响不大,不同延迟时间下的阻尼振幅包络线基本一致。

3.3 系统强度对双馈风场系统阻尼稳定性影响分析

实际双馈风场接入电网后,系统强度对稳定性的影响不可忽视。为研究系统强度对阻尼系数的影响,通过调整参数 x_s 来改变电网系统强度,根据式(35)计算对应的阻尼转矩系数,并比较不同系统强度下阻尼系数的变化趋势。

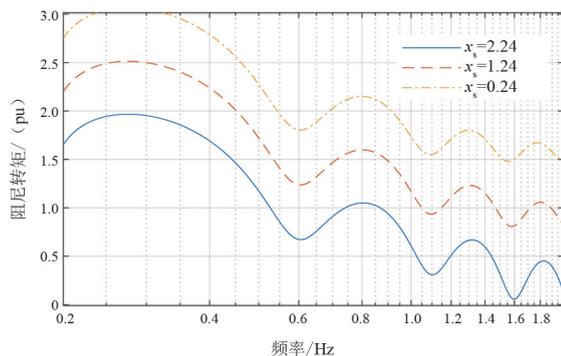


图 10 不同系统强度下的阻尼转矩变化趋势

从图 10 可以看出,在不同系统强度下,阻尼转矩变化趋势差异很大;在系统强度较弱时,阻尼转矩随着频率增大逐渐变小;而在较强的系统强度下,阻尼转矩在 2 Hz 时阻尼变为最弱,随后阻尼转矩又缓慢变强。

3.4 控制模式对双馈风场阻尼稳定性影响分析

双馈风场的无功功率分配模式主要有 3 种:

1) 风机优先;2) SVG 优先;3) 风机和 SVG 均半策略。通过调整参数 m_{pv} 来表示不同无功功率分配模式,根据式 (35) 计算对应的阻尼转矩系数,并比较不同无功功率分配模式下阻尼系数的变化趋势。图 11 为不同控制模式下阻尼转矩变化趋势图。

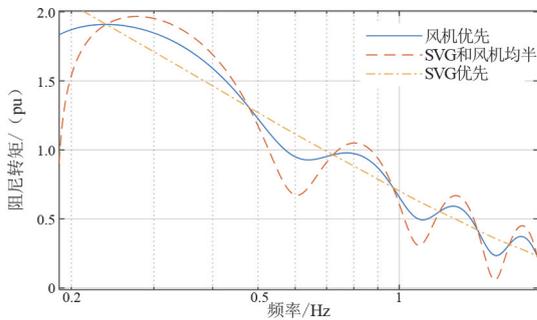


图 11 不同控制模式下的阻尼转矩变化趋势

从图 11 可以看出,风机优先与风机和 SVG 均半模式阻尼都表现出阻尼振荡的特征,说明振荡模式主要与风机无功功率分配模式相关。

4 时域仿真验证

为进一步验证自动电压对双馈风场稳定性的影响,在仿真平台上搭建如图 1 所示的双馈风场模型,并通过时域仿真的方式验证电网自动电压控制的加入对双馈风场系统稳定性的影响,系统的参数和第 3 章介绍的一致。

4.1 阻尼对系统稳定性影响仿真

为研究延迟环节对系统稳定的影响,保持其他参数不变,延迟环节的值设置为 2 s,在 0.300~0.314 s 设置系统母线电压上升至 1.1 pu,双馈风场的电压 U_1 输出如图 12 所示。

由图 12 可知,在外部电压扰动的情况下,双馈风场电压振荡频率大约在 1.7 Hz 左右,电压逐渐发散振荡状态,但发散速度较慢。根据图 8 分析的结果,在频率处于 1.7 Hz 处,电压 U_1 呈现弱阻尼特性,说明频域分析结果和时域结果基本一致。

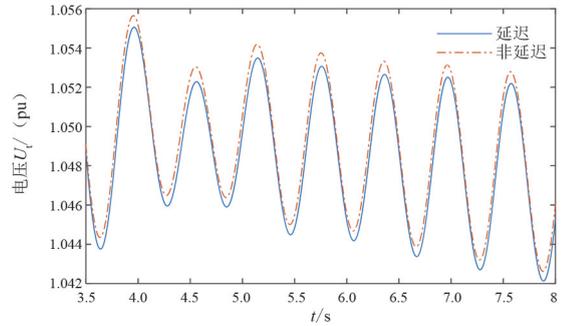


图 12 延迟作用的电压变化趋势

4.2 系统强度对系统稳定性影响仿真

为研究系统强度对系统稳定的影响,保持其他参数不变,系统强度 x_s 分别设置为 0.26 pu 和 0.24 pu,在 0.300~0.314 s 设置系统母线电压上升至 1.1 pu,双馈风场的电压 U_1 输出如图 13 所示。

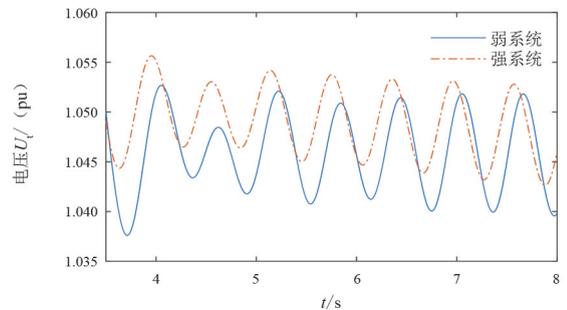


图 13 不同系统强度下的电压变化趋势

由图 13 可知, $x_s = 0.26$ pu 代表的弱系统在外扰动扰动的情况下振荡发散程度大于 $x_s = 0.24$ pu 的较强系统,说明系统强度减弱后,机端电压振荡后阻尼变弱。

根据图 13 分析的结果,电压 U_1 的振荡频率为 1.7 Hz。根据图 10 分析,在 1.7 Hz 处阻尼处于较弱状态,而系统越弱,电压 U_1 的阻尼效果越差,理论仿真与图 9 的频域分析结果较为一致。

5 结论

上面研究了自动电压控制对双馈风场小干扰稳定的影响,得出的主要结论如下:

1) 考虑自动电压控制的延迟后,电压的阻尼呈现出振荡特性,且振荡频率与延迟时间有一定关系。延迟对电压阻尼作用增强还是削弱,取决于频域在振荡频率点的摆动方向。若阻尼对系统稳定造成较大影响,需要振荡频率点恰好处于延迟的摆动效应差别到最大点,出现该种情况概率相对较低。

2) 双馈风场接入的系统强度对稳定影响最为

明显,能够改变阻尼的变化趋势,较弱系统 in 高频趋势后,电压阻尼变为负阻尼。而在强系统下,电压阻尼始终为正,说明较强的系统有利于维持全频段的电压阻尼稳定。

3) 时域仿真结果表明,所建立的含自动电压控制系统的双馈风场系统小信号模型能够准确地反映系统的阻尼变化趋势,对于含自动电压控制系统的双馈风场并网系统的控制参数设计和振荡抑制具有理论指导作用,同时可为改进自动电压控制的稳定性提供依据。

参考文献

- [1] 王方洲,谭甜源,刘开培,等.可变速抽蓄机组与直驱风电机组联合运行系统的小信号稳定分析[J].电力自动化设备,2021,41(7):65-72.
- [2] 张炎,丁明,韩平平,等.直流闭锁后风电送端系统暂态稳定及控制策略研究[J].电工技术学报,2020,35(17):3714-3726.
- [3] 于永军,王利超,张明远,等.基于阻抗特性多项式拟合的直驱风电机组次同步振荡稳定判据[J].发电技术,2020,41(4):429-436.
- [4] 邵宝珠,张文朝,李家珏,等.基于短路容量的大规模风电弱送端直流工程电压稳定快速评估方法[J].可再生能源,2018,36(7):1062-1066.
- [5] 潘雄,张龙,黄家栋,等.基于 Sobol 序列和混合 Copula 的含风电和光伏电力系统暂态稳定分析[J].太阳能学报,2015,36(7):1622-1631.
- [6] BAA WAF AA M, DESSAINT A. Approach to dynamic voltage stability analysis for DFIG wind parks integration[J]. IET Renewable Power Generation, 2018, 12(2): 190-197.
- [7] ADETOKUN Bukola Babatunde, MURIITHI Christopher Maina. Impact of integrating large-scale DFIG-based wind energy conversion system on the voltage stability of weak national grids: a case study of the Nigerian power grid[J]. Energy Reports, 2021, 7: 654-666.
- [8] QIN Boyu, LI Hengyi, ZHANG Xuexin, et al. Quantitative short-term voltage stability analysis of power systems integrated with DFIG-based wind farms[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2020, 14(19): 4264-4272.
- [9] SHI J, TANG Y J, REN L, et al. Application of SMES in wind farm to improve voltage stability [J]. Physica C: Superconductivity and Its Applications, 2008, 468(15): 2100-2103.
- [10] LATHA K Sree, KUMAR M Vijaya. STATCOM for enhancement of voltage stability of a DFIG driven wind turbine[C]. 2014 Power and Energy Systems: Towards Sustainable Energy, IEEE, 2014:1-5.
- [11] CHI Yongning, LIU Yanhua, WANG Weisheng, et al. Voltage stability analysis of wind farm integration into transmission network[C]. 2006 International Conference on Power System Technology, IEEE, 2006.
- [12] NAIMUL Hasan, FAROOQ Shuaib, IBRAHEEM. Dynamic performance analysis of DFIG based wind farm with STATCOM and SVC[J]. International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, 2012, 2(7):461-469.
- [13] 王彬,郭庆来,孙宏斌,等.交流特高压近区电网自动电压控制研究与实践[J].电力系统自动化, 2013, 37(21):99-105.
- [14] CHEN Huifen, QIAO Ying, LU Zongxiang. Study on coordinated voltage control strategy of DFIG wind farm[C]. 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting, IEEE, 2012.
- [15] ZHAO Y N, LIU Q H, SONG S Y, et al. An improved AVC strategy applied in distributed wind power system[J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2016, 40:012064.
- [16] 于汀,蒲天骄,刘广一,等.含大规模风电的电网 AVC 研究与应用[J].电力自动化设备,2015,35(10):81-86.
- [17] LI Chunyan, LI Qing, ZHANG Jinping, et al. Study on the impact of communication network on reactive power control in wind farm[C]. 8th Renewable Power Generation Conference (RPG 2019), IET, 2019.
- [18] YUAN H, YUAN X M, HU J B. Modeling of grid-connected VSCs for power system small-signal stability analysis in DC-link voltage control timescale[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(5): 3981-3991.
- [19] 唐王倩云,张睿,胡家兵.用于系统暂态行为分析的双馈风机转子转速控制时间尺度暂态模型[J].中国电机工程学报,2021,41(9):3037-3046.
- [20] TANG W Q Y, HU J B, CHANG Y Z, et al. Modeling of DFIG-based WT for system transient response analysis in rotor speed control time-scale[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(6):6795-6805.

作者简介:

朱建华(1986),男,硕士,高级工程师,研究方向为电力系统稳定与分析;

朱力维(1992),男,工程师,从事电力系统运行和维护;

周勇(1987),男,硕士,高级工程师,从事电力设备在线监测与故障诊断工作。

(收稿日期:2024-01-22)

光伏发电功率预测方法综述

蔡源^{1,2}, 吴浩^{1,2}, 唐丹^{1,2}

(1. 四川轻化工大学自动化与信息工程学院, 四川 宜宾 644000;

2. 人工智能四川省重点实验室, 四川 宜宾 644000)

摘要: 精确的光伏发电功率预测是实现光伏电站顺利并网的关键。然而, 太阳辐射、气候和地理条件等因素会导致光伏发电功率频繁波动, 给功率预测带来了巨大挑战。针对当前光伏新能源大规模并网的需求, 从多个角度探讨了光伏发电功率预测的意义及其分类, 综述了人工智能技术在光伏发电功率预测领域的最新应用, 包括传统机器学习、深度学习和组合方法, 并进行了对比和总结。目前研究的主要类型是单一光伏电站的超短期和短期光伏发电功率预测, 深度学习方法 and 组合方法是主流预测方法, 数据预处理、特征提取和误差补偿是提升预测精度的关键因素。最后, 展望了人工智能技术在光伏发电功率预测领域的未来趋势和研究创新点。

关键词: 光伏发电; 机器学习; 深度学习; 功率预测; 人工智能技术

中图分类号: TM 615 **文献标志码:** **文章编号:** 1003-6954(2024)02-0025-07

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240205

Reviews of Photovoltaic Power Prediction Methods

CAI Yuan^{1,2}, WU Hao^{1,2}, TANG Dan^{1,2}

(1. School of Automation and Information Engineering, Sichuan University of of Science & Engineering,

Yibin 644000, Sichuan, China; 2. Key Laboratory of Artificial Intelligence in Sichuan

Province, Yibin 644000, Sichuan, China)

Abstract: Accurate photovoltaic (PV) power prediction is the key to successful grid integration of PV power plants. However, factors such as solar radiation, climate and geographical conditions can cause frequent fluctuations in PV power generation, posing significant challenges to power prediction. In response to the current demand for large-scale grid integration of PV renewable energy, the significance and classification of PV power prediction are discussed from multiple perspectives. The latest applications of artificial intelligence (AI) technology in the field of PV power prediction are reviewed, including traditional machine learning, deep learning and hybrid methods, and are compared and summarized. Currently, the main types of researches are ultra-short-term and short-term PV power prediction for single PV power stations, and deep learning and hybrid methods are the mainstream prediction methods. Data pre-processing, feature extraction and error compensation are the key factors to improve prediction accuracy. Finally, future trends and research innovations in AI technology for PV power prediction are discussed.

Key words: photovoltaic power generation; machine learning; deep learning; power prediction; artificial intelligence technology

0 引言

近十年来, 化石能源消耗不断增加, 环境污染日趋严重, 已成为国际社会普遍关心的问题。世界上

基金项目: 四川省科技厅项目(2022YFS0518, 2022ZHCG0035); 四川轻化工大学研究生创新基金项目(Y2023294)

许多国家都在积极开发新的能源, 以解决能源短缺与环境污染问题, 因此, 太阳能作为一种洁净的能源, 已成为世界上最受重视的资源^[1]。国际能源署2021年发布的全球光伏报告显示, 自2013年起世界范围内的光伏发电量持续稳定地增加, 至2021年中国新增光伏并网装机容量达到了54 880 MW, 创造历史新高。随着“双碳”的实施, 将会有越来越多

的光伏发电设施投入电网,这对电力系统的影响是不可小觑的,将电网带来巨大的冲击。

光伏电站主要由光伏阵列、转换器、逆变器、滤波器、变压器和保护装置组成,利用太阳能电池板的光伏效应,实现光能向电能的转换,然后并网输出。图 1 为光伏发电系统并网发电的基本结构。由于光伏系统的发电功率取决于许多高度不确定的气象变量,如太阳辐照度、温度、相对湿度、云层厚度、风速等,这使得光伏发电功率具有很强的波动性和不可控性^[1]。

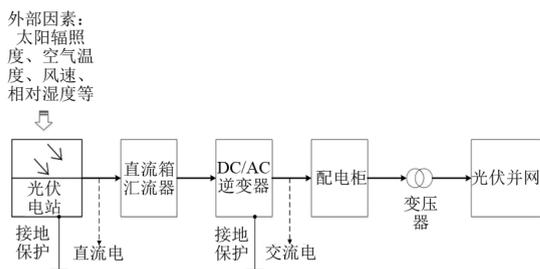


图 1 光伏电站并网发电的基本结构

可以预见,大规模光伏并网会极大地影响电力系统的稳定运行,造成电压浪涌、潮流分布变化等问题,同时给光伏产业渗透率的提升带来挑战。而可靠的光伏发电功率预测将大大减少这种影响,根据预测的光伏发电功率对电力资源进行调度,达到发电和消费之间的平衡,对提升电力系统运行的稳定性和电网管理的合理性具有重要意义。因此,精确的光伏发电功率预测是一个至关重要的研究领域,目前也已经取得了一定的研究成果。

下面首先从不同角度对光伏发电功率预测进行分类;然后对目前人工智能技术在光伏系统输出功率预测领域的最新应用,包括传统机器学习、深度学习和组合方法等进行了对比分析;最后对当下流行的光伏发电功率预测方法进行了总结,并对该研究领域的未来趋势和发展方向进行了展望,提出了一些可能的创新点。

1 光伏发电功率预测的分类

根据预测时间范围的不同,目前主要可以分为 3 种类型:预测范围小于 4 h 的超短期预测,主要用于控制和管理光伏系统、电能质量评估等;提前 24~72 h 的短期预测,主要用于控制电力系统运行、经济调度、机组投入等;中长期预测是时间尺度最长的预测,一般预测范围为一个月到一年,主要用于光伏

系统的维护和规划^[2]。不同时间范围的预测,其精度也不同。随着时间范围变长,所需数据的量以及预测的复杂性都会增加,预测精度也会随之下降。

根据预测过程的不同,可分为直接预测和间接预测。直接预测,是通过实测的气象数据和历史光伏数据直接预测光伏发电功率;间接预测,是通过预测与光伏发电功率相关的气象因子,再通过数学模型输出光伏发电功率。由于间接预测的数学建模困难且误差较大,所以直接预测是目前的主流预测方法。

根据预测形式的不同,可分为点预测和区间预测^[2]。点预测,即预测某一时刻的光伏发电功率;区间预测,即预测某一时间段的光伏发电功率波形,具有较强的不确定性。所以点预测是目前的研究重点。

根据预测空间大小的不同,可分为单光伏电站预测和区域光伏系统预测。由于区域光伏系统的功率预测需要大量且精确的光伏出力历史数据,数据处理难度较大,而且一个区域内的所有光伏电站并不是都有完整的数据系统,所以当前的区域光伏系统预测发展缓慢,但它们都对电力系统稳定运行以及电网消纳光伏具有积极作用^[3]。

图 2 为光伏发电功率预测分类的依据和结果。

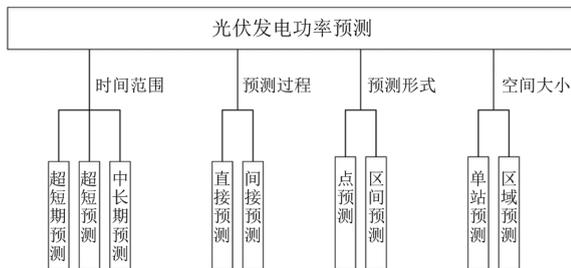


图 2 光伏发电功率预测分类

2 基于人工智能技术的光伏发电功率预测

人工智能技术有很多分支,但用于预测领域的主要有传统机器学习,包括监督学习、无监督学习等。深度学习也是机器学习的一个分支,它一般是由多层神经网络组成的模型,可以学习数据的各种抽象特征^[4]。但传统机器学习方法和深度学习方法各有优劣,组合方法则可以将多种预测方法进行有效结合,取长补短,以此来提升功率预测的精度。

光伏发电功率预测的精度受到历史功率和多种气象因素的影响,可以用式(1)、式(2)描述光伏发

电功率预测问题。

$$\langle P_t, P_{t+1}, \dots, P_{t+k} \rangle = f_1(P_{t-1}, P_{t-2}, \dots, P_{t-n}) \quad (1)$$

$$\langle P_t, P_{t+1}, \dots, P_{t+k} \rangle = f_2(X_1, X_2, \dots, X_N) \quad (2)$$

式中: $P_t, P_{t+1}, \dots, P_{t+k}$ 为预测功率; P_{t-n} 为历史功率; X_1, X_2, \dots, X_N 为影响光伏发电功率的 N 个气象因子, 例如太阳辐照度、温度等; f_1 为历史功率和预测功率的函数关系; f_2 为气象因子和预测功率的函数关系。

2.1 传统机器学习的应用

传统机器学习算法很早就开始运用, 它可以被用来解决一些分类和回归方面的问题, 即在输入和输出之间构造对应的函数关系; 还可以解决聚类 and 异常值检测等方面的问题, 即探索数据集中的规则, 以便更好地描述数据的特征^[4]。

在光伏功率预测领域, 国内外的众多文献中, 主要用到的传统机器学习算法有: 支持向量机 (support vector machines, SVM)、 k 近邻 (k -nearest neighbour, k -NN)、人工神经网络 (artificial neural network, ANN)、模糊逻辑、极限学习机 (extreme learning machines, ELM) 等。文献[5]开发了一种混合改进的多元宇宙优化 (hybrid improved multi-verse optimizer, HIMVO) 算法, 优化 SVM 的超参数, 用于预测提前一天的某兆瓦级光伏电站的光伏发电功率。并在 3 种不同天气下进行测试, 将结果对比 SVM 和 MVO-SVM 方法, 该方法的平均绝对百分比误差 (mean-absolute percentage error, MAPE) 在 3 种天气下的预测精度均最优, 尤其是在晴天情况下, MAPE 仅 5.30%。文献[6]使用基于 k -NN 的方法来预测安装在 3 个不同地区的小型千瓦级光伏电站的发电量, 说明 k -NN 等简单技术也可以得到相对准确的预测结果。文献[7]使用了 ANN 方法, 把气象数据作为输入, 最优情况预测功率的平均绝对误差 (mean absolute error, MAE) 为 3.64%, 说明经过信号分解的数据可以作为有价值的特征输入, 对提升预测精度具有积极作用。文献[8]提出的基于 T-S 模糊的方法, 将大量气象因子作为输入, 预测某千瓦级光伏电站发电功率, 并分季节进行测试, 结果对比如 SVM 方法、ANN 方法和其他经验模型, 所提模型在天气多变的夏季的 MAE 为 9.77, 且各季节均优于其他模型。文献[9]利用多种优化算法优化多层感知器模型, 预测某千瓦级光伏电站提前一天的光伏发电功率, 其中灰狼优化算法表现出了更突出的寻优能力, 日最佳的 MAPE 仅为 2.598%。文献[10]提出

了一种在线顺序 ELM 方法, 预测某小型千瓦级光伏电站发电功率, 并进行了不同天气类型和不同季节的测试, 结果对比经典 ELM, 其归一化均方根误差 (normalized root mean square error, NRMSE) 和 MAPE 均更优。文献[11]通过精英反向策略的麻雀搜索算法 (elite opposition-based sparrow search algorithm, EOSSA) 优化 ELM 的超参数, 预测某小型千瓦级光伏电站发电功率, 结果与 ELM、SSA-ELM 等算法相比, 该方法具有更快的收敛速度, 并且适用于多种天气类型, 日最佳的 RMSE 仅 0.17, 具有较高的工程实用性。文献[12]利用分散搜索优化支持向量机回归, 预测提前一天的光伏发电功率。运用概率神经网络将数据分成 4 种天气类型训练, 并使用主成分分析提取减少输入特征维度。在某千瓦级光伏电站上测试, 最优预测日的平均相对误差为 4.06%, 但在雨天的效果较差, 决定系数 R^2 低于 0.9。文献[13]基于定制相似日分析找出与预测日相似的历史日, 以更好地学习预测日的特征, 并利用遗传算法优化 ELM, 再利用某千瓦级光伏电站一年四季的历史数据进行测试, 该方法的预测误差小于 SVM 和经典 ELM, 四季平均 R^2 达到 0.92, 证明了相似日聚类的有效性。

传统机器学习算法易于实现和解释, 且目前在该领域的应用研究已趋于成熟, 应用范围主要是数据量较小的中小规模的光伏电站。但是对于复杂的非线性关系和庞大的数据量时, 传统机器学习算法的表现可能不如深度学习等新型算法。

2.2 深度学习的应用

在过去的几年时间里, 深度学习在各个领域都有很好的表现, 包括文字识别、语音识别、智能驾驶和图像处理等方面。在光伏功率预测领域, 主要是利用深度神经网络的自动学习能力, 构造从多输入到单输出或多输出的复杂映射关系^[14]。

循环神经网络 (recurrent neural network, RNN) 基于其结构使它在预测问题上有着良好的表现, 但无法处理长期时间序列, 所以逐渐研发出了新的循环单元 (recurrent unit, RU) 来解决这一问题, 其中应用最广泛的主要是长短期记忆网络 (long short-term memory, LSTM) 和门控循环单元 (gated recurrent unit, GRU)^[14]。文献[15]利用互信息熵 (mutual information entropy, MIE) 对高维气象因子进行降维以及筛选出相似日样本, 通过 LSTM 预测某兆瓦级光伏电站提前一天的功率输出, 预测日最优 MAPE

为 10.89%, 优于 BP (back propagation) 神经网络和 Elman 神经网络。文献[16]运用独立循环神经网络 (independent recurrent neural network, indRNN), 提取环境因子作为输入特征向量, 并且将该方法与 RNN 和 LSTM 进行对比, 实验表明: indRNN 解决了 RNN 的梯度弥散或爆炸难题, 而且该模型具有很强的记忆能力, 训练速度也更快; 采用小型兆瓦级光伏电站数据, 选取不同天气类型数据进行测试, 最优预测日的 MAE 为 0.41, 优于 BP、KNN 和经典 LSTM。文献[17]介绍了一种六层前馈深度神经网络, 用于某小型千瓦级并网光伏系统的光伏功率预测; 在最优测试日, 该方法远优于经典 DNN, MAPE 为 0.012, 然而在夏季的多变天气时预测的误差较大。文献[18]进行了一项关于不同深度神经网络的提前一天预测的比较研究, 该研究包括卷积神经网络 (convolutional neural network, CNN)、LSTM 和一个结合了 CNN 和 LSTM 的混合模型; 结果表明这 3 种模型的精度主要取决于可用数据集序列的大小, 证明了输入和输出序列的长短对预测精度的影响。文献[19]通过在 GRU 模型的隐藏层中添加注意力机制 (Attention), 计算各个输入特征向量的注意力概率分布权重, 形成 GRU-A 模型; 利用某兆瓦级光伏电站数据进行训练测试, 相比于 GRU、LSTM 和 BP 预测模型具有更好的精度表现, 最优预测日的 R^2 为 0.98。文献[20]设计了一种基于循环 LSTM 的方法, 同时提出了合成辐照度作为模型输入, 用于某兆瓦级光伏电站的光伏输出功率预测; 分季节进行测试, 与 RNN、广义回归神经网络 (general regression neural network, GRNN)、ELM 方法相比, 该方法的性能最佳, 且使用合成辐照度预报为输入特征时, 精度可提高 33%。文献[21]针对 LSTM 参数量多和处理长时间序列能力不足的问题, 提出 Attention-GRU 模型用于预测提前一天的光伏发电功率; 建立了 3 种不同天气类型的数据集, 实验表明在多云天和雨天时的预测精度不如晴天时的预测精度, 且测试晴天时的希尔不等系数 (Theil inequality coefficient, TIC) 为 8.48%, 对比 GRU、LSTM 和 Attention-LSTM 模型, 该方法在 3 种天气类型的表现均更优。文献[22]使用经典 LSTM 网络进行某大型千瓦级光伏电站的光伏发电功率预测, 探究了多种优化器对预测结果的影响, 每隔 5 天进行测试, 最终发现 Nadam 优化器在所有测试集中的误差指标均最低, 尤其对比 Ftrl 优化器的预测精度提高了 58.29%。

文献[23]利用近邻传播算法将区域内的兆瓦级光伏电站群进行聚类, 通过长短期时间序列网络 (long and short-term time-series network, LSTNet) 实现了群内多个光伏电站的同时预测, 对比单站预测, 该方法的训练时间和预测误差均大幅降低。文献[24]通过引入变量选择、长短期时间序列特征提取和一步时间卷积网络解码, 提出了一种新型预测模型 TCNformer, 并通过消融实验验证了各个模块的有效性; 设置不同预测步长与短期预测领域的众多算法进行比较, 随着预测步数的增加, 该方法的误差累积水平最低, MSE 远低于 LSTM。

深度学习方法具有较强的非线性建模能力, 而且能够自动学习和提取输入数据的特征, 减少了人工干预和工作量; 并且可以处理大规模、高维度的数据, 适用于各种复杂的光伏系统。

2.3 组合方法的应用

组合方法主要是解决单个预测方法性能不足的问题, 为了提高预测准确度, 将多种预测模型组合, 达到优势互补的目的。目前主流的组合方式一般有两种, 第一种选择两种预测模型并行预测, 将得到的结果进行权值分配, 最后加权组合得到更为准确的预测结果; 第二种是采用信号分解技术, 对输入特征序列数据进行分解, 降低数据的波动性, 然后采用单个或多个预测模型再对各个子序列分别预测, 最后叠加重构各子序列的预测结果^[25]。

文献[26]将历史样本数据依据天气进行分类, 通过扩展经验模态分解 (extended empirical modal decomposition, EEMD) 分解历史光伏数据为多个模态分量 (intrinsic mode functions, IMF) 以降低其波动性, 并且选取强相关量分别用 LSTM 网络训练测试, 最后将各分量预测结果重构叠加, 得到最终预测结果。对比 BP、SVM、KNN 和 LSTM 模型, 该模型的 RMSE 和 MAPE 均有不同程度的提高。

文献[27]将离散小波变换 (discrete wavelet transform, DWT)、CNN 和 LSTM 进行深度融合, 利用 CNN 分别提取经过 DWT 分解和未经过分解的输入特征序列, 再分别输入 LSTM 模型进行预测。在一年的测试集中选取 12 天典型天气进行测试, 实验结果表明, 对比多层感知机 (multilayer perceptron, MLP)、支持向量回归 (support vector regression, SVR)、CNN 和 LSTM 模型, 所做模型对不同天气的适应性具有明显优势, 并且各种误差评价指标都低于其他模型。

文献[28]同样使用了 CNN-LSTM 模型进行某千瓦级光伏输出功率的超短期预测,但不同的是融入了基于地基云图像转化的辐照系数作为输入特征,并加入了基于竞争随机搜索算法改进的 Attention 机制和误差补偿。在 3 种典型天气情况下,通过与典型文献的预测方法进行对比实验,该方法比次优方法的 RMSE 最多降低了 25.89%,但对未配备全天空成像仪的光伏电站,其工程意义较低。

文献[29]提出了组合式深度学习预测模型,用于某地光伏电站提前 15 min 的光伏输出功率预测。首先使用小波包分解(wavelet packet decomposition, WPD)对原始光伏功率序列数据进行分解,并分别采用 RNN、LSTM 和 GRU 3 种模型分别预测,将得到的 3 个预测结果利用强化学习算法 Q-learning 进行权值分配优化。同样在一年中选取 12 天典型天气进行测试,预测结果表明 WPD 确实可以提升预测准确率;组合模型对比 3 种单一模型的预测效果均更优秀;Q-learning 能够优化权值分配,提升了模型的适应性和预测精度;证明了强化学习对光伏发电功率预测精度提升具有积极作用。

文献[30]运用动态惯性因子的粒子群优化算法(particle swarm optimization algorithm based on dynamic inertia factor, DIFPSO)优化 BP 网络,同时利用互补集成经验模态分解(complementary ensemble empirical mode decomposition, CEEMD)将原始序列分解为多个 IMF 和残差分量,最终各分量预测结果叠加,选用某千瓦级光伏电站数据的 3 天典型不同天气及性能测试,最优预测日的 MAE 为 2.84,而 R^2 达到 0.99。

文献[31],使用了集合经验模态分解(ensemble empirical mode decomposition, EEMD)和(variational mode decomposition, VMD)两阶段分解技术,再结合双向长短期记忆网络(bidirectional long-short term memory, BiLSTM)进行多步预测,用于某地光伏电站的短期功率预测。测试实验得出结论:两阶段分解可以显著降低数据的波动性和预测难度,对提升预测精度具有积极作用;BiLSTM 相对于 GRU、LSTM、ANN 等预测方法具有更高的预测精度,应用前景广阔。

文献[32]使用 CNN 提取输入数据分布特征,再通过 LSTM 提取时间特征,同时与极端梯度提升(extreme gradient boosting, XGBoost)模型并行预测,利用误差倒数法分配权值。选用某小型千瓦级光伏电站的 3 天典型不同天气进行测试,所做的组合模

型在最优预测日的 MAE 为 0.24,且测试结果均优于单一模型。

文献[33]提出改进松鼠觅食算法(improved squirrel search algorithm, ISSA)优化核极限学习机(kernel based extreme learning machine, KELM)。并利用 VMD 平稳化光伏发电功率序列,选取某千瓦级光伏电站的 3 天典型天气进行测试,最优预测日的 MAE 为 0.50,MAPE 仅 0.32%。

文献[34]研究结合自适应白噪声完备集成经验模态分解(complete ensemble empirical mode decomposition with adaptive noise, CEEMDAN)来减少光伏输出功率的波动性,通过增量搜索法改进最小二乘支持向量机(least square support vector machine, LSSVM),同时建立差分自回归移动平均模型(autoregressive integrated moving average, ARIMA)进行误差修正,把误差功率预测值和最初功率预测值相加,得到最终预测结果。采用某地光伏电站历史数据进行验证,证明了进行误差预测可以减小平均误差,提升最终预测精度。

文献[35]提出了一种基于小波分解和 PSO-SVM 的组合方法,用于某地千瓦级光伏系统发电功率的短期预测。模型的输入数据为光伏系统历史功率和来自数值天气预报(numerical weather prediction, NWP)的气象参数。测试结果表明,对比 BP 和 SVM 模型,所提出的模型具有更好的性能,每日 MAPE 的平均值分别为 4.22%,平均计算时间小于 15 s。

文献[36]采用海洋捕食者算法(marine predators algorithm, MPA)优化 LSTM 的隐含层神经元数和网络超参数,提出利用统计学上的估计方法 Bootstrap 进行预测误差分析,获得给定置信水平下的误差分布区间。分季节进行区间预测的测试;对比参数法中的 Gaussian 分布和 Gamma 分布,Bootstrap 可以更准确描述光伏发电功率的误差分布,最优测试季节的预测区间覆盖率(prediction interval coverage probability, PICP)为 97.8%。

文献[37]利用模糊 C 均值算法对数据集进行相似日聚类,通过改进的自适应噪声完全集成经验模态分解对原始光伏数据进行分解,并基于样本熵重构,最后通过条件时间序列生成对抗网络(conditional time series generative adversarial networks, CTGAN)进行预测。所提出的混合模型在不同气象条件、不同位置和不同季节的多步预测性能均优于其他常规预测模型。

文献[38]通过在 LSTM 上引入注意力机制重建输入,并提出了扩张 CNN 和 BiLSTM 的平行结构,最后利用迁移学习策略减少对大量训练数据的依赖。测试结果明显表明,该混合模型在准确性和稳定性方面优于其他模型,优化了新光伏电站的预测时数据不足的问题。

组合方法通过将多个预测模型的结果进行综合或融入其他的数据处理方法,避免了单一模型的特殊性问题,因此在光伏发电功率预测中具有更加广泛的适用范围。随着新型预测模型和集成强化学习的出现,组合方法的预测可靠性和功能可扩展性也会进一步提升。

3 结 论

太阳能是一种清洁的可再生能源,未来也将会更多的光伏电站并网发电,基于人工智能技术的光伏发电功率预测技术可以减少光伏并网对电网的扰动^[39]。上面回顾了国内外近几年来传统机器学习、深度学习和组合方法在光伏发电功率预测的应用,通过文献的对比分析,可以得到以下结论:

1) 国内外研究最多的是超短期和短期光伏输出功率预测,它们能为电力调度部门提供准确依据,减少因光伏发电功率易波动而对电网造成的冲击,这也是最符合电力系统稳定性需求的。相反,中长期预测的研究很少,主要是因为预测所需的数据量很大,预测输出的时间序列太长,预测精度低。

2) 将天气因素作为预测模型的输入特征,可以有效提升预测精度。将输入数据依据天气类型分别训练测试时,晴天的预测效果较好,而多云或雨天时的预测精度较差,主要是因为晴天的太阳辐射度比较稳定。其他天气情况时,由于云层遮挡情况和太阳照射情况变化较快,导致发电功率具有间歇性和波动性。

3) 利用信号分解技术可以降低光伏发电功率序列的波动性,经过分解的特征序列作为模型输入一定程度上提高了预测准确率。近几年研究人员开发了许多误差预测方法,实验结果表明,误差预测分析可以描述光伏功率的波动范围,并进一步提升预测精度。

4) 目前的大多数研究是针对单个光伏电站的功率预测,而针对整个区域光伏系统或者微电网的光伏出力预测相对较少,准确率也比较低。根据近

两年的国内外文献的数量来看,主流的预测方法是深度学习和组合方法。

未来,为了提高基于人工智能技术的光伏发电功率预测的准确性,可以从以下几个方面考虑:创建高质量的大型历史光伏数据集;开发新的数据预处理方法,包括数据分析、异常值识别和缺失值检测;应用最新的强化学习和集成学习方法,并与其他预测模型组合;将人工智能预测方法与物理模型相结合。

参考文献

- [1] 陈嘉铭. 基于深度学习和强化学习的光伏发电功率预测研究[D]. 广州:广东工业大学,2022.
- [2] 田剑刚. 基于 GRU 深度学习的光伏发电超短期功率预测研究[D]. 南昌:华东交通大学,2021.
- [3] 孟祥剑. 基于数据驱动的光伏发电系统最大功率跟踪及功率预测方法[D]. 济南:山东大学,2021.
- [4] MELLIT A, MASSI PAVAN A, OGLIARI E, et al. Advanced methods for photovoltaic output power forecasting: a review[J]. Applied Sciences, 2020, 10(2):487.
- [5] 马骏, 吴锐, 丁倩, 等. 基于多元宇宙优化支持向量机的短期光伏发电功率预测[J]. 热力发电, 2020, 49(4): 87-92.
- [6] ZHANG Y, BEAUDIN M, TAHERI R, et al. Day-ahead power output forecasting for small-scale solar photovoltaic electricity generators [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2015, 6(5):2253-2262.
- [7] ZHU H L, LI X, SUN Q, et al. A power prediction method for photovoltaic power plant based on wavelet decomposition and artificial neural networks[J]. Energies, 2015, 9(1):11.
- [8] LIU F, LI R R, LI Y, et al. Takagi-Sugeno fuzzy model-based approach considering multiple weather factors for the photovoltaic power short-term forecasting[J]. IET Renewable Power Generation, 2017, 11(10):1281-1287.
- [9] COLAK M, YESILBUDAK M, BAYINDIR R. Daily photovoltaic power prediction enhanced by hybrid GWO-MLP, ALO-MLP and WOA-MLP models using meteorological information[J]. Energies, 2020, 13(4):901.
- [10] WANG J D, RAN R, Zhou Y. A short-term photovoltaic power prediction model based on an FOS-ELM algorithm[J]. Applied Sciences, 2017, 7(4):423.
- [11] 陈骏豪, 张娜, 刘广忱, 等. 基于 EOSSA-ELM 的光伏短期输出功率预测[J]. 可再生能源, 2022, 40(7): 890-898.
- [12] 王昕, 黄柯, 郑益慧, 等. 基于 PNN/PCA/SS-SVR 的光伏发电功率短期预测方法[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(17):156-162.

- [13] ZHOU Y, ZHOU N R, GONG L H, et al. Prediction of photovoltaic power output based on similar day analysis, genetic algorithm and extreme learning machine [J]. Energy, 2020, 204:117894.
- [14] MELLIT A. An overview on the application of machine learning and deep learning for photovoltaic output power forecasting [C]//Proceedings of the 2nd International Conference on Electronic Engineering and Renewable Energy Systems, April 13-15, 2020, Saidia, Morocco: Springer, 2020:55-68.
- [15] 吉铎格,李慧,刘思嘉,等.基于 MIE-LSTM 的短期光伏发电功率预测[J].电力系统保护与控制,2020,48(7):50-57.
- [16] 王超洋,张蓝宇,刘铮,等.基于特征挖掘的 indRNN 光伏发电功率预测[J].电力系统及其自动化学报,2021,33(4):17-22.
- [17] SON Junsen, PARK Yongtae, LEE Junu, et al. Sensorless PV power forecasting in grid-connected buildings through deep learning[J]. Sensors, 2018, 18(8):2529.
- [18] WANG K J, QI X X, LIU H D. A comparison of day-ahead photovoltaic power forecasting models based on deep learning neural network [J]. Applied Energy, 2019, 251:113315.
- [19] 张进,刘运,彭曙蓉.基于特征挖掘的 GRU-A 光伏发电功率预测[J].实验室研究与探索,2020,39(5):25-30.
- [20] HOSSAIN M S, MAHMOOD H. Short-term photovoltaic power forecasting using an LSTM neural network and synthetic weather forecast [J]. IEEE Access, 2020, 8:172524-172533.
- [21] 刘国海,孙文卿,吴振飞,等.基于 Attention-GRU 的短期光伏发电功率预测[J].太阳能学报,2022,43(2):226-232.
- [22] SHARMA J, SONI S, PALIWAL P, et al. A novel long term solar photovoltaic power forecasting approach using LSTM with Nadam optimizer: A case study of India [J]. Energy Science & Engineering, 2022, 10(8):2909-2929.
- [23] 王晓霞,俞敏,霍泽健,等.基于近邻传播聚类与 LSTM 的分布式光伏电站群短期功率预测[J].电力系统自动化,2023,47(6):133-141.
- [24] LIU S P, NING D J, MA J. TCNformer model for photovoltaic power prediction [J]. Applied Sciences, 2023, 13(4):2593.
- [25] 王莹.基于深度学习的光伏发电功率短期预测研究[D].青岛:青岛科技大学,2022.
- [26] 卢忠山,袁建华.基于 EEMD-LSTM 方法的光伏发电系统超短期功率预测[J].中国测试,2022,48(12):125-132.
- [27] 刘旭丽,莫毓昌,吴哲,等.基于 DWT-CNN-LSTM 的超短期光伏发电功率预测[J].郑州大学学报(理学版),2022,54(4):86-94.
- [28] 余光正,陆柳,汤波,等.基于云图特征提取的改进混合神经网络超短期光伏功率预测方法[J].中国电机工程学报,2021,41(20):6989-7003.
- [29] 孟安波,许炫淙,陈嘉铭,等.基于强化学习和组合式深度学习模型的超短期光伏功率预测[J].电网技术,2021,45(12):4721-4728.
- [30] NIU D X, WANG K K, SUN L J, et al. Short-term photovoltaic power generation forecasting based on random forest feature selection and CEEMD: A case study [J]. Applied soft computing, 2020, 93:106389.
- [31] LIN W S, ZHANG B, LI H Y, et al. Multi-step prediction of photovoltaic power based on two-stage decomposition and BiLSTM [J]. Neurocomputing, 2022, 504:56-67.
- [32] 汤德清,朱武,侯林超.基于 CNN-LSTM-XGBoost 模型的超短期光伏功率预测[J].电源技术,2022,46(9):1048-1052.
- [33] 商立群,李洪波,侯亚东,等.基于 VMD-ISSA-KELM 的短期光伏发电功率预测[J].电力系统保护与控制,2022,50(21):138-148.
- [34] 王瑞,高强,逯静.基于 CEEMDAN-LSSVM-ARIMA 模型的短期光伏功率预测[J].传感器与微系统,2022,41(5):118-122.
- [35] ESEYE A T, ZHANG J H, ZHENG D H. Short-term photovoltaic solar power forecasting using a hybrid wavelet-PSO-SVM model based on SCADA and meteorological information [J]. Renewable Energy, 2018, 118:357-367.
- [36] 宋绍剑,罗世坚,李国进,等.基于 MPA-LSTM 模型和 Bootstrap 方法的短期光伏功率区间预测[J].广西大学学报(自然科学版),2022,47(4):986-997.
- [37] LI F Y, ZHENG H F, LI X M. A novel hybrid model for multi-step ahead photovoltaic power prediction based on conditional time series generative adversarial networks [J]. Renewable Energy, 2022, 199:560-586.
- [38] TANG Y G, YANG K, ZHANG S J, et al. Photovoltaic power forecasting: A hybrid deep learning model incorporating transfer learning strategy [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2022, 162:112473.
- [39] 吴硕.光伏发电系统功率预测方法研究综述[J].热能动力工程,2021,36(8):1-7.

作者简介:

蔡源(2000),男,硕士研究生,研究方向为光伏发电功率预测;

吴浩(1980),男,博士,教授,硕士生导师,研究方向为智能信息处理、电力系统及智能控制;

唐丹(1999),女,硕士研究生,研究方向为电缆故障识别和定位。

(收稿日期:2023-06-09)

基于移相电压误差补偿的新型单/三相变换系统控制策略研究

李蓉蓉¹, 左 为¹, 冉念洁¹, 周 苏¹, 王心仪²

(1. 国网四川省电力公司营销服务中心, 四川 成都 610065;

2. 中车株洲电力机车有限公司, 湖南 株洲 412001)

摘要:农、牧偏远地区及电气化铁路沿线地区光照资源丰富、空间资源充足,具有良好的分布式光伏的建设条件,在这些地区引入分布式光伏,不仅能够迎合“新能源就近就地消纳”的政策要求,还能为系统提供一定的能量支撑,并在一定程度上提高系统的灵活性。为解决单/三相变换、电能质量综合治理、光伏能源就地消纳的问题,以“传统控制改进-新型拓扑提出-底层控制研究-协调控制设计”为主线开展研究,提出了一种计及光伏接入且具有电能质量治理能力的单/三相变换系统,并在 Matlab/Simulink 中搭建了系统的相关仿真模型。仿真结果验证了所提新型单/三相变换系统及其协调控制策略的正确性及有效性。

关键词:分布式光伏; 单三相变换; 协调控制; 电能质量治理

中图分类号: TM 615 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2024)02-0032-07

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240206

Research on Control Strategy of New Single/Three-phase Transformation System Based on Phase-shift Voltage Error Compensation

LI Rongrong¹, ZUO Wei¹, RAN Nianjie¹, ZHOU Su¹, WANG Xinyi²

(1. Marketing Service Center of State Grid Sichuan Electric Power Company, Chengdu 610065, Sichuan, China; 2. CRRC Zhuzhou Electric Locomotive Co., Ltd., Zhuzhou 412001, Hunan, China)

Abstract: Agriculture and animal husbandry in remote areas and electrified areas along the railway is rich in light resources and sufficient space resources, which has good construction conditions of distributed photovoltaic, so the introduction of distributed photovoltaic in these areas can not only to cater to the "new energy locally given nearby" policy requirements, also can provide certain energy support for the system, and to a certain extent, it can improve the flexibility of the system. In order to solve the problems such as single/three-phase transformation, power quality control and local accommodation of photovoltaic energy, and taking "traditional control improvement-new topology-underlying control research-coordinated control design" as the main line, a single/three-phase transformation system with power quality control ability is put forward considering photovoltaic access, and the related simulation models are established in Matlab/Simulink. The simulation results verify the correctness and effectiveness of the new single/three-phase transformation system and its coordination control strategy.

Key words: distributed photovoltaic; single/three-phase transformation; coordination control; power quality control

0 引言

对于电气化铁路沿线地区而言,由于非牵引负荷从电力贯通线取电时,存在瞬时性故障概率较高、须敷设专用线路、末端压降普遍以及用电成本高等一系列问题,因此从单相 27.5 kV 牵引母线侧获取

电能成为未来的重要趋势^[1]。为了保障铁路动力机械设备的正常用电,该方案中必然存在将单相转换为三相的过程。另外,当非牵引负荷从 27.5 kV 牵引母线侧取电时,所获取的单相交流电压易受牵引网电能质量影响,也将存在电压波动范围大、谐波含量复杂、电流污染等严重的电能质量问题^[1],影响所接负荷的正常运行,甚至产生通信信号中断、抢修进

度停滞等严重后果^[2-3]。

目前,针对单相供电地区存在三相用电需求的问题,主要有两种解决方案:1)通过对单相供电台区进行电力改造,将单相供电线路改造为三相供电线路;2)采用单相变三相变换设备或系统。由于地理环境及经济基础的限制,在单相供电地区重新架设三相电网将存在配电网造价高、运行维护成本高等问题^[4]。而单相变三相方案的投资较低,便于运输,可实现多用户之间的交替使用,能够很好地满足季节性用电需求,具有较高的经济性和灵活性。因此,采用单/三相变换方案成为解决单相供电台区三相用电问题的有效方案之一。

下面以“传统控制改进-新型拓扑提出-底层控制研究-协调控制设计”为主线,首先,从混合型单/三相变换系统的工作原理出发,对影响输出电压不平衡的因素进行分析,并针对由交直交变换器输出误差造成的不平衡度较高的问题,提出了一种改进控制策略;然后,针对电气化铁路沿线地区及偏远地区网侧存在的电能质量问题,在混合型单/三相变换系统的基础上,提出了一种计及光伏的具有电能质量综合治理能力的新型单/三相变换系统;最后,设计了相应的协调控制策略,通过控制系统在不同工况下工作模式的自动切换,保障单/三相变换系统的安全、稳定运行。

1 新型单/三相变换系统结构

所提出的新型单/三相变换系统结构如图 1 所示,主要包含串联变换器、并联变换器、光伏单元、储能单元、串联变压器及两相/三相变压器。由图 1 可知,光伏阵列通过 Boost 变换器并联接入交直交变

换器的直流侧,由于光伏模块不具有储存能量的功能,因此功率只能从光伏模块向中间直流侧单向流动。储能单元经双向 DC/DC 变换器与中间直流电容并联。在系统有多余能量时,储能单元可通过控制双向 DC/DC 变换器吸收多余能量,实现能量的定向存储;在系统存在能量缺额时,可通过控制双向 DC/DC 变换器发出能量,调节系统的功率平衡,以保证系统的稳定运行。

新型单/三相变换系统的核心就是并联变换器和串联变换器。并联变换器在混合型单/三相变换系统的基础上,与传统光伏并网逆变器结构进行了组合,在补偿供电侧谐波及无功电流的同时,也实现了光伏并网发电的功能;串联变换器结合 DVR 桥式结构,新增了一路输出,该路输出经串联变压器串联接入供电侧,对接入点电压进行补偿,从而保证后端负载的端口电压为理想的正弦波。此外,在供电网发生故障切出时,光储单元能够对中间直流电容进行充电,通过串联变换器向系统提供电压支撑,起到不间断电源的功能。

图 2 为所选用的交直交变换器的拓扑结构,即并联侧和移相侧均采用全控 H 桥结构。并联侧和移相侧背靠背连接,共用中间直流稳压电容,并在输出侧端口分别加入 L 滤波和 LC 无源滤波装置,目的是为了降低电流纹波及滤除高次谐波。其中: u_s 为网侧电压; i_{s1} 为并联侧输入电流; u_{dc} 为中间直流电压; u_β 和 i_β 为向平衡变压器 β 端口输出的电压、电流。

变换器并联侧并联接入供电侧,一方面起稳定中间直流电压和补偿谐波、无功电流的作用,一方面通过控制开关器件的通断,控制输出电压,将单相交

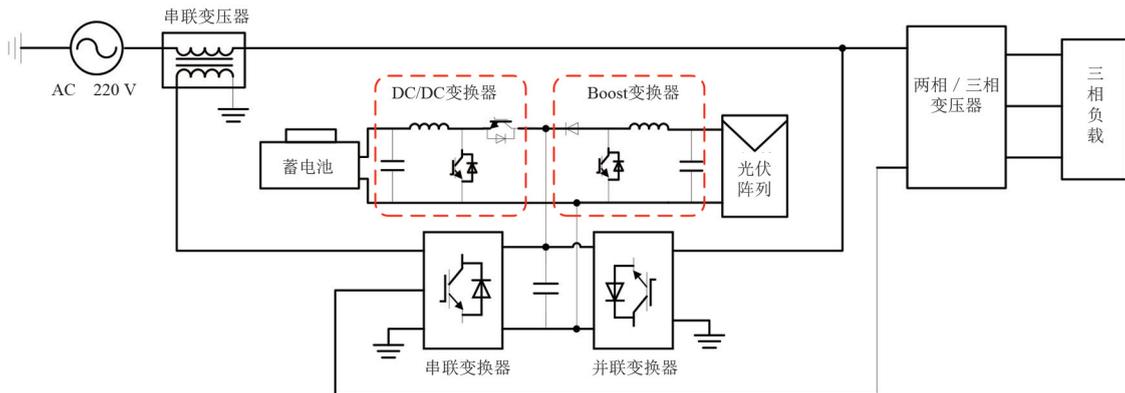


图 1 新型单/三相变换系统拓扑结构

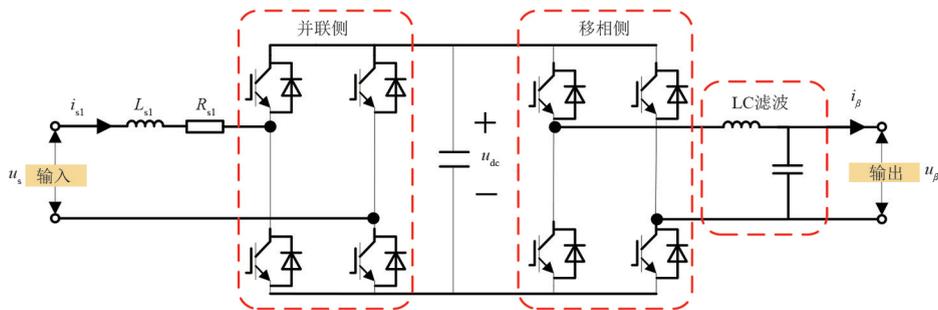


图 2 交直交变换器主电路

流电压 u_s 变换为稳定的直流电压 u_{dc} 。移相侧通过控制开关器件的通断,将中间直流电压变换为交流电,经 LC 无源滤波器向平衡变压器的 β 端口提供所需的移相电压。

当交直交变换器稳态运行时,中间直流侧电压维持恒定。此时,在不考虑功率损耗的情况下,并联侧从供电侧吸收与负载消耗等额的功率,保证系统的功率平衡。

2 移相电压误差补偿控制策略研究

2.1 移相电压误差补偿控制设计

由前述分析可知,在不考虑网侧电压 u_s 对输出电压的影响时,交直交变换器输出电压 u_β 的误差与系统输出电压的三相不平衡度成正比。移相变流器输出电压控制过程如下:1)经锁相环提取网压信号相位信息后,分别采用三角函数计算及有源低通滤波器滤波后得到目标幅值及相位信息,所得目标幅值与目标相位的单位正弦分量相乘后作为移相电压参考信号 u_β^* ;2)通过移相侧反馈控制环路对输出电压参考信号 u_β^* 进行跟踪,即可得到移相变流器输出电压 u_β 。

在以上控制过程中,输出电压参考信号 u_β^* 由网压信号的相位计算而成,而网压信号 u_s 的相位信息的提取过程中引入了锁相环。锁相环路通过相位对系统进行无频差跟踪,实际为相位负反馈系统,在锁相环路锁定后,必定存在一个固定的相位差,锁相环路的稳态相位差可表示为

$$\theta_e(\infty) = \arcsin \frac{\Delta\omega}{K} \quad (1)$$

式中: K 为环路锁定时的环路总增益; $\Delta\omega$ 为环路固有频差。由此可知,锁相环内部环路参数及输入信号决定了锁相环路的稳态相位差,当采用不同锁相

环或输入信号发生改变时,须计算并调整锁相环路输出信号的相差补偿。

此外,由于变换器输出电压经逆变控制反馈环路对输出电压参考信号进行跟踪,因此当系统稳定时必然存在稳态误差。根据终值定理,系统的稳态误差为

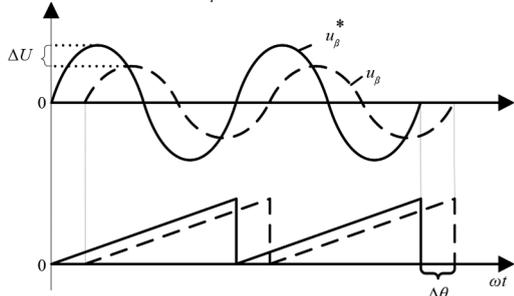
$$e_{ss} = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{sR(s)}{1 + G(s)H(s)} \quad (2)$$

式中: e_{ss} 为系统稳态误差; $R(s)$ 为输入信号; $G(s)$ 、 $H(s)$ 为系统开环传递函数。可以看出,反馈回路的稳态误差与系统输入信号 $R(s)$ 的形式、系统的结构及参数有关。当系统结构或参数发生改变时,反馈回路的稳态误差也会随之改变。

综上所述,实际应用过程中,移相侧控制过程中存在的非理想因素将会在移相电压 u_β 中引入误差,使得实际输出的移相电压 u_β 与参考电压 u_β^* 不能完全一致。

2.2 误差归一化处理

如图 3 所示,移相电压 u_β 的输出误差可分解为幅值和相位的误差,定义由前述非理想因素引起的移相电压 u_β 的幅值、相位误差分别为 ΔU 和 $\Delta\theta$ 。易知,当移相电压 u_β 存在输出误差时,其不同类型非理想环节中引起的累积误差可归一化为参考电压 u_β^* 与实际移相电压 u_β 的偏差。此时,幅值误差 ΔU

图 3 移相电压 u_β 输出误差归一化

和相位误差 $\Delta\theta$ 即为移相侧输出电压 u_β 实现完全补偿时所需的补偿量。

2.3 电压误差补偿思路

目前,对变换器输出误差补偿策略的研究通常是从单一非理想因素造成的误差出发开展研究,无法实现对移相电压误差的全补偿。为实现移相电压误差的完全补偿,提出一种基于电压重构的误差控制策略,其实现步骤如下:

- 1) 采集移相侧输出移相电压 u_β 。
- 2) 引入锁相环,经锁相环得到 u_β 的角频率及相位信息 θ_β ,并提取移相侧输出移相电压 u_β 的幅值 U_β 。
- 3) 将参考电压 u_β^* 的幅值 U_s 与移相侧输出移相电压 u_β 的幅值 U_β 做差,得到幅值误差 ΔU ; u_β^* 的相位 $\theta_s + \pi/2$ 与 θ_β 做差,得到相位误差 $\Delta\theta$ 。
- 4) 反馈所得到的幅值误差 ΔU 和相位误差 $\Delta\theta$,在参考电压 u_β^* 的基础上,生成重构的参考电压信号 u_{β}^* ,其表达式为

$$u_{\beta}^* = (U_s + \Delta U) \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{2} + \Delta\theta\right) \quad (3)$$

上述移相电压重构原理如图 4 所示。

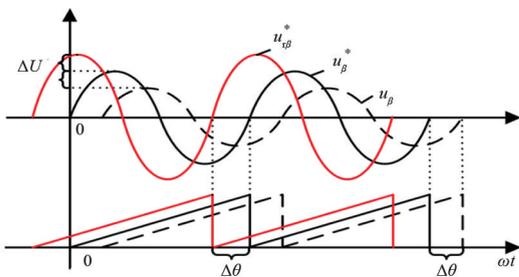


图 4 移相参考电压重构原理

由图 4 可知,上述步骤在原参考移相电压 u_β^* 的基础上,将各个环节的累积误差信息送入控制回路,对参考移相电压进行实时调整,使得 u_{β}^* 与 u_β^* 之间的关系如式(3)所示,从而实现输出电压误差的补偿。

2.4 电压误差预补偿控制方案设计

根据前述原理,可设计移相电压误差补偿控制框图如图 5 所示。其中,在重构参考电压 u_{β}^* 时所引入的锁相环(phase-locked loop, PLL)与传统方案的特性相同,因此在锁相过程中引入的误差也相同。由此易知,通过做差运算即可消除锁相误差对控制回路的影响。

图 5 中,在移相侧利用传统的参考电压提取方案的基础上,加入了移相电压 u_β 的幅值及相位信息的检测。对参考电压信号 u_β^* 与实际移相电压 u_β 的做差,可得到控制中任意非理想因素所造成的误差之和。将所得到的误差和馈入控制回路,即可得到重构后的参考电压 u_{β}^* 。再使移相侧的输出电压跟随参考电压 u_{β}^* ,即可实现输出电压误差的补偿。

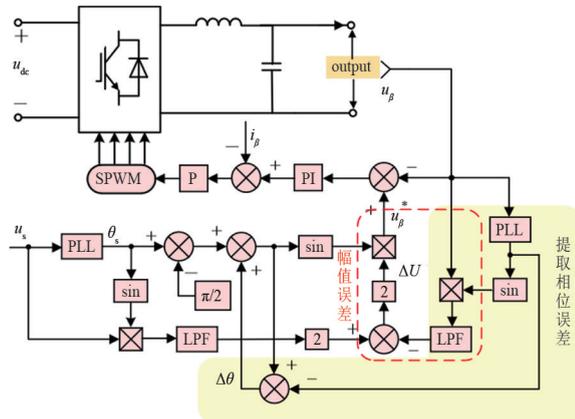


图 5 移相电压误差补偿控

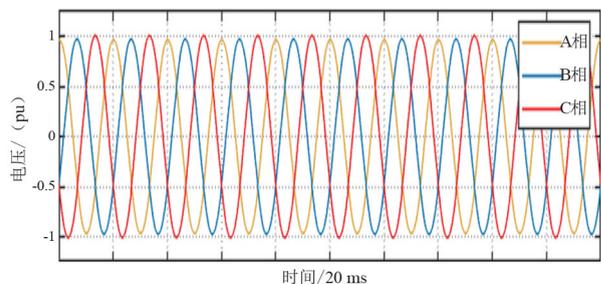
3 仿真结果与分析

为验证所提误差补偿控制策略的有效性,基于 Matlab/Simulink 仿真平台对该策略在理想网压和含有谐波网压的工况下分别进行仿真验证,仿真的基本参数如表 1 所示。电压基准值按照单相额定电压 220 V 选取。

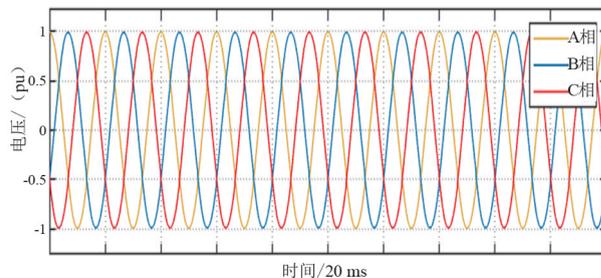
表 1 混合型单/三相变换系统关键电路

项目	参数
输入单相电压(50 Hz)/V	220
输出三相线电压(50 Hz)/V	380
中间直流参考电压/V	700
中间直流电容/ μF	5000
并联侧输入电感/mH	2
并联侧输入电阻/ Ω	0.2
移相侧滤波电感/mH	2
移相侧滤波电容/ μF	120

首先,对网侧电压理想情况下,传统控制及误差补偿控制策略进行仿真验证,传统控制及误差补偿控制下的三相电压波形分别如图 6(a)、(b) 所示。



(a) 传统控制



(b) 误差补偿控制

图 6 系统三相电压输出波形

对上述三相电压的不平衡度进行分析计算可知:在理想网侧电压条件下,变换器采用传统控制时,系统输出的三相电压不平衡度为 2.560%;采用误差补偿控制时,系统输出的三相电压不平衡度为 0.017%。

为了更直观地看出误差预补偿的控制效果,图 7 展示了在误差补偿控制下,变换器输出电压 u_{β} 、原参考电压信号 u_{β}^* 以及重构参考电压信号 u_{β}^* 的放大仿真波形。

由图 7 可知,在系统采用补偿控制时,重构参考电压信号 u_{β}^* 与原参考电压信号 u_{β}^* 之间存在误差。但由于 u_{β}^* 包含了误差补偿信息,实际输出的移相电压 u_{β} 与 u_{β}^* 的波形几乎完全一致,证明了所提误差补偿控制策略能实现电压误差的近似全补偿。

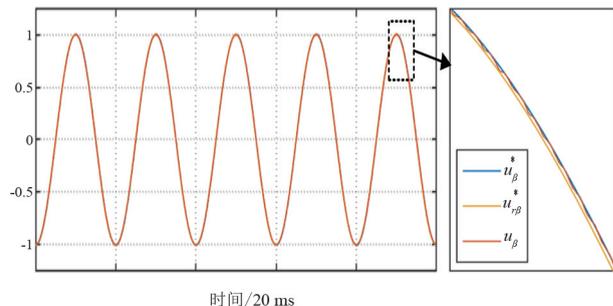
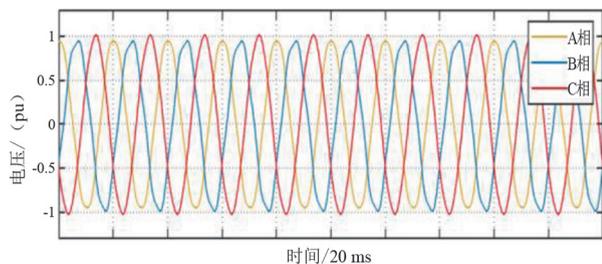
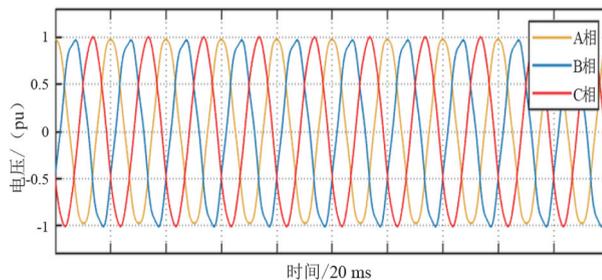


图 7 误差补偿控制下参考及实际输出移相电压波形

当在网侧注入总谐波畸变率 (total harmonic distortion, THD) 为 5% 的谐波电压时,变换器采用传统控制及误差补偿控制策略时的仿真波形如图 8 所示。



(a) 传统控制下三相输出电压波形



(b) 误差补偿控制下三相输出电压波形

图 8 单相网侧电压含有谐波时的仿真波形

对图 8(a)、(b) 所示的三相输出电压波形进行不平衡度分析,得到结果如表 2 所示。

表 2 输出三相电压不平衡度分析

控制策略	网侧电压	三相电压/V		不平衡度/%
		有功分量	无功分量	
传统控制	理想	305.06	7.818	2.563
	含谐波	304.98	7.852	2.575
误差补偿控制	理想	308.94	0.054	0.017
	含谐波	308.87	0.085	0.028

由表 2 可知,当变换器移相侧采用传统控制时,系统输出三相电压的不平衡度在理想网侧电压和含谐波网侧电压的条件下分别为 2.563% 和 2.575%,超过国家标准规定限值 2%;而当变换器移相侧采用所提误差补偿控制时,输出电压不平衡度在理想网侧电压和含谐波网侧电压的条件下分别为 0.017% 和 0.028%,远低于国家标准规定的限值。由此可证,所提误差补偿控制策略能有效降低系统输出电压的三相不平衡度。

4 动态响应功能仿真

为便于分析,在不考虑储能单元充放电的情况下对所提系统的动态响应功能进行验证,主要包含:单/三相电压变换功能、串联变换器双输出功能及电压补偿功能、并联变换器电流补偿及光伏功率传递

功能。仿真设定工作事件如表 3 所示。

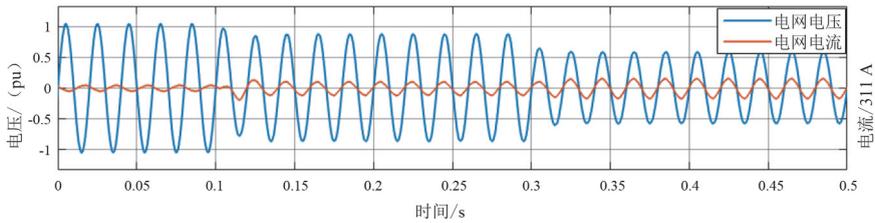
表 3 单/三相变换系统仿真的工作事件

时间/s	工作事件
0.1	三相负载侧并入负载 2 kW(不可控整流桥, $P_L \approx 6.2$ kW)
0.3	单相电网发生电压跌落 ($R_{MS} = 50$ V)

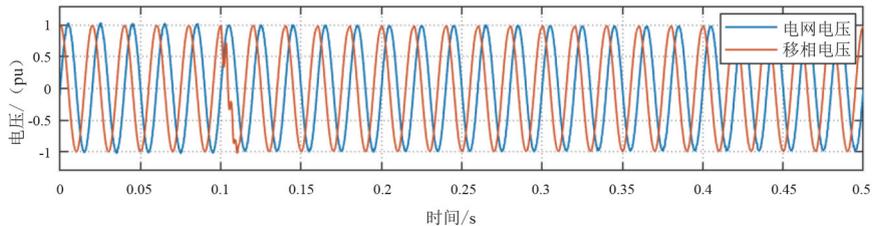
设定仿真时间为 0.5 s,初始阶段系统接入功率为 2 kW 的阻感性负载,且光伏单元运行于标准工况(光照强度为 1000 W/m²,工作温度为 25 °C)时最大输出功率约为 4.2 kW,仿真结果如图 9—图 11 所示。

图 9 展示了单/三相变换系统电压变换的电压电流仿真波形及负载电压的三相不平衡度曲线。在三相负载侧并入非线性负载时,三相负载侧电流的基波分量和谐波分量均增加,使得供电网线路中的电流增加,进而导致供电网压降增加,电压跌落至 0.85 pu 附近,移相电压在约 0.02 s 内恢复正常,负载端输出平衡的三相电压;当供电侧进一步发生 $R_{MS} = 50$ V 的电压跌落时,网侧电压跌落至 0.6 pu 附近。

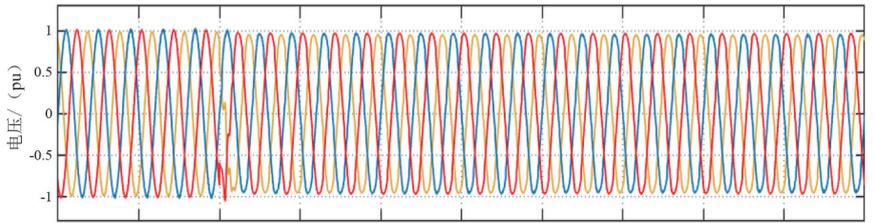
系统补偿网侧电压及电流的仿真波形如图 10



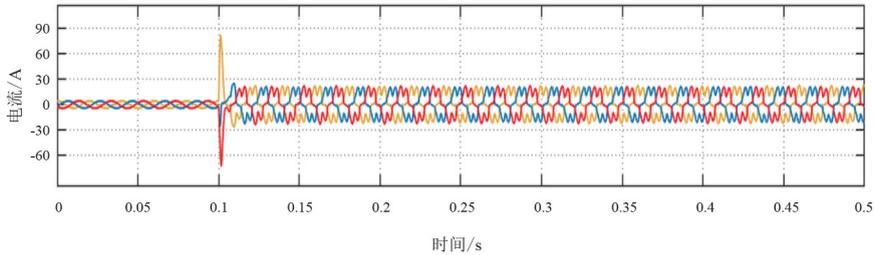
(a) 单相网侧电压、电流波形



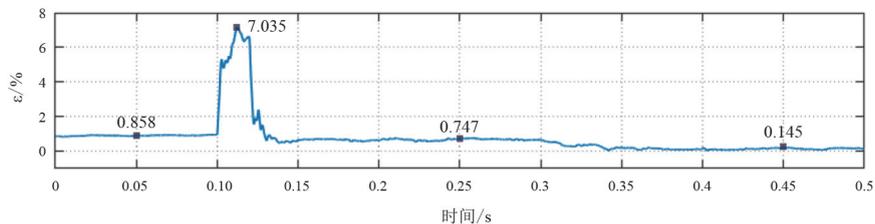
(b) 网侧电压及移相电压波形



(c) 三相负载电压、电流波形



(d) 电网电流补偿波形



(e) 电网电压补偿波形

图 9 单/三相变换系统电压变换仿真波形

所示。由图 10(a)可知,无论网侧电压 u_s 是低于还是高于额定电压,串联变换器都能迅速输出补偿电压 u_{dvr} ,使得 α 相端口电压 u_α 始终维持标称水平,并且在 u_{dvr} 变化过程中, u_β 始终输出稳定的正弦移相电压。

供电侧电流补偿波形如图 10(b)所示,在 0.1~0.5 s 期间系统负载侧接入非线性负载时,所产生的非线性电流分量通过逆 YNvd 平衡变压器传递到原边,使得原边 α 相电流 i_α 发生畸变。此时并联变换器在实现系统与供电网之间能量传递的基础上,同时向网侧提供了与 i_α 的非线性分量相等的补偿电流,消除了系统接入非线性负载时对供电网造成的谐波污染,使得供电侧电流为基本理想的正弦波,实现了对网侧电能质量的综合治理。

由图 11 所示的系统有功功率传递关系表明,在仿真过程中,光伏输出功率始终跟随最大输出点,约为 4.2 kW。在 0~0.1 s 期间,系统接入 2 kW 阻感性负载,此时 $P_{pv} > P_L$,光伏富余的功率通过并联变换器反送回供电网,此时网侧功率为负值;0.1~0.5 s 期间,由于负载侧并入了功率为 6.2 kW 的非线性负

载, $P_L > P_{pv}$,供电网与光伏单元共同为系统负载供能。在此过程中,系统能有效消纳光伏单元所发出功率。

通过仿真证明,所提新型单/三相变换系统能将单相变换为理想的三相电。在此基础上,由于所提系统能对供电侧的电能质量进行综合治理,使得原边 α 相电压始终处于标称水平,并避免系统对网侧电流造成污染。因此,所提系统能在单相网压偏离额定值、负载接入以及系统带非线性负载时均能实现单相电到三相电的变换。此外,该系统还能实现光伏能源的消纳作用,在一般情况下,光伏与供电网共同为负载供能;当光伏出力大于负载所需时,系统能将富余能量反送回供电网,实现光伏能源的有效利用。

5 结 论

上面从新型单/三相变换系统的拓扑结构及工作原理出发,以逆 YNvd 变压器为例,针对新型单/三

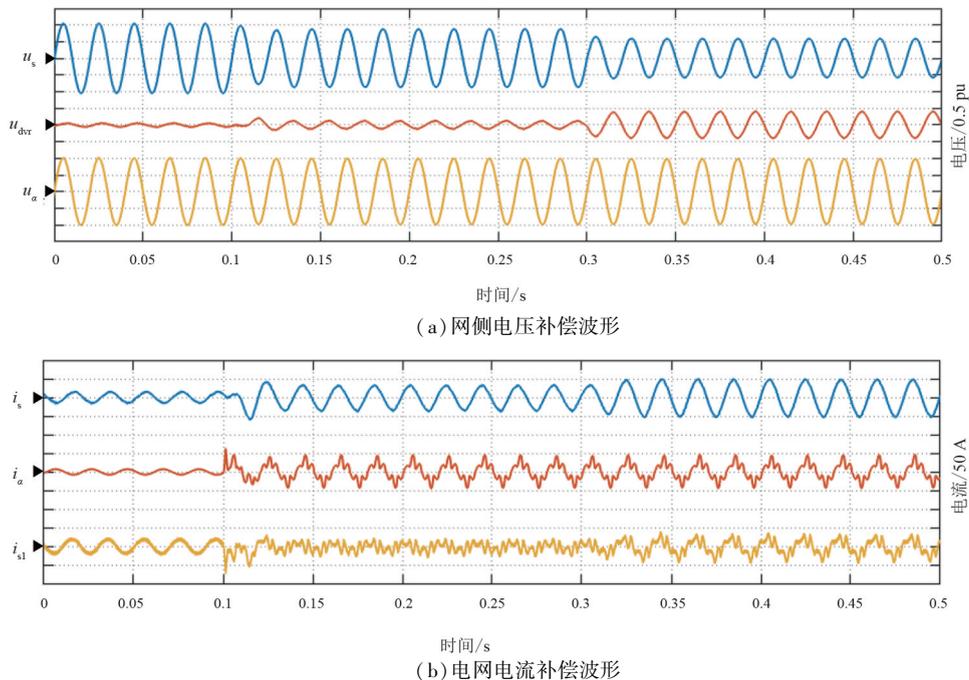


图 10 系统补偿网侧电压及电流的仿真波形

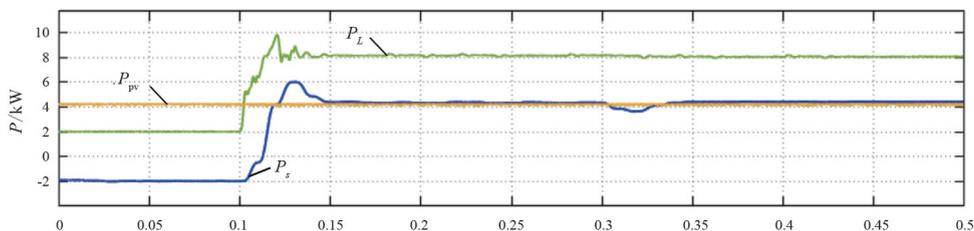


图 11 系统有功功率传递关系

(下转第 106 页)

基于频域反射法的受潮 10 kV 冷缩电缆 中间接头阻抗特性研究

李巍巍,刘 畅,张 华,罗 洋,宁 鑫,吴 驰

(国网四川省电力公司电力科学研究院,四川 成都 610041)

摘要:冷缩电缆中间接头受潮是造成其故障的重要原因之一。现有研究已表明,存在受潮缺陷的冷缩电缆中间接头阻抗特性会发生变化,通过频域反射法对整根电缆的阻抗不连续点进行检测,分析其阻抗特性可实现缺陷的定位与类型的判断。因此,开展受潮冷缩电缆中间接头阻抗特性的研究,可为电缆中间接头的受潮诊断提供理论依据与数据支撑。为此,对一根 10 kV 冷缩电缆中间接头样本开展加速受潮实验,采用反射系数谱测试仪定期检测其阻抗特性并进行研究。实验结果表明:随着受潮程度的增加,冷缩电缆中间接头阻抗不匹配峰幅值呈先减小后增大的趋势;对其时域反射波形进行恢复后发现,其时域波形的极性特征呈从“左正右负”到“左右持平”再到“左负右正”的变化情况。

关键词:冷缩电缆中间接头;受潮缺陷;阻抗特性;时域反射特征

中图分类号:TM 93 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0039-06

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240207

Research on Impedance Characteristics of Moistened 10 kV Cold-shrinkable Cable Intermediate Joints Based on Frequency Domain Reflection

LI Weiwei, LIU Chang, ZHANG Hua, LUO Yang, NING Xin, WU Chi

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

Abstract: Damping of intermediate joints of cold-shrinkable cable is one of the important reasons for its failures. The existing researches have shown that the impedance characteristics of intermediate joints of cold-shrinkable cable with damp defects will change. The impedance of whole cable can be detected by frequency domain reflection method, and after the analysis of its impedance characteristics, the defect can be located and the defect type can be determined. Therefore, conducting the research on impedance characteristics of intermediate joints of moistened cold-shrinkable cable can provide theoretical and data support for the diagnosis of moisture in cable intermediate joint. The accelerated moisture experiments on intermediate joint sample of a 10 kV cold-shrinkable cable is carried out, and then a reflection coefficient spectrum detection device is used to regularly detect and research its impedance characteristics. The experiment results show that as the degree of moisture increases, the reflection coefficient of cable intermediate joint shows a trend of first decreasing and then increasing. After restoring its time-domain waveform, it is found that its characteristics develop and change from "left positive and right negative" to "left and right balance" and then to "left negative and right positive".

Key words: cold-shrinkable cable joints; moisture defect; impedance characteristic; time domain reflection characteristic

0 引 言

电缆中间接头是电缆绝缘的薄弱环节,电缆附件绝缘失效是引发电力系统故障的主要原因^[1]。

基金项目:国网四川省电力公司科技项目(52199722000G)

由于中国南方夏季阴雨天气频繁,电缆长期运行于潮湿的环境中,外加还受到温度、机械等其他应力的影响,复合界面(硅橡胶与交联聚乙烯)处空腔会因为界面压力的变化而增多,进而加速水分的入侵导致电缆中间接头受潮,严重时甚至导致界面处的闪络^[2]。因此,了解电缆中间接头受潮特性,开展针

对受潮缺陷检测与识别方法的研究,将有利于运维人员及时采取相应的措施以确保电缆系统的稳定运行^[3-4]。

传统的绝缘受潮诊断方法包括绝缘电阻评估法和介质损耗因数评估法,但这两种方法均只适用于对电力设备整体绝缘的评估,而对于电缆这种长分布的电力设备,受潮的发生往往只是出现在局部区域,通过这两种方法无法诊断出电缆局部的受潮缺陷^[5-6]。所以,针对电缆受潮的定位与诊断的问题,目前主流的方法是采用基于传输线理论的时域反射法(time domain reflectometry, TDR)^[7]与频域反射法(frequency domain reflectometry, FDR)^[8-9]。传统的 TDR 方法注入信号的带宽相对较窄,且存在注入信号频率选取困难的问题。如果信号频率选取过高,信号容易在长距离传播中发生衰减以致无法被检测;但如果信号频率选取过低,信号在电缆中多次折反射可能导致信号波形的混叠,波形间的时间差无法被准确计算。因此 TDR 方法难以对轻微的受潮缺陷进行定位。FDR 方法则是向电缆中注入连续的扫频信号,对电缆中阻抗不连续的局部区域反应更加灵敏,因此如今被广泛地应用于电缆的缺陷定位与诊断领域^[10-11]。文献[8]以 FDR 定位谱中阻抗不匹配峰的幅值作为热缩电缆中间接头受潮判别的依据,幅值越大受潮程度越严重;但阻抗不匹配峰并不一定都是由受潮缺陷所造成的,其他类型的缺陷也有可能出现较大的阻抗不匹配峰,因此不能直接以阻抗不匹配峰幅值的大小作为受潮缺陷诊断的依据。文献[12]提出了一种基于时频域转换法的电缆中间接头受潮诊断方法,根据时域波形的极性和受潮缺陷进行诊断;但并未开展受潮的连续发展对阻抗特征影响的研究,且所提出的正常接头与轻微受潮的时域波形判据区分度较小,在实际测试中难以作为电缆中间接头受潮判别的依据。

综上所述,为了给 10 kV 冷缩电缆中间接头的受潮诊断提供更完整的理论依据与数据支撑,开展了针对不同受潮阶段电缆中间接头阻抗特性的研究。首先,制作真实电缆样本;然后,开展冷缩电缆中间接头加速受潮实验,定期通过反射系数谱测试仪对电缆中间接头的阻抗状态进行检测,并采用时域恢复法对频域信号进行处理,观察阻抗不匹配峰值与时域波形的变化情况。

1 实验设置

1.1 加速受潮实验

在现场条件,正常制作的冷缩中间接头具有较强的防水能力,水分入侵是一个较为缓慢的过程。而实际敷设电缆的沟道中常常出现积水较多的情况,接头外侧面面临较高的水压,且电缆长期工作于高温环境下。因此对制作的中间接头样本采取了通流加热与增加外部水压的方式进行加速受潮实验,实验平台如图 1 所示。

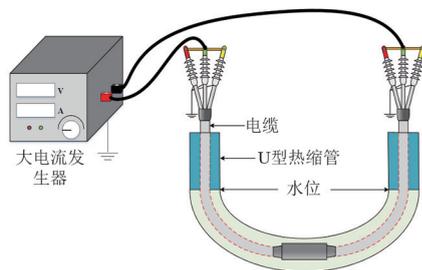


图 1 “U”型电缆加速受潮老化平台

图 1 中,电缆型号为 YJLV-8.7/10 kV-3×240 mm²,长 28 m,所用冷缩电缆中间接头采购于国内某主流电缆附件生产厂家,型号为 JLS-8.7/10 kV-3×240 mm²。平台搭建时,将样本两侧向中间弯曲,在保证接头部分水平的情况下将样本弯曲呈“U”型并固定;在接头外侧套入大口径热缩管,保证与电缆本体、冷缩接头留有足够空隙充水分;向热缩管内加入自来水至一定的水面高度(实验时水面高度为 1 m),保证底部接头处承受一定水压;使用热风枪将热缩管 U 型两端缩小至最小半径,并在外侧使用铁丝扎紧,防止水分挥发导致管内水面大幅度下降。

老化过程中,对各相缆芯施加 435 A 电流,并且为了模拟实际电缆线路负荷变化对附件的影响,参照 GB/T 18889—2002《额定电压 6 kV($U_m = 7.2$ kV)到 35 kV($U_m = 40.5$ kV)电力电缆附件试验方法》对整体回路施加热循环试验。具体方法为:在回路中通以额定电流加热导体,直到导体达到稳定温度 95 ℃(采用手持式红外远距离测温仪监测)。通流总时间为 4 h,让导体温度保持稳定 3 h,随后断开电流 4 h 自然冷却至与环境温度相差不超 10 ℃;一天进行 2 次热循环实验,持续 8 周时间。

1.2 基于反射系数谱的电缆阻抗不匹配点定位原理

根据传输线理论,在电缆长度较长或者测试频

率较高时,需要采用分布参数模型对电缆进行表示如图2所示,所用参数包含电缆单位长度电阻 R_0 、电感 L_0 、电导 G_0 和电容 C_0 ^[13]。

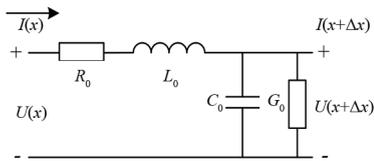


图2 电缆分布参数模型

假设电缆总长为 l ,距离电缆首端 x 处的电压 $U(x)$ 、电流 $I(x)$ 状态可由基尔霍夫电压定律与基尔霍夫电流定律列出。

$$\begin{cases} U(x) = U^+ e^{\gamma(l-x)} + U^- e^{-\gamma(l-x)} \\ I(x) = (U^+ e^{\gamma(l-x)} - U^- e^{-\gamma(l-x)})/Z_0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: U^+ 、 U^- 分别为电缆中正向电压与反向电压; Z_0 、 γ 分别为电缆的特性阻抗与传播系数。由式(1)可以看出,任意位置的电压可由测试首端至电缆末端方向传播的正向信号与电缆末端至测试首端方向传播的反向信号组成。 Z_0 、 γ 是电磁波在电缆中传播的固有特性与变化特性,其表达式可分别由式(2)和式(3)得出。

$$Z_0 = \sqrt{\frac{R_0 + j\omega L_0}{G_0 + j\omega C_0}} \quad (2)$$

$$\begin{cases} \gamma = \sqrt{(R_0 + j\omega L_0)(G_0 + j\omega C_0)} = \alpha + j\beta \\ \beta = \frac{\omega}{v} \end{cases} \quad (3)$$

式中: α 为衰减常数,表征电缆单位长度的信号幅值衰减特性; β 为相位常数,表征电缆单位长度的信号相位滞后特性; v 为电磁波在电缆中的传播速度。

由式(2)可看出,在高频条件下, $\omega L_0 \gg R_0$ 、 $\omega C_0 \gg G_0$, Z_0 的值由 L_0 、 C_0 决定,且近似为常数,即可由式(2)推导得到式(4)。

$$Z_0 = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \quad (4)$$

根据式(1)推导距离电缆首端 x 处的反射系数可表示为

$$\Gamma(x) = \frac{U^-}{U^+} e^{-2\gamma(l-x)} = \frac{Z_L - Z_0}{Z_L + Z_0} e^{-2\gamma(l-x)} \quad (5)$$

式中, Z_L 为负载阻抗。当电缆末端开路时($Z_L = \infty$),电缆首端($x=0$)可测得的反射系数表示为

$$\Gamma_0 = e^{-2\gamma(l)} = e^{-2\alpha(l)} e^{-j2\beta(l)} \quad (6)$$

通过欧拉公式对式(6)进行展开。

$$\Gamma_0 = e^{-2\alpha(l)} \left[\cos\left(2\frac{2\pi f}{v}l\right) - j\sin\left(2\frac{2\pi f}{v}l\right) \right] \quad (7)$$

对式(7)取实部得

$$\text{Re}(\Gamma_0) = e^{-2\alpha(l)} \cos\left(2\frac{2\pi f}{v}l\right) \quad (8)$$

式(8)中,将频率 f 看做自变量,首端反射系数实部存在有 $2l/v$ 的等效频率分量 f_l ,其值等效为入射信号从电缆首端至电缆末端往返的传播时间。同理,如果电缆中出现阻抗不连续段时,如图3所示,首端反射系数的实部中会出现类似如式(8)的频率分量 f_d ,即 $f_d = 2d/v$, d 为阻抗不连续段距离首端的长度。

因此,对于电缆阻抗不连续段的定位问题就可转换为对频率 f_d 的估计问题。对测试得到的反射系数谱的实部进行快速傅里叶变换(fast Fourier transform, FFT)可以获取其中的等效频率成分 f_d ,进而得到缺陷点对应的位置。

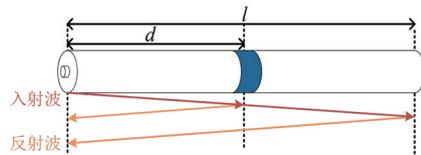


图3 含阻抗不连续点的电缆中波的传输

1.3 基于反射系数谱的电缆阻抗不匹配点检测方式

测试时,通过分叉线将反射系数谱测试仪与被测电缆进行连接,反射系数谱测试仪的输出端接于被测电缆缆芯,外壳与被测电缆的金属屏蔽层相接,根据所制样本的长度,测试信号频率范围设置为0.15~100 MHz,测试点数设置为3000点,测试接线如图4所示。

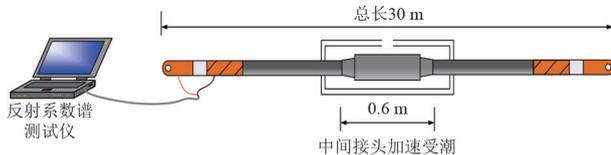


图4 含接头电缆中波的传输

测试所用分叉线的阻抗与电缆本体阻抗有明显的差异,因此在分叉线与电缆终端连接处会存在阻抗不匹配点,信号在此处会发生折反射从而影响信号的注入效率。然而,由于软质的分叉线在垂放时具有随机性导致分叉线的阻抗不为定值,因此该连接处的信号折返系数也有所不同,进而导致对同一根电缆的测试结果出现差异。

因此,为了避免分叉线的随机垂放对测试结果的影响,提高实验数据的可比性,每次测试时分叉线

的垂直姿态应尽可能保持一致。为此,采用了一种“圆规”式的夹具。圆规的两个支腿与分叉线的长度相等,通过胶带分别将两根分叉线固定于两支腿上,如图 5 所示。每次测试时通过控制圆规夹具的角度来控制分叉线的摆放位置,进而固定分叉线对测试结果影响。



图 5 “圆规”式测试夹具

2 受潮冷缩电缆中间接头阻抗特性特性

2.1 冷缩中间接头受潮阻抗不匹配峰幅值变化特性

受潮各阶段接头样本 FDR 定位谱图如图 6 所示,由于中间接头本身与电缆本体阻抗并不匹配,因此在接头位置将产生明显的定位峰值,该峰值体现了接头阻抗与本体阻抗不匹配程度。

图 6 中,接头测得位置为 16 m 左右,且随着受潮时间的增加,接头处 FDR 峰值不断变化,为了便于观察,将该峰值变化情况进行统计,结果如图 7 所示。

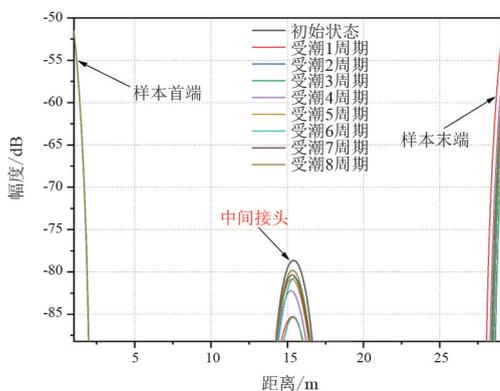


图 6 不同受潮时间接头 FDR 测试结果

从图 7 中可以看出,随着受潮周期数的增加,电缆中间接头处的阻抗不匹配峰的幅值呈现出先减小后增大的趋势。

这是由于 10 kV 冷缩电缆中间接头与电缆本体存在结构上的差异,其特性阻抗值在未受潮的状态

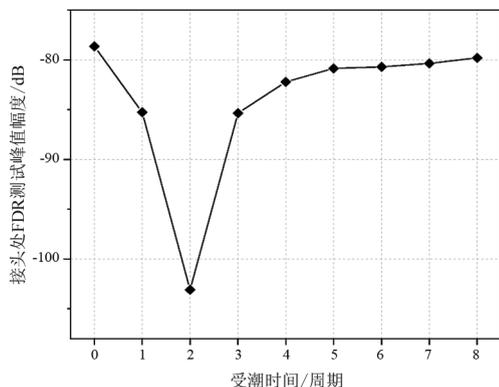


图 7 接头受潮过程 FDR 峰值

下便与电缆本体的特性阻抗有所不同,并且根据文献[12]中的电容测试结果,10 kV 冷缩电缆中间接头在未受潮时的电容要小于相同长度电缆的本体电容,所以在该初始状态下也会出现阻抗不匹配峰。

随着水分的入侵,电缆中间接头的电容值增大,根据式(4),受潮位置的阻抗减小。当受潮发展到第 1 个周期与第 2 个周期时,电缆中间接头的电容值与电缆本体的电容值差距缩小,阻抗不匹配程度减小,所以导致电缆中间接头处的阻抗不匹配峰的幅值也减小。

在受潮发展到第 3 个周期及以后,随着受潮程度进一步的加深,电缆中间接头的电容超过电缆本体的单位电容,相较于受潮发展到第 2 个周期的时候,中间接头处的阻抗不连续程度增加,进而导致电缆中间接头处的阻抗不匹配峰的幅值增大。但由于短期老化所导致的界面压力变化有限,界面处的空腔所能吸附的水分在该受潮老化实验中会趋于饱和,因此在受潮进行到第 6 周期后,电缆中间接头处的阻抗不匹配峰幅值的变化逐渐趋于平缓。

根据以上分析结果来看,冷缩电缆中间接头界面受潮导致的阻抗不匹配峰幅值变化并非单调,而是呈现出先减小后增大的趋势。但由于现场测试容易受到测试夹具与环境噪声的影响,每次测试的结果可能出现不同,进而导致阻抗不匹配峰幅值变化不能单一归结于缺陷点阻抗的变化,因此仅依靠接头不匹配峰的幅值大小变化很难做出对冷缩电缆中间接头受潮程度的准确判断。

2.2 基于恢复时域波形的冷缩电缆中间接头受潮阻抗特性

参考文献[12]中时域特征波形恢复技术,根据 FDR 测试结果,引入一个虚拟的时域入射波形 $s(t)$,然后计算得到虚拟的时域反射波形 $y(t)$,根据 $y(t)$

在电缆中间接头处的极性变化来对受潮的情况进行评估,计算方法为

$$y(t) = \text{IFFT}(\text{FFT}(s(t)) \Gamma) \quad (9)$$

式中:FFT 为快速傅里叶变换;IFFT 为逆快速傅里叶变换。

样本初始状态,受潮 1 个周期,受潮 2 个周期,受潮 3 个周期以及受潮 7 个周期冷缩电缆中间接头处的时域恢复波形如图 8 所示。

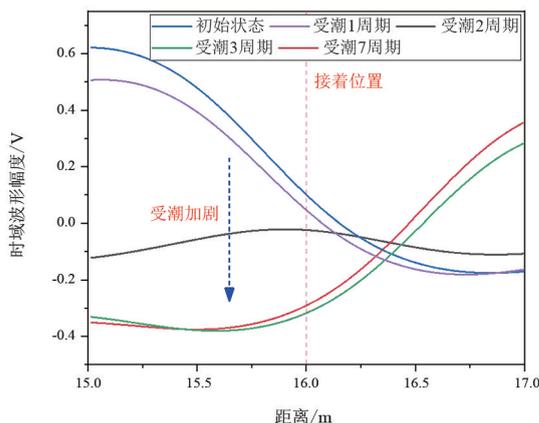


图 8 不同受潮时间接头处时域波形

由于实际接头具有一定长度,因此接头位置两侧呈现不同极性的时域波形。在初始状态与受潮一个周期时,冷缩中间接头电容小于本体电容,因此接头阻抗 Z_j 则大于本体阻抗 Z_0 ,根据接头处反射系数的计算式 $\rho_j = (Z_j - Z_0) / (Z_j + Z_0)$, ρ_j 大于 0,注入信号在接头位置处发生正反射,左侧波形极性为正,右侧波形为负,即“左正右负”。

受潮 2 个周期后,接头电容逐渐增加,阻抗逐渐减小,并接近于本体阻抗, ρ_j 趋近于 0,因此此时的时域波形在接头处的极性趋于一致,即“左右持平”。

到受潮第 3 个周期时,界面水分继续扩散导致接头电容继续增加并超过电缆本体电容,接头阻抗 Z_j 明显小于本体阻抗 Z_0 , ρ_j 小于 0,此时注入信号在接头位置处发生负反射,左侧时域波形极性变化为负,右侧变化为正,即“左负右正”,该现象与未受潮时存在本质上的不同。并且随着受潮的进一步发展,在发展到第 7 个受潮周期后,冷缩电缆中间接头处的时域波形仍保持为“左负右正”。

综上所述,在整个冷缩接头复合界面受潮过程中,由于接头处的阻抗与电缆的特性阻抗呈现先小于,再趋近,最后大于的变化关系,因此接头处时域波形呈现出由“左正右负”到“左右持平”再到“左负右正”的变化趋势。显然,若以“左负右正”作为受潮的判据,那么此时的受潮已处于较严重的状态,对

于长期处于浸水状态的中间接头应定期对其阻抗特性进行检测,关注接头处的阻抗不匹配峰的峰值与时域波形的极性变化,一旦发现峰值的下降与时域波形极性的减弱便可认为该处中间接头已处于受潮状态,进而应加强对其的监测或采取一些必要的措施。

3 结 论

为了给 10 kV 冷缩电缆中间接头的受潮诊断提供完善的理论与数据支撑,上面对真实电缆附件样本开展了加速受潮实验,并采用反射系数谱检测装置对其定期检测,研究了其各阶段的阻抗特性,结论如下:

1) 10 kV 冷缩电缆中间接头处阻抗不匹配峰的幅值随受潮程度的增加呈现出先减小后增大的趋势;

2) 10 kV 冷缩电缆中间接头阻抗不匹配峰处对应的时域波形随受潮程度的增加呈现出由“左正右负”到“左右持平”再到“左负右正”的变化趋势;

3) 对于长期处于浸水状态的 10 kV 冷缩中间接头应定期对其阻抗特性进行检测,一旦发现峰值的下降与时域波形极性的减弱便可认为该处中间接头已处于受潮状态,进而加强对该中间接头的观测或采取必要的措施。

参考文献

- [1] 吴明祥, 欧阳本红, 李文杰. 交联电缆常见故障及原因分析[J]. 中国电力, 2013, 46(5): 66-70.
- [2] 王子康, 周凯, 朱光亚, 等. 冷热循环单周期内电缆附件 XLPE-SiR 界面局部放电演变特性研究[J/OL]. 中国电机工程学报: 1-10 [2023-03-20]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2107.TM.20220525.1805.004.html>.
- [3] 周远翔, 赵健康, 刘睿, 等. 高压/超高压电力电缆关键技术分析与展望[J]. 高电压技术, 2014, 40(9): 2593-2612.
- [4] International Electrotechnical Commission. High-voltage test techniques: partial discharge measurements; IEC 60270 [S]. Geneva, Switzerland; International Electrotechnical Commission, 2015.
- [5] 李伟, 吴麟琳, 张幸, 等. 交联聚乙烯电缆的老化及其诊断方法研究进展[J]. 绝缘材料, 2016, 49(11): 36-44.
- [6] 罗俊华, 马翠姣, 邱毓昌, 等. 35 kV 及以下 XLPE 电力电缆试验方法的研究[J]. 电网技术, 2000, 24(12): 58-61.

- [7] 杨帆, 曾莼, 阮羚, 等. 中压交联电缆接头复合界面受潮缺陷的诊断方法研究[J]. 高压电器, 2014, 50(5): 1-5.
- [8] 李蓉, 周凯, 万航, 等. 基于频域反射法的 10 kV 配电电缆中间接头受潮定位[J]. 电网技术, 2021, 45(2): 825-832.
- [9] 徐兴全, 桂媛, 姚玉海, 等. 基于 Nuttall 自卷积窗的 10 kV 配电电缆中间接头定位改进方法[J]. 中国电力, 2021, 54(4): 26-32.
- [10] OHKI Y T, YAMADA T, HIRAI N. Diagnosis of cable aging by broadband impedance spectroscopy[C]. 2011 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, IEEE, 2011:24-27.
- [11] NOROUZI Y, BRAUN S, Frohne C, et al. Effect of cable joints on frequency domain analysis [C]. 2018 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena(CEIDP), IEEE, 2018:288-292.
- [12] 王子健, 周凯, 朱光亚, 等. 基于时频域转换法的配电网电缆冷缩中间接头受潮诊断[J]. 高电压技术, 2022, 48(6): 2178-2186.
- [13] CLAYTON R P. Analysis of Multiconductor Transmission Lines [M]. Hoboken: Wiley, 1994.

作者简介:

李巍巍(1984),女,博士,高级工程师,研究方向为电气设备状态监测评估、电力电缆击穿、老化及故障诊断技术。

(收稿日期:2023-07-12)

(上接第 10 页)

所有非线性状态(包括触发角、换相重叠角、直流侧电流和相电压)线性化,以推导出 LCC 在 dq 坐标系下的阻抗模型,提高了建模的准确性。

参考文献

- [1] 李明节. 大规模特高压交直流混联电网特性分析与运行控制[J]. 电网技术, 2016, 40(4): 985-991.
- [2] 佚名. 《能源发展“十三五”规划》介绍(二)[J]. 能源与节能, 2017(7): 1.
- [3] 汤涌, 郭强, 周勤勇, 等. 特高压同步电网安全性论证[J]. 电网技术, 2016, 40(1): 97-104.
- [4] HAMMAD A E. Analysis of second harmonic instability for the Chateaugay HVDC/SVC scheme [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1992, 7(1): 410-415.
- [5] 贺永杰, 向往, 赵静波, 等. 一种用于 LCC-HVDC 系统小干扰稳定性分析的改进动态相量模型[J]. 电网技术, 2021, 45(4): 1417-1428.
- [6] PERSSON E V. Calculation of transfer functions in grid-controlled converter systems. With special reference to h.v. d.c. transmissions [J]. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, 1970, 117(5): 989-997.
- [7] OSAUSKAS C M, HUME D J, WOOD A R. Small signal frequency domain model of an HVDC converter[J]. IEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution, 2001, 148(6): 573-578.
- [8] OSAUSKAS C M, WOOD A R. Small-signal dynamic modeling of HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2003, 18(1): 220-225.
- [9] DETOLEDO P F, ANGAUIST L, NEE H P. Frequency domain model of an HVDC link with a line-commutated current-source converter. Part 1: fixed overlap [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2009, 3(8): 757-770.
- [10] QI Yi, ZHAO Huanfeng, FAN Shengtao, et al. Small signal frequency-domain model of a LCC-HVDC converter based on an infinite series-converter approach [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(1): 95-106.
- [11] 李至峪. 考虑电压动态过程的交直流混合系统小信号建模方法研究与应用[D]. 北京: 华北电力大学, 2021.
- [12] 曾靖茹. 电流互感器在线校验系统的信号处理方法研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2019.
- [13] 倪以信. 动态电力系统的理论和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002
- [14] CHEN X, MA J P, WANG S L, et al. An accurate impedance model of line commutated converter with variable commutation overlap [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(1): 562-572.
- [15] 徐龙. 锁相环动态影响交直流系统小干扰稳定性研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2019
- [16] 宋鹏程. 高压柔性直流换流系统建模方法及传导电磁干扰特性研究[D]. 济南: 山东大学, 2021.
- [17] 鲁晓军. 柔性直流电网小信号建模及稳定性分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2018.
- [18] WANG X F, HARNEFORS L, BLAABJERG F. A unified impedance model of grid-connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 33(2): 1775-1787.

作者简介:

张纯(1985),男,硕士,高级工程师,研究方向为电网控制与保护;

李小鹏(1987),男,博士,高级工程师,主要研究方向为电力系统保护与控制;

戚清儿(2000),女,硕士研究生,研究方向为电力电子技术;

王顺亮(1987),男,博士,副教授,博士研究生导师,研究方向为直流输电与电力电子。

(收稿日期:2023-08-14)

小电流接地系统间歇性弧光接地过电压 影响因素分析

姜磊, 石勇, 李宇琦

(南京南瑞继保电气有限公司, 江苏 南京 211102)

摘要: 弧光接地过电压作为小电流接地系统中最常见的内部过电压之一, 对电力系统的安全稳定运行产生巨大威胁。弧光过电压的产生往往伴随着间歇性, 通过分析间歇性弧光过电压的暂态特征以及影响因素能够为防治该现象提供必要的参考。为此, 考虑了包括电弧重燃时刻、燃弧时长、熄弧时长、电弧电阻在内的几个不同影响因素, 通过搭建中性点不接地系统的仿真平台分析间歇性弧光接地过电压的暂态特征, 并对比各影响因素的作用程度。结果表明在中性点不接地系统的间歇性接地能够产生明显的过电压, 并且过电压的幅值主要受重燃时刻和电弧电阻影响, 而燃弧时长、熄弧时长对过电压幅值影响较小。

关键词: 小电流接地系统; 弧光过电压; 间歇性; 影响因素

中图分类号: TM 864 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2024)02-0045-06

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240208

Analysis of Influencing Factors on Intermittent Arc Grounding Overvoltage in Small Current Grounding System

JIANG Lei, SHI Yong, LI Yuqi

(NR Electric Co., Ltd., Nanjing 211102, Jiangsu, China)

Abstract: As one of the most common internal overvoltages in small current grounding system, arc grounding overvoltage poses a great threat to the safe and stable operation of power system, and the generation of arc overvoltage is often accompanied by intermittency. The analysis of transient characteristics and influencing factors of intermittent arc overvoltage can provide a necessary reference for preventing and controlling this phenomenon. For this reason, several different influencing factors are considered, including arc reignition time, arc duration, arc extinction time and arc resistance. By building a simulation platform for ungrounded neutral system, the transient characteristics of intermittent arc grounding overvoltage are analyzed, and the effects of various influencing factors are compared. The results show that the intermittent grounding in ungrounded neural system can produce obvious overvoltage, and the magnitude of overvoltage is mainly affected by the reignition time and arc resistance, while the arc duration and arc extinction time have little influence on the magnitude of overvoltage.

Key words: small current grounding system; arc overvoltage; intermittency; influencing factors

0 引言

当前小电流接地系统广泛地应用于 6~66 kV 配电网中, 其主要优点是当系统发生单相接地故障时, 因故障电流为幅值较小的系统分布电容电流且线电压保持对称, 系统可以继续运行一段时间, 保证供电可靠性。但随着电网线路增多、加长, 系统对地

分布电容增加, 单相接地故障电流越来越大, 导致许多瞬时的单相接地故障不能自动灭弧, 电弧在故障点不断重燃和熄灭。这种间歇性的电弧容易引起系统中电磁能量振荡, 在故障相和非故障相上产生严重的暂态过电压, 威胁系统的安全稳定运行^[1-2]。

现有针对间歇性弧光过电压的研究, 一方面集中在电弧模型的建立以及其暂态特征的研究, 主要采用“黑盒模型”进行建模^[3], 将电弧视为一个“黑

盒”,忽略电弧内部复杂的物理过程,利用试验确定电弧内部特性参数随电弧状态的变化规律,进而建立电弧模型。如文献[4]建立了基于 Mayr 电弧模型和 Cassie 电弧模型的组合电弧模型;文献[5]建立了基于 Mayr 的动态电弧模型;文献[6]建立了基于 Schwarz 和控制论的电弧仿真模型。另一方面是进行了大量弧光过电压的实测和仿真研究,实测中发现过电压的最大倍数不超过 3.4 pu^[7]。在影响过电压因素的研究中,文献[8-10]仿真定性地分析了系统参数、重燃次数、失谐度等对过电压的影响;但对弧光过电压的间歇性随机特征考虑不足,主要以电弧在故障相幅值最大时重燃、电流过零时熄灭为前提条件进行了分析。

在上述研究的基础上,下面针对弧光过电压的间歇性随机特征,进一步充分考虑间歇性弧光接地发展过程中的不同影响因素,通过建立中性点不接地的小电流接地系统,定量地分析弧光过电压在不同电弧重燃时刻、燃弧时长、熄弧时长、电弧电阻等因素作用下呈现的特性,量化过电压峰值和倍数,对各因素的影响结果进行对比,以期确定影响过电压产生的关键因素。

1 基于工频熄弧理论的间歇性弧光过电压产生机理分析与仿真实验

对间歇性弧光过电压的机理研究主要建立在高频熄弧理论和工频熄弧理论,其区别在于熄弧的时刻不同。前者认为电弧在高频电流过零时熄弧,而后者认为在工频电流过零时熄弧^[1,11]。其中工频熄弧的结果更符合实际^[12],因此下面以工频熄弧理论分析间歇性弧光过电压的产生机理。

1.1 间歇性弧光过电压理论分析

根据图 1 所示的中性点不接地系统等效电路,分析工频熄弧理论下间歇性弧光过电压产生过程。

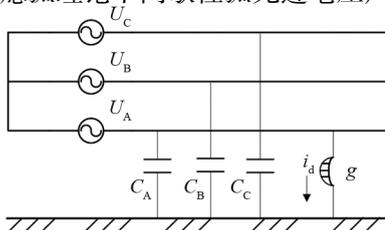


图 1 中性点不接地系统等效电路

图中三相对地电容对称 $C_A = C_B = C_C = C_0$, C_0 为单相对地电容,假设 A 相发生间歇性弧光接地, g 为接地电弧, i_d 为工频接地电流,过电压产生的过程如图 2^[13] 所示。

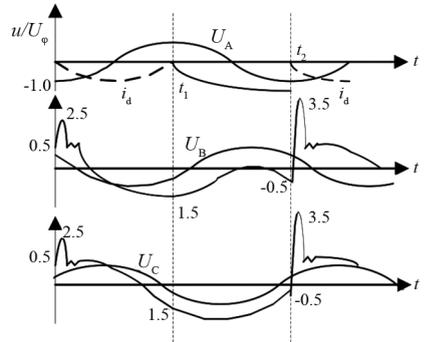


图 2 间歇性弧光过电压产生过程

1) $t=0$ 时,假设 A 相在额定电压峰值 $-U_\phi$ 时刻发生接地故障,非故障相在振荡过程中产生的过电压为 2 倍稳态值减去初始值,即为

$$U_B = U_C = 2 \times 1.5U_\phi - 0.5U_\phi = 2.5U_\phi \quad (1)$$

2) 经过半个工频周期,即 $t=t_1$ 时,接地电流过零电弧熄灭,电压恢复对称运行,B 相和 C 相的电压为 $-1.5U_\phi$ 。此时总的电荷在三相电容之间平均分配,形成三相电压的直流分量 U_D 。

$$U_D = \frac{Q}{3C_0} = \frac{-3C_0U_\phi}{3C_0} = U_\phi \quad (2)$$

在电弧熄灭后,各相稳态对地电压是由各相电源电压和所产生的直流分量叠加而成。

3) 再经过半周,即 $t=t_2$ 时,非故障相的电压为 $-0.5U_\phi$,故障相电压为 $-2U_\phi$,电弧重燃会使得非故障相的电压由初始值趋向于 $1.5U_\phi$,在该过渡过程中产生过电压,即

$$U_B = U_C = 2 \times 1.5U_\phi - (-0.5U_\phi) = 3.5U_\phi \quad (3)$$

通过上述理论分析可见,在工频熄弧理论下非故障相上过电压可能最高达 3.5 倍额定电压,故障相上过电压最高达 2.0 倍额定电压。

1.2 间歇性弧光过电压仿真实验

图 3 为典型 10 kV 配电网系统,共 4 条电缆出线,中性点采用不接地方式,系统电容电流约为 60 A。搭建基于 PSCAD 的仿真平台,模拟在出线 L_4 上发生间歇性弧光接地故障。

以工频熄弧理论为基础,假设在 A 相额定电压峰值时发生接地故障,经历 4 次燃弧、3 次熄弧后形成稳定的接地故障。由于电弧重燃的物理过程是系统恢复电压大于介质强度使绝缘击穿发生电弧接

地,否则电弧熄灭接地消失^[14]。因此采用开关S的闭合和断开模拟每半周的电弧重燃接地和熄灭接地消失。

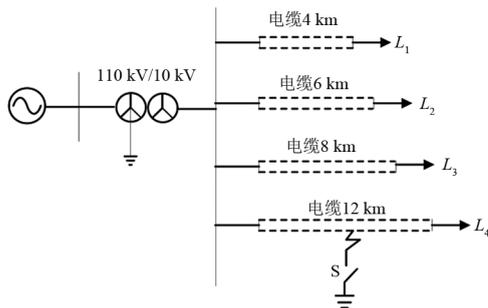


图3 10 kV中性点不接地系统仿真模型

此外,考虑恢复电压大于介质强度时就会造成绝缘击穿产生接地,因此在重燃时刻的选择上,主要考虑在电压峰值时最容易造成绝缘击穿,故选取电压峰值的时刻作为燃弧时刻。同样地,电流短暂过零期间,电弧输入能量为0,弧隙温度降低给熄弧创造了有利的条件,因此仿真时选取电流过零点时熄弧。表1为仿真中每次燃弧和熄弧时刻。

表1 燃弧和熄弧时刻仿真设置 单位:s

燃弧和熄弧阶段	燃弧时刻	熄弧时刻
第1次	0.915	0.925
第2次	0.935	0.945
第3次	0.955	0.965
第4次	0.975	—

图4为仿真得到的整个间歇性弧光接地过程中三相电压的变化情况。从图中可见,每次电弧重燃时系统均会发生振荡,进而引起过电压的产生。其中首次接地时,非故障相在暂态过程中产生过电压,C相电压可达17.16 kV。半周后电弧熄灭,三相电压短暂地恢复为正弦性,并且由于电荷的重新分配导致的直流分量使得三相电压波形整体下移。在0.935 s第2次燃弧后,非故障相的过电压达到

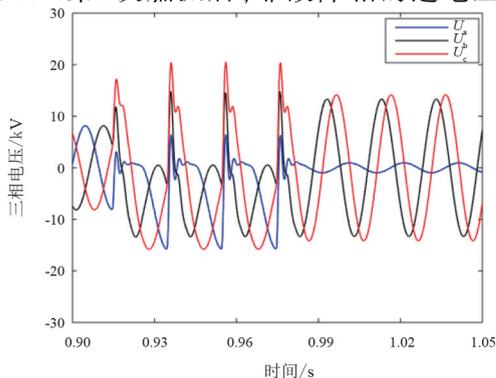


图4 间歇性弧光过电压波形

20.45 kV,同样地在熄弧后三相电压呈整体下移特性。此后每次燃弧后过电压暂态过程相似,过电压幅值基本保持不变。而在后期稳定的电弧接地阶段,非故障相电压接近线电压,其过电压倍数较间歇性燃弧期间相对较小。

表2为整个间歇性弧光接地期间各相电压所产生的过电压峰值与过电压倍数,其中过电压倍数基准值为 $10\text{ kV} \times \sqrt{2} / \sqrt{3}$,即8.165 kV。

表2 间歇性弧光接地过程中三相过电压

燃弧阶段	过电压峰值/kV(过电压倍数/(pu))		
	$ U_A $	$ U_B $	$ U_C $
第1次至第2次期间	15.79(1.93)	13.37(1.63)	17.16(2.10)
第2次至第3次期间	15.78(1.93)	15.83(1.91)	20.45(2.51)
第3次至第4次期间	15.74(1.93)	14.53(1.77)	20.56(2.52)
第4次燃弧后	0.95(0.12)	13.23(1.62)	13.58(1.66)

由表2可见,仿真得到的间歇性弧光接地过电压的产生过程与理论分析结果相符,但考虑到泄露、衰减和相间电容的影响,仿真下三相过电压略小于理论分析的结果。

2 考虑不确定性影响因素的间歇性弧光接地过电压仿真分析

基于工频熄弧理论的间歇性过电压本质上是一种简化分析,理想地假定故障发生在电压峰值时刻,并在电流过零点时电弧熄灭。而实际上,间歇性弧光接地的过程由于受电弧部分介质及大气条件等因素的影响,电弧的重燃和熄灭具有一定的随机性。现有的实测表明^[15],电弧重燃和熄灭的现象也不完全遵从周期性的半周规律。

为了更全面地了解不同影响因素下间歇性弧光接地过电压的特征,下面将过电压峰值和倍数作为衡量指标,对比电弧重燃时刻、燃弧时长、熄弧时长、电弧电阻4个影响因素下的仿真结果。

2.1 重燃时刻对间歇性弧光过电压影响

受介质绝缘恢复速度影响,电弧在首次熄灭后并不一定在电压峰值时刻,介质就有可能被击穿造成电弧重燃。为考虑电弧重燃时刻对间歇性弧光过电压的影响,改变第2次电弧重燃时刻分析过电压的特征。

仍假设在A相电压负半波最大值时($t=0.195\text{ s}$)发生单相接地故障,工频电流第1次过零点时熄弧。

仿真中设置如表 3 所示的不同电弧重燃时刻下的间歇性接地过程。

表 3 考虑重燃时刻的仿真设置 单位:s

仿真情形	第 1 次燃熄弧时刻		第 2 次燃熄弧时刻		重燃时刻
	燃弧	熄弧	燃弧	熄弧	
案例 1	0.915	0.925	0.932	0.945	0.932
案例 2	0.915	0.925	0.933	0.945	0.933
案例 3	0.915	0.925	0.934	0.945	0.934
案例 4	0.915	0.925	0.935	0.945	0.935

表 4 考虑重燃时刻下第 2 次重燃时三相过电压

重燃时刻/s	过电压峰值/kV(过电压倍数/(pu))		
	$ U_A $	$ U_B $	$ U_C $
0.932	12.03(1.47)	18.06(2.21)	14.84(1.82)
0.933	14.01(1.71)	18.19(2.23)	15.94(1.95)
0.934	15.33(1.88)	17.16(2.10)	18.92(2.32)
0.935	15.80(1.93)	15.84(1.94)	20.45(2.51)

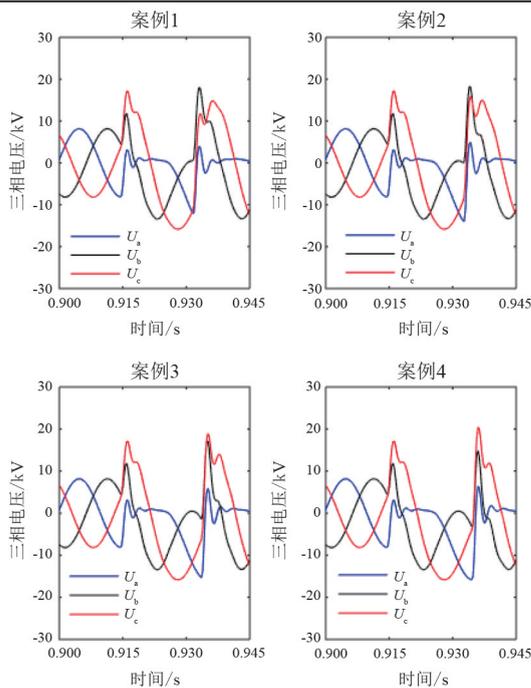


图 5 不同重燃时刻下三相电压波形

图 5 显示了 4 种重燃时刻下间歇性接地过程中三相电压波形,表 4 列出了不同重燃时刻下第 2 次重燃时三相电压的峰值和过电压倍数。可见过电压的峰值对于重燃时刻的变化较为敏感,随着重燃时刻越来越靠近故障相峰值时($t=0.935$ s),第 2 次重燃时导致的过电压越明显,其中对于非故障相 C 相,过电压峰值由重燃时刻 0.932 s 下的 14.84 kV 变化至 0.935 s 下的 20.45 kV,达到 2.51 倍的过电压倍数,相对升高了 37.8%。

2.2 燃弧时长对间歇性弧光过电压影响

实际电网中电弧可能不会在发生接地故障后电流第 1 次过零点时熄灭,而是会持续燃烧一段时间,经过几个周期后才熄弧,即电弧燃烧时长存在不确定性。为分析电弧燃烧时长对间歇性弧光过电压的影响,通过仿真设置第 1 次接地后电弧熄灭时刻,模拟不同的电弧燃烧时长。假设在 A 相电压峰值时发生接地,经过不同燃弧时长后熄灭,并在熄弧后的下一个电压峰值时刻发生重燃。仿真中模拟的间歇性接地过程如表 5 所示。

表 5 考虑电弧燃烧时长的仿真设置 单位:s

仿真情形	第 1 次燃熄弧时刻		第 2 次燃熄弧时刻		燃弧时长
	燃弧	熄弧	燃弧	熄弧	
案例 5	0.915	0.925	0.935	0.945	0.01
案例 6	0.915	0.935	0.945	0.955	0.02
案例 7	0.915	0.945	0.955	0.965	0.03
案例 8	0.915	0.955	0.965	0.975	0.04
案例 9	0.915	0.965	0.975	0.985	0.05
案例 10	0.915	1.015	1.025	1.035	0.10

图 6 为上述不同燃弧情况下间歇性接地过程中三相电压波形,可见若第 2 次重燃时故障相电压相位与第 1 次接地时相位相同时(同为电压负半波峰

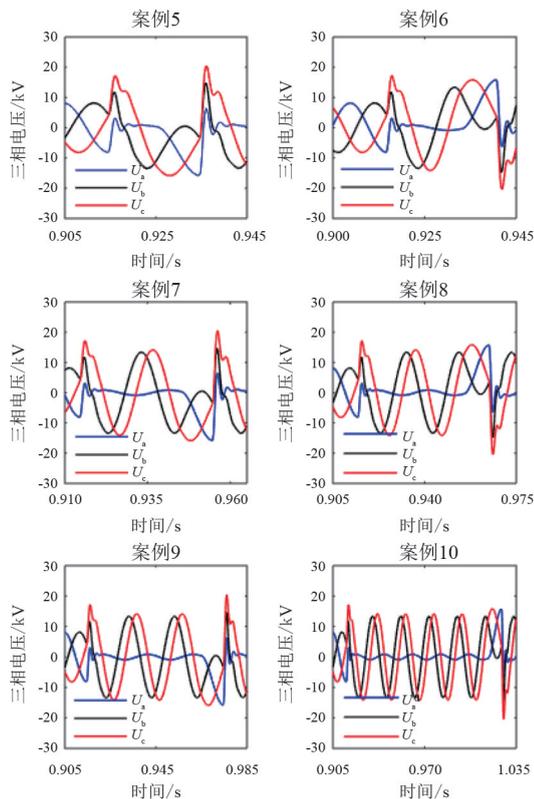


图 6 不同燃弧时长下三相电压波形

值,燃弧时长为 0.01 s、0.03 s、0.05 s),其电压整体向上移。如两次相位相反(第 2 次重燃发生在正半波峰值,燃弧时长为 0.02 s、0.04 s、0.10 s),则第 2 次重燃时电压呈下移趋势。

根据表 6 的第 2 次重燃时各相电压的峰值和过电压倍数可见,非故障相最大峰值电压可超过 20 kV。此外,尽管随着燃弧时长的改变,但对第 2 次重燃时过电压的值影响不大。

表 6 考虑燃弧时长下第 2 次重燃时三相过电压

燃弧时长/s	过电压峰值/kV(过电压倍数/(pu))		
	$ U_A $	$ U_B $	$ U_C $
0.01	15.80(1.93)	15.78(1.94)	20.45(2.51)
0.02	15.79(1.93)	15.79(1.93)	20.44(2.50)
0.03	15.83(1.93)	15.78(1.93)	20.58(2.52)
0.04	15.82(1.94)	14.84(1.82)	20.46(2.51)
0.05	15.80(1.93)	14.85(1.82)	20.44(2.50)
0.10	15.82(1.93)	14.84(1.81)	20.46(2.50)

2.3 熄弧时长对间歇性弧光过电压影响

电弧在熄灭后可能不是在下一个电压峰值时重燃,而是经过若干个周期后重燃。为分析熄弧时长对间歇性过电压的影响,仿真中仍假设在 A 相电压负半波峰值时发生接地,经半个周期后熄弧,经过如表 7 所示的不同熄弧时长后发生第 2 次重燃。

表 7 考虑电弧燃烧时长的仿真设置 单位:s

仿真情形	第 1 次燃熄弧时刻		第 2 次燃熄弧时刻		燃弧时长
	燃弧	熄弧	燃弧	熄弧	
案例 11	0.915	0.925	0.935	0.945	0.01
案例 12	0.915	0.925	0.945	0.955	0.02
案例 13	0.915	0.925	0.955	0.965	0.03
案例 14	0.915	0.925	0.965	0.975	0.04
案例 15	0.915	0.925	1.015	1.025	0.09
案例 16	0.915	0.925	1.025	1.035	0.10

根据图 7 所示的不同熄弧时长下间歇性接地过程的三相电压波形以及表 8 所示的第 2 次重燃时三相电压峰值情况可见,若第 2 次重燃时故障相电压与第 1 次发生接地时相位相反(熄弧时长为 0.02 s、0.04 s、0.10 s),则第 2 次重燃时不会产生明显的过电压,最短在 0.02 s 的熄弧时长内系统内暂态过电压就衰减完毕。并且第 2 次重燃时过电压的幅值基本不受熄弧时长影响。若第 2 次重燃时也是发生在故障相电压负半波峰值(熄弧时长为 0.01 s、0.03 s、0.09 s),重燃时会进一步产生明显的过电压,但随着熄弧时长的增加,过电压在两次燃弧间有衰减,过

电压幅值呈下降趋势。

表 8 考虑熄弧时长下第 2 次重燃时过电压

重燃时刻	过电压峰值/kV(过电压倍数/(pu))		
	$ U_A $	$ U_B $	$ U_C $
0.01	15.80(1.93)	15.78(1.94)	20.45(2.51)
0.02	15.70(1.92)	15.07(1.85)	15.16(1.86)
0.03	15.71(1.92)	15.06(1.85)	18.86(2.31)
0.04	15.70(1.92)	15.07(1.85)	15.16(1.86)
0.09	15.70(1.92)	15.06(1.85)	17.72(2.17)
0.10	15.72(1.92)	15.06(1.85)	15.02(1.84)

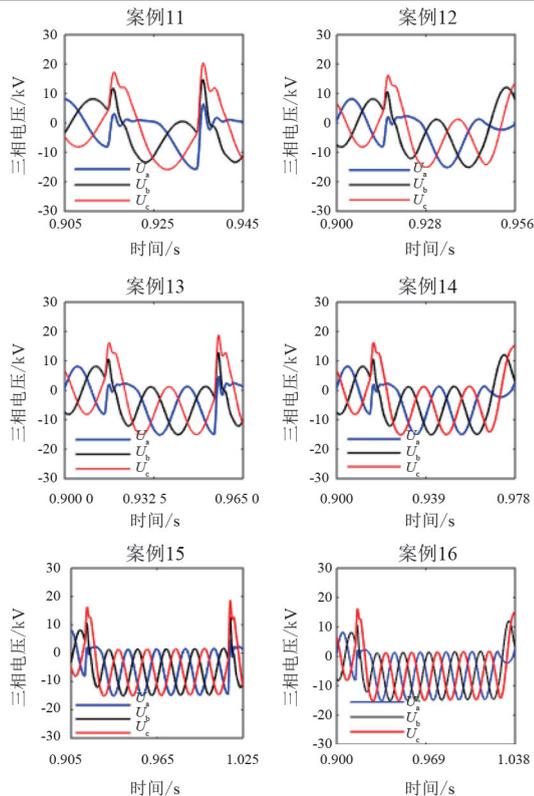


图 7 不同熄弧时长下三相电压波形

2.4 电弧电阻对间歇性弧光过电压影响

文献[16]基于弧隙能量平衡理论,通过建立电弧模型,分析了电弧电阻的时变以及在重燃时呈低阻的特性,并且电弧电阻值主要受电弧时间常数和电弧稳态电导常数影响。该文献通过改变上述 2 个参数,得到电弧电阻的平均值为 1.68~38.05 Ω 。为分析电弧电阻值对间歇性接地过电压的影响,分别仿真电弧电阻为 1 Ω 、10 Ω 、20 Ω 、40 Ω (依次对应案例 17—案例 20)时三相电压的变化情况,仿真结果如图 8、表 9 所示。根据表 9 的数据可知,电弧电阻越大,重燃时出现的过电压则越小。由于过渡电阻的阻尼作用和对自由电荷的释放作用,随着电阻的增大,系统最大过电压呈下降趋势。

表 9 考虑电弧电阻下第 2 次重燃时三相过电压

电弧电阻/ Ω	过电压峰值/kV(过电压倍数/(pu))		
	$ U_A $	$ U_B $	$ U_C $
1	15.10(1.85)	13.17(1.61)	18.79(2.30)
10	15.09(1.84)	11.99(1.50)	17.93(2.20)
20	15.08(1.84)	11.84(1.39)	17.37(2.13)
40	15.08(1.84)	11.58(1.18)	16.17(1.98)

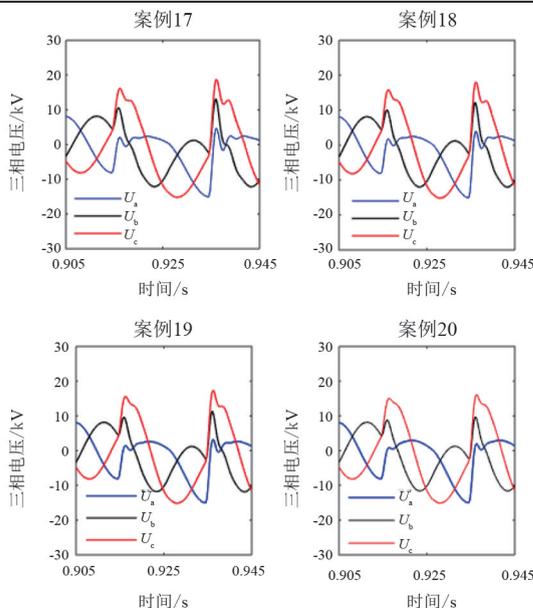


图 8 不同电弧电阻下三相电压波形

3 结 论

上面分析了中性点不接地系统的间歇性弧光过电压产生机理,并通过仿真验证了间歇性接地能够产生最高 2.52 倍额定电压的过电压。针对间歇性接地的不确定性,考虑电弧重燃时刻、燃弧时长、熄弧时长、电弧电阻 4 个影响因素分别进行仿真,得到如下结论:

- 1) 重燃时刻是影响过电压幅值的主要因素。重燃时故障相电压越大,其产生的过电压越大。
- 2) 燃弧时长对过电压的幅值影响较小。
- 3) 受熄弧时长影响,两次重燃时故障相相位相同时会产生较大的过电压,且随着熄弧时长的增加呈衰减特性;若两次重燃时相位相反,则不会产生明显的过电压。
- 4) 电弧电阻会影响过电压幅值,电弧电阻越小,产生的过电压越大。

参考文献

[1] 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.

- [2] 毛卫华.弧光接地过电压的危害及消弧措施[J].电气应用,2008,27(10):49-51.
- [3] GOUDA O E, IBRAHIM D K, SOLIMAN A. Parameters affecting the arcing time of HVDC circuit breakers using black box arc model[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2019, 13(4): 461-467.
- [4] 杨明波,龙毅,樊三军,等.基于组合 Mayr 和 Cassie 电弧模型的弧光接地故障仿真及分析[J].电测与仪表,2019,56(10):8-13.
- [5] 林莘,王娜,徐建源.动态电弧模型下特快速瞬态过电压特性的计算与分析[J].中国电机工程学报,2012,32(16):157-164.
- [6] 许晔,郭谋发,陈彬,等.配电网单相接地电弧建模及仿真分析研究[J].电力系统保护与控制,2015,43(7):57-64.
- [7] 张龙钦.现代配电网单相弧光接地过电压[M].北京:中国电力出版社,2017.
- [8] 韩爱芝,曾定文,鲁铁成.配电网间歇性电弧接地过电压的仿真分析与对策[J].高压电器,2010,46(1):72-75.
- [9] 童奕宾,尤智文,李姝.小电阻接地系统间歇性弧光过电压分析[J].电力系统及其自动化学报,2012,24(3):116-120.
- [10] 李淑蓉.小电流接地故障电弧建模及过电压分析[D].青岛:中国石油大学(华东),2019.
- [11] PERTERS J F, SLEPIAN J. Voltages induced by arcing grounds[J]. Journal of American Institute of Electrical Engineers, 1923, 42(8):781-792.
- [12] 束洪春.配电网故障选线[M].北京:机械工业出版社,2008.
- [13] 于冰宇.孤东油区配电网过电压产生机理与抑制措施仿真研究[D].北京:中国石油大学,2016.
- [14] 顾荣斌.小电流接地电网单相电弧接地故障分析及仿真研究[D].上海:上海交通大学,2009.
- [15] 周先谱,喻纯新,张兆璠.单相间歇性弧光接地过电压机理的研究(一)[J].煤矿机电,1991(5):6-14.
- [16] 王倩,谭王景,叶赞,等.基于 ATP-EMTP 的电弧接地故障的建模及仿真[J].电网与清洁能源,2015,31(1):16-21.

作者简介:

姜 磊(1993),男,硕士,工程师,从事电力系统继电保护工作;

石 勇(1978),男,硕士,教授级高级工程师,从事单相接地故障检测工作;

李宇琦(1987),男,硕士,工程师,从事电力系统继电保护工作。

(收稿日期:2023-09-25)

温度对车载高压电缆终端局部放电特性的影响研究

潘贵翔¹, 辛东立², 刘 骁², 孙传铭^{1,2}, 刘 凯², 高国强², 吴广宁²

(1. 中车青岛四方机车车辆股份有限公司, 山东 青岛 266111;

2. 西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 611756)

摘要: 电缆终端作为高速列车的一个重要设备, 在接触网与列车之间的能量传递中起着重要作用。然而由电缆终端界面缺陷引起的局部放电, 严重影响着电缆终端的绝缘性能与列车的行车安全。通过实验的方法, 制作了含有不同长度气隙的电缆终端试验品, 并在 27.5 kV 的电压条件下进行了实验, 探究了不同缺陷长度的电缆终端在不同环境温度下的局部放电特性。结果表明, 相同气隙长度的电缆终端在 27.5 kV 的电压条件下, 其局部放电量随着环境温度呈现出先上升后下降的趋势。根据这一特性可以知道在一定的电压等级之下, 电缆终端的放电量主要受温度影响, 当超过某一温度后, 由于温升导致的电缆终端内部压力变化成为影响局部放电量的主要因素, 并且随着气隙长度的增加, 同一温度下的局部放电起始电压呈现增加的趋势。

关键词: 高速列车; 高压电缆; 电缆终端; 界面; 气隙; 碳痕; 温度; 局部放电

中图分类号: TM 852 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2024)02-0051-07

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240209

Influence of Temperature on Partial Discharge Characteristics of Cable Terminals for High-speed Trains

PAN Guixiang¹, XIN Dongli², LIU Xiao², SUN Chuanming^{1,2}, LIU Kai², GAO Guoqiang², WU Guangning²

(1. CRRC Qingdao Sifang Co., Ltd., Qingdao 266111, Shandong, China; 2. College of Electrical

Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, Sichuan, China)

Abstract: As an essential equipment of high-voltage system of high-speed electric multiple units, cable terminal plays an important role in energy transmission. However, partial discharge caused by defects at the interfaces of cable terminal affect seriously the insulation performance of cable terminals and the safety of trains. Cable terminals containing air gaps of different lengths are fabricated by an experimental method. The experiments are conducted at 27.5 kV to investigate the partial discharge characteristics of cable terminals with different defect lengths under different ambient temperatures. The results show that the partial discharges of cable terminals with the same air-gap length show a tendency of increasing and then decreasing with the ambient temperature under the voltage condition of 27.5 kV. According to this characteristic, it can be known that the discharge of cable terminals is mainly influenced by the temperature under a certain voltage level. The change in pressure inside the cable terminal due to temperature rise becomes the primary factor impacting the partial discharge when a certain temperature is exceeded. The partial discharge initiation voltage at the same temperature shows an increasing trend as the air gap length increases.

Key words: high-speed train; high-voltage cable; cable terminal; interface; air gap; carbon trace; temperature; partial discharge

0 引言

随着科学技术的不断发展,高速列车的技术水平得到了突破性的发展。列车通过车顶的受电弓与接触网的滑动接触获取电能。车载高压电缆是传输电能的重要设备,电缆终端安装于高压电缆两端,主要用于均衡电场,防水、防尘^[1]。电缆终端通常采用热缩型、冷缩型和预制式 3 种绝缘结构^[2-3],而中国高速列车车载电缆终端主要采用热缩型绝缘结构。组装电缆终端之前,需要将电缆两端一定长度内外护套、防水层和外半导层剥除,这一操作将导致其内部电场分布不均匀。为了调控其内部电场分布,电缆终端内部采用了应力控制管等多层电介质材料,因此其内部存在多个由高聚物电介质构成的界面。

相较于应用于电力系统的高压电缆终端,高速列车的高压电缆运行过程中周围环境多变,例如风、霜、雨、雪、温度骤变以及高速气流等,如此恶劣的运行环境易导致电缆终端内部产生界面缺陷。另外,高速列车运行过程中频繁合断真空断路器所产生的操作过电压频繁冲击高压电缆终端,加剧界面缺陷内部局部放电的发生和发展。

综上所述,电缆终端内部电场不均匀程度高、界面多、运行环境恶劣导致其成为绝缘薄弱环节,因此在运行过程中易发生绝缘击穿故障。

电缆终端的局部放电问题一直是国内外研究热点。电场分布的不均匀会导致局部放电的发生。影响电介质表面放电的因素有很多,例如介质的几何形状、材料以及介质的表面特性等。同时,固液界面处的放电也是一个热门话题,已经有了许多的研究成果,如文献[4-6]对绝缘板表面放电老化的研究以及文献[7-8]对固-界面放电的研究。电介质的表面并非完全平整,它是整个绝缘结构中最薄弱的一环。研究表明,界面压力、粗糙度、弹性模量和切向电场对电介质界面击穿强度有着显著影响^[9-12];同时,电介质的界面形状是通过影响电荷的运输来影响界面的击穿强度的^[13]。

应用于高速列车的高压电缆终端常工作于恶劣环境之中,下面为研究温度对电缆终端局部放电特性的影响,制作了含不同长度气隙的电缆终端,在不同温度下测试其局部放电,获取了关键的局部放电

数据,分析了温度对电缆终端的影响特性。

1 试验平台及试样制备

1.1 电缆终端典型故障分析

图 1 为高速列车高压电缆终端发生的一些典型故障照片。由图 1 分析可知,绝缘击穿故障一般发生于应力控制管与电缆主绝缘构成的界面以及电缆终端高压端子与接地线之间,如图 1(c)所示故障为微小空间内产生的大量能量使得电缆终端伞裙裂开并形成裂口;图 1(d)的电缆终端内部高聚物被烧毁,并形成裂口;图 1(e)的缆芯主绝缘表面存在明显的电蚀痕迹,界面击穿时的短路电流会使电缆终端内部温度急剧升高。



图 1 电缆终端典型故障

1.2 试验平台

所构建局部放电测试平台包含 3 部分:温控部分、电压施加部分和局部放电测试部分,如图 2 所示。

温控部分主要由程式温控箱构成,测试过程中可保持恒温恒湿。由于环境温度对电缆终端内部电介质材料力学性能的影响进而导致电缆终端绝缘状态发生变化,表现为局部放电量发生较为明显的变化。因此采用温控箱保持含有缺陷的电缆终端温度平衡,在温控箱侧壁预留两个直径为 150 mm 的通孔,试验过程中单独将含有预制缺陷的电缆终端置入温控箱内。

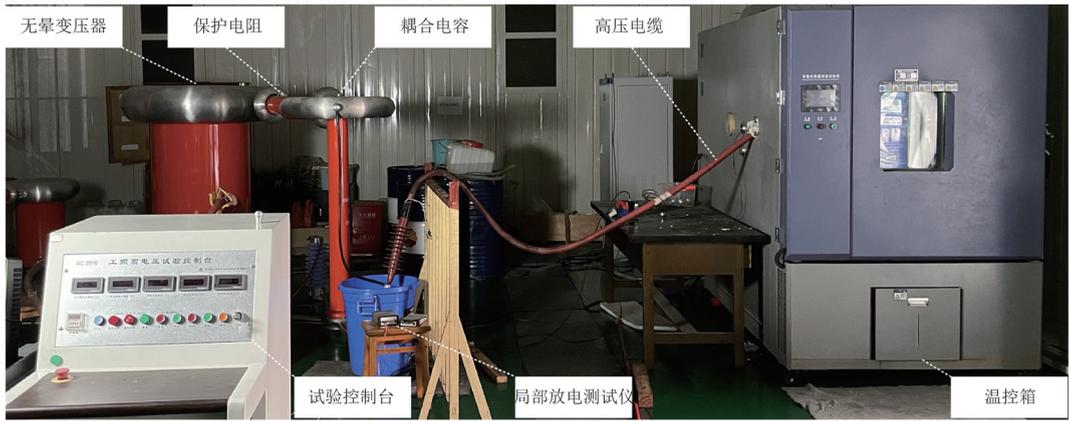


图 2 车载高压电缆局部放电测试平台

电压施加部分主要由隔离变压器、调压器、无晕变压器、保护电阻以及调压台构成。其中容量为 100 kVA 的无晕变压器额定电压为 200 kV, 额定电流为 1/250 A。电容分压器电容量为 510.4 pF, 分压比为 1000 : 1。5 kΩ 的限流保护电阻串入试验电路中防止试样击穿时所产生的大电流对变压器等设备造成冲击。

采用欧米克朗 MPD-600 局部放电测试仪检测、记录和分析局部放电数据, 可准确记录试验电压 V 、最大放电量 Q_{\max} 、平均放电量 Q_{avg} 、放电重复率 n 以及测试过程中放电变化趋势等多维信息。局部放电测试平台构建于屏蔽室内, 其环境温度及相对湿度分别为 20 °C 和 60%, 调试后的平台背景噪声低于 0.3 pC。

1.3 试样制备

目前, 应用于高速列车的高压电缆终端多采用多层复合绝缘结构, 采用热缩工艺组装。图 3 为应用于高速列车的高压电缆终端结构, 主要由绝缘管、应力控制管、绝缘胶和伞裙构成。绝缘管主要起绝缘作用, 应力控制管主要应用于电场调控和机械应力缓冲。

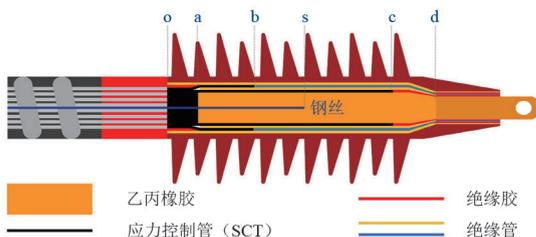


图 3 高压电缆终端结构

组装电缆终端前, 将电缆一端的外护套、防水层剥除至 o 点。在 o 点处, 将屏蔽层翻叠并集成

束。将电缆外半导体层裁切至 a 点处, 保留 oa 点间外半导体层。采用 400 目砂纸打磨电缆主绝缘表面以消除电缆挤出生产过程中屏蔽层挤压所产生的凹痕和突起, 增强电缆终端界面绝缘性能。完成以上操作后逐步套装和热缩应力控制管、绝缘管和伞裙, 在集束成束的屏蔽层套装绝缘管并安装铜端子以制作成接地线, 至此完成电缆终端组装。组装过程中, 在组装下一层高聚物电介质前, 向完成组装的电介质表面均匀涂抹硅脂以提高界面绝缘性能。

由于电缆终端放电击穿故障主要发生于应力控制管与电缆主绝缘构成的界面, 因此将气隙构建于这一界面, 模拟电缆终端内部界面气隙的产生, 并且研究其发展过程中温度对局部放电特性的影响。

如图 3 所示, 将光洁的钢丝按照预设长度敷设于电缆主绝缘表面 o 点与 s 点之间以构建界面气隙, o 点与 s 点之间距离即为气隙长度, 钢丝直径为 2 mm。后续依次套装和热缩各层应力控制管、绝缘管和伞裙构成电缆终端。为方便比较界面气隙长度, 以应力控制管长度 l 的百分比来描述, 即 40% l 、70% l 和 100% l 。为尽量降低和消除试样制作所导致的随机误差, 每种气隙长度的电缆终端制作 3 件试样。

1.4 试验方法

局部放电试验开始前, 将含有钢丝的电缆终端中的钢丝抽出以构建气隙, 抽出钢丝的电缆终端置入温控箱内, 在目标温度和相对湿度 60% 条件下静置 24 h 使其内部界面应力稳定。为研究温度对界面压力影响所导致的局部放电特性变化, 采用的目标温度分别为 0 °C、10 °C、20 °C、30 °C、40 °C。

试验开始后, 关闭温控箱电源, 采用逐步升压法

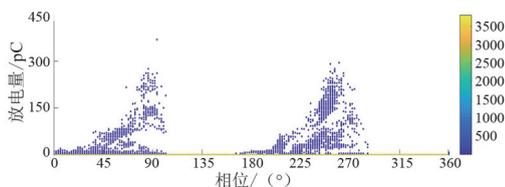
将施加于高压电缆的电压从 0 kV 以 1 kV/10 s 的速率缓慢升高至 27.5 kV。升高至目标试验电压后,保持电压恒定 1 min 以使局部放电达到相对稳定状态,之后对电缆终端局部放电进行测试,每次测试时间持续 25 s,每件试样在同一温度下测试 5 次。局部放电测试完成后缓慢降低试验电压至 0。

2 试验结果分析

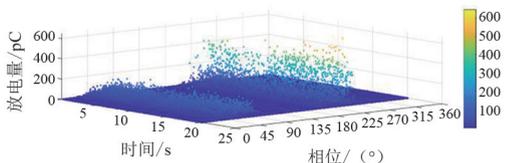
通过测试获得诸多局部放电图谱,为阐述和分析温度对试样局部放电特性的影响,选取了部分典型图谱进行展示和分析。

2.1 40%*l* 气隙试验结果

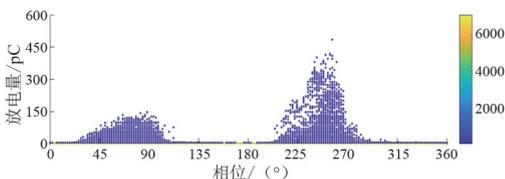
图 4 为不同温度下含有长度为 40%*l* 气隙试样的 PRPS 及 PRPD 图谱。总观试样在 0 ℃、20 ℃、40 ℃ 温度环境中局部放电图谱可知,电缆终端局部放电稳定。观察其 PRPD 图谱可知,局部放电主要发生于第一及第三象限,这一特征符合气隙内沿面放电的典型特征。环境温度为 0 ℃ 时,40%*l* 试样第一象限最大放电量 Q_{\max} 为 20 pC,第三象限最大放电量 Q_{\max} 为 72 pC,为第一象限的 3.6 倍,平均放电量 Q_{avg} 为 32.61 pC。第一和第三象限放电相位宽度均约 100°,相位具有明显对称性,而放电量的不对称性表明在此温度下电缆终端内部气隙体积较大。



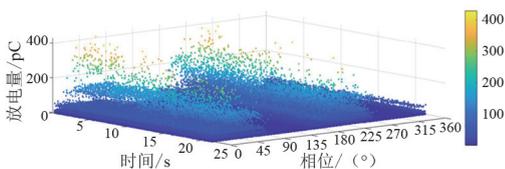
(d) 10 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPD 图谱



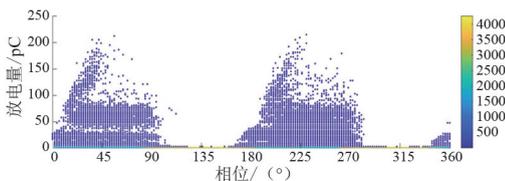
(e) 20 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPS 图谱



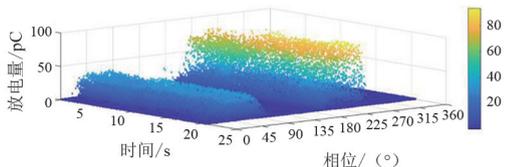
(f) 20 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPD 图谱



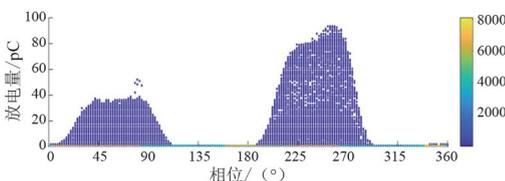
(g) 30 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPS 图谱



(h) 30 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPD 图谱

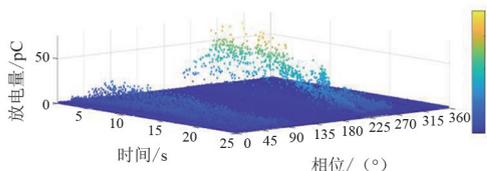


(i) 40 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPS 图谱

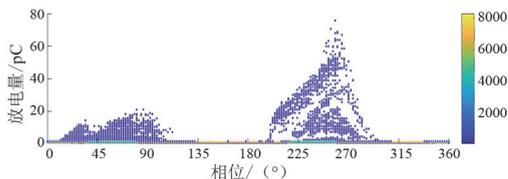


(j) 40 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPD 图谱

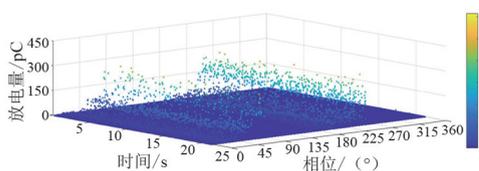
图 4 目标电压下 40%*l* 缺陷试样 PRPS 及 PRPD 图谱



(a) 0 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPS 图谱



(b) 0 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPD 图谱



(c) 10 ℃ 下 40%*l* 试样局部放电 PRPS 图谱

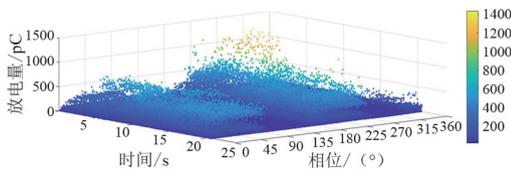
待环境温度提升至 20 ℃ 时,电缆终端试样中局部放电同样达到稳定状态,其放电对称性仍表现为气隙内部沿面放电的典型特征。相比之下,环境温度提升至 20 ℃ 时,其放电量大幅度提升,最大放电量 Q_{max} 提升至 500 pC,第一象限最大放电量为 150 pC,第三象限放电量为第一象限的 3.33 倍,此时与环境温度为 0 ℃ 时放电不对称性一致。

当环境温度进一步提升至 40 ℃ 时,观察局部放电 PRPS 图谱可知试样中的局部放电依旧稳定。但是与环境温度从 0 ℃ 上升到 20 ℃ 不同,当环境温度上升到 40 ℃ 时,电缆终端试样的局部放电量呈现下降趋势,最大放电量 Q_{max} 下降到约 100 pC,40 ℃ 时第一象限最大放电量 Q_{max} 为 60 pC,第三象限的最大放电量是第一象限的 1.66 倍,平均放电量 Q_{avg} 为 79.88 pC,其放电不对称性与 0 ℃ 与 20 ℃ 一致,但不称程度远低于 0 ℃ 和 20 ℃ 时。

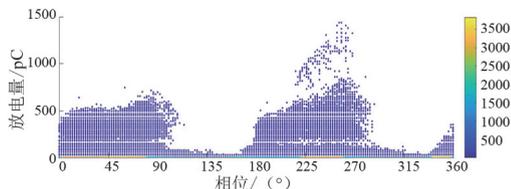
初步分析其放电不对称性的原因:相比于其他局部放电形式,如尖端放电和悬浮放电,气隙内部空间相较较大。在电场作用下自由电子在气隙内定向运动发生碰撞电离,形成电子崩,表现为局部放电。电压处于第一象限时,气隙内部已经发生局部放电。当施加电压进入第三象限时气隙中存留自由电荷及其他载流子促进了电子崩的形成和发展,因而放电在第三象限更易发生。

2.2 70%l 和 100%l 气隙试验结果

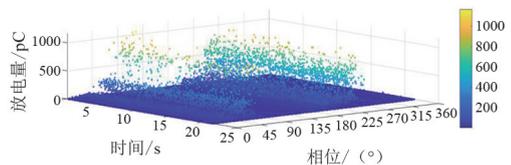
气隙长度为 70%l 和 100%l 的电缆终端试样在不同温度下的 PRPS 和 PRPD 图谱分别如图 5 和图 6 所示。观察两种气隙长度的试样放电图谱可知,当温度从 0 ℃ 上升到 40 ℃ 的过程中,两种电缆终端试样呈现出的局部放电特性与气隙长度为 40%l 的电缆终端试样一致。



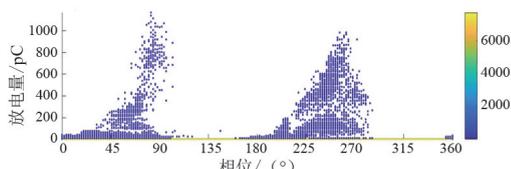
(c) 10 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPS 图谱



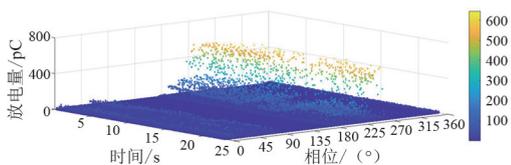
(d) 10 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPD 图谱



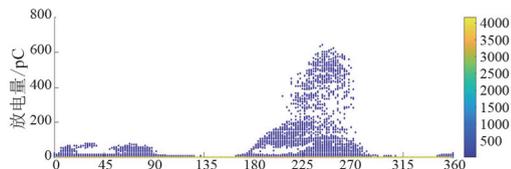
(e) 20 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPS 图谱



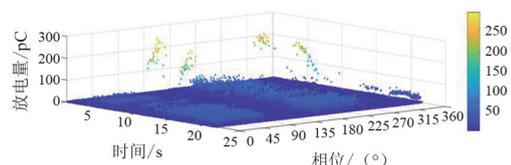
(f) 20 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPD 图谱



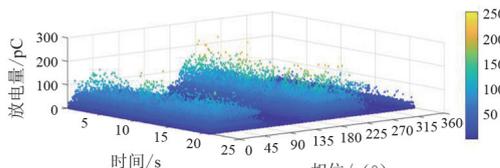
(g) 30 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPS 图谱



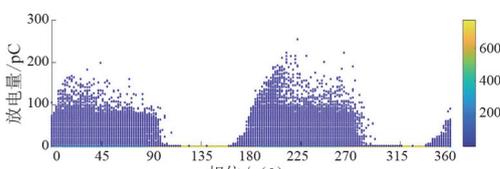
(h) 30 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPD 图谱



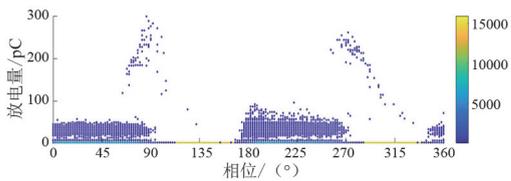
(i) 40 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPS 图谱



(a) 0 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPS 图谱

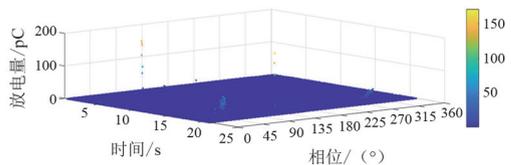


(b) 0 ℃ 下 70%l 试样局部放电 PRPD 图谱

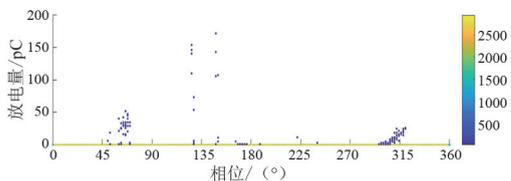


(j) 40 °C 下 70%l 试样局部放电 PRPD 图谱

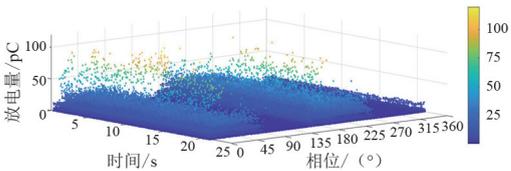
图 5 目标电压下 70%l 缺陷试样 PRPS 及 PRPD 图谱



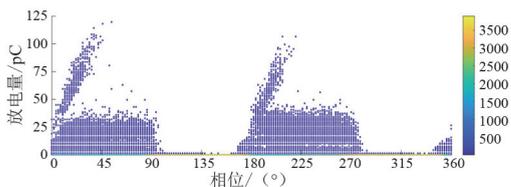
(a) 0 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPS 图谱



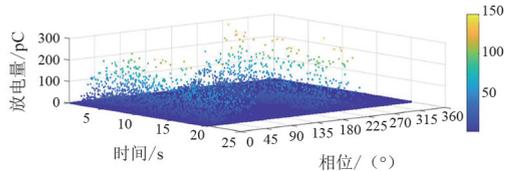
(b) 0 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPD 图谱



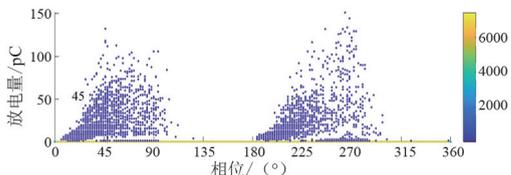
(c) 10 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPS 图谱



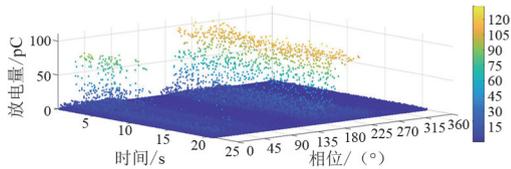
(d) 10 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPD 图谱



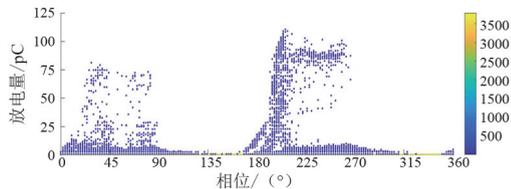
(e) 20 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPS 图谱



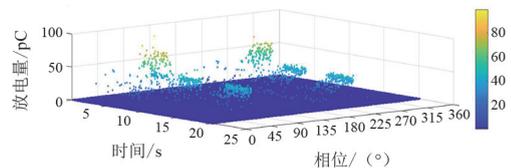
(f) 20 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPD 图谱



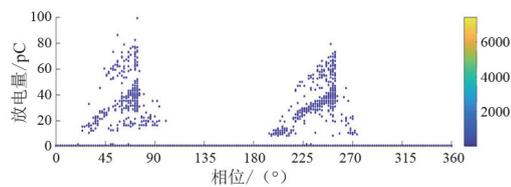
(g) 30 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPS 图谱



(h) 30 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPD 图谱



(i) 40 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPS 图谱



(j) 40 °C 下 100%l 试样局部放电 PRPD 图谱

图 6 目标电压下 100%l 缺陷试样 PRPS 及 PRPD 图谱

2.3 结果分析

分析 3 种电缆终端试样的局部放电规律,统计在不同温度下 3 种试样的平均放电电量如图 7 所示。

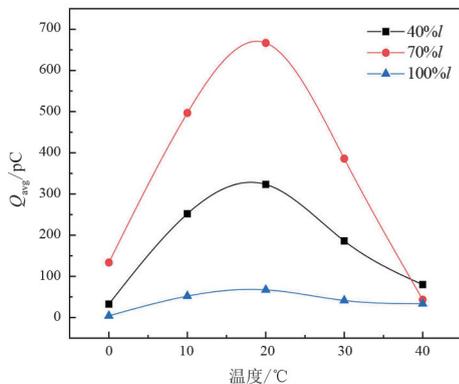


图 7 试样平均局部放电电量随温度的变化

观察曲线图可知,当温度由 0 °C 上升至 10 °C 并进一步上升至 20 °C 时,气隙长度为 40%l、70%l 和 100%l 的电缆终端试样平均放电电量 Q_{avg} 都有大幅增加,其中气隙长度为 40%l 的试样平均放电电量 Q_{avg} 从

32.61 pC 上升至 252 pC,最终增长至 323.2 pC,增幅高达 991%。气隙长度为 70% l 和 100% l 的试样的平均放电量 Q_{avg} 分别从 133.7 pC 和 4.022 pC 上升到了 667.0 pC 和 67.23 pC,增幅分别为 498.9%以及 1 671.15%。分析可知,温度对电缆终端试样的平均局部放电量有显著影响,温度上升时,3 种电缆终端试样的平均放电量均出现了大幅上升。

当温度从 20 °C 上升到 40 °C 时,观察到与温度从 0 °C 上升到 20 °C 不同,3 种气隙长度的电缆终端试样的平均放电量 Q_{avg} 都出现了大幅下降,40% l 、70% l 和 100% l 的试样的平均放电量 Q_{avg} 分别从 323.2 pC、667.0 pC 和 67.23 pC 下降到了 79.88 pC、43.37 pC 和 33.61 pC,最大下降幅度达 1540%。

3 种试样在放电特性方面都表现出了随温度的非线性变化趋势。在环境温度连续升高的过程中,其平均放电量 Q_{avg} 先随温度的升高而升高,表现出典型的温升特性;但是当温度超过某一临界值时,试样的平均放电量 Q_{avg} 开始随温度的上升而下降。分析认为:1) 当温度较低时,由温升引起的电缆终端内部界面应力变化不大,而温升导致电子变得更容易被激发,电子电离程度加大,外部表现为平均局部放电量 Q_{avg} 的增加。2) 当温度继续上升,由热膨胀引起的电缆终端内部界面应力开始出现明显变化,界面之间的压力上升,导致电子的自由行程缩短,电子变得不容易被激发。此时,即使环境温度较高,电子的电离程度也变得相对较低,外部表现为试样的平均局部放电量 Q_{avg} 降低。

由上述分析可知,温度上升时自由电子更为活跃与界面压力增大对局部放电发展的抑制,两者之间存在竞争机制,通过调控两者之间的平衡可以有效提高电缆终端内部界面绝缘性能。

3 结 论

上面制备了在应力控制管和电缆主绝缘之间的界面处含有一定长度气隙的车载高压电缆终端试验样品,通过测试和分析了不同环境温度下含气隙的电缆终端试样局部放电特性。

试验结果表明,试样的局部放电特性随温度的升高而变化,其中放电量的变化更为明显,放电相位宽度次之。试样的局部放电量在环境温度为 20 °C 时达到最大值,在此环境温度中,电缆终端内部气隙

中局部放电最易发生。另外,虽然试样在 0 °C 和 40 °C 时的放电量低于 20 °C 时的放电量,但其影响机制不同。不仅温度对放电量有影响,温度也通过影响界面压力和能量陷阱的深度来影响局部放电特性。

研究结果表明,电缆终端的放电量随温度变化并未呈现单调变化,其放电对称性也随温度变化呈现出一定变化。环境温度通过影响气隙内自由电荷能量以及界面压力进而影响局部放电特性。因此,温度对于电缆终端内部界面处气隙的局部放电特性具有不可忽视的影响。

上述研究可为高速列车电缆终端绝缘结构的优化、绝缘性能提升提供依据,可为电缆终端生产厂家的工艺优化提供指导。

参考文献

- [1] LAI Qingbo, CHEN Jie, HU Libin, et al. Investigation of tail pipe breakdown incident for 110 kV cable termination and proposal of fault prevention[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2019, 108: 104353.
- [2] YE Hanyu, FECHNER Tobias, LEI Xianzhang, et al. Review on HVDC cable terminations[J]. *High voltage*, 2018, 3(2): 79–89.
- [3] ORTON Harry. Power Cable Technology Review[J]. *High Voltage Engineering*, 2015, 41(4): 1057–1067.
- [4] LI Xiaonan, WU Guangning, YANG Yan, et al. Partial discharge characteristics of oil-paper insulation for on-board traction transformers under superposed interharmonic AC voltages[J]. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 2020, 27(1): 240–248.
- [5] SHIGEMITSU Okabe, GENYO Ueta, HARUHISA Wada, et al. Partial discharge-induced degradation characteristics of insulating structure constituting oil-immersed power transformers[J]. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 2010, 17(5): 1649–1656.
- [6] SHIGEMITSU Okabe, GENYO Ueta, HARUHISA Wada, et al. Partial discharge-induced degradation characteristics of oil-impregnated insulating material used in oil-immersed power transformers[J]. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 2010, 17(4): 1225–1232.
- [7] LI Chuanyang, SHAHSAVARIAN Tohid, BAFERANI Mohamadreza Arab, et al. Understanding of DC partial discharge: Recent progress, challenges, and outlooks[J]. *CSEE Journal of Power and Energy Systems*, 2021, 8(3): 894–909.

气吹弧装置仿真与试验研究

唐佳雄

(国网四川省电力公司广安供电公司, 四川 广安 638000)

摘要: 并联间隙雷击闪络后能快速疏导电弧保护绝缘子,但无法有效切除后续工频续流。因此,基于“气吹弧”思想研究设计了一种应用于高压输电线路的气吹弧装置。该装置与绝缘子串并联安装,当雷击线路时利用绝缘配合先于绝缘子击穿闪络泄放雷电流入地,并同时利用雷电脉冲信号触发灭弧气丸产生高速气流,能够在继电保护装置最快响应动作前熄灭电弧。通过仿真在理想状态下得出该装置能够在4 ms内将20 kA的工频续流熄灭;通过试验得出该装置能够在2.6 ms内将5.1 kA的续流电弧熄灭。仿真与试验结果基本一致,共同验证了所设计气吹弧装置具有良好的灭弧效果。

关键词: 并联间隙; 工频续流; 绝缘配合; 雷电脉冲信号; 灭弧气丸; 继电保护装置

中图分类号: TM 862 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2024)02-0058-06

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240210

Simulation and Experimental Research on Air-blowing Arc Device

TANG Jiexiong

(State Grid Guang'an Electric Power Supply Company, Guang'an 638000, Sichuan, China)

Abstract: After the lightning flashover in parallel gaps, the insulator can be protected while the arc being dredged quickly, but it cannot effectively cut off the subsequent power frequency follow current. Therefore, based on the concept of "gas blowing arc", a kind of gas-blowing arc device is designed for HV transmission lines. The device is installed in parallel with the insulator string, and when lightning strikes the line, the gap uses insulation coordination to discharge lightning current into the ground before the insulator breakdown and flashover, and at the same time, with the usage of lightning pulse signal, the arc extinguishing gas pill is triggered to generate high-speed airflow. In this way, the arc can be extinguished before the work of relay protection device. Under ideal conditions, the simulations show that the device can extinguish 20 kA power frequency follow current within 4 ms, and the experiments show that the device can extinguish 5.1 kA power frequency follow current arc within 2.6 ms. The results of simulations and experiments are basically consistent, which jointly verify that the air-blowing arc device has good arc extinguishing effect.

Key words: parallel gap; power frequency follow current; insulation coordination; lightning pulse signal; arc extinguishing gas pill; relay protection device

0 引言

输电线路具有分布广以及结构、地理环境复杂等特点。据统计,中国南方雷电活动频繁地区输电线路因雷击造成的跳闸事故数量占到总数的60%~85%,给当地造成巨大的经济损失^[1]。并且温室效应导致全球气候变暖,雷电活动更加频繁,雷电强度明显增

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51467002)

加,这对线路正常运行有着更加严峻的考验。

目前针对输电线路的防雷主流措施分为堵塞式和疏导式^[2-3]。堵塞式防雷措施主要采用加强线路绝缘、架设避雷线、安装避雷器和降低杆塔接地电阻等手段以限制线路雷电过电压、降低雷击闪络概率;虽能一定程度降低线路雷击跳闸率和事故率,但由于防雷措施自身限制和地理因素等原因,输电线路雷击跳闸仍频繁发生^[4-6]。疏导式防雷措施通过安装防

弧工具、放电钳位绝缘子和保护间隙等装置以改变雷击闪络路径和疏导工频电弧防止电弧灼烧绝缘子和导线,但并不能有效降低雷击跳闸率^[7-8]。

根据上述研究现状,下面基于“气吹弧”思想设计了一种能快速灭弧的气吹弧装置。该装置应用于高压输电线路,能避免降低线路耐雷水平且具有多次灭弧等优点。该设计的核心思想是允许线路遭受雷击并疏导巨大雷击电流沿电弧闪络通道入地,同时利用雷电脉冲信号触发灭弧气丸产生高速气流熄灭电弧,从而保护线路和绝缘子免遭雷击。首先,基于磁流体动力(magneto hydro dynamic, MHD)理论建立了气流耦合电弧的控制方程,并利用COMSOL Multiphysics软件对气流熄灭电弧过程进行了仿真分析;然后,利用冲击耦合工频的联合试验回路进行工频续流遮断试验,仿真和实验结果均验证了该装置具有快速灭弧的效果。

1 气吹弧装置安装及灭弧原理

1.1 气吹弧装置的安装

图1是气吹弧装置安装示意图。气吹弧装置由装置本体和下电极组成,装置本体通过螺栓固定于铁塔上,下电极通过螺栓安装在导线上。装置本体与下电极并联安装于绝缘子串旁。为使电弧闪络点准确地定位于装置本体和下电极之间的间隙中,必须使装置本体与下电极间隙距离不得低于绝缘子串长度的80%,且装置本体要和下电极对齐,以便气流更好作用于电弧。

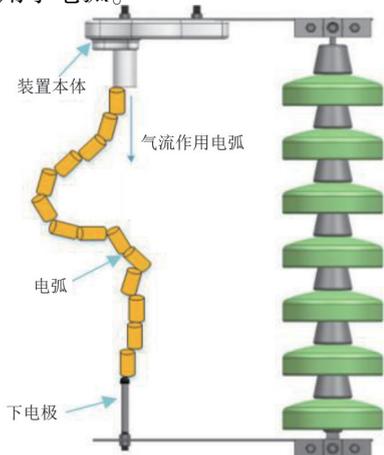


图1 气吹弧装置的安装

1.2 气吹弧装置灭弧原理

气吹弧装置是在传统保护间隙的基础上增加了灭弧模块,建立了“冲击疏导—快速灭弧—工频阻塞”模式。冲击疏导即雷击电流通过冲击疏导模式在指定通道(装置本体与下电极中的间隙)上闪络释放,使雷电能量顺势疏导泄入大地减少其破坏力,同时降低绝缘子串两端电压避免绝缘子闪络。快速灭弧即在冲击闪络电弧形成的同时,雷电脉冲激活装置本体中灭弧气丸内的固相炸药爆炸产生高速高压的气流,形成建弧与截弧起点的同步性;利用快速灭弧模式中截弧响应时间远小于建弧时间使气流完全截断电弧。工频阻塞即利用全空气介质在超强气流作用下的绝缘极速恢复性,快速地恢复全间隙介质强度;控制气流持续时间和强度作用于喷嘴与下电极间残存电弧,消除工频电弧重燃。

电弧的熄灭在于电弧输入能量和散失能量之间的竞争。电弧的输入能量可表达为

$$W_i = P_h(t) \quad (1)$$

式中: W_i 为电弧输入能量; P_h 为电弧输入功率; t 为电弧持续时间。

电弧的输出能量可表达为

$$W_o = (P_T + P_S + P_K) l t \quad (2)$$

式中: W_o 为电弧输出能量; P_T 、 P_S 、 P_K 分别为传导散热功率、辐射散热功率、对流散热功率; l 为电弧长度。

当 $W_i < W_o$ 时,电弧输出能量大于电弧输入能量,电弧不能维持其形态就会熄灭。而气吹弧装置灭弧的关键则是利用超强气流加速电弧的对流散热,迫使电弧输出能量急剧增加,加快电弧的熄灭。电弧的对流散热功率表达式为

$$P_K = \frac{\pi}{4} v d^2 \int_{T_0}^{T_c} c dT \quad (3)$$

式中: v 为气流速度; d 为电弧直径; c 为气体热容系数; T 为电弧温度; T_0 为空气起始温度; T_c 为电弧平均温度。

试验表明,在一个大气压的情况下,空气的单位体积热容系数和温度之间关系可近似表示为

$$c = \frac{0.41}{T} \quad (4)$$

将式(4)代入式(3)中,得

$$\int_{T_0}^{T_c} c dT = \int_{T_0}^{T_c} \frac{0.41}{T} dT = 0.41 \ln \frac{T_c}{T_0} \quad (5)$$

将式(5)代入式(3)中,得

$$P_k = \frac{\pi}{4} v d^2 \times 0.41 \times \ln \frac{T_c}{T_0} = 0.322 v d^2 \ln \frac{T_c}{T_0} \quad (6)$$

从式(6)可以看出:气流速度 v 与对流散热功率 P_k 成正比; v 与 T_c 和 d 成反比。电弧被气流截断后,由于灭弧筒的空间约束,将在电弧断口附近形成一股高压气流团。 v 越大,则 d 越小, P_k 越大,可加速电弧的对流耗散。同时电弧熄灭后气流使电弧通道失去再次电离的条件而不会引起热电离效应,破坏了自持放电条件,避免电弧重燃。

2 仿 真

2.1 仿真几何模型及初始化条件

利用 COMSOL Multiphysics 软件模拟在理想环境状态下,向气吹弧装置本体与电极之间的间隙施加幅值为 50 kA 的雷电流,间隙击穿闪络形成电弧后触发灭弧气丸产生气流,接续工频电弧通道内流过工频电流幅值为 20 kA,装置本体内部及电极间的高速气流作用于电弧。图 2 是气吹弧装置仿真几何模型网格剖分图,图中装置底部灭弧圆筒为气流作用于电弧位置之处;图 3 是双指数雷电流波形;图 4 是工频电流波形。

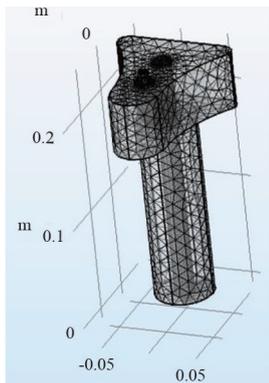


图 2 气吹弧装置本体仿真几何模型网格剖分

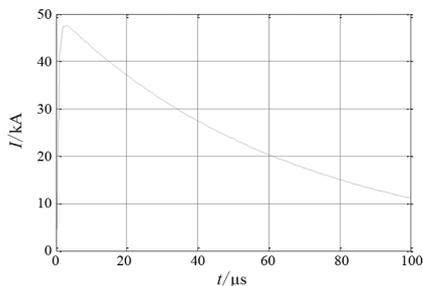


图 3 幅值为 50 kA 的双指数雷电流波形

双指数雷电流脉冲波形为

$$i_L(t) = AI_L(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}) \quad (7)$$

式中: I_L 为雷电流幅值,50 kA; A 、 α 、 β 为系数,由雷电流波形确定。

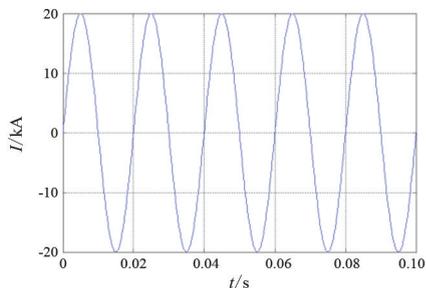


图 4 幅值为 20 kA 的工频电流波形

2.2 基于 MHD 的气吹电弧模型

利用 COMSOL Multiphysics 多物理场仿真软件中内嵌 MHD 磁流体方程组对气吹弧过程进行数值计算。为满足仿真求解要求,需要对电弧提出以下假设^[9-11]:1) 电弧是一种高温电离气体,且处于层流状态;2) 电弧等离子体处于局部热力学平衡;3) 忽略粘性耗散和重力对电弧流动的影响。

假设电弧满足前提条件,则建立 MHD 控制方程组。

1) 流场控制方程组

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \cdot \text{div } v = 0 \quad (8)$$

动量守恒方程为

$$\rho \frac{dv}{dt} = -\Delta P + JB + \mu \nabla^2 v + \frac{\mu}{3} \nabla (\nabla \cdot v) \quad (9)$$

能量守恒方程为

$$\rho \left(\frac{dh}{dt} - \frac{dP}{dt} \right) = \delta E^2 - e_{\text{net}} + \text{div}(\lambda \text{grad } T) \quad (10)$$

气体状态方程为

$$P = \rho RT \quad (11)$$

式中: ρ 为电弧等离子体的密度; P 为气流压力; J 为电弧电流密度; B 为磁感应强度; μ 为动力粘性系数; h 为电弧的焓; δ 为电弧电导率; e_{net} 为电弧辐射能量值; E 为电弧电场强度; R 为气体常数。

2) 电磁场计算

由于感应电场和感应电流很小,可以忽略。根据麦克斯韦方程组,电场计算方程为

$$\text{div}(\delta \text{grad } \varphi) = 0 \quad (12)$$

式中, φ 为电弧电位。

相应电流密度和电场强度为:

$$E = -\text{grad } \varphi \quad (13)$$

$$J = \delta E \tag{14}$$

2.3 气流耦合电弧仿真分析

磁场计算为:

$$\nabla \cdot A = B \tag{15}$$

$$\nabla^2 A = \mu_0 J \tag{16}$$

式中: A 为磁矢势; μ_0 为真空磁导率。

图 5 和图 6 分别为气吹弧装置本体与电极间气流耦合电弧过程中的电弧电导率和气流速度变化过程。电弧电导率表示电弧能量强弱,气流速度表示灭弧能量的水平。

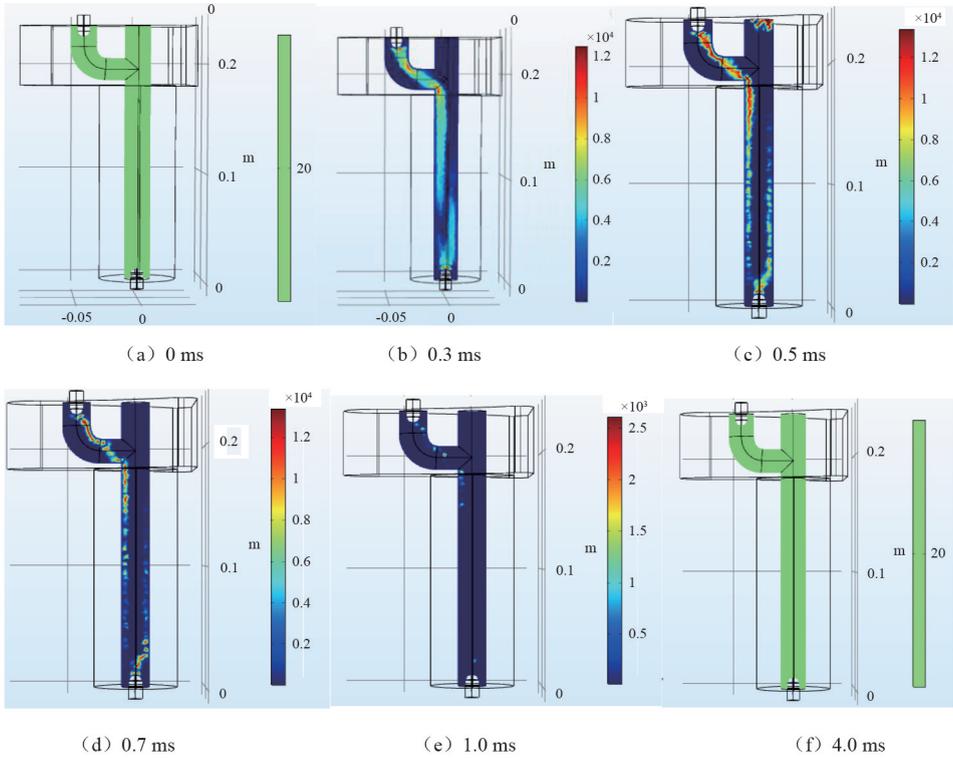


图 5 电导率变化过程

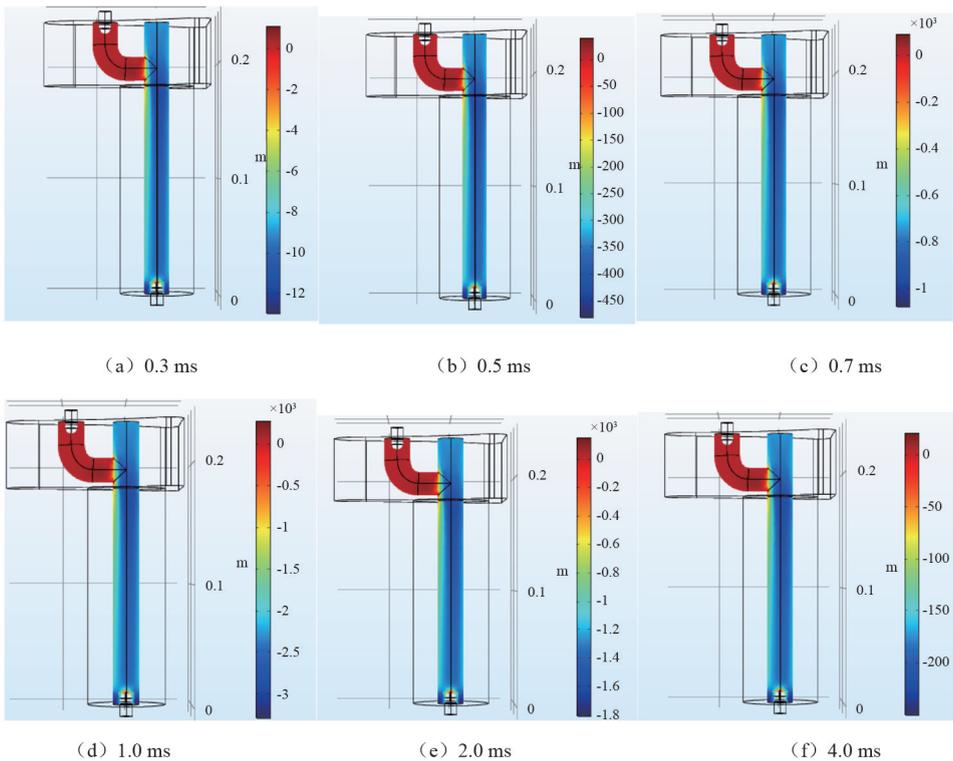


图 6 气流速度变化过程

1) $t=0\sim 0.3$ ms 为雷电击中线路阶段。此时装置与下电极长空气间隙被击穿,工频电流沿雷击通道形成短路,雷电脉冲和工频电流实现耦合,低温空气介质转化为高温闪络电弧,电弧已经贯穿于整个灭弧通道内,电弧电导率已经达到 1.2×10^4 S/m。

2) $t=0.3$ ms 时,雷电释放的脉冲电流触发气吹弧装置开始产生气流。而气流最初时刻能量较弱,无法有效抑制电弧能量的发展。

3) $t=0.3\sim 0.5$ ms 时,冲击电弧开始与气流耦合。此刻电弧外表明亮态呈发展阶段,灭弧筒内电弧能量逐渐变强,同时气流速度逐渐递增。

4) $t=0.5\sim 1.0$ ms 为电弧耦合气流过程最为强烈的阶段。此阶段气流速度快速增长,到 1.0 ms 时达到巅峰,灭弧筒内部分气流速度达到 1000 m/s;而电弧在气流的作用下被撕裂为若干段非连续的小电弧,电弧能量不断降低,到 1.0 ms 时电弧电导率仅为 2.5×10^3 S/m。

5) $t=1.0\sim 4.0$ ms 时,气流能量和电弧能量大幅度降低,且电弧降低趋势较气流更为猛烈,到 4.0 ms 时电弧耦合气流已经基本停止,电弧也已经熄灭。而灭弧筒内存在残留导电粒子,在外部电源能量输入下电弧仍可能重燃,但在 4.0 ms 时灭弧筒内部分区域还存在气流,能有效阻止电弧重燃,杜绝间隙再次击穿的可能。

3 工频续流遮断试验

3.1 试验准备及步骤

为了研究气吹弧装置的实际灭弧效果,搭建了能产生冲击电流耦合工频电流的联合试验平台,以模拟气吹弧过程,图 7 是联合试验回路。图 7 中: C 为冲击电压发生装置主电容; R_f 为波头电阻; R_l 为波尾电阻; S 为点火球隙;MOA1 和 MOA2 为避雷器; T_0 为试品(即气吹弧装置);CT 为电流互感器;TT 为工频变压器; R_p 为保护电阻; S_1 、 S_2 为保护球隙; C_5 为电容器电容; C_1 、 C_3 为高压臂电容; C_2 、 C_4 为低压臂电容; L 为电感; V 为数字电压表;DIVMS 为数字电压测量系统。

试验主要步骤为:1) 选择位置合适的机位固定高速摄像机,调整气吹弧装置和下电极的间隙距离以符合试验需要;2) 对冲击电压发生装置主电容进

行预充电,并逐渐升高冲击放电电压幅值直到能击穿长空气间隙;3) 冲击电压发生装置充电完成后,立即点火向气吹弧装置输出冲击电压和冲击电流;4) 冲击电压击穿长间隙形成电弧后,立即启动工频试验变压器向试品输出工频电压和工频电流;5) 电弧熄灭后再向试品输出工频电压以检测长间隙处的电弧是否重燃。

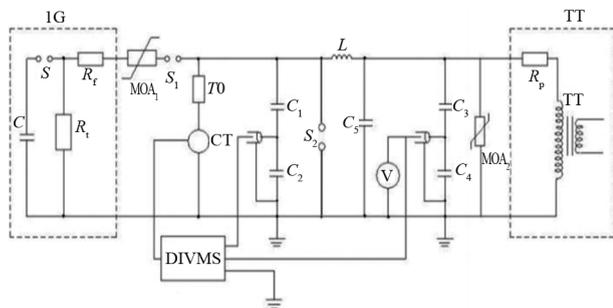


图 7 联合试验回路

3.2 试验结果及分析

图 8 所示为气吹弧装置灭弧全过程。从 0.3 ms 冲击电压发生装置击穿长空气间隙后,在绝缘子旁形成闪耀刺眼的电弧贯穿于整个灭弧通道,此时灭弧气丸也已触发产生高速气流;0.5 ms 时电弧被气流多点截断成非连续状,断口的出现使电弧中等离子体失去了能量供给,电弧不能继续扩大,而此时强气流很快就会充满整个灭弧通道。0.5~2.0 ms 为气流速度增长-衰减阶段;1 ms 时气流速度明显大幅度增长,向下喷射出艳红色火焰状高速气流,由于灭弧通道约束使气流能量更加集中,能加速电弧的对流散热;1.5 ms 时,气流速度达到最大值,裹挟多段小电弧向下运动;2 ms 时,电弧已经基本熄灭,但此刻灭弧通道内仍存在少许气流,能有效抑制电弧重燃;2.6 ms 时电弧已经完全熄灭且未重燃。试验中气吹弧装置灭弧过程和仿真中的灭弧过程基本相同,一致表明气吹弧装置的灭弧性能优良。

图 9 为试验采集到的工频电流波形,图中:CH1 为工频电压波形;CH2 为工频电流波形。可以看出:工频电流幅值在 1.3 ms 时达到峰值,但在强气流持续作用下,工频电流能量迅速降低,电弧仅维持 2.6 ms 就已经熄灭,工频电流幅值被限制在 5.1 kA 左右。在工频电流切断后立即启动工频变压器向试品施加工频电压,经检测电弧并未重燃。

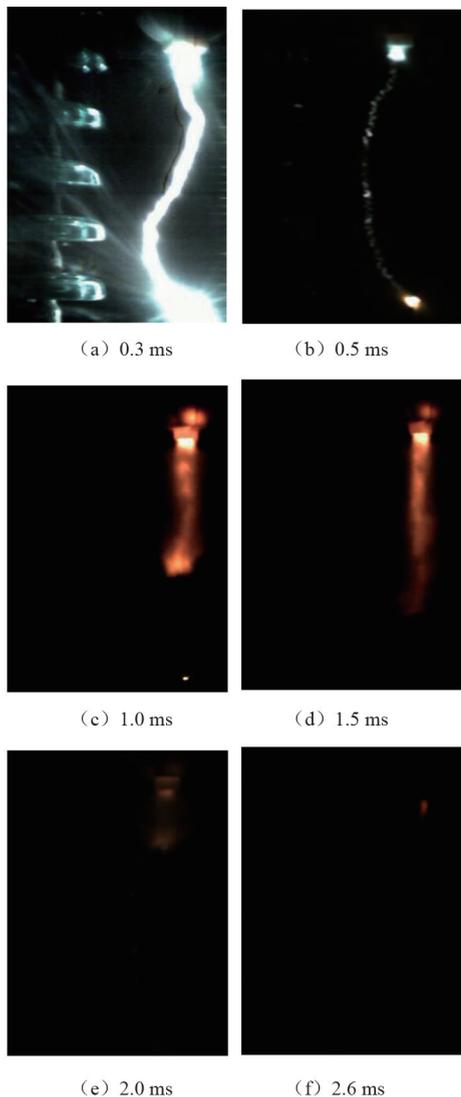


图 8 装置熄灭电弧过程

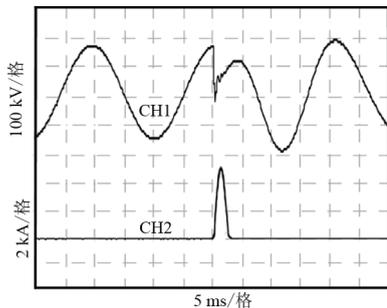


图 9 工频续流遮断波形

4 结 论

1) 气吹弧装置能够先于绝缘子击穿闪络将巨大雷击能量疏导入地,并同时利用雷电脉冲信号触发灭弧气丸产生高速气流快速熄灭电弧,为电力系

统稳定运行保驾护航。

2) 利用 COMSOL Multiphysics 软件搭建的三维模型仿真,得出近似理想状态下高速气流可以在 4.0 ms 内熄灭幅值为 20 kA 的电弧。

3) 所进行的冲击与工频相联合的试验,得出装置灭弧过程与仿真所得过程基本一致,试验结果显示装置能够在 2.6 ms 内将幅值为 5.1 kA 的工频续流熄灭,并经过检验发现电弧并未重燃。

参考文献

- [1] 贾磊,舒亮,郑士普,等.计及工频电压的输电线路耐雷水平的研究[J].高电压技术,2006,32(11):111-114.
- [2] 何金良,曾嵘,陈水明.输电线路雷电防护技术研究(三):防护措施[J].高电压技术,2009,35(12):2917-2923.
- [3] 曾嵘,周旋,王泽众,等.国际防雷研究进展及前沿述评[J].高电压技术,2015,41(1):1-13.
- [4] 赵远强,吴慧芳.输电线路“差异化”防雷治理的技术措施综述[J].山西电力,2015(1):41-45.
- [5] 郝帅.高土壤电阻率地区牵引变电所降低接地电阻的措施探讨[J].电瓷避雷器,2015(2):124-127.
- [6] 司文荣,王逊峰,莫颖涛,等.110 kV 复合外套金属氧化锌避雷器爆炸故障分析[J].电磁避雷器,2018(1):163-169.
- [7] 罗真海,陈勉,陈维江,等.110 kV、220 kV 架空输电线路复合绝缘子并联间隙防雷保护研究[J].电网技术,2002,26(10):41-47.
- [8] 陈维江,孙昭英,王晓刚,等.10 kV 架空绝缘线路用防弧金具及放电箱位绝缘子的工频电弧试验条件[J].电网技术,2005,29(17):5-7.
- [9] 吴翊,荣命哲,杨茜,等.低压空气电弧动态特性仿真及分析[J].中国电机工程学报,2005,25(21):143-148.
- [10] ZHAINAKOV A, URUSOV R M. Three-dimensional mathematical model for the calculation of electric-arc plasma flows[J]. High Temperature, 2002,40(1):9-14.
- [11] FRETON P, GONZALEZ J J, GLEIZES A. Comparison between a two-and a three-dimensional arc plasma configuration[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2000, 33(19):2442-2452.

作者简介:

唐佳雄(1997),男,硕士,研究方向为电力系统防雷接地。

(收稿日期:2023-06-03)

高湿区域输电线路金具锈蚀多因素影响分析模型

郭利瑞¹, 张睿², 吴驰², 雷潇², 胡发胜³, 连宏霞³

(1. 国网四川省电力公司, 四川 成都 610041; 2. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610041; 3. 湖北大学微电子学院, 湖北 武汉 430062)

摘要:对地区污染总体情况以及输电线路金具锈蚀的诱因进行了分析,提出了分析方法以及防护措施。结果表明:四川区域酸性湿沉降主要分布在川南和川西区域,分布在夏秋季节;高硫污染高酸型湿沉降环境,是金具腐蚀速率加快的环境外因;由此建立了输电线路金具锈蚀多因素模型,获取金具区域腐蚀分布图;还提出金具材料防腐、线路图像识别以及输电线路维护等多种防护措施。相关结果为高湿区域输电线路金具锈蚀防护提供了参考。

关键词:高湿区域; 金具锈蚀; 工业污染; 防护措施; 多因素影响分析模型

中图分类号: TM 72 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2024)02-0064-06

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240211

Multi-factor Influence Analysis Model for Corrosion of Metal Fittings on Transmission Lines in High Humidity Areas

GUO Lirui¹, ZHANG Rui², WU Chi², LEI Xiao², HU Fasheng³, LIAN Hongxia³

(1. State Grid Sichuan Electric Power Company, Chengdu 610041, Sichuan, China; 2. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China; 3. School of Microelectronics, Hubei University, Wuhan 430062, Hubei, China)

Abstract: The overall situation of regional pollution and the inducement of corrosion of metal fittings on transmission lines are analyzed, and the analysis method and protective measures are put forward. The results show that the acid wet sedimentation in Sichuan region is mainly distributed in the south and west of Sichuan, and is distributed in summer and autumn. The high sulfur pollution and high acid type wet sedimentation environment is the external cause of the acceleration of corrosion rate for metal fittings. The multi-factor model for corrosion of metal fittings on transmission lines is established, and the regional distribution map for corrosion of metal fittings is obtained. A variety of protective measures such as anti-corrosion measures for metal fittings, image recognition of lines and maintenance of transmission lines are put forward. The relevant results provide a reference for corrosion protection of metal fittings on transmission lines in high humidity area.

Key words: high humidity area; corrosion of metal fittings; industrial pollution; protective measures; multi-factor influence analysis model

0 引言

中国西南区域湿度明显,四川省尤为突出。高湿环境诱发了输电线路金具表面锈蚀,在化学、电流等多重因素下,容易出现腐蚀断裂,直接引起输电线路跳闸,影响着区域供电安全。

基金项目: 国网四川省电力公司科技项目(52199722001H)

有关输电线路金具腐蚀和磨损问题,是工程技术关注的重点。文献[1]以广西河池地区为典型,分析了区域的酸性湿沉降分布特性,重点研究了区域的金具典型腐蚀缺陷的影响因素,在此基础上,提出了输电线路的金具腐蚀应对措施。文献[2]发现酸性高湿条件加速了导线金具磨损率,并且发现电流引发的电腐蚀作用在导线金具表面上,这加速了导线金具的磨损。文献[3-4]采集了工业区域湿沉

降数据,建立了酸性湿沉降模拟环境,指出了可溶性硫酸盐是金具腐蚀的主导因素,酸性湿沉降中可溶性硫酸盐加速金具裂缝产生,引起金具腐蚀失效。文献[5]分析了四川地区金具腐蚀的气候条件和环境情况,指出湿度和 SO_2 是影响四川电网电力金具腐蚀的主要影响因素。文献[6]调查了四川输变电金属设备的腐蚀情况,分析了腐蚀的影响因素,建议差异化设计输变电金属设备的防腐水平。

中国西南多数地区属于硫酸型湿沉降^[5,7-12],文献[8]分析了广西壮族自治区 13 年湿沉降数据,发现广西内陆城市酸雨频率相对较高;文献[9]总结了 2005—2010 年河池市酸雨变化,节能减排控制后 SO_2 排放量下降但仍有波动,金属冶炼排放是河池地区 SO_4^{2-} 的主要来源。文献[10]发现四川区域大气重污染多发生在湿度大、空气相对稳定的时间段,该时间段相对湿度范围为 60%~90%,近地多层逆温日较多、大气趋于稳定,这导致污染物不易扩散。文献[11-12]通过解译卫星湿度数据,发现四川盆地大气污染的扩散能力随着风速减弱而减弱,这直接造成大气污染物的浓度升高。文献[5]总结了四川省酸雨分布情况,酸雨主要集中于川南和川西等高温高湿区域,这些区域大气污染较为严重,具有腐蚀性高酸型湿沉降的特点。

下面在四川地区污染总体情况以及输电线路金具腐蚀的诱因基础上,提出了输电线路金具锈蚀环境的机器识别方法,动态获取锈蚀区域分布图,并从金具金属材料防腐、线路图像识别以及维护等角度提出金具防腐措施。

1 四川地区污染总体情况

随着大气污染治理工作的推进,四川区域污染排放量总体呈现逐年下降趋势。以攀枝花为例,文献[13]收集了 2015—2019 年攀枝花市的大气污染数据。如图 1 所示,分析了大气污染随着时间和空间的变化情况:该地区污染随着时间总体下降,但是作为腐蚀的主要污染物 SO_2 和 NO_2 未见下降;该市东部地区和西部地区大气污染物值相对较高,这跟冶金、水泥等工业污染源直接相关,该结论与文献[9]相似,金属冶炼排放是 SO_4^{2-} 的主要来源。从四川污染区域分布来看,酸性湿沉降主要分布在川南地区的泸州和自贡一带,以及川西区域攀枝花一带,川西北区域污染较少。从时间来看,污染排放量总体逐

年下降,夏秋季为硫沉降的高发季节,该值与源排放区域时间较为吻合,但大气传输与扩散会造成一定差异。

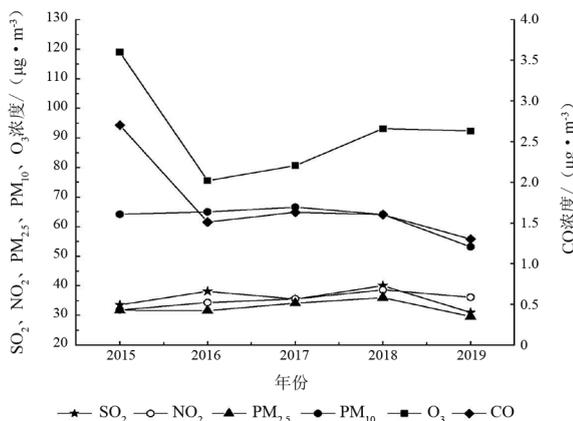


图 1 攀枝花市污染趋势

文献[1-6]在总结电力金具腐蚀时,发现腐蚀区域金具附近的水雾易受到排放污染物的影响,所形成的湿沉降 pH 值相对较低且 SO_4^{2-} 值相对较高,这是导致金具镀锌层腐蚀的外在原因。文献[1]还认为冶金粉尘、化工污染等气溶胶的粘附性极强,高湿环境及金具发热导致金具表面的干湿状态变化极易引起金具表层的粉尘粘附,这也是金具锈蚀的外在诱因。

2 多因素影响分析模型

2.1 典型腐蚀

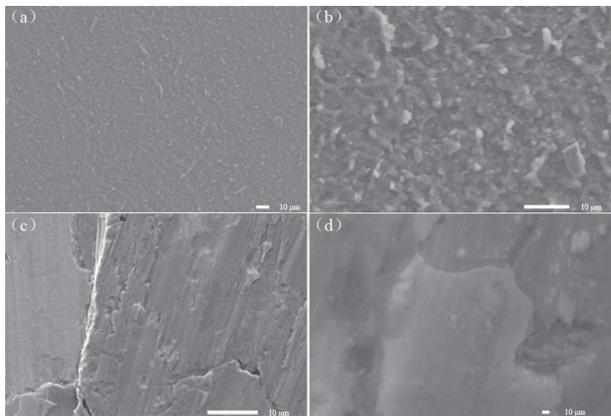
四川省极为重视节能减排工作,但冶金、化工和建材等重点工业的污染形势依旧严峻。这种高硫污染形成的气溶胶和高湿地区水雾相结合,形成腐蚀性高酸型湿沉降环境,直接腐蚀金具引起了断线。以并沟线夹为例,这种并沟线夹类接续金具用于连接无张力的中小截面导地线,以及连接非直线杆塔的跳线。四川辖区多处 500 kV 地线并沟线夹出现的典型故障如图 2 所示,黑色区域有明显电流腐



图 2 500 kV 地线并沟线夹腐蚀故障

蚀痕迹。并沟线夹接触面采用波浪形,与地线接触侧残留有较多暗红色腐蚀产物,而与引流线接触侧基本保持铝合金颜色,无锈蚀情况。

对故障样品的表面和切面进行了形貌分析,如图 3 所示:锈蚀前金具表面有镀锌层,表面光滑,见图 3(a);锈蚀后的金具表面有凹凸不平、分布不均的锈蚀层,见图 3(b);锈蚀后的金具基体有向内部扩张的锈蚀裂纹,这些裂纹由金具表面向金具基体内部扩展,见图 3(c)、(d)。根据文献[14],腐蚀过程金具容易出现埋藏在锈蚀层下的裂纹,这种深埋的裂纹不规则,是应力和化学的协同作用下产生的。所研究的地线故障区段均存在地线环流,运行中的连接金具首先受到化学、电场双重腐蚀,在相连部位出现腐蚀导致表面电阻迅速变大,在地线环流作用下产生阻性发热而脆断,因此图 3(c)中有较大的裂纹,且裂纹相对较少。地线与并沟线夹接触部位在地线环流较大时急剧增温,加快地线腐蚀速率,随着腐蚀的增加,接触电阻进一步增大;同时线路负荷增加,地线环流会进一步增大,形成恶性循环。在运行过程中,地线腐蚀情况不断恶化使钢线依次断裂,当剩余钢线有效截面积不足以承受外部张力时被瞬时拉断。



(a) 正常表面;(b) 故障腐蚀表面;(c) 腐蚀切面;(d) 腐蚀切面

图 3 腐蚀故障形貌

腐蚀性高酸型湿沉降区域输电线路的运行管理,首先要考虑建立腐蚀湿沉降区域分布图,通过分布规律采用差异化防护措施。

2.2 分析模型

参考 DL/T 1884.1—2018《现场污秽度测量及评定 第 1 部分:一般原则》^[15]的方法,提出高湿区域输电线路金具锈蚀多因素影响分析模型,动态获取输电走廊区域分布图,总体原则如下:

1) 动态获取气象分布信息,包括风速风向、温度和湿度等若干参数。

2) 考虑输电线路的微地形因素,重点关注污染排放微地形因素,包括盆地、峡谷等封闭特征区域;考虑输电线路的微气象因素,包括雨、雾和淞等。

3) 动态获取污染分布信息和污染物普查数据,包括气溶胶、硫氮排放物和灰尘沉降等;考虑污染源,重点关注金属冶炼、燃煤发电和水泥建材等工业污染源。

4) 考虑金具本体特征,包括金具材质、用途以及金具使用年限和故障率预估。

根据总体原则,选择和确定机器识别指标时,重点考虑下列因素:

- 1) 指标的适用范围、完整程度以及可操作性;
- 2) 指标所需数据的数量、质量,并且长期可获取。

指标分为两部分,包括金具指标以及金具环境指标。

2.1.1 金具指标

1) 单个金具本体信息参数

金具本体特征包括金具材质、用途以及金具使用年限等,本体参数因素评估 S 如式(1)所示。

$$S = \frac{1}{n_c} \sum_{c=1}^{n_c} A_c \quad (1)$$

式中: A_c 为均一化的金具 c 本体参数; n_c 为本体参数总数量。对于 c 金具来说,通过计算后 S 是个固定值。

2) 区域杆塔金具腐蚀故障率预估

根据文献[16]提供的方法,以典型连接金具来分析金具腐蚀故障率 P ,如式(2)所示。

$$P = 1 - \prod_{a=1}^{n_l} (1 - P_{f,a}) \quad (2)$$

式中, $P_{f,a}$ 为某一小气象区域的杆塔 f 类型 a 批次的金具腐蚀故障率,计算公式为

$$P_{f,a} = \int_0^{\sigma} \frac{1}{\sqrt{2\pi}\delta} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma - \mu}{\delta}\right)^2\right] d\sigma \quad (3)$$

式中: μ 为区域内连接金具腐蚀寿命的均值; δ 为区域内金具腐蚀寿命的标准差; n_l 为杆塔上同种金具数量; σ 取这些金具的最长寿命值。对于同一区域的杆塔同类型同批次的金具, P 值可以是固定值。

2.2.2 环境指标

主要考虑气象因素,含有微地形因素的气象分布信息。

1) 气象分布信息

输电走廊附近分布若干气象,输电走廊某点附近可以确定的气象信息坐标 $(X_{i,j}, Y_{i,j}, Z_{i,j})$ 以及相应坐标气象参数值 $W_{i,j}$,其中 X 为经度, Y 为纬度, Z 为海拔高度; η 为地形影响的修正系数,表示第 i 基

输电杆塔设定范围内第 j 个气象站的气象分布信息; n_g 表示气象站总数; 需要获得输电杆塔坐标 (X_i, Y_i, Z_i) 的气象参数值 W_i 可通过式(4)得

$$\begin{cases} W_i = \frac{\sum_{j=1}^{n_g} W_{i,j}/d_{i,j}^2}{\sum_{j=1}^{n_g} 1/d_{i,j}^2} \\ d_{i,j}^2 = (X_i - X_{i,j})^2 + (Y_i - Y_{i,j})^2 + \eta(Z_i - Z_{i,j})^2 \end{cases} \quad (4)$$

式(4)包含了输电线路的微地形因素和气象信息。图 4 为线路走廊地质地形三维图; 图 5 为直接抽取的走廊海拔。



图 4 线路走廊地质地形三维图

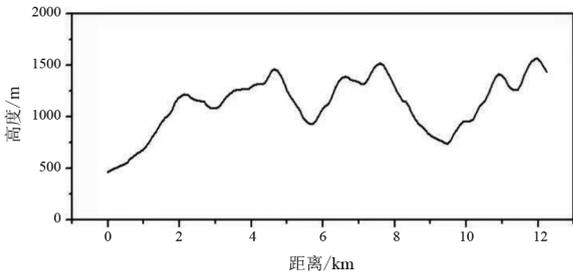


图 5 线路走廊海拔高度

2) 污染分布信息

沿输电走廊收集了绝缘子附近空气污染物, 其中随机分析采样点数据, 空气污染物可溶物质具体结果见表 1。

表 1 空气污染物可溶物质 单位: 10^{-3} mol/L

样品	SO ₄ ²⁻	Cl ⁻	NO ₃ ⁻	K ⁺	Na ⁺	Ca ²⁺
13 号	0.156 8	0.137 9	0.080 0	0.007 7	0.109 7	0.079 8
27 号	0.086 3	0.038 9	0.011 4	0.004 4	0.031 8	0.058 6
72 号	0.144 6	0.050 8	0.016 9	0.032 9	0.051 7	0.141 9
115 号	0.258 9	0.053 2	0.013 6	0.010 5	0.052 4	0.143 6

输电走廊的空气污染物可溶物质含量存在差异, 其中 13 号样品的 Cl⁻ 浓度远大于 27 号、72 号、115 号样品, 可以推断样品附近有含 Cl 元素的化工企业。4 个样品中的 SO₄²⁻ 含量均较高, 特别是 115 号, 跟当地的冶金企业污染输出分不开。通过阴阳

离子配对分析, 可以确定可溶盐成分主要为硫酸盐、氯盐、硝酸盐等, 其中硫酸盐含量略高, 这是引起腐蚀的重要原因。污染物信息参数 E 包括污染物种类、浓度以及金具使用年限等, 污染参数数量由 n_w 表示。污染参数因素评估 C 如式(5)所示。

$$C = (\sum_{w=1}^{n_w} \xi_w E_w) / n_w \quad (5)$$

腐蚀系数 ξ_w 跟污染物相关, 与 w 污染物对金具腐蚀相关, 污染物腐蚀能力越强, 该值越大。

2.2.3 综合评价

根据考虑的因素以及数据, 对输电线路金具锈蚀环境发生的危险性、腐蚀可能性做出的综合性分析评价 V , 该评价可自动获取地质环境、气候信息和污染物信息, 如式(6)所示。

$$V_i = f(S, P, W, C) = \sum_{i=1}^n \omega_i \omega'_i p_i \quad (6)$$

式中: V_i 为第 i 基杆塔的腐蚀评价; ω_i 为第 i 个腐蚀评价指标的自权重; ω'_i 为第 i 个腐蚀评价指标互权重; p_i 为第 i 个腐蚀评价的指标标准化值。

必要时需考虑时间段的累计影响, 假设输电走廊金具腐蚀影响因素如式(7)所示, 该影响因素包括时间的连续过程, 即

$$M_i^n = f(x_1^0, x_2^1, \dots, x_n^k) \quad (7)$$

假设环境因素对金具影响初始值为

$$M_i^0 = f(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0) \quad (8)$$

根据式(7)和式(8), 即可获得

$$\Delta M_i = f(x_1^0, x_2^1, \dots, x_n^k) - f(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0) \quad (9)$$

输电走廊第 i 基输电杆塔腐蚀时间影响即为 ΔM_i , 该数值为某个时间段的累计影响。

2.3 腐蚀评价结果

对某条 500 kV 线路进行了金具腐蚀评价并划分为 5 级: 低 (0~0.159)、较低 (0.159~0.245)、中 (0.245~0.312)、较高 (0.312~0.393) 和高风险 (>0.393), 如图 6 所示。根据结果, 得出高风险约占 5.98%, 较高风险占 48.91%。输电走廊地形特点、污染分布均影响着金具评价的分布, 该趋势分布反映了金具的整体腐蚀情况。但对于某些金具腐蚀程度高的杆塔, 这类金具引发的故障较高, 所以要重点关注危险性高的连接金具, 或者容易给其他设备带来危害的易损性金具, 如防震锤这些金具腐蚀后造成的后果严重。

金具腐蚀风险级别越高, 说明输电走廊风险区域腐蚀条件越充分, 出现金具故障概率越大, 这些区域需

要重点关注。从图 6 中可以看出,较高风险区较多主要集中在杆塔 184—176、144—155、83—122、46—74、27—31 之间的线路走廊,而高风险区较少,集中在 112—123 区段的输电走廊。

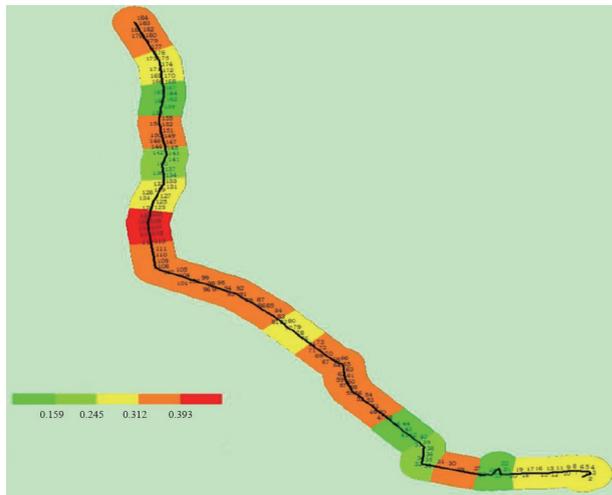


图 6 某输电走廊金具腐蚀风险分布

3 防范措施

在获取输电走廊金具腐蚀风险分布的基础上,可以从以下几方面进行防护,包括金具金属材料防腐、线路金具光学故障识别以及重点区段重点维护等。

1) 金具金属材料防腐方面,对于重点高风险区段,镀锌铸铁已经远不能满足需求,石墨烯/碳纳米管杂化材料改性导电涂料^[17]、水性金属防腐蚀涂料^[18]等均可用来改变金具表面腐蚀导电性能,达到金具金属材料防腐的目的。

2) 线路金具光学故障识别方面,可以采用了红外热像仪和紫外成像仪进行联合检测。目前广泛采用红外热像仪、紫外成像仪以及可见光对金具进行了重点检查,获得了大量的金具腐蚀缺陷光谱图片,并在此基础上进行重点维护,获得的效果良好。

3) 在金具运行维护方面,对重点区段重点维护。重点考虑输电线路的微地形因素、走廊腐蚀因素,并加强巡检,更换耐腐蚀金具等。

4 结论

1) 四川区域污染排放量总体呈现逐年下降趋势,酸性湿沉降主要分布在川南和川西区域,且夏秋季为硫沉降的高发季节。

2) 高硫污染形成的腐蚀性高酸型湿沉降环境,

以及地线电流较大时急剧增温,加快地线腐蚀速率。

3) 建立腐蚀时空因素影响模型,可动态获取金具区域分布图。

4) 提出采用红外热像仪和紫外成像仪联合检测的手段来获取故障信息,采用耐腐导电涂料增加金具耐腐蚀性能。

参考文献

- [1] 张秀丽,柯睿,杨跃光,等. 酸性湿沉降区域 500 kV 输电线路金具缺陷机理分析及防范措施[J]. 高电压技术, 2016, 42(1): 223-232.
- [2] 赵美云. 电气化铁路架空导线微风振动磨损特性研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2014.
- [3] 陈军君,李明,胡加瑞,等. 酸雨地区电力金具腐蚀速度模型和寿命评估[J]. 华东电力, 2013, 41(5): 1037-10390.
- [4] 陈军君,胡加瑞,谢亿,等. 典型工业区输电线路金具腐蚀失效分析[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2013, 25(6): 508-513.
- [5] 潘玉霞,王玫,王志高,等. 大气腐蚀环境对四川电网输变电设备腐蚀的影响研究[J]. 材料保护, 2018, 51(4): 110-113.
- [6] 王志高,田倩倩,耿植,等. 四川电网输变电设备的腐蚀情况调查及防护措施[J]. 腐蚀与防护, 2021, 42(3): 34-37.
- [7] 王文兴,许鹏举. 中国大气降水化学研究进展[J]. 化学进展, 2009, 21(2-3): 266-281.
- [8] 董蕙青,黄海洪,高安宁,等. 影响广西酸雨的大气环流特征分析[J]. 气象, 2005, 31(10): 51-55.
- [9] 覃柳妹,黄奎贤,王景,等. 2005~2010 年河池市酸雨变化趋势和特征分析[J]. 广西科学院学报, 2011, 27(2): 102-104.
- [10] 蒋婉婷,谢汶静,王碧菡,等. 2014—2016 年四川盆地重污染大气环流形势特征分析[J]. 环境科学学报, 2019, 39(1): 180-188.
- [11] 罗清,闵文彬,彭骏. FY-2E 卫星和探空湿度资料的对比分析[J]. 高原山地气象研究, 2014, 34(1): 29-32.
- [12] 宋云帆,闵文彬. 四川区域 FY-2F 卫星和探空相对湿度数据的对比分析[J]. 高原山地气象研究, 2019, 39(2): 70-75.
- [13] 曹雪莹,叶芝祥. 2015—2019 年攀枝花市大气污染物时空变化特征分析[C]//中国环境科学学会 2021 年科学技术年会-环境工程技术创新与应用分会场论文集(三).北京:中国环境科学学会学术委员会, 2021: 191-199.
- [14] 边敏娟,钱骏,刘志红,等. 四川中东部地区 2009 年

大气硫沉降模拟[J]. 环境科学研究, 2012, 25(10): 1115-1119.

- [15] 电力行业绝缘子标准化技术委员会. 现场污秽度测量及评定 第 1 部分: 一般原则: DL/T 1884.1—2018[S]. 北京: 中国电力出版社, 2018.
- [16] 殷峰, 仲昭峰, 高旭, 等. 基于风沙区域绝缘子故障数据的配电线路风险评估方法[J]. 供用电, 2020, 37(11): 28-33.
- [17] 姜雄峰. 石墨烯/碳纳米管杂化材料改性导电涂料的研究[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2019.
- [18] LI Yingping, ZHANG Hongming, WANG Xianhong, et al.

Growth kinetics of oxide films at the polyaniline/mild steel interface[J]. Corrosion Science, 2011, 53(12): 4044-4049.

作者简介:

郭利瑞(1980), 男, 高级工程师, 研究方向为输变电运行维护技术;

张睿(1987), 女, 硕士研究生, 工程师, 研究方向为输变电运行维护技术;

吴驰(1983), 男, 硕士, 高级工程师, 从事变电运行维护技术。

(收稿日期: 2023-09-26)

(上接第 4 页)

在图 6 中, LCC、MMC1 母线对应的量分别用红色、蓝色实线表示, MMC2、MMC3 对应的量用黑色虚线表示。对比图 6(a) 中红色、蓝色曲线可知, 在相同的电气距离外发生交流系统故障时, 由于 LCC 母线上配置交流滤波器, 其母线电压瞬时值缓慢振荡下跌, 故障后 1.4 ms 下降至最低点 240 kV, 而 MMC1 母线电压瞬时值的下跌更为快速, 故障后 0.1 ms 之内即可下降至 240 kV。相比之下, 交流系统故障后 MMC 母线的电压变化特征比 LCC 母线更为清晰, 更有利于实现服务于换相失败快速控制的故障判别。另外, 对比图 6(a) 中红色实线与黑色虚线可知, 对于 MMC 母线而言, 故障点距离母线的距离越远, 电压跌落越小, 但故障后电压的下降速度基本一致, 均无 LCC 母线的振荡下跌过程。

观察图 6(b) 中红色、蓝色曲线, 对比利用 MMC 和 LCC 母线电压计算获得的电压跌落指标可知, 前者在故障后的响应更为灵敏。假设基于电压跌落指标的换相失败预测控制启动门槛如图 6(b) 中标注所示, 则采用 MMC 母线电压后控制的投入时间可以提前 Δt , 将更有利于换相失败抑制。

5 结 论

上面针对白鹤滩—江苏 UHVDC 工程新型混合级联拓扑, 结合其受端结构特点和接入交流系统方式, 分析了换流器的触发调节特点和换相失败抑制新思路, 以期对混合级联 UHVDC 的换相失败抑制提供技术参考。主要结论如下:

1) 不考虑电气量采样间隔的条件下, LCC 的触发信号高度离散。该特点对于换相失败控制手段在故障后的响应速度提出了更高要求, 一旦一次触发生成, 本次换相过程将无法调节, 控制效果只能作用于下一次触发。

2) 相比于常规直流, 混合级联 UHVDC 的逆变侧站内有多个 500 kV 节点且分散接入交流系统, 可获得的电压信息更为丰富; 此外, MMC 所连接交流母线未配置交流滤波器, 在交流系统故障下母线电压响应更灵敏。因此, 可从故障信息扩充、故障判据优化两方面入手发挥混合级联拓扑优势, 提升 UHVDC 系统的换相失败抵御能力。

参考文献

- [1] 郭春义, 赵剑, 刘炜, 等. 抑制高压直流输电系统换相失败方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(S1): 1-10.
- [2] 王永平, 赵文强, 杨建明, 等. 混合直流输电技术及发展分析[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(7): 156-167.
- [3] 刘泽洪, 马为民, 王绍武, 等. 混合级联特高压直流输电系统方案设计及动模试验验证[J]. 电网技术, 2021, 45(3): 1214-1222.
- [4] 徐政, 王世佳, 张哲任, 等. LCC-MMC 混合级联型直流输电系统受端接线和控制方式[J]. 电力建设, 2018, 39(7): 115-122.
- [5] 许烽, 宣晓华, 江道灼, 等. 常规直流输电系统改造用的混合直流输电技术[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3209-3215.
- [6] 刘磊. 高压直流输电系统换相失败抑制的控制策略研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2021.
- [7] NIU C, YANG M J, XUE R, et al. Research on inverter side AC fault ride-through strategy for hybrid cascaded multi-terminal HVDC system[C]. 2020 IEEE 4th Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), IEEE, 2020.
- [8] 李程昊, 刘畅, 张振安, 等. 计及换相失败预测控制和故障合闸角的 HVDC 换相失败分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(3): 56-63.

作者简介:

刘磊(1993), 男, 博士, 工程师, 主要研究方向为特高压直流输电控制与保护。

(收稿日期: 2023-06-13)

直流海缆敷设张力特性研究

刘利林¹, 王岭², 林秀浩¹, 岳浩³, 刘文勋³

(1. 南方电网能源发展研究院有限责任公司, 广东 广州 510530;

2. 国网湖北省电力公司武汉供电公司, 湖北 武汉 430013;

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

摘要: 直流海缆是深远海风电送出的核心装备之一, 其施工质量对海上风电场的安全运行至关重要。基于悬链线计算模型, 提出了直流海缆敷设张力计算方法。利用计算模型, 研究了敷设水深、敷设速度及海缆铠装结构及材料对海缆敷设张力的影响规律, 并计算了海缆入水角与敷设速度之间的变化关系。基于计算结果所提出的直流海缆敷设张力及弯曲半径控制措施, 可指导深远海直流海缆工程建设。

关键词: 直流海缆; 敷设; 张力

中图分类号: TM 615 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2024)02-0070-05

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240212

Research on Tension Characteristics of DC Submarine Cable Laying

LIU Lilin¹, WANG Ling², LIN Xiuhao¹, YUE Hao³, LIU Wenxun³

(1. China Southern Power Grid Energy Development Research Institute Co., Ltd., Guangzhou 510530,

Guangdong, China; 2. State Grid Wuhan Electric Power Supply Company, Wuhan 430013,

Hubei, China; 3. Central Southern China Electric Power Design Institute Co., Ltd.

of CPECC, Wuhan 430071, Hubei, China)

Abstract: DC submarine cable is one of the most important equipment of long-distance offshore wind power transmission, and its construction reliability are critical to the safe operation of offshore wind farms. Based on the catenary calculation model, the calculation method for tension of DC submarine cable laying is proposed. Using the calculation model, the influence of laying depth, laying speed, submarine cable armor structure and materials on the tension of submarine cable laying is studied. The variation law between the angle of submarine cable entry and laying speed is also calculated. Based on the calculation results, the proposed control measures for the tension of DC submarine cable laying and bending radius can guide the construction of long-distance offshore DC submarine cable project.

Key words: DC submarine cable; laying; tension

0 引言

近年来, 中国海上风电蓬勃发展, 近海风电并网规模屡创新高。随着近海风电资源的开发殆尽, 发展深远海风电已经成为实现“碳达峰、碳中和”战略的重要抓手。

海上风电送出有交流输电和直流输电两种方式, 由于长距离条件下充电功率过大、电压升高以及

过电压等问题, 交流输电不能满足深远海大容量海上风电送出的需求。直流输电具有输送距离远、运行调控灵活等优点, 是大规模、远距离海上风电送出的理想方式。作为深远海风电送出的核心装备之一, 直流海缆的施工可靠性对海上风电场的安全运行至关重要。直流海缆敷设张力对施工效果、运行安全有着重要影响。敷设张力过大时, 海缆将难以随着埋设机的作业而沉入沟槽中, 且容易在洋流的作用下产生共振, 引起绝缘失效; 严重的情况下, 敷

设张力会超过允许值引起海缆本体结构损伤。敷设张力过小时,海缆容易在海床上产生扭转变形,无法得到有效保护。

受海洋地域环境、海洋水文、技术等条件的影响,中国海缆施工主要集中在近海区域,水深一般不超过 50 m,敷设长度在 100 km 内。在深远海海缆施工方面,中国施工企业缺少相关经验,直接制约了中国深远海风电大规模的开发利用。文献[1]采用数值计算方法分析了海底光缆在敷设过程中的动态特性,计算方法复杂,制约了在工程中的推广应用。文献[2]通过建模分析了海底电缆受力对作业设备的要求。

下面采用 CIGRE TB 623^[3] 推荐的计算模型,对典型直流海缆敷设过程中的张力特性进行了计算,研究了影响张力的主要因素,并提出了控制张力的主要措施。研究成果对深远海直流海缆设计、施工及运行具有重要指导意义。

1 海缆敷设张力计算模型

1.1 悬链线计算模型

悬链线是一种曲线,因其形状与悬在两端的绳子在均匀引力作用下掉下来之形相似而名。适当选择坐标系后,悬链线的方程是一个双曲余弦函数。直流海缆敷设作业时,若敷设作业船在平静海面上以恒定速度作业,从敷设作业船滑轮放线点至海床触地点之间的海缆可视同悬链线,如图 1 所示。直流海缆简化成悬链线计算模型的假定条件为:1) 电缆无弯曲刚度;2) 电缆移动入水时为自然入水状态,不受额外拉力;3) 电缆的单位长度重量均匀相同。

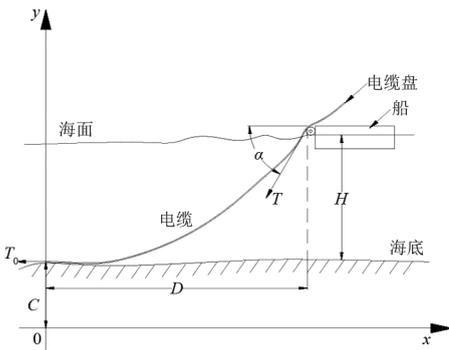


图 1 海缆悬链线敷设计算模型

除了非常浅的作业水深外,海缆的弯曲刚度大多数情况下可以忽略;敷设速度很慢时,施加于电缆上的拉力也可以忽略,电缆荷载沿线长基本呈均匀分布。因此,在这些假定条件下,悬链线模型可满足工程需要。图 1 中, D 、 H 分别为海缆在敷设船悬挂点至海缆在海床触地点之间的水平及垂直距离, m ; T_0 为海缆在海床触地点水平张力(退扭力), N ; T 为敷设船出口海缆承受的张力, N ; α 为电缆入水角, $^\circ$ 。因此,直流海缆敷设的悬链线模型可表示为:

$$y = c \cosh \frac{x}{c} \quad (1)$$

$$c = \frac{T_0}{W} \quad (2)$$

$$W = 1.08W_a - \pi r^2 \times 1000 \quad (3)$$

式中: c 为悬链线常数; W 为单位长度海缆在水中的重量, N/m ; W_a 为单位长度海缆在空气中的重量, N/m ; r 为海缆半径, m 。

海缆悬挂点张力及海床触地点水平张力按式(4)一式(6)计算。

$$T = T_0 + WH \quad (4)$$

$$T_0 = T \cos \alpha \quad (5)$$

$$T = \frac{WH}{1 - \cos \alpha} T_0 = WH \frac{\cos \alpha}{1 - \cos \alpha} \quad (6)$$

式中, H 为海缆悬挂点至海缆在海床触地点之间垂直距离, m 。

海缆敷设时应根据水深、电缆重量和需要的敷设张力控制入水角的范围,一般在 $30^\circ \sim 60^\circ$ 之间,水深超过 30 m 时,角度应接近 60° 。入水角过大会使海缆产生扭转,入水角过小会导致海缆张力过大而损坏海缆。

海缆的入水角可由式(7)计算。

$$\cos \alpha = -\frac{W}{176rv^2} + \sqrt{\left(\frac{W}{176rv^2}\right)^2 + 1} \quad (7)$$

式中, v 为电缆敷设船的绝对速度, m/s 。

海缆在海床触地点弯曲半径可由式(8)计算。

$$R_0 = c = \frac{H \cos \alpha}{1 - \cos \alpha} \quad (8)$$

海缆悬挂点至海床触地点之间的水平距离及水中海缆长度、重量按式(9)一式(11)计算。

$$D = H \cdot \frac{\sinh^{-1}(\tan \alpha)}{\sec \alpha - 1} \quad (9)$$

$$L = c \cdot \sinh \frac{D}{c} \quad (10)$$

$$W_1 = W \cdot L \quad (11)$$

式中: D 为海缆悬挂点至海缆在海床触地点之间的水平距离,m; L 为水中海缆长度,m; W_1 为水中自由悬挂的电缆重量,N。

1.2 海缆张力分配计算

海缆敷设过程中,海缆导体和铠装的张力分配与两层结构的截面成正比,可按式(12)一式(13)计算。

$$T_{Co} = \frac{A_{Co} \cdot E_{Co}}{A_{Co} \cdot E_{Co} + A_{Ar} \cdot E_{Ar}} \cdot T \quad (12)$$

$$T_{AR} = T - T_{Co} \quad (13)$$

式中: T_{Co} 为导体承受的张力,N; T_{AR} 为铠装层承受的张力,N; A_{Co} 为导体截面, mm^2 ; E_{Co} 为导体层弹性模量, N/mm^2 ; A_{Ar} 为铠装层截面, mm^2 ; E_{Ar} 为铠装层弹性模量, N/mm^2 。

2 海缆敷设张力影响因素分析

2.1 张力计算边界条件

以某 ± 250 kV 交联聚乙烯电缆直流海缆为例进行敷设张力计算,海缆结构如图 2 所示,海缆参数如表 1 所示。海缆铜导体截面为 2500 mm^2 ,弹性模量为 $10\,000 \text{ N}/\text{mm}^2$,抗拉强度为 $70 \text{ N}/\text{mm}^2$;铠装层镀锌钢丝单丝外径为 6.0 mm ,共 75 根镀锌钢丝,弹性模量为 $205\,000 \text{ N}/\text{mm}^2$,镀锌钢丝单位抗拉强度为 $350 \text{ N}/\text{mm}^2$,铠装层总截面为 2121 mm^2 。

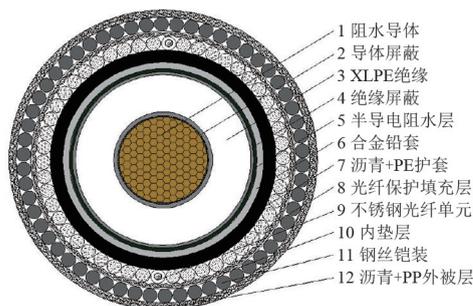


图 2 直流海缆结构

根据材料抗拉强度和对应的截面积,计算得到海底电缆导体允许承受的最大张力为 175 kN ,铠装

层允许承受的最大张力为 742 kN 。根据式(12)计算得到铠装层承受的张力占海底电缆纵向张力的 94.6% 。因此,敷设施工时,海缆张力主要靠铠装层承受,导体承受的张力非常小。由铠装层允许承受最大张力推算得到海缆能够承受的最大张力为 785 kN 。

表 1 直流海缆参数表

名称	数值
导体标称截面/ mm^2	2500
型线阻水导体外径/ mm	57.7
半导体捆扎带厚度/ mm	0.27
半导体捆扎带外径/ mm	58.8
导体屏蔽厚度/ mm	2.0
导体屏蔽外径/ mm	62.8
XLPE 绝缘厚度/ mm	20.0
XLPE 绝缘外径/ mm	102.8
绝缘屏蔽厚度/ mm	1.2
绝缘屏蔽外径/ mm	105.2
半导体阻水层厚度/ mm	2.0
半导体阻水层外径/ mm	109.2
铅套厚度/ mm	4.1
铅套外径/ mm	117.4
聚乙烯护套厚度/ mm	3.9
聚乙烯护套外径/ mm	125.4
光单元保护层厚度/ mm	5.5
光纤单元直径/ mm	5.0
内衬层厚度/ mm	1.5
钢丝铠装层厚度/ mm	5.2
铠装外径/ mm	149.8
防腐层+外被层厚度/ mm	3.8
海缆近似外径/ mm	157.4
海缆在空气中单位长度质量/ $(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	634

2.2 影响因素分析

2.2.1 海缆敷设张力与水深的关系

由式(6)计算得到敷设速度为 15 m/s 时,海缆在船尾(即悬挂点)承受的张力与水深关系如图 3 所示。从图中可知,敷设水深增加,海缆承受的张力随之线性增加。在敷设速度为 15 m/s 、海缆能够承受的最大纵向张力为 785 kN 时,对应的最大敷设水深约为 275 m 。

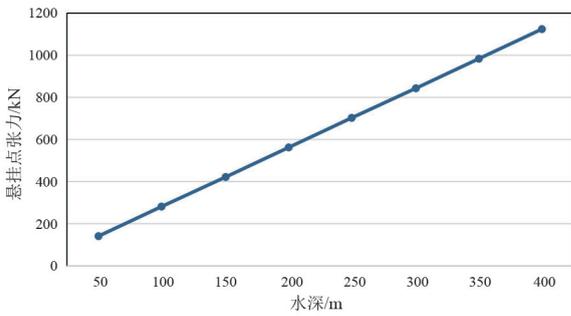


图 3 海缆敷设张力与水深的关系

2.2.2 海缆敷设张力与敷设速度的关系

由式(6)、式(7)计算得到水深 50 m 时海缆在船尾(即悬挂点)承受的张力与敷设速度关系如图 4 所示。从图 4 可知,海缆承受的张力随敷设速度的增加而增加,这是由于敷设速度增加导致海缆与海床夹角减小,引起张力增加。水深 50 m 条件下,敷设速度为 5 m/s 时,海缆张力仅为 10.77 kN;敷设速度为 20 m/s 时,海缆张力增加到 261.39 kN;而敷设速度超过 20 m/s 后,张力增加的速度迅速加大。结合海缆能够承受的最大张力,敷设速度在 30 m/s 以内时,海缆悬点处承受的张力均不会超过允许值,因此在深远海施工时,敷设速度应严格控制不超过 30 m/s,这样对控制敷设张力、保证施工质量和安全具有重要意义。

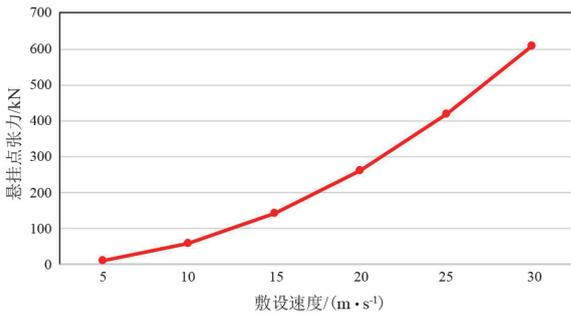


图 4 海缆敷设张力与敷设速度的关系

2.2.3 海缆入水角与敷设速度的关系

敷设速度除了影响海缆张力外,还会影响海缆入水角,由式(7)计算得到海缆入水角与敷设速度关系如图 5 所示。从图 5 可知,海缆入水角随敷设速度的增加而减小。敷设速度增加时,海缆所受张力迅速增加,导致入水角度减小。结合海缆敷设张力与速度的关系,海缆在近海及潮间带敷设时,敷设速度建议控制在 10 m/s 以下,对应的入水角应不超过 60°;在深远海施工时,敷设速度建议控制在 20~30 m/s,入水角应不超过 30°。

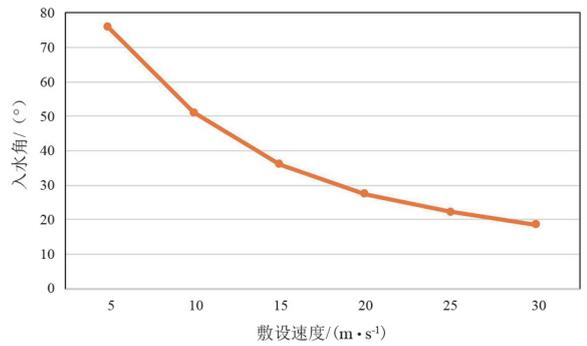


图 5 海缆入水角与敷设速度的关系

2.2.4 海缆敷设张力与铠装结构及材料的关系

对于采用镀锌钢丝铠装的深海直流海缆工程,当海缆承受张力超过材料抗拉强度时,需要提高海缆铠装层机械强度,采用双层铠装或者抗拉强度更高的铠装材料。初步考虑在原有 75 根镀锌钢丝的基础上增加一层钢丝,以及采用抗拉强度为 800 N/mm²的磷青铜两种方案下,计算海缆敷设张力与水深的关系。

采用双层镀锌钢丝铠装时,内层钢丝铠装的数量为 75 根,外层钢丝铠装的数量为 85 根。采用式(12)计算得到铠装层承受的张力占海缆总张力的 97.4%。由铠装层承受最大张力允许值推算得到海缆能够承受的最大张力为 1626 kN,如表 2 所示。敷设速度为 15 m/s 时,对应的最大敷设水深约为 575 m;敷设速度为 25 m/s 时,对应的最大敷设水深约为 195 m。

采用抗拉强度为 800 N/mm²的单层磷青铜丝(弹性模量 113 000 N/mm²)铠装,计算得到铠装层承受的张力占海缆总张力的 90.6%。由铠装层承受张力允许值推算得到海缆能够承受的最大张力为 1852 kN,如表 2 所示。敷设速度为 15 m/s 时,对应的最大敷设水深约为 657 m;敷设速度为 25 m/s 时,对应的最大敷设水深约为 222 m。

表 2 铠装结构及材料参数

铠装材料	单层 镀锌钢丝	双层 镀锌钢丝	单层 磷青铜丝
铠装截面/mm ²	2121	4524	2121
抗拉强度/(N·mm ⁻²)	350	350	800
铠装层允许张力/kN	742	1583	1696
铠装层张力占海缆 张力比值/%	94.6	97.4	90.6
海缆承受最大张力/kN	785	1626	1852

因此,对于水深较大的直流送出海缆工程,为了

确保海缆敷设安全,应全面提升铠装层设计强度,采用双层铠装或者抗拉强度更高的铠装材料。

3 海缆敷设张力控制措施

从前面计算可知,海缆敷设过程中,影响张力的因素非常多。为了确保海缆本体以及敷设施工作业安全,建议采取如下措施对海缆张力进行控制。

1)海缆敷设入水前,应采取退扭措施,减小海床触地点水平张力,避免电缆发生扭结。对于深远海长距离的直流送出海缆,推荐采用旋转水平转盘实现退扭。

2)海缆敷设过程中,应实时监测海缆入水角及张力。入水角是敷设张力和速度的综合反映,当敷设速度过快时,入水角增大,需及时用盘缘刹车或履带牵引机制动;反之则应减小制动力,甚至要送出海缆。

3)选用合理的海缆铠装结构。从前述分析可知,与单层镀锌圆钢丝铠装相比,采用双层钢丝铠装或者抗拉强度更高的铠装材料时,海缆能承受的纵向张力和适用的水深均大幅增加。在工程设计阶段,应结合勘察资料准确计算海缆敷设过程中的最大张力,进而针对性选择铠装层结构及材料。常用的海缆铠装结构有单层铠装、双层铠装、组合铠装及扁钢(铜)丝铠等,其中常用于大深水工况的一般为双层铠装及扁钢(铜)丝铠。

4 结 论

直流海缆是深远海风电送出的核心装备之一,其施工质量对海上风电场的安全运行至关重要。上面采用 CIGRE TB 623 推荐的计算模型,研究了直流海缆敷设张力特性。

直流海缆敷设张力计算采用悬链线模型,通过计算发现,海缆敷设张力主要靠铠装层承受,一般在 95%左右,导体承受的张力非常小。敷设水深及敷设速度增加时,海缆承受的张力随之增加,根据理论计算值,敷设速度宜控制在 20~30 m/s,实际施工时可适当减少,以保证施工安全。海缆入水角随敷设速度的增加而减小,水深超过 30 m 时,角度应接近 60°。对于水深较大的直流送出海缆工程,应全面提升铠装层设计强度,采用双层铠装或者抗拉强度更高的铠装材料,并在敷设前充分退扭,敷设过程中应

实时监测海缆入水角及张力。所做研究结论对深远海直流海缆工程建设具有指导意义。

参考文献

- [1] 张太佶,胡晓为.海底电缆在敷设中的受力分析[J].船舶,2009,20(3):15-20.
- [2] 卢正通,乐彦杰,吴颖君,等.海底电缆施工作业机械受力建模分析[J].电气技术与经济,2020(4):1-5.
- [3] Recommendations For Mechanical Testing of Submarine Cables: CIGRE TB 623-2015[S].
- [4] 电力规划设计总院.城市电力电缆线路设计技术规定:DL/T 5221—2016[S].北京:中国计划出版社,2016.
- [5] 曹淑刚,张吉,孙小钎,等.考虑弯曲刚度的高压海缆敷设受力分析[J].太阳能学报,2019,40(10):3009-3016.
- [6] 岳浩,吴高波,李健,等.均匀流作用下海底电缆涡激振动的试验研究[J].电力勘测设计,2019(9):7-13.
- [7] 姚兴隆,迟岩,韩毅平,等.考虑船舶粘性阻尼的海缆敷设及登陆分析[J].光通信研究,2020(2):30-35.
- [8] 廖星,李健,岳浩,等.洋流作用下海底电缆稳定性研究[J].电力勘测设计,2020(2):9-15.
- [9] 应启良,魏东,高小庆,等.我国高压及超高压交联聚乙烯绝缘电力电缆的应用与发展[J].电线电缆,2001(3):3-9.
- [10] 乐彦杰,郑新龙,黄崇武,等.海底电缆张力弯曲试验装置结构受力有限元分析[J].机械科学与技术,2021,40(9):1385-1390.
- [11] 吴庆华,马凌,岳浩,等.500 kV 海南联网工程海底电缆线路设计[J].上海电气技术,2021,14(3):5-9.
- [12] 张洪亮,张建民,于洪森,等.高压电缆大截面分割导体焊接后的机械性能及缓冲阻水层设计[J].电线电缆,2018(4):36-39.

作者简介:

刘利林(1983),男,硕士,高级工程师,研究方向为输电工程技术;

王 岭(1991),男,硕士,工程师,研究方向为输变电工程管理;

林秀浩(1972),男,高级经济师,研究方向为输变电技术管理;

岳 浩(1988),男,硕士,高级工程师,研究方向为输电工程技术;

刘文勳(1982),男,硕士,高级工程师,研究方向为输电工程技术。

(收稿日期:2023-09-15)

新型电力系统下需求侧管理机制及发展策略研究

张天米,王俐英,王永利,曾 鸣

(华北电力大学经济与管理学院,北京 102206)

摘要:大规模高比例新能源的接入,对电力系统容量保障、新能源消纳带来巨大挑战。将需求响应资源引入电力市场,发挥需求侧资源在促进新能源消纳、保障系统供需平衡等方面的重要作用,实现需求响应与电力市场的有机衔接是未来发展的必然趋势。针对新型电力系统需求侧管理机制,介绍了需求响应内涵与资源类型,研究了以美国、新加坡和英国为代表的国外需求响应发展现状,分析了可供借鉴的经验,提出了新型电力系统背景下中国需求响应发展策略与实施建议。

关键词:新型电力系统; 新能源; 需求响应

中图分类号: TM 711 **文献标志码:** A **文章编号:** 1003-6954(2024)02-0075-06

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240213

Research on Demand-side Management Mechanism and Development Strategy under New Power System

ZHANG Tianmi, WANG Liying, WANG Yongli, ZENG Ming

(School of Economics and Management, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The large-scale and high-proportion access of renewable energy brings great challenges to the capacity guarantee of power system and the consumption of renewable energy. It is an inevitable trend of future development to introduce demand response resources into electricity market, give play to the important role of demand-side resources in promoting renewable energy consumption, ensure the balance of supply and demand in the system, and realize the organic connection between demand response and electricity market. The connotation and resource types of demand response are introduced, the development status of foreign demand response represented by the United States, Singapore and the United Kingdom are studied, the experiences that can be used for reference are analyzed, and the development strategy and implementation suggestions of demand response in China under the background of new power system are put forward.

Key words: new power system; renewable energy; demand response

0 引 言

构建以新能源为主体的新型电力系统是电力行业践行双碳目标的重要举措^[1-2]。然而,由于风电、光伏等新能源发电出力具有随机性、波动性,大规模高比例新能源的接入将极大影响电网运行灵活性,对电力系统容量保障、新能源消纳带来巨大挑战^[3-4]。仅靠电源侧调节难以保证新型电力系统的安全可靠运行且成本高昂;同时,需求侧的大量柔性

负荷也蕴含巨大的调节潜力^[5]。推动电力系统由“源随荷动”向“源荷互动”转变,充分发挥需求侧资源在新型电力系统中的作用是迫切且必要的^[6]。

当前许多国家已将需求响应资源引入电力市场中,发挥需求侧资源在促进新能源消纳、保障系统供需平衡等方面的重要作用。美国于20世纪70年代最早提出电力需求侧管理,其PJM市场已实施了紧急需求响应、经济需求响应等诸多项目^[7]。中国于20世纪90年代,引进电力需求侧管理以提升用能效率、降低峰谷差^[8]。随着电力市场改革的不断深入,中国需求响应市场已有一定进展。浙江、山东等部分省市开展了现货市场试点,大部分地区主要通

基金项目: 国网四川省电力公司科技项目“四川新型电力系统辅助服务市场规则设计研究”(SGSCJY00NYJS2200059)

过固定补贴激励需求侧响应资源参与系统调节^[9]。

在需求响应实施方面,学界进行了诸多探索。文献[10]研究了现货市场环境下,售电商开展激励性需求响应的优化策略;文献[11]研究了基于主从博弈的需求响应补贴定价机制;文献[12]研究了基于区块链的需求响应交易机制,该机制具有高可用性、低违约性的优势;文献[13]提出了基于奖励券的需求响应机制,借助社交媒体达到较为理想的推广效果;文献[14]提出了一种基于数据挖掘的个性化电价定制方法。

随着中国电力体制改革和电力市场建设的深入推进,实现需求响应与电力市场的有机衔接已成为未来需求响应发展的必然趋势^[15]。下面基于已有研究,首先,介绍了需求响应的内涵与需求响应资源类型及特性;然后,分析了国外电力市场需求响应发展现状,总结了可供借鉴的经验;最后,提出了适合中国的非现货市场化与现货市场化手段下需求响应发展策略与实施建议。

1 需求响应内涵与资源类型

1.1 需求响应内涵

需求响应是用户对于价格或激励信号做出反应,并对其常规用电模式做出调整,以确保电力供需平衡,并实现电力和系统资源的综合优化配置^[16]。根据响应方式差异,需求响应分为价格型和激励型两类^[17]。

1.1.1 价格型需求响应

价格型需求响应是指用户对零售电价的变化做出反应并调整自身用电需求,主要涵盖:

1) 分时电价,是一种能够准确体现在不同时间段内电力供应成本差异的电价机制。

2) 实时电价,是一种动态电价机制,通过将零售价格及电力批发市场的结算价格相互关联,准确体现每天不同时间段供电成本的差异,有效传递电价信息。

3) 尖峰电价,同样是一种动态电价机制,在前两者基础上发展而来,是在分时电价的基础上添加尖峰费率。

4) 系统峰时段响应输电费用,是响应输电费用的一种需求响应项目。

1.1.2 激励型需求响应

激励型需求响应是指需求响应机构采取推出确定性或随时间变化的政策手段,以鼓励用户在系统可靠性产生波动或者电价上涨时迅速响应减轻负荷^[18]。

1) 直接负荷控制:由直接负荷控制执行机构采取远程控制装置关闭或循环控制用电设备。

2) 可中断负荷:根据供需双方已达成的合同约定,由可中断负荷实施机构于电网高峰时段对用户发送中断申请,在用户回应之后断掉局部电力供应。

3) 需求侧竞价:这是一种允许需求侧资源主动加入电力市场竞争的实施机制。通过需求侧竞价,用户得以更换自身用电方式,积极加入市场竞争,从而收获相符的经济利益。

4) 紧急需求响应项目:在紧急事故下给予用户激励补偿以削减负荷。

5) 容量市场项目:用户可以通过主动减少自身用电需求,为系统提供额外容量以满足电力需求,降低对传统发电机组或传输资源的依赖。

6) 辅助服务市场项目:区域性独立系统运营商市场中,用户可将负荷削减作为运行备用参与竞价。

1.2 需求响应资源类型及特性

1.2.1 可调节需求响应资源

可调节需求响应资源,即传统的电力需求响应资源,涵盖工业用户侧的生产设备、商业用户侧的中央空调、居民用户侧的空调和热水器。

1) 工业用户可调负荷

选取钢铁、水泥、计算机 3 类典型工业用户进行分析。

钢铁行业一般为三班四运转 24 h 连续运行,用电设备供电可靠率要求高,负荷较稳定,负荷率高。钢铁行业的可调负荷约为 20%~25%,响应速度为小时级,响应时长为 0.5~2.0 h^[19]。

水泥行业通常为三班连续运行,并且设备运转周期较长,负荷曲线波动较小,负荷率较高,且供电可靠性要求较高。水泥行业可调负荷约为 25%。主要可调设备为生料磨和水泥磨,响应速度为小时级,响应时长为 0.5~2.0 h^[20]。

计算机、通信和其他电子设备制造业通常采用连续生产的方式,用电负荷趋于平缓,主要生产负荷包括车间设备、空压机、空调等。计算机、通信和其他电子设备制造业可调负荷约为 30%,响应速度为

小时级,响应时长为 $1.0\text{ h}^{[21]}$ 。

2) 商业用户可调负荷

商业楼宇中的负荷涵盖商业部门照明、空调等多类用电负荷^[22]。中长期而言,在全部负荷类型中,商业负荷的比例低于工业与居民负荷,但覆盖范围广、总负荷稳定上升且消费电能呈现季节性波动。短期而言,商业用电负荷特性主要与运营时间有关,呈现出“单峰”特点。

商业用户响应潜力主要来源于空调负荷和照明负荷,可调节负荷约为 $20\% \sim 35\%$,响应速度为分钟级,响应时长为 $0.5 \sim 2.0\text{ h}$ 。

3) 居民用户可调负荷

家用电器是居民生活用电负荷的最重要来源,与居民日常作息规律具有高度相关性。从中长期来看,居民的用电负荷与商业用电负荷相同,具有季节性波动,此外随着时代的发展进步,有逐渐上升的趋势^[23]。从短期来看,居民生活用电负荷有两个高峰,高峰和低谷的负荷波动水平不大。

1.2.2 新型电力需求响应资源

新型电力需求响应资源,涵盖储能电池、电动汽车等。

1) 电动汽车

随着电动汽车反向送电技术不断成熟,可将电动汽车视为特殊的储能,参与电力系统调峰、调频等^[24]。有序充电,即让电动汽车采用可管理的负荷形式参加电网调节,是一种旨在避免电动汽车大范围充电对电网造成不良影响的关键手段。

从快充、慢充使用特征看,快充桩因充电速度快,成为 99.3% 用户的首选。从充电设施功率看,超 87% 用户倾向选择 120 kW 及以上大功率充电桩。

从空间来看,用户跨运营商、跨场站、跨城市充电比例均有所增多。其中:近 87% 用户具有跨运营商充电行为,平均跨6家运营商;超 95% 用户具有跨站充电行为,平均跨站14座。

2) 储能

储能技术通过某种方式或装置将电能转化为其他形式的能量有效存储。储能技术通过在用电低谷时期吸收多余的电能,在用电高峰时期释放储存的电能,缓解电力供需压力,促进可再生能源消纳。

与传统需求响应资源相比,储能技术具有效率高、响应速度快的特点,可以实现秒级的电网调频。在推动新能源消纳方面,单一储能配置在技术方面

能够做到多种功能应用;但在经济方面,实际配置往往需要考虑各种储能技术在不同工况下的适应程度。使用多元复合储能方案,能够充分利用各类储能技术的优势,取长补短,从而实现投资与运行成本的最优化^[25]。

2 国外需求响应发展现状及经验借鉴

2.1 美国 PJM 电力市场

在美国 PJM 电力市场中,参加需求响应交易的主体涵盖供电公司、负荷服务实体、削减服务提供商、终端用户。PJM 电力市场中,大部分项目以削减服务提供商作为主体的模式实施开展。由削减服务提供商主导的模式更容易将需求响应的风险分散至其他市场参与者,吸引优秀的技术与服务手段提升响应潜力,同时有助于拓宽市场交易的范围,彻底利用竞争机制增强需求响应资源配置成效^[26]。

目前,在 PJM 电网中,满足资格的需求响应资源能够自行决定所参加的需求响应项目,进一步加入 PJM 主能量市场、容量市场或辅助服务市场的竞价活动中来^[27],如图 1 所示。

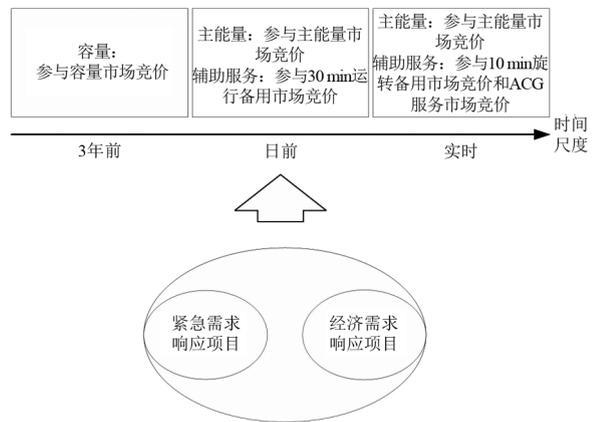


图 1 PJM 中的需求响应

2.2 美国其他电力市场

1) 新英格兰电力市场,其实时需求响应程序是为系统运营商提出请求后用电量可以在 30 min 或 2 h 内减少的客户而设计的。

2) 中西部电力市场,有 3 种竞争性的主要辅助服务:主要储备、补充储备和监管响应服务。进一步将监管分为两个产品:监管储备和监管服务。

3) 加州电力市场,其需求响应项目涵盖代理型与可靠性需求响应两种。代理型需求响应是一种市

场参与模型,它使第三方能够独立于负载服务实体对加州电力市场的需求响应投标。可靠性需求响应是在可靠性基础上产生的负荷削减型需求响应项目,仅在紧急情况下触发^[28]。

2.3 新加坡电力市场

1) 报价机制:实时运行之前的 65 min 内,发电企业与用户应提交发电与需求响应报价。发电企业报价涵盖电能量和辅助服务,还需提供发电机组的相关运行参数。用户报价涵盖总负荷量、负荷削减量-价格段(最多 10 段)以及负荷爬坡率。

2) 出清机制:新加坡现货市场出清机制如图 2 所示。在发电企业与用户的报价被提交之前,电网调度机构先发布系统负荷与调频需求。一旦发电与需求报价完成提交,电网调度机构将参考市场出清模型与网络拓扑,联合优化发电企业与用户报价,获取发电资源与需求响应资源的优化调度结果。

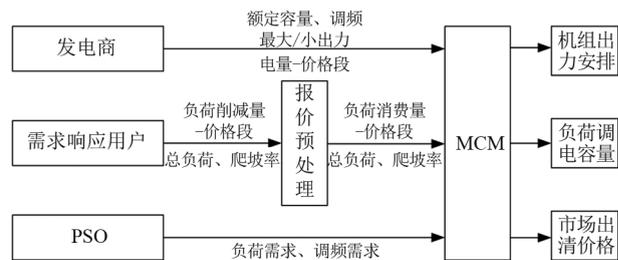


图 2 新加坡现货市场出清机制

3) 结算机制:通过执行市场出清模型,能够获取电能量平衡、备用平衡与调频平衡方面的拉格朗日乘子,进一步求得各节点的电能量、备用与调频价格,并将这些价格用于发电企业结算。

2.4 英国电力市场

英国电力市场的需求响应策略包含时变电价机制与可中断负荷等,主要提供多样化分时电价费率与多类可中断负荷合同,也可以通过参与辅助服务市场实现需求响应^[29]。

时变电价机制是指反映能源批发市场成本变化的定价机制。主要包括以下 3 种:实时电价、分时电价、尖峰电价。这 3 种定价方法广泛应用于英国的工商业用户,客户可以选择适合其需求灵活性和价格风险敞口的电价。

在英国,较大的工业用户可以选择在冬季的“超高峰”时段自愿签订合同降低负荷。在这一时段,电价会大幅上涨。该方式的一个特点是,“超高峰”时段是在事件发生后定义的^[30]。

2.5 经验借鉴

在应用场景方面,发达国家需求侧资源广泛应用于提升系统经济性、安全性及可靠供电;在激励机制方面,实施电价激励机制激发用户积极性;在市场建设方面,建立较完备的需求侧资源参与细分市场的规则与交易机制;在商业模式方面,形成集合需求响应、能源交易和数据增值服务的多元商业模式。

当前中国电力市场需求响应实践多集中于中东部负荷密集、峰谷差较大地区。部分省市初步出台了激励机制开展市场建设,但商业模式仍较为传统单一。综合分析美国、新加坡、英国等国家的需求响应实施现状,对中国电力市场需求响应发展有以下经验启示:

1) 电力市场机制的成熟与需求响应机制的完善,是充分利用需求响应资源的关键保障。电力市场机制的完备程度直接影响需求响应资源在市場中的参与度,且需求响应机制的发展程度影响市场对需求响应资源的接受程度。

2) 主动引导需求响应服务提供商、负荷聚合商及售电公司等第三方实体整合用户侧资源参与到电力市场交易中來。通过这种参与方式,可以高效整合需求响应资源,并采取统一调度让终端用户获取稳定收益。

3) 需求响应项目要想参与电力市场交易,就需要配套设备的完善与技术手段的帮助。由于需求响应资源在市場交易中涉及电量与容量的复杂计量与计算,因此应积极开展研发工作,提供协调控制、信息通信和智能计量等领域的技术基础。

4) 重视基础数据与历史数据的收集与管理,对需求响应资源数据进行双向挖掘,定期组织第三方机构分析其市場数据,提高市場透明度和数据共享性,吸引更多用户参与需求响应。

3 需求响应发展策略与实施建议

3.1 发展关键问题

在电源结构、用电结构及系统生态等方面,新型电力系统与传统电力系统相比均存在显著差异。随着中国电力市場改革的不断深入,需求侧资源在新型电力系统的建设过程中发挥着愈加重要的作用。需求侧资源的灵活调节能力是保证新型电力系统安全可靠低成本运行的关键。然而,需求侧资源的利

用面临新型电力系统诸多关键问题。

1) 电力系统保证电力电量平衡困难, 电力稳定供应压力大。新能源出力具有随机性、波动性, 无论以何种新能源为主导, 其发电能力与实际用电需求均难以匹配。发电侧调节能力薄弱, 大量弃风弃光, 电力平衡紧张只能提高需求侧响应潜力。

2) 电力系统安全稳定运行风险高。新能源设备抗扰性低、支撑性弱, 系统故障与极端情景会严重冲击电力系统安全, 新能源引发的电网安全事故时有发生, 甚至可能出现大规模停电等极端事故。

3) 新能源跨越式发展情况下, 保持较高的能源利用率难度大。新能源的大规模接入和高效率利用需要付出大量成本, 如灵活性电源投资成本、平衡成本、运行损失成本及电网投资成本, 使电力系统的供应成本居高不下。

面向新型电力系统, 需求侧资源需要保障电力可靠供应, 保障电网稳定运行, 降低新能源高效利用成本。

3.2 发展策略

3.2.1 非现货市场化手段下的需求响应发展策略

1) 增加签约用户的数量和负荷规模。为保证新型电力系统建设背景下需求响应的实际效果, 根据已签约用户的用电特性、市场淡旺季历史响应情况和需求响应潜力, 调整需求响应负荷签约规模。

2) 加大居民用户参与需求响应的宣传力度, 改善激励政策。推进线上线下多渠道、多形式的宣传推广, 强调普及需求响应的重要性, 广泛宣传需求响应补贴政策, 鼓励居民用户积极参加需求侧响应活动。

3) 根据系统的紧急程度制定不同导向的需求响应机制。例如, 当新能源高比例接入的新型电力系统出现供需失衡时, 可以采取系统导向的紧急型需求响应、直接负荷控制、可调节负荷等需求响应措施等一种或多种组合形式。

3.2.2 现货市场化手段下的需求响应发展策略

市场化需求响应机制可应用于实时可控负荷, 要求单次响应容量不小于 1 MW, 且有完备的负荷管理设施、负控装置与用户侧开关设备, 要求主要能耗设备具备实时监控用电的能力, 保持良好运行状态的市场用户享有优先权。

在日前市场, 发电侧上报发电量和电价, 用户侧上报用电需求, 且需求响应用户应上报“负荷削减量-价格段”, 报价的范围和发电报价保持一致。调

度机构参考发电报价、需求响应报价和负荷预测出清, 确定发电企业和用户的中标量。

成功中标的用户将得到容量补偿, 且如果其中标量在实时运行过程中被调用, 将额外取得电量补偿, 日前上报的用电需求根据当时的市场电价结算。如果用户实时调用结果和出清结果存在不小的偏差, 则将面临一定的惩罚。

3.3 实施建议

1) 建议将电力需求侧管理纳入政府工作计划。“十四五”期间新能源将实现超常规、跨越式发展, 新型电力系统需要提升需求侧资源的安全可靠性, 要将电力需求响应纳入到国家电力发展规划、新型电力系统安全应急体系和“双碳”目标实施路径的全局进行统筹谋划和顶层设计。

2) 结合系统需求, 因地制宜开展电力现货市场、辅助服务市场和容量市场的建设。综合考虑地区性系统需求, 推进需求侧资源利用。鼓励需求侧资源通过负荷聚合商、售电公司等代理参与电力市场; 鼓励储能、充电桩运营商等新兴负荷参与需求响应。

3) 通过政策引导、市场主导, 完善直接负荷控制、紧急需求响应、可削减或填谷等可调节负荷型需求响应措施的激励补贴机制。逐步将用户或负荷聚合商作为市场主体, 待电力市场成熟之后, 推动电力用户参与电力现货市场和辅助服务市场交易。

4) 探索基于用户导向的优先级差异化需求响应模式。其一, 采用系统导向的紧急型需求响应与价格导向的经济型需求响应的“双向”参与模式; 其二, 采用容量补偿和电量补偿相结合的价格补偿机制。

4 结论

上面分析了价格型需求响应和激励型需求响应的内涵, 研究了可调节需求响应资源和新型需求响应资源的响应特性。通过分析美国、新加坡、英国 3 类典型电力市场的需求响应实施情况, 得到需求响应发展的经验启示, 并提出新型电力系统背景下非现货市场化手段和现货市场化手段下的需求响应发展策略, 同时提供了具体的实施建议。

参考文献

- [1] 辛保安. 为实现“碳达峰 碳中和”目标贡献智慧和力量[N]. 中国电力报, 2021-02-24(1).
- [2] 伍梦尧. 构建新型电力系统为实现“3060”目标提供重

- 要支撑——摘自国家电网有限公司总经理张智刚在 2021 年国际能源变革对话上的主旨演讲 [N]. 中国电力报, 2021-06-30 (2).
- [3] 舒印彪, 张智刚, 郭剑波, 等. 新能源消纳关键因素分析及解决措施研究 [J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(1): 1-9.
- [4] 田君豪, 张鸿宇, 王宇. 新型灵活性资源市场机制研究——面向高比例可再生能源系统 [J]. 北京理工大学学报(社会科学版), 2023, 25(3): 53-60.
- [5] 刘丽军, 吴桐, 陈贤达, 等. 基于时空特性以及需求响应的 DG 和 EV 充电站多目标优化配置 [J]. 电力自动化设备, 2021, 41(11): 48-56.
- [6] 曾博, 杨雍琦, 段金辉, 等. 新能源电力系统中需求侧响应关键问题及未来研究展望 [J]. 电力系统自动化, 2015, 39(17): 10-18.
- [7] PJM. Demand response [EB/OL]. [2021-05-31]. <https://www.pjm.com/markets-and-operations/demand-response>.
- [8] 王蓓蓓. 面向智能电网的用户需求响应特性和能力研究综述 [J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(22): 3654-3663.
- [9] 李嘉媚, 艾芊, 殷爽睿. 虚拟电厂参与调峰调频服务的市场机制与国外经验借鉴 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(1): 37-56.
- [10] 郭昆健, 高赐威, 林国营, 等. 现货市场环境下的售电商激励型需求响应优化策略 [J]. 电力系统自动化, 2020, 44(15): 28-35.
- [11] 林国营, 卢世祥, 郭昆健, 等. 基于主从博弈的电网公司需求响应补贴定价机制 [J]. 电力系统自动化, 2020, 44(10): 59-67.
- [12] 陈冠廷, 张利, 刘宁宇, 等. 基于区块链的面向居民用户需求响应交易机制 [J]. 电力自动化设备, 2020, 40(8): 9-17.
- [13] ZHONG H W, XIE L, XIA Q. Coupon incentive-based demand response: theory and case study [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(2): 1266-1276.
- [14] YANG J J, ZHAO J H, WEN F S, et al. A model of customizing electricity retail prices based on load profile clustering analysis [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(3): 3374-3386.
- [15] 王彩霞, 时智勇, 梁志峰, 等. 新能源为主体电力系统的需求侧资源利用关键技术及展望 [J]. 电力系统自动化, 2021, 45(16): 37-48.
- [16] 宋莉, 刘敦楠, 庞博, 等. 需求侧资源参与电力市场机制及典型案例实践综述 [J]. 全球能源互联网, 2021, 4(4): 401-410.
- [17] 陶小马, 周雯. 电力需求响应的研究进展及文献述评 [J]. 北京理工大学学报(社会科学版), 2014, 16(1): 32-40.
- [18] 傅质馨, 李紫嫣, 朱俊澎, 等. “双碳”目标下需求侧管理
- 机制研究综述及展望 [J]. 电力信息与通信技术, 2023, 21(2): 1-12.
- [19] PAULUS M, BORGGREFE F. The potential of demand-side management in energy-intensive industries for electricity markets in Germany [J]. Applied Energy, 2011, 88(2): 432-441.
- [20] YAO M T, HU Z G, ZHANG N, et al. Low-carbon benefits analysis of energy-intensive industrial demand response resources for ancillary services [J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2015, 3(1): 131-138.
- [21] 朱思成. 电力需求响应资源互联策略与仿真研究 [D]. 北京: 华北电力大学, 2020.
- [22] 陈楚, 杨斌, 王峰. 大规模空调负荷参与电网需求响应的应用探究 [J]. 电力需求侧管理, 2017, 19(S1): 51-53.
- [23] 刘旭娜, 肖先勇, 李长松. 动态终端能量管理系统及其节能削峰效益分析 [J]. 华东电力, 2012, 40(10): 1709-1714.
- [24] 杨晓龙. 电动汽车参与区域电网需求响应优化管理研究 [D]. 北京: 华北电力大学, 2022.
- [25] 黄远明, 张玉欣, 夏赞阳, 等. 考虑需求响应资源和储能容量价值的新型电力系统电源规划方法 [J]. 上海交通大学学报, 2023, 57(4): 432-441.
- [26] 代心芸, 陈皓勇, 肖东亮, 等. 电力市场环境下工业需求响应技术的应用与研究综述 [J]. 电网技术, 2022, 46(11): 4169-4186.
- [27] 陈新仪, 严正, 魏学好, 等. PJM 电网需求响应模式及其启示 [J]. 中国电力, 2015, 48(4): 113-120.
- [28] 杨永明. 需求响应的国际发展历程及欧美实践 [EB/OL]. [2022-12-02]. <http://www.cnmhg.com/Chemical-Knowledge/f44b69006bd4d26847fe75f56a1a2b9b.html>.
- [29] 王蓓蓓, 亢丽君, 苗曦云, 等. 考虑可信度的新能源及需求响应参与英美容量市场分析及思考 [J]. 电网技术, 2022, 46(4): 1233-1247.
- [30] STEFAN F, DIRK N. Intergration scenarios of demand response into electricity markets: Load shifting, financial savings and policy implications [J]. Energy Policy, 2016, 96: 231-240.

作者简介:

张天米(1999), 女, 硕士研究生, 研究方向为电网投资、综合能源系统;

王俐英(1997), 女, 博士研究生, 研究方向为综合能源系统、电力市场;

王永利(1980), 男, 副教授, 研究方向为电网投资、综合能源系统;

曾鸣(1957), 男, 教授, 研究方向为电力市场、综合能源系统。
(收稿日期: 2023-08-25)

输电线路角钢塔加劲肋倾斜角度对塔脚板受力性能的影响研究

辜良雨¹,王成¹,冯杨州²,张剑伟²,王海宁²,李磊¹,何文俊¹

(1. 中国电力工程顾问集团西南电力设计院有限公司,四川成都 610021;
2. 国网甘肃省电力公司,甘肃兰州 730050)

摘要:现有架空输电线路杆塔结构的规程规范未明确角钢塔塔脚板加劲肋倾斜角度布置要求,通常按习惯和经验设定。依托500 kV交流及±800 kV特高压直流输电线路工程铁塔,通过有限元数值方法研究了单主材四地螺、单主材八地螺和双主材八地螺塔脚板在加劲肋不同倾斜角度下的受力性能。研究表明,加劲肋倾斜角度的改变对四地螺塔脚板的影响较小,但对八地螺塔脚板影响相对较大。所研究成果对架空输电线路角钢塔塔脚板计算和制图都有一定的指导作用。

关键词:输电塔结构;角钢塔;塔脚板;加劲肋;倾斜角度;有限元分析

中图分类号:TU 31 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0081-08

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240214

Research on Influence of Tilt Angle of Stiffening Rib of Angle Steel Tower on Force Performance of Tower Footplate in Transmission Line

GU Liangyu¹, WANG Cheng¹, FENG Yangzhou², ZHANG Jianwei², WANG Haining²,
LI Lei¹, HE Wenjun¹

(1. Southwest Electric Power Design Institute Co., Ltd. of CPECC, Chengdu 610021, Sichuan, China;
2. State Grid Gansu Electric Power Company, Lanzhou 730050, Gansu, China)

Abstract:The existing regulations and specifications for tower structure of overhead transmission line do not specify the arrangement requirements for tilt angle of stiffening rib of angle steel tower footplate, which are usually set according to customs and experiences. Relying on the towers of 500 kV AC and ±800 kV UHVDC transmission line project, the force performance of tower footplate with single main material and four anchor bolts, single main material and eight anchor bolts and double main material and eight anchor bolts under different tilt angles is analyzed by finite element numerical method. The analysis results show that the change of tilt angle of stiffening ribs has a small effect on tower footplate with four anchor bolts, but has a relatively large effect on tower footplate with eight anchor bolts. The research results play a certain guiding role in the calculation and drafting for angle steel tower footplate of overhead transmission line.

Key words: transmission tower structure; angle steel tower; tower footplate; stiffening ribs; tilt angle; finite element analysis

0 引言

塔脚板式结构是输电线路角钢塔腿部与基础连接的关键节点,因具有构造简单、施工方便以及受力性能优越等特点,广泛应用于35 kV及以上交、直流各电压等级的输电线路杆塔中^[1-2]。随着电力需求

的不断增长,输电线路逐渐向高电压、大容量以及多回路方向迅猛发展,塔脚板所承受荷载随之加大^[3-4]。因此,为保证输电线路的安全运行,对塔脚板开展精细化的研究显得尤为重要^[5]。

输电线路角钢塔塔脚板式连接通常有无加劲板和有加劲板两种布置形式,其中有加劲板形式更为常见^[6]。文献[7-8]分别围绕带加劲板的4颗地脚

螺栓和 8 颗地脚螺栓塔脚板进行了试验和理论研究,并基于屈服理论推导了两类塔脚板抗拉承载力计算公式;文献[9]通过数值模拟分析了不同加劲肋厚度和长度对八地螺塔脚板承载力的影响规律,并提出了相应的加劲板尺寸的设计建议;文献[10]从塔脚板拉力传递及分配角度,结合数值计算结果推导了考虑加劲板尺寸效应的塔脚板厚度设计公式。上述研究可以看出,关于角钢塔脚板加劲肋的研究多集中在尺寸分析方面,但并未考虑加劲肋倾斜角度对塔脚板受力性能的影响。事实上,在塔脚板设计过程中,加劲板通常有斜向和竖直两种布置型式,具体采用哪种型式,一般按习惯及经验判定,目前仍缺乏专项研究成果作为判定依据。

鉴于此,下面依托实际工程项目,结合数值分析方法,研究了不同加劲肋倾斜角度下单主材四地螺塔脚板、单主材八地螺塔脚板和双主材八地螺塔脚板对塔脚板受力性能的影响规律,并提出相应设计建议,以期为塔脚板加劲肋布置提供参考和借鉴。

1 单主材四地螺塔脚板受力性能分析

1.1 数值模型

单主材四地螺塔脚板以天星—鲁西 I、II 回 500 kV 线路工程 ZVB262 直线塔为例进行分析。该线路采用单回路架设,新建线路长度为 2×133 km,该塔塔脚板尺寸如图 1 所示。单主材四地螺塔脚板由塔脚板、靴板、主斜材和螺栓组成,采用通用有限元软件建立数值模型,其中靴板、塔脚板和主斜材均采用实体单元(C3D8R)模拟,角钢和节点板部件沿厚度方向分别划分 2 层和 3 层网格,网格大小设置为 9 mm。同时对螺栓附近区域网格进行局部加密,网格大小设置为 6 mm。边界条件方面,靴板底部和塔脚板、加劲肋底部和塔脚板以及螺栓与靴板和主斜材连接均采用绑定约束(tie),对 4 个地脚螺栓底面施加全约束。材料方面,所构模型采用双线性随动强化模型(BKIN),弹性模量和泊松比分别为 2.06×10^5 MPa 和 0.3,切线模量取弹性模量的 2%^[11],其中:斜材、底板、靴板和加劲肋均采用 Q355 钢材,屈服强度为 355 MPa;主材采用 Q420 钢材,屈服强度为 420 MPa;主斜材螺栓和地脚螺栓材质分别为 6.8 级和 8.8 级,屈服强度分别取 600 MPa 和 800 MPa。加载方面,由于加劲板倾斜后主要对塔脚板产生不利作用,而对增大靴板接触面积起到

有利作用,因此主要考虑上拔工况下加劲肋倾斜角度对塔脚板的影响。通过设计软件 Smart Tower 获得主斜材最大内力,对主材和斜材逐步施加荷载,直至塔脚板受力屈服,最终得到的单主材四地螺数值模型如图 2 所示。值得一提的是,由于所建塔脚板数值模型的边界条件、接触模拟、网格划分以及加载方式等均有较为成熟的文献支撑(后文模型类似)^[1,3],可保证数值模型的正确性。

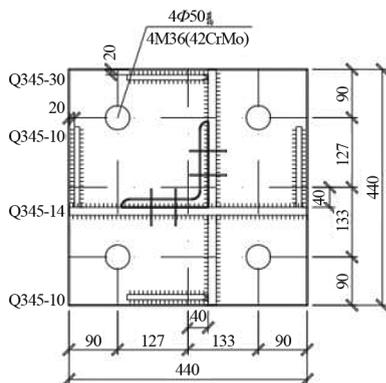
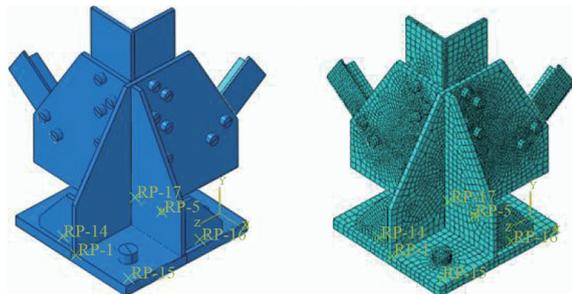


图 1 单主材四地螺塔脚板尺寸



(a) 几何模型

(b) 网格划分

图 2 单主材四地螺塔脚板数值模型

1.2 数值模型分析结果

通过数值分析,单主材四地螺塔脚板结构的冯·米赛斯(Von Mises)云图如图 3 所示。

由图 3 可知:单主材四地螺塔脚板整体上具有较好的承载性能,见图 3(a);塔脚板与主斜材直接连接区隔应力较大,并且在螺孔以及和靴板相连区域的局部应力达到屈服,见图 3(b),但整体仍处于弹性状态;靴板应力最大部位主要集中在与主斜材相连的螺孔处和与塔脚板传力的交接处,最大 Mises 应力为 220.6 MPa,具有一定的裕度,在上拔工况条件下靴板具有良好的承载性能,见图 3(c);斜材、主材应力集中在与靴板连接位置,最大应力主要在螺孔位置,整体保持在安全范围以内,见图 3(d)、(e);地脚螺栓和杆件螺栓最大应力主要集中在螺杆以及

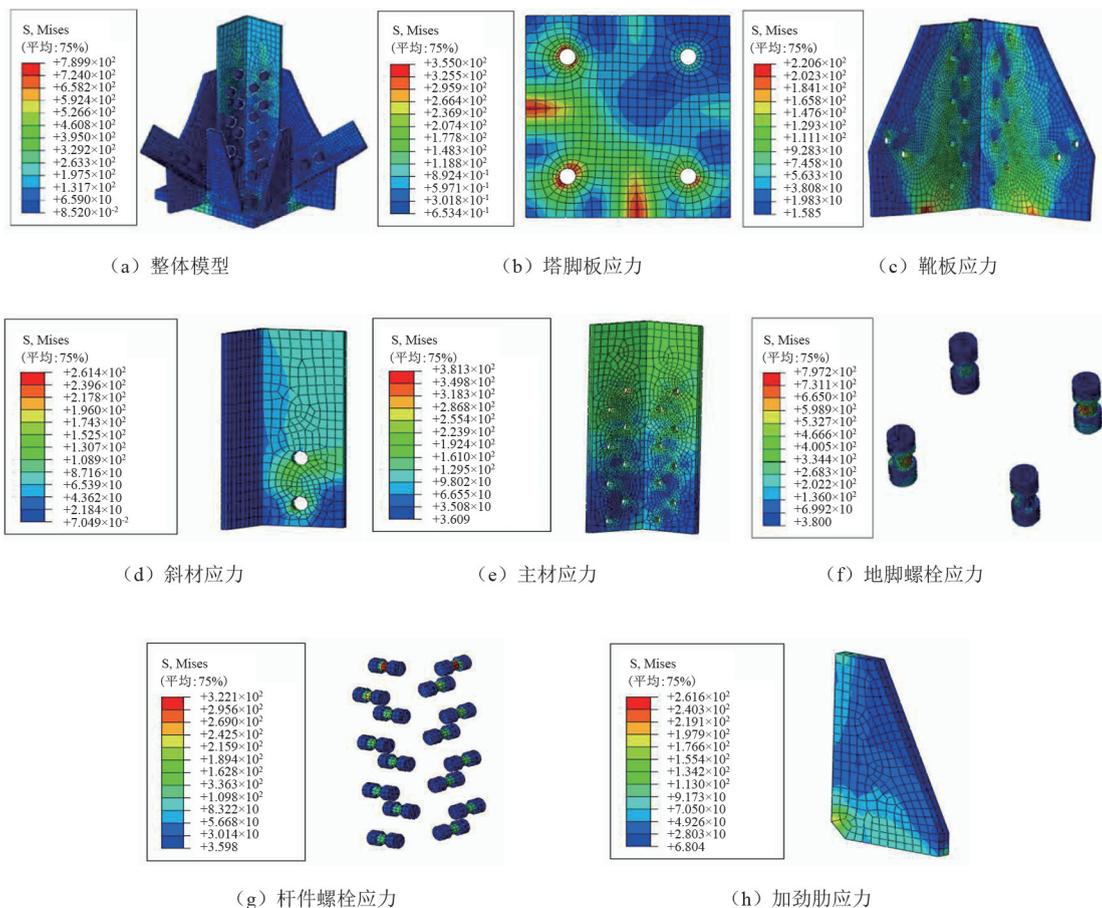


图 3 单主材四地螺塔脚板应力云图

螺帽底部,见图 3(f)、(g);加劲肋最大应力主要集中在底部与靴板交界处,见图 3(h),最大 Mises 应力为 261.6 MPa。此外,由各组件可以看出,单主材四地螺塔脚板在上拔工况下塔脚板破坏较为严重,局部区域已达到屈服,进一步验证了上拔工况下塔脚板为最不利位置。

1.3 加劲肋倾斜角度参数研究

通过改变加劲肋倾斜角度,探究不同角度对塔脚板受力性能的影响。加劲肋角度调整规则如图 4 所示。以竖向为参考线,对单个区格进行分析,保持加劲肋竖向投影高度 h 相等、腿部斜材与主材夹角

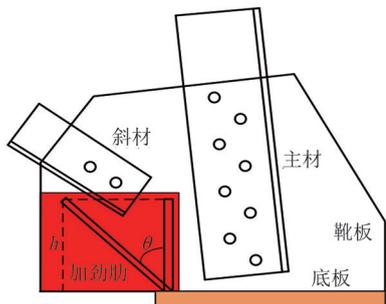


图 4 加劲肋布置

不变的情况下,通过改变内侧加劲肋夹角 θ ,分析倾斜角度对塔脚板受力性能的变化情况。鉴于加劲肋角度取值众多,难以全面考虑,因此仅对 θ 为 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 以及无加劲肋 6 种工况进行分析。

6 种工况下塔脚板 Von Mises 应力云图见图 5,可以发现:不同倾斜角度下塔脚板应力屈服区域变化较小,这主要由于单主材四地螺结构所承受的上部荷载较小,塔脚板自身尚可承载,因而加劲肋的加强作用发挥较小;对比有加劲肋和无加劲肋工况,无加劲肋条件下塔脚板应力屈服较有加劲肋工况有所增大,说明增设加劲肋后可对塔脚板起到一定程度图 6 给出了单主材四地螺结构塔脚板的荷载位的加强作用。

图 6 给出了单主材四地螺结构塔脚板的荷载位移曲线,其中位移点选取塔脚板中心点进行分析。由图 6 可知,随着加劲肋倾斜角度的增大,塔脚板的承载力有一定程度降低,但降低程度在较小范围内。表 1 给出了各工况条件下塔脚板屈服的荷载信息。由表 1 可知,加劲肋倾斜角度改变后,塔脚板所能承受的荷载有所降低,无加劲时承载力降低 17.53%,

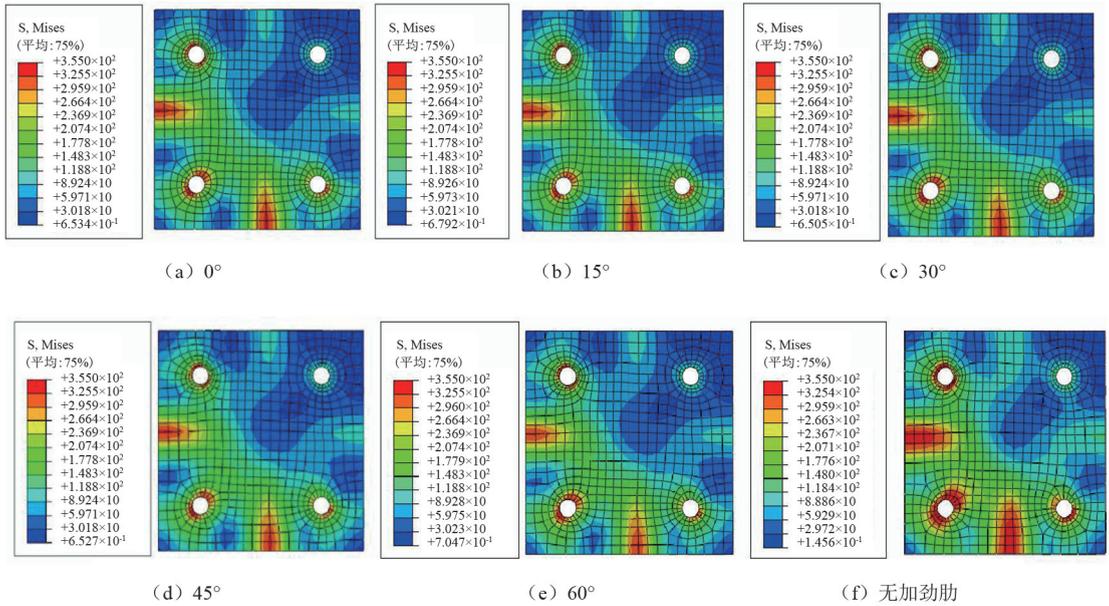


图 5 各工况下塔脚板应力云图(单主材四地螺)

当倾斜至 60°时承载力可降低 3.09%。因此建议设计时在保持加劲肋竖向投影高度 h 相等的情况下,倾斜角度不宜超过 60°。

受力情况进行分析,该双主材八地螺塔脚板由塔脚板、靴板、双主材、斜材和螺栓组成,各部件均按实际尺寸建模。数值模型中靴板、塔脚板和主斜材均采用实体单元(C3D8R)模拟,网格划分、边界条件以及荷载施加方式同单主材四地螺一致。所建双主材八地螺数值模型如图 8 所示。

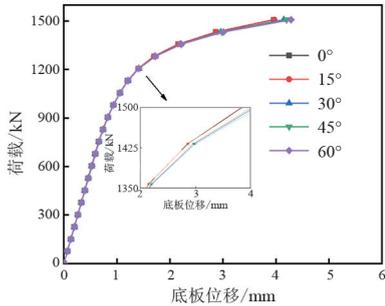


图 6 单主材四地螺塔脚板荷载位移曲线

表 1 加劲肋对单主材四地螺塔脚板承载力影响

倾斜角度/(°)	主材荷载/kN	斜材荷载/kN	承载力变化率/%
0	754.17	57.14	—
15	754.17	57.14	0
30	746.63	56.57	1.03
45	739.09	56.00	2.06
60	731.54	55.43	3.09
无加劲肋	618.42	46.86	17.53

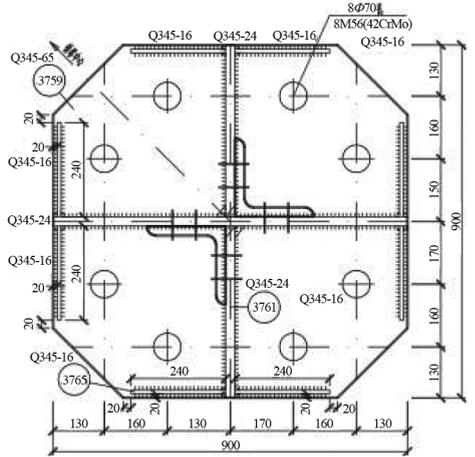


图 7 双主材八地螺塔脚板尺寸

2 双主材八地螺塔脚板受力性能分析

2.1 数值模型

双主材八地螺塔脚板以乌东德电站送电广东广西(昆柳龙直流)输电线路的 JC30302W 耐张塔为例。该铁塔塔脚板尺寸如图 7 所示。采用通用有限元软件对双主材八地螺角钢塔脚加劲板布置形式

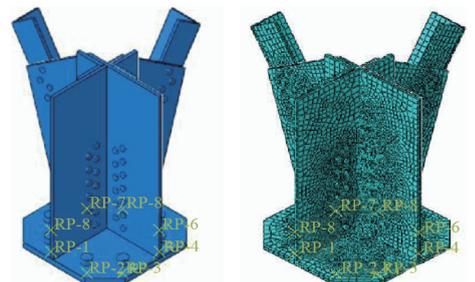


图 8 双主材八地螺塔脚板有限元模型

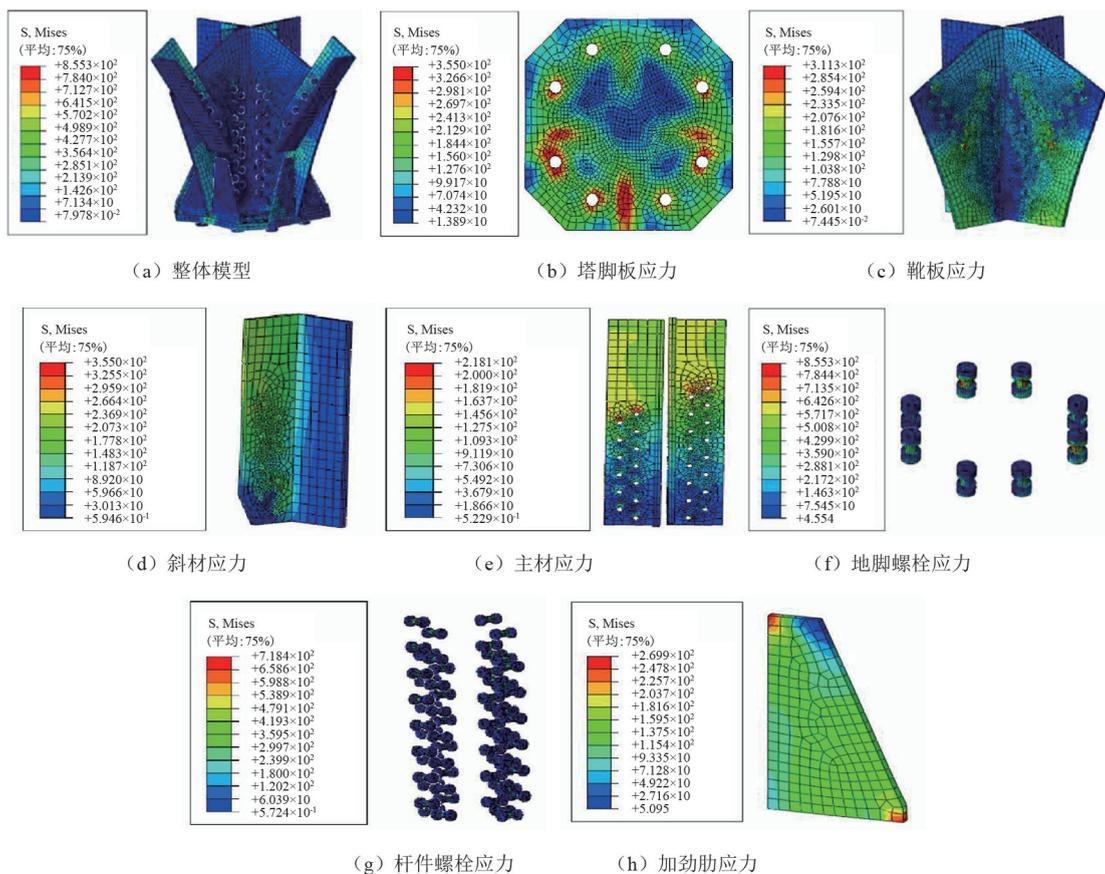


图 9 双主材八地螺塔脚板应力云图

2.2 数值模型分析结果

通过数值分析,双主材八地螺塔脚板结构的 Von Mises 应力云图如图 9 所示。可以发现:双主材八地螺塔脚板 Von Mises 应力整体上处在一个较低的水平,见图 9(a);塔脚板在与靴板相连区域应力较大,见图 9(b);靴板应力最大部位主要集中在与主斜材相连的螺孔处,最大 Mises 应力为 311.3 MPa,已接近屈服状态,见图 9(c);斜材、主材应力集中在螺孔位置,整体保持在安全范围以内,见图 9(d)、(e);地脚螺栓和杆件螺栓最大应力仍主要集中在螺杆以及螺帽底部,见图 9(f)、(g);加劲肋最大应力主要集中在顶部与靴板相连区域,见图 9(h),最大 Mises 应力为 269.9 MPa。同四地螺分析一致,后续主要研究加劲肋倾斜角度对塔脚板受力性能的影响。

2.3 加劲肋倾斜角度参数研究

各工况下的塔脚板 Von Mises 应力云图如图 10 所示。由图 10 可知:加劲肋倾斜角度在 0°~30°时塔脚板应力屈服区域大小差别不大,加劲肋倾斜角度超过 30°后,塔脚板屈服区域有较大的增长;对比有加劲肋和无加劲肋工况,塔脚板在无加劲肋条件下比有加劲肋工况下的破坏更为严重,增设加劲肋

后对双主材八地螺塔脚板加强作用较为显著。

图 11 给出了双主材八地螺结构塔脚板的荷载位移曲线。由图 11 可知,随着加劲肋倾斜角度的增大,塔脚板的承载力有所降低,在 0°~30°范围内降低程度较小。表 2 给出了各工况条件下塔脚板屈服的荷载信息。由表 2 可知,加劲肋倾斜角度改变后,塔脚板所能承受的荷载有所降低,当加劲肋倾斜至 30°时承载力可降低 5.5%,但当加劲肋倾斜至 45°时承载力降低了 16.48%,取消加劲后承载力降低了 30.77%。因此在保持加劲肋竖向投影高度同 0°加劲肋一致的情况下,建议倾斜角度在控制在 30°以内。

表 2 加劲肋对双主材八地螺塔脚板承载力影响

倾斜角度/(°)	主材荷载/kN	斜材荷载/kN	承载力变化率/%
0	3 132.91	758.69	—
15	3 098.48	750.35	1.10
30	2 960.77	717.00	5.50
45	2 616.50	633.63	16.48
60	2 341.08	566.93	25.28
无加劲肋	2 168.94	525.25	30.77

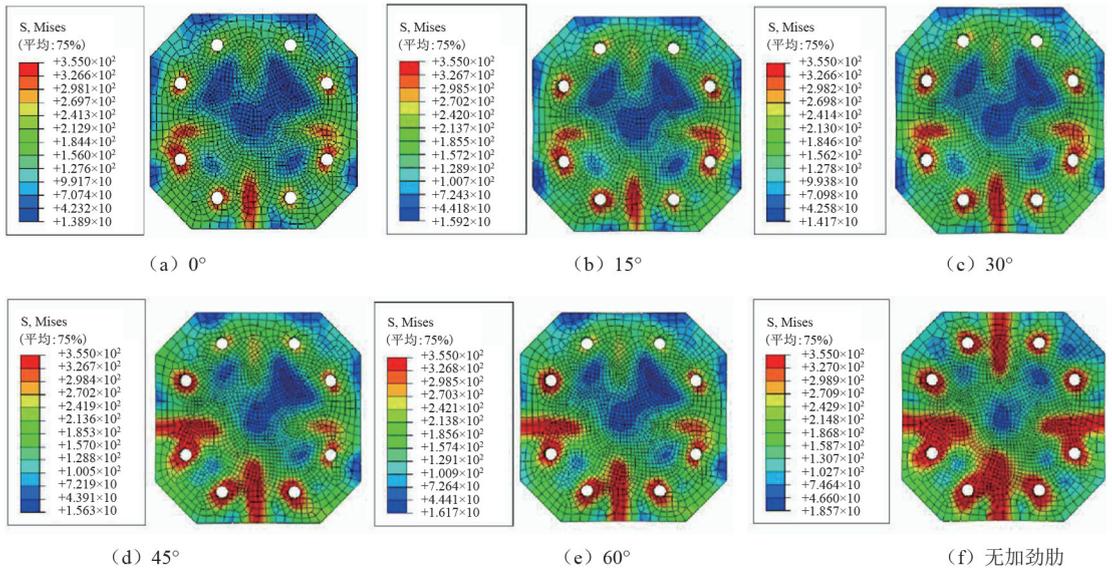


图 10 各工况下塔脚板应力云图(双主材八地螺)

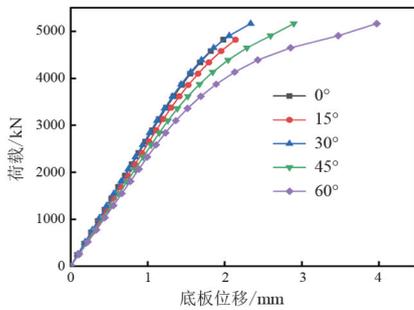
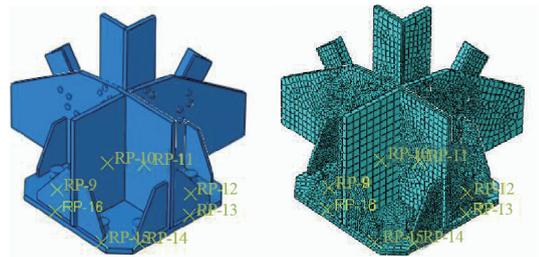


图 11 双主材八地螺塔脚板荷载位移曲线

方式、边界条件、网格划分以及荷载施加等方式均同双主材八地螺塔脚板保持一致,数值模型如图 13 所示。



(a) 几何模型

(b) 网格划分

图 13 单主材八地螺塔脚板有限元模型

3 单主材八地螺塔脚板受力性能分析

3.1 数值模型

相比双主材八地螺塔脚板,单主材八地螺塔脚板存在较大的偏心,加劲肋倾斜角度对塔脚板的受力性能影响更为显著,需单独分析。对此,以溪洛渡右岸电站送电广东±500 kV 同塔双回直流输电工程直流线路 SJ201 耐张塔为例。该铁塔采用单主材八地螺塔脚板形式,尺寸如图 12 所示。数值模型建模

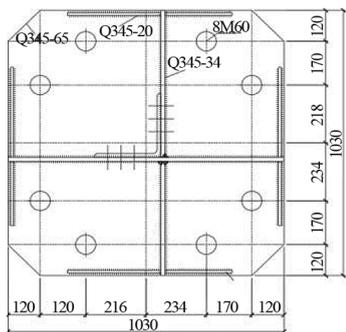


图 12 单主材八地螺塔脚板尺寸

3.2 数值分析结果

通过数值分析,单主材八地螺塔脚板结构的 Von Mises 应力云图如图 14 所示,可以发现:单主材塔脚板 Von Mises 应力整体处在弹性范围内,见图 14(a);塔脚板 4 个区隔分布存在差异,在左上区隔应力较小,说明单主材塔脚板偏心较为严重,同时加劲肋可起到有效的加强作用,见图 14(b);靴板和加劲肋局部达到屈服,见图 14(c)、(h),但整体仍处于弹性状态;斜材、主材地脚螺栓和杆件螺栓整体应力较小,均在在承载范围以内,见图 14(d)一(g)。同前文分析一致,后续主要研究加劲肋倾斜角度对塔脚板受力性能的影响。

3.3 加劲肋倾斜角度参数研究

不同倾斜角度作用下单主材塔脚板 Von Mises 应力云图如图 15 所示。由图 15 可知:随着加劲肋倾斜角度的增大,单主材塔脚板的屈服区域亦随之增大;在同等荷载作用下,塔脚板在无加劲肋条

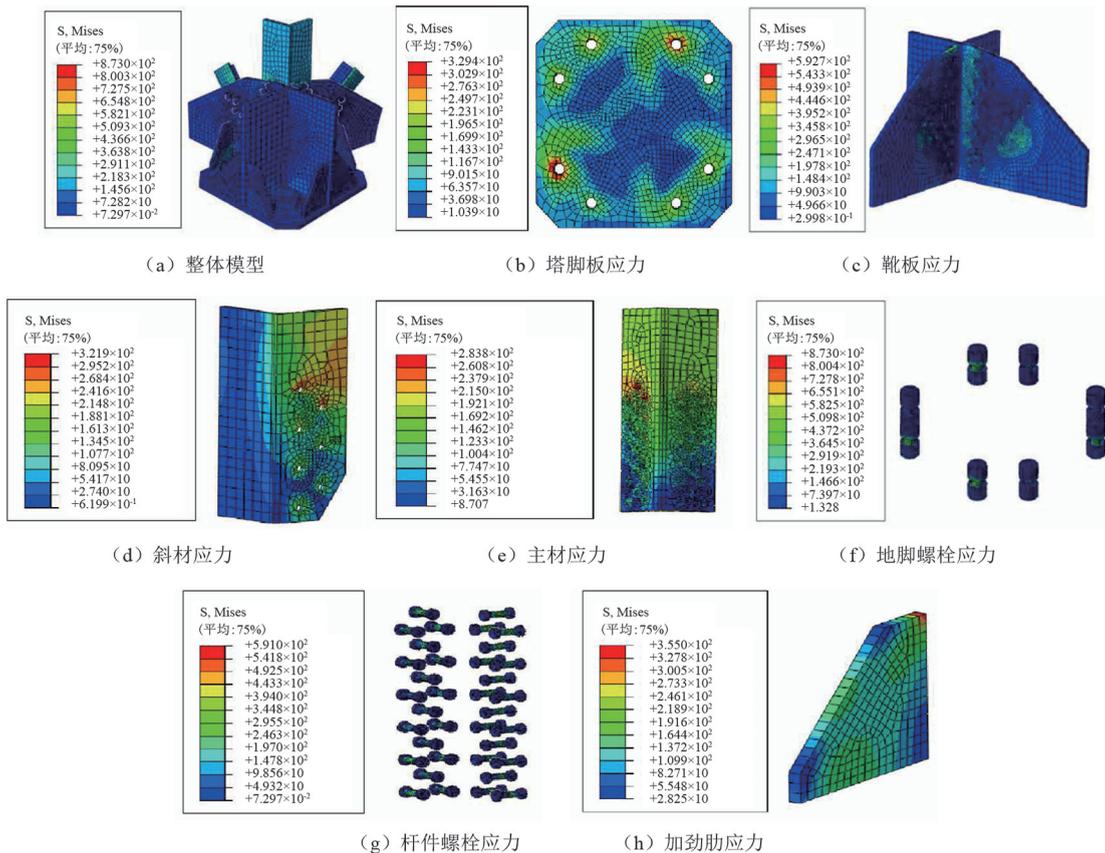


图 14 单主材八地螺塔脚板应力云图

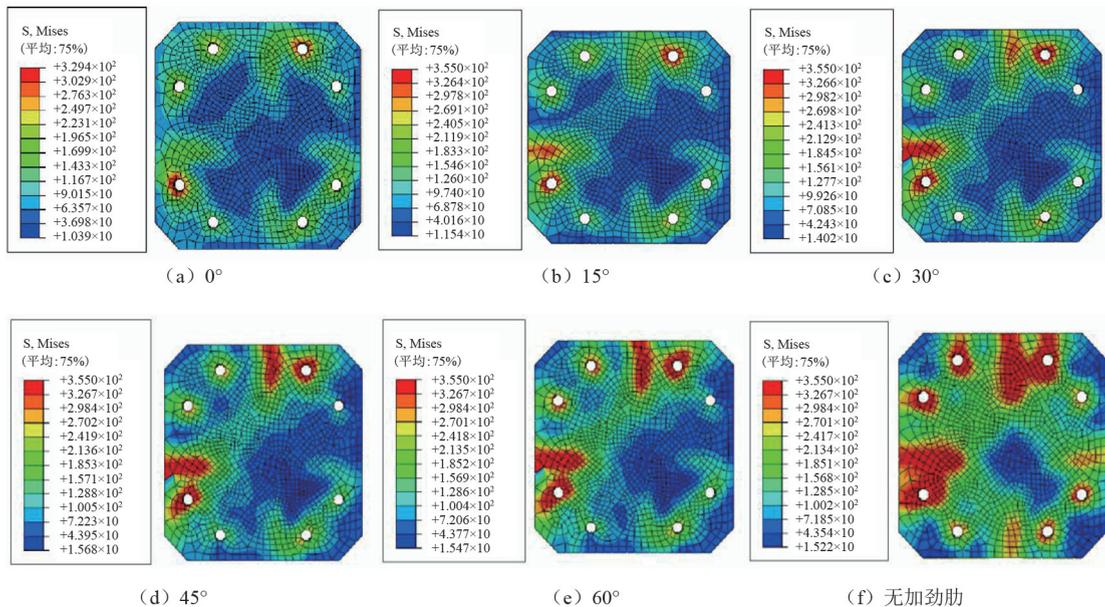


图 15 各工况下塔脚板应力云图(单主材八地螺)

件下达到屈服,而在 0°加劲肋工况下塔脚板并未破坏,增设加劲肋后单主材八地螺塔脚板承载效果大幅提高。

图 16 给出了单主材八地螺塔脚板的荷载位移曲线,可以看出,随着加劲肋倾斜角度的增大,塔脚板达到相同位移所需的外荷载随之减小,说明塔脚

板承载力有所降低。表 3 给出了加劲肋在不同倾斜角度下单主材塔脚板屈服的荷载信息。可以发现,加劲肋倾斜角度改变后,单主材塔脚板所能承受的荷载大幅降低:当加劲肋倾斜至 15°时承载力已降低 6.67%,倾斜至 30°时承载力降低了 14.29%,而取消加劲肋后承载力降低了 38.10%。因此,保持承载

力降低在 10% 以内,建议在保持加劲肋竖向投影高度同 0° 加劲肋一致的情况下,加劲肋倾斜角度控制在 15° 以内。

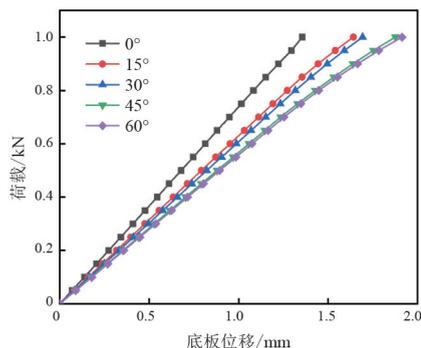


图 16 单主材八地螺荷载位移曲线

表 3 加劲肋对单主材八地螺塔脚板承载力影响

倾斜角度/(°)	主材荷载/kN	斜材荷载/kN	承载力变化率/%
0	2 934.44	739.41	—
15	5 203.73	655.61	6.67
30	4 628.02	583.08	14.29
45	4 054.55	510.83	25.71
60	3 835.45	483.22	30.48
无加劲肋	3 088.14	389.07	38.10

4 结 论

塔脚板受力性能研究是输电铁塔性能设计的重要内容,上面通过数值分析探究了加劲肋在不同倾斜角度下 3 类常见塔脚板的受力性能影响,得出主要结论如下:

1) 对于单主材四地脚螺栓塔脚板结构,塔脚板承载力受加劲肋倾斜角度影响相对较小。当加劲肋倾斜至 60° 时,承载力可降低 3.09%,建议设计时在保持加劲肋竖向投影高度同 0° 加劲肋一致的情况下,可适当倾斜加劲肋,但其倾斜角度不宜超过 60°。

2) 对于双主材八地脚螺栓塔脚板结构,塔脚板承载力受加劲肋倾斜角度影响较大。当加劲肋倾斜在 0°~30° 时承载力最大降低 5.5%,当加劲肋倾斜至 45° 时承载力降低了 16.48%,建议设计时在保持加劲肋竖向投影高度同 0° 加劲肋一致的情况下,倾斜角度应维持在 30° 以内。

3) 对于单主材八地脚螺栓塔脚板结构,由于主材偏心作用,塔脚板承载力受加劲肋倾斜角度影响最为显著。当加劲肋倾斜至 15° 和 30° 时,承载力分别降低 6.7% 和 14.29%,建议设计时在保持加劲肋

竖向投影高度同 0° 加劲肋一致情况下,倾斜角度应保持在 15° 以内。

需要说明的是,若设计时加劲肋倾斜角度大于建议角度,可采用部分措施进行规避,如调整铁塔本体高度、减小塔腿高度、优化加劲肋高度以及增大靴板高度等措施,必要时应通过数值计算评估其安全性。

参考文献

- [1] 何松洋,韩大刚,蒋锐,等.输电塔塔脚板式靴板连接计算方法[J].土木工程与管理学报,2021,38(4):127-132.
- [2] 蒋童,徐海潮,张树林,等.塔脚板结构强度与底板接触应力分析[J].南昌大学学报(工科版),2021,43(4):347-353.
- [3] 何松洋,鄢秀庆,李正良,等.输电角钢塔内嵌式十二地螺上拔计算理论研究[J/OL].西南交通大学学报:1-9 [2023-04-10]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/51.1277.U.20230330.1207.007.html>.
- [4] 王学明,薛晓敏,文凡,等.八地脚塔脚板受拉承载力及其设计参数影响分析[J].西安交通大学学报,2020,54(3):169-178.
- [5] 俞登科,任吉华,段松涛,等.基于区格法的输电塔有劲加塔脚板强度分析[J].电力勘测设计,2017(2):42-45.
- [6] 钱小浩,杨垂玮,刘浩,等.塔脚板底板接触应力非线性分布及弯曲应力表达式[J].南昌大学学报(工科版),2022,44(1):50-58.
- [7] 刘俊卿,饶翼,文凡,等.输电铁塔四地脚螺栓塔脚板抗拉承载力试验与计算方法研究[J].应用力学学报,2020,37(1):265-271.
- [8] 刘俊卿,袁红丽,文凡,等.输电塔结构八地脚螺栓塔座板的抗拉承载力试验与计算方法研究[J].土木工程学报,2019,52(7):48-56.
- [9] 翁兰溪,周晶晶.输电铁塔塔脚板加劲肋影响分析[J].福建电力与电工,2008(1):38-41.
- [10] 付庭聪,肖奉英,孟凯,等.塔脚板劲板尺寸对底板传递力分配比的影响[J].南昌大学学报(工科版),2022,44(3):246-253.
- [11] 屈可明.输电角钢塔主材开断节点稳定承载力试验研究与有限元分析[D].重庆:重庆大学,2021.

作者简介:

辜良雨(1979),男,高级工程师,主要研究方向为输电线路结构设计;

王成(1997),男,硕士,助理工程师,主要研究方向为输电线路结构设计;

冯杨州(1979),男,硕士,高级工程师,主要从事电网建设技术研究和管理工作。(收稿日期:2023-07-21)

碳钢在达州典型大气环境下的腐蚀行为研究

王方强¹, 王志高¹, 海潮², 耿植¹, 杜翠薇²

(1. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610041;

2. 北京科技大学腐蚀与防护中心, 北京 100083)

摘要:通过1年期现场暴露试验、腐蚀速率分析、锈层形貌观察、锈层组成分析及电化学测试等试验方法,研究了Q235碳钢在达州典型大气环境下的腐蚀行为。结果表明,位于工业大气环境的达州市通川区,Q235碳钢的腐蚀速率为 $23.78 \mu\text{m/a}$,而位于乡村大气环境的达州市万源市,Q235碳钢的腐蚀速率仅为 $10.33 \mu\text{m/a}$ 。Q235碳钢表面腐蚀产物主要组成为 $\gamma\text{-FeOOH}$ 、 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 。电化学结果表明,在达州重工业环境下的碳钢腐蚀较为严重,腐蚀产物层电阻和电荷转移电阻均高于达州乡村环境,说明其表面锈层能有效保护基体,减缓基体的进一步腐蚀。

关键词:碳钢; 大气腐蚀; 重工业污染环境

中图分类号: TG 172 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2024)02-0089-05

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240215

Study on Corrosion Behavior of Carbon Steel in Typical Atmospheric Environments in Dazhou

WANG Fangqiang¹, WANG Zhigao¹, HAI Chao², GENG Zhi¹, DU Cuiwei²

(1. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China; 2. Corrosion and Protection Center, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: The corrosion behavior of Q235 carbon steel in typical atmospheric environments in Dazhou is studied by 1-year outdoor exposure test, corrosion rate analysis, rust layer morphology observation, rust layer composition analysis and electrochemical test. The results show that the corrosion rate of Q235 carbon steel is $23.78 \mu\text{m/a}$ in Tongchuan district of Dazhou, which is located in industrial atmosphere, while the corrosion rate of Q235 carbon steel is only $10.33 \mu\text{m/a}$ in Wanyuan of Dazhou, which is located in rural atmosphere. The surface corrosion products are mainly composed of $\gamma\text{-FeOOH}$, $\alpha\text{-FeOOH}$ and Fe_3O_4 . The electrochemical results show that the corrosion of carbon steel in heavy industrial environment of Dazhou is more serious, and its resistance of corrosion product scale and charge transfer resistance are higher than that in rural environment of Dazhou, which indicates that the surface rust layer could effectively protect the substrate and slow down further corrosion of the substrate.

Key words: carbon steel; atmospheric corrosion; heavy industrial pollution of environment

0 引言

随着电网工程建设规模日益扩大,输变电设备不断增多。由于其长期运行在大气环境中,以碳钢、铜合金、铝合金为主要材料的电气设备会不同程度

地出现腐蚀问题^[1]。中国地域辽阔,各地区气候变化复杂多样,温湿度和降雨的空间分布差异极大。加上近年来大气环境污染严重, SO_2 、 H_2S 和 Cl^- 等对腐蚀影响较大的污染物在沿海大气环境、工业大气环境、城市大气环境的比例升高。电气设备在高温、高湿、重污染环境中使用时,金属部件易受到腐蚀,在这种环境中保证输变电设备的安全运行十分重要^[2]。

基金项目: 国家科技基础资源调查专项(2021FY100600); 国网四川省电力公司科技项目(521997230012)

四川电网处于中国西南地区,地形与气候环境复杂多变。四川中部、东部、南部属于高温高湿大气环境,大气污染较为严重。四川西部、西北部的甘孜、阿坝属于青藏高原、高寒气候,污染较小。四川西南部的凉山、攀枝花干燥少雨,但大气污染较为严重^[3]。根据气象和环境数据,四川具有代表性的高温、高湿、高酸性污染大气腐蚀环境,给输变电设备的腐蚀防护工作带来了极大挑战。文献[4-8]已对近年来四川省内的成都^[4]、乐山^[5]、德阳^[6]、自贡^[7]、宜宾^[8]等地区典型环境下的碳钢腐蚀行为进行了深入研究。然而,以上研究主要针对成都周边和川南地区,对于川东地区的腐蚀研究还是空白,难以针对川东地区的典型腐蚀环境特点,开展差异化的防腐工作。

下面以四川东部最大的重工业城市达州为例,通过建立达州典型工业污染环境以及乡村环境下的大气腐蚀环境试验站,测定了达州典型大气环境下的腐蚀速率和腐蚀等级,研究了碳钢在达州典型大气环境下的腐蚀行为。对于指导达州地区开展针对性的输变电设备防腐设计、选型以及腐蚀防护措施制定,从而保障输变电设备的安全运行具有重要意义。

1 实验部分

1.1 暴露试验

材料选用输变电设备使用最广泛的 Q235 碳钢。试验站点分别选择位于达州市通川区的某工业大气环境变电站和达州市万源市的某乡村大气环境变电站。按照 GB/T 14165—2008《金属和合金大气腐蚀试验 现场试验的一般要求》进行大气暴露试验^[9]。暴露试样正面朝南,与地面成 45°进行暴晒。将 Q235 碳钢钢板切割、铣边、打磨、编号、打钢印、酸洗、去污、除油并干燥。每组 4 片平行样,其中 3 片试样用于失重分析,1 片试样用于表征分析,每片试样尺寸均为 150 mm×70 mm×3 mm。测量试样的原始质量,并记为 w_0 。测量完毕后,将试样固定于暴晒架上。暴露时间为 1 年。通过对试样进行腐蚀速率分析、锈层形貌观察、锈层组成分析及电化学测试,研究 Q235 碳钢材料在达州典型大气环境下的腐蚀行为。

1.2 腐蚀速率计算

用 500 mL 盐酸、3.5 g $C_6H_{12}N_4$ 以及去离子水

配成 1 L 除锈液。盐酸起到与铁锈反应来除锈的目的,在盐酸中加入的 $C_6H_{12}N_4$ 是一种缓蚀剂,在除锈过程中起到减缓金属基体腐蚀的作用。用除锈液将腐蚀产物从腐蚀试样基体表面利用超声和毛刷去除后,再用去离子水和无水乙醇分别清洗试样,之后利用吹风机冷风吹干后置于高精度天平上测量质量,记录 3 次并取其平均值,腐蚀速率取 3 片平行样的平均值。腐蚀速率计算公式为

$$R = \frac{(w_0 - w_1) \times 10^4}{S\rho t} \quad (1)$$

式中: R 为腐蚀速率, $\mu\text{m}/\text{a}$; w_0 为试样的原始质量, g; w_1 为试样除锈后的质量, g; S 为单个试样的表面积, cm^2 ; ρ 为碳钢的密度, g/cm^3 ; t 为暴露时间, a。

1.3 宏观形貌观察

采用佳能 SX 700HS 数码相机拍照,分辨率 800 万像素,记录腐蚀试样除锈前的宏观形貌。

1.4 腐蚀形貌微观分析

将腐蚀试样切割成 20 mm×20 mm 的小矩形,利用 FEI Quanta 250 扫描电子显微镜(scanning electron microscope, SEM)观察腐蚀产物微观形貌,并采用扫描电镜配备的能谱仪(energy dispersive spectrometer, EDS)检测腐蚀产物的主要元素组成。

1.5 腐蚀产物物相分析

从腐蚀试样上刮下一定量的表面腐蚀产物,用研磨皿将腐蚀产物研磨成粉状,分析腐蚀产物的主要组成相。X 射线衍射仪(x-ray diffraction, XRD)检测基本参数包括:扫描角度为 10°~90°;扫描速率为 4°/min;施加电压为 40 kV;灯丝电流为 30 mA。

1.6 电化学测试

从腐蚀试样上切割出一个 20 mm×20 mm 的小矩形,利用传统的三电极电化学装置进行电化学测量,包括开路电位、电化学阻抗谱以及动电位极化曲线。参比电极选用 CuSO_4 饱和甘汞电极,对电极为 Pt 电极,工作电极为带锈试样。电化学阻抗谱的频率范围为 100 kHz~10 MHz,扰动电位为 10 mV。测试溶液为 3.5% NaCl 溶液。

2 结果与讨论

2.1 腐蚀速率和腐蚀等级

经过现场 1 年期暴露试验测得, Q235 碳钢在达州市通川区(位于达州市区的工业环境)的大气腐

蚀速率为 $23.78 \mu\text{m/a}$, 在达州市万源市(位于达州市乡村环境)的大气腐蚀速率为 $10.33 \mu\text{m/a}$ 。根据 GB/T 19292.1—2018《金属和合金的腐蚀 大气腐蚀性 第 1 部分:分类、测定和评估》^[10], 通川区和万源市的大气腐蚀等级均划分为 C2 级, 但处于工业大气环境的通川区的腐蚀速率是处于乡村大气环境的万源市的 2.3 倍, 其腐蚀更加严重。分析原因, 达州市作为川东最大的重工业城市, 钢铁、火电、能源、化工、建材行业重工业污染企业主要位于通川区, 排放大量 SO_2 , 加快腐蚀发生。而万源市作为达州市下辖的县级市, 位于大巴山腹地, 远离达州市区, 工业基础极弱, 主要产业是农业和生态旅游, 处于乡村大气环境, 污染程度较小, 其腐蚀程度也较轻。

2.2 宏观形貌分析

图 1 是 Q235 碳钢在达州典型大气环境中暴露 1 年后的宏观形貌照片。如图 1(a) 所示, 在通川区大气环境下, 暴露 1 年后, 碳钢表面锈层呈现棕色, 腐蚀产物分布不均匀, 腐蚀层较厚也较为疏松; 从图 1(b) 可以看出, 在万源市大气环境下暴露 1 年的碳钢表面锈层呈红棕色, 腐蚀层较薄也较为致密, 局部锈层覆盖不均匀, 部分黑色区域是锈层形成的初期形态。由图 1 可知, 碳钢在通川区的腐蚀程度更明显。

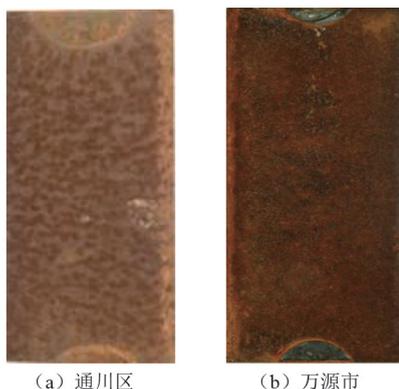


图 1 Q235 碳钢在达州典型大气环境中暴露 1 年后的宏观形貌照片

2.3 腐蚀产物微观形貌分析

图 2 是 Q235 碳钢在达州典型大气环境下暴露 1 年后的锈层表面微观形貌。图 2(a) 为通川区的腐蚀产物微观形貌, 暴露 1 年后, 碳钢试样表面已经完全被腐蚀产物覆盖, 腐蚀产物呈现出明显的分层和凹凸不平, 表层存在大量大小不一的颗粒状腐蚀产物, 且腐蚀产物较为疏松; 图 2(b) 为万源市的腐蚀产物微观形貌, 相较于通川区, 其锈层相对平整而

致密。从微观形貌分析, 碳钢在通川区的腐蚀程度高于万源市。

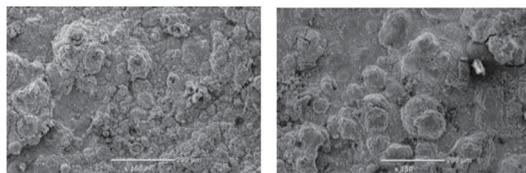


图 2 Q235 碳钢在达州典型大气环境下暴露 1 年后的锈层表面微观形貌

2.4 腐蚀产物物相分析

对达州典型大气环境下暴露 1 年后的 Q235 碳钢带锈试样进行了 EDS 能谱分析。结果表明, 碳钢在通川区和万源市暴露 1 年后, 锈层中主要元素均为 Fe、O 和 C, 说明腐蚀产物主要为铁的氧化物。除此之外, 通川区还含有 Si、Al 等元素, 而万源市不含上述两种元素。说明通川区污染较重, 导致锈层表面残留有污染物元素, 而万源市由于是乡村环境, 污染较小, 所以锈层表面无污染物元素检出。

图 3 为 Q235 碳钢在达州典型大气环境中暴露 1 年后腐蚀产物的 XRD 分析, 图 3 中横坐标为衍射角 θ , 纵坐标为衍射后的峰强度。从 XRD 图谱中可以看出, 达州两种典型环境下腐蚀产物主要组成为 $\gamma\text{-FeOOH}$ 、 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 。通过半定量分析可知, 万源市的腐蚀产物中 $\gamma\text{-FeOOH}$ 比例最高, 而在通川区腐蚀产物中 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 的比例有所增加。因为初期形成的腐蚀产物 $\gamma\text{-FeOOH}$ 是一种不稳定化合物, 还原性较强, 增加了阴极反应的活性区域, 对钢的基体腐蚀具有促进作用。 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 是相对稳定的结构, 随着两者含量的增加, 锈层的稳定性会进一步增强。这说明在腐蚀过程中, 一部分 $\gamma\text{-FeOOH}$ 转化为 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 , 锈层中 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 含量的提高, 一定程度上提高了锈层的保护性。

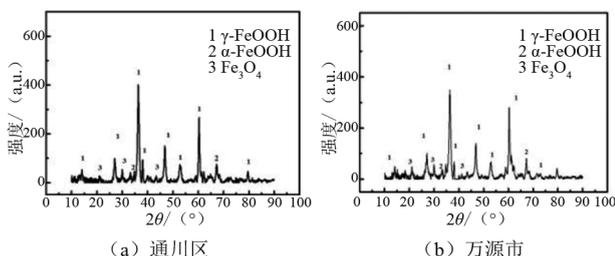


图 3 Q235 碳钢在达州典型大气环境中暴露 1 年后的腐蚀产物 XRD 分析

2.5 电化学分析

为了研究锈层对 Q235 碳钢腐蚀行为的影响,对达州不同地区暴露 1 年后的 Q235 碳钢带锈试样在 3.5%NaCl 溶液中进行了极化曲线测试,如图 4 所示,横坐标为腐蚀电流密度 i 的对数,纵坐标为腐蚀电位 E 。结果显示,达州两种典型大气环境下碳钢的腐蚀电流差距较为明显。对极化曲线进行拟合,如表 1 所示,结果表明,腐蚀速率越大的达州市区在 3.5%NaCl 溶液中的腐蚀电流越大。

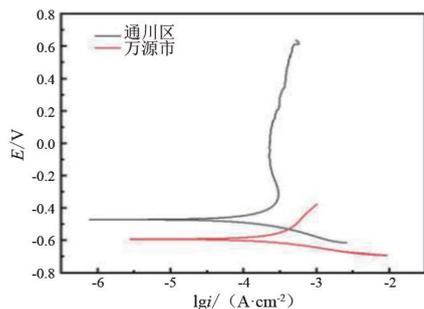


图 4 Q235 碳钢在达州典型大气环境中暴露 1 年后带锈试样的极化曲线

表 1 Q235 碳钢在达州典型大气环境下暴露 1 年后的电化学拟合结果

地点	腐蚀速率/ ($\mu\text{m} \cdot \text{a}^{-1}$)	腐蚀电位/ mV	腐蚀电流密度/ ($\mu\text{A} \cdot \text{cm}^{-2}$)	腐蚀产物层电阻/ ($\Omega \cdot \text{cm}^{-2}$)	电荷转移电阻/ ($\Omega \cdot \text{cm}^{-2}$)
通川区	23.78	-541.247	137.116	131.800	199.00
万源市	10.33	-595.623	87.489	3.085	15.08

为了进一步表征锈层结构的特点,对达州不同地区暴露 1 年后的 Q235 碳钢带锈试样进行了交流阻抗测试。图 5 为带锈试样的交流阻抗谱,在图 5(a)中,横坐标为阻抗 Z 的实部,纵坐标为阻抗 Z 的虚部;在图 5(b)中,横坐标为频率 f 的对数,纵坐标为阻抗 Z 的绝对值和相位角 θ 。从图 5(a)的 Nyquist 图可以看出,两种试样均表现为高频区的容抗弧和中低频区的 45° 直线,通川区的高频容抗弧半径最大;从图 5(b)的 Bode 图可以看出,通川区的电阻特性最大。采用图 6 中的等效电路对电化学交流阻抗谱进行拟合,图中: R_s 为溶液电阻; Q_1 为腐蚀产物层电容; R_r 为腐蚀产物层电阻; Q_{dl} 为双电层电容; R_{ct} 为电荷转移电阻; W 为有效扩散层阻抗。拟合结果见表 1。从电化学拟合结果可以看出,通川区的腐蚀速率最高, R_r 和 R_{ct} 分别为 131.8 和 199.0 $\Omega \cdot \text{cm}^2$,均大于万源市的交流阻抗,说明在此环境下形成的锈层具有一定的保护性。分析原因,由于通川区处

于重工业污染环境,碳钢腐蚀严重,表面大量腐蚀产物的堆积转化,促使锈层与钢铁基体的结合变得紧密,一定程度上提高了锈层的保护性能。而处于乡村环境下的万源市,空气中污染物较少,使得碳钢的腐蚀也较为缓慢。

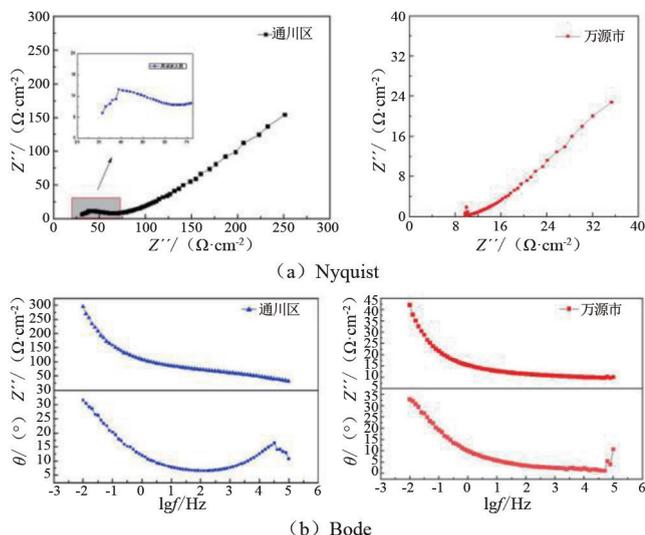


图 5 Q235 碳钢在达州典型大气环境下暴露 1 年后的交流阻抗谱

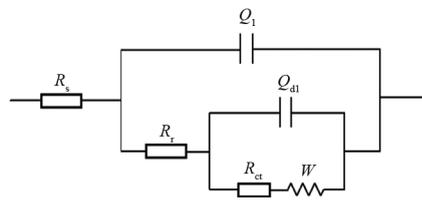


图 6 等效拟合电路

3 结论

1) 达州地区的重工业污染对大气腐蚀的影响明显,处于工业大气环境的通川区的碳钢腐蚀速率达到 23.78 $\mu\text{m}/\text{a}$,而位于乡村大气环境的万源市的碳钢腐蚀速率仅为 10.33 $\mu\text{m}/\text{a}$,重工业污染环境下的腐蚀速率是乡村环境下的 2.3 倍。

2) 达州地区以上两种典型环境下碳钢的腐蚀产物主要组成为 $\gamma\text{-FeOOH}$ 、 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 。在重工业污染大气环境的通川区,锈层中 $\alpha\text{-FeOOH}$ 和 Fe_3O_4 的比例有所增加。

3) 碳钢在达州重工业污染环境下的腐蚀较为严重, R_r 和 R_{ct} 均高于达州乡村环境,说明其表面锈层一定程度上保护了基体,减缓基体的进一步腐蚀。

参考文献

- [1] 夏晓健,金焱,乔汉文,等. 输变电设备腐蚀状况调查与分析[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2019, 31(2): 121-127.
- [2] 王志高,田倩倩,耿植,等. 四川电网输变电设备的腐蚀情况调查及防护措施[J]. 腐蚀与防护, 2021, 42(3): 34-37.
- [3] 潘玉霞,王玫,王志高,等. 大气腐蚀环境对四川电网输变电设备腐蚀的影响研究[J]. 材料保护, 2018, 51(4): 110-113.
- [4] WANG Z G, WANG M, JIANG J, et al. Atmospheric corrosion analysis and rust evolution research of Q235 carbon steel at different exposure stages in Chengdu atmospheric environment of China[J]. Scanning, 2020; 9591516.
- [5] 田倩倩,海潮,王志高,等. Q235 碳钢在四川典型大气污染环境中的腐蚀行为研究[J]. 西南民族大学学报(自然科学版), 2020, 46(5): 478-486.
- [6] 王志高,海潮,姜杰,等. Q235 钢在德阳大气环境中腐蚀行为研究[J]. 中国腐蚀与防护学报, 2021, 41(6): 871-876.
- [7] 耿植,罗明才,王志高,等. 碳钢在四川典型盐化工环境中的大气腐蚀行为[J]. 科学技术与工程, 2022, 22(12): 4772-4777.
- [8] 李成鑫,王志高,海潮,等. Q235 碳钢在宜宾不同大气环境中的腐蚀行为[J]. 腐蚀与防护, 2022, 43(12): 6-10.
- [9] 冶金工业信息标准研究院. 金属和合金 大气腐蚀试验现场试验的一般要求: GB/T 14165—2008[S]. 北京: 中国标准质检出版社, 2008.
- [10] 全国钢标准化技术委员会. 金属和合金的腐蚀 大气腐蚀性 第1部分: 分类、测定和评估: GB/T 19292.1—2018[S]. 北京: 中国标准质检出版社, 2018.
- 作者简介:
王方强(1970),男,硕士,高级工程师,研究方向为电网环境监测。
(收稿日期:2023-10-05)
-
- (上接第 57 页)
- [8] LI Shuaibing, CAO Binglei, CUI Yi, et al. Terahertz-based insulation delamination defect inspection of vehicle cable terminals[J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2023, 9(1): 1765-1774.
- [9] KANTAR Emre, PANAGIOTOPOULOS Dimitrios, ILDSTAD Erling. Factors influencing the tangential AC breakdown strength of solid-solid interfaces[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2016, 23(3): 1778-1788.
- [10] KANTAR Emre, ILDSTAD Erling, HVIDSTEN Sverre. Effect of elastic modulus on the tangential AC breakdown strength of polymer interfaces[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2019, 26(1): 211-219.
- [11] KANTAR Emre, MAUSETH Frank, ILDSTAD Erling, et al. Longitudinal AC breakdown voltage of XLPE-XLPE interfaces considering surface roughness and pressure[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2017, 24(5): 3047-3054.
- [12] KANTARA Emre, HVIDSTENB Sverre, MAUSETHA Frank, et al. A stochastic model for contact surfaces at polymer interfaces subjected to an electrical field[J]. Tribology International, 2018, 17: 361-371.
- [13] HASHEMINEZHAD Majid, ILDSTAD Erling. Application of contact analysis on evaluation of breakdown strength and PD inception field strength of solid-solid interfaces[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2012, 19(1): 1-7.
- 作者简介:
潘贵翔(1990),男,硕士,工程师,从事高速动车组高压系统设计工作;
辛东立(1989),男,博士研究生,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术;
刘 骁(1998),男,硕士研究生,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术;
孙传铭(1981),男,博士研究生,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术,从事高速动车组高压系统及牵引系统设计工作;
刘 凯(1990),男,博士,研究员,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术;
高国强(1981),男,博士,教授,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术、先进功能电工材料、过电压及防护技术;
吴广宁(1969),男,博士,教授,研究方向为电气设备绝缘状态检测及监测技术、先进功能电工材料、过电压及防护技术。
(收稿日期:2023-06-16)

免维护呼吸器导通检测装置的研制与应用研究

肖 健,张付粤,张益珩,罗 浩,付文启,龚正旭,王珂煌
(国网四川省电力公司特高压直流中心,四川 成都 610042)

摘要:当前特高压换流变压器采用免维护式呼吸器替代传统呼吸器,由于无呼吸油杯,一旦发生气路堵塞无法直观判断油浸设备的呼吸状态。为此,借鉴“电子式肺功能”肺活量检测计的技术原理,设计了一种携带方便、使用便捷的导通检测装置,通过传感电路检测读取呼吸器的“呼吸状态”并就地显示读取结果,满足对换流变压器日常维护和验收工作的使用需求,同时可大幅缩短检测时间并提高检测精度。将所设计的检测装置实物样本安装在换流变压器呼吸器上,通过实验验证了其导通性检测的有效性。

关键词:换流变压器;呼吸器;导通检测;呼吸状态

中图分类号:TM 406 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0094-05

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240216

Research on Development and Application of Maintenance-free Respirator Conduction Detection Device

XIAO Jian, ZHANG Fuyue, ZHANG Yihang, LUO Hao, FU Wenqi, GONG Zhengxu, WANG Keyu
(UHVDC Center of State Grid Sichuan Electric Power Company, Chengdu 610042, Sichuan, China)

Abstract: At present, maintenance-free respirators are used to replace traditional respirators in UHV converter transformers. Due to lack of breathing oil cup, the breathing state of oil-immersed equipment can not be judged directly in case of gas circuit blockage. For this reason, the technical principle of spirometer with "electronic lung function" is used for reference to design a portable and convenient conduction detection device, which can detect and read the "breathing state" of respirator through sensing circuit and display the reading on the spot, so it can meet the use needs in daily maintenance and acceptance work of converter transformer, and at the same time, it can significantly shorten the detection time and improve the detection accuracy. Finally, a physical sample of the designed detection device is manufactured and installed on the respirators in converter transformers. The effectiveness of its conduction detection is verified by experiments.

Key words: converter transformer; respirator; conduction detection; respiratory state

0 引言

中国电力系统电源与负荷呈逆向分布的特点^[1]。为满足长距离、大容量和经济性的输电需求,特高压直流输电示范工程蓬勃发展^[2]。换流变压器是特高压换流站的核心部件,受天气变化和传输负荷影响,需要耐受油温从环境温度到八九十摄氏度的大幅温度变化考验^[3]。呼吸器是换流变压器的组成部分,当换流变压器内部绝缘油随运行温度变化而膨胀或收缩时,油枕内油位浮动,需要通过呼吸器与外界气体交换^[4],因此,呼吸器为稳定换

流变压器内气体压力起着重要的作用。

当前大型油浸式变压器已采用新型免维护式呼吸器代替传统油杯式呼吸器,通过烘干器自加热功能保持干燥剂长期有效,节省了人力运维成本^[5]。但由于取消了传统呼吸器的“呼吸油杯”设计,在现场无法直观判断换流变压器呼吸状态。当换流变压器温度异常而油枕油位未明显变化时,须停电诊断排查气路是否堵塞,费时费力且流程繁琐;一旦未及时发现气路堵塞,还存在压力释放阀误动作风险。

目前对于呼吸器工作状态的判断主要通过在线监测和评估手段^[6-7],检测硅胶变色来实现。如文献^[8]和文献^[9]通过机器视觉技术进行识别,利用数字图像处理技术,采用矩阵检测法进行硅胶颜色

直方图统计以判断呼吸器运行状态;文献[10]基于色相饱和度值特征变换与目标检测的分析方法,利用单发多盒探测器跟踪和提取呼吸器正常颜色和异常颜色,来判断呼吸器运行状态。通过配置湿度传感器^[11]、重量感应传感器^[12]与图像识别相结合的方法,也可避免呼吸器过度使用造成的变压器绝缘油含水量超标。然而,以上检测方法都是基于呼吸器处于正常导通状态进行判断的,并没有考虑气路堵塞情况的出现;并且都局限于判断呼吸器工作状态是否正常,而无法追踪换流变压器的运行状态;判断方法主要基于硅胶的变色情况,监测周期过长,检测结果不直观,主观性较大,并且对在线监测装置的利用率也较低。

当前虽已研制带呼吸油杯的免维护呼吸器,但目前的大多数电力设备工作在无人值守场合,通过肉眼观察气泡反映的呼吸状态已不能适应当前自动化水平^[13],且当大型油浸式设备呼吸作用微弱时,短时难以观测气泡现象,不便于巡视观察。

为此,下面基于换流变压器通过呼吸器与外界气体交换的本质,借鉴“电子式肺功能”肺活量检测计的技术原理,设计了一种免维护呼吸器导通检测装置。通过配置两个气流传感器,可以直接检测出呼吸气路是否导通,并判断换流变压器处于“呼气”或“吸气”状态;还可时刻检测气流大小,形成历史追踪数据库,用于纵向对比换流变压器健康状态。所设计的导通检测装置在布拖换流站的换流变压器上进行了安装和试验,初步验证了该装置判断气路是否导通并跟踪检测换流变压器运行状态的可行性。

1 免维护呼吸器的结构与工作原理

1.1 免维护呼吸器的结构

免维护呼吸器的结构如图1所示,其主要组成部分包括:1)装有变色硅胶的罐子,用于换流变压器与外界进行气体交换时保证吸入空气的干燥性,

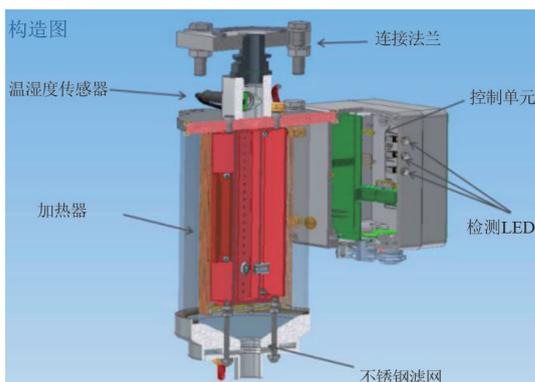


图1 免维护呼吸器结构

是呼吸器最主要的功能实现单元,通常分为A罐(运行)和B罐(备用),并可用电机设备进行切换;2)温湿度传感器,用于检测交换气体的温度和湿度,从而判断环境状态与硅胶是否处于正常可除湿状态;3)加热器,对硅胶进行加热再生,并防止不锈钢滤网覆冰影响呼吸器的正常运行;4)不锈钢滤网,用于去除吸入空气的杂质;5)控制单元装置,用于接收传感器数据,并根据控制逻辑发出相应指令。

1.2 免维护呼吸器的工作原理

免维护呼吸器在正常运行时,换流变压器可与外界进行正常气体交换,呼吸器吸收水分保证干燥空气流入。湿度传感器持续监测硅胶湿度并将数据传入到控制单元,当检测到湿度达到设定值时,启动设备内的电磁阀切换运行硅胶罐与备用硅胶罐,将运行硅胶罐转为备用后,启动加热器对湿度不合格的硅胶进行干燥再生,待湿度传感器检测达标后停止加热。温度传感器时刻检测呼吸器内部温度,一旦低于设定温度,控制单元启动加热器进行加热,保持罐内温度满足要求,避免出现罐内结冰等现象。通过这种双罐交替加热再生的方式,可确保换流变压器与外部空气交换的过程中时刻吸入干燥空气,并且在硅胶干燥去水的过程中不会将水分带入到换流变压器内部。

在相同运行工况下,免维护呼吸器相比于传统呼吸器,可以实现硅胶超过50次的干燥再生,理论上可10年无须进行维护。由于充分利用了变色硅胶可循环往复使用的特点,采用双罐切换自愈再生的手段,大幅增加了材料的利用效率,既规避人工拆解干燥更换流程,又降低硅胶分解产生有害物质对人体和环境造成伤害的风险。

然而,为了精简机构降低运维难度,换流变压器的免维护呼吸器不设呼吸油杯,但也使得在巡检时无法直观判断吸湿气路是否导通,存在错误判断设备真实呼吸状态的风险。例如在2021年,±800 kV雅砻江换流站极2低YDC相换流变压器由于气路堵塞原因无法正常呼吸,最终导致了压力释放阀启动。

为此,设计一种能持续实时监测呼吸器气路导通情况的检测装置具有实际价值意义。

2 气路导通检测装置的研制

2.1 工作原理与控制电路设计

借鉴电子式肺功能肺活量检测计原理^[14],结构如图2所示,采用漏斗式吹嘴向测试的仪器用力呼气,基于红外线信号采集的气流传感器,可响应气流

流速与容量并在显示屏显示,实现健康状态参数的监测。

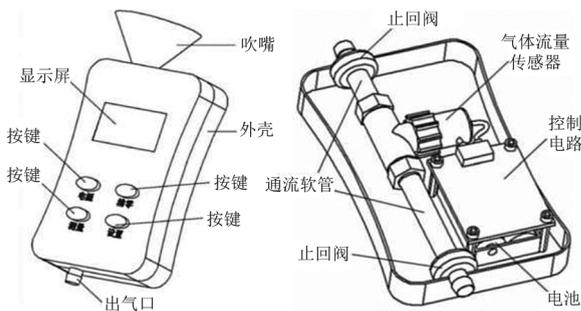


图 2 电子式肺功能肺活量检测计结构

换流变压器的呼吸检测具有相同的原理,结合技术需要与功能要求,所设计呼吸器呼吸气流检测系统如图 3 所示。根据呼吸器结构,该检测装置需安装在其通气口下方处。所设计的气体流量读取电路是基于热式气流传感器,将检测到的管径内气体流量速度转换为相应的电压信号,经过检测电路滤波处理后再放大,然后输出到 MCU 单片机。MCU 单片机将接收的气体流量模拟信号转化为数字信号,进行数据存储并在仪表显示。

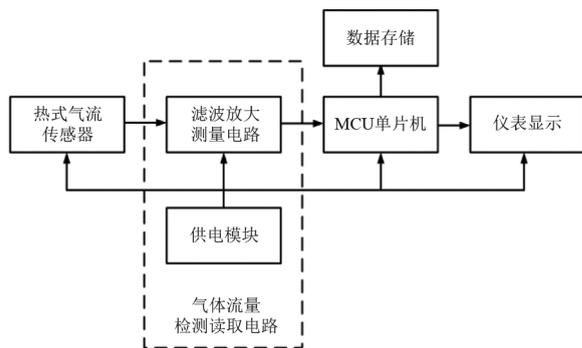


图 3 气体流量检测系统

热式气流传感器传出相应的电信号之后,滤波放大电路是信号转换的关键。作用在于读取特定频率或频带上的电信号,对其他频带的电信号进行阻塞,消除杂波信号,并对选取信号进行放大处理。

所设计检测装置基于 CSMC 0.5 μm DPTM CMOS 工艺,电源电压为 $5\text{ V} \pm 0.5\text{ V}$,温度范围为 $-40\text{ }^\circ\text{C} \sim 125\text{ }^\circ\text{C}$,温度典型值为 $27\text{ }^\circ\text{C}$ 。热式气流传感器设计有双通道输出信号,第一个通道输出与气体监测流量相关的电压信号;第二个通道输出参考电压信号,通过两个电压信号的比值来确定气体监测流量。据此需要设计双带通滤波放大电路,两条电路主体结构相同,增益选择不同。通过咨询免维护呼吸器制造商,双带通道滤波放大电路设定值为:中心频率为 10 Hz ;第一路通道的输入为与气体监测流量相关的电压信号,记为 V_{in1} ,中心频率增益

设置建议值为 66 dB ;第二路通道的输入为参考电压信号,记为 V_{ref} ,中心频率增益建议值为 77 dB 。

为保证滤波放大器通带增益需求足够,采用级联方式形成四阶带通滤波器,其结构如图 4 所示,其中 $R_1 = R_2, C_1 = C_3, R_3 = R_4, C_2 = C_4$ 。

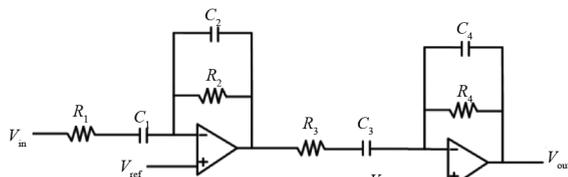


图 4 四阶带通滤波器

传输函数式为

$$H(S) = \left(\frac{R_2 C_1 S}{(R_1 C_1 S_1 + 1)(R_2 C_2 S + 1)} \right)^2 \quad (1)$$

四阶增益表达式为

$$A(m) = \left(\frac{R_2 C_1}{R_1 C_1 + R_2 C_2} \right)^2 \quad (2)$$

对输入电信号进行带通滤波之后,设计了相应放大电路。该电路采用了具有高增益低噪声的两级运算放大器,如图 5 所示。

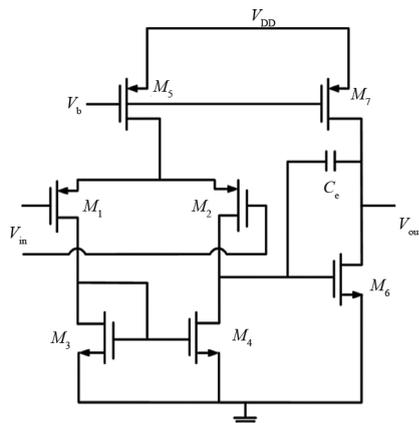


图 5 两级运算放大器

经过滤波放大电路后,将传感器输入的电信号转换为模拟信号输入至 MCU 单片机内进行数据存储和显示。

2.2 关键元件选择

根据功能要求,为确保换流变压器在弱呼吸状态下也能精确检测,选择采用流量小于 1 L/min 时也能精准检测的热式气流传感器^[15],并基于第 2.1 节的检测系统框图,制作了集成电路板样品来进行功能验证。

按照需求,气路导通检测装置需准确甄别换流变压器“呼”和“吸”状态并检测气量,同时还应当避免自然风、冷却器产风、变压器振动等外界因素干扰。因此,采用两个单向检测气流传感器反向串接的方式,实现对不同方向气流流速的监测记录,保证

当换流变压器“呼”或“吸”时,有且仅有一个气流传感器有示数。进一步结合实际安装的便利性和维护的简易度,设计了如图 6 所示的单路双通式结构方案。气路导通检测装置除配置了数据储存功能用于历史数据追踪外,还具备就地读数的功能,保证在巡检时能实时观察当前换流变压器的呼吸流量状态。

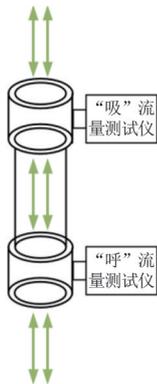


图 6 单路双通结构方案

检测装置与呼吸器通气口的连接设置是较为关键的安装步骤。换流站内通常有多个不同厂家制造且高、低端体积容量不同的换流变压器,其配置的呼吸器管口尺寸不同,这就要求设计的导通检测装置要具备良好的弹性和密封性,可套接上不同尺寸的呼吸器管口。因此,选择了如图 7 所示的橡胶制品对接口作为连接部分。

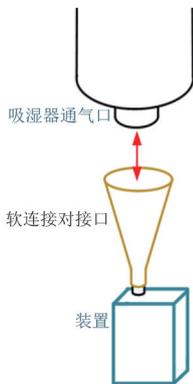


图 7 吸湿通气口采用软连接

同时,为保证气流检测的有效性并避免在极端条件下胶囊过度憋气导致的瓦斯继电器、油流继电器误动,前期开展收集了多个换流站免维护呼吸器主要制造厂商的呼吸管口尺寸,包括沈阳明远、MR、上海锐开、珠海智润、Qualitrol 等公司,免维护呼吸器下端管口尺寸集中在 20~24 mm,由此最终设计气流传感器对接管口直径为 25 mm。

3 应用验证

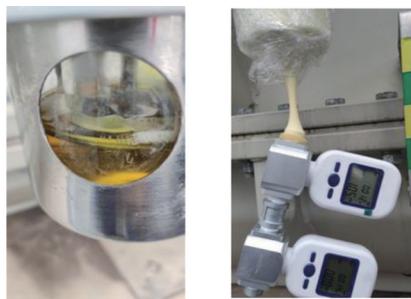
所设计的气体导通检测装置组建安装后的样品

如图 8 所示。



图 8 样品装置

为验证装置气体导通检测的有效性,选择在 ±800 kV 建昌换流站内带有呼吸油杯的在运 500 kV 主变压器上进行功能测试,如图 9 所示。测试时间选择为气温变动较大的下午。



(a) 主变压器呼吸油杯 (b) 仪器测试环境

图 9 主变压器气路导通测试

根据油杯内呼吸气泡以及内外油杯的油差情况,与检测的呼吸器内流量数据进行对比来进行验证。记录流量数据,测试时间为 30 s,测试结果如图 10 所示。

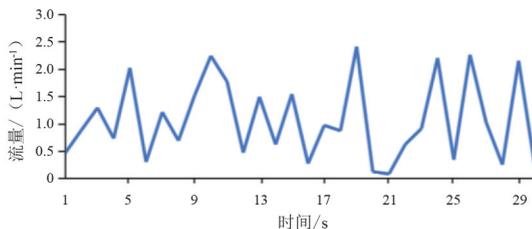


图 10 主变压器呼吸器流量检测结果

在测试过程中,油杯内部液位一直高于外部液位,且存在气泡,证明变压器一直处于吸气状态。而根据图中结果,测试数据虽波动较大但也一直记录在吸气状态(即数据为正),分析该情况是由于传统呼吸器呼吸气体由油中气泡带出,因此气流随气泡逐个冒出,检测结果呈现陡峭段形状符合实际现象,验证了所设计装置功能的有效性。

为进一步验证装置的导通检测能力和数据追踪能力,选择在 ±800 kV 换流站总计 24 台换流变压器的免维护呼吸器通气口上装配样本装置并进行数据监测记录,记录的时间地点如表 1 所示,提取前

30 min 的检测数据,检测结果如图 11 所示。

表 1 导通检测试验记录

序号	试验地点	试验时间
1	极 II 低端换流变压器组	10 月 12 日 10:38—11:21
2	极 II 高端换流变压器组	10 月 12 日 20:32—21:15
3	极 I 低端换流变压器组	10 月 13 日 15:12—15:38
4	极 I 高端换流变压器组	10 月 14 日 16:35—17:02

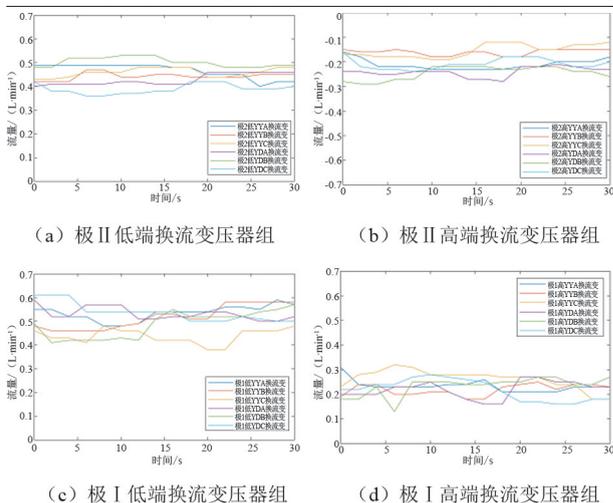


图 11 换流变压器呼吸器流量记录检测结果

由表 1 和图 11 可知:在 10 月 12 日晚试验的时间里,极 II 高端换流变压器组都处于呼气状态,这表明油温在不断上升,该换流站处于外送功率上调或者环境温度上升的阶段;除此以外,其他检测时间段的换流变压器组都处于吸气状态,这表明油温在不断下降,该换流站处于外送功率降低或者环境温度降低的阶段。经测试数据与换流变压器实际运行工况比对,呼吸状态与该换流站实际负荷日曲线及现场环境温度变化情况呈正相关关系。

4 结论

上面基于“电子式肺功能”肺活量检测计的技术原理,设计了一种通过热流传感器监测免维护呼吸器气路导通情况的检测装置。该装置经过滤波放大电路提升了监测的灵敏度,所设计的样本装置在 ± 800 kV 建昌换流站内的 500 kV 主变压器与高、低端换流变压器上进行了试验验证,得出的结论如下:

1) 无呼吸油杯的免维护呼吸器无法直接检测气路是否导通,采用所设计的导通检测装置能就地显示呼吸器的呼吸状态,满足日常维护和验收工作需求。

2) 所设计的导通检测装置能跟踪检测换流变压器内部气压的变化趋势,若能结合环境温度变化和换流站运行模式,可用作综合判断换流变压器运行健康状态的一种手段。

参考文献

- [1] 鄢朝辉,李兆伟,王维洲,等. 直流闭锁故障下风电并网功率和直流输送功率的耦合关系分析[J]. 中国电力, 2021, 54(6):175-182.
- [2] 单节杉,王璇,田鑫萃. 基于贝杰龙模型多点联合判断的特高压直流输电线路纵联保护[J]. 四川电力技术, 2021, 44(5):6-10.
- [3] 池明赫,李毅恒,罗青林,等. 运行环境对换流变压器油纸绝缘电场分布的影响[J]. 电机与控制学报, 2021, 25(5):71-79.
- [4] 姜昀芑,任伟,白东亚,等. 基于 LSTM 的变压器呼吸器硅胶变色程度预测模型[J]. 变压器, 2021, 58(3):57-61.
- [5] 武剑灵,孙瑞龙,岳永刚. 智能免维护呼吸器在变压器应用中的优势[J]. 变压器, 2016, 53(3):47-49.
- [6] 王玉财,李志远,王振锋,等. 基于无线传感器网络的变压器呼吸器在线监测系统[J]. 宁夏电力, 2020(2):28-32.
- [7] 李瑞生,许丹,翟登辉,等. 基于 HSV 特征变换与目标检测的变压器呼吸器缺陷智能识别方法[J]. 高压技术, 2020, 46(9):3027-3035.
- [8] 辛明勇,肖小兵,刘斌,等. 基于图像处理的变压器呼吸器自动检测[J]. 数学的实践与认识, 2018, 48(2):127-133.
- [9] 李瑞生,许丹,翟登辉,等. 基于 HSV 特征变换与目标检测的变压器呼吸器缺陷智能识别方法[J]. 高压技术, 2020, 46(9):3027-3035.
- [10] 施润杰. 基于自适应阈值分割的电力变压器呼吸器变色检测方法[J]. 江西电力, 2022, 46(8):36-41.
- [11] 李春阳,张健能,劳锦富,等. 一种基于压力和温湿度传感器的变压器新型呼吸器, 110779597AU [P]. 2020-02-11.
- [12] 金甲杰,钱诚. 充油类电气设备呼吸装置的改进及新型呼吸器[J]. 安徽电力, 2014, 31(4):24-26.
- [13] 鲍明杰,柯常军. 一种状态可监测的免维护吸湿器及监测方法:110364331B [P]. 2020-09-29.
- [14] 胡振禹,王鹏,刘宝亮. 肺活量计的电子式检测装置设计与模拟研究[J]. 科技创新与应用, 2021, 11(33):36-39.
- [15] 机械工业仪器仪表元器件标准化技术委员会. 热式质量流量传感器:JB/T 13111—2017 [S]. 北京:机械工业出版社, 2018.

作者简介:

肖健(1989),男,硕士,高级工程师,从事特高压直流输电控制保护与设备检修工作;

张付粤(1993),男,工程师,从事特高压直流输电控制保护与设备检修工作。

(收稿日期:2023-06-21)

基于深度混合注意力网络的窃电检测

彭军¹, 李琪林¹, 周尧², 袁钟², 彭德中², 刘益志²

(1. 国网四川省电力公司营销服务中心, 四川 成都 610045;

2. 四川大学计算机学院, 四川 成都 610065)

摘要:窃电检测旨在识别和检测非法或未经授权的电力使用行为。在智能电网技术高速发展的背景下,如何实现准确的窃电行为检测,是学术界和工业界广泛关注的一个重要问题。针对已有方法依赖人工特征设计以及低层特征提取能力不足的问题,提出了一种基于深度混合注意力网络的窃电检测方法,将通道注意力和自相关注意力机制相结合,在不同层次和空间范围内捕捉数据中的时间依赖性和周期性等复杂特征。所提模型在低层使用通道注意力网络来增强低层特征的表达能力,在中间层使用自相关注意力来捕捉全局上下文信息,并利用自监督方法来学习注意力参数,从而提取出更具表达力和判别力的特征表示。在中国国家电网数据集上进行实验所获得的结果表明,所提出的方法在AUC以及F1等性能指标上取得了更好的效果。

关键词:窃电检测; 智能电网; 混合注意力网络; 自监督学习

中图分类号:TP 391 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0099-08

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240217

Electricity Theft Detection Based on Deep Hybrid Attention Networks

PENG Jun¹, LI Qilin¹, ZHOU Yao², YUAN Zhong², PENG Dezhong², LIU Yizhi²

(1. Marketing Service Center of State Grid Sichuan Electric Power Company, Chengdu 610045, Sichuan, China; 2. College of Computer Science, Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China)

Abstract: Electricity theft detection aims to identify and detect unauthorized or illegal electricity usage. In the context of rapid development of smart grid, achieving accurate electricity theft detection has become an important concern in both academia and industry. Aiming at the limitations of existing methods, which rely on manual feature design and have insufficient capability in low-level feature extraction, an electricity theft detection method based on deep hybrid attention network is proposed. The proposed model combines channel attention and self-attention mechanisms to capture complex features such as temporal dependencies and periodicity across different levels and spatial ranges in the data. Specifically, the model enhances the expression of low-level features using a channel attention network in the low layers, captures global contextual information using self-attention in the middle layers, and learns attention parameters through self-supervised learning to extract more expressive and discriminative feature representations. Experimental results on the national power grid dataset demonstrate that the proposed method can achieve better performance in terms of AUC and F1 scores.

Key words: electricity theft detection; smart grid; hybrid attention network; self-supervised learning

0 引言

窃电检测,又称为异常用电行为检测,旨在识别和检测非法或未经授权的电力使用行为^[1]。窃电行为不仅造成巨额经济损失,而且对公共用电安全造成严重威胁。在用电需求遍及各个行业以及日

基金项目:国网四川省电力公司科技项目“基于认知计算的异常用电行为智能分析技术研究”(521997230015)

常生活的背景下,研究高效准确的窃电检测方法对于保障电力供应安全、促进电网可靠运行和维护电力企业的经济利益等方面具有重要意义。

随着智能电能表等基础电力设施的发展,获取大规模电压、电流、能源使用情况等数据成为可能。近年来,已有许多研究提出使用机器学习方法对电力数据进行分析 and 检测,比如随机森林(random forest, RF)、极度梯度提升树(extreme gradient boosting,

XGBoost) 以及支持向量机 (support vector machine, SVM) 等^[2]。这些方法通过数据驱动的形式学习一个判别模型来进行窃电预测。但是,由于智能电表、电网传感器的广泛使用,用电行为数据呈现出维度高、数据模式稀疏等特点,传统机器学习方法难以提取有效深层特征,限制了窃电检测的性能提升^[3]。

特征提取对于窃电检测模型的性能具有重要影响,而在传统机器学习算法中,该过程非常依赖于专家经验和领域知识,比如用电波动趋势、变动趋势、升降趋势等^[4]。这些手工设计的特征难以有效提取用电数据中蕴含的模式,容易导致潜在特征的丢失。深度学习方法通过构建深层的神经网络结构,实现了自动的特征提取,从而消除了对于人工特征设计的依赖,同时能够实现对数据中深层隐含特征的提取,从而取得更好的检测效果^[5]。然而,由于用电数据时间跨度大,异常特征稀疏,现有深度学习方法对于有效特征的提取能力仍有待进一步提升,从而实现更加准确的窃电检测。

为了更好地从长时间跨度用电数据中有效提取稀疏的异常模式特征,提出一种基于深度混合注意力网络的窃电检测模型 (deep hybrid attention networks for electricity theft detection, HAND),将通道注意力和自相关注意力机制相结合,在不同层次和空间范围内捕捉数据中的时间依赖性和周期性等复杂特征。具体而言,该模型在低层使用通道注意力参数进行用电行为特征提取增强,通过特征权重实现对特征的精炼;在中间层使用自相关注意力来捕捉全局上下文信息,并利用自监督方法来学习注意力参数,从而提取出更具表达力和判别力的特征表示。在中国国家电网数据集上的实验结果表明,所提出的 HAND 模型获得了更好的效果,从而验证了所提出的窃电检测方法的有效性。

1 已有窃电检测方法

数据驱动的窃电检测方法大致可以分为两类:基于机器学习的方法以及基于深度学习的方法。

1.1 机器学习

文献[6]针对非技术性电力损失,提出了一种基于支持向量机的窃电检测方法,首先,对用电数据进行预处理、特征选择、归一化等一系列操作;然后,构建一个使用 RBF 核的二分类支持向量机来进行异常用电行为识别,获得了显著的检测准确率提升。

此外,文献[7]中提出了一种基于极限学习机 (extreme learning machine, ELM) 的异常用电检测方法,该方法具有非常快的学习能力,在引入非线性函数的同时,无须设定停止准则、学习率、学习轮数,可以避免陷入局部最优,并且实验结果表明该方法获得了比支持向量机方法更高的异常行为检测准确率。文献[8]中提出了一种基于决策树的异常用电行为识别方法,将单位窗口期线损率阈值作为根节点,构建具有二叉树状结构的决策树,从而确定窃电行为的具体线路信息。此外,聚类方法也被运用于窃电行为的检测,比如文献[9]中提出了一种改进的 K-means 算法,通过计算数据点到聚类中心的平均距离作为异常度,取得了良好的检测准确率。尽管基于机器学习的方法取得了一定的成功,但对于人工特征设计的依赖难以保证它在实际应用中的效果,并且检测准确率仍有待进一步提升。

1.2 深度学习

深度学习方法也被广泛地运用于窃电检测^[10]。文献[11]提出一种基于长短时记忆网络 (long short-term memory, LSTM) 的方法,将用电数据作为序列信息进行处理,有效实现了窃电行为的检测。文献[12]中,稀疏性和噪声被引入到堆叠的自编码器中,用于增强该模型对于用电行为数据的特征提取能力,并且通过粒子群 (particle swarm optimization, PSO) 方法来优化模型中的超参数。作为图像处理领域最为成功的深度学习模型之一,卷积神经网络 (convolutional neural network, CNN) 也被运用到了窃电行为识别领域^[13-14]。

文献[15]提出了一种叫作 TBDA-Net 的深度神经网络模型,并且使用领域自适应思想来克服窃电检测任务中的小样本问题^[16]。实际上,用电数据也是一种时序数据,许多成功的基于深度神经网络的序列分析方法可以被用于窃电检测。文献[17]中提出了一种基于自相关注意力机制的窃电检测方法,该方法使用自相关注意力机制 (self-attention) 更好地提取全局特征信息,并且结合使用 CNN 提取局部特征信息,有效提升了窃电检测的准确率。文献[18]指出用电数据中存在的二阶信息没有被充分利用,进而提出了一阶二阶混合的特征表达学习网络,更好地建模用电数据中全局和局部的时序依赖。尽管这些方法取得了较好的效果,但是随着模型深度的增加^[19-20],特征提取能力容易产生退化。

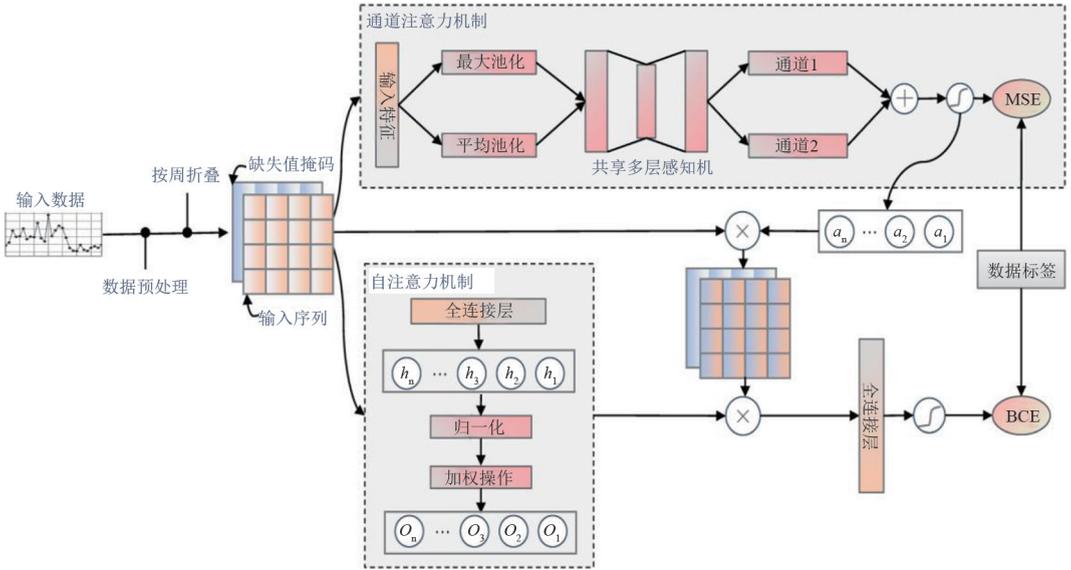


图 1 基于深度混合注意力网络的窃电检测模型

2 窃电检测框架

针对已有窃电检测方法的不足,提出了一种基于深度混合注意力网络的窃电检测方法,其框架由两个部分组成:混合注意力特征提取网络和注意力参数自监督学习方法。

2.1 混合注意力特征提取网络

网络模型如图 1 所示,通道注意力通过学习和卷积层特征通道数量相同的一组参数,实现对卷积层特征通道的重要性加权,从而提取出和任务更加相关的卷积层通道特征。对于一个给定的卷积层,假设其中的特征图使用 F 来表示,则 $F_k^l(x, y)$ 表示第 l 层第 k 个通道 (x, y) 位置的激活值。类似的,第 k 个通道的注意力权重使用 w_k 来表示,因此经过通道注意力特征提取以后第 $(l+1)$ 层的卷积层特征图可以表示为

$$F_k^{l+1}(x, y) = w_k \cdot F_k^l(x, y) \quad (1)$$

通道注意力的权重可以用于融合用电行为数据的卷积层特征,并进行异常行为结果预测。而通道注意力权重的学习可以在浅层网络中增加额外的预测分支并进行训练来实现,不仅可以减少网络层数过多带来的监督信号衰减,而且可以使得通道注意力权重的学习和用电行为异常检测任务更具关联性,从而强化网络在低层特征提取时对用电行为抽象语义特征的关注度。基于通道注意力的预测分支的输出可以表示为

$$S = \sigma \left[\sum_k w_k \cdot P(F_k^l) \right] \quad (2)$$

式中: $P()$ 为均值池化; $\sigma()$ 的计算方式可以表示为

$$\sigma(x) = \frac{1}{1 + \exp(-x)} \quad (3)$$

进而,使用交叉熵损失函数 (cross-entropy loss) 来计算整个用电行为数据集上该预测分支输出 S 和真实标签 Y 之间的平均差异,具体计算为

$$L_1 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N - Y^i \log_2 S^i + (1 - Y^i) \log_2 (1 - S^i) \quad (4)$$

式中: N 为样本的总数; S^i 和 Y^i 分别为第 i 个样本的输出和真实标签。

此外,用电数据在时间上存在明显的周期性特征,并且已有研究表明这些周期特性呈现较强的自相关性^[17]。从模型结构上进行相应的设计,可以更有效地利用这些周期性特征,实现更加准确的用电行为异常检测。一般来说,用电数据可以被看成一种时序数据,使用 n 来表示其长度。假设数据的周期为 W ,则该数据维度可以变换为 $W \times \frac{n}{W}$ 。进而,两个周期特征之间的自相关注意力 A 可以通过点积来计算。

$$A(l, j) = \sum_{k=1}^{n/W} F(l, k) \cdot F(j, k) \quad (5)$$

式中: $A(l, j)$ 为第 l 个周期和第 j 个周期之间的注意力权重系数; $F(l, k)$ 和 $F(j, k)$ 分别为第 l, j 个周期的第 k 个元素。

得到用电数据特征的自相关注意力以后,可以对模型通过通道注意力提取的特征进行融合,从而实现通道注意力和自相关注意力机制的合并。具体合并方法通过矩阵乘法以及卷积来实现。

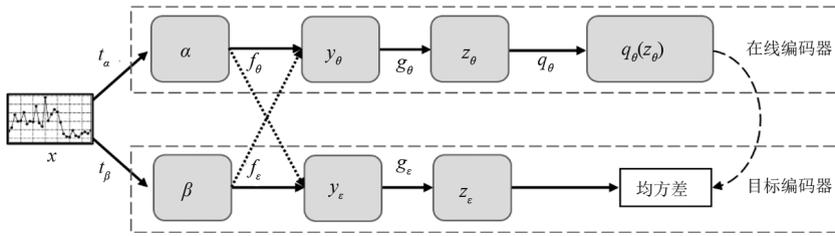


图 2 注意力参数自监督学习方法

$$\bar{Y} = A \otimes F \quad (6)$$

式中, \bar{Y} 为融合后的特征表示。

最后,再次使用交叉熵损失函数来计算模型预测的用电行为异常情况和真实标签之间的差异,具体计算可以表示为

$$L_2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N -Y^i \log_2 \bar{Y}^i + (1 - Y^i) \log_2 (1 - \bar{Y}^i) \quad (7)$$

式中, \bar{Y}^i 为第 i 个样本的预测标签。

因此整个窃电检测预测模型的优化可以通过最小化两个损失函数之和来实现,可以记作

$$\min(\lambda_1 L_1 + \lambda_2 L_2) \quad (8)$$

式中, λ_1 和 λ_2 分别为损失函数两个组成部分的权重,用于控制模型优化过程中对于通道注意力权重的学习和模型整体参数学习两个目标之间的权衡。

2.2 注意力参数自监督学习方法

由于数据规模以及标签质量等因素的影响,有监督的判别学习范式难以捕获用电数据的抽象特征,通过自监督学习模式可以学习到更加鲁棒的用电数据特征。注意力机制的参数对于用电行为的特征提取至关重要,于是提出使用自监督学习方法来进行注意力参数的特征学习,如图 2 所示。对于给定的用电数据 x ,使用两种数据变换方法 t_α 和 t_β 来分别产生新的不同视角的数据 α 和 β ,接着使用所提出的注意力特征提取网络 f_θ 和 f_ξ (θ 和 ξ 为其对应的参数)分别提取出用电数据特征 y_θ 和 y_ξ 。为了减小特征匹配的难度,进一步引入 g_θ 和 g_ξ 作为映射网络,辅助注意力特征提取网络将不同视角的用电行为特征,在深层语义空间中映射到相近位置。进一步,为了避免在线编码器和目标编码器在自监督学习过程中形成对称关系,对于在线编码器额外添加一个预测器网络 q_θ ,从而进一步对提取到的用电数据特征进行辅助变换。对于在线编码器的输出 $q_\theta(z_\theta)$ 以及目标编码器的输出 z_ξ ,使用均方差作为损失函数来指导整个模型的训练,其具体形式为

$$L_{\theta,\xi} = \|q_\theta(z_\theta, \alpha) - z_\xi(\beta)\|_2^2 \quad (9)$$

此外,通过将 α 和 β 交换顺序后分别输入到注意力特征提取网络 f_ξ 和 f_θ 中,可以得到另外一组特征预测输出 $q_\theta(z_\theta, \beta)$ 和 $z_\xi(\alpha)$,类似地使用均方差作为损失函数来衡量在线编码器和目标编码器所提取的用电数据特征的相似程度,其计算式为

$$L'_{\theta,\xi} = \|q_\theta(z_\theta, \beta) - z_\xi(\alpha)\|_2^2 \quad (10)$$

因此,对于在线编码器的参数 θ ,其优化目标为

$$\min_{\theta} (L_{\theta,\xi} + L'_{\theta,\xi}) \quad (11)$$

而对于目标编码器的参数 ξ ,通过动量的方式来更新,具体可以表示为

$$\xi \leftarrow \tau \xi + (1 - \tau) \theta \quad (12)$$

式中, τ 为动量更新方式的学习率。

自监督学习方法训练完成以后,仅保留在线编码器中的注意力特征提取网络 f_θ 中的注意力参数部分,丢弃目标编码器部分。对于注意力特征提取网络中的其他参数的优化,通过式 (11) 来实现。

3 实验

3.1 实验数据

为了验证所提出的窃电检测方法的有效性,进一步在中国国家电网数据集上进行实验验证^[1]。该数据集包含从 2014 年 1 月至 2016 年 10 月共计 1035 天内 42 372 位用户的用电记录。经过专业人员的标注,其中有 3615 位用户的用电数据被认定为异常用电,剩余其他用户的用电数据被认定为正常用电。具体的数据分布情况如表 1 所示。

表 1 用电数据分布情况

项目	数据
总用电用户数	42 372
正常用电用户数	38 757 (91.5%)
异常用电用户数	3615 (8.5%)
时间范围	2014 年 1 月 1 日—2016 年 10 月 31 日
数据缺失比例	25.7%

3.2 数据预处理

由于电网数据测量以及记录过程中存在的误差,实际的电网数据中存在大量的噪声和数据缺失问题,因此对数据进行预处理是进行后续分析的首要步骤。假设 v_m 为数据集中 m 日的用电记录, η 为不可用的数据记录,对于相邻的记录是有效数据的情况,进行均值插值处理,而相邻记录均为无效数据的情况下,进行填零处理,该过程表示为

$$f(v_m) = \begin{cases} \frac{v_{m+1} + v_{m-1}}{2}, & v_{m+1}, v_{m-1} \neq \eta \\ 0, & v_{m+1}, v_{m-1} = \eta \end{cases} \quad (13)$$

由于有效用电数据中也存在大量为 0 或者接近 0 的记录,因此对异常值直接进行填 0 或者插值操作会引入数据偏差。为了避免这个问题,对于经过填 0 的用电数据记录,对其位置使用二值掩码 M 进行标记,该过程可以表示为

$$M(v_m) = \begin{cases} 1, & v_m = \eta \\ 0, & v_m \neq \eta \end{cases} \quad (14)$$

对于填 0 处理后的数据,使用归一化方法来处理其属性值,可以进一步减少异常值导致的模型训练收敛慢的问题。尽管目前有很多归一化方法可用,但综合考虑计算效率以及数据属性特征,使用最大最小归一化方法,该方法如式(15)所示。

$$f_{\text{std}}(x_m) = \frac{x_m - \min(X)}{\max(X) - \min(X)} \quad (15)$$

式中: $\min()$ 和 $\max()$ 分别为求最小值和最大值; X 为整个用电行为数据集。经过填充后的数据和对应的二进制掩码共同构成两个通道的数据形式。将数据以周为时间单位进行折叠,最终构建出的数据维度为 $2 \times 148 \times 7$,其中 148 和 7 等价于图像的高度和宽度属性。

3.3 评价指标

为了评估所提出的窃电检测方法的准确性,采用异常检测任务中常见的 F1、AUC (area under curve) 以及平均精度均值 (mean average precision, MAP) 作为评价指标对窃电检测方法的性能进行评估。MAP 首先根据预测得分对测试集的标注信息进行排序,然后按式(16)计算在前 K 条数据上的精度。

$$P_{\text{MAP@K}} = \frac{Y_K}{K} \quad (16)$$

式中, Y_K 为 K 条数据中正确预测的用电行为数据样本的数量。

3.4 实验设置

所做的实验均在 NVIDIA GeForce RTX 3090

GPU 的服务器上进行,模型训练的数据批大小为 64,学习率设置为 0.001,使用 Adam 优化器来更新模型参数。对于式(8)中的 λ_1 和 λ_2 ,分别设置为 0.005 和 1.000,而式(12)中的 τ 设置为 0.99 来维持一个较慢的动量更新速度。对于给定的用电数据,输入到模型之前首先会在时间维度上以周为单位进行折叠,从而构建出二维数据输入。结合缺失数据的 mask 标记,形成两个数据通道。所提出的神经网络模型首先采用卷积核数量分别为 64 和 128 的两个分组卷积层进行低级特征提取。对于通道注意力部分,使用均值池化方式构建特征向量,并且通过和通道注意力参数进行内积计算得到用电行为为异常情况的得分预测,该预测并不作为最后的检测结果,而是为学习通道注意力参数以及增强低层特征提取提供监督信号。另一方面,卷积层提取到的特征图张量通过维度变换,将以周为单位的时间维度转换到张量的最后一维,通过爱因斯坦求和 (Einstein summation) 方法对原特征张量和该张量自身在最后一个维度计算内积,形成的注意力矩阵再与经过通道注意力加权后的卷积特征图相乘。最后的一个卷积层使用 100 个卷积核,然后通过一个 100×1 的全连接层映射到一维输出,并且使用 Sigmoid 函数得到最终的用电行为异常度的预测。自监督学习部分的映射网络 g_θ 和 g_ξ 以及预测器网络 q_θ 均使用一个隐层大小为 128 单隐层的全连接神经网络。数据变换方法为在原始用电数据上增加一个服从均值为 0、方差为 0.01 的高斯随机噪声。

3.5 实验结果

将训练数据按照 6:2:2 和 8:1:1 两种不同的比例将数据集分别划分为训练集、验证集以及测试集,并对所提出的 HAND 方法进行验证,并且和多种其他的窃电检测方法进行对比,通过选择在验证集上取得最好效果的模型,并用前面所述的评价指标来评估各个模型在测试集上取得的效果,具体实验结果如表 2 所示。通过和包括逻辑回归 (logistic regression, LR)^[2]、SVM^[6]、RF^[8]、XGBoost^[2]、ELM^[7]、去噪自动编码器 (sparse autoencoders, SAE)^[12] 以及 CNN^[1] 在内的窃电检测方法进行比较和分析可以发现,所提出的 HAND 方法在 6:2:2 的数据集划分情况下,在 AUC、F1、MAP@100 以及 MAP@200 指标上获得了 91.4、58.5、98.6 以及 98.0 的性能,并且在 8:1:1 的数据集划分情况下,在这些指标上获得了 97.0、62.8、99.6 以及 97.7 的性能。这些结果均优于所比较的其他窃电检测方法,这表明所提出的方法在异常用

电检测方面可以取得更好的效果。此外,也可以发现,相比 LR、SVM、RF 等机器学习方法,所提出的 HAND 模型的效果具有明显优势,一个主要的原因是 HAND 模型不需要手工构建数据特征,可以以端到端的方式进行学习,因此可以更有效地提取异常用电行为数据的特征。相比基于深度神经网络的 SAE 和 CNN 方法,所提出的方法也取得了更好的效果,这表明使用混合注意力机制可以更进一步提升卷积层的特征提取能力。

3.6 消融实验

为了进一步验证所提 HAND 模型的有效性,对模型中通道注意力以及自相关注意力两个分支进行消融实验。实验方法为:将注意力向量或者注意力张量在前向计算的过程中固定为常数 1,即可避免其对模型最终输出产生影响。在不同的数据集划分比例情况下得到的实验结果如表 3 所示,wo-CA 表示未使用通道注意力分支,wo-SA 表示未使用自相关注意力分支,可以看到在未使用通道注意力(wo-CA)以及自相关注意力(wo-SA)的情况下,模型的性能出现了显著下降。此外,在只使用其中一种注意力机制的情况下,只使用通道注意力(wo-SA)带来的性能提升相比于只使用自相关注意力(wo-CA)更大,这表明通道注意力可以更好地提升模型对于异常用电行为数据的特征提取能力。另外一种可能的原因是通道注意力引入了一组可学习

的参数来表达注意力,因此一定程度上会扩充模型的能力。而自相关注意力主要是通过数据自身的相关性来表达,因此更多是从数据本身来提升数据特征的表达能力。由此可以推断两种注意力可以分别从参数和数据的角度来增强模型的特征提取能力,并且从实验结果可以看出,两种注意力机制同时使用的时候,在 AUC、F1、MAP@100 以及 MAP@200 指标上均取得了最好的性能。该实验结果表明,通道注意力可以带来更加显著的性能提升,并且同时使用两种注意力机制才能获得更好的检测性能。此外,对于不使用自监督学习方法(wo-SL)来学习注意力参数的情况,用电异常行为检测的性能在各个指标上均产生了一定程度的下降,这表明自监督学习方法可以实现更加鲁棒的注意力参数的学习,从而获得更加准确的窃电检测结果。

3.7 参数分析

模型训练阶段需要设定两个超参数 λ_1 和 λ_2 来平衡通道注意力部分的损失函数优化以及模型最后输出的误差优化。因此进一步对这两个参数的设定进行分析,通过调节 λ_1 的值,并固定 $\lambda_2 = 1$,得到的实验结果如图 3 所示。可以看到, λ_1 的取值为 0.005 的时候取得最好的检测性能,因此选择 0.005 设置为模型训练阶段 λ_1 参数的取值。

此外,通过调整式(12)中的动量更新参数 τ 的取值,得到的实验结果如图 4 所示,因此自监督学习

表 2 多种窃电检测方法在中国国家电网数据集上的性能比较

方法	训练集-验证集-测试集比例 6:2:2				训练集-验证集-测试集比例 8:1:1			
	AUC	F1	MAP@100	MAP@200	AUC	F1	MAP@100	MAP@200
LR	67.2	41.5	65.4	56.8	70.6	46.7	65.6	57.8
SVM	72.4	46.7	70.9	60.0	74.1	48.4	73.5	62.0
RF	73.9	46.9	90.8	86.6	73.9	49.2	90.5	85.4
XGBoost	76.5	47.1	91.5	88.2	75.5	51.3	92.1	86.9
ELM	78.3	48.5	94.6	89.8	78.2	53.0	95.0	90.0
SAE	82.6	50.2	95.2	91.5	82.3	53.6	95.8	92.2
CNN	89.4	53.5	96.2	95.2	91.1	55.1	96.9	95.2
HAND	91.4	58.5	98.6	98.0	97.0	62.8	99.6	97.7

表 3 不同条件下 HAND 方法的性能比较

方法	训练集-验证集-测试集比例 6:2:2				训练集-验证集-测试集比例 8:1:1			
	AUC	F1	MAP@100	MAP@200	AUC	F1	MAP@100	MAP@200
HAND/wo-CA/wo-SA	89.5	53.7	96.4	95.3	91.1	55.4	96.8	95.0
HAND/wo-CA	89.6	56.3	97.6	97.1	95.7	59.5	98.2	96.2
HAND/wo-SA	90.5	56.8	98.0	97.3	96.2	61.3	98.8	96.8
HAND/wo-SL	91.2	58.2	98.5	97.9	96.8	62.6	99.5	97.5
HAND	91.4	58.5	98.6	98.0	97.0	62.8	99.6	97.7

过程中选择使用 0.99 作为参数 τ 的最优取值。

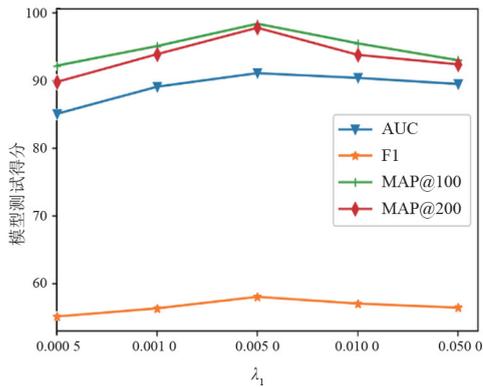


图 3 不同的参数 λ_1 取值情况下的模型性能

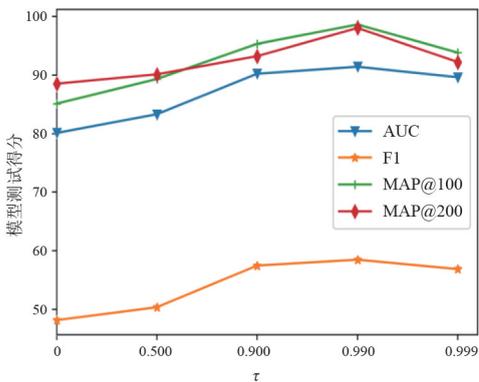


图 4 不同的参数 τ 取值情况下的模型性能

4 结 论

窃电行为是当前公共用电安全的一种严重威胁,并且造成巨额经济损失。上面提出了一种基于深度混合注意力网络的窃电检测方法 HAND,将通道注意力和自相关注意力机制相结合,在不同层次和空间范围内对关键信息进行加权和选择,以捕捉数据中的时间依赖性和周期性等复杂特征,并利用自监督方法来学习注意力参数,从而提取出更具表达力和判别力的特征表示。通过在中国国家电网数据集上进行实验分析,并和多种其他窃电检测方法进行对比,验证了所提方法的优越性。由于用电行为数据的收集与标注成本非常高,下一步工作将继续探索在小规模数据集或无标注情况下的窃电检测方法。

参考文献

[1] ZHENG Zibin, YANG Yatao, NIU Xiangdong, et al. Wide and deep convolutional neural networks for electricity-theft detection to secure smart grids[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2018, 14(4): 1606–1615.

[2] NAWAZ Asif, ALI Tariq, MUSTAFA Ghulam, et al. A novel technique for detecting electricity theft in secure

smart grids using CNN and XG-boost [J]. Intelligent Systems with Applications, 2023, 217: 200168.

- [3] 沈嘉怡. AMI 环境下基于深度学习的异常用电监测方法[J]. 自动化与仪器仪表, 2022(5): 112–116.
- [4] 张昕, 孙莉, 许高俊. 基于深度森林算法的异常用电行为检测方法[J]. 电子设计工程, 2022, 30(19): 115–119.
- [5] 王云静, 肖克宇, 曲正伟, 等. 基于用电量曲线和深度学习的非技术性损失检测与识别[J]. 电测与仪表: 1–11 [2023-06-28]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1202.TH.20230213.1641.004.html>.
- [6] NAGI J, YAP K S, TIONG S K, et al. Nontechnical loss detection for metered customers in power utility using support vector machines[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(2): 1162–1171.
- [7] NIZAR A H, DONG Z Y, WANG Y. Power utility non-technical loss analysis with extreme learning machine method[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2008, 23(3): 946–955.
- [8] 吴林峰, 安大炜, 翁亚利, 等. 基于决策树的远程窃电行为识别系统设计[J]. 自动化应用, 2022(10): 15–17.
- [9] 吴蕊, 张安勤, 田秀霞, 等. 基于改进 K-means 的电力数据异常检测算法[J]. 华东师范大学学报(自然科学版), 2020, (4): 79–87.
- [10] ISMAIL M, SHAABAN M F, NAIDU M, et al. Deep learning detection of electricity theft cyber-attacks in renewable distributed generation[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2020, 11(4): 3428–3437.
- [11] CHATTERJEE S, ARCHANA V, SURESH K, et al. Detection of non-technical losses using advanced metering infrastructure and deep recurrent neural networks[C]// 2017 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2017 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe, IEEE, 2017: 1–12.
- [12] HUANG Yifan, XU Qifeng. Electricity theft detection based on stacked sparse denoising autoencoder[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2021, 125: 106448.
- [13] GAO A, MEI F, ZHENG J Y, et al. Electricity theft detection based on contrastive learning and non-intrusive load monitoring[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2023, 14(6): 4565–4580.
- [14] ZHU Lipeng, WEN Weijia, LI Jiayong, et al. Deep active learning-enabled cost-effective electricity theft detection in smart grids[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2024, 20(1): 256–268.
- [15] REN Y F, LIU J H, ZHANG H G, et al. TBDA-net: A task-based bias domain adaptation network under industrial small samples[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2022, 18(9): 6109–6119.

- [16] LIAO Wenlong, YANG Zhe, BAK-JENSEN Birgitte, et al. Simple data augmentation tricks for boosting performance on electricity theft detection tasks [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2023, 59(4):4846-4858.
- [17] FINARDI P, CAMPIOTTI I, PLENSACK G, et al. Electricity theft detection with self-attention[J].https://doi.org/10.48550/arXiv.2002.06219.
- [18] ZHU Yuying, ZHANG Yang, LIU Lingbo, et al. Hybrid-order representation learning for electricity theft detection[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2023, 19(2):1248-1259.
- [19] 赵文清, 沈哲吉, 李刚. 基于深度学习的用户异常用电模式检测[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(9):34-38.
- [20] 万磊, 江锐, 黄文杰, 等. 四阶段端到端的用户异常用电模式检测网络[J]. 中南民族大学学报(自然科学版), 2023, 42(1):82-87.

作者简介:

- 彭 军(1969), 男, 高级工程师, 研究方向为营销电能计量;
- 李琪林(1973), 男, 正高级工程师, 研究方向为电力大数据与人工智能;
- 周 尧(1990), 男, 副研究员, 研究方向为人工智能;
- 袁 钟(1991), 男, 特聘副研究员, 研究方向为异常检测及其应用;
- 彭德中(1975), 男, 教授, 研究方向为人工智能;
- 刘益志(1994), 男, 工程师, 研究方向为大数据分析。

(收稿日期:2023-08-23)

(上接第 38 页)

相变换系统输出三相电压不平衡问题, 推导了单/三相变换系统在采用不同两相/三相变压器时的平衡变换条件, 并分析了变压器绕组误差、移相电压输出误差及网侧电压波动对系统输出电压的影响。然后, 针对由移相电压输出误差引起的三相不平衡问题, 提出了一种基于参考电压重构的误差补偿控制策略。仿真结果表明, 所提误差补偿策略能对输出移相电压进行补偿, 从而有效降低系统输出电压不平衡度。

参考文献

- [1] 尤志鹏. 文蒙铁路引入蒙自铁路地区方案研究[J]. 交通与运输, 2022, 38(2):52-56.
- [2] 佚名. 国家电网扶贫成绩单[J]. 国家电网, 2021(3):66-67.
- [3] ZHU Y X, ZHUO F, SHI H T. Power management strategy research for a photovoltaic-hybrid energy storage system[C]. 2013 IEEE ECCE Asia Downunder, 2013:842-848.
- [4] 傅丽. 国外农村典型供电模式及建设运行维护经验[J]. 电力与电工, 2013, 33(4):80-82.
- [5] 尹刚志. 农网台区电能质量综合治理技术研究[J]. 电工技术, 2018(21):118-121.
- [6] 郭爱平. 用于牵引变电所自用电系统的单相-三相变换器研究[D]. 成都:西南交通大学, 2017.
- [7] 庄岩. 铁路单-三相供电系统设计[D]. 成都:西南交通大学, 2011.
- [8] 詹广振. 牵引变电所 27.5kV 所用电系统谐波抑制技术研究[J]. 电气化铁道, 2019, 30(5):46-50.
- [9] 佚名. 增量配电业务新政出台, 鼓励可再生能源就近消纳[J]. 节能与环保, 2018(4):34.
- [10] 王淑娟, 景芳毅. 从度电成本分析光伏平价的路径[J]. 太阳能, 2016(8):9-16.
- [11] KHOSRAVI F, AZLI A N, KAYKHOSRAVI A. Design of a reduced component count single-phase to three-phase quasi-z-source converter[J]. IET Power Electronics, 2014, 7(3):489-495.
- [12] ALMEIDA Antonio D D, ROCHA Nady, FABRICID Edgard L L, et al. Singlephase to three-phase ac-dc-ac converter based on cascaded transformers rectifier and open-end winding induction motor[C]. 2019 IEEE 15th Brazilian Power Electronics Conference and 5th IEEE Southern Power Electronics Conference (COBEP/SPEC). IEEE, 2019:1-6.
- [13] 朱永强, 贾利虎, 谢文超, 等. 一种用于单相/三相变换的新型电力电子变换技术[J]. 电工技术学报, 2018, 33(7):1433-1439.
- [14] 康鹏, 郭伟, 黄伟钢, 等. 区域电网电能质量问题及治理关键技术综述[J]. 电测与仪表, 2020, 57(24):1-12.
- [15] 杨明, 鲍靖雯, 高龙将, 等. 基于参考电流型光伏发电系统变功率输出控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(20):104-111.
- [16] PILLAI D S, RAM J P, CHIAS A M Y M, et al. An accurate, shade detection-based hybrid maximum power point tracking approach for PV systems [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(6):6594-6608.

作者简介:

- 李蓉蓉(1994), 女, 硕士, 工程师, 研究方向为电力储能系统的经济性分析;
- 左 为(1989), 女, 工程师, 研究方向为营销市场化管理技术;
- 冉念洁(1994), 女, 硕士, 从事电力系统提质增效工作;
- 周 苏(1995), 女, 硕士, 从事电力营销系统分析工作;
- 王心仪(1997), 女, 硕士, 研究方向为电力系统单相三相变流器控制技术。

(收稿日期:2024-01-08)

一起换流变压器产气故障的分析与诊断

杨在葆¹, 杨城², 刘永¹, 韩凯¹, 伊峰³, 高志新³

(1. 山东电力设备有限公司, 山东 济南 250022; 2. 大唐临清热电有限公司, 山东 聊城 252600;
3. 国网山东省电力公司电力科学研究院, 山东 济南 250003)

摘要:介绍了一起换流变压器的典型运维检修案例。首先,对返厂后进行的常规试验、耐压试验、感应电压试验、长时空载试验和过电流试验等成品试验结果进行了分析,确定了换流变压器内部存在过热故障;然后,通过吊芯解体发现换流变压器铁芯存在片间短接情况和绕组存在烧熔现象,印证了之前的试验判断;最后,对该系列产品后续的工艺改进和出厂试验提出了几点建议。

关键词:换流变压器;感应电压试验;长时空载试验;过电流试验;拆解检查

中图分类号:TM 406 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-6954(2024)02-0107-04

DOI:10.16527/j.issn.1003-6954.20240218

Analysis and Diagnosis of A Gas Production Fault of Converter Transformer

YANG Zaibao¹, YANG Cheng², LIU Yong¹, HAN Kai¹, YI Feng³, GAO Zhixin³

(1. Shandong Power Equipment Co., Ltd., Jinan 250022, Shandong, China; 2. Datang Linqing Thermal Power Co., Ltd., Liaocheng 252600, Shandong, China; 3. State Grid Shandong Electric Power Research Institute, Jinan 250003, Shandong, China)

Abstract: A typical operation and maintenance case of converter transformer is introduced. Firstly, the conventional test, withstand voltage test, induced voltage test, long-time no-load test and overcurrent test are analyzed after the converter transformer being returned to the manufacturer, and it is determined that there exists overheating fault inside the converter transformer. And through the disassembly of hanging core, it is found that the core of converter transformer is short circuited between pieces and the winding is burnt, which confirms the previous test judgment. Finally, some suggestions are put forward for the following process improvement and factory test of this series of products.

Key words: converter transformer; induced voltage test; long-time no-load test; overcurrent test; disassembly inspection

0 引言

随着旨在构建数字经济时代的关键基础设施上升为中国国家战略,作为新型基础设施建设代表的特高压工程迎来了又一个发展高潮。对于特高压直流工程来说,换流变压器是换流站中交、直流转换的关键设备,它能否安全、可靠、长期稳定运行关乎整个直流输电工程的成败与否^[1-2]。目前,距中国最早建成的特高压直流输电工程已有将近10年的时间,已积累了较丰富的设备运维检修经验。

此前的换流变压器检修均基于现场故障后的就地分析判断进行^[3],方向性和目的性比较明确。但是与原厂检修相比,异地工厂化检修在设备、环境等条件方面会存在一定的差异。考虑到换流变压器内部结构复杂,且在工作过程中易受外界因素干扰,这些差异必将影响换流变压器最终的质量。同时,在工厂内以查找故障原因的诊断性试验尚无经验和参照标准可循。因此,换流变压器的异地工厂化检修是一个周期性、高风险性和技术含量都较高的过程。

下面介绍一台故障换流变压器返厂后的试验检测和解体检查,重点对故障区域的定位过程和故障

点的排查分析进行了探讨, 以期为换流变压器的异地工厂化检修提供参考借鉴。

1 故障概况

某直流输电工程中的一台高端 D 接换流变压器, 型号为 ZZDFPZ-386000/500-660, 额定电压为 $515/\sqrt{3}+(27/-3)\times 1.25\%$ kV/269.7 kV, 出厂日期为 2010 年 10 月, 投运日期为 2011 年 3 月, 交接试验与出厂试验数据接近且均无异常, 投运以来一直稳定运行。但 2016 年 12 月开始, 在线色谱检测装置检测到该换流变压器本体内总烃含量出现阶段性增长。2019 年 7 月, 油中总烃含量突增, 由 $375.18 \mu\text{L/L}$ 增长至 $515 \mu\text{L/L}$, 绝对产期速率为 $2\ 779.4 \text{ mL/d}$, 远超注意值; 乙炔含量也略有增长, 从 $0.22 \mu\text{L/L}$ 增长至 $0.43 \mu\text{L/L}$, 绝对产期速率为 4.17 mL/d 。返厂前现场离线油样色谱数据见表 1, 初步判断该换流变压器内部存在过热点^[4]。随后该换流变压器退出运行, 返厂进行试验检修和故障排查, 查找产气原因。

表 1 返厂前现场离线油样色谱数据

测试时间	油中溶解气体组分含量/ $(\mu\text{L}\cdot\text{L}^{-1})$						
	H ₂	CO	CO ₂	CH ₄	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆	C ₂ H ₂
2019-06-25	71.35	482.8	5054.7	179.3	63.0	132.6	0.22
2019-07-02	101.50	484.7	5027.4	244.3	83.4	186.8	0.43

注: 挡位 28, 负荷 2000 MW。

2 工厂试验分析

2.1 常规试验

换流变压器进厂后, 对其进行了常规试验, 包括绕组直流电阻测量、电压比测量、绝缘电阻测量和绕组绝缘系统电容量和介质损耗因数测量试验结果正常且与出厂值比较差异不大, 该换流变压器可以进行后续的高电压绝缘特性试验和强度试验^[5]。

2.2 耐压试验和感应电压试验

对换流变压器进行绝缘强度试验, 包括阀侧、网侧外施交流电压耐受试验和感应电压试验及局部放电测量, 外施交流电压耐受试验施加电压为出厂试验电压的 80%, 感应电压试验测量电压为 $1.3U_m/\sqrt{3}$, 持续时间 1 h, 激发电压为 $1.5U_m/\sqrt{3}$, 持续时间 30 s ^[6], 试验频率为 200 Hz。

阀侧、网侧外施交流电压耐受试验期间无异常, 但在感应电压试验期间, 铁芯、夹件测试通道始终可以监测到 100 pC 左右局部放电量, 放电脉冲稀疏且

不对称^[7], 但是由于铁芯、夹件测量通道本身信噪比较大的缘故^[8], 目前阶段只能对此判断持谨慎态度。

2.3 长时空载试验

为判断该换流变压器磁路上是否存在故障, 进行长时空载试验。开启油泵, 阀侧施加 $1.1U_m$, 持续时间 8 h, 期间每隔 2 h 对本体绝缘油进行色谱分析, 试验期间逐渐产生乙炔等特征气体, 产气量随时间的变化曲线如图 1 所示。根据 DL/T 722—2014《变压器油中溶解气体分析和判断导则》中故障类型判断依据, 三比值编码为 022, 故障类型为高温过热, 初步判断铁芯上存在多点接地或者片间局部短路的情况。

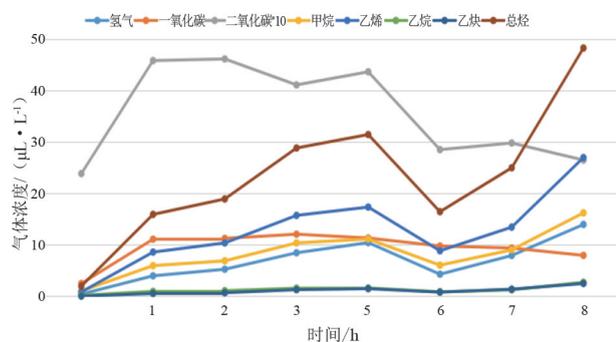


图 1 长时空载试验期间本体色谱变化曲线

2.4 过电流试验

为判断该换流变压器通流回路上是否存在故障, 经滤油后, 进行过电流试验, 试验过程中每隔 2 h 进行一次本体油色谱分析。试验以网侧送电, 阀侧短接的形式进行, 分接置额定 28 挡, 施加 1.1 倍额定电流。试验开始 2 h 后的色谱分析显示本体中氢气、乙炔及总烃的含量均超出注意值, 根据 DL/T 722—2014 中故障类型判断依据, 三比值编码为 021, 故障类型为中温过热, 判断典型故障可能为分接开关接触不良、引线连接不良、导线接头焊接不良、股间短路引起过热。

为查明故障点具体所在, 决定从两个极限分接和中间分接 (1、16、31) 对其进行持续的发热试验。每隔一段时间调整一次分接, 调整分接后, 适当升降电流, 以施加总损耗不变为基准^[9]。试验共持续了 46 h, 如表 2 所示, 试验期间产气量随时间的变化曲线如图 2 所示。

表 2 变换分接的过电流试验

分接	阀侧电流/A	网侧电流/A	施加损耗/kW	持续时间/h
31	1460	1376	940	16
16	1570	1246	940	12
1	1615	1079	940	18



图 2 过电流试验期间本体色谱变化曲线

2.5 试验分析总结

根据常规试验结果数据判断,未发现该换流变压器存在绕组匝间短路、绕组断股、分接开关以及导线接头接触不良等故障。虽然绝缘电阻值较出厂值偏低,但比对本次试验值与出厂值的吸收比和极化指数相差不大,且介质损耗因数没有明显增大现象,考虑到该产品已运行多年,因此判断该换流变压器没有整体受潮情况^[10]。

根据阀侧交、直流耐压试验结果判断,该换流变压器阀侧不存在绝缘问题;但由于感应电压试验时铁芯、夹件存在 100 pC 左右的局部放电量^[11-12],因此怀疑铁芯、夹件上存在金属性放电点。

根据长时空载试验和不同分接下过电流试验的油色谱数据的变化,得出以下几点判断:

1) 长时空载试验过程中,各种烃类气体增长明显,且上部含量大于下部,说明该换流变压器上部磁路存在故障点。

2) 过电流试验时,改变分接位置,在施加损耗保持不变的情况下,随着分接挡位的不断减小,阀侧电流一直不断增加,而网侧电流一直在下降;此时总烃随时间延长呈下降趋势,说明故障点与网侧通流回路施加电流大小有关^[13]。

3) 1 分接下,阀侧通流回路电流最大,而此时总烃反而最小,判断故障点与阀侧通流回路无关。

4) 16 分接下,总烃含量随时间延长呈上涨趋势,而此时调压线圈及其相关部位均未在通流回路之中,判断故障点不在调压线圈、引线及开关上。

综上所述,通过开展一系列的检修试验并结合各试验项目对产品性能的考核范畴^[14],能够确定该换流变压器内部存在两个过热故障点,判断一个故障点位于主磁路上,一个故障点位于网侧通流回路上。

3 吊芯解体检查

基于成品试验分析,对该换流变进行吊芯解体

检查,检查发现以下问题:

1) 拆除上铁轭时,在上铁轭下部纸板上发现 1 处三角形硅钢片有烧蚀痕迹,下表面对应位置的硅钢片烧蚀,与其接触的纸板烧蚀,如图 3 所示。



图 3 三角形硅钢片烧蚀痕迹

分析判断此三角形硅钢片造成铁芯硅钢片片间短接,产生的内部环流引起铁芯局部过热是换流变压器长时空载试验时油中产生特征气体的主要原因。这也是试验阶段判断的主磁路上故障点所在。

2) 在拆除阀线圈上部手拉手位置的屏蔽铝管时,发现靠近线圈的屏蔽铝管上部存在过热痕迹,如图 4 所示。

分析认为此现象是屏蔽铝管与纸筒之间接触过于密实而形成了“死油区”,导致高温过热损坏绝缘。根据绝缘表面碳化的痕迹与程度来判断,这一情况应该是长期运行工况下热油持续不断影响所致,并不是试验阶段产生的,此处损伤痕迹并不是产生特征气体的故障点之一。



图 4 铝屏蔽管发热痕迹

3) 在拆除网线圈绝缘检查时,发现柱 2 网线圈第 3 饼和第 4 饼之间纠结线有严重烧熔现象,如图 5 所示。

根据纠结线烧熔的情况并结合各项试验数据分析,此处纠结线熔断的原因是纠结线焊点虚焊造成的。运行过程中该位置已出现了过热熔化现象,而

工厂检修进行过电流试验时,由于试验施加电流高于运行电流,使得该部位绝缘进一步碳化,进而产生特征气体。由此能够明确此处纠结线烧熔是试验阶段判断的网侧通流回路上的故障点所在,同时也是造成现场运行过程中总烃超标的根本原因。



图 5 纠结线烧熔痕迹

4 结 论

上面介绍了一起换流变压器的内部特征气体超标现象的试验判断与处理案例,在综合考虑换流变压器损坏程度、拟修复执行情况等多种因素且具备试验条件的情况下,以尽量全面和严格为原则作为工厂化检修与故障诊断的准绳,同时本着节省人力、物力的原则,快速、准确的判断产品故障将是工厂化检修的主要目标。

由于与传统发生的单故障点不同,该台换流变压器存在两处不同的故障点,在试验判断和拆解检查中增加了很多不确定因素。排查过程中,首先,通过吊罩检修前的试验分析,初步确定了两处故障点,分别是铁芯、夹件上的放电问题和网侧线圈上的过热问题;然后,通过放油、吊罩及有目的解体检查,最终发现了故障点的具体位置。

针对两处不同类型的过热故障原因,在生产工艺和试验分析上提出以下建议:

1) 因该换流变压器夹件结构为板式结构、无侧梁,无法放置梯木垫块支撑,导致铁芯在加紧后边角出现松动现象,此为裁剪铁片进入铁芯的直接原因。建议改进铁芯钢拉带固定板固定方式和铁芯夹紧工艺,固定方式由单向紧固改为双向紧固,同时用纸板条填充铁芯间隙位置。填充前纸板条表面涂胶确保与铁芯片粘接可靠。

2) 对故障产品进行的修理前试验,应该根据不同部件的功能进行全方位和有针对性的试验诊断,

原则上每个功能部件都应该在绝缘强度和载流发热上进行考核。

3) 试验时可适当改变原有试验项目规定的施加电压、电流和施加时间,以便能够更明显地暴露该部位的缺陷。

参考文献

- [1] 李原. 直流电压下油纸复合绝缘局部放电特性研究[D]. 西安: 西安交通大学, 2018.
- [2] 李军浩, 韩旭涛, 刘泽辉, 等. 电气设备局部放电检测技术述评[J]. 高电压技术, 2015, 41(8): 2583—2601.
- [3] 王有元, 龚森廉, 廖瑞金, 等. 电力变压器油纸绝缘可靠性与老化特征参量间的相关性[J]. 高电压技术, 2011, 37(5): 1100—1105.
- [4] 全国高电压试验技术和绝缘配合标准化技术委员会. 高电压技术 局部放电测量: GB/T 7354—2018[S]. 北京: 中国标准出版社, 2018.
- [5] 电力行业电力变压器标准化技术委员会. 变压器油中溶解气体分析和判断导则: DL/T 722—2014[S]. 北京: 中国标准出版社, 2015.
- [6] 电力行业高压试验技术标准化技术委员会. 电力设备局部放电现场测量导则: DL/T 417—2006[S]. 北京: 中国电力出版社, 2006.
- [7] 杨在葆, 时东伟, 马华辉. 双柱式 1000 MVA/1000 kV 特高压自耦变压器消磁线圈的研究[J]. 变压器, 2018, 55(11): 7—10.
- [8] 国家电网公司. 电力设备高频局部放电带电测试技术现场应用导则: Q/GDW 11400—2015[S]. 北京: 中国电力出版社, 2015.
- [9] 薛继印, 杨在葆, 韩克俊, 等. 剩磁对变压器感应电压试验影响的研究与分析[J]. 变压器, 2020, 57(5): 37—39.
- [10] 杨在葆. 基于并联谐振原理对±800 kV 换流变压器进行局部放电试验的研究[D]. 济南: 山东大学, 2014.
- [11] 王健, 李喆. 模拟变压器内部放电及局部过热对油中气体含量的影响[J]. 绝缘材料, 2017(3): 62—65.
- [12] 廖瑞金, 杨丽君, 郑含博, 等. 电力变压器油纸绝缘热老化研究综述[J]. 电工技术学报, 2012, 27(5): 1—12.
- [13] 欧小波, 周丹, 林春耀, 等. 油浸式电力变压器老化及寿命评估研究综述[J]. 南方电网技术, 2015, 9(9): 58—70.
- [14] 李清泉, 李斯盟, 司雯, 等. 基于局部放电的电力变压器油纸绝缘状态评估关键问题分析[J]. 高电压技术, 2017, 43(8): 2558—2565.

作者简介:

杨在葆(1983), 男, 硕士, 高级工程师, 从事高压、超高压、特高压试验工作。

(收稿日期: 2023-05-04)

Sichuan Shunengdianke Energy Technology Co.,Ltd.

四川蜀能电科能源 技术有限公司

四川蜀能电科能源技术有限公司成立于2021年11月19日，注册及建设地为新津区天府智能制造产业园区。注册资本3000万元，为四川科锐得实业集团有限公司与四川蜀电集团有限公司合资企业。

一、业务范围

技术服务、技术开发、技术咨询、技术交流、技术转让、技术推广；信息技术咨询服务；互联网安全服务；互联网数据服务以及检验检测服务等。

1

二、发展方向

依托四川省新型电力系统创新基地的建设，打造成为国网四川省电力公司省管产业单位成果转化与新技术推广重要平台、技术支撑平台 and 专业化物资检测机构。

2

三、发展目标

以专业化高素质检测企业为目标，逐步构建门类齐全、品种完备的调试、检测校验资质体系，不断深入推进科技成果转化，全方位提升公司的社会化竞争能力，力争在两至三年内成功申报高新技术企业。

3

四、重点项目

四川省新型电力系统创新基地建设项目旨在落实国家和四川省“十四五”发展规划，支撑四川省“碳达峰、碳中和”示范样板建设和成渝双城经济圈建设战略部署，实施国家电网公司“一体四翼”战略布局。是国网四川省电力公司考虑当前生产需求和产业发展需要，立足四川，服务西部，面向全国，重点打造的国际领先、国内一流的电网物资质量检测及特高压试验基地。该基地位于新津区天府智能制造产业园区，总用地约69221.67m²，2023年启动建设。

4



四川蜀能电科能源 技术有限公司

Sichuan
Shunengdianke
Energy Technology
Co.,Ltd.



致力打造为国网四川省电力公司省管产业单位成果转化平台、新技术推广平台、技术支撑平台、专业化检测机构。

建设四川省新型电力系统创新基地，将成为国际领先、国内一流的电网物资质量检测及特高压试验基地。

门类齐全的调试、检测体系；质量检测、电网分析、新技术集成等领域深厚的技术、人才、软硬件储备。

