

★四川省一级期刊

●万方数据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

●北极星中华期刊网入网期刊

●中国学术期刊综合评价数据库统计刊源期刊

●中国农村电气化信息网

●重庆维普中文科技期刊数据库

●《超星数字图书馆》入网期刊

●《中国核心期刊(遴选)数据库》收录

# 四川电力技术

## SICHUAN ELECTRIC POWER TECHNOLOGY



ISSN 1003-6954

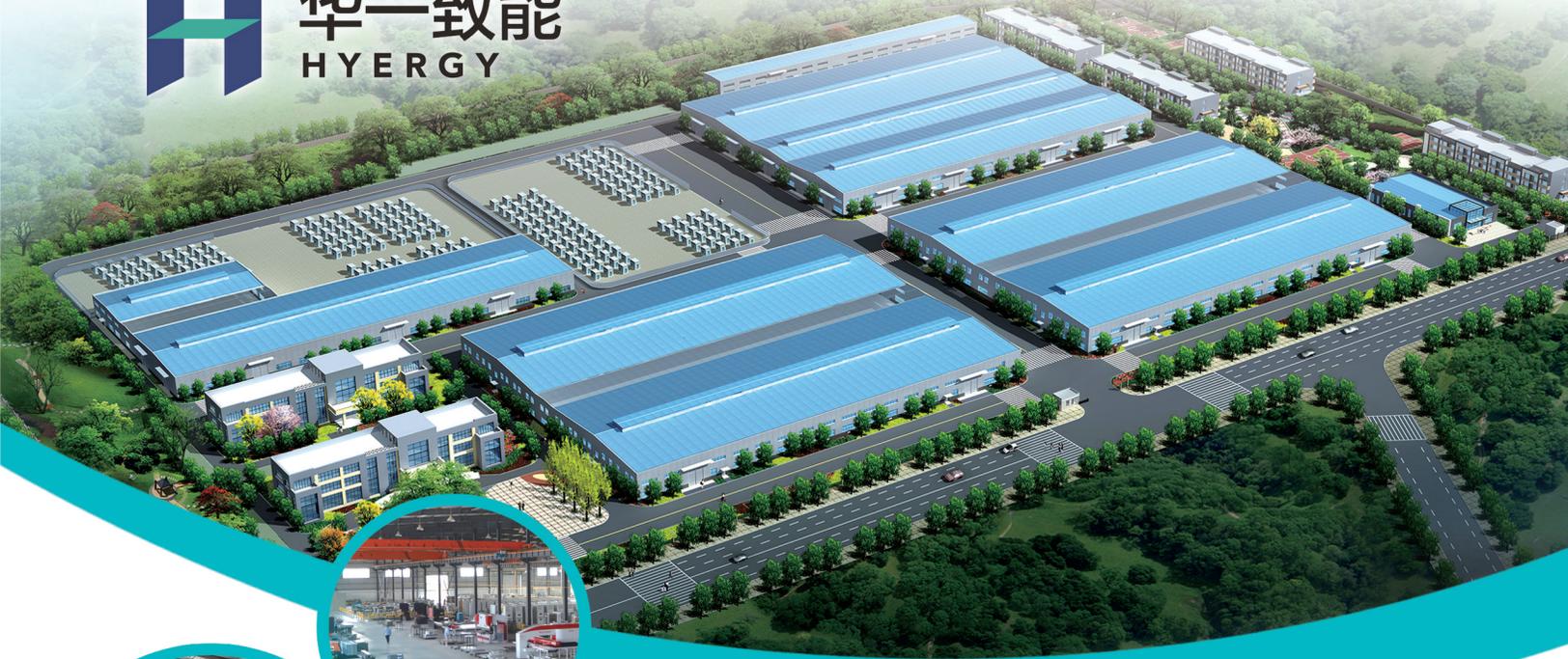


四川省电机工程学会 四川电力科学研究院

Vol.38  
**2015**  
No.5



华一 致能  
HYERGY



四川华一电器有限公司座落于四川省广汉市(三星堆古文化遗址),距离成都市区38 km 具有良好的交通运输条件。公司注册资金10 160万元,占地230亩(其中生产厂房建筑面积67 000 m<sup>2</sup>);现有员工500余人,40%员工具有大专以上文化程度。

四川华一电器有限公司成立于2001年,是集研发、设计、制造、销售为一体的输配电成套设备制造企业。是四川省高新技术企业、四川省重合同守信用企业、省级企业技术中心,是低压成套开关设备CCC认证产品A类生产企业。

公司是西门子、ABB等世界知名电气公司战略合作伙伴及授权生产商。

公司主要产品:40.5 kV及以下高低压成套开关设备、户内和户外断路器、预装式变电站、开闭所、“三箱”类产品、电缆桥架、封闭式母线槽、变压器等。产品广泛应用于发电厂、变电站、石化、冶金、市政、轨道交通、机械、建材、军工等国民经济重要领域,畅销全国并出口越南、印度、阿塞拜疆、印度尼西亚、土耳其等国家。以其高品质及高效快捷的服务,赢得了广大客户的认同和好评。

公司按照ISO9001、ISO14001和OHSAS18001标准建立了质量、环境、职业健康与安全一体化的管理体系,使产品从设计、开发到生产、服务全过程都得到有效的管理和控制。所有产品均通过了国家级试验站型式试验,低压成套开关设备全部通过CCC认证。



四川华一电器有限公司

全国服务热线: 400-1698-678

地址: 四川省广汉市三亚路三段一号  
电话: 0838-5100668 0838-5105556

邮编: 618300  
传真: 0838-5100888

《四川电力技术》  
编辑委员会名单

主任委员 王平  
副主任委员 张伟  
刘俊勇

委员

(按姓氏笔画为序)

方文弟 王卓 白家棣  
刘勇 朱白桦 朱国俊  
朱康 邓亚军 邬小端  
李兴源 李建明 严平  
胡灿 徐波 唐茂林  
韩晓言 谢舫 甄威  
秘书 李世平  
吴小冬

四川电力技术

双月刊 1978年创刊

中国标准连续出版号:

ISSN1003-6954  
CN51-1315/TM

2015年第38卷第5期(总239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:胡灿

副主编:吴小冬

编辑出版:《四川电力技术》编辑部

发行:四川电力科学研究院情报室

地址:成都市青华路24号

邮政编码:610072 电话:(028)87082037

传真:(028)87082036

E-mail:cdscdljs@163.com

印刷:四川经纬印务有限公司

封面设计:成都宏泰广告有限公司

封面图片由周兵提供

国内定价:每册6.00元

[期刊基本参数] CN51-1315/TM\* 1978\*

b\* A4\* 94\* zh\* P\* ¥6.00\* 4300\* 20\*

2015-10

目次

• 基金项目 •

风电场动态无功补偿设备引发低频振荡实例分析及建议

..... 周专 常喜强 吕盼 张锋 刘建亮(1)

风电场在线监测传输系统的研究与设计

..... 向志强 王海云 陈鑫 刘江涛(6)

基于孤岛模式的微电网多逆变器并联运行控制技术

..... 李红 韩杨 沈攀(11)

规模化风电接入对系统短路电流的影响分析

..... 周专 赵志强 王新刚 张增强 宋新甫 关洪浩(17)

典型架空输电线路电磁取能地线的选择

..... 刘益岑 薛志航 龚奕宇 蒋兴良 谢彦斌 胡建林(21)

• 高压技术 •

长距离直流输电线路短路/接地故障定位方法研究

..... 毛源 李巍巍 史强 吴弛 吴天宝(25)

同塔双回输电线路电流不平衡机理分析

..... 唐明 张纯 丁理杰 张华 李旻 滕予非(29)

电晕笼内导线三维电场强度分布浅析

..... 徐渝淇(33)

• 电网技术 •

一种基于加速不平衡功率快速估算的切机敏感点搜寻方法研究

..... 刘莹 刘晓宇 余婧峰 张国芳(38)

配网馈线接地定位及环供支线接地选线判据探讨

..... 廖学静 杨斌 张振旗 杨蒙 崔彦波 路欣(43)

分布式电源对重要用户供电可靠性的影响研究

..... 刘金森 张彦 何艳杰 陈洪柱(47)

基于内模控制的SSSC前馈解耦控制策略研究

..... 曾舒 张花芝 辜俊 丁颖萍(51)

一种针-环结构大气压氦气等离子体射流特性研究

..... 林德锋 罗书豪 廖广凡 侯世英 邓庆(56)

500 kV主变压器中性点经小电抗接地限制单相短路电流效果分析

..... 李燕(64)

220 kV变压器中性点经隔离装置和限流电抗器接地应用

..... 刘起钟 魏巍 张剑平 严天元 孙鹏程(67)

四川产业结构调整与工业用电需求分析

..... 周桦 鲜其军 严平 贺星棋(71)

准东地区电网短路电流面临的形势及对策

..... 关洪浩 宋新甫 张增强 吕盼(76)

基于Benders分解的电动汽车充电站选址决策研究

..... 张择策 武泽辰 聂克剑 沈天时(81)

• 发电厂技术 •

600 MW超临界CFB锅炉给水运行调整控制研究

..... 邝伟 邬万竹 谭志茜 袁杰(86)

600 MW超临界机组热经济性定量分析

..... 张志恒 孙戈 钟农兵(91)

## CONTENTS

|   |  |
|---|--|
| Analysis on Low - frequency Oscillation Caused by Dynamic Reactive Power Compensation Equipment of Wind Farm and Its Recommendations<br>.....       | Zhou Zhuan Chang Xiqiang Lv Pan Zhang Feng Liu Jianliang(1)                      |
| Research on On - line Monitoring Transfer System Based on ZigBee and Ethernet for Wind Farm and Its Design<br>.....                                 | Xiang Zhiqiang Wang Haiyun Chen Xin Liu Jiangtao(6)                              |
| Control Strategy for Multi - inverter Dominated Islanded Microgrid in Parallel Operation .....  | Li Hong Han Yang Shen Pan(11)  |
| Analysis on Impact of Large - scale Wind Power Integration on System Short - circuit Current<br>.....   | Zhou Zhuan Zhao Zhiqiang Wang Xigang Zhang Zengqiang Song Xinfu Guan Honghao(17) |
| Selection of Ground Wire of Electromagnetic Power Tapping for Typical Overhead Transmission Line<br>.....   | Liu Yicen Xue Zhihang Gong Yiyu Jiang Xingliang Xie Yanbin Hu Jianlin(21)        |
| Investigation on Short - circuit /Grounding Fault Location Method for Long - distance HVDC Transmission Line<br>.....                               | Mao Yuan Li Weiwei Shi Qiang Wu Chi Wu Tianbao(25)                               |
| Analysis on Current Unbalance Mechanism of Double - circuit Transmission Lines on the Same Tower<br>.....   | Tang Ming Zhang Chun Ding Lijie Zhang Hua Li Min Teng Yufei(29)                  |
| Superficial Analysis on 3D Electric Field Intensity Distribution of Conductors inside Corona Cage<br>.....  | Xu Yuqi(33)  |
| Research for Sensitive Point Searching Method of Generator Tripping Based on Acceleration Unbalanced Power Fast Estimation<br>.....                 | Liu Ying Liu Xiaoyu Yu Jingfeng Zhang Guofang(38)                                |
| Criterion Discussion of Distribution Feeder Grounding Location and Ring Feeder Grounding Line Selection<br>.....                                    | Liao Xuejing Yang Bin Zhang Zhenqi Yang Meng Cui Yanbo Lu Xin(43)                |
| Effect of Distributed Generation on Power Supply Reliability of Important User .....  | Liu Jinsen Zhang Yan He Yanjie Chen Hongzhu(47)                                  |
| Research on Feed - forward Decoupling of SSSC Based on Internal Model Control .....   | Zeng Shu Zhang Huazhi Gu Jun Ding Yingping(51)                                   |
| Research on Helium Plasma Jet Characteristics at Atmospheric Pressure for Needle - ring Configuration<br>.....                                      | Lin Defeng Luo Shuhao Liao Guangfan Hou Shiyong Deng Qing(56)                    |
| Analysis on Limiting Effect of Neutral Grounding via Small Reactance for 500 kV Main Transformer on Single - phase Short - circuit Current<br>..... | Li Yan(64)   |
| Application of 220 kV Transformer Neutral Point Grounded via NCBD and Current - limiting Reactor<br>.....   | Liu Qizhong Wei Wei Zhang Jianping Yan Tianyuan Sun Pengcheng(67)                |
| Analysis on Industrial Structure Adjustment and Industrial Electricity Demand in Sichuan .....  | Zhou Hua Xian Qijun Yan Ping He Xingqi(71)                                       |
| Developing Trend and Countermeasures Faced by Short - circuit Current of Zhudong Power Grid<br>.....  | Guan Honghao Song Xinfu Zhang Zengqiang Lv Pan(76)                               |
| Research on Site Selection of Charging Station for Electric Vehicles Based on Benders Decomposition<br>.....  | Zhang Zece Wu Zechen Nie Kejian Shen Tianshi(81)                                 |
| Research on Feed - water Operation Control Strategy for 600 MW Supercritical CFB Boiler .....   | Kuang Wei Wu Wanzhu Tan Zhiqian Yuan Jie(86)                                     |
| Quantitative Analysis of Thermal Efficiency for 600 MW Supercritical Unit .....   | Zhang Zhiheng Sun Ge Zhong Nongbing(91)  |

**SICHUAN ELECTRIC POWER  
TECHNOLOGY**

2015 Vol. 38 No. 5

(Ser. No. 239)

Bimonthly, Started in 1978

Address: No. 24, Qinghua Road, Chengdu, Sichuan, China

Postcode: 610072

Sponsor:

Sichuan Society of Electrical Engineering

Sichuan Electric Power Research Institute

Editor in chief: Hu Can

Editor & Publisher:

Editorial Department of SICHUAN ELECTRIC POWER  
TECHNOLOGY

# 风电场动态无功补偿设备引发低频振荡实例分析及建议

周专<sup>1</sup>, 常喜强<sup>2</sup>, 吕盼<sup>1</sup>, 张锋<sup>2</sup>, 刘建亮<sup>3</sup>

1. 国网新疆电力公司经济技术研究院, 新疆 乌鲁木齐 830016;
2. 国网新疆电力调度控制中心, 新疆 乌鲁木齐 830006;
3. 国网新疆电力公司奎屯供电公司, 新疆 奎屯 832100)

**摘要:** 随着国家对新能源开发与利用的大力支持,各风电基地风电装机容量不断增加。但是风电基地均处于电网末端,末端电网与主网联系较弱,短路电流水平较低,抗扰动能力低。目前风电场升压站引入动态无功补偿设备,可以有效缓解电网电压波动,提高末端电网稳定性。但是动态无功补偿设备配置及参数设置不合理可能进一步恶化系统稳定性,甚至引发系统低频振荡问题。因此分析动态无功设备动态调节特性及各参数对系统稳定性影响,以新疆某地区风电场动态无功补偿设备电厂引发低频振荡为例,重现了风电场动态无功补偿设备参数设置不合理引发低频振荡现象。分析结果表明动态无功补偿设备参数对电力系统动态稳定具有重要影响,动态无功补偿设备电压控制方式及相关参数设置不合理可能诱发电力系统低频振荡。对风电场动态无功补偿设备提出了相关建议和措施,有效指导了相关参数设置,对风电场动态无功补偿设备运行与管理具有重要的指导意义。

**关键词:** 风电场; 动态无功补偿; 电压调整; 低频振荡

**Abstract:** As the development and utilization of new energy are supported by our country, the wind power bases and wind capacity keep growing. But wind power bases are in the end of power grid, the connection between the terminal grid and the main grid is weak, the level of short-circuit current and the ability to resist the disturbance are low. At present, the dynamic reactive compensation equipment is introduced into wind booster station, which can effectively alleviate the fluctuation of grid voltage and improve the stability of terminal grid. But the unreasonable configuration and parameters of dynamic reactive compensation equipment may deteriorate the system stability, and even cause low-frequency oscillation. So taking the low-frequency oscillation caused by the power plant with dynamic reactive power equipment of wind farm in one area of Xinjiang for example, the low-frequency oscillation caused by the unreasonable parameter setting of dynamic reactive power equipment of wind farm is reconstructed. The analysis results show that the parameter setting of dynamic reactive compensation equipment has vital influence on the dynamic stability of power system, and the unreasonable voltage control mode and related parameter setting may lead to low-frequency oscillation of power system. The relevant suggestions and measures are proposed for the dynamic reactive compensation equipment of wind farm, which gives an effective guidance for the relevant parameter setting, the operation and management of dynamics reactive compensation equipment.

**Key words:** wind farm; dynamic reactive compensation; voltage regulation; low-frequency oscillation

中图分类号: TM614 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0001-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.001

## 0 引言

近几年,随着国家对风电开发的大力支持以及风电并网技术的不断成熟,中国风电装机容量正呈现爆发式增长,截止到2014年年底全国风电总装机容量为114 609 MW,风电装机容量跃居世界第一。大量的风电接入电网给现有的网架以及电气装置带

基金项目: 国家自然科学基金项目(51267017)

来了巨大的挑战<sup>[1-2]</sup>。

由于风资源丰富地区位于偏远地区,远离负荷中心,导致风电接入点及送出电网网架结构薄弱,系统短路容量较低,抗扰动能力弱。风电出力特性区别于常规机组,风电出力依赖于自然条件,具有随机性、间歇性和不可控性。风电出力的随机波动相当于给系统提供了扰动,可能导致系统电压及送出线路功率波动,进而影响系统安全稳定运行。同时风电机组不能提供无功功率,需要从电网系统吸收无

功功率,为了保证系统无功功率就地平衡,目前在风电场升压站装设动态无功补偿设备以提供无功支撑。动态无功设备可以根据系统侧电压变化,发出连续可调的无功功率以维持电压在合格范围内,可以有效缓解电网电压波动。根据相关文献研究,动态无功补偿设备的引入可以有效提高系统稳定性<sup>[3-5]</sup>。

但是动态无功补偿设备配置及参数设置不合理可能进一步恶化系统稳定性,甚至引发系统低频振荡问题。因此分析了动态无功设备动态调节特性及各参数对系统稳定性影响,以新疆某地区风电场动态无功补偿设备电厂引发低频振荡为例,重现了风电场动态无功补偿设备参数设置不合理引发低频振荡现象。分析结果表明动态无功补偿设备参数对电力系统动态稳定具有重要影响,动态无功补偿设备电压控制方式及相关参数设置不合理可能诱发电力系统低频振荡。对风电场动态无功补偿设备提出了相关建议和措施,有效指导了相关参数设置,对风电场动态无功补偿设备运行与管理具有重要的指导意义。

## 1 低频振荡概述

电力系统中发电机经输电线并列运行时,在扰动下会发生发电机转子间的相对摇摆,并在缺乏阻尼时引起持续振荡,此时,输电线上功率也会发生相应振荡。由于振荡频率很低,一般为0.2~2.5 Hz,故称为低频振荡。而随着联网规模的不断增大,低频振荡频率也随之降低至0.1 Hz甚至更低。

根据系统振荡频率的不同范围,将低频振荡分为本地振荡模式和区间振荡模式两种类型:1) 区域内振荡模式:涉及一个发电厂内的发电机组与电力系统其他部分之间的摇摆,其振荡频率一般为1~2 Hz;2) 区域间振荡模式:系统中某一个区域内的多台发电机与另一区域内的多台发电机之间的相对摇摆。当系统表现为两群发电机之间振荡时,振荡频率大致在0.1~0.3 Hz之间,当系统表现为多群发电机之间的振荡时,振荡频率大致在0.4~0.7 Hz之间<sup>[6-8]</sup>。

引起电网低频振荡的原因主要分为两种情况,一种是由于电网自身阻尼较弱,在电网发生微小扰动后,电网不能维持稳定运行,出现较长时间

持续波动不能平息的同步振荡,这种引起振荡的现象称之为系统动态稳定问题。具体判据为:系统阻尼比小于3%。另一种是当电网受到周期性功率振荡扰动源的影响,由于振荡扰动源的振荡频率接近电网自身振荡的固有频率,造成电网随着振荡扰动源一起大范围振荡,这种振荡称之为强迫功率振荡,该类型的振荡一般是由于网内电源的率先振荡引起。

随着区域电网之间互联,电网规模不断增大,电力系统中元件组成越来越多,以及动态元件、FACTS元件等元件应用,容易引发系统低频振荡。许多动态元件运行时需要根据自身特性及电网运行特性设置其参数,若参数设置不合理可能引发系统低频振荡问题。因此在对于动态元件需要重点关注相应参数设置,并对其并网特性进行测试。

## 2 动态无功补偿器原理与模型

目前风电场装设的动态无功补偿设备主要是SVC和SVG两种,两种动态无功补偿设备基本上相同,但原理上仍存在不同,数学模型也存在一定的区别<sup>[9-11]</sup>。

### 2.1 SVC

静止无功补偿系统(static var compensator, SVC)是目前电力系统应用最多、最为成熟的并联补偿设备,也是一类较早得到应用的FACTS控制器。根据所用的并联电容器组和并联电抗器组控制方式的不同分为不同的类型,电容器组的电容器可以由晶闸管控制分组投入或切除,并联电抗器可以通过晶闸管进行平滑控制改变其电抗值。

系统侧电压发生变化后,通过SVC信号发生器发出控制投入电容器组数和晶闸管触发角,动态调整SVC输出的无功功率,SVC输出的无功功率为

$$Q_{SVC} = Q_C - Q_L = \left( \omega C - \frac{2\beta - \sin 2\beta}{\pi \omega L} \right) U^2 \quad (1)$$

式中 $\beta$ 为晶闸管的导通角 $\beta = \pi - \alpha$ , $\alpha$ 为触发角。

从式(1)可以看出,通过改变触发角 $\beta$ 可以连续平滑调节SVC向系统注入的无功功率,从而控制SVC所连接母线的电压甚至是需要远方控制的母线电压。

依据SVC控制原理建立控制框图,如图1所示。

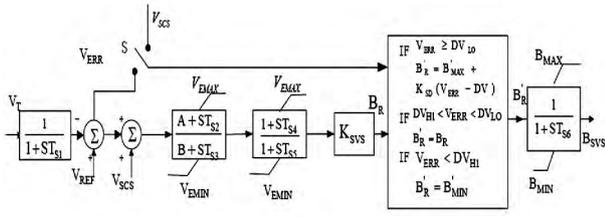


图 1 SVC 控制结构图

当系统电压变化、偏离设定参考值时 SVC 的信号发生器将发出型号调整晶闸管的导通角,从而改变 SVC 无功出力,保证系统动态无功平衡,维持 SVC 控制母线电压在设定值范围内,如图 2 所示系统发生短路后 SVC 动态特性曲线。

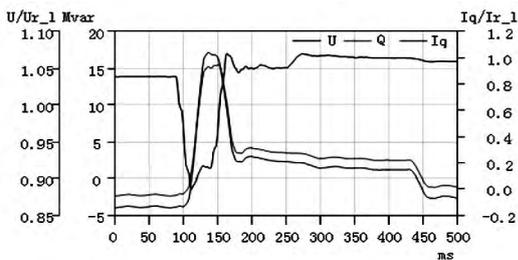


图 2 SVC 动态特性曲线

从图 2 可以看出,在系统侧电压降低时,SVC 立即响应,提高自身无功出力,阻止系统电压降低,以维持系统电压在合理范围内。

### 2.2 SVG

静止同步补偿器( static var generator ,SVG) 是基于电压源变频器的装置,直流侧为储能电容,为其提供直流电压支持,IGBT 逆变器通常由多个逆变器串联或并联而成,交流电压的大小、频率和相位可以通过控制 IGBT 的驱动脉冲进行控制。图 3 为 SVG 原理示意图。

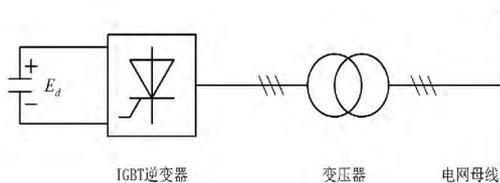


图 3 SVG 原理示意图

整个 SVG 装置相当于一个电压大小可以控制的电压源,如果电压源提供的电压幅值大于交流系统接入点的交流电压,SVG 吸收的无功功率  $Q < 0$ ,此时 SVG 相当于电感;如果电压源提供的电压幅值小于交流系统接入点的交流电压,SVG 吸收的无功功率  $Q > 0$ ;此时的 SVG 相当于电容。电流大小由电压差与两点之间的阻抗比值决定,SVG 装置产生的电压幅值可以快速的控制,因此其吸收的无功功

率可以连续的由正到负快速控制。

依据 SVG 控制原理建立控制框图,如图 4 所示。

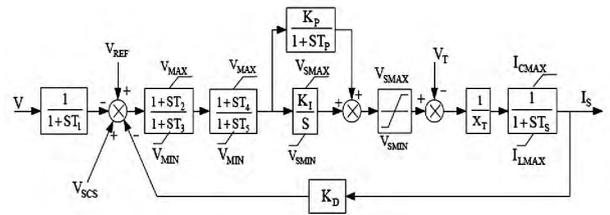


图 4 SVG 控制结构图

当 SVG 接入风电场中压侧汇流母线时,根据 SVG 容量的大小可以部分甚至完全提供风电场的无功需求;在电网侧发生大扰动故障时,SVG 能够动态调整其输出无功功率,维持控制母线电压在设定值范围内。系统发生短路后 SVG 动态特性曲线如图 5 所示。

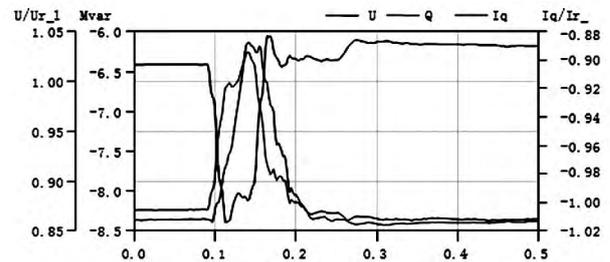


图 5 SVG 动态特性曲线

从图 5 可以看出,电压跌落持续时间约为 60 ms,跌落期间 SVG 最大无功输出为 -6.3 Mvar,电压恢复后 SVG 无功迅速恢复至跌落前水平,电压开始跌落瞬间至 SVG 开始响应约 20 ms,电压开始跌落瞬间至无功电流最高点约为 48 ms。因此当系统电压降低时,风电场升压站的 SVG 立即响应,动态调节其无功出力,阻止系统电压降低,以维持系统电压在合理范围内。

### 3 风电场动态无功补偿设备引发低频振荡案例分析

新疆哈密三塘湖地区共有两座 220 kV 变电站,分别为麻黄沟东变电站(180 + 240 MVA)、天电麻黄沟西变电站(180 MVA)。两座 220kV 变电站为风电场汇集站,接入两座 220 kV 变电站的风电装机容量为 990 MW,而 220 kV 汇集站仅通过 1 回 220 kV 线路(220 kV 山黄线 107 km)与主网相连,与系统联系较弱,短路容量较低(天电麻黄沟短路容量为 2 079.8 MVA,麻黄沟东短路容量为 2 466.6 MVA)。

新疆哈密三塘湖地区网架结构如图6所示。

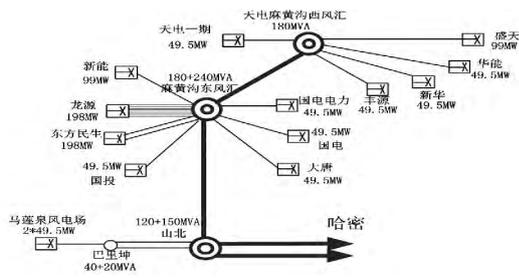


图6 新疆哈密三塘湖地区网架结构

由于新疆哈密三塘湖地区网架结构薄弱,抗扰动水平低,经常出现低频振荡。以某次实际低频振荡为例进行分析,通过调取PMU数据,振荡期间山黄线输送有功功率为76~88MW,无功功率为-6~1Mvar,麻黄沟东变电站220kV母线电压为232~235V,系统频率为49.85~50.25Hz;振荡过程中有功振荡幅度为10~15MW,无功振荡幅度为6~9Mvar,母线电压振荡幅度为7~13kV,系统频率振荡幅度为0.2~0.35Hz,系统振荡频率为1.26Hz。220kV山黄线PMU曲线如图7所示。

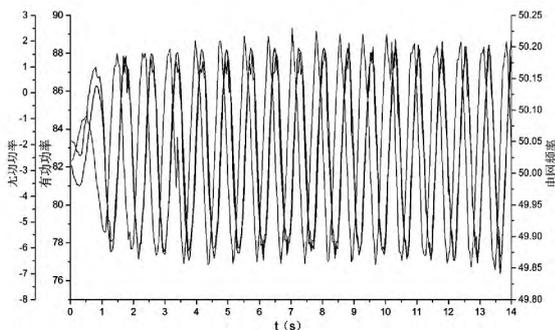


图7 220kV山黄线PMU曲线

通过对PMU数据及低频振荡扰动源定位方法<sup>[12-14]</sup>,初步确定扰动源为220kV天电麻黄沟西变电站下的风电场。为了进一步确定扰动源位置,对哈密三塘湖地区风电场进行了低频振荡试验。

试验过程描述如下:

第1步 投入丰源电厂SVG。

第2步 投入华能电厂SVG。

第3步 投入麻黄沟西220kV变电站SVC。

第4步 退出盛天电厂SVC,系统发生振荡。

第5步 投入盛天电厂SVC,系统振荡先消失。

经过一段时间后,出现两次振荡短时振荡过程。

第6步 退出丰源SVG,系统出现暂态振荡过程。

第7步 投入丰源SVG,系统发生振荡。

通过对试验结果进行分析,确定天电麻黄沟西地区风电场配置的动态无功补偿设备是引发系统低频振荡的根源。

根据动态无功补偿设备原理分析,其主要控制参数为连续控制增益( $K_{svc}$ )、间断控制增益( $K_{sd}$ )、电压偏差(DV)、超前滞后环节( $T_{s2}$ 、 $T_{s3}$ )。各主要参数的改变可能导致动态无功补偿设备无功输出特性发生改变,影响系统运行特性。同时由于动态无功补偿设备作为风电场无功支撑的元件,高密度接入电网,各动态无功补偿设备相互之间动态调节可能出现运行问题。

通过对哈密三塘湖地区风电场进行仿真分析,分析结果表明:1)动态无功补偿设备中控制增益对引起系统振荡的影响比较大,增益越大对系统影响越大,同时导致多个动态无功补偿之间控制配合困难,当增益超过80时,在小扰动情况下就有可能引发低频振荡。2)超前滞后环节对引起系统振荡的影响也比较大, $T_{s2}$ 越大、 $T_{s3}$ 越小,容易影响系统高频振荡。3)动态无功补偿设备中两种控制模式(连续控制、间断控制)同时存在时,可能引起系统振荡。

## 4 动态无功补偿相关建议

针对上述分析,由于风电场的高集中度接入电网,各风电场的动态无功补偿设备之间相互耦合特性,改变了系统运行特性,影响了系统正常稳定运行。通过分析提出几点关于风电场动态无功补偿设备的建议:

1) 动态无功补偿设备控制目标均为该风电场主变压器高压侧电压。

2) 同一风场内有多套动态无功补偿设备存在相同的控制目标时,动态无功补偿设备必须具备设置调差系数(电压斜率)的功能,一般设置范围为0~10%,且运行人员可在后台修改。

3) 动态无功补偿设备控制器的PI参数,在满足响应性能的前提下,需确保系统在最小方式下运行时控制器输出不产生振荡,且PI控制参数能够支持在线修改。

4) 动态无功补偿设备需具备无功控制方式,启

动前设置为无功控制方式,控制风场无功为0,等启动完成后,改为电压控制方式正常运行。同样退出前设置为无功控制方式,控制风场无功为0。

5) 风场增加AVC子站,AVC子站对上同调度通讯,接受电压指令;对下与风机、无功补偿等站内设备通讯,稳态时动态无功补偿设备采用定无功方式控制,AVC根据系统情况自动分配无功补偿的指令、主变压器档位指令等,优化风场电压无功配置。暂态发生电压跌落或骤升时动态无功补偿设备采用暂态强补功能,快速释放无功,等电压恢复到正常范围后继续接受AVC无功指令转正常控制。

6) 对现有风电场SVG/SVC进行改造,增加或完善次同步振荡抑制功能;对后续并网风电场,要求必须配备具有次同步振荡抑制功能的SVG。

## 5 结 论

通过对动态无功设备动态调节特性及各参数对系统稳定性影响分析,得出动态无功补偿设备参数对电力系统动态稳定具有重要影响,动态无功补偿设备电压控制方式及相关参数设置不合理可能诱发电力系统低频振荡。动态无功补偿设备中控制增益对引起系统振荡的影响比较大,增益越大对系统影响越大,同时导致多个动态无功补偿设备之间控制配合困难;超前滞后环节对引起系统振荡的影响也比较大, $T_{s2}$ 越大、 $T_{s3}$ 越小,容易影响系统高频振荡;动态无功补偿设备中两种控制模式(连续控制、间断控制)同时存在时,可能引起系统振荡。针对风电场动态无功补偿设备引发低频振荡问题,以新疆某地区风电场动态无功补偿设备电厂引发低频振荡为例,提出了关于风电场动态无功补偿设备的相关建议,有效指导了相关参数设置,对风电场动态无功补偿设备运行与管理具有重要的指导意义。

### 参考文献

[1] 周专,姚秀萍,常喜强,等.多风区接入对系统小干扰稳定性影响分析[J].中国电力,2014,47(6):106-110.

[2] 迟永宁,王伟胜,刘燕华,等.大型风电场对电力系统暂态稳定性的影响[J].电力系统自动化,2006,30

(15):10-14.

[3] 冉然.并网风电场无功补偿策略研究[D].保定:华北电力大学,2011.

[4] 范雪峰,张中丹,杨昌海,等.大型风电基地动态无功补偿对风电外送动态稳定性的提升作用研究[J].电网与清洁能源,2013,29(10):66-73.

[5] 杨勇,秦睿,拜润卿,等.动态无功补偿装置在酒泉地区风电场的优化应用[J].电网与清洁能源,2012,28(4):81-85.

[6] 王铁强,贺仁睦,王卫国,等.电力系统低频振荡机理的研究[J].中国电机工程学报,2002,22(2):21-25.

[7] 刘辉,杨寅平,田云峰,等.电力系统强迫功率振荡实例及机理分析[J].电力系统自动化,2012,36(10):113-117.

[8] 郑海涛,郑昕,吴兴全,等.大型并网风电场和光伏电站内动态无功补偿的应用技术分析[J].电力系统保护与控制,2014,42(16):149-154.

[9] 胡国文,於锋,王威. STATCOM与固定电容组合的高压异步电动机动态无功补偿节能技术[J].电力自动化设备,2011,31(3):75-78.

[10] 王祯楠.风电基地动态无功补偿与低电压穿越的相互影响及协调控制[D].保定:华北电力大学,2014.

[11] 吴林林,李海青,王皓靖,等.动态无功补偿装置抑制风电汇集地区高电压问题的可行性研究[J].华北电力技术,2014(10):61-66.

[12] 徐衍会,贺仁睦,韩志勇.电力系统共振机理低频振荡扰动源分析[J].中国电机工程学报,2007,27(17):83-87.

[13] 杨东俊,丁坚勇,李继生,等.基于参数辨识的强迫功率振荡扰动源定位方法[J].电力系统自动化,2012,36(2):26-29.

[14] 陈磊,陈亦平,闵勇,等.基于振荡能量的低频振荡分析与扰动源定位:(二)扰动源定位方法与算例[J].电力系统自动化,2012,36(4):1-5.

作者简介:

周专(1987),硕士,研究方向为电网规划、电力系统分析与控制;

常喜强(1976),硕士,研究方向为电力系统运行与控制;

吕盼(1983),硕士,研究方向为电力系统规划与分析。

(收稿日期:2015-06-24)

# 风电场在线监测传输系统的研究与设计

向志强<sup>1</sup>, 王海云<sup>2,3</sup>, 陈 鑫<sup>4</sup>, 刘江涛<sup>5</sup>

(1. 国网四川巴中供电公司, 四川 巴中 636000; 2. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830049;  
3. 可再生能源发电与并网技术教育部工程研究中心, 新疆 乌鲁木齐 830000;  
4. 金凤科技股份有限公司, 北京 100000; 5. 国网重庆武隆县供电有限责任公司, 重庆 武隆 408500)

**摘要:** 风电是中国未来 10 年发展洁净新能源重要项目, 要掌握机组的运行状态、及时排除机组故障而减少不必要的停机和事故, 一套在线监测系统就显得尤其重要。基于 ZigBee 和以太网技术研究了一套数据采集和传输系统, 对数据采集模块、数据传输模块进行了硬件和软件设计, 并完成了 ZigBee 网络和以太网网络之间的协议转换, 实现了数据的双向传输, 并用简单的试验证明了该系统的可靠性很高。该系统有安装简单、低复杂度、安全性高、低成本等优点。解决风电场尤其是海上风力发电场的布线困难、不方便维修、成本高等困难, 同时也为数据采集点多、布线复杂的在线监测系统提供了新的思路。

**关键词:** ZigBee; 在线监测; 以太网; 数据采集; 数据传输

**Abstract:** Wind power is an important project for developing clean energy in the next ten years in China, in order to master the operating condition of the unit and remove the unit failures promptly so as to reduce the unnecessary outage and accidents, a set of on-line monitoring system is becoming more important. Based on ZigBee and Ethernet technology, a set of data acquisition and transfer system is developed, and the hardware and software of data acquisition module and data transfer module are designed. By completing the protocol conversion between ZigBee and Ethernet network, the bidirectional data transfer is achieved and its higher reliability is proved by simple tests. The system is easy to be installed, and has such advantages as low complexity, high security and low cost etc. It not only solves many difficulties of wind farm, especially offshore wind farms, such as difficult wiring, inconvenient maintenance and high cost, but also provides a new idea for on-line monitoring system with many data acquisition points and complex wiring.

**Key words:** ZigBee; on-line monitoring; Ethernet; data acquisition; data transfer

中图分类号: TM614 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0006-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.002

## 0 引言

由于近年来全球能源紧张、环境问题日益突出, 从而一种储量大、分布广、清洁没有污染而且可再生的风能越来越受到世界各国的重视, 中国也不例外, 目前中国装机容量已是世界上最多的国家。最近三部委发布的《能源行业加强大气污染防治工作方案》指出发展目标到 2015 年年底中国风电总装机容量为 100 GW, 到 2017 年风电总装机容量 150 GW<sup>[1]</sup>。风电场绝大多数都在偏僻的沙漠、戈壁、草原、山区和离陆地几十公里的近海, 这样就给风电机组的运行管理和维护带来了极大不便<sup>[2-4]</sup>。目前的

在线监测系统有唐智科技研发的 JK10460 系统各风机的机载主机与中控数据服务器通信采用光纤环网方案进行通讯<sup>[5]</sup>; 北京化工大学和博华信智公司联合研制的 BH5000W 采用无线现场采集站或现场采集站采集数据, 经转换模块与风电场局域网连接<sup>[6]</sup>; 阿尔斯通创为实技术发展有限公司开发的 S8100 泵群在线监测系统采用的是 RS485 总线进行通信<sup>[7]</sup>; 这些系统在一些特殊的现场环境下根本没有办法在现场布置有线网和现有的无线成本很高而且很难满足要求等缺点<sup>[8]</sup>。所提出的基于 ZigBee 和以太网相结合的在线监测通讯系统能够很好解决现有的这些问题。此数据采集系统, 具有很强的自组织能力, 当风电场的在线监控对象突然增加或减少时仍然能正常工作, 并能很好地满足风电场结构

基金项目: 教育部创新团队(IRT1285); 国家自然科学基金(51267017); 自治区重大攻关计划项目(201230115-3)

复杂、控制参数多、间距远等优点。

### 1 系统总体结构设计

风电场在线监测无线通讯系统的关键技术在于 ZigBee 与以太网网关设计、数据帧格式的转换和 ZigBee 技术的无线组网。风电机组通过本身所安装的传感器把所采集的信息通过 ZigBee 的自组织网，最终传输到 ZigBee - 以太网交换机，经过 ZigBee - 以太网交换机把数据转换后传到以太网，完成一次数据传输，风电场在线监测结构图如图 1。

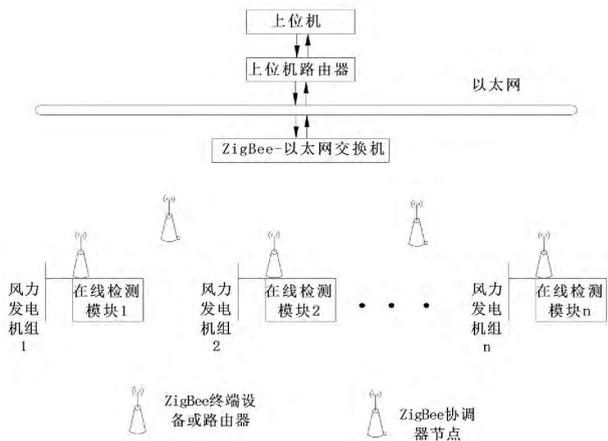


图1 风电场在线监测结构图

#### 1.1 ZigBee 传感网络技术

ZigBee 技术是随着工业自动化对于无线通信和数据传输的需求而产生无线通讯技术，这种技术有短距离、低速率、低功耗、低成本、低复杂度，它工作于无须注册的 2.4 GHz ISM 频段并具有电池寿命长、应用简单、可靠性高及组网能力强等特点。ZigBee 有一套由 IEEE 802.15.4 和 ZigBee 联盟共同制定的完整的协议层结构。

ZigBee 技术的最上层是可由用户自己定义的应用层 (APL)，中间采用由 ZigBee 联盟制定的协议，包括应用支持子层 (APS)、网络层 (NWK)。底层采用 IEEE 802.15.4 标准的物理层 (PHY) 和媒体访问控制层 (MAC) [9]。ZigBee 协议堆栈结构体如图 2。

ZigBee 网络是一个最多可由 65 000 网络节点组成的无线数传网络。每一个 ZigBee 网络节点类似移动网络的一个基站，它们之间可以进行相互通信；每个网络节点间的距离可以从标准的 75 m，到扩展后的几百米，甚至几公里 [10]。

ZigBee 无线通信网络中有两种功能设备、3 种类型节点以及 3 种网络拓扑结构 [11]。ZigBee 无线

传感网络有 3 种设备类型功能节点：协调器 (coordinator)、路由器 (router) 和终端设备 (end device)。ZigBee 网络有星形拓扑 (STAR)、树状拓扑 (cluster)、网状拓扑 (MESH) 3 种网络拓扑结构 (见图 3)。

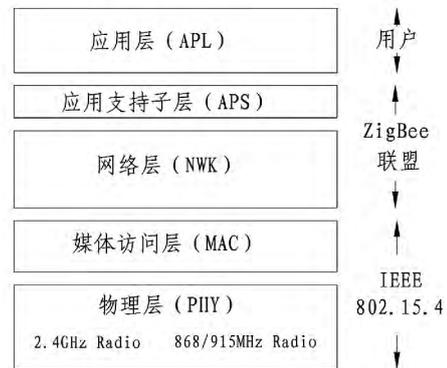


图2 ZigBee 协议栈结构

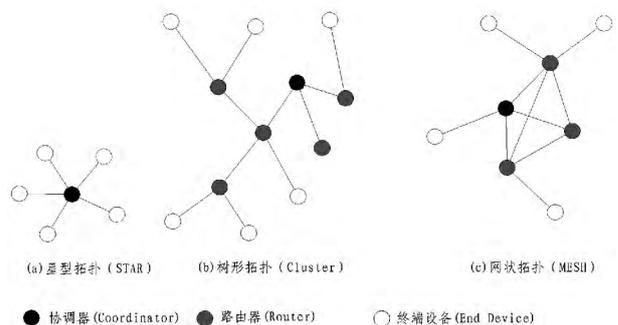


图3 ZigBee 网络拓扑结构图

ZigBee 网络具有很强的自组织功能。在彼此信号覆盖范围内，通过彼此自动寻找，很快就能组建一个相互通信的 ZigBee 网络。如果网络中有节点位置变化或消失，它可以从新寻找网络通讯对象，重新组建一个 ZigBee 网络。如果把它用在风电场在线监测系统中，如果风力发电机组停机检修或者有新的发电机组并入时，ZigBee 通讯网络仍然正常运行。

#### 1.2 以太网技术

以太网技术是当前应用最普遍的局域网技术，它具有应用广泛、共享资源能力强、软硬件资源丰富以及低成本等优点 [12]。近年来通信技术迅速发展，高速以太网的速率已经超过 100 Mb/s，对于监控信息量比较大的风电场在线监测系统，高速以太网保证了信息传输速度和效率。

IEEE 定义了以太网的技术标准，标准中规定了以太网物理层硬件设备之间的电信号选择和媒体介质访问层协议标准。以太网技术传输协议采取通用的 TCP/IP 通信协议，TCP/IP 通常采用 4 层模型：应

用层、传输层、网络层和数据链路层<sup>[13]</sup> (如图4)。应用层的主要功能是应用程序间的沟通;传输层主要是提供应用程序间的通信;网络层主要定义IP地址格式,并提供基本的数据封包传送功能,让每一块数据包都能够到达目的主机(但不检查是否被正确接收);数据链路层负责通过网络发送数据和接收IP报文。

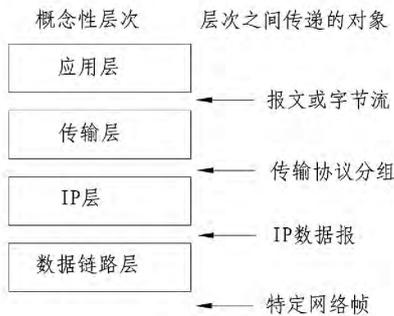


图4 TCP/IP的分层结构图

## 2 信号采集系统

数据采集系统主要由传感器节点、路由节点和协调器节点组成。传感器节点将采集到的风力发电机组监控参数通过路由节点或者直接传送给协调器节点,协调器与传感器节点之间、传感器节点与路由节点之间、协调器与路由器之间以及传感器节点与传感器节点之间都采用 ZigBee 无线网络方式进行通信。在此系统中传感器节点和路由节点可以互换,它们的硬件结构也相同,只是在传输过程中所起的作用不同而已。

### 2.1 传感器节点和协调器节点硬件设计

#### 2.1.1 传感器节点硬件设计

传感器节点主要由传感器模块、ZigBee 无线收发及数据处理模块、CC2591 射频前端、电池管理模块、LCD 模块等组成。CC2430 无线模板是数据收发和处理的核加上前面的模块电路就成为了单个传感终端节点<sup>[10]</sup>。传感器硬件结构如图5。

传感器模块主要任务是采集监视区域的信息并完成数据转换。风力发电机组监控系统需要监控的参数包括:

- 1) 环境参数: 温度、风速、湿度、风向等;
- 2) 机械参数: 发电机转速、偏航速度、形变参数等;
- 3) 状态参数: 报警状态、工作状态、偏航状态等;
- 4) 发电参数: 各相电压、电流、功率、总有功功率、总无功功率、功率因数、发电量、频率等。

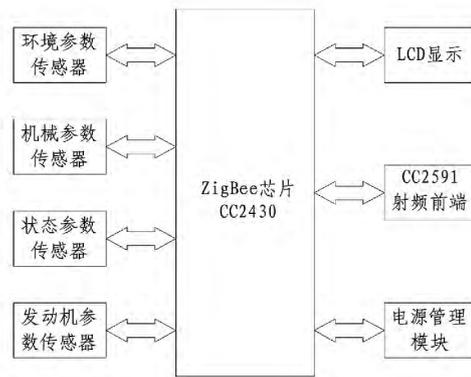


图5 传感器硬件结构

率、总无功功率、功率因数、发电量、频率等。

CC2430 的通讯范围为 100 m 左右,而相邻机组之间机距离一般大于 1 000 m,所以不能满足其实际的需要,为了保证数据能够安全地传输,就必须使节点的收发信号放大,因而加入了 TI 公司的具有高性价比和高性能的 2.4 GHz RF 前端 CC2591,适合低功耗低电压 2.4 GHz 无线应用。CC2591 前端可将输出功率提高 +22 dBm 以及可将接收机灵敏度提高 +6 dBm,从而能够显著增加无线系统的覆盖范围,它可以将 CC2430 的通信范围扩大原来的 15 倍,以此足以满足风电机组之间的通讯。

#### 2.1.2 协调器节点硬件设计

ZigBee 网络协调器节点应具备与电场在线监测系统的新节点建立动态链接的能力,此外 ZigBee 协调器要能确定这些新节点在网络中的职责。为了使 ZigBee 协调器能有效地履行这些任务,它需要较大的本地程序存储器,并具备访问这些存储器的能力。

Freescle 半导体公司的 MCF5208 微处理器能满足 ZigBee 协调器需要,并且它能适应最复杂 ZigBee 系统。基于 MCF5208 的协调器硬件结构如图6。

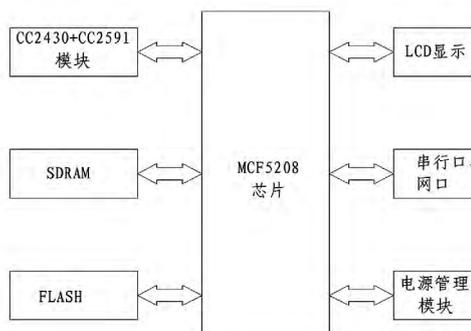


图6 协调器硬件结构

MCF5208 内置的 ColdFireV2 核具有 166 MHz/159 MIPS 的性能,这使它超越用于控制底层 FFD 或

RFD 节点的 8、16 或 32 位 MCU 的性能。MCF5208 还整合了关键构建模块,使设计师更容易实现他们的 ZigBee 解决方案。

### 2.2 传感器节点和协调器节点软件设计

传感器节点主要是采集传感器数据和接受来自协调器的控制数据。当没有数据收发时进入休眠状态,节点功耗降到最低。传感器节点的软件设计流程图如图 7 所示。系统初始化后进行硬件和协议初始化,加载成功后进行协议任务,判断任务后测量传感器数据并发送到协调器,进入休眠状态后再执行下一个任务,若超过规定次数,网络建立失败。

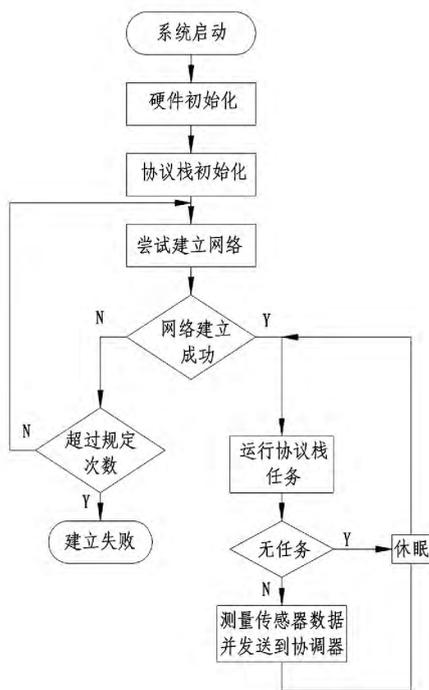


图 7 传感器节点软件流程图

协调器的软件流程图如图 8 所示。系统刚开始初始化,硬件协议初始化后开始建立网络,判断节点是否接入网络,接入网络成功后运行协议任务,接收和发送节点数据。

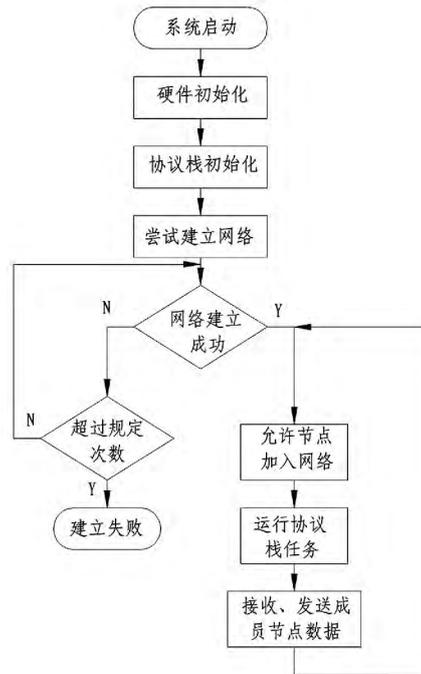


图 8 协调器节点软件流程图

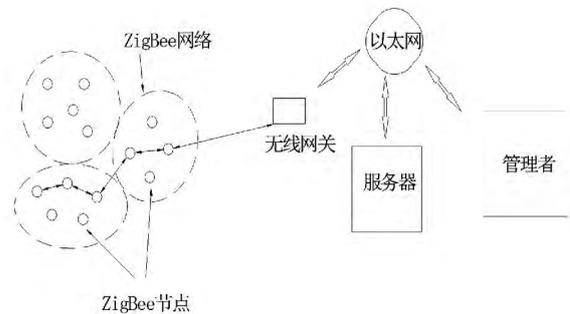


图 9 数据传输网络体系结构

数据传输网络体系结构<sup>[14]</sup>。

在数据传输系统中关键技术就是怎样从 ZigBee 数据包转化为 TCP/IP 数据包,这也是网关的任务,因此下面主要介绍 ZigBee - TCP/IP 的协议转换。

### 3.1 ZigBee 协议与 TCP/IP 协议 IP 地址转换

ZigBee 网络要与 TCP/IP 通信,两者都必须有唯一的 IP 地址和 MAC 地址。ZigBee 网络只有全球唯一的 64 位的 IEEE MAC 地址或者 16 位 ZigBee 网络地址,而没有 ZigBee 网络节点 IP 地址<sup>[14]</sup>。TCP/IP 协议的 ARP 可以实现 IP 地址和数据链路层 MAC 硬件地址之间的转换的标准,可以参考 TCP/IP 的 ARP 实现机制,建立一个 ZigBee 的 MAC 地址到 IP 地址的映射表,给每一个 ZigBee 的节点分配一个虚拟的 IP 地址。这样在通讯过程中就可以根据 ZigBee 节点 MAC 地址和 ZigBee 协议中的虚拟 IP 地址映射关系完成相应地址转换。地址映射表如表 1。

表1 地址映射表

| IP 地址         | 64 位 MAC 地址    | 16 位 ZigBee 网络地址 | 节点标识符 ID |
|---------------|----------------|------------------|----------|
| 128.128.2.202 | 0×000000220001 | 0×1699           | 0×01     |
| ...           | 0×000000220002 | 0×169A           | 0×02     |
| ...           | ...            | ...              | ...      |

### 3.2 ZigBee 协议与 TCP/IP 协议数据格式转换

ZigBee 协议与 TCP/IP 协议数据格式转换工作原理如图 10 所示。下面是由 TCP/IP 协议向 ZigBee 协议转换过程:网络接口的一个发往 ZigBee 网关的 IP 数据包,经过 CP/IP 协议栈的网络层发给传输层 UDP 处理后,再发给网关 ZigBee 路由控制层处理;网关 ZigBee 路由控制层的应用程序经过 ARP 解析后,确定转发给 ZigBee 网络中的某节点网络地址或 MAC 地址,然后按照图 11 生成 ZigBee 数据包,经由 IEEE 802.15.4 物理层将 ZigBee 数据包交至该 ZigBee 节点,如此就完成了从以太网端向 ZigBee 端的协议转换<sup>[15]</sup>。由 ZigBee 端向 Ethernet 端的协议转换与前述过程相反,按照图 5 可以类似地解决。

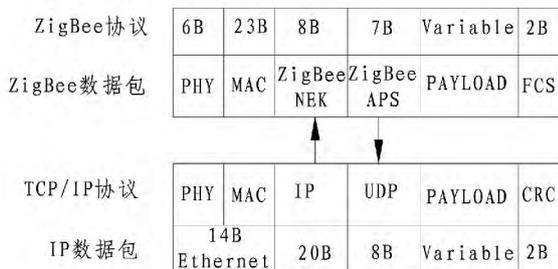


图 10 ZigBee 协议与 TCP/IP 协议转换图

### 3.3 数据的交换及实现

选用成都 Chipcon 公司的 CC2430 作为 ZigBee 网络的芯片和选用台湾 RETLITE K 公司的网卡芯片 RTL8019 为以太网的芯片,所制作的 ZigBee 数据传输模块如图 11,所设计软件的数据包传输流程图,如图 12。

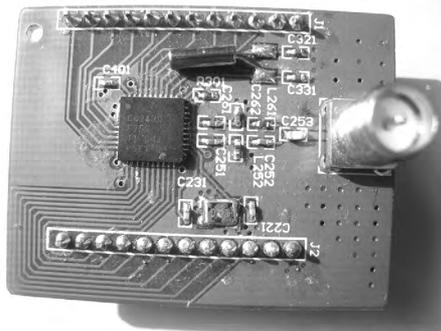


图 11 ZigBee 数据传输模块

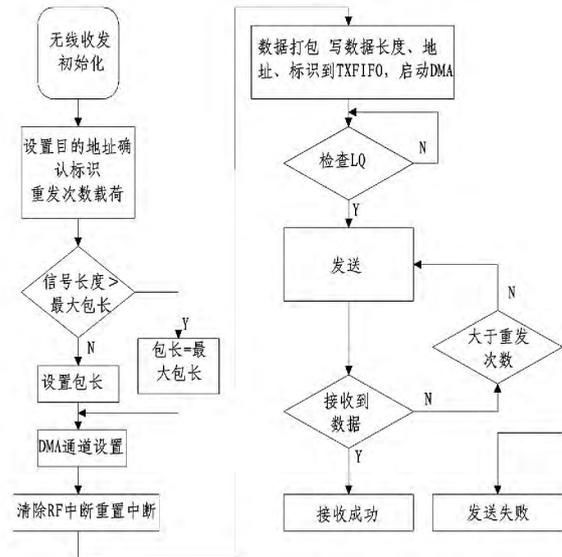


图 12 数据包传送流程图

由于以太网已经成熟且性能很好,所以在此只对 ZigBee 模块到网关之间的通讯性能测试。完成建立简单的星形网络,对数据从节点传输到网关后的精确性等测试,并进一步测试数据经长时间传输的稳定性,其结果为图 13、图 14 所示。测试结果表明此系统传输结果比较精确,在一天的测试中没有出现错误。

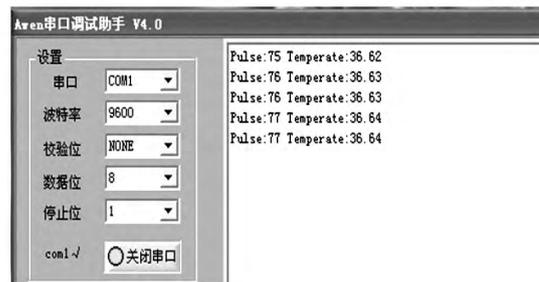


图 13 网关收到的节点传来的数据



图 14 从网关端口传出的数据

## 4 结 语

基于 ZigBee 技术和以太网技术建立了一套风 (下转第 90 页)

(MW) 乘以 3 得出该负荷所对应的大致给水流量。

3) 根据过热度变化及时修正给水流量,避免过热度过高造成水冷壁超温。

4) 根据锅炉燃烧工况如风量、给煤量、床温变化率等参数变化,提前调节给水流量。

5) 当给煤线故障时,根据煤量及床温手动减负荷,减少给水流量维持蒸汽温度。

6) 手动加减负荷时,及时根据汽压变化调整给水泵转速保证上水压差在适合的范围内,避免给水流量波动。

7) 负荷持续下降到 200 MW 左右时,及时转湿态保证锅炉安全。

8) 低负荷时,停运一台给水泵,给水切至旁路调整,保证给水稳定。

9) 调节给水时都要兼顾到过热器减温水的用量,使之保持在一个合适的范围内,不可过多或过少,留有足够的调节余地;同时还要监视好再热汽温度、受热面壁温等,严防超温,汽温也不可过低。

(上接第 10 页)

力发电场在线监测数据采集和传输系统。此系统继承了 ZigBee 网络和以太网网络的共同优点,如低速率、低功耗、低成本、具有自组织能力、低复杂度、共享资源能力强、软硬件资源丰富以及安全性高等等。经验证系统的稳定性比较好。该系统也实用于像海上风力发电场这种数据采集点多、布线复杂的工业在线监控系统。

参考文献

[1] 发改委、能源局和环保部三部. 能源行业加强大气污染防治工作方案[R]. 2014.

[2] 张耀. 基于风电场无线通信的研究[J]. 硅谷, 2010 (19): 28.

[3] 辛卫东, 马志勇, 滕伟, 等. 振动监测技术在风电机组齿轮箱故障诊断中的应用[J]. 中国电力, 2012, 45 (5): 77 - 80.

[4] 高熾. 风机发电机组状态监测与故障诊断系统的软件开发[D]. 保定: 华北电力大学, 2012.

[5] 董昱廷, 王海云, 唐新安. 风电机组状态监测系统现状[J]. 电机与控制运用, 2013, 40(4): 17 - 21.

[6] 北京唐智科技发展有限公司. 风电机组在线故障诊断系统技术方案说明书[G]. 2011.

[7] 周选民, 刘军, 贺训育, 等. 主要动设备监测分析系统

5 结 语

白马 600 MW 机组目前是世界上单机容量最大的 CFB 锅炉,也是国内首次将 CFB 燃烧方式与超临界直流汽水系统相结合的锅炉,给水控制既是重点也是难点。通过采取以上给水控制方法,经过一年多的实践检验,取得了较好的效果,保证了机组安全运行。

参考文献

[1] 吕俊复, 岳光溪, 于龙, 等. 600 MW 超临界循环流化床锅炉[J]. 动力工程, 2007, 27(4): 497 - 501.

[2] 胡昌华, 卢啸风. 600 MW 超临界循环流化床锅炉设备与运行[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012.

[3] 东方锅炉有限公司, 600 MW 超临界循环流化床锅炉结构说明书[R].

作者简介:

邝伟(1973) 高级工程师,从事循环流化床机组调试、运行优化及生产技术管理工作。(收稿日期:2015-04-28)

的应用[J]. 状态监测与分析, 2012, 33(3): 62 - 67.

[8] 孙利民, 魏然. 风力发电机组的无线远程监控系统[C]. 力学与工程应用, 2012: 108 - 111.

[9] 曹付成, 张广明. 基于 ZigBee 的风电测风系统的设计[J]. 可再生能源, 2011, 29(5): 141 - 144.

[10] 梁子伊, 马正华, 瞿新南. 基于 ZigBee 和 GPRS 的风电场远程监控系统研究[J]. 计算机与数字工程, 2010, 38(11): 90 - 96. +

[11] Lei Wang, Xinguo Ming, JingYou. The Steps and Methodology of Identifying Master Data from Business Processes[C]. World Congress on Software Engineering 2009(1): 329 - 333.

[12] 梁小晓, 乐英高. 基于 ZigBee 和以太网的数控机床网络通信系统研究[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2013(3): 53 - 59.

[13] 王建平, 周辰飞, 朱程辉, 等. 一种 ZigBee - TCP/IP 无缝网关模型[J]. 合肥大学学报, 2013, 36(9): 1058 - 1062.

[14] 杨顺, 张毅, 陶康. 基于 ZigBee 和以太网的无线网关设计[J]. 计算机系统应用, 2010, 19(1): 194 - 197.

[15] 朱剑锋, 熊志斌, 尹成国. ZigBee 无线传感网络与 IP 网络的网关设计[J]. 软件, 2011, 32(9): 53 - 55.

(收稿日期:2015-07-27)

# 基于孤岛模式的微电网多逆变器并联运行控制技术

李红<sup>1,2,3,4</sup> 韩杨<sup>1,2,3,4</sup> 沈攀<sup>1,2,3,4</sup>

1. 电子科技大学机电学院电力电子系, 四川 成都 611731;
2. 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044;
3. 电力电子节能技术与装备四川省重点实验室, 四川 成都 610039;
4. 人工智能四川省重点实验室, 四川 自贡 643000)

**摘要:** 分布式电源会对电网电压和电能质量等方面带来许多问题, 集成分布式电源和负荷的微电网技术提供了很好的解决途径。研究了微电网在孤岛运行模式下, 如何平衡微电网内各分布式电源和储能系统的功率输出。建立逆变器并联系统的控制模型, 提出一种适合微电网的 LCL 型逆变器并联的控制策略, 并实现了孤岛模式下微电网的稳定运行。其中分布式电源采用无互联线“功率-电压-电流”三环下垂控制器来实现并联系统间的功率均分。最后, 通过 Matlab/Simulink 仿真验证了并联逆变器在孤岛模式稳定运行的可行性。

**关键词:** 微电网; 并联逆变器; 下垂控制; 孤岛模式; 三环控制

**Abstract:** The distributed generation (DG) brings many problems, such as grid voltage and power quality in distribution network. Microgrid, which is the integration of distributed generation and loads, is regarded as a potential solution to the problems mentioned above. The method of balancing power output of the distributed power and energy storage system in the microgrid is studied. The system control models based on parallel-connected inverters are established. The stable operation in islanded microgrid is achieved, and a control strategy for the parallel-connected inverters for microgrid is proposed. The voltage-current-droop three-loop controller is used in distributed generation units to share the loads among the parallel-connected inverters. Finally, the simulation results show that the proposed control strategy is feasible.

**Key words:** microgrid; parallel inverters; droop control; islanding mode; three-loop control

中图分类号: TM315 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0011-06

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.003

## 0 引言

分布式发电以其能就地消化电力、节省输变电投资和运行费用、减少集中输电的线路损耗、与大电网供电互为补充、减少电网容量、改善电网峰谷性能、提高供电可靠性、能减少对环境的污染等优点受到了广泛关注<sup>[1-3]</sup>。但由于分布式电源的不可控性及随机波动性, 其渗透率的提高对电力系统稳定性造成了负面影响。当电力系统发生故障时, 分布式电源须立刻退出运行, 这使得分布式电源的效益没能得到充分地发挥<sup>[4-6]</sup>。由此, 不少学者提出了微电网的概念, 微电网可以并网运行和脱离主电网孤

立运行。其中, 孤岛模式运行的能力是微电网重要的特点, 孤岛模式的安全稳定运行能给系统提供更高的供电可靠性<sup>[7]</sup>。

研究微电网在孤岛模式的稳定运行颇为重要, 此时逆变器的控制性能将直接影响到负载的供电质量。其常见的控制方法一般可分为 2 类, 第 1 类是有互联线方法, 包括集中控制、主从控制、平均负载分配法等<sup>[8-9]</sup>。这些方法可以达到很好的均流效果, 并减小输出电压总谐波畸变率, 但互联线的存在会限制系统的灵活性和冗余性, 而且会降低微电网系统的可靠性<sup>[10-11]</sup>。第 2 类是无互联线方法, 一般分为谐波注入法和下垂法, 此类方法只依赖于各模块自身的控制量, 具有冗余性和灵活性等特点。谐波注入法由于谐波分量的引入, 使输出电压畸变增大且控制较为复杂。下垂法采用交流电机中的控制思想, 利用有功功率、无功功率和电压的频率、幅值

基金项目: 国家自然科学基金项目(51307015); 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室基金(2007DA10512713405); 电力电子节能技术与装备四川省重点实验室开放课题资助(szj2015-067); 人工智能四川省重点实验室开放基金资助(2015RZJ02); 电子科技大学教育教学改革研究项目资助(2013XJYE1024)

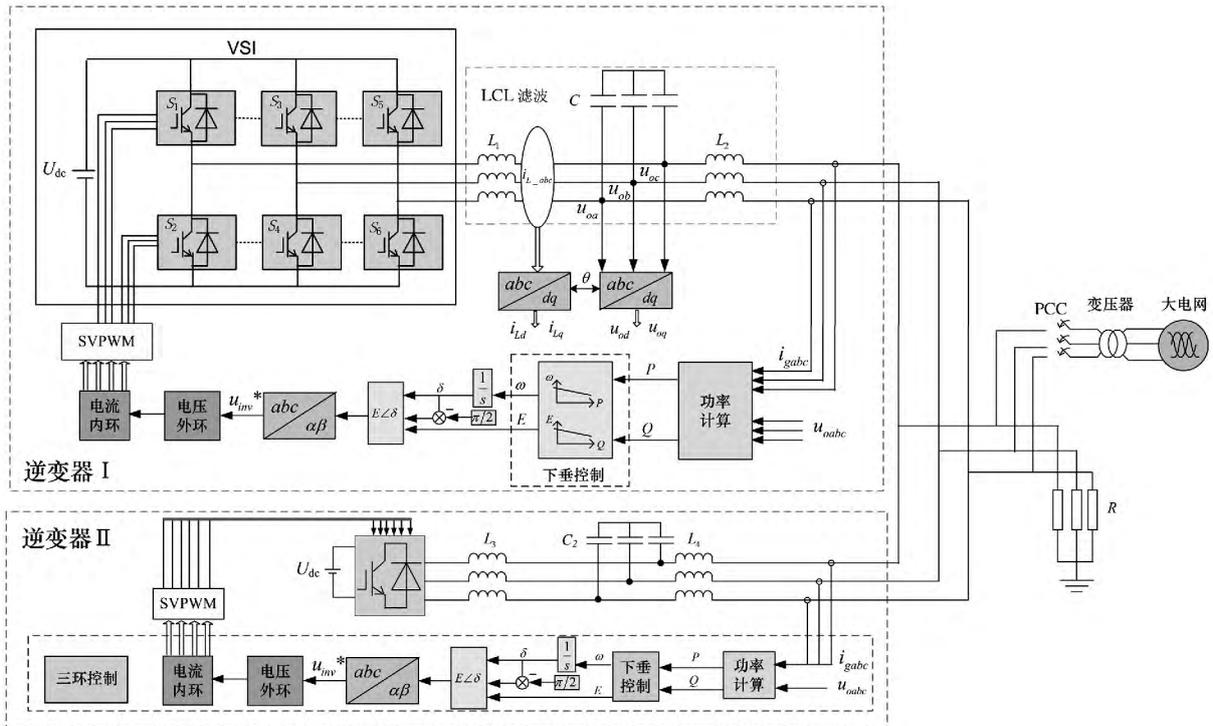


图 1 逆变器并联控制原理

之间的对应关系来调节逆变器输出电压参考值,是真正的高冗余、无互联控制法<sup>[11-13]</sup>。

通过分析孤岛模式下单个分布式电源的控制方法。进一步采用 PQ 下垂控制、电压外环、电流内环的“功率-电压-电流”三环控制来实现孤岛模式下微电网并联的稳定运行。最后,仿真结果验证了以上控制策略的正确性。

## 1 逆变器并联控制

在微电网中,大多数的分布式电源由逆变器并入电网,因此,当微网中有多个逆变器并联时,如何使它们协调运行,成为了微网能否稳定运行的关键所在。以两台逆变器为例,采用下垂特性控制方式实现各并联逆变器之间无互联通信线,可以灵活地热插拔<sup>[14]</sup>。

如图 1 所示为微电网中两台逆变器并联电路控制原理图。为实现微网中逆变器并联的稳定运行,其中分布式电源采用无互联线“功率-电压-电流”三环下垂控制器来实现并联系统间的功率均分,即各台逆变器在  $P-V$  和  $Q-f$  下垂控制下,将输出电压和相位的信息送到各逆变器的电压外环控制中,经过 PI 调节后输出的电流信号作为电流内环

的参考电流,最后将输出的调制信号通过 SVPWM 调制后送到各台分布式电源的门级信号中,使得微网逆变器能达到稳定状态。其中功率计算单元为

$$P = \frac{3}{2}(v_d i_d + v_q i_q + 2v_0 i_0) \quad (1)$$

$$Q = \frac{3}{2}(v_q i_d - v_d i_q) \quad (2)$$

式(1)和式(2)中: $P$ 和 $Q$ 分别为有功功率和无功功率; $v_d$ 、 $v_q$ 、 $v_0$ 、 $i_d$ 、 $i_q$ 、 $i_0$ 分别为电容电压、输出电流在  $dq0$  坐标系下的分量。

$$m = \frac{\omega_0 - \omega_{\min}}{P_{\max} - P_0} \quad (3)$$

$$n = \frac{V_0 - V_{\min}}{Q_{\max} - Q_0} \quad (4)$$

下垂控制系数  $m$ 、 $n$  由式(3)和式(4)可以得到,式中: $\omega_0$ 和 $V_0$ 分别为电网额定角频率和电压幅值; $P_0$ 和 $Q_0$ 为微网逆变器在额定电网电压频率和幅值情况下对应的有功功率和无功功率输出; $P_{\max}$ 为微网逆变器在频率下降时输出的最大有功功率; $\omega_{\min}$ 为微网逆变器输出最大有功功率时允许的最小角频率; $Q_{\max}$ 为微网逆变器达到电压下降最大允许值时输出的无功功率; $V_{\min}$ 为微网逆变器输出最大无功功率时允许的最小电压幅值。

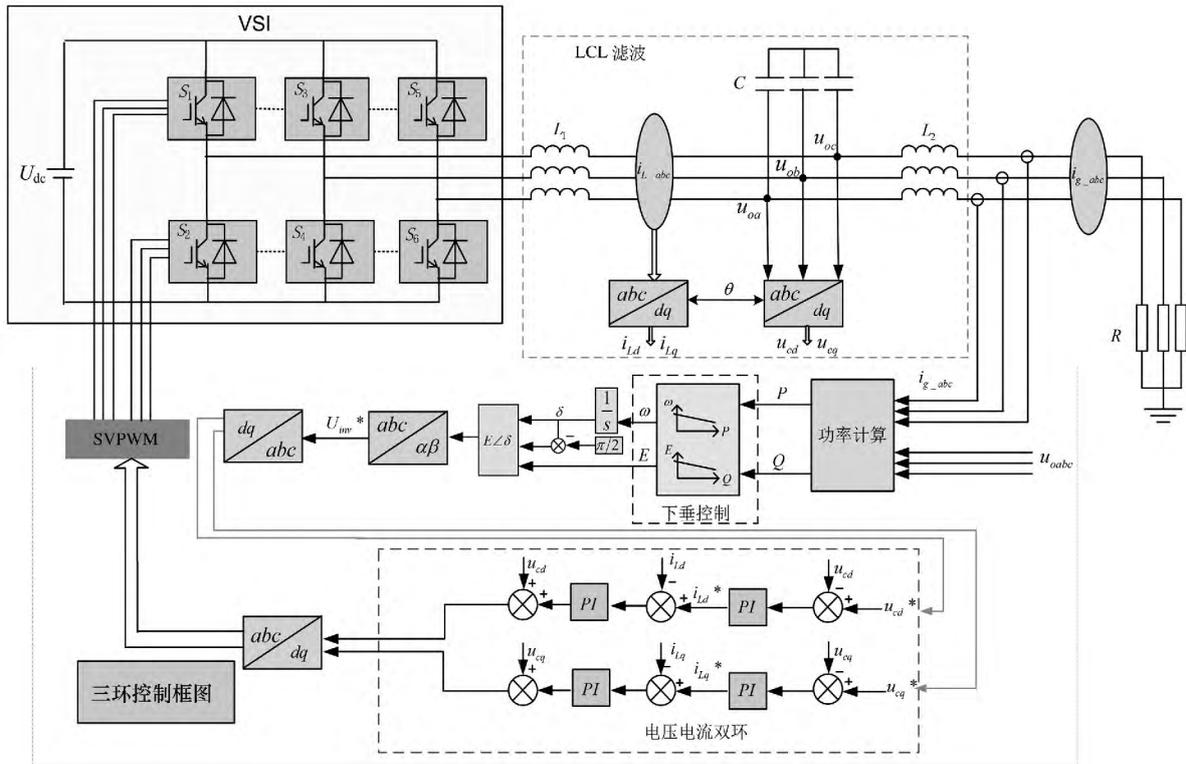


图 2 微电网在孤岛模式下的控制原理

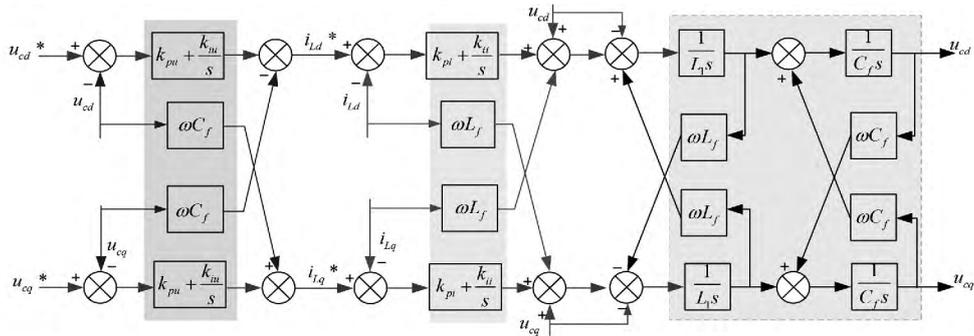


图 3 带解耦的电压电流双环控制系统方框图

## 2 孤岛模式

在大电网发生故障或者出现较大扰动时,静态开关将敏感性负荷所在馈线与大电网断开,使其在孤岛模式下运行。在孤岛运行模式中,微电网需运行在稳定的电压和频率下,继续向网内负荷供电。此时要求微电网的各电源之间相互配合,孤岛运行时微电网的控制策略直接影响供电的可靠性<sup>[9-11]</sup>。

图 2 为微电网孤岛模式控制原理图,从图 2 整体的框图可以看到,通过对电容电压、输出电流进行功率计算,算出的参考电流作为下垂控制的输入信号,通过下垂控制生成的参考电压信号进入电压电流双环控制,最后经过 SVPWM 调制给 IGBT 门极以

驱动信号。微电网在孤岛模式下,不单只脱离电网运行,还会由于负载突变等故障状态出现,仿真中将会对该系列情况进行分析。

## 3 电压电流双环控制策略分析

在多个逆变器并联时,需要将每个逆变器等效为电压源,采用电压外环电流内环控制才能实现逆变器并联稳态运行<sup>[6-10]</sup>。根据图 2 所示的控制框图,对电压电流双环进行进一步分析。

图 3 的控制中,电压选取输出电压、电流选择逆变器侧电流<sup>[8]</sup>。 $k_{pi}$ 、 $k_{iu}$  分别为电压外环 PI 控制器的比例和积分系数; $k_{pi}$ 、 $k_{ii}$  为电流内环 PI 控制器的比例和积分系数。 $u_{cd}^*$ 、 $u_{cq}^*$  分别为电压环 d 轴和 q

轴参考电压。

由于  $d$  轴和  $q$  轴存在耦合,电压电流双环中需要进行解耦,在控制端加入对称相反的耦合量<sup>[16]</sup>。即为图 3 中的  $\omega C_f$  和  $\omega L_f$ 。

$$G_{open} = \frac{G_1 G_2 L_2 s}{L_1 L_2 C s^3 + G_{pL2} L_2 C s^2 + (L_1 + L_2) s + G_{pL2}} \quad (5)$$

$$G_1 = k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s} \quad (6)$$

$$G_2 = k_{p2} + \frac{k_{i2}}{s} \quad (7)$$

式(5)为图 3 所示控制方框图得到系统的开环传递函数。

表 1 电压电流双环控制参数

| 参数           | 数值  | 参数       | 数值      |
|--------------|-----|----------|---------|
| $U_{dc} / V$ | 650 | $k_{pu}$ | 0.257 5 |
| $L_1 / mH$   | 1.8 | $k_{iu}$ | 200     |
| $L_2 / mH$   | 1.8 | $k_{pi}$ | 11      |
| $C / \mu F$  | 25  | $k_{ii}$ | 900     |

通过表 1 所示参数与式(5)所示传递函数,得到图 6 所示波特图。

图 6 表明在电压电流双环控制下,系统的幅值裕度(GM) > 0 dB,相角裕度(PM) > 20 deg。根据自动控制理论,该系统具有很好的稳定性。

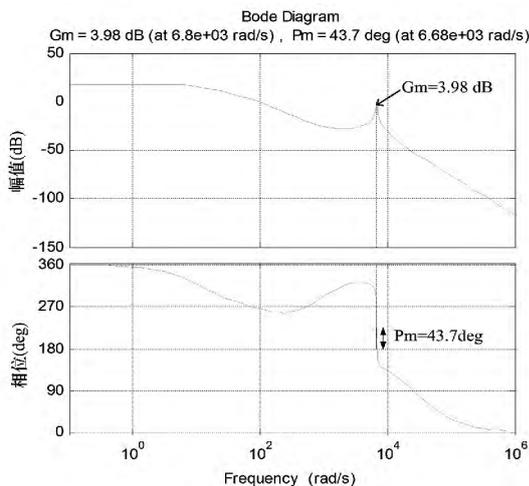


图 4 系统开环波特图

## 4 仿真验证

为了验证所提的控制方法的有效性,在 Matlab/Simulink 仿真平台搭建两台逆变器并联仿真模型。

### 4.1 单个逆变器在孤岛模式下的仿真

表 2 下垂控制参数

| 参数           | 数值  | 参数  | 数值     |
|--------------|-----|-----|--------|
| $R / \Omega$ | 230 | $m$ | $5e-3$ |
| $r / \Omega$ | 0.1 | $n$ | $3e-4$ |

通过表 1 和表 2 所示参数,得到如图 5 所示的单个分布式电源的仿真波形,其中  $R$  为负载电阻,  $r$  为电容串联的电阻阻值,  $m$ 、 $n$  为下垂控制系数。

由图 5 可见,输出电压与电容电压相位保持同步,网侧电流波形与输出电压也始终同步。

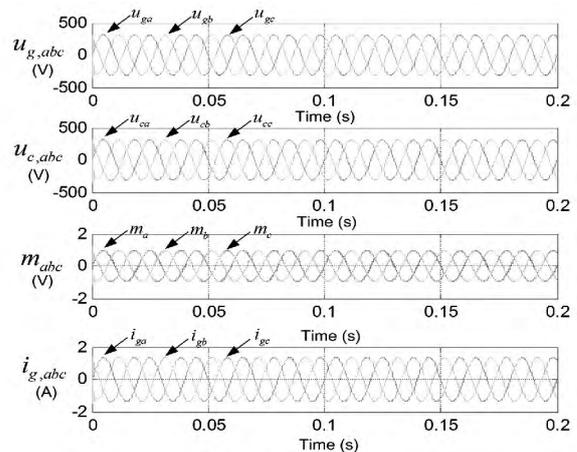


图 5 输出电压、电容电压、调制电压、网侧电流波形

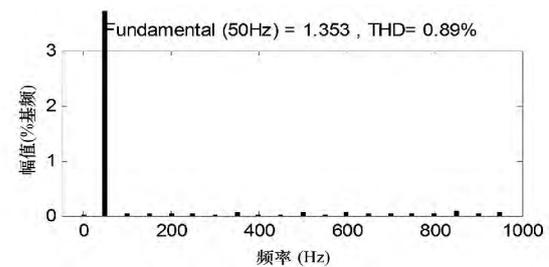


图 6 网侧 A 相电流的 THD

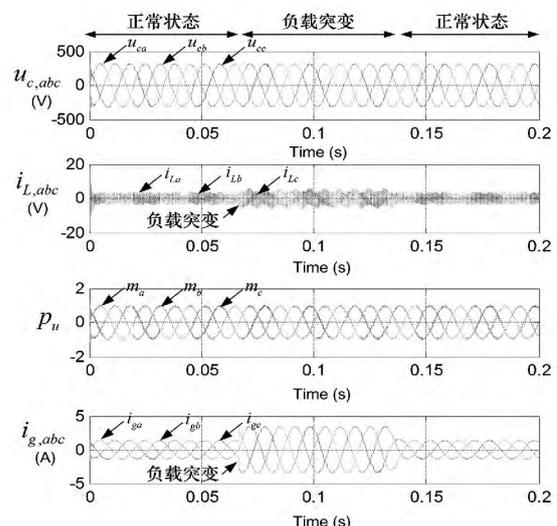


图 7 电容电压、逆变器侧电流、调制电压、网侧电流

从图 6 可知网侧 A 相电流 THD = 0.89% < 5% ,完全符合 IEEE Std. 929 - 2000 电能质量基本要求。

从图 7 可以看出 ,逆变器侧电流纹波比较大 ,但经过 LCL 滤波之后 ,网侧电流(输出电流)纹波很小。对于整个系统 ,在  $t < 0.065$  s 时 ,网侧电压波形稳定;在  $t = 0.065$  s 时 ,对负载进行切换 ,系统能在 0.005 s 内稳定 ,在  $t = 0.135$  s 后系统恢复正常。

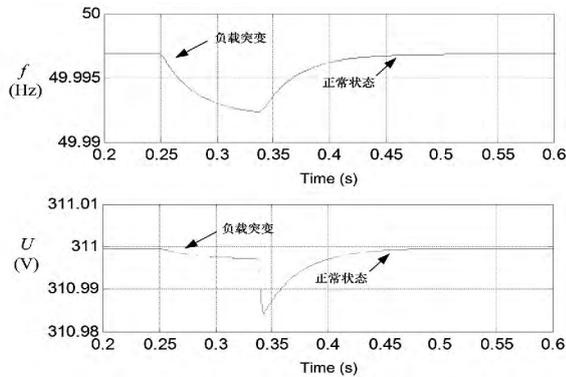


图 8 下垂控制电压调整

图 8 表明在  $t = 0.25$  s 时 ,下垂控制使系统的相位和频率已达稳定 ,但由于此时负载突然加重 ,下垂控制重新调整相位和频率 ,在  $t = 0.33$  s 时电压先达到稳定状态 ,此时将负载恢复正常状态 ,相位和电压逐渐恢复稳定。当  $t = 0.45$  s 时 ,两者又完全恢复到初始稳定值。

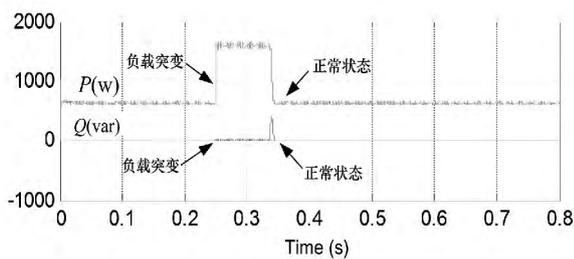


图 9 下垂控制功率调整

图 9 表明下垂控制使得输出的有功功率稳定在 650 W 左右 ,无功功率接近于 0 Var;在负载加重时 ,有功功率瞬间跳变并能快速稳定 ,无功功率仍然保持 0 Var;当负载恢复时 ,由于有功功率的迅速跌落 ,无功功率虽出现短暂的跳变 ,但无功功率和有功功率均能很快稳定在初始状态。

图 5 ~ 图 9 表明微电网在孤岛模式下 ,下垂控制能保证频率和相位的稳定 ,最后再通过电压电流双闭环控制即可实现整个系统的稳定。此外 ,由于下垂控制的无互联性 ,就能顺利实现微电网中多个

分布式电源的并联。

#### 4.2 逆变器并联仿真

表 3 逆变器 2 的控制系统参数

| 参数            | 数值     | 参数        | 数值      |
|---------------|--------|-----------|---------|
| $U_{dc2} / V$ | 650    | $k_{pu2}$ | 0.257 5 |
| $L_3 / mH$    | 1.8    | $k_{iu2}$ | 200     |
| $L_4 / mH$    | 1.8    | $k_{pi2}$ | 11      |
| $C_2 / \mu F$ | 25     | $k_{ii2}$ | 900     |
| $m_2$         | $5e-3$ | $n_2$     | $3e-4$  |

逆变器 1 选择表 1 和表 2 所示参数 ,逆变器 2 参数即为表 3 所示 ,对两台并联逆变器仿真得到如图 10 和图 11 所示的电流波形。此时单台逆变器的输出电流为总输出电流的一半 ,并且逆变器 1 与逆变器 2 的输出电流相位能时刻保持同步 ,表明系统能维持良好的均流效果。

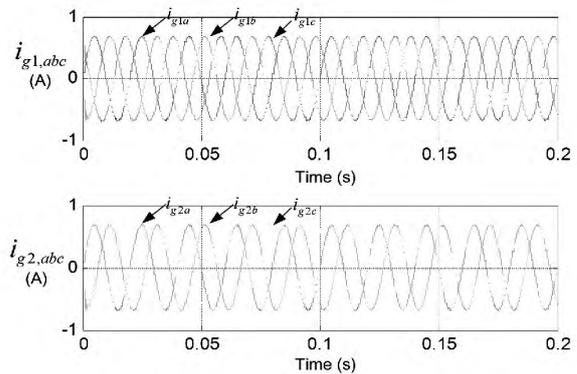


图 10 逆变器 1 电流与逆变器 2 电流波形

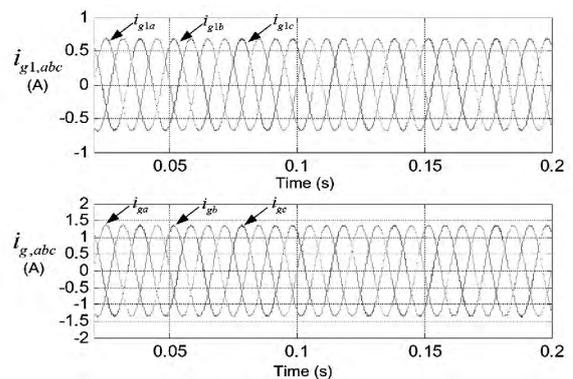


图 11 逆变器 1 电流与总输出电流波形

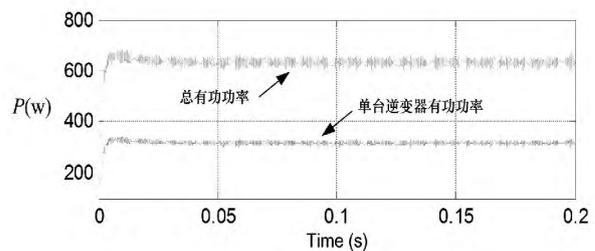


图 12 单个逆变器有功功率与并联逆变器总的有功功率

由图 11 可见,单个逆变器的有功功率为总的有功功率的一半,表明了下垂控制使得微电网中各分布式电源功率得到了均分。从图 10 ~ 图 12 可知,下垂控制可实现各台逆变器良好的并联运行。

## 5 结 论

首先提出微电网中各分布式电源并联的控制方法,接着分析微电网如何保证在孤岛模式下稳定运行。在仿真验证中,对单个分布式电源采用了电压电流双环控制;针对微电网中的孤岛模式,在双环控制下加上  $PQ$  下垂控制,实现了孤岛模式稳定运行;由于下垂控制的无互联与高冗余性,基于孤岛模式控制下顺利的实现了各分布式电源并联的稳定运行。

### 参考文献

[1] 王成山,武震,李鹏. 微电网关键技术研究[J]. 电工技术学报,2014,29(2): 1-8.

[2] 黄伟,孙昶辉,吴子平,等. 含分布式发电系统的微电网技术研究综述[J]. 电网技术,2009,33(9): 14-18.

[3] Guerrero J M, de Vicuna L G, Matas J, et al. A Wireless Controller to Enhance Dynamic Performance of Parallel Inverters in Distributed Generation System [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2004, 19(5): 1205-1213.

[4] Lasseter R H. The Role of Distributed Energy Resources in Future Electric Power Systems [C]. Energy Systems Seminar, University of Wisconsin, 2006.

[5] Begovic M, Pregelj A, Rohatgi A, et al. Impact of Renewable Distributed Generation on Power Systems [C]. Proceedings of the 34th Hawaii International Conference on System Sciences, Hawaii, 2001.

[6] 丁明,张颖媛,茆美琴. 微网研究中的关键技术[J]. 电网技术,2009,33(11): 6-10.

[7] 赵宏伟,吴涛涛. 基于分布式电源的微网技术[J]. 电力系统及其自动化学报,2008,20(1): 121-125.

[8] Guerrero J M, Hang L, Uceda J. Control of Distributed Uninterruptible Power Supply Systems [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2008, 55(8): 2845-

2859.

[9] Holtz J, Lotzkat W, Werner KH. A High-power Multi-transistor-inverter Uninterruptible Power Supply System [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1998, 3(3): 278-285.

[10] Sun X, Lee Y S, Xu D. Modeling, Analysis, and Implementation of Parallel Multi-inverter System with Instantaneous Average-current-sharing Scheme [J]. IEEE Trans. Power Electron, 2003, 18(3): 844-856.

[11] 关雅娟, 郭伟扬, 郭小强. 微电网中三相逆变器孤岛运行控制技术[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(33): 52-55.

[12] Li Y W, Kao C. An Accurate Power Control Strategy for Power Electronics Interfaced Distributed Generation Units Operating in a Low Voltage Multibus Microgrid [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(12): 2977-2988.

[13] 张庆海, 彭楚武, 陈燕东, 等. 一种微电网多逆变器并联运行控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(25): 126-132.

[14] 霍弘宇, 陈伟琪. 基于双电流环控制的并网逆变器设计[J]. 电子设计工程, 2011, 19(13): 131-134.

[15] 鲍陈磊, 阮新波, 王学华, 等. 基于 PI 调节器和电容电流反馈有源阻尼的 LCL 型并网逆变器闭环参数设计[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(25): 133-142.

[16] Quanwei Liu, Yong Tao, Xunhao liu, et al. Voltage Unbalance and Harmonics Compensation for Islanded Microgrid Inverters [J]. IET Power Electronics, 2013, 7(5): 1055-1063.

### 作者简介:

李红(1993), 硕士研究生, 研究方向为柔性直流并网技术、逆变器并网及微电网控制技术、电能质量分析与控制等;

韩杨(1982), 博士, 副教授, 研究方向为新能源与分布式发电、微电网、无功补偿与谐波治理等;

沈攀(1991), 硕士研究生, 研究方向为有源滤波器、电力电子技术在电力系统中的应用、电能质量分析与控制等。

(收稿日期: 2015-07-14)

# 规模化风电接入对系统短路电流的影响分析

周 专<sup>1</sup> 赵志强<sup>2</sup> 王新刚<sup>2</sup> 张增强<sup>1</sup> 宋新甫<sup>1</sup> 关洪浩<sup>1</sup>

(1. 国网新疆电力公司经济技术研究院 新疆 乌鲁木齐 830016;

2. 国网新疆电力公司发展策划部 新疆 乌鲁木齐 830000)

**摘要:** 随着国家政策对环保型、可再生能源利用及能源开发方面的倾斜,以及风电并网技术的不断提高,风电装机规模迅猛增长,对风电开发由分散式开发转化为集中式开发。但规模化风电接入给电网运行带来许多问题,如电压控制、短路电流、设备选型等问题。规模化风电集中接入,将对系统提供一定的短路电流,影响设备选型、升压站中低压侧的运行方式等,从而制约风电的集中开发建设。因此通过对不同风电机组型号(双馈式和直驱式)及不同容量的单个风电机组对系统提供的短路电流分析,根据风电机组短路PMU录波曲线和风电机组模型短路仿真曲线,提出了一种工程计算方法,计算出不同型号和不用容量的风电机组次暂态电抗,进而建立风电场短路电流计算模型,分析一个风电场对系统提供的短路电流。为风电场及风电汇集站的规划设计和设备选型提供了重要的参考依据。

**关键词:** 风电场; 风电机组; 次暂态电抗; 短路电流

**Abstract:** With the inclination of national policy on environmental protection, renewable energy utilization and energy development, and the constant improvement of wind power technology, the installed capacity of wind power grows rapidly, and the development of wind power is changed from the distributed development to the centralized development. But large-scale wind power integration brings many problems to the operation of power grid, such as voltage control, short-circuit current, equipment selection etc. The centralized integration of large-scale wind power will provide a certain short-circuit current, influence the equipment selection and operating mode in mid-voltage side and low-voltage side of booster station, thereby it constrains the concentrated development and construction of wind power. Therefore, through the short-circuit current analysis supplied by a single wind turbine with different wind turbine models (double-fed and direct-drive) and different capacity, an engineering calculation method is proposed based on short-circuit PMU recorded wave curve of wind turbine and short-circuit simulation curve of wind turbine model. It can calculate the subtransient reactance of wind turbines with different models and capacity, thereby the calculation model of short-circuit current for wind farms is established to analyze the short-circuit current supplied by a wind farm to the system. It provides an important reference for the planning, design and equipment selection of wind farms and wind power collecting stations.

**Key words:** wind farm; wind turbine; subtransient reactance; short-circuit current

中图分类号: TM614 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0017-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.004

## 0 引言

近几年,随着国家政策对环保型、可再生能源利用及能源开发方面的倾斜,中国风力发电已进入一个快速发展的时期。随着对风能资源的大力开发,风电场呈现出大规模集中接入开发趋势。新疆地区风能资源丰富,拥有九大风区,截止到目前新疆风电装机容量达到7 243 MW。根据规划后续风电的开发均以集中接入、集中送出方式开发,到“十三五”

基金项目:国家自然科学基金项目(51267017)

末新疆电网风电装机容量将达到41 000 MW。

由于风力发电是利用自然界的风能,将风能转化为动能,再将动能转化为电能的一种发电方式,因此风力发电特性区别于常规机组。规模化风电接入电网将引发一系列问题,如电压控制问题、短路电流问题、继电保护等问题<sup>[1-3]</sup>。以前由于风电呈现分散形式开发,普遍认为风电场对系统提供短路电流可以忽略不计,对风电场的研究主要集中在电压控制、并网后对电能质量以及稳定问题的影响,而对风电场接入系统后短路电流贡献问题研究较少。但是随着风电单机容量以及装机规模越来越大,呈现集

中接入特点,风电场提供的短路电流将不可忽略。规模化风电场提供的短路电流,将影响风电场接入系统方式、设备选型、升压站中低压侧的运行方式等,从而制约风电的集中开发建设。

因此通过对不同风电机组型号(双馈式和直驱式)及不同容量的单个风电机组对系统提供的短路电流分析,根据风电机组短路PMU录波曲线和风电机组模型短路仿真曲线,提出了一种工程计算方法,计算出不同型号和不同容量的风电机组次暂态电抗,进而建立风电场短路电流计算模型,分析一个风电场对系统提供的短路电流。为风电场及风电汇集站的规划设计和设备选型提供了重要的参考依据。

## 1 风电场概况

目前单个风电场装机容量为49.5 MW,但是为了实现风电集中开发送出,多个风电场同时接入同一风电场升压站,一般一个220 kV风电汇集站装机容量为400 MW。因此从装机容量角度来看,一个风电汇集站相当于一座常规电站。因此,随着风电场装机规模越来越大,风电场对系统的短路不可忽视,将影响设备选型、系统运行方式等。

风电场的电气系统是由许多的电气元件、导体连接而成,主要是由风力发电机组、箱式变电站、集电线路和主变压器组成。如图1所示。

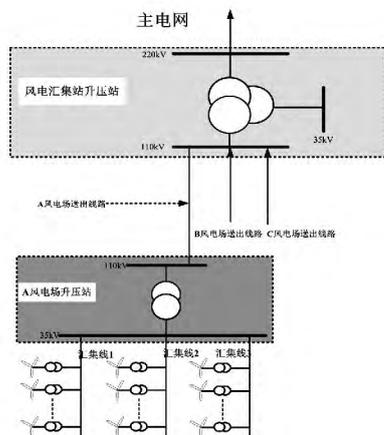


图1 风电场组成

风电场中各电气元件在短路过程中表现出来的电气特性各不相同。在工程实际应用中,短路计算通过对整个电气系统中的组成元件进行合理的等值、简化,在不改变其主要电气特性的前提下,将复杂的电气网络简化成为可供计算的电路模型。以下

将针对风力发电机组、箱式变电站、集电线路和主变压器这4个元件在风电电气系统中的作用和自身特点对它的等值电路模型分别进行讨论<sup>[4-5]</sup>。

### 1) 箱式变电站和主变压器的等值电路模型

箱式变电站和主变压器在系统中的作用和运行方式与火电工程是相同的,因此在风电场等值电路模型中,认为变压器的磁路是不饱和的,铁心的电抗值不随电流大小发生变化,同时忽略励磁电流的影响,将其等效为一个电抗。

### 2) 集电线路的等值电路模型

对于风电场集电线路来说, $R > X/3$ ,即电阻对短路电流影响很大,此时,考虑将集电线路的 $Z = \sqrt{R^2 + X^2}$ 阻抗来代替电抗 $X$ 。

### 3) 单台风电机组的等值电路模型

通过对发电机短路电流分析,影响发电机提供系统短路电流大小与发电机的次暂态电抗有关 $X''_d$ 。普通发电机出口侧短路电流计算公式为

$$I = \frac{1}{X''_d} \times \frac{S_B}{\sqrt{3}U_B} \quad (1)$$

常规同步发电机次暂态电抗值为0.12~0.2之间。

由于风力发电机组通过电力电子元件与电网相连,风电机组的运行特性及其控制模式与火电发电机组是完全不同的。因此,风电机组对系统提供的短路电流不能简单的按常规发电机组同步发电机组处理。

## 2 风电机组短路特性

目前,中国已经投运的风电场中包括3种主要的风力发电机组,包括鼠笼式异步风力发电机组、双馈式异步风力发电机组、直驱式永磁同步风力发电机组。其中鼠笼式异步风力发电机组本身结构和控制简单,目前应用的较少。本次研究分析主要针对双馈异步风力发电机和直驱式永磁同步风力发电机组。

### 2.1 直驱式永磁同步风力发电机组

直驱永磁风电机组系统包括以下几个模块:风轮机、永磁同步发电机、全功率变流器。其结构示意图如图2所示。

直驱式永磁同步风力发电机组通过整流逆变电力电子元件与电网相连,与电网不存在直接电气耦合。电网电压的瞬间降落会导致输出功率的减小,

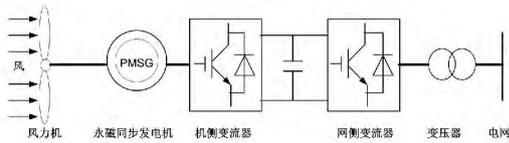


图 2 直驱永磁风电系统结构示意图

而发电机的输出功率瞬时不变,显然功率不匹配将导致直流母线电压上升,这势必会威胁到电力电子器件安全。如采取控制措施稳定直流电压,必然会导致输出到电网的电流增大<sup>[6-8]</sup>。

以风电场的 1.5 MW 风机为例,针对风机出口发生单相、三相短路故障情况短路电流结果如图 3 所示。

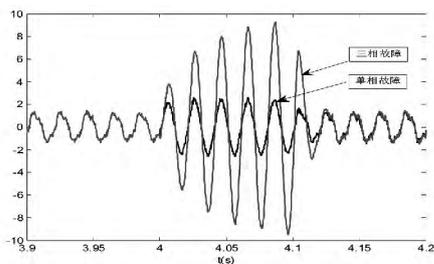


图 3 直驱风机出口短路电流波形

当风机出口发生单项短路故障时,直驱风机能提供持续恒定的短路电流,稳态短路电流大约是额定电流的 1.3~1.4 倍。三相短路故障时,直驱风机的瞬时最大故障电流达到额定电流的 4 倍,向电网提供的短路电流瞬间出现波动,故障期间能提供几乎恒定的故障电流。在两种故障下,直驱风机都能提供几乎恒定的持续短路电流,这是因为直驱风机为永磁体励磁,故障发生后发电机能提供持续的励磁电流,在故障期间电流几乎是恒定的,故障消除后电流恢复正常。

### 2.2 双馈异步风力发电机组

双馈式异步风力发电机组定子直接连接电网。其结构示意图如图 4 所示。

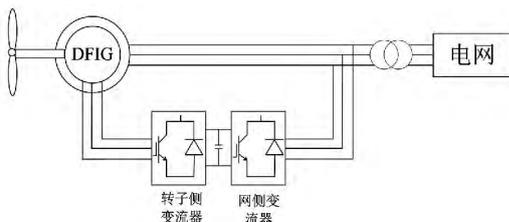


图 4 双馈风电系统结构示意图

双馈式异步风力发电机组定子直接连接电网。这种直接耦合使得电网电压的降落直接反映在电机定子端电压上,导致定子磁链出现直流成分,不对称故障时还会出现负序分量。定子磁链的直流量和负

序分量相对于以较高转速运转的电机转子会形成较大的转差,从而感生出较大的转子电势并产生较大的转子电流,导致转子电路中电压和电流大幅增加<sup>[9]</sup>。

以风电场的 1.5 MW 风机为例,针对风机出口发生单相、三相短路故障情况短路电流结果如图 5 所示。

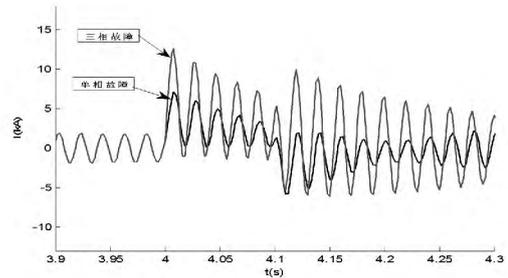


图 5 双馈风机出口短路电流波形

当风机出口发生单相短路时,双馈机组能提供的短路电流呈衰减特性,最大短路电流是额定值的 3.7 倍,0.1 s 后基本与额定电流值相当。三相短路故障时,双馈机组的瞬时最大故障电流达到额定电流的 7 倍,而且故障电流呈衰减特性,在故障结束时,电流出现较大的波动。在两种故障下,双馈风机提供衰减的短路电流,双馈机组在故障开始时电流瞬间达到最大,随着发电机的端电压降低,发电机失去励磁,转子过电流保护启动,将转子及变换器通过外接电阻短路,由于转子电阻增大,风机出口的短路电流急剧减小,所以呈衰减特性。

### 2.3 不同容量风电机组等值次暂态电抗

通过上述单台风电机组短路电流特性分析,根据 PMU 数据以及短路电流仿真计算可以得出风电机组出口侧短路电流。由于风电机组原理与普通的发电机或感应电动机相似,也会存在次暂态电抗,但风电机组结构中还有许多电力电子元件组成,导致次暂态电抗计算复杂。提出一种工程计算方法,即根据公式(1)短路电流计算原理,倒推可以得出单台风电机组等值次暂态电抗。根据大量分析录波数据以及风电机组仿真曲线,一般认为双馈异步风力发电机的短路电流为 3~4 倍负荷电流,直驱式同步发电机的短路电流为 2 倍负荷电流<sup>[10-11]</sup>。表 1 为不同容量和机型的风电机组等值次暂态电抗。

通过表 1 计算得出的单个风电机组等值次暂态电抗,建立风电场详细短路电流计算模型,就可以计算出风电场对系统提供的短路电流计算值。

表1 不同容量和机型的风电机组等值次暂态电抗

|            | 双馈异步发电机 |      |      | 直驱同步发电机 |      |      |
|------------|---------|------|------|---------|------|------|
|            | /MW     |      |      | /MW     |      |      |
|            | 1.5     | 2    | 2.5  | 1.5     | 2    | 2.5  |
| 风机短路电流 /kA | 5.02    | 6.69 | 8.37 | 2.51    | 3.35 | 4.18 |
| 等值次暂态电抗    | 0.20    | 0.15 | 0.12 | 0.40    | 0.30 | 0.24 |

### 3 算例分析

某风电场装机容量为49.5 MW,由33台1.5 MW风力发电机组组成,通过3回汇集线接入风电场升压站35 kV侧,风电场升压站主变压器容量为50 MVA,再通过1回110 kV线路送出线路接入风电汇集站110 kV侧。

风电场35 kV集电线路采用LGJ-185型导线,阻抗 $X=0.395 \Omega/\text{km}$ ,汇集线1上接带10台风机,长度为4.5 km,汇集线2上接带12台风机,长度为5.5 km,汇集3上接带11台风机,长度为5 km。风电场送出线路采用LGJ-240型导线,阻抗 $X=0.378 \Omega/\text{km}$ ,送出线路长度为6 km。风电机组箱变主变压器容量为1.6 MVA,短路电压百分比为6%,风电场升压变压器的短路电压百分比为10.5%,风电场汇集站的短路电压百分比 $U_{12}=13.42\%$ 。

通过短路电流计算,得出各节点短路电流值如表2所示。

表2 风电场对各节点提供的短路电流值

|      | 风电场升压站 |         | 风电汇集站   |         |
|------|--------|---------|---------|---------|
|      | 35 kV侧 | 110 kV侧 | 110 kV侧 | 220 kV侧 |
|      | /kA    | /kA     | /kA     | /kA     |
| 双馈风机 | 0.406  | 0.124   | 0.123   | 0.061   |
| 直驱风机 | 0.291  | 0.09    | 0.09    | 0.044   |

由表2可以看出风电场对系统提供一定的短路电流。一个49.5 MW风电场对接入点110 kV侧提供0.09~0.123个kA,对接入点220 kV侧提供0.044~0.061个kA。同时不同机组型号对系统提供的短路电流也不一样,双馈异步风力发电机提供的短路电流比同步直驱式风力发电机提供的短路电流要大。

### 4 结论

通过对双馈式和直驱式风电机组短路特性分析,得出风电机组对系统提供一定的短路电流。根据风电机组短路PMU录波曲线和风电机组模型短路仿真曲线,得出双馈异步风力发电机的短路电流

为3~4倍负荷电流,直驱式同步发电机的短路电流为2倍负荷电流。根据短路电流计算原理,提出了风电机组等值次暂态电抗的工程计算方法,计算出不同型号和不用容量的风电机组次暂态电抗,进而建立了风电场短路电流计算模型,计算结果表明一个49.5 MW风电场对接入点110 kV侧提供0.09~0.123个kA,对接入点220 kV侧提供0.044~0.061个kA。同时不同机组型号对系统提供的短路电流也不一样,双馈异步风力发电机提供的短路电流比同步直驱式风力发电机提供的短路电流要大。因此随着规模化风电的集中接入,对系统提供的短路电流不可忽略,在规划设计阶段以及电网运行时需要重点关注风电场汇集站短路电流水平。

#### 参考文献

- [1] 吴俊玲.大型风电场并网运行的若干技术问题研究[D].北京:清华大学,2004.
- [2] 田春琴,李琼林,宋晓凯.风电场建模及其对接入电网稳定性的影响分析[J].电力系统保护与控制,2009(19):46-51.
- [3] 张保会,李光辉,王进,等.风电接入电力系统故障电流的影响因素分析及对继电保护的影响[J].电力自动化设备,2012(2):1-8.
- [4] 徐岩,卜凡坤,赵亮,等.风电场联络线短路电流特性的研究[J].电力系统保护与控制,2013,41(13):31-36.
- [5] 马小平,苏宏升,马小军.基于短路容量法的并网风电场短路电流分析[J].科学技术与工程,2013(1):170-174.
- [6] 曹增功,牟宏,王春义,等.风电场短路试验与风电短路特性分析[J].山东电力技术,2015(2):8-14.
- [7] 崔洪远,岳亮,高亮.风力发电机组并网运行短路故障仿真分析[J].上海电力学院学报,2011,27(5):482-484.
- [8] 关宏亮,赵海翔,刘燕华,等.风力发电机组对称短路特性分析[J].电力自动化设备,2008(1):61-64.
- [9] 时芝勇,周剑,张薇,等.2种风电机组对电网三相短路电流的影响[J].陕西电力,2010(10):61-64.
- [10] 栗然,高起山,刘伟.直驱永磁同步风电机组的三相短路故障特性[J].电网技术,2011(10):153-158.
- [11] 马越,陈星莺,余昆,等.不同类型短路故障下双馈风机短路电流分析[J].电力系统及其自动化学报,2014(2):60-65.

作者简介:

周专(1987),硕士,工程师,研究方向为电力系统规划、稳定与控制;

赵志强(1977),硕士,高级工程师,研究方向为电力系统规划;

王新刚(1978),本科,高级工程师,研究方向为电力系统规划;

张增强(1982),硕士,工程师,研究方向为电力系统规划与分析。  
(收稿日期:2015-06-08)

# 典型架空输电线路电磁取能地线的选择

刘益岑<sup>1</sup>, 薛志航<sup>1</sup>, 龚奕宇<sup>1</sup>, 蒋兴良<sup>2</sup>, 谢彦斌<sup>2</sup>, 胡建林<sup>2</sup>

(1. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072; 2. 重庆大学, 重庆 400044)

**摘要:** 地线取能是输电线路在线监测装置较为理想的供电方式, 地线取能设计首先面对的是取能地线的选择。以四川省电力公司所属的某 500 kV 线路为基础, 借助 EMTP-ATP 程序对光纤复合地线(OPGW)和普通地线在取能功率、雷电冲击影响以及工程可行性(主要指安装实施)3 方面的表现进行分析比较。分析表明, OPGW 在取能功率和防雷性能上较优, 但取能装置安装不方便(只宜在光纤接续塔处安装); 普通地线则在取能功率和防雷性能上较差, 但是安装比较方便, 且安装位置不限(几乎可以在线路上任何一基杆塔上安装)。最后以此为基础, 讨论了选择取能地线的基本原则和方法。

**关键词:** 输电线路; 架空地线; 在线取能; 取能功率

**Abstract:** Tap-off power from ground wire is an ideal method for on-line monitoring devices of transmission line. The first step to design tap-off power from ground wire is the selection of ground wire of tap-off power. Based on 500 kV lines of Sichuan Electric Power Company, the performances of optical power ground wire (OPGW) and ordinary ground wire in power, lightning impact and engineering feasibility (the installation and implementation) are compared with EMTP-ATP. The results show that OPGW works better in power and lightning impact, while the installation of power-tapping devices isn't convenient (only available at the connecting point of OPGW), and for the ordinary ground wire, it behaves better in installation basically with no limits of installation (almost available for every tower), while it has worse performance in the other two aspects. Finally, the basic principles and methods to select ground wire of tap-off power are discussed.

**Key words:** transmission line; overhead ground wire; on-line power tapping; tapping power

中图分类号: TM726.3 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0021-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.005

## 0 引言

架空输电线路在线监测装置一般采用架设专用低压线、太阳能电池、小型风力发电机等供电。这些供电方式的主要缺点是经济性很差、输出功率小和装置体积大<sup>[1-2]</sup>。而近期基于相线电流的电磁感应取电<sup>[3-5]</sup>对大多数在线监测装置并不适用。作为一种较为理想的在线供电方式, 地线取能近年已成为在线取能领域的研究热点。

架空地线的能量来自于输电线路周围空间的电磁感应和静电感应<sup>[6-7]</sup>, 如图 1 所示。

图 1 中相线电流在周围空间产生交变电磁场并与“地线-大地”回路交链, 从而在该回路上形成涡旋感应电势, 俗称纵向电势; 静电感应则源于相线中静电荷的库仑电场在地线上形成的对地静电感应电压。

项目名称: 四川电网复杂运行工况下的在线监测装置适应性评估及运维关键技术研究(521997135062)

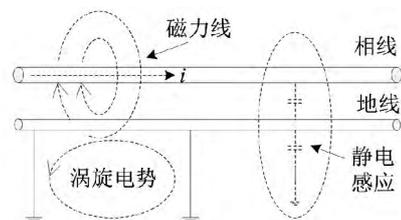


图 1 输电线路架空地线电磁感应现象示意图

典型架空输电线路通常包括两根架空地线, 即分段绝缘的普通地线和逐塔接地的光纤复合地线(OPGW)<sup>[8-11]</sup>。由于两者均接地, 其静电感应电压为 0, 因此不宜采用静电取能方式; 但无论是否接地, 地线总是存在纵向感应电势, 因此, 只讨论基于地线电磁感应的取能方式。

对于典型架空输电线路, 两根地线都可以和大地或者彼此之间形成闭合回路, 换言之从两根地线上都可以实现电磁取能。此外, 取能装置还可以通过电流互感器(TA)以电磁转换的形式从地线取能<sup>[12-13]</sup>, 但这种方法难以获得较大的功率, 除非 TA 的尺寸足够

大,但过大的TA尺寸必然会带来其他风险,因此对此方法不予详细讨论。一般架空地线在线取能设计需要考虑的因素主要有取能功率、取能装置运行可靠性(主要指雷电冲击、接地故障等的影响)以及工程可行性(主要指安装实施);而普通地线和OPGW在这3方面的表现显然是不同的,因此有必要对架空输电线路取能地线的选择进行探讨。

关于典型架空输电线路地线电磁取能的研究,文献[14-15]中研究了基于电磁感应的地线取能方法并介绍了取能电路的初步设计,但并未就取能地线的选择进行探讨。因此,以四川省电力公司所属的某500kV线路为基础,借助EMTP-ATP仿真程序,主要从取能功率、防雷性能、安装工程3方面讨论典型架空输电线路电磁取能地线的选择。

## 1 输电线路介绍

下面以四川电网某500kV线的典型区段为例进行分析。导、地线纵向布置如图2所示。

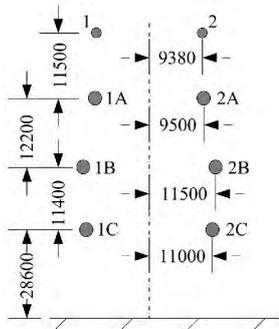


图2 某500kV线路的导、地线纵向布置示意图

图中1为逐塔接地的OPGW(LBGJ-150-40AC,半径为7.875mm,直流电阻为0.2935Ω/km)2为分段绝缘的普通地线(GJ-70,半径为5.5mm,直流电阻为1.7Ω/km)。相线为4×LGJ-630/45,半径为16.8mm,直流电阻为0.0463Ω/km,分裂间距为450mm。土壤电阻率ρ为300Ω·m。档距为390m,杆塔接地电阻均值约为10Ω。分段长度约20档。线路潮流约360MVA。

导线相序安排如图3所示。图中各换位段长度相等。

## 2 地线取能功率计算

取能功率的计算以上述线路为基础,通过

EMTP-ATP程序完成。

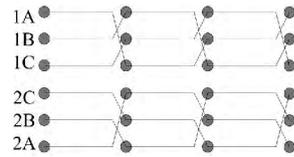
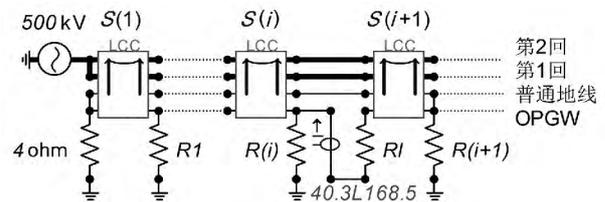


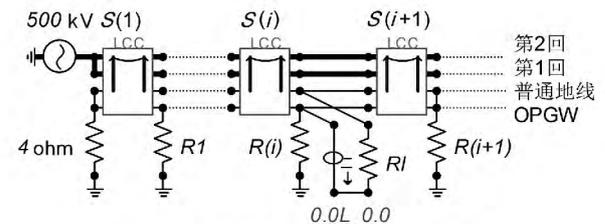
图3 某500kV线路典型区段导线相序安排

通常架空输电线路存在两种比较可行的地线取能回路,一是地线与大地组成的回路,二是地线与地线组成的回路。对于图1所示的同塔双回线路,两回线路左右对称,地线上的纵向感应电势幅值相位基本相同,因此可行的地线取能回路是地线与大地组成的回路。对于普通地线,将普通地线的地线绝缘子通过取能元件(记为 $R_i$ )并联形成接地点,再结合普通地线上已有接地点,就可以形成“地线-大地”取能回路;对于OPGW,由于本身已逐塔接地,所以任一段地线均可和大地组成闭合回路。

仿真计算示意图分别如图4所示。



a) OPGW地线取能回路仿真示意图



b) 普通地线取能回路仿真示意图

图4 地线取能回路示意图

图1中 $S(1)$ 、 $S(i)$ 、 $S(i+1)$ 是LCC模块号, $R(1)$ 、 $R(i)$ 、 $R(i+1)$ 分别是1号、 $i$ 号、 $(i+1)$ 号杆塔的接地电阻,普通地线在 $(i+1)$ 号杆塔接地。a)和b)中的取能回路为 $R(i) \rightarrow R_i \rightarrow S(i+1) \rightarrow R(i+1) \rightarrow \text{大地} \rightarrow R(i)$ ,所不同的是前者的 $R_i$ 位于OPGW上,后者则位于普通地线上。

分别令 $R_i$ 为1Ω、5Ω、10Ω、20Ω、50Ω,OPGW和普通地线的取能功率计算结果如表1所示。

表1中取能功率单位(W/100A)是将相线电流换算为100A时的结果,换算关系是将100除以相电流再取平方,然后将换算结果乘以实际

取能功率。

表1 地线取能功率计算结果

|      |     | $I / (W \cdot 100 A^{-1})$ |      |     |     |      |
|------|-----|----------------------------|------|-----|-----|------|
| 地线   |     | $R_1 / \Omega$             |      |     |     |      |
|      |     | 1                          | 5    | 10  | 20  | 50   |
| OPGW | 1档  | 4.5                        | 9.2  | 7.8 | 5.6 | 2.6  |
| 普通   | 1档  | 0.55                       | 0.35 | 0.2 | 0.1 | 0.03 |
| 地线   | 10档 | 1.7                        | 5.2  | 6.3 | 5.6 | 3.5  |

由表1可知:

1) OPGW地线取能功率比较大,不仅可以满足个别在线监测设备的用电需求,潮流较大时甚至可能满足输电线路在线通信的组网用电需求。

2) 普通地线的取能功率则相对很小,即使取能回路扩大10倍,其取能功率依然小于前者。可见,这种方式较适用于个别监测设备的供电。

3) 取能功率随 $R_1$ 的变化而变化,存在最大值。

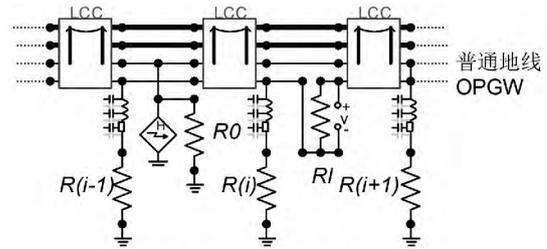
进一步仿真分析表明,取能位置、线路档距及杆塔接地电阻分布的变化对上述分析结论影响不大。但换相的影响较大,对于OPGW取能,距换相点最近时降低幅度可达70%左右,对于普通地线取能,反而有所增大,增幅可达50%以上,但功率值依然小于前者。

可见,从取能功率的角度来看,选择OPGW作为取能地线比较合理。

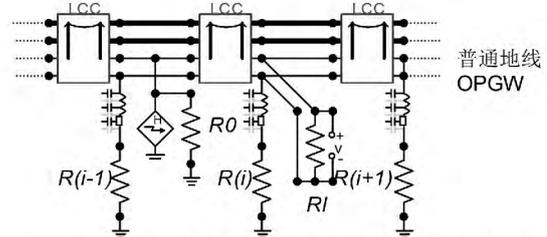
### 3 雷电冲击的影响

通过EMTP-ATP程序分析。杆塔模型用单波阻抗模型表示,波阻取 $150 \Omega$ 。雷电波采用Heilder模型,波前和波长分别设为 $4 \times 10^{-6} s$ 和 $5 \times 10^{-5} s$ ,雷电通道波阻取 $300 \Omega$ 。设 $(i+1)$ 号杆塔为普通地线已有接地点,取能元件 $R_1$ 位于第 $i$ 号杆塔的地线上并取其阻值为 $10 \Omega$ (由表1可知,此时取能功率较大),雷击位置为普通地线并取雷电流峰值为 $10 kA$ 。此外,由表1可知,普通地线上的取能功率较小,一般来说需要多个档距组成取能回路方可取得较大的功率,此时雷击普通地线时落点既可能在取能环路内也可能在环路外。对于OPGW取能则不存在这种情况。设雷击位置在环路外时取能回路只含1个档距,环路内时含5个档距,则可得雷电冲击仿真截图如图5所示。

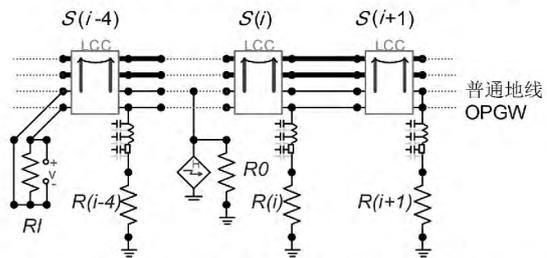
仿真结果如表2所示。



a) OPGW取能时的雷电冲击仿真截图



b) 普通地线取能时的雷电冲击仿真截图(环外)



c) 普通地线取能时的雷电冲击仿真截图(环内)

图5 架空地线取能装置的雷电冲击仿真截图

表2  $R_1$ 所受雷电冲击电压

| 雷击杆塔号 | $(i-4) / kV$ | $(i-3) / kV$ | $(i-2) / kV$ | $(i-1) / kV$ |
|-------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| a     | 16.3         | 17.5         | 18.3         | 19.4         |
| b     | 56           | 58           | 57.4         | 65           |
| c     | 69.1         | 53.2         | 42.5         | 36.9         |

表2中a、b、c分别表示图5中a)、b)、c)3种情况对应的冲击电压。

由表2可知,取能地线为OPGW时所受雷电冲击电压比普通地线低很多,因此,就防雷的角度而言,选择OPGW作为取能地线比较合理。

值得一提的是,上述仿真结果是最严重雷击情形下的结果,比如雷击落点为OPGW时所受冲击电压一般不超过 $2 kV$ ,但结果并不影响上述结论。

### 4 工程可行性

这里的工程可行性主要是指取能装置的安装实施,因为地线属于输电线路的一次回路,安装取能装置是否可行以及安装工程对电网运行的影响,都是必须考虑的。

由图4可知,普通地线取能时, $R_1$ 需通过普通地线连接在铁塔上,实际上只须和地线绝缘子并联即可;OPGW取能时,OPGW须先从杆塔上断开形成一个接口 $R_1$ 才可以串接在该地线上。这种方式的安装工程只宜在光纤续接杆塔上进行,在其他耐张塔上则需要割断地线铠甲层,工程量很大。可见,就安装工程的角度而言,选择普通地线作为取能地线显然更加合理。

## 5 讨论

综上所述,OPGW在取能功率和防雷性能上较优,但取能装置的安装不方便,只宜在光纤续接塔处安装;普通地线虽然在前两个指标上不占优势,但是安装比较方便,而且安装位置不限(几乎可以在线路上任何一基杆塔上安装):可见,作为取能地线,无论哪一根地线都不对另一根地线具有完全的优势,具体选择应结合实际情况进行判断。

对于功率需求很大的场合(如在输电线上进行在线通信组网,或某些功率很大的监控设备),宜采用OPGW作为取能地线。如果采用地线,虽然可以通过增加取能回路的档距数来增加取能功率,但此时地线损耗必然增加,尤其是对于水平排列的单回线路(此时地线上存在环流损耗)。

对于雷电活动频繁的地区,也宜采用OPGW作为取能地线,因为即使取能装置无论采用什么防雷措施,其保护效果总是有限的,频繁的雷电冲击必然影响取能装置的安全运行。

对于功率要求较小,且用电设备位于非耐张杆塔的情况,则宜采用普通地线作为取能地线。

值得一提的是,鉴于TA取能方式安装方便(直接将TA套在地线上即可)以及抗雷电冲击(TA与地线只有磁的联系)的优点,地线电流足够大且在线监测装置所需功率不太大时应该优先考虑这种方式,此时只能选择OPGW作为取能地线,因为普通地线上只有极小的静电感应电流。

## 6 结语

1) 针对典型架空输电线路的地线取能地线的选择,借助EMTP-ATP程序对OPGW和普通地线在取能功率、雷电冲击影响以及工程可行性(主要

指安装实施)3方面的表现做了分析比较,并以此为基础讨论了选择取能地线的方法。

2) 分析表明,OPGW在取能功率和防雷性能上较优,但取能装置的安装不方便(只宜在光纤续接塔处安装);普通地线虽然在取能功率和防雷性能上较差,但是安装比较方便,而且安装位置不限(几乎可以在线路上任何一基杆塔上安装)。

3) 地线电流足够大且用电设备功率需求不大时应该优先考虑通过TA在OPGW上取能的方式。

4) 虽以同塔双回线路为例进行分析,但结论同样适用于水平排列的单回线路。

### 参考文献

- [1] 熊兰,何友忠,宋道军,等. 输变电线路在线监测设备供电电源的设计[J]. 高电压技术, 2010, 36(9): 2252-2257.
- [2] Vasquez - Arnez R L, Masuda M, Jardini J A, et al. Tap-off Power from a Transmission Line Shield Wires to Feed Small Loads [C]. IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America 2010: 116-121.
- [3] 李维峰,付兴伟,白玉成,等. 输电线路感应取电电源装置的研究与开发[J]. 武汉大学学报(工学版), 2011, 44(4): 516-520.
- [4] 李先志,杜林,陈伟根,等. 输电线路状态监测系统取能电源的设计新原理[J]. 电力系统自动化, 2008, 32(1): 76-80.
- [5] Peungsungwal S., Pungsiri B., Chamnongthai K., et al. Autonomous Robot for a Power Transmission Line Inspection [J]. Proc. IEEE Int. Symp. Circuits Syst., 2001 (3): 121-124.
- [6] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册(第二版) [M]. 北京: 中国电力出版社, 2003: 156-161.
- [7] Horton R., Halpin M., Wallace K.. Induced Voltage in Parallel Transmission Lines Caused by Electric Field Induction [C]. Proc. 11<sup>th</sup> Int. Conf. Transm. Distrib. Construct., Oper., Live-Line Maint., Albuquerque, NM, 2006: 1-7.
- [8] 胡毅,刘凯. 输电线路OPGW接地方式的分析研究[J]. 高电压技术, 2008, 34(9): 143-151.
- [9] 吴田,胡毅,刘凯,等. 复合光纤架空地线在不同接地方式下的放电路径选择特性[J]. 高电压技术, 2012, 38(4): 878-884.

(下转第42页)

### 5 结 论

提出一种短路期间不平衡功率的计算方法。该方法基于叠加定理,认为故障中的电网电压由正常运行中的系统电压 和一个位于短路点、大小相位与事故前电压相同但极性相反的电源产生的电压叠加而成。计算得到机端电压后可计算出发电机不平衡功率,根据该不平衡功率可初步确定切机控制敏感点。最后在 IEEE 10 机 39 节点仿真模型上验证了该方法的正确性和有效性。

#### 参考文献

[1] 薛禹胜,毛雪雁. 用 EEAC 法实现快关和切机[J]. 电力系统自动化,1993,17(12): 14-21.

[2] Stanton S E, Dykas W P. Analysis of a Local Transient Control Action by Partial Energy Functions [J]. Power Systems, IEEE Transactions on, 1989, 4(3): 996-1002.

[3] Stanton S E, Slivinsky C, Martin K, et al. Application of Phasor Measurements and Partial Energy Analysis in Stabilizing Large Disturbances [J]. Power Systems, IEEE Transactions on, 1995, 10(1): 297-306.

[4] 任伟,房大中,陈家荣,等. 基于最优控制原理的电力系统紧急控制及应用[J]. 电网技术,2009,33(2): 8-13.

[5] 李函,吴京涛.  $\Delta P$  积分作为暂稳控制切机启动判据的研究[J]. 清华大学学报(自然科学版),1997,37(7): 93-96.

[6] 闵勇,李函,林姿峰. 转子绝对动能增量及其在失稳模式判别中的应用[J]. 清华大学学报:自然科学版,

2003,43(9): 1161-1164.

[7] 闵勇,李函,林姿峰. 基于绝对动能增量的扩展 0-1 规划在线准实时决策算法[J]. 中国电机工程学报,2003,23(3): 5-9.

[8] 西安交通大学,清华大学,浙江大学等合编. 电力系统计算[M]. 北京:水利电力出版社,1978.

[9] 方勇杰,范文涛,陈永红,等. 在线预决策的暂态稳定控制系统[J]. 电力系统自动化,1999,23(1): 8-11.

[10] 朱江川,薛禹胜. 关于孤立稳定域的一个实例[J]. 电力系统自动化,1997,21(2): 27-31.

[11] 檀斌,薛禹胜. 多机系统混沌现象的研究[J]. 电力系统自动化,2001,25(2): 3-8.

[12] 郭琦,赵晋泉,张伯明. 基于 OMIB 的孤立稳定现象研究[J]. 电力系统自动化,2005,29(19): 14-18.

[13] 方勇杰. 用紧急控制降低由输电断面开断引发系统崩溃的风险对印度大停电事故的思考[J]. 电力系统自动化,2013,37(4): 1-5.

[14] 汤涌,卜广全,易俊. 印度“7.30”、“7.31”大停电事故分析及启示[J]. 中国电机工程学报,2012,32(25): 167-174.

[15] 李碧君,许剑冰,徐泰山,等. 大电网安全稳定综合协调防御的工程应用[J]. 电力系统自动化,2008,32(25): 25-30.

#### 作者简介:

刘莹(1985),工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

刘晓宇(1986),助理工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

余婧峰(1988),助理工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

张国芳(1985),工程师,主要研究方向为电力调度自动化。  
(收稿日期:2015-07-13)

(上接第24页)

[10] 文明浩,陈德树,吴伯华,等. 绝缘地线间隙放电对距离保护影响的研究[J]. 继电器,2000,29(10): 25-27.

[11] 李本良,袁兆祥,惠旭,等. 降低高压交流输电线路地线损耗的运行方式[J]. 电网技术,2011,35(3): 98-102.

[12] 毋金涛,盛戈睦,曾奕,等. 输电线路在线监测装置供电电源的设计[J]. 电工技术,2009,35(2): 33-35.

[13] 刘亚东,盛戈睦,王又佳,等. 基于功率控制法的电流互感器取电电源设计[J]. 电力系统自动化,2010,34(3): 70-74.

[14] Yamaguchi T, Takano S, Naganuma O, et al. Development of Power Supply System for Obstruction Lights Exploiting Induced Current Which Flows Through Overhead Ground Wires [C]. Transmission and Distribution Conference and Exposition 2002: Asia Pacific IEEE/PES, 2002: 2176-2180.

[15] R. L. Vasquez-Arnez, M. Masuda, J. A. Jardini, et al. Tap-off Power from the Overhead Shield Wires of an HV Transmission Line [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(2): 986-992.

(收稿日期:2015-04-22)

# 长距离直流输电线路短路/接地故障定位方法研究

毛源<sup>1</sup> 李巍巍<sup>2</sup> 史强<sup>3</sup> 吴驰<sup>2</sup> 吴天宝<sup>2</sup>

(1. 国网四川省电力公司技能培训中心, 四川 成都 611133;

2. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072;

3. 国网四川省电力公司计量中心, 四川 成都 610045)

**摘要:** 高压直流输电技术在电力系统中得到了越来越多的关注和应用,并逐步成为跨区输电的重要骨干网架。对长距离直流输电线路典型短路/接地故障进行分析研究,提出故障的识别及定位方法。采用兆欧表对故障类型进行定性,针对不同类型故障分别采用不同接线方法对故障位置进行估算,利用挂接地线配合估算的故障位置判断短路/接地故障点的相对位置,在故障标段内采用分段摇绝缘快速判断线路故障点。该定位方法在±800 kV 宾金直流输电线路短路/接地故障定位排查中发挥了高效的作用。

**关键词:** 直流输电线路; 短路/接地故障; 故障定位

**Abstract:** High-voltage direct current (HVDC) transmission technology has got more and more attention and application in power system, and gradually becomes an important backbone of interregional transmission grids. The typical short-circuit/grounding faults of long-distance HVDC transmission line are investigated, and fault recognition and location methods are put forward. Megger is used to qualitatively analyze the fault types. The locations of different type fault are estimated according to different wiring methods. Based on the estimated value of fault location, the relative fault location is judged by hanging ground line, and the precise fault location is obtained by sectional measure insulation. The location method is successfully used in ±800 kV Bin-Jin DC transmission line for positioning faults.

**Key words:** HVDC transmission line; short-circuit/grounding fault; fault location

中图分类号: TM721.1 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0025-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.006

## 0 引言

直流架空输电线路只需要两根,且无集肤效应导线截面利用率高,线路造价低并节约输电走廊<sup>[1]</sup>;直流输电电阻损耗、电晕损耗和无线电干扰都比交流输电小,且不存在无功损耗,年电能损耗小,电能传输经济性高<sup>[2-3]</sup>;同时直流输电线路送电距离远且有利于联网<sup>[4]</sup>。为应对中国能源基地远离负荷密集区的现状,高压直流输电技术在电力系统中得到了越来越多的应用,并逐步成为跨区输电的重要骨干网架<sup>[5-7]</sup>。

电力线路架设施工过程中,为确保施工人员人身安全,避免相邻线路感应电压的影响,需就近挂接地线将线路接地。线路施工完成后,需将接地线逐一拆除为输电线路参数测试及投运做好准备<sup>[8]</sup>。然而在实际工作中常出现线路上留存短路/接地故障的情况,使得后续工作无法正常开展。由于直流

输电线路输送距离长,线路途径地区地理条件恶劣、气象环境复杂,高压直流线路架设高度高,给故障查找工作带来很大困难<sup>[9-10]</sup>。

这里主要研究长距离直流输电线路典型短路/接地故障,提出故障的识别方法及定位方法。通过兆欧表对故障类型进行初步定性,对于不同类型故障分别采用不同的接线方法对故障位置进行估算,利用挂接地线配合初始测量值判断接地故障点的相对位置,在故障区段内采用分段摇绝缘可以判断线路接地故障点所在标段。同时在宜宾换流站和金华换流站对±800 kV 宾金直流输电线路短路/接地故障点进行双向快速准确地定位排查,验证了所提方法的有效性。

## 1 长距离直流输电线路故障点定位原理

直流输电线路短路/接地故障可以分为3种类型,即单线接地、双线短路、双线短路接地,如图1

所示。直流输电线路与架空地线无电磁感,因此直流输电线路架空地线设计时每基塔均通过接地引下线与接地装置相连,若导线与架空地线或杆塔相连,则认为其接地。

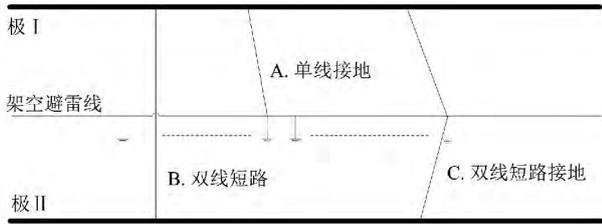


图1 直流线路短路/接地点示意图

短路/接地点的存在主要是由于施工单位在工作完毕后未拆除人工短接线所致。线路施工结束后人工查找短路/接地点非常困难,并且短路/接地点查找过程中需要耗费大量的人力、物力和时间,往往会导致直流线路参数测试时间的延误甚至是线路投运时间的推迟。线路参数测量及投运时若存在短路/接地故障,加压后会引发安全隐患,因此快速对长距离直流输电线路进行短路/接地故障点定位至关重要<sup>[5-6]</sup>。

### 1.1 线路短接/接地故障类型初判

开展线路参数试验之前,首先确认对侧端直流极线隔离开关的线路侧接地开关处于分闸位置,拉开试验端直流极线隔离开关的线路侧接地开关。采用直流电阻仪对极 I、极 II 分别测试其对地和极间电阻。图 2 给出长距离直流输电线路故障类型判断简单逻辑,可以看出,若测得极 I、极 II 对地和极间均为开路,则说明直流输电线路无短路/接地故障;若测得某一极线路存在对地电阻值,则该极线路存在接地故障;若两极之间存在电阻值,则可能存在双极线路短路故障,需要进一步校核。

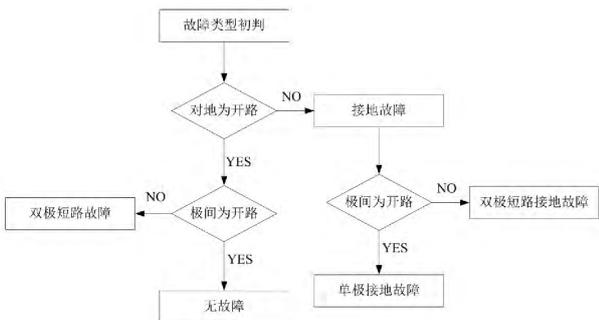


图2 输电线路短路/接地故障类型判断简单逻辑

### 1.2 故障位置估算

由于直流线路跨度大,长度可达数千公里,沿途气候及地理条件各异,给线路参数测量及估算带来一定

的影响。为了方便短路/接地点计算,实现初步对故障点估算,现将估算过程中的一些参量做如下假设:

- 1) 假设杆塔接地电阻均相等;
- 2) 假设地电阻分布均匀;
- 3) 假设输电线路沿线气温分布均匀;
- 4) 假设正负两极线路参数均一致。

#### 1.2.1 单线接地

对于单线接地故障点,假设极 I 线路存在单线接地故障,极 II 线路正常,无极间短路故障,可在线路测试端对侧开路时用直流电阻仪在测试端对极 I 施加直流电压,如图 3 所示。极 I 测试端加直流电压测得的电阻为

$$R_1 = R_n + R_y + R_1 + R_d + R_C + R_C \approx R_y + R_1$$

式中:  $R_1$  为极 I 测试端到单线接地故障点的线路电阻;  $R_n$  为直流电阻测试仪内阻,  $R_n$  值极小,一般不予考虑;  $R_d$  为杆塔接地电阻;  $R_d$  为多基杆塔接地电阻并联值,其数值大小一般远小于线路电阻;  $R_y$  为测量端引下线电阻,可以由直流电阻仪直接测得;  $R_C$  为地电阻;  $R_C$  为接触电阻。

则对单线接地故障点粗略定位为

$$x = \frac{R_1}{r_t}$$

式中  $r_t$  为温度为  $t$  时输电线路的电阻率。

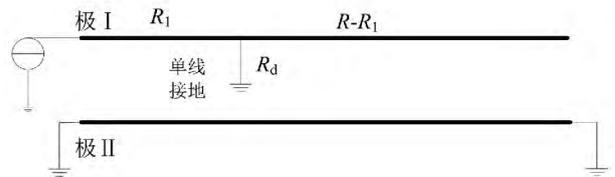


图3 单线接地故障位置估算电路接线示意图

#### 1.2.2 双线短路

对于双线短路故障点,在测试端对侧开路时用直流电阻仪在测试端对极 I 和极 II 施加直流电压,如图 4 所示,测得的电阻为

$$R_x = R_n + R_y + R_3 + R_C \approx R_y + R_3$$

式中  $R_3$  为极 I 测试端到双线短路故障点的线路电阻和极 II 测试端到双线短路故障点的线路电阻串联值。

$R_3 < 2R$  ( $R$  为线路电阻预测值) 时,可确定输电线路存在双线短路故障,此时双线短路点位置约为

$$x = \frac{R_3}{2r_t}$$

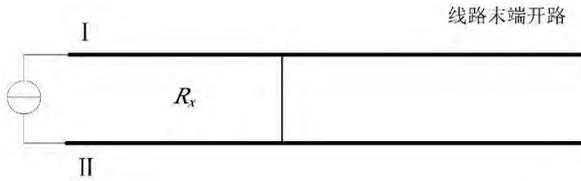


图4 双线短路故障位置估算电路示意图

### 1.2.3 双线短路接地

两极线路对地电阻大致相等且极间存在短路，可认为直流输电线路存在双线短路接地故障。对于双线短路接地故障点定位过程中，在测试端对侧开路，采用直流电阻在测试端分别对极I和极II施加直流电压，如图5所示，极I测试端加直流电压测得的电阻为

$$R_I = R_n + R_y + R_1 + R_d + R_C + R_C \approx R_y + R_1$$

极II测试端加直流电压测得的电阻为

$$R_{II} = R_n + R_y + R_2 + R_d + R_C + R_C \approx R_y + R_2$$

式中， $R_2$ 为极II测试端到单线接地故障点的线路电阻。

若  $R_I \approx R_{II}$ ，认为存在双短路接地故障，此时双线短路接地故障点位置约为

$$x = \frac{R_I + R_2}{2r_l}$$

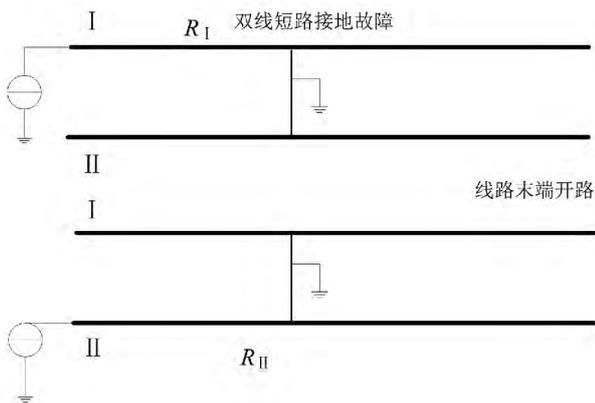


图5 双线短路接地故障位置估算电路示意图

### 1.3 故障精确定位

为了进一步提高定位精度，在短路/接地点估算位置前后10 km处人工挂接地线，根据前面介绍的方法计算得到  $R_a$ 。若  $R_a < x \times r_l$ ，则人工挂接地线位置位于故障点之前；若  $R_a \approx x \times r_l$ ，则人工挂接地线位置位于故障点之后。调整人工挂接地线位置，直至  $R_a < x \times r_l$ 。

在确定人工挂接地线a点后，在a点前20 km处再人工挂接地线b点，根据所介绍的方法计算得

到  $R_b$ ：

$$\frac{\Delta R_{a,b}}{\Delta L_{a,b}} = \frac{\Delta R_{a,0}}{\Delta L_{a,0}}$$

式中： $\Delta R_{a,b} = R_a - R_b$ ； $\Delta R_{a,0} = R_a - R_0$ ； $\Delta L_{a,b} = L_a - L_b$ ； $\Delta L_{a,0} = L_a - L_0$

配合初始故障位置的估算值挂接地线，可判断接地故障的相对位置，根据上式可以进一步将故障位置精确到某一区段内。在故障所在区段采用分段摇绝缘可以快速判断线路短路/接地故障点。

## 2 直流输电线路短路/接地故障定位实例

实际输电线路中的短路/接地故障可能是一处或多处单一类型故障或不同类型故障，影响输电线路线路参数测量及线路投运。 $\pm 800$  kV 宾金直流输电线路全长1652 km，起点为四川宜宾换流站，终点为浙江金华换流站，途径四川、贵州、湖南、江西和浙江5个省份。在 $\pm 800$  kV 宾金直流线路参数测试过程中，在线路两端开路的情况下，用5000 V高压兆欧表分别测试极I、极II对地绝缘电阻，发现数值异常，初步判定线路中存在接地故障。从 $\pm 800$  kV 宾金直流输电线路两侧同时采用所提到的故障查找方法对故障点进行估算，试验电路图如图6所示。线路两端开路，在宜宾换流站采用直流电阻仪测量极I、极II电阻分别为  $R_I$ 、 $R_{II}$ ，在金华换流站采用直流电阻仪测量极I、极II电阻分别为  $R_I'$ 、 $R_{II}'$ 。测试结果显示  $R_I \approx R_{II}$  且  $R_I' < R_{II}'$ 。技术人员判断 $\pm 800$  kV 宾金直流输电线路至少存在3处接地点，即靠近宜宾换流站的双线短路接地故障和靠近金华换流站的单线接地故障，如图6所示。

根据所介绍的方法对双线短路接地故障点位置估算，得到故障点到宜宾换流站的距离为

$$x_1 \approx \frac{R_I + R_{II}}{2r_l}$$

对单线接地故障点位置估算，得到故障点到金华换流站的距离为

$$x_2 \approx \frac{R_I'}{r_l}$$

根据故障点估算结果利用挂接地线判断接地故障点的相对位置确定故障所在区段，在故障区段内

采用分段摇绝缘快速判断线路短路/接地故障点,最终确定了故障点所在标段,及时拆除了短路/接地点。

对输电线路故障定位并拆除短路/接地点后,工作人员重复线路短路/接地故障初判工作,若仍有短路/接地故障则根据初判逻辑判断故障类型,根据故障类型选择合适的方法进行新的故障点估算、定位并拆除。重复以上工作直至消除全部短路/接地故障为止。该方法的应用可为施工单位处理缺陷节省大量人力、物力和时间,确保线路按期调试成功及投运。

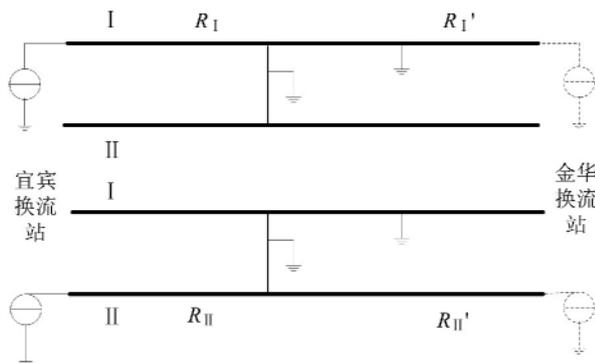


图6 ±800 kV 宾金直流输电线路故障点定位电路示意图

### 3 结 语

对长距离直流输电线路典型短路/接地故障进行分析,提出故障的识别方法及定位方法,得到以下结论:

- 1) 采用直流电阻仪可以对长距离直流输电线路故障类型进行定性;
- 2) 采用不同的接线方法可以对长距离直流输电线路故障位置进行估算;
- 3) 结合故障位置估算值,利用挂接地线可以有效判断接地故障点的相对位置确定故障所在标段;

4) 通过现场对 ±800 kV 宾金直流输电线路短路/接地故障点定位排查,验证了所提方法可以快速有效地查找长距离直流输电线路短路/接地单一或混合故障点。

### 参考文献

- [1] 王官洁,任震. 高压直流输电技术[M]. 重庆:重庆大学出版社,1997.
- [2] 柴贤东. 特高压直流输电线下电场和电晕损耗分析[D]. 重庆:重庆大学,2012.
- [3] 罗振平. 对直流输电线路线损的分析和建议[J]. 电力建设,2005(11): 35-36,40.
- [4] 邓万婷. 换流站试验技术创新[J]. 电力建设,2007,28(12): 14-17.
- [5] 史六如. ±500千伏直流输电线路上的过电压研究[J]. 电网技术,1987(1): 33-36.
- [6] 卢铁兵,冯晗,王琦,等. 特高压直流输电线下合成电场分布的影响因素[J]. 高电压技术,2009(9): 2066-2070.
- [7] 容致旋. 直流输电的发展[J]. 水利水电快报,1994(1): 2-6.
- [8] Guide for Measurement of DC Transmission line and Earth Electrode line Parameter[S]. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute,2014.
- [9] 宋国兵,蔡新雷,高淑萍,等. 高压直流输电线路故障定位研究综述[J]. 电力系统保护与控制,2012(5): 133-137,147.
- [10] 赵彦平,薛宇箭. 直流输电线路故障点的定位方法[J]. 科学之友,2011(21): 48-49,51.

作者简介:

毛源(1964),讲师,从事输配电线路、电力系统、电气设备研究;

李巍巍(1984),博士研究生,主要从事输电线路故障定位、覆冰机理及监测技术研究。

(收稿日期:2015-06-23)

# 发展绿色电力 建设美丽中国

# 同塔双回输电线路电流不平衡机理分析

唐明<sup>1</sup> 张纯<sup>1</sup> 丁理杰<sup>1</sup> 张华<sup>1</sup> 李旻<sup>2</sup> 滕予非<sup>1</sup>

(1. 国网四川省电力公司电力科学研究院 四川 成都 610072;

2. 国网四川省电力公司电力调度控制中心 四川 成都 610041)

**摘要:** 针对日益增多的同塔双回输电线路在不换位条件下出现的电流不平衡问题进行了机理研究和建模仿真。给出了同塔双回输电线路各导体之间的电感矩阵,列出了各相导体之间的电磁方程,并采用 MATLAB 数值计算方法对该电磁方程进行求解。采用 PSCAD/EMTDC 对同塔双回输电线路进行仿真建模,仿真结果与理论计算均表明,逆序排列能够有效降低线路参数的不平衡度。

**关键词:** 同塔双回; 电感矩阵; 逆序排列; PSCAD

**Abstract:** Unbalanced phase current appears in double-circuit transmission lines on the same tower without transposition, so mechanism research and modeling simulation are carried out to study this phenomenon. Inductor model of each conductor is established to obtain the inductance matrix of the electromagnetic equation. Numerical calculation by MATLAB is done to solve the electromagnetic equation and PSCAD model of double-circuit transmission lines on the same tower is established for simulation. Simulation result and theoretical calculation show that the inverse arrangement of transmission lines can obviously decrease the unbalance degree.

**Key words:** double circuit lines on the same tower; inductance matrix; inverse arrangement; PSCAD

中图分类号: TM713 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0029-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.007

## 0 引言

随着中国社会经济的快速发展,电力负荷不断增长,电力系统需要将大容量的电力输送到负荷中心,迫切需提高电网的输送能力。然而,电网规模的扩大需要增加电力传输线的数量,大容量、高电压线路需要占用更多的输电走廊,并且经过人口居住区和森林地区时还需花费大量人力物力进行人口搬迁、砍伐森林等,建设成本高昂。而同塔双回(甚至多回)线路能够充分利用有限的走廊资源,节约土地资源,同时还具有建设周期短、输送能力强、节省投资等优点,有很高的应用性价比,这些优点使得同塔双回线路输电方案得以广泛应用于电网之中,并成为目前 220 kV 以上主干网架的重要选择。

但是,输电线路采用同塔多回架设之后,其各条线路之间的位置不对称以及各条线路对地的位置不对称将会使得输电线路的电气参数呈现出较为明显的不对称性<sup>[1-2]</sup>,从而造成线路运行时产生显著的不平衡电流和不平衡电压<sup>[3-5]</sup>。当输电线路的不平

衡度较大时,会对电力系统中发电机、电动机、并联电抗器和继电保护装置等设备的运行性能造成恶劣的影响<sup>[6-7]</sup>。

在电力系统中,通常采用轮换位的方法来降低单回输电线路中的不平衡度。所谓轮换位即变换输电线路三相导线的空间位置排列顺序<sup>[8]</sup>,以达到降低线路参数不平衡度的目的<sup>[9-12]</sup>。根据国家电网规定“在中性点直接接地的电力网中,长度超过 100 km 的输电线路均应换位,换位循环长度不宜大于 200 km。但其总长度超过 200 km,可采用换位或变换各回输电线路相序排列的措施来平衡不对称电流。对于中性点非直接接地的电力网,为降低长期运行中中性点的电位,可采用换位或者变换输电线路相序排列的方法来平衡不对称电容电流”。

但对于同塔架设的多回高压输电线路,因为线路数量太多,实现完全对称的轮换位将耗费大量资金,而且换位的地点极有可能是电网发生故障的薄弱环节。输电线路的参数不对称,使各回各相之间的互感不相等,不换位或不完全换位,会产生相当大的不平衡电压和不平衡电流。这将直接导致系统

内存在零序和负序分量,尤其是负序分量将对系统内的发电机和变压器带来很大影响,使发电机和变

表1 同塔双回输电线路杆塔各挂线点之间的距离

| 挂线点   | I回A相 /mm | I回B相 /mm | I回C相 /mm | II回A相 /mm | II回B相 /mm | II回C相 /mm |
|-------|----------|----------|----------|-----------|-----------|-----------|
| I回A相  | 0        | 13 748.1 | 26 012.3 | 18 600    | 25 133.4  | 32 440.1  |
| I回B相  | 13 748.1 | 0        | 12 628.9 | 25 133.4  | 23 800    | 25 303.2  |
| I回C相  | 26 012.3 | 12 628.9 | 0        | 26 012.3  | 25 303.2  | 20 200    |
| II回A相 | 18 600   | 25 133.4 | 26 012.3 | 0         | 13 748.1  | 26 012.3  |
| II回B相 | 25 133.4 | 23 800   | 25 303.2 | 13 748.1  | 0         | 12 628.9  |
| II回C相 | 32 440.1 | 25 303.2 | 20 200   | 26 012.3  | 12 628.9  | 0         |

表2 同塔双回输电线路杆塔各挂线点之间的电感

| 挂线点   | I回A相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) | I回B相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) | I回C相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) | II回A相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) | II回B相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) | II回C相<br>/(mH·km <sup>-1</sup> ) |
|-------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| I回A相  | 1.235                           | 0.479                           | 0.353                           | 0.419                            | 0.361                            | 0.311                            |
| I回B相  | 0.479                           | 1.235                           | 0.496                           | 0.361                            | 0.372                            | 0.359                            |
| I回C相  | 0.353                           | 0.496                           | 1.235                           | 0.312                            | 0.359                            | 0.403                            |
| II回A相 | 0.419                           | 0.361                           | 0.312                           | 1.235                            | 0.479                            | 0.353                            |
| II回B相 | 0.361                           | 0.372                           | 0.359                           | 0.479                            | 1.235                            | 0.496                            |
| II回C相 | 0.311                           | 0.359                           | 0.403                           | 0.353                            | 0.496                            | 1.235                            |

压器严重发热和振动,使用寿命减少,引起附加铁耗和附加铜耗,变压器漏磁增加和局部过热、电网线损增大;产生的负序磁场还会令电气设备输出功率和效率降低,并导致电机发热增大。过大的负序和零序分量还将对系统中原来已整定的继电保护整定值带来影响,可能造成保护设备的误动作,给继电保护装置的调试和配置带来更大挑战。

因此,如何从输电线路长度、杆塔相间距离和导线相序布置等影响因素中,寻求解决同塔多回线路不平衡问题的解决方案并对其进行相关综合研究,使其各项指标均能保持在相关规定的范围之内,确保同塔多回输电线路安全、经济、可靠运行,对同塔多回输电技术的推广和应用具有现实意义。

### 1 月锦线同塔双回输电线路的电感模型

特高压锦屏换流站通过500kV同塔双回输电线路与月城站相连,由于距离较近,全程未采用轮转换位。运行中,频现月锦I、II线三相最大不平衡电流超过120A报警阈值,引起测控系统频繁切换。月锦线所用杆塔及其尺寸如图1所示。

由电磁感应的相关原理可知,两根平行导线之间的互感是其距离的函数。对于月锦线所用杆塔,可以由其几何尺寸求出6根导体之间的互感矩阵,即

$$L_{ij} = \frac{\mu_0}{2\pi} \left( \ln \frac{2l}{D_{ij}} - 1 \right) \quad (1)$$

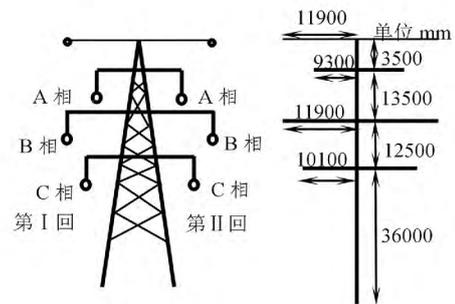


图1 月锦线同塔双回示意图

式中  $D_{ij}$  为杆塔上面第  $i$  个挂线点和第  $j$  个挂线点之间的几何距离。

图2给了月锦线同塔双回输电线路中,6个挂线点之间的所有距离组合。

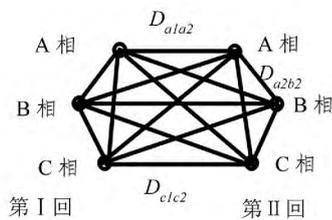


图2 所有挂线点之间的几何距离

各导体之间的几何距离及其互感的计算结果如表1、表2所示。

在得到杆塔导体的互感矩阵之后,可以进一步列写其电磁方程,如式(2)所示。

为了方便单独讨论线路参数的不平衡度,将负载侧的三相阻抗认为是对称平衡的,即有:  $Z_{La} = Z_{Lb} = Z_{Lc}$

$$\begin{pmatrix} U_a \\ U_b \\ U_c \\ U_a \\ U_b \\ U_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_{a1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_{b1} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_{c1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_{a2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_{b2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_{c2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \end{pmatrix} + d \begin{pmatrix} \psi_{a1} \\ \psi_{b1} \\ \psi_{c1} \\ \psi_{a2} \\ \psi_{b2} \\ \psi_{c2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} Z_{La} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_{Lb} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Z_{Lc} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Z_{La} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Z_{Lb} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Z_{Lc} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \end{pmatrix} \quad (2)$$

式中各导体所匝链的总磁链为

$$\begin{pmatrix} \psi_{a1} \\ \psi_{b1} \\ \psi_{c1} \\ \psi_{a2} \\ \psi_{b2} \\ \psi_{c2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} L_{a1a1} & L_{b1a1} & L_{c1a1} & L_{a2a1} & L_{b2a1} & L_{c2a1} \\ L_{a1b1} & L_{b1b1} & L_{c1b1} & L_{a2b1} & L_{b2b1} & L_{c2b1} \\ L_{a1c1} & L_{b1c1} & L_{c1c1} & L_{a2c1} & L_{b2c1} & L_{c2c1} \\ L_{a1a2} & L_{b1a2} & L_{c1a2} & L_{a2a2} & L_{b2a2} & L_{c2a2} \\ L_{a1b2} & L_{b1b2} & L_{c1b2} & L_{a2b2} & L_{b2b2} & L_{c2b2} \\ L_{a1c2} & L_{b1c2} & L_{c1c2} & L_{a2c2} & L_{b2c2} & L_{c2c2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \end{pmatrix} \quad (3)$$

$= Z_L$ 。线路参数中,一般同塔双回线路采用相同型号的输电线路,每公里电阻一样,总长度也一致,因此可以认为两回输电线路的总电阻是一样的,即: $R_{a1} = R_{b1} = R_{c1} = R_{a2} = R_{b2} = R_{c2} = R$ 。磁链的求导公式为

$$d\psi(t) = d[L(t) \cdot I(t)] = L(t) \frac{dI(t)}{dt} + I(t) \frac{dL(t)}{dt} \quad (4)$$

对于已经架设好的同塔双回输电线路,可以认为互感矩阵中各元素是非时变的,即  $dL/dt = 0$ 。可

得电磁方程的最终表达式为

$$\begin{pmatrix} U_a \\ U_b \\ U_c \\ U_a \\ U_b \\ U_c \end{pmatrix} = (R + Z_L) \begin{pmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} L_{a1a1} & L_{b1a1} & L_{c1a1} & L_{a2a1} & L_{b2a1} & L_{c2a1} \\ L_{a1b1} & L_{b1b1} & L_{c1b1} & L_{a2b1} & L_{b2b1} & L_{c2b1} \\ L_{a1c1} & L_{b1c1} & L_{c1c1} & L_{a2c1} & L_{b2c1} & L_{c2c1} \\ L_{a1a2} & L_{b1a2} & L_{c1a2} & L_{a2a2} & L_{b2a2} & L_{c2a2} \\ L_{a1b2} & L_{b1b2} & L_{c1b2} & L_{a2b2} & L_{b2b2} & L_{c2b2} \\ L_{a1c2} & L_{b1c2} & L_{c1c2} & L_{a2c2} & L_{b2c2} & L_{c2c2} \end{pmatrix} \cdot d \begin{pmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \end{pmatrix} \quad (5)$$

式(5)为包含各相电流一阶导数的一阶微分方程组,同塔双回输电线路的电阻  $R$  和负载阻抗  $Z_L$  均可以获得,如果电感矩阵中的各元素可以计算出来,则该一阶微分方程组可以使用 MATLAB 等数值计算软件进行求解。

## 2 几种典型挂线方式下的 PSCAD 建模计算

PSCAD/EMTDC 采用时域分析求解完整的电力系统及微分方程(包括电磁和机电两个系统),结果非常精确,是电力系统最常用最有效的计算软件之一。使用 PSCAD 软件所建立的同塔双回输电线路模型如图 3 所示。

同塔双回输电线路的排列组合方式有很多种,对其归类为 3 种排列方式:顺序、逆序、乱序,并分别对这 3 种排列进行仿真计算和对比研究。

### 2.1 顺序排列

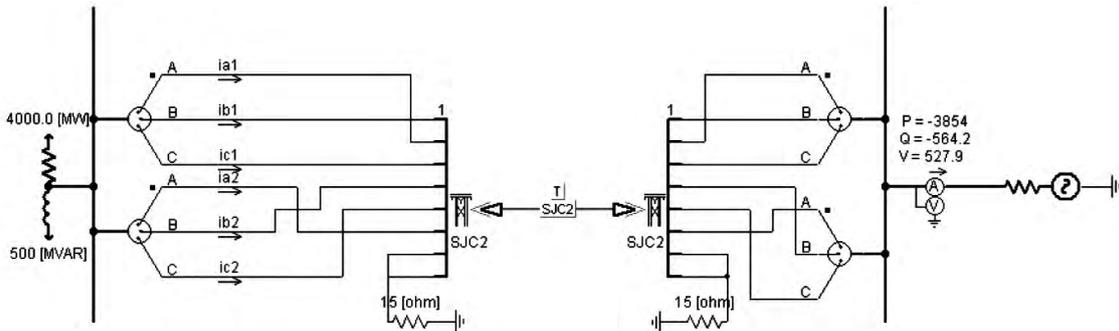


图 3 同塔双回输电线路的 PSCAD 模型

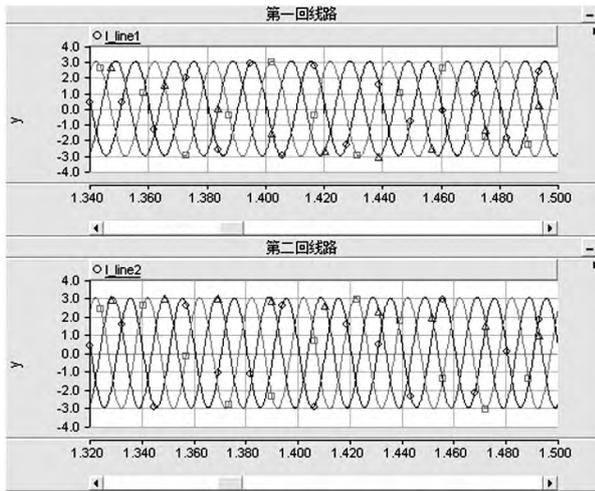


图4 ABC-ABC模式下PSCAD仿真结果

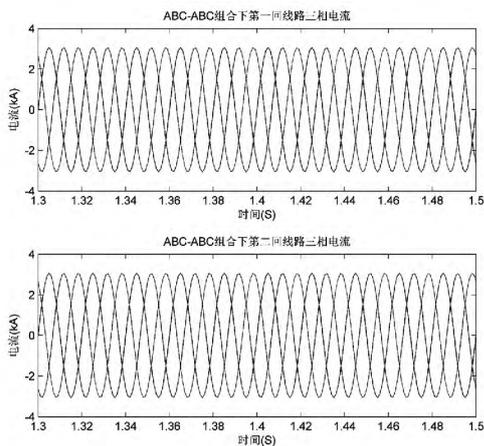


图5 ABC-ABC模式下MATLAB计算结果

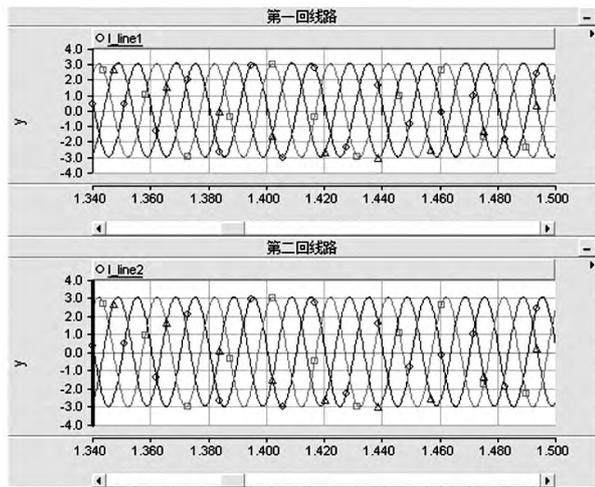


图6 ABC-CBA模式下PSCAD仿真结果

表3 顺序模式的各相电流

| 顺序     | IA1<br>/A | IB1<br>/A | IC1<br>/A | IA2<br>/A | IB2<br>/A | IC2<br>/A |
|--------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| PSCAD  | 2 124     | 2 124     | 2 150     | 2 124     | 2 124     | 2 151     |
| MATLAB | 2 165     | 2 166     | 2 165     | 2 165     | 2 166     | 2 165     |

## 2.2 逆序排列

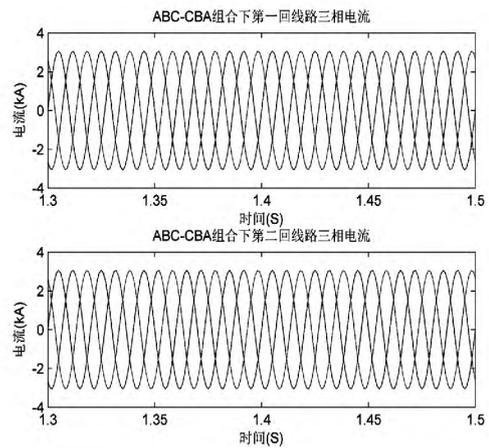


图7 ABC-CBA模式下MATLAB计算结果

表4 逆序模式的各相电流

| 顺序     | IA1<br>/A | IB1<br>/A | IC1<br>/A | IA2<br>/A | IB2<br>/A | IC2<br>/A |
|--------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| PSCAD  | 2 138     | 2 123     | 2 144     | 2 125     | 2 132     | 2 144     |
| MATLAB | 2 170     | 2 166     | 2 162     | 2 162     | 2 166     | 2 170     |

## 2.3 乱序排列

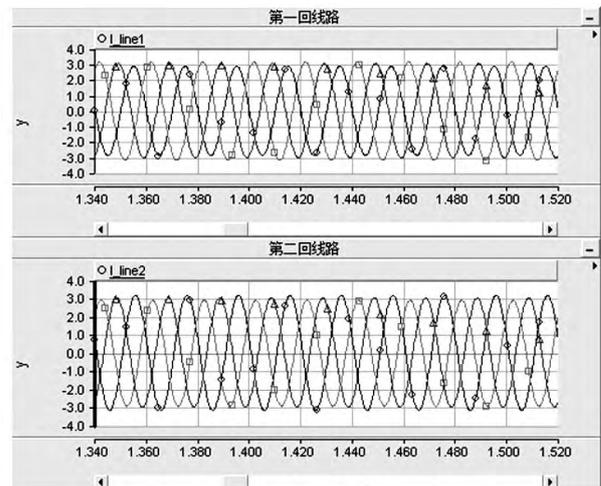


图8 ABC-BAC模式下PSCAD仿真结果

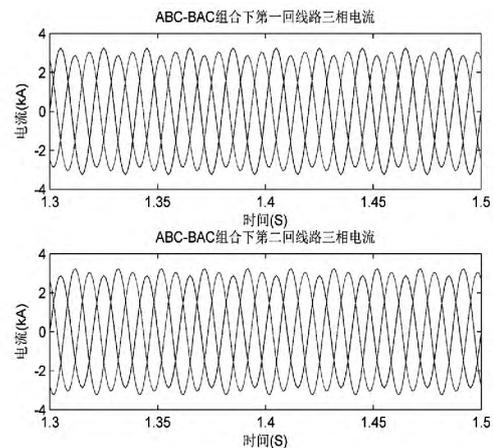


图9 ABC-BAC模式下MATLAB计算结果

(下转第80页)

路电流问题最根本的措施是分散区域电源接入,将五彩湾区域自备电厂转由 750 kV 将军庙变电站接带,合理分配接入 750 kV 变电站的 220 kV 电源。

参考文献

[1] 阮前途. 上海电网短路电流控制的现状与对策[J]. 电网技术, 2005, 29(2): 78-83.

[2] 韩戈, 韩柳, 吴琳. 各种限制电网短路电流措施的应用与发展[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(1): 141-144.

[3] 陆建忠, 张啸虎. 加强电网规划, 优化电网结构, 限制短路电流[J]. 华东电力, 2005, 33(5): 292-295.

[4] 袁娟, 刘文颖, 董明齐, 等. 西北电网短路电流的限制

措施[J]. 电网技术, 2007, 31(10): 42-45.

[5] 潘思安, 何善谨. 上海 220 kV 电网短路电流控制研究[J]. 华东电力, 2005, 33(5): 30-33.

[6] 祁万春, 奚巍民, 张谦, 等. 应用 500 kV 高阻抗主变压器提高 220 kV 片区供电能力[J]. 电力系统自动化, 2008, 32(14): 96-98.

[7] 周吉安, 靳丹, 王维洲, 等. 大电源接入方式对短路电流的影响分析[J]. 电工电能新技术, 2012, 31(1): 48-51.

作者简介:

关洪浩(1986), 硕士, 工程师, 主要研究方向为电网分析与规划。

(收稿日期: 2015-07-14)

(上接第 32 页)

表 5 乱序模式的各相电流

| 顺序     | IA1<br>/A | IB1<br>/A | IC1<br>/A | IA2<br>/A | IB2<br>/A | IC2<br>/A |
|--------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| PSCAD  | 2 245     | 2 145     | 2 034     | 2 063     | 2 125     | 2 159     |
| MATLAB | 2 297     | 2 165     | 2 035     | 2 035     | 2 165     | 2 296     |

由上述 3 种典型排列可以看出, 逆序排列情况下的电流不平衡度最小, 这与理论推导及 MATLAB 数值计算的结论均保持一致。

3 结 论

同塔双回甚至多回输电线路是节省线路走廊的重要方式之一, 在线路长度较短而未进行轮换位的情况下, 多根导体之间通过电磁场耦合所造成的线路参数不平衡严重影响了继电保护及二次测控系统。

通过对同塔双回输电线路的深入研究, 建立了导体的电感模型, 得到其电感矩阵并进一步求解了电磁方程, 从理论上给出了电流不平衡的形成机理, 并最终提出了逆序排列是降低参数不平衡的最优选择, MATLAB 数值求解以及 PSCAD 电磁暂态仿真结果都证明了该方案的正确性, 为今后短距离不换位同塔双回输电线路最优相序排列提供了强有力的理论支撑。

参考文献

[1] 张嘉旻, 葛荣良. 同塔多回输电技术特点及其应用分析[J]. 华北电力, 2005, 33(7): 23-26.

[2] 肖立群, 顾顺炎, 张克宝. 同塔多回输电线路塔形结构研究[J]. 上海电力, 2009(2): 91-95.

[3] 刘建华. 六相输电线路的不平衡度评估[J]. 长沙电力学院学报, 2003, 18(3): 45-48.

[4] 戴雨剑. 基于 EMTF 的高压输电线路换位研究[J]. 电网技术, 2006, 30(8): 133-135.

[5] 汲亚飞, 邹军. 同塔多回线路垂直排列最优相序布置方式[J]. 2008, 34(1): 172-175.

[6] 张海. 同杆双回线路故障稳态分析及其单端量选相的研究[D]. 保定: 华北电力大学博士学位论文, 2013.

[7] 孙秋芹, 王冠, 李庆民, 等. 特高压双回线路耦合效应的计算与分析[J]. 高电压技术, 2009, 35(4): 737-742.

[8] 刘桂峰, 高戟, 郎需军, 等. 对高压架空送电线路一种优化换位方式的探讨[J]. 山东电力, 2001(5): 6-8.

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

[10] 韦刚, 黄金生. 同塔并架多回线路序参数及不平衡度计算[J]. 电网技术, 1998, 22(10): 811.

[11] Gross, E. T. B., and Hesse M. H. Electromagnetic Unbalance of Untransposed Transmission Lines [J]. IEEE Power Apparatus and Systems, 1995, 72(2): 1323-1336.

[12] Hesse M. H. Circulating Currents in Parallel Untransposed Multi Circuit Transmission Line: II—Methods for Estimating Current Unbalanced [J]. IEEE Trans. on PAS, 1996, 85(3): 812-820.

作者简介:

唐明(1986), 博士, 工程师, 主要从事电力系统稳定分析与控制的研究。

(收稿日期: 2015-07-08)

# 电晕笼内导线三维电场强度分布浅析

徐渝淇

(国网四川省电力公司检修公司,四川成都 610041)

**摘要:** 研究影响单相或单极分裂导线电场强度分布的因素,建立简化的电晕笼及分裂导线三维模型,运用 ANSYS 仿真分析,确定了起晕时子导线表面三维电场强度分布。通过调整电压等级和分裂导线的几何尺寸,如分裂间距、子导线半径、分裂次数、电晕笼大小、导线排列形式等,来研究这些因素对测量段上最大场强的影响。仿真结果表明,分裂导线表面最大电场强度随子导线半径的增大而减小,随分裂间距的增大而增大,随分裂数的增大而减小,随电晕笼边长的增大而减小。电场强度分布的研究对解决电晕放电有重要的工程应用价值。

**关键词:** 电晕笼; 三维; 电晕放电; 电场强度; 分裂导线; 仿真

**Abstract:** The factors influencing the electric field intensity distribution of single-phase or unipolar split conductor are studied, and a 3D model of simplified corona cage and split conductor is established. The 3D electric field intensity distribution of sub-conductor surface is determined when simulating by ANSYS. The impact of factors, such as split spacing, sub-conductor radius, split times, size of corona cage and wire arrangement, on maximum field strength of measuring section is also studied by adjusting the voltage level and the geometry size of split conductor. Simulation results show that the maximum electric field intensity of split conductor surface decreases as the radius of sub-conductor increases, it increases as the split spacing increases, it decreases as the split times increases, and it decreases as the side length of corona cage increases. The research on electric field intensity distribution has an important value for corona discharge in engineering application.

**Key words:** corona cage; 3D modeling; corona discharge; electric field intensity; split conductor; simulation

中图分类号: TM835 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0033-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.008

## 0 引言

当高压输电线路的导线表面场强超过空气的击穿场强时,高压输电线路就会产生电晕放电<sup>[1]</sup>。电晕与线路导线表面电场强度密切相关,导线表面电场强度最大处是电晕放电最活跃位置。

目前,对实际运行的线路,整条直接进行电晕研究,是不现实、不经济的方法。而电晕笼是作为研究电晕特性的专用试验设备,是研究高压输电线路导线电晕的经济有效手段,在各国广泛应用。

## 1 电晕笼的设计与发展概况

电晕笼是横截面为圆形或方形的网状金属笼,通过低阻抗测量装置与大地相接来模拟大地。其中中心处放置试验导线,用来模拟输电线路。由于试验中导线与笼间的距离较实际中导线与大地间距离

近,故试验中,导线上施加较低电压,可使导线表面场强达到实际中高电压场强水平,表现出高电压下输电线路导线电晕特性<sup>[2]</sup>。

目前,各国研究者用电晕笼进行了大量电晕特性试验。南非 Durban Westville 大学利用总长 4 m、直径 1.5 m 的电晕笼,研究导线表面硅涂层对导线电晕的影响;美国华盛顿大学利用总长 3 m、直径 0.75 m 的电晕笼,研究双极性导线负载电流对电晕电流及离子电流密度的影响;中国国家电网公司利用电晕笼试验研究高海拔、降雨、大雾等不同环境对电晕放电的影响。下面通过改变电压等级和分裂导线几何尺寸来研究导线表面最大场强的变化特性。

## 2 电晕笼中单相导线与实际三相线路的等效

将实际运行中的三相交流分裂导线输电线路简化为单相直流分裂导线输电线路,并将其放在电晕笼中进行研究。实际三相输电线路的边相和中相导

线周围最大场强在平均最大场强的4%范围内变化,其分布不对称性很小;而在电晕笼中,导线处在电晕笼的几何中心,结构更为对称,导线周围电场更加趋于一致,各分导线最大电场强度之间差别更小,故可以用电晕笼中单相线路准确地估算三相线路分裂导线上最大场强。

### 3 电晕笼实验模型的建立

#### 3.1 导线表面电场强度的计算方法

目前计算导线表面电场强度的方法主要由马克特-门格尔法、模拟电荷法、逐步镜像法、有限元法、经验公式法等。这里使用的是国际上公用的有限元法<sup>[3]</sup>。

有限元分析法在计算电场强度时先明确了场域范围,将场域剖分成了有限个单元,然后计算了单元电场能系数矩阵的元素和总电场能系数矩阵的元素,根据系数矩阵方程求解出各节点电位,再根据节点电位可以求出电场的场强大小。

#### 3.2 建立三维电晕笼仿真模型

实际输电线路中,电压等级各不相同,交流和直流共同流经线路,线路弧垂和线路表面电荷分布也各不均匀。在三维模型中需要考虑实际输电线路中多种影响因素。

##### 3.2.1 模型建立的假设条件

仿真实验中,为了便于工程分析计算,也为了更直观反映输电线路场强分布和它影响因素的关系,需要对电晕笼模型进行以下简化处理<sup>[4]</sup>。

- 1) 电晕笼考虑双层,但是测量段和保护段取的材料相同,仿真时电晕笼上施加电压为0,表示其接地;
- 2) 均压环虽不与导线直接接触,但其上施加电压与在导线上施加的电压大小相同;
- 3) 电晕笼内的分裂导线不考虑弧垂;
- 4) 电晕笼内是单相分裂导线,其上分别施加不同电压等级电压;
- 5) 分裂导线的子导线的半径相同,彼此间分裂间距相同,且与电晕笼内壁保持为平行状态,导线的表面光滑且等电位。

##### 3.2.2 三维电晕笼模型图

分裂导线的子导线半径均取相同的值,子导线的轴心在1个圆柱面上。电晕笼是1个两端无盖内部镂空的长方体,它的厚度为0.4 m。笼壁的内层正方形边长均为6 m,电晕笼长度为9.6 m。

在电晕笼的外层包裹有3个空气层,所有空气层和电晕笼共中心,且它们的面相互平行,小型空气层的尺寸长为14 m,宽和高均为10 m;中型空气层尺寸是长为42 m,宽和高均为30 m;大型空气层长为84 m,宽和高均为60 m。ANSYS中模型图(含有3个空气层)整体三维视图见图1所示。

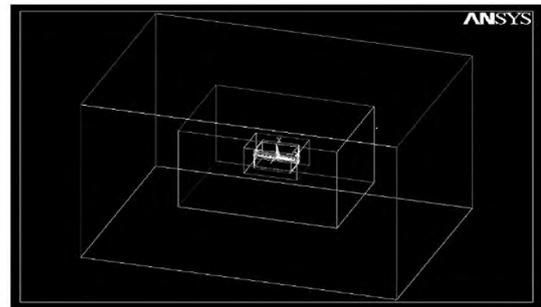


图1 整体三维视图

### 4 不同情况下导线表面最大场强的特性研究

相同实验条件下,在导线和均压环上施加500 kV电压。通过分别改变子导线的分裂间距、导线半径、分裂次数、电晕笼尺寸和导线排列形式,记录导线表面的最大电场强度。再施加不同电压,观察在不同电压等级下电晕笼内导线表面最大电场强度变化<sup>[5]</sup>。

#### 4.1 分裂间距对最大电场强度的影响

分裂间距和子导线轴心到分裂导线几何中心的关系如图2所示。分裂间距 $d$ 和分裂半径 $R$ 参数见表1。

表1 分裂间距和分裂半径

|          |     |     |     |         |     |     |     |
|----------|-----|-----|-----|---------|-----|-----|-----|
| 分裂间距 /mm | 300 | 350 | 400 | 450 (标) | 500 | 550 | 600 |
| 分裂半径 /mm | 392 | 457 | 523 | 588     | 653 | 719 | 784 |

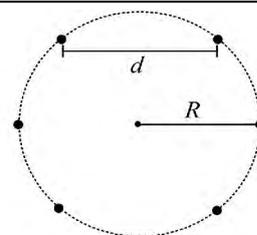


图2 分裂半径与分裂间距的关系

由于导线是8分裂导线,故圆心角取 $45^\circ$ ,则有:  $R = d \times (\sin 67.5 / \sin 45) = 1.3066 d$

导线上最大电场强度在不同分裂间距下参数见表2和图3。

表 2 分裂间距与最大电场强度

| 分裂间距 /mm   | 300      | 350      | 400      | 450( 标)  | 500      | 550      | 600      |
|------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| 最大电场强度 /mm | 18.108 5 | 18.535 6 | 18.951 2 | 19.420 2 | 19.857 7 | 20.247 1 | 20.633 8 |

表 3 导线型号与子导线半径

| 8 分裂导线型号  | LGJ400 | LGJ500 | LGJ630 | LGJ720( 标) | LGJ800 | LGJ900 | LGJ1000 |
|-----------|--------|--------|--------|------------|--------|--------|---------|
| 子导线半径 /mm | 13.4   | 15.0   | 16.8   | 18.12      | 19.2   | 19.95  | 21.05   |

表 4 子导线半径与最大电场强度的关系

| 子导线半径 /mm                      | 13.4     | 15.0     | 16.8     | 18.12( 标) | 19.2     | 19.95    | 21.05    |
|--------------------------------|----------|----------|----------|-----------|----------|----------|----------|
| 最大电场强度 /( $kV \cdot cm^{-1}$ ) | 23.584 7 | 21.853 6 | 20.180 7 | 19.420 2  | 18.865 8 | 18.398 3 | 17.868 4 |

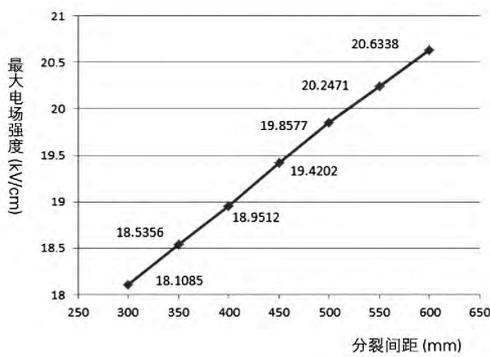


图 3 最大电场强度随分裂间距的变化图

分析上述表格和散点图可知,分裂间距在范围 300 mm 到 600 mm 内变化时,电晕笼内导线表面最大电场强度随着分裂间距的增大而增大。

#### 4.2 子导线半径对最大电场强度的影响

实验选取了 7 种不同型号的子导线半径建立模型,见表 3 所示。

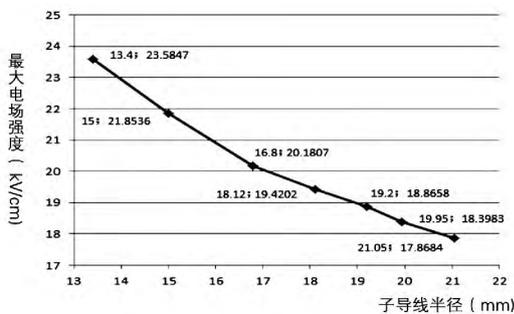


图 4 最大电场强度随子半径的变化图

将不同子导线分别代入 ANSYS 软件,仿真计算,并记录相应的最大电场强度值于表 4 和图 4 中。

由上述表格和散点图可知,子导线半径在 13.4 mm 到 21.05 mm 内变化时,电晕笼内导线表面最大电场强度随着子导线半径的增大而减小。分析其原

因随着子导线半径的增大,导线表面曲率减小,且子导线彼此间距离也会减小,则子导线间相互作用会减小,导线表面的最大电场强度就会减小。

#### 4.3 分裂次数对最大电场强度的影响

试验中建立了两种不同情况下,分别 4、6、10、12 次分裂的电晕笼模型 ANSYS 仿真实验。

1) 分裂间距恒定为 450 mm。此时计算出的对应分裂半径,其参数见表 5 所示。

表 5 分裂次数与分裂半径之间的关系

| 分裂次数     | 4   | 6   | 8( 标) | 10  | 12  |
|----------|-----|-----|-------|-----|-----|
| 分裂半径 /mm | 318 | 450 | 588   | 728 | 869 |

分裂间距(图中中心距离的长度)恒定,分裂数不同的分裂导线布置如图 5 所示。

2) 分裂半径恒定为 588 mm。当分裂半径(中心距离长度的一半)恒定,分裂数不同的分裂导线布置如图 6。

将两种情况下分裂次数不同的电晕笼模型分别代入 ANSYS 软件,仿真计算,并记录相应的最大电场强度值于表 6 和图 7。

分析上述表格和散点图可知:分裂数在 4 到 12 内变化时,电晕笼内导线表面最大电场强度随着分裂数的增大而减小。且当分裂数小于 8 时,相同分裂数下,分裂间距恒定时电晕笼内导线表面最大电场强度小于分裂半径恒定的情况。当分裂数等于 8 时,分裂间距恒定时电晕笼内导线表面最大电场强度等于分裂半径恒定的情况。当分裂数大于 8 时,分裂间距恒定时电晕笼内导线表面最大电场强度大于分裂半径恒定的情况。

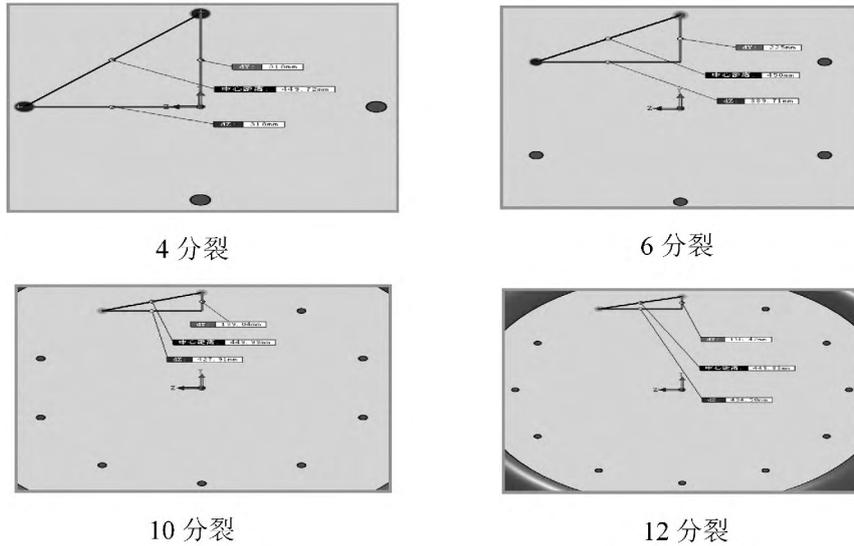


图 5 间距恒定,不同分裂次数下场强

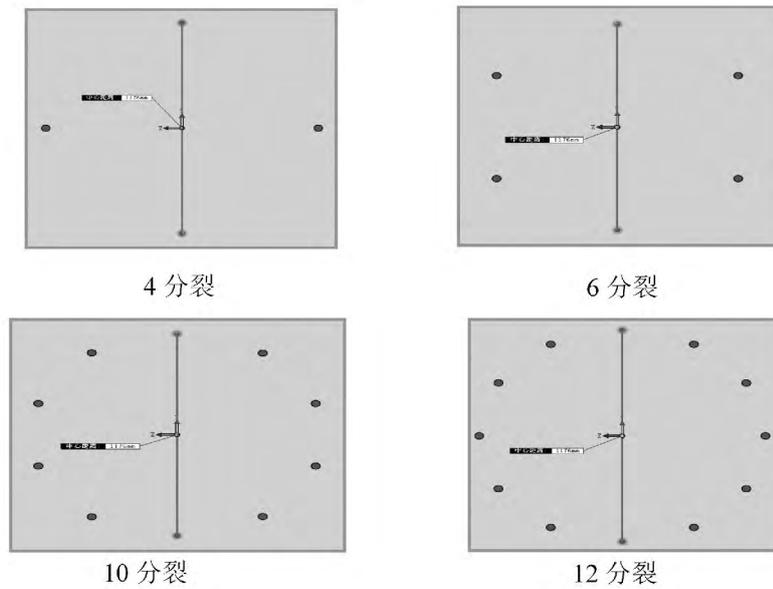


图 6 半径恒定,不同分裂次数下场强

表 6 两种情况下分裂数和最大电场强度之间的关系

| 分裂数  | 4        | 6        | 8(标)     | 10       | 12       |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|
| 最大场强 $I/(kV \cdot cm^{-1})$<br>分裂间距恒为 450 mm | 24.356 1 | 20.940 8 | 19.420 2 | 17.494 5 | 15.202 3 |
| 最大场强 $I/(kV \cdot cm^{-1})$<br>分裂半径恒为 588 mm | 25.467 4 | 22.849 6 | 19.420 2 | 15.763 6 | 14.280 2 |

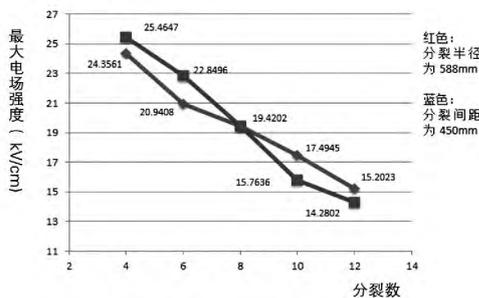


图 7 最大电场强度随分裂数的变化图

分析其原因:分裂导线横截面积固定时,当导线分裂数增加后,导线总的表面积也会随之增加,则导线上的电荷密度减小,而导线表面电场强度与导线上电荷密度成正比,则导线表面的最大电场强度就会减小。在其余条件相同时,导线表面的最大电场强度就会减小。常规  $\pm 500$  kV 换流站中,线路为 4 分裂导线,而在特高压  $\pm 800$  kV 向上直流中,为减少电晕放电现象,采用 8 分裂导线。运行中达到了

表 7 最大电场强度与电晕笼边长的关系

| 电晕笼边长 /m                                   | 4        | 6        | 8        | 10       | 12       |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|
| 最大场强 /( $\text{kV} \cdot \text{cm}^{-1}$ ) | 23.752 2 | 19.402 4 | 17.162 2 | 15.814 4 | 14.720 2 |

表 8 最大电场强度与导线偏转角度之间的关系

| 导线顺时针旋转角度 /( $^{\circ}$ )                  | 0(标)     | 9        | 18       | 22.5     | 27       | 36       |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| 最大场强 /( $\text{kV} \cdot \text{cm}^{-1}$ ) | 19.420 2 | 19.497 7 | 19.420 3 | 19.420 2 | 19.420 2 | 19.497 7 |

表 9 导线表面最大电场强度与施加的电压

| 施加电压 /kV                                   | 100     | 200     | 300      | 400      | 500      | 600      |
|--|---------|---------|----------|----------|----------|----------|
| 最大场强 /( $\text{kV} \cdot \text{cm}^{-1}$ ) | 4.979 3 | 8.743 6 | 12.335 7 | 16.073 2 | 19.402 4 | 23.137 4 |

理想的效果 这与上述仿真结论相符。

#### 4.4 电晕笼大小对最大电场强度的影响

试验中,共建立了边长尺寸为 4 m、6 m、8 m、10 m、12 m 的 5 个电晕笼。导线是 8 分裂导线;分裂间距取 450 mm,子导线半径取 18.12 mm,导线上加 500 kV 电压。将 5 种情况下边长尺寸不同的电晕笼模型分别代入 ANSYS 软件,仿真计算,并记录相应的最大电场强度值于表 7 和图 8 中。

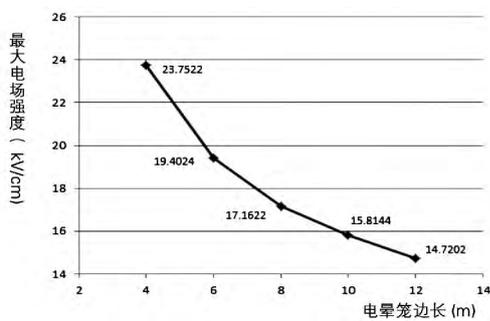


图 8 最大电场强度随电晕笼宽度的变化图

由上述表格和散点图可知,随着电晕笼宽度的增大,电晕笼内导线表面最大电场强度在逐渐减小。分析原因,当电晕笼边长尺寸增加时,导线距离笼壁越来越远,则电晕笼对导线的影响会减弱,且导线上电荷量会减少,则导线表面的电场强度会减弱。故其他条件未变时,电晕笼内导线最大电场强度会随着电晕笼宽度的增大而减小。

#### 4.5 导线排列形式对最大电场强度的影响

试验中,一共建立了 5 个对比模型,分别将其导线顺时针旋转  $9^{\circ}$ 、 $18^{\circ}$ 、 $22.5^{\circ}$ 、 $27^{\circ}$ 、 $36^{\circ}$ 。将 5 种电晕笼模型分别代入 ANSYS 软件,仿真计算,并记录相应的最大电场强度值于表 8 中。

分析表格数据可知,导线顺时针偏离  $18^{\circ}$  或  $22.5^{\circ}$  或  $27^{\circ}$  时,导线最表面大电场强度与  $0^{\circ}$  时相等,导线顺时针偏离  $9^{\circ}$  和偏离  $36^{\circ}$  时相等。

#### 4.6 在不同电压等级下电晕笼内导线表面最大电场强度

试验中,分别在导线和均压环上施加 100 kV、200 kV、300 kV、400 kV、500 kV、600 kV 电压,将测得的最大电场强度记录于表 9 中。

将表格绘制成散点图,如图 9 所示。

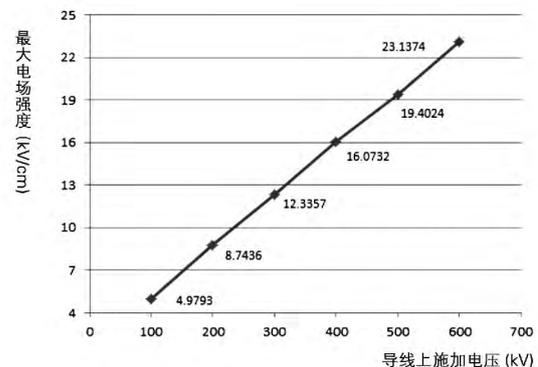


图 9 最大电场强度随导线施加电压的变化图

由上面的散点图分析可知,电晕笼导线上所施加的电压与该导线表面最大电场强度近似呈线性关系,随着施加电压的增大而增大。在德宝直流中,恶劣天气时,极 I 直流线路放电严重,线路电压由全压 500 kV 降至 350 kV 后,电晕放电现象明显好转。从而证明了现场与上述实验结论一致。

## 5 结 论

研究了电晕笼内导线三维电场强度分布的问题,应用有限元分析法,分析了不同布置形式下导线上最大电场强度值。得出了以下结论:1) 在导线半径、分裂数、电晕笼尺寸等相同的条件下,导线表面最大电场强度随分裂间距的增加而增加;2) 在导线间距、分裂数、电晕笼尺寸等相同的条件下,导线表

(下转第 63 页)

[12] Wu S Q, Lu X P, Xiong Z L, et al. A Touchable Pulsed Air Plasma Plume Driven by DC Power Supply [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2010, 38(12): 3404 - 3407.

[13] Lu X P, Xiong Z, Zhao F, et al. A Simple Atmospheric Pressure Room - temperature air Plasma Needle Device for Biomedical Applications [J]. Applied Physics Letters, 2009, 95(18): 181501.

[14] Xiong Q, Lu X, Ostrikov K, et al. Length Control of He Atmospheric Plasma jet Plumes: Effects of Discharge Parameters and Ambient air [J]. Physics of Plasmas, 2009, 16(4): 043505.

[15] Lu X P, Jiang Z H, Xiong Q, et al. An 11 cm long Atmospheric Pressure Cold Plasma Plume for Applications of Plasma Medicine [J]. Applied Physics Letters, 2008, 92(8): 081502.

[16] Nie Q Y, Ren C S, Wang D Z, et al. A Simple Cold Ar Plasma jet Generated With a Floating Electrode at Atmospheric Pressure [J]. Applied Physics Letters, 2008, 93(1): 011503.

[17] Nie Q Y, Ren C S, Wang D Z, et al. Self - organized Pattern Formation of an Atmospheric Pressure Plasma Jet in a Dielectric Barrier Discharge Configuration [J]. Applied Physics Letters, 2007, 90(22): 221504.

[18] Zhu W C, Li Q, Zhu X M, et al. Characteristics of Atmospheric Pressure Plasma Jets Emerging Into Ambient Air and Helium [J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2009, 42(20): 202002.

[19] 邵先军,张冠军,詹江杨,等. 气体流速对大气压氩气等离子体射流影响的实验与仿真[J]. 高电压技术, 2011, 37(6): 1499 - 1504.

[20] Jiang N, Ji A L, Cao Z X. Atmospheric Pressure Plasma Jets Beyond Ground Electrode as Charge Overflow in a Dielectric Barrier Discharge Setup [J]. Journal of Applied Physics, 2010, 108(3): 033302.

[21] 冉俊霞,罗海云,王新新. 大气压氖气介质阻挡放电研究[J]. 高电压技术, 2011, 37(6): 1486 - 1492.

[22] 王艳辉,王德真. 大气压下多脉冲均匀介质阻挡放电的研究[J]. 物理学报, 2005, 54(3): 1295 - 1300.

[23] 郝艳捧,王晓蕾,阳林. 大气压氦气介质阻挡多脉冲辉光放电的形成条件[J]. 电工技术学报, 2009, 24(9): 28 - 32.

[24] Radu I, Bartnikas R, Czeremuszkin G, et al. Diagnostics of Dielectric Barrier Discharges in Noble Gases: Atmospheric Pressure Glow and Pseudoglow Discharges and Spatio - temporal Patterns [J]. Plasma Science, IEEE Transactions on, 2003, 31(3): 411 - 421.

作者简介:

林德锋 (1982) 工程师,研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

罗书豪 (1988) 硕士,助工,研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

廖广凡 (1985) 研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

侯世英 (1962) 博士,教授,博士生导师,研究方向为高压放电等离子体及应用,电力系统电能质量;

邓庆 (1985) 研究方向为电力生产管理。

(收稿日期:2015 - 06 - 16)

(上接第37页)

面最大电场强度随分裂半径的增加而减小,且变化趋势逐渐变缓;3) 分裂导线子导线半径、电晕笼尺寸相同的条件下,导线表面最大电场强度随分裂数的增加而减少;4) 在导线半径、分裂数、分裂间距等相同的条件下,导线表面最大电场强度随电晕笼宽度的增加而减小;5) 导线表面最大电场强度与导线上施加电压成近似正比的关系。所做分析对直流输电线路电晕放电现象的研究有一定的参考价值。

参考文献

[1] 刘琴,谢雄杰,石岩. 电晕笼内多分裂导线电晕损耗[J]. 中国电力, 2011, 44(12): 32 - 35, 45.

[2] 关志成,麻敏华,惠建峰,等. 电晕笼设计与应用相关问题的探讨[J]. 高电压技术, 2006(11): 74 - 77.

[3] 甘运良,卢铁兵. ±800 kV 直流输电线路分裂导线表面电场强度计算[J]. 南方电网技术, 2009, 3(6): 44 - 46.

[4] 刘云鹏,曾文芳,尤少华,等. 在小电晕笼中分裂导线交流电晕的起始电压分析[J]. 高电压技术, 2011, 37(9): 2302 - 2307.

[5] 冯天佑,卞志文,崔忠宁,等. 基于特高压电晕笼的多分裂导线交流电晕特性研究[J]. 高压电器, 2011, 47(9): 50 - 56.

作者简介:

徐渝淇(1982) 工程师,从事换流站运行与维护工作。  
(收稿日期:2015 - 07 - 27)

# 一种基于加速不平衡功率快速估算的切机敏感点 搜寻方法研究

刘莹<sup>1</sup>, 刘晓宇<sup>1</sup>, 余婧峰<sup>1</sup>, 张国芳<sup>2</sup>

(1. 国网四川省电力公司经济技术研究院 四川 成都 610041;

2. 国网四川省电力公司 四川 成都 610041)

**摘要:** 通过计算绝对动能增量指标可以实现切机敏感点定位。提出根据估算短路故障期间发电机不平衡功率找出切机敏感点的方法。将短路期间的电压分成两部分,一部分是故障前系统潮流,另一部分是故障点等效电动势产生的电压分量。两分量叠加计算出发电机机端电压,再计算出发电机故障期间不平衡功率。根据不平衡功率大小定位切机敏感点。10机39节点系统仿真验证了所换方法的有效性。

**关键词:** 能量函数; 不平衡功率; 叠加定理; 敏感点

**Abstract:** The sensitive points of generation tripping could be located by absolute kinetic energy incremental index. A method is proposed which is used to locate this point based on the estimation of unbalanced power during short circuit period. The voltage is separated to two parts: one is determined by the pre-fault power flow, the other is determined by the equivalent voltage at the fault point. The voltages of the generators are calculated with superposition principle. Then the unbalanced power of generators could be computed. The sensitive points of generation tripping are determined by this unbalanced power. The effectiveness of the proposed approach is verified by the simulation results of a 10-machine 39-bus system.

**Key words:** energy function; unbalanced power; superposition principle; sensitive point

中图分类号: TM76 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0038-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.009

## 0 引言

切机与切负荷是电力系统中应用最广泛、技术最成熟的紧急控制手段。有大量的文献对这一方法进行研究。如文献[1]提出用EEAC实现快关和切机,文献[2-3]在局部能量函数(PEF)的基础上提出用PMU检测发电机的转速最大值,并和某一阈值比较后确定切机量。文献[4]基于时域方法仿真得到系统受扰轨迹,并结合实际电网安全稳定控制系统的配置情况和运行要求,给出了暂态稳定下最优紧急控制模型。其中有一类方法是基于发电机不平衡功率的大小而实现切机的。文献[5]提出用 $\Delta P$ 积分作为暂态稳定控制的启动判据,文献[6]提出转子绝对动能增量的概念,并指出可以用这一指标对失稳模式判别,文献[7]在绝对动能增量指标的基础上进行0-1规划实现紧急控制。

下面提出一种基于发电机不平衡功率快速估算。将故障期间的电压分成两个部分,通过叠加定

理实现故障期间的电压幅值和相位计算,再进一步计算出发电机故障期间的不平衡功率。通过比较不平衡功率的大小,得到多个候选控制敏感点。

## 1 短路故障期间系统失稳敏感性指标研究

为便于研究,可对电力系统简化:同步发电机由纵轴暂态电抗 $x'_d$ 及其后恒定电势表示,电势相角与转子角 $\delta$ 相一致,负荷用恒定阻抗表示,机械输入功率 $P_{mi}$ 假定为常数。

在上述假设条件下,描述多机电力系统动态特性的微分方程为

$$M_i \frac{d^2 \delta_i}{dt^2} = -D_i \frac{d\delta_i}{dt} + P_{mi} - P_{ei} \quad (1)$$

$(i = 1, 2, \dots, n)$

式中  $C_{ij} = E_i E_j b_{ij}$ ,  $D_{ij} = E_i E_j g_{ij}$ ,

$$P_{ei} = E_i^2 g_{ii} + \sum_{j \neq i}^n [C_{ij} \sin(\delta_i - \delta_j) + D_{ij} \cos(\delta_i - \delta_j)]$$

设  $\frac{d^2 \delta_i}{dt^2} = \ddot{\delta}_i$ ,  $\frac{d\delta_i}{dt} = \dot{\delta}_i$ ,  $P_{mi} - E_i^2 g_{ii} = P_{0i}$ ,  $\sum_{j \neq i}^n [C_{ij} \sin(\delta_i -$

$\delta_j) + D_{ij} \cos(\delta_i - \delta_j) ] = P_i$

此时方程(1)可表示为

$$M_i \ddot{\delta}_i = -D_i \dot{\delta}_i + P_{0i} - P_i \quad (2)$$

定义相角中心角  $\delta_{0i} = \frac{1}{M_T} \sum_{i=1}^n M_i \delta_i$ ,  $M_T = \sum_{i=1}^n M_i$ ,  $\theta_i$

$= \delta_i - \delta_0$ ,  $\omega_0 = \dot{\delta}_0$ ,  $\dot{\theta}_i = \omega = \omega - \omega_0$ , 则在惯性中心坐标(COI)下考虑零阻尼情况, 系统运动方程可以表示为

$$\begin{cases} M_T \ddot{\delta}_0 = P_{COI} \\ M_i \dot{\omega} = P_{0i} - P_i - \frac{M_i}{M_T} P_{COI} \\ \dot{\theta} = \omega \end{cases} \quad (3)$$

式中,  $P_{COI} = \sum P_{0i} - 2 \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n D_{ij} \cos \delta_{ij}$ 。对于第*i*台机, 可以用局部能量函数(PEF)<sup>[2,5]</sup>表示为

$$\begin{aligned} V_i(\theta, \omega) = & \frac{1}{2} M_i \omega_i^2 - P_{0i}(\theta_i - \theta_i^t) - \\ & \sum_{j=1}^n \frac{\theta_i - \theta_j^t}{\theta_{ij} - \theta_{ij}^t} [C_{ij}(\cos \theta_{ij} - \cos \theta_{ij}^t - D_{ij} \\ & (\sin \theta_{ij} - \sin \theta_{ij}^t))] + \\ & \frac{M_i}{M_T} [\sum_{k=1}^n P_k(\theta_i - \theta_{ij}^t) - \\ & 2 \sum_{k=1}^{n-1} \sum_{j=k+1}^n \frac{\theta_i - \theta_j^t}{\theta_{ij} - \theta_{ij}^t} D_{kj}(\sin \theta_{kj} - \sin \theta_{kj}^t)] \end{aligned} \quad (4)$$

通常情况下, 在从短路故障发生到故障切除所经过的时间相对较短, 在这段时间内, 虽然发电机转子转速急剧变化, 但是各发电机转子之间的距离往往尚未拉开, 相对于惯量中心的相角变化不是太大, 所以可以忽略局部能量函数中的势能项, PEF能够简单地表示为

$$V_i \approx \frac{1}{2} M_i \omega_i^2 \quad (5)$$

现在讨论PEF与故障期间发电机不平衡功率的关系。第*i*台发电机相对于惯量中心的转子运动方程为

$$M_i \dot{\omega}_i = P_{mi} - P_i - \frac{M_i}{M_T} P_{COI} \quad (6)$$

对电力系统中的任意发电机而言, 其自身的惯量远远小于电力系统总惯量,  $M_i \ll M_T$ , 因此式(6)可以简化为式(7)所示。

$$M_i \dot{\omega}_i = P_{mi} - P_i \quad (7)$$

将式(7)代入式(5), 最终可以得到PEF的表达式为

$$V_i = \frac{1}{2M_i} \left| \int_0^t \Delta P_i dt \right|^2 \quad (8)$$

式中  $\Delta P_i = P_{mi} - P_i$ 。

由式(8)可以看出, 关键的变量为  $\left| \int_0^t \Delta P_i dt \right|^2$ , 它的物理意义表示了机组的加速度  $\Delta \omega$ , 能够反映故障后机组的加速能量。

研究表明, 短路故障期间的绝对动能增量指标与发电机失稳模式明显相关<sup>[6]</sup>, 率先失步的发电机动能增量比其余发电机多得多。因此提出利用短路故障期间的绝对动能增量对失稳模式作为判别指标, 其表达式为

$$\Delta E_{ik} = \int_0^{t_c} \Delta P_i dt \quad (9)$$

之所以提出利用绝对动能增量  $\Delta E_{ik}$  代替PEF作为控制敏感的指标, 原因是与PEF动能指标相比, 使用  $\Delta E_{ik}$  有一个明显的优点, 那就是可以从  $\Delta E_{ik}$  的正负看出发电机是加速还是减速。而无论电机是加速还是减速, PEF动能指标总是正数。绝对动能增量有明确的物理意义, 那就是在积分时间段内发电机转子实际机械动能的增量。

式(9)中  $t_c$  为故障切除时间。若假设在故障期间  $\Delta P_i$  是一个常数, 式(9)可以简化为近似绝对动能增量

$$\Delta E_{ik} = \Delta P_i \times t_c \quad (10)$$

这一假设的合理性同样是基于短路故障持续时间非常短暂。对于有*n*台发电机、收缩到发电机内节点的电力系统模型, 发电机电磁功率为

$$P_i = E_i^2 G_{ii} + \sum_{j=1}^n (E_i E_j B_{ij} \sin \delta_{ij} + E_i E_j G_{ij} \cos \delta_{ij}) \quad (11)$$

根据以上分析, 可以用发电机的近似绝对动能增量  $\Delta E_{ik} = \Delta P_i \times t_c$  作为控制敏感指标。要计算这一指标, 还需要一种特殊的潮流算法来计算短路期间的发电机不平衡功率。

## 2 基于叠加定理的加速功率快速估算方法研究

短路故障会造成能量“堵塞”在发电机上。对短路期间发电机加速功率进行积分, 就可以得到发电机短路期间的绝对动能增量, 该动能增量对失稳

模式有着巨大影响。通过数字仿真,可以得到较为准确的动能增量,但数字仿真耗时较多,难以在短时间内对大量预想故障进行快速扫描。在本节中,提出一种根据叠加原理计算短路期间电流的方法,对故障期间发电机加速功率做快速估算,从而实现绝对动能指标的快速估算。

电力系统三相短路期间的潮流无法直接用常规的潮流算法,如牛顿-拉夫逊迭代、PQ分解法等直接进行计算。但考虑到以下两点:

- 1) 短路节点电压降为0;
- 2) 发电机内节点电势不变。

可以用一种基于叠加原理的方法对短路期间潮流进行估算。

根据叠加原理,将故障中的网络状态看成是两种情况的叠加<sup>[8]</sup>。一种是事故前的稳定状态,即正常运行方式下潮流计算的结果,见图1(a);另一种是各个发电机电势均等于0,尽在故障点D加一电势,该电势刚好与正常情况下故障点D的电压 $\dot{V}_d$ 相等,但极性相反,如图1(b)所示。

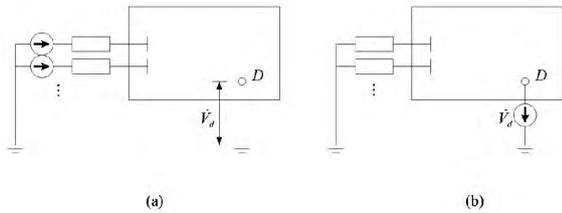


图1 叠加原理的应用

当两种情况叠加时,刚好让故障点D的电压在单相图中等于0,即相当于三相短路。按第2种情况计算所得的各节点电压就是短路时短路点等效电势造成的故障分量,与第1种情况的计算结果叠加,就可以得到故障期间的节点电压。

当采用叠加原理计算故障期间节点电压时,已知故障点在短路前的电压为 $\dot{V}_d^{(0)}$ ,根据故障点D的自阻抗 $Z_{dd}$ ,就可求出故障点的短路电流为

$$\dot{I}_d = -\frac{\dot{V}_d^{(0)}}{Z_{dd}} \quad (12)$$

取注入节点电流为电流正方向,所以在式(12)中去负值,再将上式求得的故障点短路电流作为唯一的非0电流元素代入网络方程可得

$$Z \cdot \dot{I} = \dot{V} \quad (13)$$

由故障点短路电流在各节点产生的电压分量为

$$\dot{V}_{i(d)} = -\frac{\dot{V}_d^{(0)}}{Z_{di}} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (14)$$

式中 $Z_{di}$ 为短路点D与节点i之间的互阻抗。将这一电压分量与故障前该节点的电压分量 $\dot{V}_i^{(0)}$ 相加,即得到短路故障期间的节点电压为

$$\dot{V}_i = V_i \angle \theta_i = \dot{V}_i + \dot{V}_{i(d)} \quad (15)$$

按以上方法计算出故障期间发电机机端电压,则可估算出故障期间发电机加速功率,发电机采用E恒定的二阶模型,根据稳态潮流,可以计算出故障前发电机内电势为

$$\dot{E}_i = E_i \angle \delta_i = \dot{V}_i + jX_i \dot{I}_i \quad (16)$$

式中 $\dot{I}_i$ 为稳态电流,可以表示为

$$\dot{I}_i = \frac{P_i - jQ_i}{\dot{V}_i^*} \quad (17)$$

式中 $P_i$ 、 $Q_i$ 为稳态时发电机的有功功率和无功功率。基于短路瞬间发电机功角不会发生突变,且E恒定,可估算发电机故障期间的电磁功率为

$$P_{is} = \frac{E_i V_i}{X_{di}} \sin(\delta_i - \theta_i) \quad (18)$$

假设故障期间机械功率保持恒定,则发电机故障期间不平衡为

$$\Delta P_i = P_{is} - P_i \quad (19)$$

通过上节研究可知,根据短路期间的不平衡加速功率大小,能够很快地确定控制敏感点在哪里,这对于切机地点和切机量的选择是非常有利的。

### 3 不平衡功率快速估算的算法实现

#### 3.1 负荷和发电机支路的处理

上节给出的是不平衡功率估算的基本算法,要实现这一算法,还有一些具体问题需要解决。首先是对负荷的处理,负荷折算成阻抗归入节点导纳矩阵中。假设一个有N个节点的电力系统,节点1~n为发电机节点,节点n+1~N为其他节点。负荷对应的阻抗为

$$y_{li} = \frac{P_{li} - jQ_{li}}{|V_i|^2} \quad i=n+1, \dots, n+N \quad (20)$$

式中: $P_{li} + jQ_{li}$ 为节点i的负荷;|V<sub>i</sub>|为节点i的电压幅值。对发电机节点采用相同的处理方式,发电机支路的导纳为

$$y_{gi} = 1/(R_i + jx_{di}) \quad i=1, 2, \dots, n \quad (21)$$

网络的节点导纳矩阵如式 (19) 所示。

$$Y_{BUS} = \begin{bmatrix} Y_1 & Y_2 \\ Y_3 & Y_4 \end{bmatrix} \begin{matrix} n \\ N-n \end{matrix} \quad (22)$$

现在将负荷和电机支路归入节点导纳矩阵中。新的节点导纳矩阵为

$$Y_D = \begin{bmatrix} y + Y_1 + y_{lg} & Y_2 \\ Y_3 & Y_4 + y_{ll} \end{bmatrix} \begin{matrix} n \\ N-n \end{matrix} \quad (23)$$

式中:

$$y_{lg} = \text{Diag}(y_{gi}) \quad i = 1, \dots, n$$

$$y_{ll} = \text{Diag}(y_{li}) \quad i = n+1, \dots, N$$

阻抗矩阵可通过求逆得到

$$Z_D = Y_D^{-1} \quad (24)$$

### 3.2 算法流程

加速功率估算流程如图 2 所示。

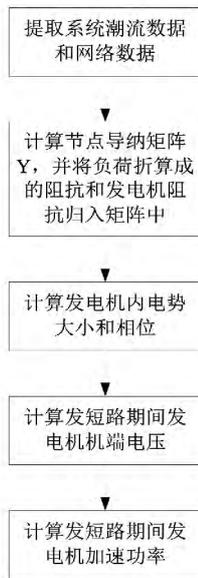


图 2 算法流程

## 4 算例分析

为验证所寻找的最优切机方法,采用 10 机 39 节点系统进行仿真分析,如图 3 所示。假设在母线 16 上发生三相短路故障,0.12 s 后切除故障线路 16 至 17。

表 1 节点 16 短路时的不平衡功率

|                        |     |     |     |     |     |
|------------------------|-----|-----|-----|-----|-----|
| 节点                     | 30  | 31  | 32  | 33  | 34  |
| $\Delta P / \text{MW}$ | 416 | 271 | 367 | 579 | 407 |
| 节点                     | 35  | 36  | 37  | 38  | 39  |
| $\Delta P / \text{MW}$ | 618 | 497 | 245 | 416 | 142 |

如果不进行紧急控制,系统将在第一个临界失步,其功角曲线如图 4 所示。按照所提出的方法,对故障期间加速功率计算,得到各台发电机加速功率如表 1 所示。

从表 1 中可以看出,节点 33、35 和 36 的发电机加速功率最大。所以,可以初步确定切机控制敏感点位于这 3 个节点。在节点 35 和 36 分别切除容量 100 MW 的机组能取得良好效果,可以保持系统稳定。其功角曲线如图 5 所示。

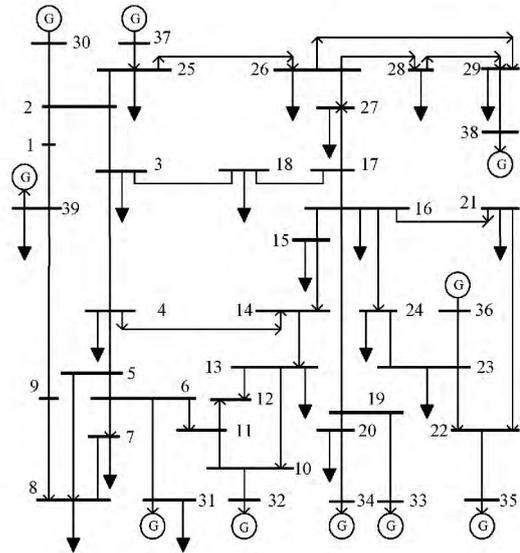


图 3 10 机 39 节点系统

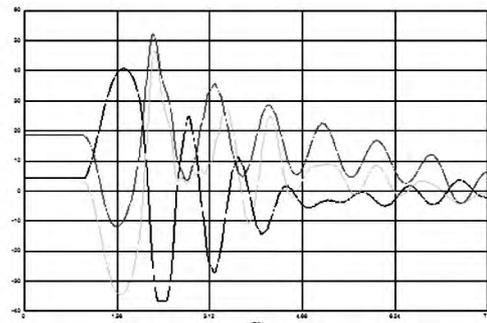


图 4 无紧急控制时的功角曲线

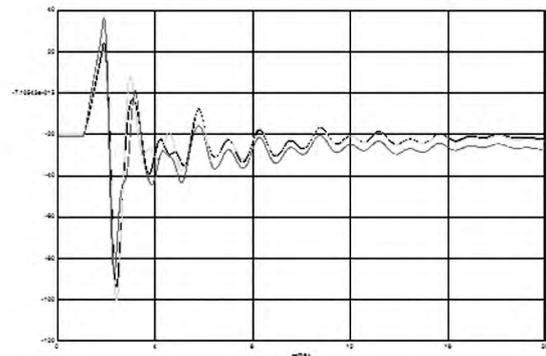


图 5 有紧急控制时的功角曲线

## 5 结 论

提出一种短路期间不平衡功率的计算方法。该方法基于叠加定理,认为故障中的电网电压由正常运行中的系统电压 和一个位于短路点、大小相位与事故前电压相同但极性相反的电源产生的电压叠加而成。计算得到机端电压后可计算出发电机不平衡功率,根据该不平衡功率可初步确定切机控制敏感点。最后在 IEEE 10 机 39 节点仿真模型上验证了该方法的正确性和有效性。

### 参考文献

[1] 薛禹胜,毛雪雁. 用 EEAC 法实现快关和切机[J]. 电力系统自动化,1993,17(12): 14-21.

[2] Stanton S E, Dykas W P. Analysis of a Local Transient Control Action by Partial Energy Functions [J]. Power Systems, IEEE Transactions on, 1989, 4(3): 996-1002.

[3] Stanton S E, Slivinsky C, Martin K, et al. Application of Phasor Measurements and Partial Energy Analysis in Stabilizing Large Disturbances [J]. Power Systems, IEEE Transactions on, 1995, 10(1): 297-306.

[4] 任伟,房大中,陈家荣,等. 基于最优控制原理的电力系统紧急控制及应用[J]. 电网技术,2009,33(2): 8-13.

[5] 李函,吴京涛.  $\Delta P$  积分作为暂稳控制切机启动判据的研究[J]. 清华大学学报(自然科学版),1997,37(7): 93-96.

[6] 闵勇,李函,林姿峰. 转子绝对动能增量及其在失稳模式判别中的应用[J]. 清华大学学报:自然科学版,

2003,43(9): 1161-1164.

[7] 闵勇,李函,林姿峰. 基于绝对动能增量的扩展 0-1 规划在线准实时决策算法[J]. 中国电机工程学报,2003,23(3): 5-9.

[8] 西安交通大学,清华大学,浙江大学等合编. 电力系统计算[M]. 北京:水利电力出版社,1978.

[9] 方勇杰,范文涛,陈永红,等. 在线预决策的暂态稳定控制系统[J]. 电力系统自动化,1999,23(1): 8-11.

[10] 朱江川,薛禹胜. 关于孤立稳定域的一个实例[J]. 电力系统自动化,1997,21(2): 27-31.

[11] 檀斌,薛禹胜. 多机系统混沌现象的研究[J]. 电力系统自动化,2001,25(2): 3-8.

[12] 郭琦,赵晋泉,张伯明. 基于 OMIB 的孤立稳定现象研究[J]. 电力系统自动化,2005,29(19): 14-18.

[13] 方勇杰. 用紧急控制降低由输电断面开断引发系统崩溃的风险对印度大停电事故的思考[J]. 电力系统自动化,2013,37(4): 1-5.

[14] 汤涌,卜广全,易俊. 印度“7.30”、“7.31”大停电事故分析及启示[J]. 中国电机工程学报,2012,32(25): 167-174.

[15] 李碧君,许剑冰,徐泰山,等. 大电网安全稳定综合协调防御的工程应用[J]. 电力系统自动化,2008,32(25): 25-30.

### 作者简介:

刘莹(1985),工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

刘晓宇(1986),助理工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

余婧峰(1988),助理工程师,主要研究方向为电网规划设计、电力系统分析与稳定;

张国芳(1985),工程师,主要研究方向为电力调度自动化。  
(收稿日期:2015-07-13)

(上接第24页)

[10] 文明浩,陈德树,吴伯华,等. 绝缘地线间隙放电对距离保护影响的研究[J]. 继电器,2000,29(10): 25-27.

[11] 李本良,袁兆祥,惠旭,等. 降低高压交流输电线路地线损耗的运行方式[J]. 电网技术,2011,35(3): 98-102.

[12] 毋金涛,盛戈睐,曾奕,等. 输电线路在线监测装置供电电源的设计[J]. 电工技术,2009,35(2): 33-35.

[13] 刘亚东,盛戈睐,王又佳,等. 基于功率控制法的电流互感器取电电源设计[J]. 电力系统自动化,2010,34(3): 70-74.

[14] Yamaguchi T, Takano S, Naganuma O, et al. Development of Power Supply System for Obstruction Lights Exploiting Induced Current Which Flows Through Overhead Ground Wires [C]. Transmission and Distribution Conference and Exposition 2002: Asia Pacific IEEE/PES, 2002: 2176-2180.

[15] R. L. Vasquez-Arnez, M. Masuda, J. A. Jardini, et al. Tap-off Power from the Overhead Shield Wires of an HV Transmission Line [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(2): 986-992.

(收稿日期:2015-04-22)

# 配网馈线接地定位及环供支线接地选线判据探讨

廖学静<sup>1</sup> 杨斌<sup>1</sup> 张振旗<sup>2</sup> 杨蒙<sup>2</sup> 崔彦波<sup>2</sup> 路欣<sup>2</sup>

(1. 国网四川省电力公司德阳供电公司 四川 德阳 618000;

2. 珠海威瀚科技发展有限公司 广东 珠海 519000)

**摘要:** 分析了不同接地方式下的接地电流特征及接地故障线路的过渡过程,并根据该过渡过程提出利用换路瞬间首个脉冲方向的定位/选线判据。该判据适用于不接地系统、消弧线圈接地系统的接地定位/选线,不受电压相位角的影响,不依赖零序电压,判据单一,接线简单。对该判据在各种故障情况下的应用进行了详细的分析。依照此判据实现的小电流接地选线装置的实际运行效果表明了该判据的准确性和实用性。

**关键词:** 接地电流暂态特征; 接地瞬间电流方向; 馈线接地定位; 环供支线接地选线

**Abstract:** The characteristics of grounding current under various grounding methods and the transient process of ground-line are analyzed. A criterion for grounding location/line selection using the first pulse direction of the moment when the circuit is switched is proposed according to the transient process. This criterion is suitable for grounding location/line selection of isolated neutral system and arc suppression coil grounding system. It is not affected by voltage phase angle and doesn't depend on zero-sequence voltage with single criterion and simple wiring. A detailed analysis on the criterion application in various faults is carried out. The accuracy and practicability of the proposed criterion is proved by the actual perfect application results of small current grounding line selection device taking the advantages of this criterion.

**Key words:** transient characteristics of grounding current; grounding transient current direction; feeder grounding location; ring feeder grounding line selection

中图分类号: TM773 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0043-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.010

## 0 引言

中国中压配网采用非有效接地系统,主要指中性点不接地或经消弧线圈接地系统,习惯称为小电流接地系统,其中不接地系统逐渐被消弧线圈接地系统取代,准确接地选线的重要性进一步突显出来。单相接地不影响用户电压的对称,允许连续供电1~2 h。尽快查找并及时处理接地故障线路就成为主要任务,小电流接地选线装置正确动作信号显得十分重要。据统计,单相接地故障占配网故障的80%以上<sup>[1]</sup>,这些接地故障点绝大部分在主干线的某区段或者在支线上,即使变电站接地选线动作正确,沿干线、支线查找仍旧十分困难。随着自动跟踪补偿技术的发展,全补偿已经不再成为禁区<sup>[2]</sup>,接地电流越来越小,接地故障定位与变电站接地选线技术一样,是当前配网自动化技术中突出的难题。

## 1 接地电流特征的回顾

馈线自动化的接地定位及环网支线接地选线所依据的电气特征与变电站接地选线大致相同。首先对非有效接地系统单相接地特征作简要回顾,图1是10 kV单相接地时的等值电路。

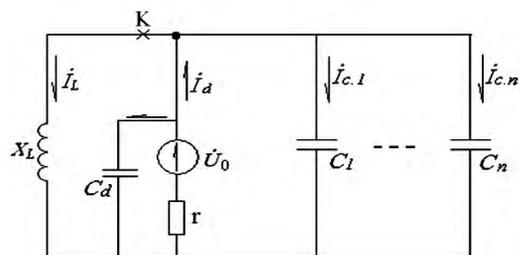


图1 单相接地等值电路

K点断开是中性点不接地系统,K点接通就是消弧线圈接地系统。

### 1.1 中性点不接地系统

图1中K点断开,就是中性点不接地系统单相

接地等值电路。遵照惯例,规定电流由母线指向线路为正方向,由线路指向母线为负方向。线路发生单相接地时,非故障线路有零序电流  $\dot{I}_{C,1} \cdots \dot{I}_{C,n}$ ,其数值等于线路自身的对地电容电流,电流的方向为正;接地故障线路出现的零序电流  $\dot{I}_d$ ,等于全系统非故障线路对地电容电流,电流方向为负。只要接地故障存在,上述电流方向自始至终不会改变。

### 1.2 中性点经消弧线圈接地系统

图1中K点接通便形成消弧线圈接地系统。消弧线圈按规程规定的脱谐度补偿,致使接地故障线路电流方向发生变化,接地故障线路在过补状态下接地电流方向与非故障线路相同,残流小而且不稳定。在补偿电流的作用下,故障点的残流在较短时间过零点消失,接地故障会自动消除,也给准确实现接地选线造成困难。消弧线圈的补偿电流与线路接地故障电流不是同时出现的。接地故障发生之前,无论是预调试、随调式或预随调式消弧线圈,电感电流接近0或者等于0,消弧线圈等效在退出状态。接地故障出现经“残流稳定时间”<sup>[2]</sup>之后才能补偿到设定值,与接地时刻存在一个时间差。

## 2 接地故障线路过渡过程回顾

消弧线圈接地系统中,单相接地时只有接地点至母线的线路区段接地电流特征发生了变化,与中性点消弧线圈有关系,非故障线路的运行状态与消弧线圈没有关系,其特征与不接地系统一样,没有任何变化。

推导接地选线暂态判据表达式的等值电路如图2所示。

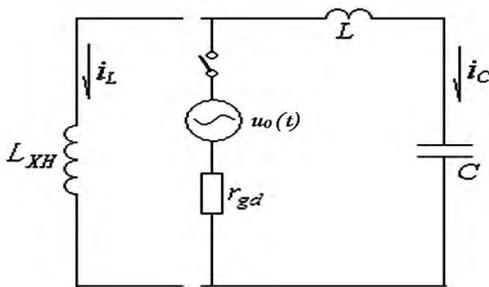


图2 单相接地过渡过程等值电路

图中  $L_{XH}$  为消弧线圈的电感;  $L$  为线路等值电感;  $C$  为系统的等值电容;  $r_{gd}$  等值过渡电阻,包括导线的电阻、故障点的电弧电阻及大地的电阻。

接地开始瞬间,考虑所述接地时刻设备的特征,

$i_L \approx 0$ ,电压初相位等于或接近  $\pm \pi/2$  附近,认为消弧线圈开路,将其从回路中断开。接地故障出现时,相当于零序电压  $u_0(t) = U_m \sin \omega t$  突然加在  $L$ 、 $C$ 、 $r$  串联回路上,可写出下面的二阶微分方程。

$$r_{gd}i + L \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t i dt = U_m \sin(\omega t + \varphi) \quad (1)$$

当式(2)成立时,电流的过渡过程具有衰减的周期特性。

$$r_{gd} < 2 \sqrt{L/C} \quad (2)$$

学术界认同式(2)总是成立<sup>[5-6]</sup>,并参考线路的波阻抗,  $\sqrt{L/C}$ 取 250 ~ 500  $\Omega$ <sup>[5,7]</sup>,当过渡电阻  $r_{gd} < 500 \sim 1\ 000 \Omega$  将出现衰减振荡电流。求解及简化处理后得出

$$i_{0, \max} = I_{C, m} \left( \frac{\omega_0}{\omega} e^{-\delta t} \sin \omega_0 t - \sin \omega t \right) \quad (3)$$

式中:  $I_{C, m}$  为系统的稳态电容电流;  $\omega_0$  为系统的共振频率  $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$ ;  $\omega$  为工频频率;  $\delta$  为自由分量衰减系数  $\delta = R/(2L)$ 。当  $t = T_0/4$  时,  $\sin \omega_0 t = 1$ ,过渡过程中首半波的最大电流值为

$$i_{0, \max} = I_{C, m} \left( \frac{\omega_0}{\omega} e^{-\delta t} - \sin \omega t \right) \quad (4)$$

最大电流与稳态电流之比,近似等于共振频率与工频频率之比,按照文献[6-9,10]描述的自由振荡频率 300 ~ 3 000 Hz,式(4)可达系统电容电流的 6 ~ 60 倍,极易捕捉。式(2)是暂态判据成立的依据。

## 3 瞬间电流方向判定法

单相接地实际上是换路过程,瞬间电流一定符合换路定律,不管是否出现衰减振荡电流,换路过程照旧存在。接地开始瞬间,过渡过程与不接地系统一样,接地故障线路电流的方向在过渡过程结束后才完成。据以上分析,尝试利用接地故障发生后瞬间电流方向完成区段接地定位及环供分支点的接地选线,称瞬间电流方向(或极性)判定法。遵循惯例规定,电流由母线流向线路为正,由线路指向母线为负,以简化接地瞬间电流方向的描述。零序电流互感器的 P1 端面向电源侧,与二次 S1 为同名端。非本段线路(即区外)接地故障时,各区段接地瞬间电流脉冲为正;本区段线路单相接地时,各区段接地瞬间电流脉冲为负。

各区段零序电流互感器采集到首个触发点之后, 后续的电流不再参与判定。本判据只获取换路瞬间首个脉冲方向, 不依赖零序电压, 是与现有的判据的区别点。接地故障消除之后, 零序电流也就不复存在, 可记录接地故障终止时间。

图3是电压过零时刻的金属性接地的录波, 此时消弧线圈瞬间出现最大的直流分量, 接地故障点的电源侧(简称上游)的所有区段均为故障线路, 线路零序电流互感器在直流分量通过时迅速饱和, 波形偏于时间轴一侧, 叠加在故障线路上, 瞬间极性与非故障区段线路电流相反。遵照前面所规定的正、负方向, 接地故障点的上游区段瞬间电流均为负, 在接地故障点的下游的区段瞬间均为正, 接地故障点在瞬间电流正、负之间。当非故障线路区段为架空线路或电缆较短时, 正极性特征不明显, 但是电流幅值界限清晰, 负极性突出仍判定为非故障区段。

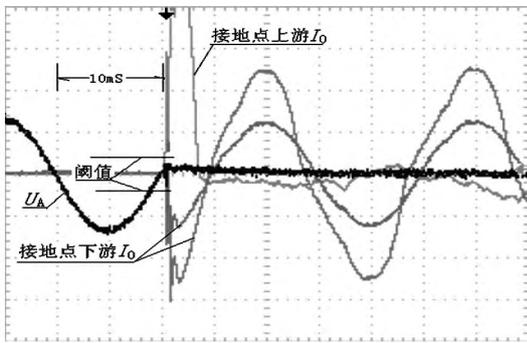


图3 金属性接地发生在电压过零时刻

### 3.1 区外单相接地故障时瞬间电流分布

图4是线路区外接地故障时瞬间电流方向示意图。

设接地故障点d在区外线路上, 实现馈线自动化接地定位的数个区段在线路L上, 非故障线路1TA~5TA仍属不接地系统, 检测到的瞬间零序电流均为正, 信息发送到监控中心后, 判定区外接地故障。只有接地点上游检测到瞬间零序电流为负, 如nTA标号。

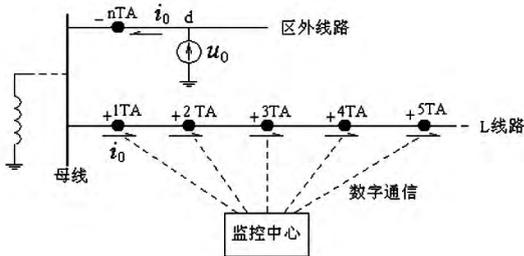


图4 区外单相接地故障瞬间电流方向

### 3.2 区内单相接地故障瞬间电流分布

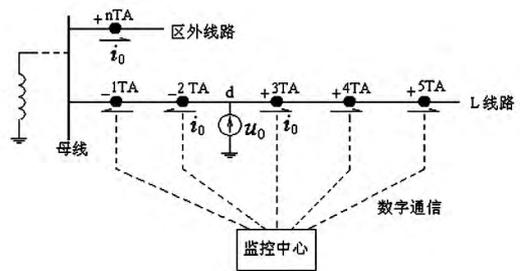


图5 区内单相接地故障瞬间电流方向

图5显示接地故障d在馈线自动化区段之内, 2TA与3TA之间时的瞬间电流方向, 上游1TA和2TA为负, 表明接地故障区段包括了1TA和2TA; 下游3TA、4TA、5TA及区外线路为正, 表明接地故障点不在该区段。接地故障点相邻上、下游的瞬间方向相反。接地故障点下游的正向瞬间脉冲是区段自身的电容电流, 比1TA和2TA幅值小许多, 特征微弱, 甚至接近零、采集不到, 这没有关系, 接地故障点一定在最后一级负向2TA的下游区段, 负向电流的背景是10kV母线上所有非故障线路的对地电容, 近似系统的电容电流, 幅值高、接地信息明显。总之接地点前后故障特征差异明显, 极易捕捉。

### 3.3 环供支线接地选线

环网柜、开闭所及电缆分支箱引出的支线一般2~4回, 双电源可切换供电, 平时只能由一个电源供电。线路中段引出的支线, 通常较短, 自身电容电流小。不少公司介绍按零序过电流整定, 超过某一设定值判定本线路接地, 这种简易的判据在线路很短时可以使用, 但是线路稍长就有问题了。过电流的整定原则是躲过区外接地故障时的最大电流, 保证区内最小接地电流时具有足够的灵敏系数。当线路稍长或有电缆线路时, 要满足这样的条件就困难了, 所以零序过电流判据只能适用于短线。环网支线接线如图6所示。

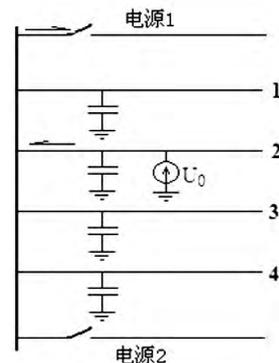


图6 环网柜、开闭所及电缆分支箱(环网支线)接线图

设环网支线由电源1供电,电源2断开,支线2发生接地故障,接地瞬间电流方向如图中箭头所示,故障线路与电源线路和消弧线圈串联在一起,电源1线瞬间电流为正向,支线2接地瞬间电流为负向。非故障线路1、3、4可以是长线,也可以是短线,也可能瞬间出现脉冲,也可能因自身电容电流太小测量不到,但是绝对不会出现高幅值的负向脉冲。由于电源1的背景是某变电站10 kV母线,接地瞬间换路电流的主体流向系统对地电容,所以幅值极高,信号特征明显,接地故障线路与电源线路瞬间电流方向相反,而且是唯一的。当接地故障在母线上时,线路1、2、3、4有可能因线路太短检测不到,但绝对不会出现与电源1反向脉冲信号,而电源侧的瞬间脉冲非常大,一定能够检测到,就可以判定母线接地故障。环供支线以电源线路作为比较基准,简单、可靠。环网点接地选线装置2014年11月在四川德阳供电公司某环网点试运行,记录到4次单相接地故障,录波完整,统计见表1。

表1 德阳某环供分支线动作记录

| 日期         | 时间       | 接地线路 | 最大峰值 /A |
|------------|----------|------|---------|
| 2014-11-07 | 15:33:05 | 政府支线 | 0.354   |
| 2014-11-15 | 21:58:06 | 电源进线 | 2.40    |
| 2014-12-12 | 19:02:14 | 电源进线 | 2.304   |
| 2015-04-27 | 11:54:30 | 电源进线 | 5.816   |

#### 4 结 语

接地电流瞬时方向判定法适用于不接地系统、消弧线圈接地系统的接地定位/选线,不受电压相位角的影响,不依赖零序电压,不需要增加三相电压互

感器,判据单一,接线简单。依照此判据的小电流接地选线装置于2014年11月在开普实验室通过了文献[3-4]规定的全部技术条件,样机投入了试运行,动作正确、录波完整。

#### 参考文献

[1] 郑顾平,杨以涵.配网自动化系统中小电流接地故障区段定位方法[J].中国电力工程学报,2012,32(13):103-108.

[2] DL/T 1057-2007,自动跟踪补偿消弧线圈成套装置技术条件[S].北京:中国电力出版社,2007.

[3] DL/T 872-2004,小接地电流系统单相接地保护装置[S].北京:中国电力出版社,2004.

[4] Q/GDW 369-2006,小电流接地系统单相接地故障选线装置技术规范[S].北京:中国电力出版社,2006.

[5] 要焕年,曹梅月.电力系统谐振接地[M].北京:中国电力出版社,2000.

[6] 贺家李,宋从矩.电力系统继电保护原理[M].北京:水利电力出版社,1985.

[7] 贾清泉.非有效接地电网选线保护技术[M].北京:国防工业出版社,2007.

[8] Ф. А. 李哈乞夫,吴维诚等译.消弧设备的选择、装设和运行[M].北京:电力工业出版社,1956.

[9] 薛永端,徐丙垠,冯祖仁,等.小电流接地故障暂态方向保护原理研究[J].中国电机工程学报,2003,23(7):51-56.

[10] 许颖,徐士珩.交流电力系统过电压防护及绝缘配合[M].北京:中国电力出版社,2006.

作者简介:

廖学静(1971),高级工程师,长期从事电力生产技术管理。

(收稿日期:2015-07-27)

# 提高供电可靠性 加快建设现代配电网

# 分布式电源对重要用户供电可靠性的影响研究

刘金森<sup>1</sup> 张彦<sup>1</sup> 何艳杰<sup>2</sup> 陈洪柱<sup>2</sup>

(1. 贵州电网公司电网规划研究中心, 贵州 贵阳 550003;

2. 天津天大求实电力新技术股份有限公司, 天津 300384)

**摘要:** 在配电网重要用户附近配置分布式电源,可以在外部电源故障时为重要用户继续供电。采用了基于馈线区的配电系统可靠性计算方法,建立了分布式电源的可靠性计算模型,提出了含分布式电源的重要用户供电可靠性评估方法。并通过实际算例,验证方法的有效性,分析了分布式电源对重要用户供电可靠性的影响。

**关键词:** 分布式电源; 供电可靠性; 重要用户

**Abstract:** The configuration of distributed generation around important users can provide power supply when external power failure occurs. According to reliability calculation method of distribution network based on feeder zoon, the reliability calculation model of distributed generation is established. Then the evaluation method of power supply reliability for important users considering distributed generation is proposed. The actual calculation verifies the validity of the proposed method, and the effect of distributed generation on power supply reliability of important users is analyzed.

**Key words:** distributed generation; power supply reliability; important user

中图分类号: TM76 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0047-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.011

## 0 引言

现代社会对电能高度依赖,对电力用户特别是重要用户连续稳定供电是电力企业履行社会责任的重要体现。重要电力用户是指在国家和地区的社会、政治、经济生活中占有重要地位,对其中断供电将可能造成人身伤亡或较为严重的环境污染、政治影响、经济损失或社会秩序混乱的用电单位。根据重要用户对供电可靠性的要求不同,可以分为特级重要用户、一级重要用户、二级重要用户和临时重要用户<sup>[1-2]</sup>。

近年来,随着环保压力的增大和新能源技术的进步,分布式电源(distributed generation, DG)和储能装置接入电网的比例越来越高。对于含有DG的配电网,发生故障后除了通过联络线路转带负荷,还可以通过DG与负荷组成孤岛运行继续为负荷供电<sup>[3]</sup>。因此,分布式电源的接入给供电可靠性带来了深远影响,深入研究含有分布式电源的重要用户可靠性计算具有重要意义。

## 1 基于馈线区的供电可靠性评估

为了保证重要用户的供电可靠性,其接线模式一般选择多分段多联络、双环网或N供一备的接线模式。但是不论用户有几路电源供电,通常只有一个电源点作为主电源,其他作为备用电源断开连接,因此配电网正常运行状态下是辐射状网络。

根据开关在故障隔离和恢复供电过程中的重要性,对辐射状配电网按照开关位置进行馈线区分割,如图1所示。

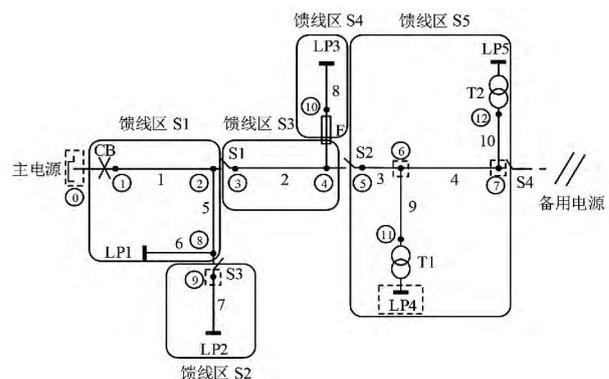


图1 基于馈线区的配电网分区示意图

将具有同样开关元件或保护元件的配电网分段定义为1个馈线区,图1所示配电网可以分为5个馈线区。每个馈线区包括开关(保护装置)、线路、负荷和分布式电源等元件。每个馈线区受故障影响的结果是一致的<sup>[4]</sup>。

根据拓扑学原理,将配电网分为通路和节点,其中节点又可以分为开关节点、负荷节点、连接节点、源节点和联络节点。开关节点作为馈线区分割的标志,与每个馈线区一一对应,因此通过对开关节点的编码就可以完整表示配电网的拓扑结构。配电网编码分层、分支和分级示意图如图2所示。

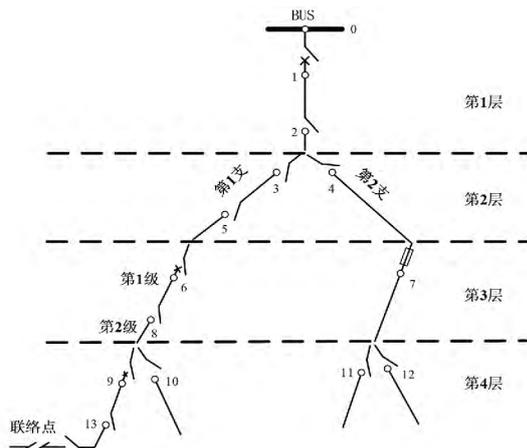


图2 配电网编码示意图

根据基于馈线区的配电网故障处理模式,将故障后的配电网分为无影响区域、前向区域、故障区域和后向区域,从而建立系统的故障模式影响分析(failure mode and effect analysis, FMEA)表,采用蒙特卡洛模拟法(Monte Carlo simulation, MCS)通过产生随机数的方式对配电网元件状态进行抽样,确定故障元件、故障发生时刻TTF、故障持续时间TTR和故障隔离时间TTI。

以TTR为例介绍状态抽样。认为故障无记忆性,则故障修复时间服从指数分布,其概率密度函数为

$$f(t) = \mu e^{-\mu t} \quad (1)$$

式中: $f(t)$ 表示元件在 $t$ 时刻被修复的概率; $\mu$ 表示元件修复率。则元件修复时间为 $T$ 的概率为

$$F'(T) = 1 - F(T) = e^{-\mu T} \quad (2)$$

式中, $F'(T)$ 为区间 $[0, 1]$ 内的数,因此可以通过产生 $[0, 1]$ 内的随机数的方式抽样TTR,抽样公式为

$$TTR = -\frac{1}{\mu} \ln R \quad (3)$$

式中, $R$ 为区间 $[0, 1]$ 内均匀分布的随机数。

这里主要研究的负荷点可靠性指标有<sup>[5]</sup>:

1) 停电时间(power outage duration, POD)

负荷点停电时间是指统计时间内该负荷点停运持续时间,单位一般为h/次或h/年。

2) 缺供电量(energy not supply, ENS)

负荷点缺供电量是指统计时间内该负荷点因停电造成的电量损失,记负荷点功率为 $L_a$ ,则 $ENS = POD \times L_a$ ,单位一般为kWh/次或kWh/年。

## 2 分布式电源的可靠性计算模型

目前,电网中常见的DG主要包括风机、光伏、小型燃气轮机和生物质能发电等,以及相应的储能装置,这里主要讨论间歇不可控DG对重要用户供电可靠性的影响。

### 2.1 风力发电时序模型

根据目前常用风力发电机类型,通用的风机出力函数为

$$P_w = \begin{cases} 0, & 0 \leq SW_t < V_{ci} \\ (A + B \times SW_t + C \times SW_t^2) P_r, & V_{ci} \leq SW_t < V_r \\ P_r, & V_r \leq SW_t \leq V_{co} \\ 0, & SW_t > V_{co} \end{cases} \quad (4)$$

式中: $SW_t$ 、 $V_{ci}$ 、 $V_r$ 、 $V_{co}$ 分别为风机的实时风速、切入风速、额定风速和切出风速; $P_w$ 和 $P_r$ 为风机的实时出力和额定出力;参数 $A$ 、 $B$ 、 $C$ 为风机出力曲线非线性部分的多项式拟合系数。 $SW_t$ 的实时序列可以采用自回归滑动平均(ARMA)模型产生<sup>[6-7]</sup>。

### 2.2 太阳能发电时序模型

光照强度可以采用光照动态概率模型或HDKR模型产生<sup>[8]</sup>。光伏阵列的实时出力模型为

$$P_b = \begin{cases} P_{sn} (G_{bt}^2 / (G_{std} R_c)), & 0 \leq G_{bt} < R_c \\ P_{sn} (G_{bt} / G_{sd}), & R_c \leq G_{bt} < G_{std} \\ P_{sn}, & G_{bt} \geq G_{std} \end{cases} \quad (7)$$

式中: $P_b$ 和 $P_{sn}$ 分别为光伏的实时功率和额定功率; $G_{bt}$ 和 $G_{std}$ 分别为实时光照强度和额定光照强度; $R_c$ 为某一特定强度的光强,实时光强超过 $R_c$ ,光伏出力与光强的关系开始由非线性变为线性。

### 2.3 负荷时序模型

负荷点第 $t$ 个小时的实时负荷为

$$L_t = L_p \times P_w \times P_d \times P_h(t) \quad (8)$$

式中:  $L_p$  为年负荷峰值;  $P_w$ 、 $P_d$  和  $P_h(t)$  分别为第  $t$  个小时对应的年-周负荷曲线、周-日负荷曲线和日-小时负荷曲线中的值。

### 2.4 储能装置时序模型

以铅酸蓄电池为代表建立储能装置模型。铅酸蓄电池的两池模型(kinetic battery model, KiBaM)可以较为全面地反映蓄电池充放电极限与 SOC 之间的关系,具体参见文献[9]。

## 3 含分布式电源的重要用户供电可靠性计算

分布式电源接入后,配电网故障位置的上下游区域可以通过 DG 与负荷形成孤岛,继续保持对用户供电。图 3 说明了含 DG 配电网故障后的孤岛形成过程。

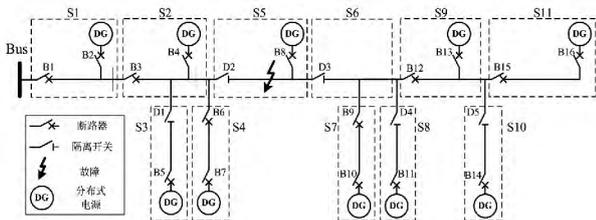


图 3 含 DG 配电网孤岛分区

图 3 所示配电网可以分为 11 个馈线区,假设 S5 馈线区发生故障,故障前后保护装置动作,断路器隔离故障区间、非故障区间的孤岛形成情况如表 1 所示。

表 1 故障后各馈线区分类

| 区域类型    | 馈线区编号       |
|---------|-------------|
| 故障区     | S5          |
| 无影响区    | S1          |
| 上游隔离区   | S2、S3       |
| 上游无缝孤岛区 | S4          |
| 下游隔离孤岛区 | S6、S8       |
| 下游无缝孤岛区 | S7、S9 ~ S11 |

故障发生后,故障区和上游隔离区停电,下游隔离孤岛区短暂停电后恢复供电,其他区域不受影响,可持续供电。故障隔离完成后,多个以馈线区为单位的孤岛可以通过 DG 供电独立运行,也可合并成组合孤岛运行。

孤岛中需要保持电源和负荷的功率平衡,当瞬时负荷大于当时 DG 和储能的出力上限时,需要削减负荷以保持孤岛稳定。当孤岛内均为普通负荷(负荷优先级相同)时,负荷削减的目标函数为

$$\max \sum_{k=1}^{N_L} \int_{t_{st}}^{t_{end}} L_k(t) X(k) \quad (9)$$

式中:  $t_{st}$  和  $t_{end}$  表示孤岛起始和结束时间;  $N_L$  表示孤岛内负荷点数量;  $L_k(t)$  表示第  $k$  个负荷点的实时功率;  $X(k)$  表示负荷点削减状态,  $X(k) = 1$  表示该负荷保留,  $X(k) = 0$  表示负荷被削减。负荷削减的目标就是保证在孤岛运行期间的电能供给最大。

当负荷中存在重要用户时,各负荷点之间优先级出现不同。当 DG 出力减少或储能放电极限约束导致需要削减负荷时,应该优先保证重要用户的供电。为了表征这种优先级区别,为各负荷点赋权。

$$\max \sum_{k=1}^{N_L} \int_{t_{st}}^{t_{end}} \lambda(k) L_k(t) X(k) \quad (10)$$

权重系数  $\lambda(k)$  的经验取值如表 2 所示。

表 2 不同重要程度用户在削减负荷时的权重取值

| 用户类型   | 权重取值范围                  |
|--------|-------------------------|
| 特级重要用户 | $\lambda \geq 100$      |
| 一级重要用户 | $35 \leq \lambda < 100$ |
| 二级重要用户 | $10 \leq \lambda < 35$  |
| 临时重要用户 | $\lambda \geq 10$       |
| 普通用户   | $\lambda = 1$           |

以 IEEE RBTS Bus 6<sup>[10-11]</sup> 中的多分支馈线系统为基础,构建含有多个分布式电源的配电系统,如图 4 所示。

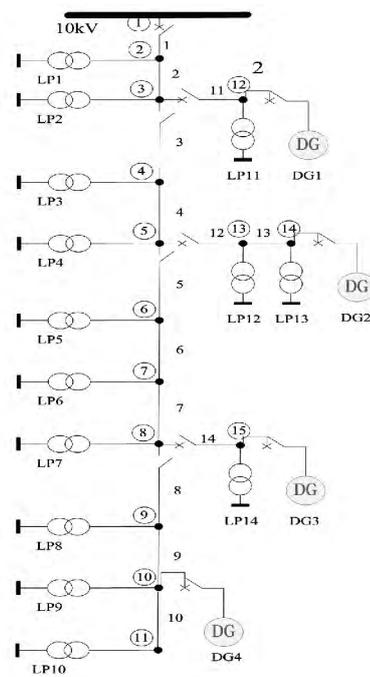


图 4 含分布式电源配电网结构图

图中每个 DG 包含风机、光伏和一定容量的储能装置。假设负荷点 LP14 为某二级重要用户,外部故

障时 DG3 与 LP14 形成孤岛运行,上游故障时 DG1、DG2 和 DG4 均有可能与 LP14 形成组合孤岛运行。通过按比例调整算例中分布式电源容量计算 LP14 可靠性,可以分析 DG 对用户供电可靠性的影响。

以可靠性指标负荷点年停电时间 POD 为例,分析 DG 的影响,结果如图 5 所示。

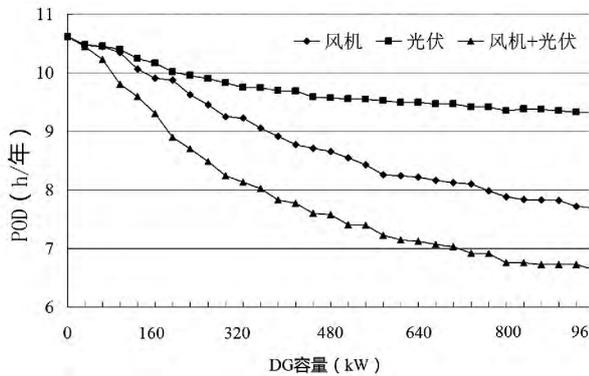


图5 DG 接入容量对重要用户 POD 的影响

从图 5 可以看到,分布式电源的接入对重要用户供电可靠性具有重要影响,具体分析如下:

1) 图中 3 条曲线均呈下降趋势,说明风机、光伏和储能装置的接入可以减少用户年平均停电时间,提高了用户供电可靠性。

2) 不同种类分布式电源对重要用户供电可靠性的提高不同。在本算例所采用的气象条件下,接入相同容量的风机比光伏对可靠性的提高效果更加明显。

3) 不同种类的分布式电源互相配合,可以在无风、阴天或夜晚等不同气象条件下起到为重要用户持续供电的作用,对可靠性的提升有更加积极的作用。

## 4 结论和建议

在蒙特卡洛仿真计算供电可靠性的基础上,通过馈线区分割编码和分布式电源模型的建立,提出了含分布式电源的可靠性计算方法。通过实例分析,证实了分布式电源的接入对于重要用户供电可靠性具有一定的提升作用,不同种类的分布式电源共同配置、在一定范围内增加分布式电源接入容量可以进一步提高重要用户供电可靠性。

### 参考文献

[1] GB/Z 29328-2012,重要电力用户供电电源及自备应急电源配置技术规范[S].

[2] 邵靛. 重要用户的风险评估体系研究[J]. 电气应用, 2013, (S1): 561-563, 595.

[3] 鲁宗相,王彩霞,闵勇,等. 微电网研究综述[J]. 电力系统自动化, 2007, 31(19): 100-106.

[4] R. P. Broadwater, H. E. Shaalan, A. Oka et al. Distribution System Reliability and Restoration Analysis[J]. Electric Power System Research, 1994, 29(3): 203-211.

[5] R. Billinton, J. E. Billinton. Distribution System Reliability Indices[J]. IEEE Trans. on Power Delivery, 1989, 4(1): 561-568.

[6] Rajesh Karki, Po Hu, Roy Billinton. A Simplified Wind Power Generation Model for Reliability Evaluation[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2006, 21(2): 533-540.

[7] R. Billinton, H. Chen, R. Ghajar. Time-series Models for Reliability Evaluation of Power Systems Including Wind Energy[J]. Microelectronics Reliability, 1996, 36(9): 1253-1261.

[8] Jeongje Park, Wu Liang, Jaeseok Choi, et al. A Probabilistic Reliability Evaluation of a Power System Including Solar/Photovoltaic Cell Generator[C]. IEEE Power & Energy Society General Meeting, July 26-30, 2009, Calgary, AB, Canada.

[9] James F Manwell, Jon G McGowan. Lead Acid Battery Storage Model for Hybrid Energy Systems[J]. Solar Energy, 1993, 50(5): 399-405.

[10] R. N. Allan, R. Billinton, I. Sjarief. A Reliability Test System for Educational Purposes - basic Distribution System Data and Results[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1991, 6(2): 813-830.

[11] R. Billinton, S. Johnnavithula. A Test System for Teaching Overall Power System Reliability Assessment[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1996, 11(4): 1670-1676.

### 作者简介:

刘金森(1983) 硕士,主要从事配电网一次规划、供电可靠性规划研究等工作;

何艳杰(1987) 学士,主要从事配电网规划及供电可靠性规划研究等工作;

陈洪柱(1983) 学士,主要从事配电网规划、供电可靠性及配电自动化相关研究工作。

(收稿日期: 2015-06-23)

# 基于内模控制的 SSSC 前馈解耦控制策略研究

曾 舒 张花芝 辜 俊 丁颖萍

( 国网江西省电力公司抚州供电分公司 江西 抚州 344000)

摘 要: 根据内模控制原理和解耦控制策略,研究了基于内模解耦控制的 SSSC 控制器,由于 SSSC 的  $d-q$  电流、 $d-q$  电压都存在着交叉耦合,解耦控制可以实现对  $d-q$  电流和  $d-q$  电压的成功解耦。基于内模原理设计的控制器其设计原理简单,控制器参数整定比较容易,物理概念清晰,容易实现,而且能够达到良好的效果,最后详细设计并搭建了 SSSC 在不同工作方式下的仿真模型,经过实验仿真验证了这种控制方法的良好性。

关键词: SSSC; 前馈解耦; 内模控制

**Abstract:** According to internal model control theory and decoupling control strategy, the controller of static synchronous series compensator (SSSC) is developed based on internal model decoupling control. Because both of  $dq$  currents and  $dq$  voltage exist cross coupling, decoupling control can successfully decouple  $dq$  currents and  $dq$  voltage. The design principle of the proposed controller based on internal model control is simple, the tuning of its parameters is easier and the physical concept is clear, so it can achieve good results. In the end, the simulation models of SSSC are designed in detail and established under different operating modes. This control method is verified to be very good by the simulation.

**Key words:** static synchronous series compensator; feed-forward decoupling; internal model control

中图分类号: TP273 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0051-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.012

## 0 引 言

随着电力系统向大规模电网互联的方向发展,电力系统变得越来越复杂。如此庞大的非线性系统的参数往往也是不固定的,致使大规模电网的运行和维护都比较麻烦。多年来很多学者和科学家都在寻找保证电力系统安全、稳定运行的方法,近几年主要集中在对 FACTS 技术的研究;而 FACTS 技术的核心和关键技术是它的控制策略,目前 PI 控制器<sup>[1-2]</sup>是实际中应用最广泛的,但是 PI 参数跟系统的结构或运行方式有关,系统结构或运行方式的改变都需要重新整定 PI 参数,所以整定较麻烦。而智能控制<sup>[3-5]</sup>虽然能够在线对控制器参数进行整定,但它还处于理论研究的层面,实际应用较少,还有待在实践中进行检验。鉴于以上控制策略存在的缺点,应用了一种新的控制策略内模控制对 FACTS 技术中的 SSSC 控制器进行设计,由于它不但具有 PI 的所有优点,还有自身的很多优点,它不过分依赖系统的结构和运行方式,参数整定简单,具有较强的鲁

棒性,而且已在很多领域得到了广泛的应用<sup>[6-7]</sup>,所以将内模控制应用于 SSSC 控制器的研究具有一定的理论意义和工程应用价值。

## 1 内模控制原理

图 1 为内模控制器的结构原理图<sup>[8]</sup>,图中  $P(S)$  为被控对象,  $C(S)$  为反馈控制器,  $M(S)$  为对象模型,  $d(S)$  为扰动量,  $R(S)$  为参考输入,  $Y(S)$  为系统输出,  $N(S)$  为反馈量,虚线框图中  $Q(S)$  的为内模控制器。

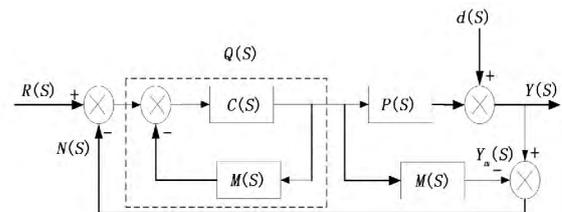


图 1 内模控制器结构框图

由图 1 可以得出下面的关系式:

$$C(S) = Q(S) / [1 - M(S) Q(S)] \quad (1)$$

$$Y(S) = P(S) Q(S) R(S) / [1 + Q(S) (P(S) - M(S))] + [1 - Q(S) M(S)] d(S) / [1 + Q(S) (P(S) - M(S))]$$

$$= P(S) C(S) R(S) / [1 + C(S) P(S)] + d(S) / [1 + C(S) P(S)] \quad (2)$$

由式(1)、式(2)可知:当被控对象与模型匹配(即  $P(S) = M(S)$ )时,若选择  $Q(S) = 1/M(S)$ 时,则  $Y(S) = R(S)$ ,即系统的输出等于输入,不受任何干扰信号的影响,具有较强的鲁棒性;当被控对象与模型不匹配时,反馈信息中包含扰动量和模型失配的某些信息,从而有利于控制系统的抗扰动设计。由于各种原因,在实际工程中很难保证对象模型的准确性;为了解决这种情况而引入了滤波环节(滤波器),其目的是当控制对象与模型失配时使系统保持稳定,若合理选取滤波器的结构和参数,能够有效抑制干扰,增强系统的鲁棒性。

## 2 SSSC 的控制策略

### 2.1 SSSC 数学模型的建立及前馈解耦控制

图 2 是 SSSC 的结构原理框图,电压源换流器的直流侧可以采用直流电压或者直流电容,这里采用直流电压。采用直流电压时,SSSC 可以用来调节端电压幅值、相角、线路电抗、线路潮流。

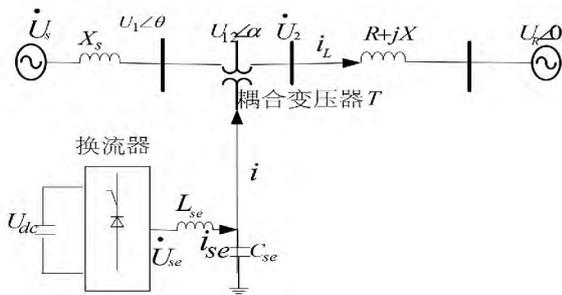


图 2 SSSC 的基本结构原理框图

由图 2 可以列出 SSSC 的数学模型(只列其中一相的):

$$u_{se} = u_{12} - R_{se} \cdot i_{se} - L_{se} di_{se}/dt \quad (3)$$

$$C_{se} du_{12}/dt = i_{se} - i \quad (4)$$

将式(3)、式(4)中的三相数学模型进行 3/2 Park 变换,然后进行拉普拉斯变换得到频域内的系统模型,最后将系统模型进行解耦可得解耦的控制模型和解耦后的控制模型,如图 3 和图 4( $d, q$  轴模型相同)所示。

由图 4 可以看出  $d, q$  轴电压、电流不存在任何的关联,即成功地实现了解耦控制。

### 2.2 基于内模控制的调节器的设计

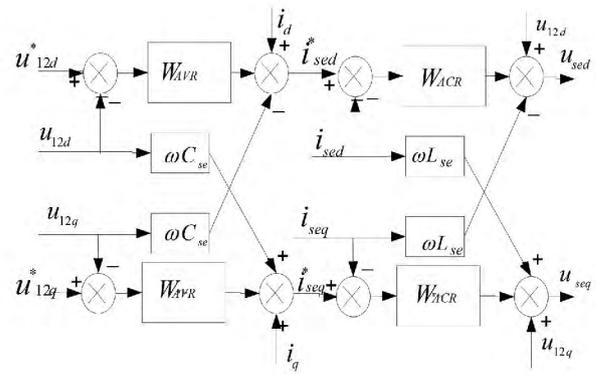


图 3 系统解耦的控制模型

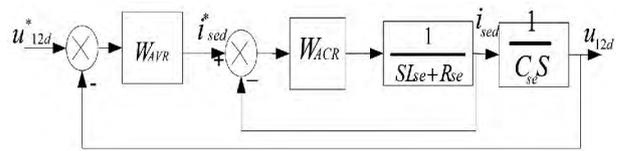


图 4 系统解耦后的控制模型

由于  $d, q$  轴模型相同,所以下面以  $d$  轴来设计。

#### 2.2.1 电流内环控制器设计

由于实际中换流器存在延时,可用一阶惯性环节来  $T_{PWM}/(T_{PWM}S + 1)$  等效<sup>[9]</sup>,则电流内环的被控对象为

$$P_i(S) = \frac{K_{PWM}}{(T_{PWM}S + 1)(SL_{se} + R_{se})} \quad (5)$$

假设被控对象与模型匹配时,即  $M(S) = P_i(S)$ ,由于  $M(S)$  为最小相位系统,此时取  $Q(S) = F_i(S)/M(S)$  ( $F_i(S)$  为低通滤波器),低通滤波器取为

$$F_i(S) = \frac{1}{T_{ci}S + 1} \quad (6)$$

此时可得电流反馈控制器为

$$W_{ACR} = C(S) = \frac{(T_{PWM}S + 1)(SL_{se} + R_{se})}{K_{PWM}T_{ci}S} \quad (7)$$

由式(6)、式(7)可以看出内模控制器只有一个调节参数( $T_{ci}$  滤波器的时间常数),调节起来比较简单容易。

#### 2.2.2 电压外环调节器设计

在控制对象与模型匹配时,将设计好的电流环进行如下的等效,由式(7)和图 4 可以得出:

$$\frac{i_{sed}}{i_{sed}^*} = \frac{1}{T_{ci}S + 1} \quad (8)$$

由式(8)可以看出电流闭环只与滤波器的参数  $T_{ci}$  有关,而与电流环的被控对象参数(整流器、电机、线路的参数)无关。说明内模控制对被控对象

的参数变化具有较强的鲁棒性。

则电压外环的过程模型为

$$P_V(S) = \frac{1}{C_{se}S(T_{ci}S + 1)} \quad (9)$$

由于对象模型中含有积分环节,为了被控对象与模型相匹配,选取滤波环节

$$F_V(S) = \frac{2T_{cu}S + 1}{(T_{cu}S + 1)^2} \quad (10)$$

则此时可得电压反馈控制器为

$$W_{AVR} = C(S) = \frac{C_{se}(2T_{cu}S + 1)(T_{ci}S + 1)}{T_{cu}^2 S} \quad (11)$$

### 2.2.3 根据不同的控制目标进行控制器设计

1) 端电压幅值调节(即动态电压调节),只补偿母线电压  $\dot{U}_1$  的幅值,相位不变。设计过程如下:首先通过锁相环得出母线电压  $\dot{U}_1$  的相位,将其经过三角函数发生器得到三相单位电压,然后乘以电压指令幅值与母线电压  $\dot{U}_1$  的幅值的差值得到三相串联补偿电压,最后对其进行  $dq$  变换得到  $U_{12d}$ 、 $U_{12q}$ ,与上述电流、电压解耦控制结合即为完整的端电压调节控制器。控制框图如图 5 所示。

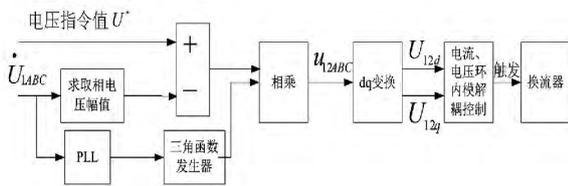


图 5 SSSC 用于调节端电压控制框图

2) 电压相角调节,这种只调节端电压相角但不改变端电压幅值,设计过程如下:首先设定相角指令值,然后将其经过三角函数发生器得到的三相单位电压信号与  $\dot{U}_1$  的幅值相乘得到三相电压  $\dot{U}_2$ , $\dot{U}_2$  减去  $\dot{U}_1$  得到  $\dot{U}_{12}$ ,将三相电压  $\dot{U}_{12}$  进行  $dq$  变换得到  $\dot{U}_{12d}$ 、 $\dot{U}_{12q}$ ,与上述电流、电压解耦控制结合即为完整的移相控制器。控制框图如图 6 所示。

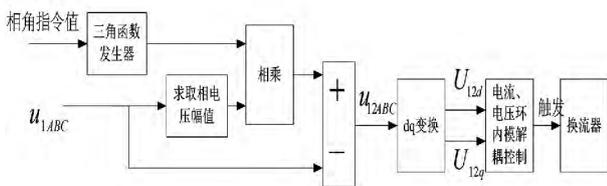


图 6 SSSC 用于调节电压相角控制框图

3) 线路电抗调节,由于 SSSC 注入的电压  $\dot{U}_{12}$  与线路电流无关,在 SSSC 与线路无有功功率交换时,此时  $\dot{U}_{12}$  与线路电流相位角相差  $\pm 90^\circ$ ,可以将其等

效为一串联电抗(容性或感性),从而可以调节线路电抗。控制框图如图 7 所示。

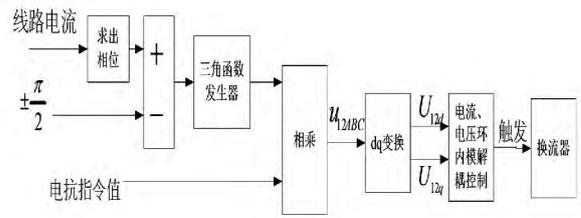


图 7 SSSC 用于调节线路阻抗控制框图

4) 调节线路潮流,由于这里的换流器直流侧使用直流电压源,所以可以用来控制输电线路潮流, $U_{12d}$ 控制无功功率, $U_{12q}$ 控制有功功率。控制结构框图如图 8 所示。

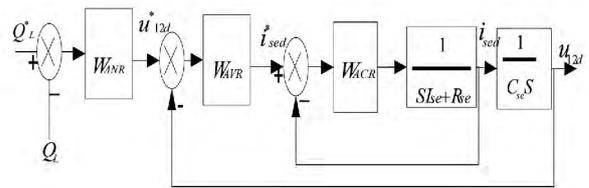


图 8 SSSC 用于调节线路潮流的控制框图

下面根据内模控制整定功率控制器  $W_{ANR}$ 。

上述电压环设计好以后可以等效为

$$\frac{u_{12d}}{u_{12d}^*} = F_V(S) = \frac{2T_{cu}S + 1}{(T_{cu}S + 1)^2}, \text{ 由于 } \frac{Q_L}{u_{12d}} =$$

$\frac{wL}{(LS + R)^2 + (wL)^2}$  所以功率环的被控对象为

$$P_Q(S) = F_V(S) \frac{wLV}{(LS + R)^2 + (wL)^2} \text{ 选滤波器为}$$

$$F_Q(S) = \frac{3T_{cQ}S + 1}{(T_{cQ}S + 1)^3} \quad (12)$$

则可得功率控制器为

$$W_{ANR} = \frac{(3T_{cQS} + 1)(T_{cu}S + 1)^2 [(LS + R)^2 + (wL)^2]}{wLVT_{cQ}^2 S^2 (2T_{cu}S + 1)(T_{cQ}S + 3)} \quad (13)$$

## 3 仿真结果分析

利用 Matlab/Simulink 仿真软件对上述基于内模原理设计的 SSSC 控制器在 4 种工作方式下进行仿真分析,系统模型采用单机无穷大系统,如图 2 所示,仿真系统参数如表 1 所示。

根据第 2 节的基于内模原理的控制器设计方法,可以取控制器参数  $T_{ci} = 0.001$ ,  $T_{cu} = 0.005$ ,  $T_{cQ} = 0.01$ 。下面通过 Bode 图来对控制器的控制效果

表 1 系统参数

| 参数                                   | 数值                     |
|--------------------------------------|------------------------|
| 首端电压有 $\dot{U}_s$                    | $220 \angle 100^\circ$ |
| 末端电压 $\dot{U}_R$                     | $220 \angle 90^\circ$  |
| 电网频率 $f / \text{Hz}$                 | 50                     |
| 变压器 $T_2 (Y/d1)$ 变比                  | 1:1                    |
| 首端连接的阻抗 $R_s + j\omega L_s / \Omega$ | $(0.2 + j0.5\pi)$      |
| 线路阻抗 $R + jX / \Omega$               | $(2 + j25\pi)$         |
| 换流器等值电阻 $R_{se} / \Omega$            | 0.01                   |
| 滤波电感 $L_{se} / \text{mH}$            | 6                      |
| 滤波电容 $C_{se} / \mu\text{F}$          | 66                     |
| 直流侧电压 $U_{dc} / \text{V}$            | 600                    |

进行分析,功率环中被控对象  $P_Q(S) = \frac{wLV(2T_{cu}S+1)}{(T_{cu}S+1)^2(LS+R)^2+(wL)^2}$ 、开环传递函数  $P_{Q0}(S) = \frac{3T_{cQ}S+1}{T_{cQ}^2S^2(T_{cQ}S+3)}$ 、闭环传递函数  $P_{Qs}(S) = \frac{3T_{cQ}S+1}{(T_{cQ}S+1)^3}$  的频率特性如图 9、图 10 和图 11 所示。

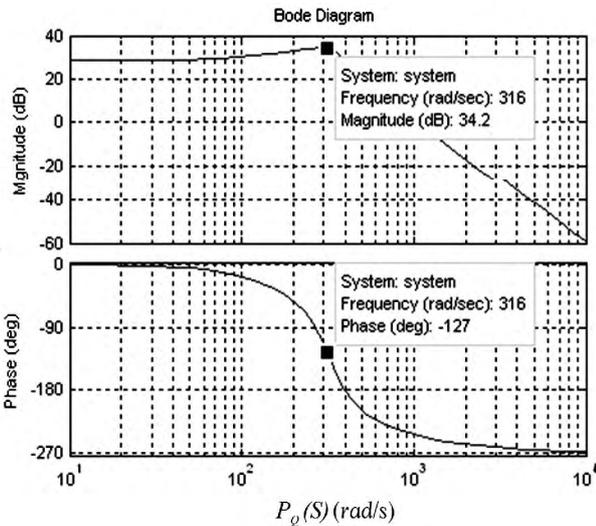


图 9 被控对象  $P_Q(S)$  的频率特性

从图 9 中可以看到被控对象  $P_Q(S)$  在频率为 316 rad/s 处发生谐振,谐振峰值为 34.2 dB,而由图 10 和图 11 可见在控制器的作用下开环传递函数  $P_{Q0}(S)$  和闭环传递函数  $P_{Qs}(S)$  谐振基本被抑制,闭环传递函数在基频下的幅值为 -11.5 dB。由此可见控制器参数的取值较合适,在此控制器的作用下能够很好地抑制系统的谐振,而且有较快的反应速度。

下面利用 Matlab/Simulink 平台对基于内模控制的 SSSC 在 4 种工作方式下进行实验仿真分析。

图 12 为端电压调节,当系统电压  $\dot{U}_1$  在 0.2 ~ 0.3 s 突然升高时,为了维持系统的稳定运行,一般

需要对其进行电压负补偿,使电压运行在稳定值附近。由图中可以看到经 SSSC 调节后电压恢复到稳定值,而且相角保持不变,很好地达到了端电压控制的目的。

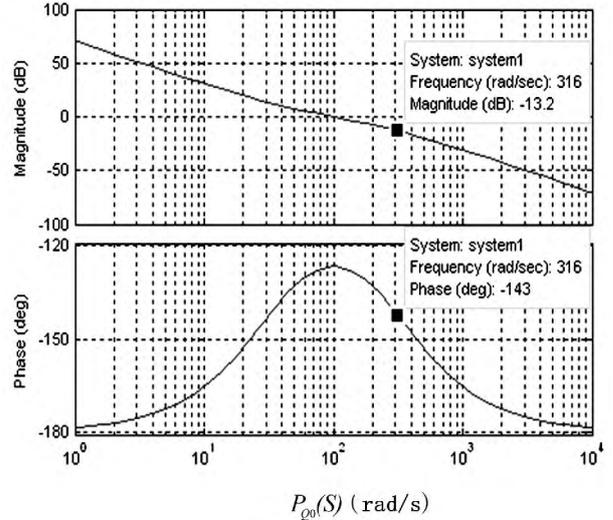


图 10 控制系统开环传递函数  $P_{Q0}(S)$  的频率特性

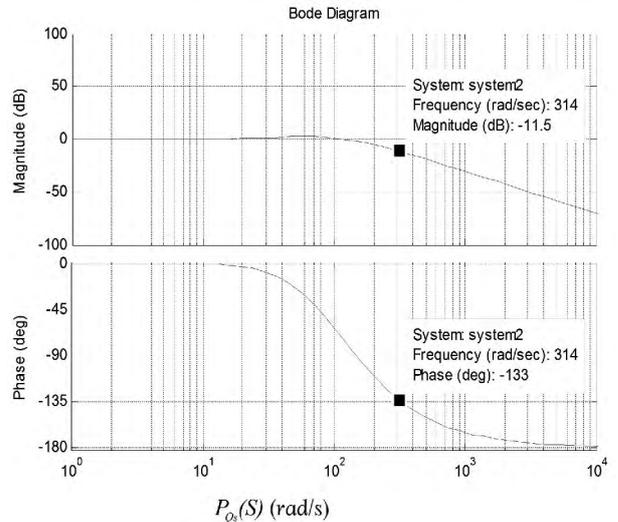


图 11 控制系统闭环  $P_{Qs}(s)$  的频率特性

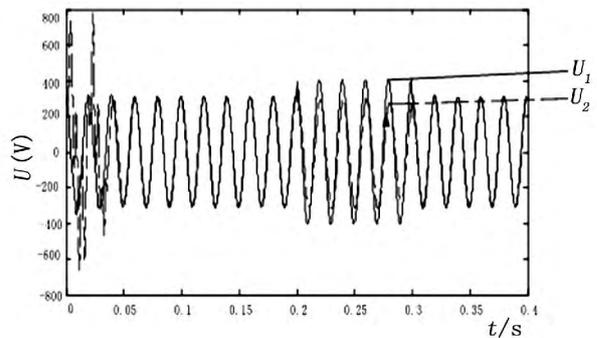


图 12 SSSC 调节端电压突升情况

图 13 为相位调节,指令值( $\dot{U}_2$  的相角)设定为  $15^\circ$ ,由图中可以看到,在 SSSC 的调节下电压  $\dot{U}_2$  的

相角跟踪指令值保持不变,而且电压幅值与  $\dot{U}_1$  的幅值相同,也就是说 SSSC 只调节  $\dot{U}_1$  的相角,其幅值保持不变。

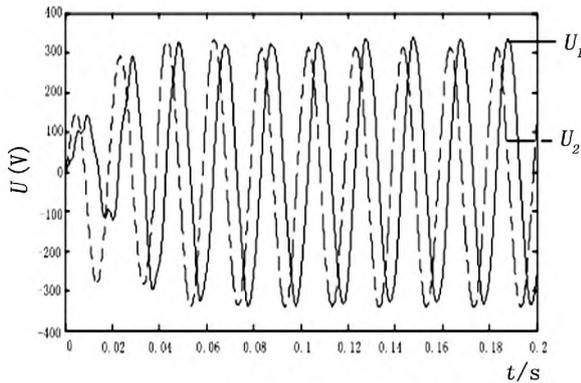


图13 SSSC 用来调节母线的相位

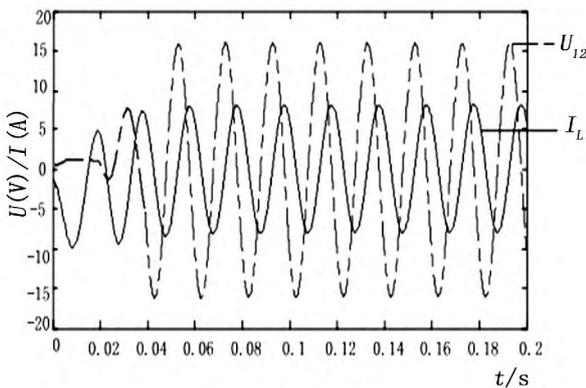


图14 SSSC 用来调节线路电抗

图14为线路电抗调节,指令电抗值设定为  $2\ \Omega$ ,则 SSSC 等效的串联电压  $\dot{U}_{12}$  的幅值为线路电流幅值的2倍,相角相差  $90^\circ$ 。由图中可知:电压  $\dot{U}_{12}$  经过两个周期达到期望值,调节非常迅速。

图15、图16是线路潮流调节,由图15、图16可知线路有功(无功)给定值在0.3 s由0 kW( /kvar)跳变为5 kW( /kvar) 在1 s时由5 kW( /kvar)跳变为-1 kW( /kvar),线路有功(无功)功率分别经过约0.1 s和0.2 s后准确地跟踪有功(无功)潮流的跳变,快速地实现了线路潮流控制的目的。

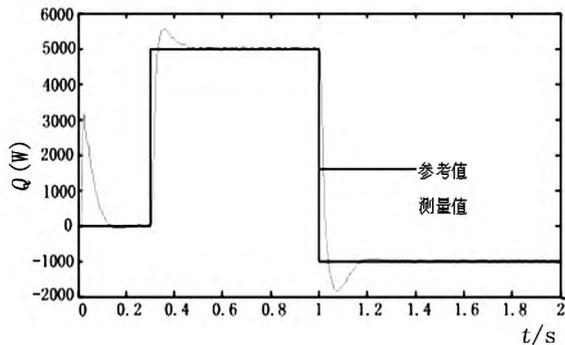


图15 线路有功功率跟踪情况

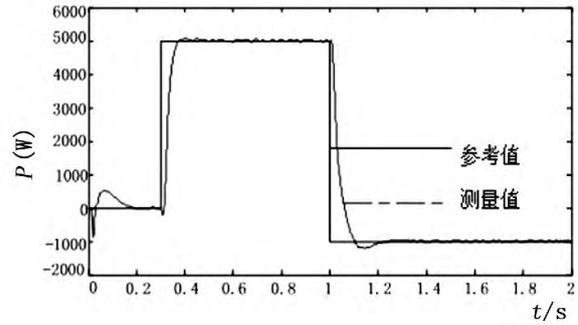


图16 线路无功功率跟踪情况

## 4 结论

首先利用内模原理设计 SSSC 控制器,通过绘制 Bode 图来分析控制器参数的取值合理。由以上的 SSSC 在不同工作方式下的实验结果表明,基于内模原理设计的控制器具有较强的鲁棒性,能够快速调节系统使其跟踪运行参数期望值,而且内模控制器只有一个调节参数(滤波参数),调节简单,具有很好的跟踪效果。

### 参考文献

- [1] 黄崇鑫. 统一潮流控制器控制策略的研究[D]. 成都: 西南交通大学 2009: 21 - 24.
- [2] Huang Zhengyu, Ni Yixin, Shen C M, et al. Application of Unified Power flow Controller in Interconnected Power Systems - modeling, Interface: Control Strategy and Case Study [J]. IEEE Trans on Power Systems 2000, 15(2): 817 - 824.
- [3] 王超, 舒乃秋, 吕小静. 统一潮流控制器的模糊控制策略设计[J]. 继电器 2003, 31(10): 13 - 17.
- [4] 黄振宇, 刁勤华, 孙岩, 等. UPFC 的模糊调制控制研究[J]. 电力系统自动化 2000, 24(2): 36 - 41.
- [5] 张爱国, 韩军锋, 蒋程. 基于神经网络自适应 PI 控制的 SSSC 潮流控制器[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(22): 1 - 5.
- [6] 罗霄华. 一阶线性时滞系统的内模控制设计[J]. 山西电子技术 2011(6): 1 - 5.
- [7] 王晓燕. 多变量解耦内模控制在锅炉燃烧系统中的应用研究[D]. 青岛: 青岛科技大学 2008: 26 - 40.
- [8] 齐菲. 多变量内模控制的仿真研究[D]. 北京: 北京化工大学 2008: 7 - 9.
- [9] 朱鹏程. 用于 UPFC 的串、并联双变流器控制策略研究[D]. 武汉: 华中科技大学 2005: 104 - 106.

(收稿日期: 2015 - 06 - 23)

# 一种针-环结构大气压氦气等离子体射流特性研究

林德锋<sup>1</sup>, 罗书豪<sup>1</sup>, 廖广凡<sup>1</sup>, 侯世英<sup>2</sup>, 邓庆<sup>3</sup>

(1. 国网四川省电力公司检修公司, 四川 成都 610042;

2. 重庆大学输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044;

3. 雅砻江流域水电开发有限公司锦屏水力发电厂, 四川 凉山 615000)

**摘要:** 为研究电极位置的改变对大气压氦气等离子体射流特性的影响, 设计并制作了一种针-环结构的射流装置。通过实验研究了接地电极位置对放电发展、放电功率及射流长度的影响, 在此基础上, 对各现象的物理机理进行分析。实验结果表明: 随着外部电压的不断升高, 且接地电极与喷口间距  $D$  为 28 mm 时, 可以实现稳定的正向电流“三脉冲”、负向电流“单脉冲”放电, 而当  $D$  值减小为 18.8 mm 时, 在电流正向只能实现“两脉冲”放电, 而负向依然只有一个电流脉冲, 但电流脉冲的清晰度更为明显; 当  $D$  值分别为 28、18.8 mm 时, 放电由伪辉光进入丝状模式的电压分别为 6、6.2、8 kV, 呈上升趋势; 在固定电压下, 气流的变化对于 APPJ 的功率几乎没有影响, 但随着  $D$  值的增大, 功率却不断减小; 在同一电压下, 随着外部气流量的增加, 射流长度首先上升至最大值, 随后经一过渡阶段, 最终趋于平稳长度, 当  $D$  值增大时, 射流长度呈现出减小趋势。

**关键词:** 针-环结构; 多脉冲; 电极位置; 射流长度; 功率

**Abstract:** In order to investigate the influence of changing electrode position on the characteristics of helium plasma jet at atmospheric pressure, a plasma jet with needle-ring configuration is designed. In the experiment, the discharge process, dissipated power and jet length are studied through position changing of grounding electrode. Based on the experiment, the physical mechanism of the phenomenon is analyzed. The experiment results show that stable positive current "three pulses" and negative "single pulse" can be realized with the rising of applied voltage when the distance between grounding electrode and nozzle is equal to  $D = 28$  mm. When  $D$  is reduced to 18.8 mm, the positive can only appear "two pulses", and there is still only one negative current pulse, but the definition of the current pulse is more obvious. When the value of  $D$  separately equal to 28, 18.8 mm, the applied voltage makes pseudo glow into filamentous discharge mode is 6, 6.2 and 8 kV that is on the rising, respectively. The dissipated power of the jet is almost unchanged though the variation of airflow under fixed voltage, but it decreased as  $D$  is increased. With the increasing of gas flow, the jet length will becomes longer at the first stage, then gets shorter, and a permanent length to the end. At the same time, the jet length becomes shorter with the increase of  $D$ .

**Key words:** needle-ring configuration; multi-pulses; electrode position; jet length; dissipated power

中图分类号: TM89 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0056-08

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.013

## 0 引言

一直以来, 人们利用气体放电产生低温等离子, 并将其用于材料表面改性<sup>[1]</sup>、等离子体刻蚀<sup>[2]</sup>、环境工程<sup>[3]</sup>以及等离子体医学<sup>[4]</sup>等领域。传统意义上的低气压放电大多是在 0.1~500 Pa 的密闭腔体内完成, 也有少数的应用压强达 104 Pa [5], 但昂贵的气压设备不但增加了系统体积, 提高了整体运行成本, 而且给操作带来了很大不便。更为重要的是, 并不是所有的物品都能进入到真空环境<sup>[6]</sup>。在这

个背景下, 大气压等离子体射流(atmospheric pressure plasma jet, APPJ)应运而生, 在兼顾低温等离子体自身的温度低、绿色化的特点之外, APPJ 可工作在敞开的大气环境下, 无需真空设备, 直接通过强气流将等离子体“吹出”放电腔, 具有更加广阔的应用前景。为此, 对 APPJ 的放电特性进行研究是很有意义的。

目前, 针对 APPJ 的设计及其电特性的研究, 国内外已有许多报道。大体上来说, APPJ 可分为基于微孔阴极原理和介质阻挡放电(dielectric barrier discharge, DBD)两大类(单电极 APPJ 除外), 而 DBD

形式的 APPJ 因更易实现均匀放电,且功率适中,备受学者们的青睐。在国际上,韩国的 Hong Y C 小组利用超细绝缘管,实现了 60 cm 的超长等离子体射流<sup>[7]</sup>。美国的 Laroussi M 课题组通过增强型电荷耦合器件(intensified charge coupled device, ICCD)对等离子体的运动状态进行拍摄,发现以圆环形状存在的等离子体“子弹”运动速度高达 106 m/s,并认为电压及气体流量是影响射流长度的两个重要因素<sup>[8]</sup>。德国的 Teschke M 认为 APPJ 是一种电现象,指出电场的分布对于等离子体的发展起着至关重要的作用<sup>[9]</sup>。英国的 Kong M G 教授团队在进行环-板结构氦气等离子体射流的发展过程研究时,首次报道了射流型等离子体中的混沌现象<sup>[10]</sup>,同时他们通过发射光谱诊断了粒子成分,并系统揭示了脉冲电源在 APPJ 中的优越性<sup>[11]</sup>。国内在这方面的研究虽然起步较晚,但也有不少成果报道。华中科技大学的卢新培教授课题组在单针电极方面做了大量的工作<sup>[12-13]</sup>,详细探讨了脉冲电压幅值、频率、脉宽时间、气体流量以及喷口直径对射流长度的影响<sup>[14]</sup>,制作的针-环氦气 APPJ 装置射流长度达 11 cm<sup>[15]</sup>。大连理工大学的任春生教授团队在进行氦气等离子体射流时,发现了 APPJ 的“自组织模式”,从机理上对放电模式的演化进行解释<sup>[16-17]</sup>。清华大学蒲以康教授课题组借助于电子倍增电荷耦合器件(electron-multiplying charge coupled device, EM-CCD),讨论了喷口外部气体环境对 APPJ 长度的影响<sup>[18]</sup>。西安交通大学张冠军教授通过实验与仿真相结合的方法,探讨了气流对 APPJ 长度的影响<sup>[19]</sup>。中科院物理所江南教授发现了外表面两电极 APPJ 的“电荷溢流”现象,探讨了 APPJ 的传输机理及影响其长度的实验参数<sup>[20]</sup>。尽管如此,但前述研究工作都是在固定电极位置的条件开展的,虽然对影响 APPJ 特性的各种因素都进行了研究,如外加电压类型、气体种类、气流速率等,可这些研究并没有提及电极位置的变化对 APPJ 特性的影响,其机理的解释还没有做深入研究,缺乏相关结论。同时,对于 APPJ 发展过程中出现的正向电流“多脉冲”、负向电流“单脉冲”放电形式还没有报道。

针对该问题,设计并制作了一种针-环结构的氦气等离子体射流装置,在 10 kHz 正弦波交流电压源的驱动下,通过改变两电极的相对位置,来研究电极相对位置对放电发展、放电功率、射流长度的影

响,并从机理上对实验现象加以解释,为针-环式等离子体射流的应用及理论分析提供了相关依据。

## 1 实验装置

### 1.1 电极结构

图 1 给出了针-环结构等离子体射流示意图及照片,该装置主体部分为长 100 mm 的石英管,外径  $O_D$  内径  $I_D$  分别为 8.5.39 mm,进气口距离喷口约 44 mm。在石英管的上游端口处插入直径为 1.64 mm 不锈钢针,为了确保针电极与石英管同轴,采用自制的绝缘塞子将其固定,并施以密封。接地电极为铜皮绕制,宽度  $W = 12.76$  mm,实验选用上海济阳科技有限公司生产的氦气作为放电气体,其纯度为 99.999%。在实际操作中,主要利用喷口以外的等离子体进行应用,为此,从喷口处开始测量等离子体射流长度  $L$ ,图 1 中  $D$  为接地电极与喷口的距离,实验主要通过改变  $D$  值,对射流特性进行对比分析。

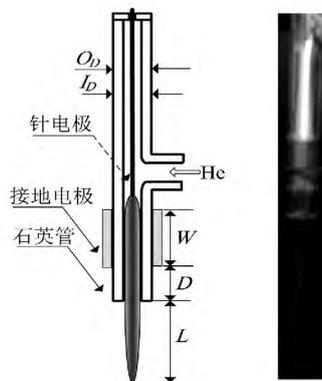
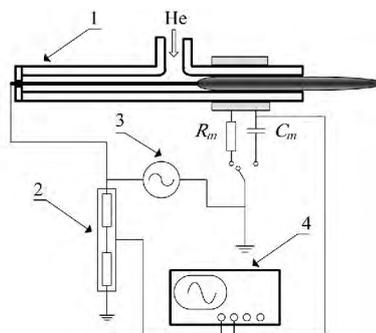


图 1 针-环结构等离子体射流示意图及照片



1.射流装置;2.高压探头;3.高压电源;4.示波器

图 2 实验系统示意图

### 1.2 测量系统

图 2 为实验系统示意图。射流的驱动电源选用南京苏曼电子有限公司的 CTP-2 000 K 低温等离子

体电源,其输出电压有效值范围是0~30 kV,输出频率调节范围为5~20 kHz,电源中心频率10 kHz。RIGOL DS1102D 数字示波器记录放电时的电压电流波形图,图2中 $R_m$ 、 $C_m$ 分别为50  $\Omega$ 的无感电阻、0.47  $\mu\text{F}$ 的电容,用于测量放电电流及放电电荷。

### 1.3 功率计算

本实验选用较为有效的 $Q-U$ 李萨如图法对等离子的放电功率进行测量。主要通过将放电回路低压端串入测量电容 $C_m$ ,利用其积分特性,在时间上对微放电电流信号进行积分,转化为放电所传输的电荷量 $Q$ ,回路中的电流可表示为

$$I = \frac{dQ}{dt} = \frac{d(C_m U_m)}{dt} = C_m \frac{dU_m}{dt} \quad (1)$$

式(1)中 $U_m$ 为电容两端电压值,它与电荷量 $Q$ 成正比,此时放电功率计算公式为

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T U I dt = \frac{C_m}{T} \int_0^T U \frac{dU_m}{dt} dt \\ = \frac{C_m}{T} \int_0^T U dU_m = f C_m \oint U dU_m \quad (2)$$

式(2)中: $P$ 为放电产生的功率; $f$ 为外施电压频率; $U$ 为外施电压值。由式(2)可以看出,气体放电在一个周期内的功率正比于李萨如图所围成的面积,图3给出了一典型李萨如图,通过Matlab拟合计算,可以得到等离子射流的放电功率。

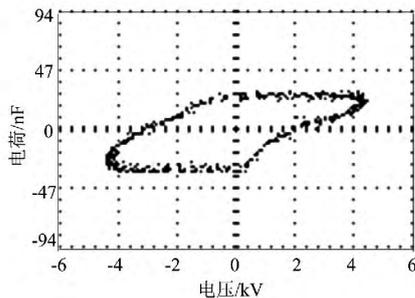


图3 典型的 $Q-U$ 李萨如图

## 2 实验结果与讨论

### 2.1 放电发展

图4给出了接地电极与喷嘴间距 $D$ 为28 mm时的外施电压与放电电流波形图,电源输出频率固定为10 kHz,氦气流量 $Q=60$  L/h。实验中观察到,外加电压为1.22 kV时,开始在针电极尖端附近出现发光,同时在两电极间也有微弱光,但管内其他地方并无放电现象,为未放电迁移区,图4(a)为该时

刻的电压、电流波形图,可以看出,放电较为稳定,在每个半周期内,仅有一个电流脉冲,每个电流脉冲均由电流鼓包与电流脉冲组成,且总出现在电压上升时刻。正向电流脉冲持续时间为9  $\mu\text{s}$ 、幅值0.84 mA,电流脉冲出现时刻对应的正向电压值为440 V;负向脉冲持续时间约4  $\mu\text{s}$ 、幅值0.88 mA,电

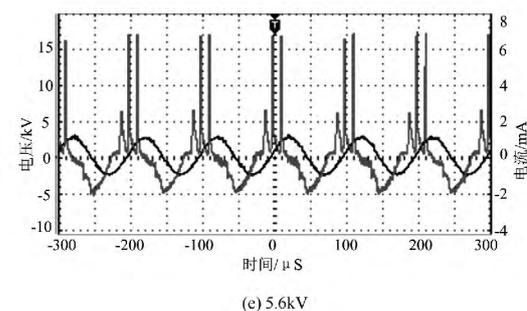
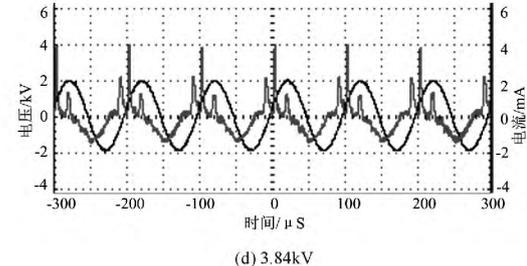
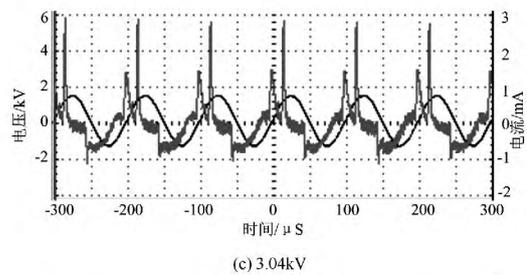
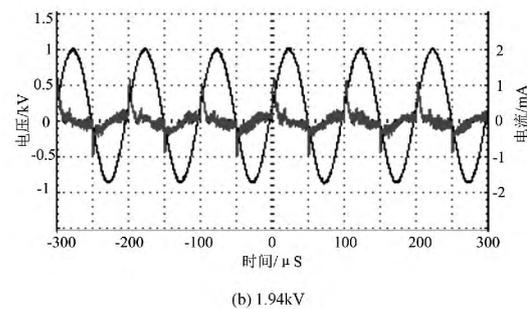
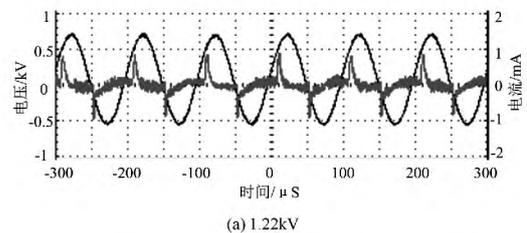


图4  $D=28$  mm时放电电压电流波形图  
流脉冲出现时刻对应的电压值为-148 V,这主要是

由于针-环射流结构的极不对称所造成,当电压处于正负半周时,空间电荷与介质上的积累电荷分布不对等,其对外部电场的抑制作用各不相同,使得电流在各半周体现出不同的放电特性。

当外加电压 1.94 kV 时,开始在电流正半周期出现第 2 个电流脉冲(幅值很小),如图 4(b)所示,正负向脉冲电流值分别增至 1.16、0.94 mA。同时,电流脉冲出现时刻比外加电压 1.22 kV 时有所提前,相应地,正向电流脉冲出现时刻对应的电压值由 440 V(图 4(a)所示)降为 240 V,而负向电压值也由 -148 V(图 4(a)所示)降为 -100 V。

对于这种现象,可以用“记忆电压”来解释<sup>[21]</sup>,当气体击穿并到达稳定放电时,在每半个放电周期结束之后,均有一定数量的异号电荷堆积在介质的表面,用于抵消外部电场,使得总的合成电场小于气隙电场,促使放电截止。由于外部施加的是交流电压,在下半周期到来时,由上一次放电截止时异号电荷产生的电场此时起到了加强合成电场的作用,外部施加相对较小的电压值就开始放电。为此可以看出,1.94 kV 时由管壁堆积电荷产生的电场明显强于 1.22 kV 时的电场,前者(1.94 kV)不管是在正向还是负向,放电起始电压均比后者(1.22 kV)低。另外,由于外部电压一直加载在两电极之间,电压在 1.22 kV 时管内已经放电,由残留电荷与亚稳态活性粒子提供的“种子电子”也会导致气隙电压降低,使得后面的放电更加容易进行。

随着外加电压不断升高,正向电流幅值不断增大,图 4(c)为 3.04 kV 时电压、电流波形图,可以看出,在负向电压反向瞬间,首个正向电流脉冲已经出现,其电流幅值增至 1.48 mA,第 2 个电流脉冲幅值增至 2.88 mA,两脉冲的时间间隔为 6  $\mu$ s,且持续时间也较 1.94 kV 时有所增长,而负向电流脉冲幅值几乎不变,只是位移电流鼓包变得更宽。

然而,当继续升高电压至 3.84 kV 时,电流负向已不再显示电流脉冲,其正向脉冲出现于电压极性反向之前的特性更为明显,且此时在正向已经出现第 3 个电流脉冲。如图 4(d)所示,第 1 个、第 2 个和第 3 个脉冲电流幅值分别为 2.2、3.94、1.28 mA,第 1、第 2 个电流脉冲时间间隔为 3  $\mu$ s,第 2 个、第 3 个电流脉冲时间间隔为 9  $\mu$ s。当电压为 5.6 kV 时,可以实现较为稳定的正向三脉冲放电。如图 4(e)所示,第 1、第 2 个电流脉冲时间间隔仍为 3  $\mu$ s,第

2、第 3 个电流脉冲时间间隔缩短至 3  $\mu$ s。另外,3 个电流脉冲的幅值分别为 2.8、6.8、6.8 mA,但在电流波形负半周,仍然没有电流脉冲出现。

对于这种正向电流“多脉冲”,负向电流“单脉冲”的放电特性,主要是由射流装置的电极结构所造成的。当外部电压处于正半周时,由于石英管壁紧挨接地电极侧,而在高压电极附近没有任何介质覆盖,在这种情况下,由于电子质量较轻,会高速向瞬时阳极(针电极)移动,而正离子因质量相对较大,虽然会缓慢向瞬时阴极(接地电极)靠拢,但相对于电子来说,其几乎静止于瞬时阳极(针电极)附近,这使得针电极附近正的空间电荷浓度很高,有利于加强针电极附近的电场强度,加之前半周在介质表面的积累电荷形成的电场与此时的电场同向,使得外加较小的电压就会形成放电,甚至在极性反向之前就已发生放电(如图 4(d)、(e)所示)。另外,外部电场仍在加强,在时间上允许气隙被多次击穿,使得电流正向出现多个电流脉冲。但当电子进一步向瞬时阳极靠拢、正离子进一步往瞬时阴极移动时,反向空间电场的强度不断增大,促使合成电场小于气隙击穿电场,使得正向放电截止。而当外部电压处于负半周时,由于接地电极被介质覆盖,电子在电场作用下高速向接地电极处的介质表面运动(此时接地电极为瞬时阳极),并不断在其表面积累成电荷,而正离子质量相对较大,其运动状态对于电子来说,仍有部分静止于放电空间内。此时外部电场与累积电荷产生的电场正好相反,恰好抑制了管内的合成电场,使得微放电在负向仅出现一次电流脉冲(如图 4(a)~(c)所示),甚至在负半周就不显示出电流脉冲(如图 4(d)~(e)所示)。这一方面可能是因为此时外加负向电压相对较高,使得针电极附近正的空间电荷浓度过高,导致合成场强始终低于气隙击穿场强,微放电虽然可以持续,但在负向并不显示电流脉冲;而在另一方面,可能是因为放电间隙太短,在时间和空间上没能允许空间电荷在相对合理的范围内移动,导致形成的空间电场主要利于正向放电的发生,进而抑制了负向放电。而当电压为 6 kV 时,开始过渡到丝状放电模式。

综上所述可以看出,当气体被击穿后,首先在正负半周均会出现电流脉冲,随着外加电压逐步升高,正负向的电流脉冲幅值均有所增强,且出现时刻也会提前,但当电压加至一定程度以后,正向电流的脉冲个

数增至2个、甚至是3个,而负向已不再出现电流脉冲。对于这种规律性较强的放电形式,是由于射流装置电极参数配置的特殊性所引起,该放电特性的出现与两电极的相对位置是否有着密切的关系,还是对于该类针-环结构的放电装置所共有的,需要进一步的研究。

因此,为了确定该放电特性的发生与两电极位置的关系,在该放电装置上,由于高压电极和气体入口的位置已经固定,而接地电极的调整相对容易,通过调节接地电极离喷口的距离,来改变两电极的相对位置,进一步对这种放电形式进行研究。

当把 $D$ 值调为18 mm时发现,将外部电压调至1.22 kV时,高压电极的尖端并没发光,同时也不出现放电电流脉冲,直至电压为3.6 kV时,可以实现较为稳定的放电,图5(a)为此时的放电波形,其正向电流脉冲幅值可达2.16 mA,而负向仅出现较弱的持续电流,即负极性电晕放电的“无脉冲电晕”阶段。当电压升至4.6 kV时(图5(b)),正负向电流脉冲幅值均有明显增加,幅值分别为4.4、0.7 mA。当外加电压4.8 kV时,开始在正向出现第2个电流脉冲,且负向电流脉冲个数仍为1个,只是幅值略有增加,但正向第2个电流脉冲的稳定性相对较差,直至电压为5.0 kV,放电变得相对稳定,图5(c)为此时的电压电流波形图。然而,倘若继续升高电压,正负向电流脉冲的个数并不发生任何变化,只是电流幅值及其持续时间有所改变,图5(c)中的正向电流脉冲幅值分别为0.96、2.72 mA,负向为1.1 mA,而图5(d)则增至1.52、3.08 mA、负向1.44 mA。当电压升至6.2 kV时,开始进入丝状放电模式。

通过对比图4与图5可以发现, $D$ 值的减小使得出现不规则丝状放电的电压由6 kV变为6.2 kV,同时只能观察到含2个正向脉冲的放电电流波形,但在稳定的多脉冲放电阶段, $D$ 为18 mm时的负向脉冲电流的形状比 $D$ 为28 mm时显得更为明显。然而,倘若 $D$ 值进一步减小,这种放电特性会有所改变吗?

针对该问题,进一步将 $D$ 值减为8 mm,此时仍可以观察到放电伊始时,正向电流幅值大大超过了几乎为0的负向电流。外加电压5 kV时,在负向的电流脉冲才开始不稳定出现,图6(a)为外加电压7.2 kV时的稳定放电波形图,在该电压下,进一步将其与 $D=28、18$  mm时的放电状态相比,它们( $D=28、18$  mm)

在该电压下已经出现了不规则的丝状放电。而在电压继续上升的过程中,当电压为7.4 kV时可以观察到电流正向的第2个电流脉冲,如图6(b)所示,而在其负向,电流脉冲的形状较前两种情况时更为清晰,但个数仍为1个。类似的,该情况下仍会出现丝状放电,只是此时的电压已提升至8 kV。

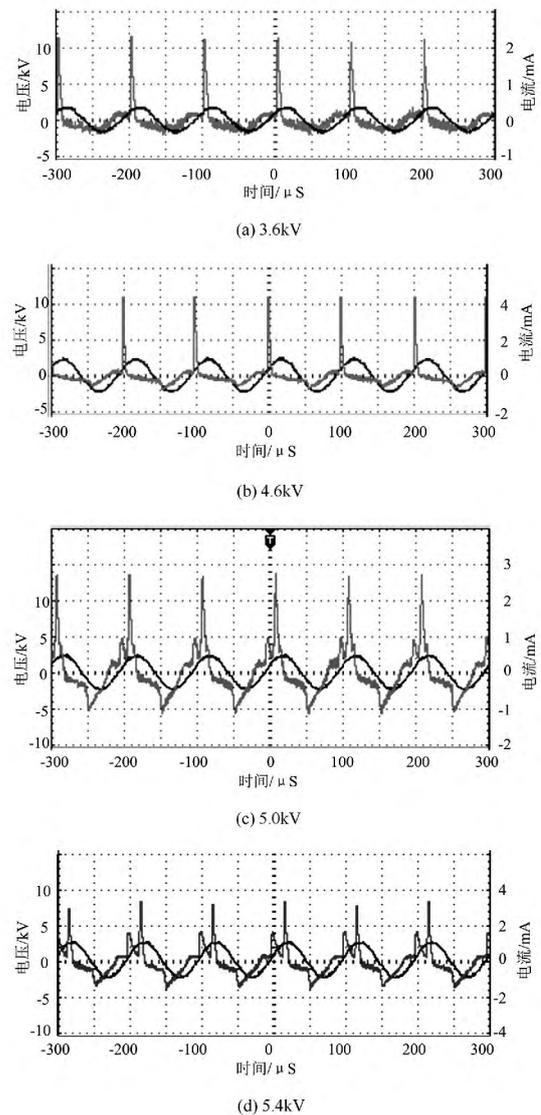


图5  $D=18$  mm时放电电压电流波形图

再次对比图4、图5及图6可以发现:在一方面,当 $D$ 值由28 mm变为18、8 mm时,开始进入丝状放电的电压由6 kV变为6.2、8 kV,同时,对比图4(e)、图5(d)及图6(b)可明显看出,在放电模式转换之前, $D=28$  mm时的正向多脉冲的出现时刻更为提前了,在电压极性反向之前,第1次电流脉冲已经发生;另一方面, $D$ 值的减小使得正向电流脉冲的个数由3个变为2个,同时使得负向电流脉冲的出现变得更为明显,而在进入丝状放电模式之前,稳

定放电时正向多脉冲的最大幅值是随着  $D$  值的减小而减小。对于这种现象,可以根据气体放电理论对其进行解释:当  $D = 28 \text{ mm}$  时,两电极间的相对距离较近,此时的气隙间距也就更短,加之氦气为非电负性气体,外加相对较小的电压就很容易将其电离致气隙击穿,一方面在电流波形的正向便会出现电流脉冲,另一方面在接地电极处的石英管壁上已在不断堆积电荷,阻止放电的进一步发展,而相同时间内,易在短间隙内积累更多数目的电荷,利于气体上压降的增大,促使放电电流幅值的增加<sup>[22]</sup>;而当  $D = 18.8 \text{ mm}$  时,两电极间的气隙的间距变得更长,气隙完全击穿所需的电压变得更高。对于  $D = 28 \text{ mm}$  且外加电压为  $3.84 \sim 5.6 \text{ kV}$  之间时,电流波形的正向却出现了第2、第3个电流脉冲,这主要是由于在第1个电流脉冲出现以后,虽然在介质表面积累的电荷可以形成一定强度的反向电场,且带电粒子的存在会对气隙在下一次的击穿产生影响<sup>[23]</sup>,但此时外加电压仍在继续上升,由于二者的合成电场强度仍然大于气隙击穿所需的电场,所以会在正向继续形成电流脉冲。但当电压超过  $5.6 \text{ kV}$  并达  $6 \text{ kV}$  时,并没有再出现第4个甚至是更多的电流脉冲,这主要是因为电压过高时,电子在管内的运动更为频繁,能够从电场中可获取到更多的能量,其与气体的碰撞也会变得更为剧烈,但此时很容易引起气体的局部过热,使得这种过热超过热传导本身所具有的

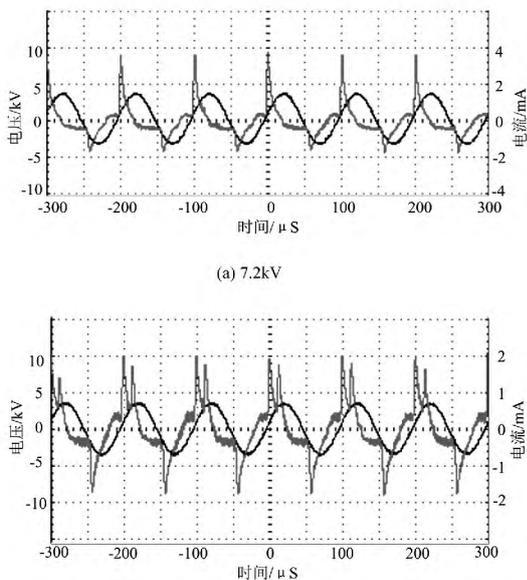


图6  $D = 8\text{mm}$  时放电电压电流波形图

稳定作用,导致气体温度上升,放电时发出更多的焦耳热,促使放电的稳定性变差,最终过渡至丝状放电

模式<sup>[24]</sup>,在电流波形上便会出现持续时间为纳秒量级的放电细丝。

### 2.2 放电功率

图7为不同气流量时放电功率图,电源输出频率  $f = 10 \text{ kHz}$ 、 $D = 8 \text{ mm}$ 。从图中可以看出,当外加电压  $8.8 \text{ kV}$  时,功率基本上在  $0.590 \text{ W}$  ( $Q = 140$ ) 与  $0.609 \text{ W}$  ( $Q$  为  $80$ ) 间波动;同样地,电压为  $10 \text{ kV}$  时,功率大致在  $1.070 \text{ W}$  ( $Q$  为  $60$ ) 与  $1.133 \text{ W}$  ( $Q$  为  $200$ ) 之间。由此可以看出,在固定电极位置的情况下,外部气流的变化对于针-环结构 APPJ 的功率影响甚小,电压对于功率的变化起着极为重要的作用。

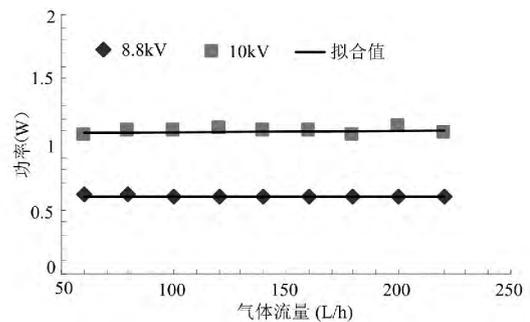


图7 不同气流时的放电功率

为此,固定气体流量  $Q$  为  $60 \text{ L/h}$ ,在同一电压下比较不同  $D$  值时的放电功率,图8为放电功率图。可以看出,随着电压的上升,功率不断增大,这主要是因为电压的升高加强了管内电场,带电粒子从电场获取了更多的能量,其功率就会更大,这与图7的测试结果也是相符的;而在同一电压下, $D$  值越小,放电功率越大,这主要是由于  $D$  值较小时,两电极间隙相对较大,此时的电压足以将气隙完全击穿,电场的有效区域变得更宽,高能粒子的数目也就更多,功率自然更大。

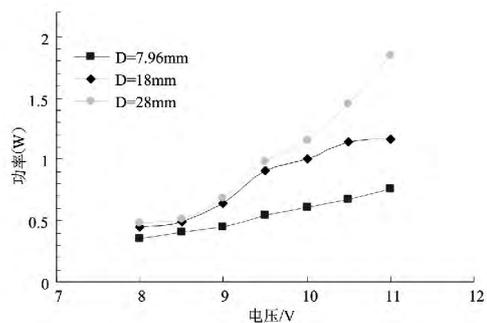


图8 不同  $D$  值下电压与功率

### 2.3 射流长度

图9为不同  $D$  值时,射流长度与外部气流的关系

系曲线。很明显地看出,随着气流的增加,射流长度首先上升至最大值,然后经过一过渡阶段,最后趋于平稳长度。同时可以看到 $D$ 值越小,射流长度越大,这种特性也是由电极结构所致,由于高压电极内置于管内,接地电极置于喷口附近且单独形成电场。此时,促使射流发生的电场主要分布在两电极之间,电离崩头也是从该区域获取能量, $D$ 值较小时,该区域的体积变得更大,电离崩头的数目增多,且能量下降的速率变得更慢,在喷向管外时形成的射流体长度也会更长。但当气体流量 $Q < 100$  L/h,并不符合这种变化趋势,一方面可能是因为射流管内径过大,加之气体流量很小,影响了气流在管内的分层流动,另一方面可能是因为实验在开放的大气环境中进行,存在外部气流扰动。

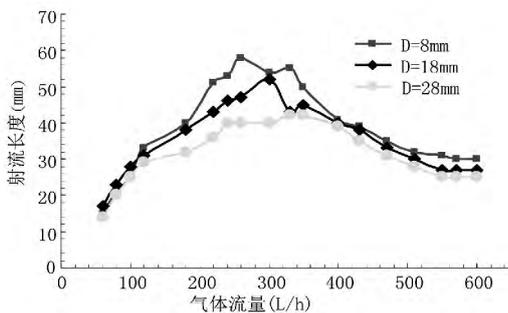


图9 不同 $D$ 值下气流与射流长度

### 3 结论

通过改变接地电极的位置,来研究两电极相对位置对针-环结构 APPJ 放电发展、放电功率及射流长度的影响,并对各现象的物理机理进行分析,主要结论如下:

1) 随着外部电压的不断升高,且接地电极与喷口间距 $D = 28$  mm 时,可以实现稳定的正向电流“三脉冲”、负向电流“单脉冲”放电,而当 $D$ 值减小为 18、8 mm 时,在电流正向只能实现“两脉冲”放电,而负向依然只有一个电流脉冲,但电流脉冲的清晰度更为明显;当 $D$ 值分别为 28、18、8 mm 时,放电由伪辉光进入丝状模式的电压分别为 6、6.2、8 kV,呈上升趋势。

2) 在固定电压下,气流的变化对于 APPJ 的功率几乎没有影响,但随着 $D$ 值的增大,功率却不断减小。

3) 在同一电压下,随着外部气流量的增加,射流长度首先上升至最大值,随后经一过渡阶段,最终趋于平稳长度,当 $D$ 值增大时,射流长度呈现出减小趋势。

### 参考文献

- [1] Cao Z, Walsh J L, Kong M G. Atmospheric Plasma Jet Array in Parallel Electric and Gas Flow Fields for Three-dimensional Surface Treatment [J]. Applied Physics Letters 2009, 94(2): 1501-1503.
- [2] Ichiki T, Taura R, Horiike Y. Localized and Ultrahigh-rate Etching of Silicon Wafers Using Atmospheric-pressure Microplasma Jets [J]. Journal of Applied Physics, 2004, 95(1): 35-39.
- [3] Fridman A, Chirokov A, Gutsol A. Non-thermal Atmospheric Pressure Discharges [J]. Journal of Physics D: Applied Physics 2005, 38(2): R1-R24.
- [4] Lu X P, Cao Y G, Yang P, et al. An RC Plasma Device for Sterilization of Root Canal of Teeth [J]. Plasma Science, IEEE Transactions on 2009, 37(5): 668-673.
- [5] Laimer J, Störi H. Recent Advances in the Research on Non-Equilibrium Atmospheric Pressure Plasma Jets [J]. Plasma Processes and Polymers 2007, 4(3): 266-274.
- [6] Stoffels E. “Tissue Processing” with Atmospheric Plasmas [J]. Contributions to Plasma Physics 2007, 47(1-2): 40-48.
- [7] Hong Y C, Cho S C, Kim J H, et al. A Long Plasma Column in a Flexible Tube at Atmospheric Pressure [J]. Physics of Plasmas 2007, 14(7): 074502.
- [8] Mericam-Bourdet N, Laroussi M, Begum A, et al. Experimental Investigations of Plasma Bullets [J]. Journal of Physics D: Applied Physics 2009, 42(5): 055207.
- [9] Teschke M, Kedzierski J, Finantu-Dinu E, et al. High-speed Photographs of a Dielectric Barrier Atmospheric Pressure Plasma Jet [J]. Plasma Science, IEEE Transactions on 2005, 33(2): 310-311.
- [10] Walsh J L, Iza F, Janson N, et al. Three Distinct Modes in a Cold Atmospheric Pressure Plasma Jet [J]. Journal of Physics D: Applied Physics 2010, 43(7): 075201.
- [11] Walsh J L, Shi J, Kong M G. Contrasting Characteristics of Pulsed and Sinusoidal Cold Atmospheric Plasma Jets [J]. Applied Physics Letters 2006, 88(17): 171501.

[12] Wu S Q, Lu X P, Xiong Z L, et al. A Touchable Pulsed Air Plasma Plume Driven by DC Power Supply [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2010, 38(12): 3404 - 3407.

[13] Lu X P, Xiong Z, Zhao F, et al. A Simple Atmospheric Pressure Room - temperature air Plasma Needle Device for Biomedical Applications [J]. Applied Physics Letters, 2009, 95(18): 181501.

[14] Xiong Q, Lu X, Ostrikov K, et al. Length Control of He Atmospheric Plasma jet Plumes: Effects of Discharge Parameters and Ambient air [J]. Physics of Plasmas, 2009, 16(4): 043505.

[15] Lu X P, Jiang Z H, Xiong Q, et al. An 11 cm long Atmospheric Pressure Cold Plasma Plume for Applications of Plasma Medicine [J]. Applied Physics Letters, 2008, 92(8): 081502.

[16] Nie Q Y, Ren C S, Wang D Z, et al. A Simple Cold Ar Plasma jet Generated With a Floating Electrode at Atmospheric Pressure [J]. Applied Physics Letters, 2008, 93(1): 011503.

[17] Nie Q Y, Ren C S, Wang D Z, et al. Self - organized Pattern Formation of an Atmospheric Pressure Plasma Jet in a Dielectric Barrier Discharge Configuration [J]. Applied Physics Letters, 2007, 90(22): 221504.

[18] Zhu W C, Li Q, Zhu X M, et al. Characteristics of Atmospheric Pressure Plasma Jets Emerging Into Ambient Air and Helium [J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2009, 42(20): 202002.

[19] 邵先军, 张冠军, 詹江杨, 等. 气体流速对大气压氩气等离子体射流影响的实验与仿真 [J]. 高电压技术, 2011, 37(6): 1499 - 1504.

[20] Jiang N, Ji A L, Cao Z X. Atmospheric Pressure Plasma Jets Beyond Ground Electrode as Charge Overflow in a Dielectric Barrier Discharge Setup [J]. Journal of Applied Physics, 2010, 108(3): 033302.

[21] 冉俊霞, 罗海云, 王新新. 大气压氩气介质阻挡放电研究 [J]. 高电压技术, 2011, 37(6): 1486 - 1492.

[22] 王艳辉, 王德真. 大气压下多脉冲均匀介质阻挡放电的研究 [J]. 物理学报, 2005, 54(3): 1295 - 1300.

[23] 郝艳捧, 王晓蕾, 阳林. 大气压氩气介质阻挡多脉冲辉光放电的形成条件 [J]. 电工技术学报, 2009, 24(9): 28 - 32.

[24] Radu I, Bartnikas R, Czeremuszkin G, et al. Diagnostics of Dielectric Barrier Discharges in Noble Gases: Atmospheric Pressure Glow and Pseudoglow Discharges and Spatio - temporal Patterns [J]. Plasma Science, IEEE Transactions on, 2003, 31(3): 411 - 421.

作者简介:

林德锋 (1982) 工程师, 研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

罗书豪 (1988) 硕士, 助工, 研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

廖广凡 (1985) 研究方向为高压放电及电力系统继电保护;

侯世英 (1962) 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为高压放电等离子体及应用, 电力系统电能质量;

邓庆 (1985) 研究方向为电力生产管理。

(收稿日期: 2015 - 06 - 16)

(上接第 37 页)

面最大电场强度随分裂半径的增加而减小, 且变化趋势逐渐变缓; 3) 分裂导线子导线半径、电晕笼尺寸相同的条件下, 导线表面最大电场强度随分裂数的增加而减少; 4) 在导线半径、分裂数、分裂间距等相同的条件下, 导线表面最大电场强度随电晕笼宽度的增加而减小; 5) 导线表面最大电场强度与导线上施加电压成近似正比的关系。所做分析对直流输电线路电晕放电现象的研究有一定的参考价值。

参考文献

[1] 刘琴, 谢雄杰, 石岩. 电晕笼内多分裂导线电晕损耗 [J]. 中国电力, 2011, 44(12): 32 - 35, 45.

[2] 关志成, 麻敏华, 惠建峰, 等. 电晕笼设计与应用相关问题的探讨 [J]. 高电压技术, 2006(11): 74 - 77.

[3] 甘运良, 卢铁兵. ±800 kV 直流输电线路分裂导线表面电场强度计算 [J]. 南方电网技术, 2009, 3(6): 44 - 46.

[4] 刘云鹏, 曾文芳, 尤少华, 等. 在小电晕笼中分裂导线交流电晕的起始电压分析 [J]. 高电压技术, 2011, 37(9): 2302 - 2307.

[5] 冯天佑, 卞志文, 崔忠宁, 等. 基于特高压电晕笼的多分裂导线交流电晕特性研究 [J]. 高压电器, 2011, 47(9): 50 - 56.

作者简介:

徐渝淇 (1982) 工程师, 从事换流站运行与维护工作。

(收稿日期: 2015 - 07 - 27)

# 500 kV 主变压器中性点经小电抗接地 限制单相短路电流效果分析

李 燕

( 国网四川省电力公司电力科学研究院 四川 成都 610072)

**摘 要:** 针对成都电网 500 kV 变电站 200 kV 母线单相短路电流超过三相短路电流、甚至超过开关遮断水平的问题, 分析其产生的原因, 提出了主变压器中性点经小电抗接地抑制单相短路电流的措施。根据四川规划电网数据, 运用电力系统分析综合程序软件( PSASP), 分析了 500 kV 自耦变压器中性点经小电抗接地方式对 220 kV 侧单相短路电流的限制效果, 以及中性点经小电抗接地对中性点绝缘水平的影响, 并对小电抗取值提出指导意见。

**关键词:** 单相短路电流; 中性点; 小电抗; 自耦变压器

**Abstract:** Aiming at the issue that single - phase short - circuit current at the 220 kV bus of Chengdu 500 kV substation exceeds the three - phase short - circuit current or even exceeds the breaking capacity of breaker, the reasons are analyzed and the measures of neutral grounding via small reactance for main transformer is put forward to reduce the single - phase short - circuit current. According to the planning data of Sichuan power grid, the limiting effects of neutral grounding via small reactance for 500 kV autotransformer on 220 kV single - phase short - circuit current are analyzed using the power system analysis software package ( PSASP). The influence of neutral grounding via small reactance on insulation level of neutral point is also analyzed, and a directive idea about value selection of small reactor is proposed.

**Key words:** single - phase short - circuit current; neutral point; small reactance; autotransformer

中图分类号: TM732 文献标志码: A 文章编号: 1003 - 6954( 2015) 05 - 0064 - 03

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.014

## 0 引 言

随着电网规模的不断扩大和电力负荷的增长, 电网的短路电流水平日益提高, 成为了制约电网发展的一个重要因素<sup>[1-2]</sup>。当前 500 kV 及以上的电力系统中考虑经济性广泛应用自耦变压器, 由于中性点直接接地, 造成系统零序阻抗下降, 500 kV 变电站 220 kV 母线的单相短路电流急剧增大, 甚至超过三相短路电流, 严重时还会超出中压侧断路器 50 kA 的额定开断电流水平<sup>[3-6]</sup>。

合理规划电网结构是控制短路电流的根本措施。对现有电网, 常采用两种方法解决单相短路电流超标的问题。一是将变压器的 220 kV 侧分列运行, 以减少 220 kV 侧的短路电流, 但会降低供电可靠性; 二是 500 kV 自耦变压器中性点经小电抗接地, 该方法投资小且能有效地降低单相短路电流<sup>[7-9]</sup>。

分析了单相短路电流急剧增大甚至超过三相短

路电流的原因, 通过选择在成都电网部分 500 kV 变电站的主变压器中性点加装小电抗进行仿真试验, 根据仿真数据分析了中性点加装小电抗对限制单相短路电流的效果, 提出了小电抗参数选取的指导性建议以及由中性点经小电抗接地产生的中性点绝缘匹配问题。

## 1 单相短路电流大于三相的原因分析

电力系统中一般认为系统正序阻抗等于负序阻抗, 单相接地短路电流可以表示成

$$I_{k1} = \frac{3U_k}{X_{\Sigma 1} + X_{\Sigma 2} + X_{\Sigma 0}} = \frac{3U_k}{2X_{\Sigma 1} + X_{\Sigma 0}} \quad (1)$$

三相短路电流为

$$I_{k3} = \frac{U_k}{X_{\Sigma 1}} \quad (2)$$

式中:  $U_k$  为故障前电压;  $X_{\Sigma 1}$ 、 $X_{\Sigma 1}$ 、 $X_{\Sigma 0}$  分别系统正、负、零序等值阻抗。

由式(1)、式(2)可知, 当  $X_{\Sigma 0} < X_{\Sigma 1}$  时, 单相短

路电流将大于三相短路电流。

目前,成都电网 500 kV 变压器全是自耦变压器,220 kV 有极少部分是自耦变压器,且 500 kV 和 220 kV 降压变压器都是三绕组变压器,第 3 绕组是三角形接法。针对四川 2016 年规划电网分析可知,四川电网有部分 220 kV 母线的单相短路电流大于三相,甚至超过了断路器的额定开断水平。500 kV 站的 220 kV 侧短路电流超标更加严重。目前,普遍观点认为是自耦变压器的应用导致大量接地点增加,减小了零序等值阻抗;经深入分析发现:另一层面的原因是变压器三角形接法绕组的正序和零序等值电路不同,正序下是开路,零序下是短路,因此,零序等值网络比正序有更多的接地并联支路(若三角形侧空载)或阻抗更小的接地并联支路(若三角形侧接无功补偿装置),从而零序等值阻抗比正序更小。

下面理论分析三绕组变压器中压侧正序和零序等值阻抗。图 1 给出了三绕组变压器正序和零序等值网络。图中  $X_{H1}$ 、 $X_{M1}$ 、 $X_{L1}$ 、 $X_{H0}$ 、 $X_{M0}$  和  $X_{L0}$  分别为变压器高、中、低压侧的正序和零序等值阻抗,  $X_{S1}$ 、 $X_{S0}$  和分别为 500 kV 系统侧的正序和零序等值阻抗,  $X_{F1}$ 、 $X_{F0}$  和分别为 220 kV 系统侧的正序和零序等值阻抗。根据图 1 可知变压器 220 kV 侧的正序等值阻抗  $X_{K1}$  和零序等值阻抗  $X_{K0}$  分别表示为

$$X_{K1} = X_{F1} // (X_{H1} + X_{M1} + X_{L1}) \quad (3)$$

$$X_{K0} = X_{F0} // ((X_{H0} + X_{S0}) // (X_{L0} + X_{M0})) \quad (4)$$

对于负荷中心地区接线方式为 YN、yn、d 的变压器,零序阻抗与正序阻抗相当,且由于 500 kV 站点的变压器高中压侧均采用星形接线方式且中性点接地,所以 500 kV 电网和 220 kV 电网的零序网络结构和正序网络结构基本相同<sup>[10]</sup>,而一般情况下零序线路参数是正序参数的 3~5 倍,因此通常有  $X_{S0} > X_{S1}$ ,  $X_{F0} > X_{F1}$ 。式(3)、式(4)比较可知,由于  $X_{L0}$  并联支路的存在,使得变压器中压侧的零序等值阻抗有可能小于正序等值阻抗。从而主变压器中压侧单相短路电流大于三相。

以 2016 年成都电网的龙王站 220 kV 母线短路电流为例,基于 2016 年成都电网将解环成四片区运行,下面计算验证 500 kV 站 220 kV 侧母线单相短路电流大于三相短路电流的原因。计算得正常网架结构下龙王站 220 kV 母线的三相短路电流为 48.44 kA,单相短路电流为 56.13 kA,单相短路电流比

三相大 7.69 kA。另外龙王 500 kV 母线三相和单相短路电流分别为 48.08 kA 和 42.86 kA。

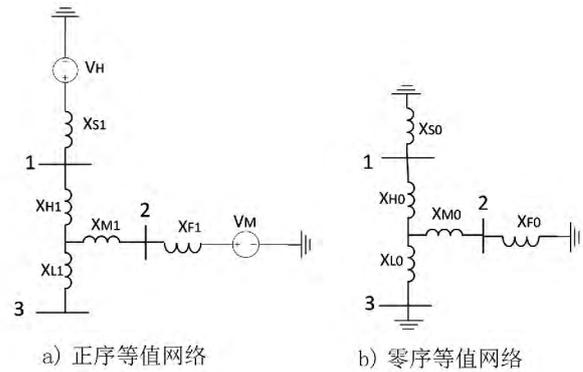


图 1 三绕组变压器正序和零序等值电路图

不同工况下龙王 220 kV 母线的短路电流情况如表 1 所示。

表 1 主变压器第 3 绕组对单相短路电流影响分析

| 方式 | 工况   | 三相短路<br>电流/kA | 单相短路<br>电流/kA | 差值<br>/kA |
|----|--|---------------|---------------|-----------|
| 1  | 龙王 1 号主变压器空载   | 16.51         | 19.04         | 2.53      |
| 2  | 龙王 1 号主变压器空载,<br>且第 3 绕组断开                             | 16.51         | 16.32         | -0.19     |
| 3  | 龙王 1 号主变压器经一<br>回线路供团结站(空载)                            | 16.50         | 19.34         | 2.84      |
| 4  | 龙王 1 号主变压器经<br>一回线路供团结站<br>(空载),且龙王和团结<br>主变压器第 3 绕组断开 | 16.50         | 16.30         | -0.2      |

可知,当龙王 1 号主变压器空载时,龙王 220 kV 母线单相短路电流比三相大 2.53 kA,而当龙王 1 号主变压器第 3 绕组断开时,单相短路电流比三相小 0.19 kA,说明不考虑 500 kV 主变压器第 3 绕组时,220 kV 侧系统零序等值阻抗略大于正序等值阻抗,而当计及第 3 绕组时,220 kV 侧系统零序等值阻抗将小于正序等值阻抗。进一步,若龙王 1 号主变压器空载,并经一回线路供团结站,团结站主变压器也空载,此时龙王 220 kV 母线单相短路电流比三相大 2.84 kA,而当龙王 1 号主变压器和团结站主变压器的第 3 绕组都断开时,单相短路电流比三相小 0.2 kA,这说明 220kV 主变压器的第 3 绕组也降低了系统零序阻抗。

所以,受自耦变压器的广泛应用和三绕组变压器

三角形接法侧绕组的正序与零序等值电路图不同两个原因,出现四川电网部分500 kV站220 kV母线单相短路电流大于三三相的现象,而后者原因不仅体现在500 kV主变压器的三角形绕组,其他220 kV主变压器的三角形绕组也有相似的增大单相短路电流的作用。

## 2 中性点串接小电抗对短路电流的限制效果

下面通过计算说明不同阻抗大小的小电抗对降低单相短路电流的效果。

以成都电网解环方案1中龙王、新都片区为例,分析结论如表2和图2所示。

表2 主变压器中性点加小电抗对单相短路电流的限制效果

| 龙王和新都各主变压器所加小电抗值/ $\Omega$ | 龙王220单相短路电流/kA | 新都220单相短路电流/kA |
|----------------------------|----------------|----------------|
| 0                          | 53.93          | 48.80          |
| 2                          | 51.32          | 45.55          |
| 4                          | 49.61          | 43.39          |
| 6                          | 48.39          | 41.85          |
| 8                          | 47.48          | 40.70          |
| 10                         | 46.77          | 39.79          |
| 12                         | 46.2           | 39.07          |
| 14                         | 45.73          | 38.47          |
| 16                         | 45.33          | 37.98          |
| 18                         | 45.00          | 37.55          |
| 20                         | 44.71          | 37.19          |

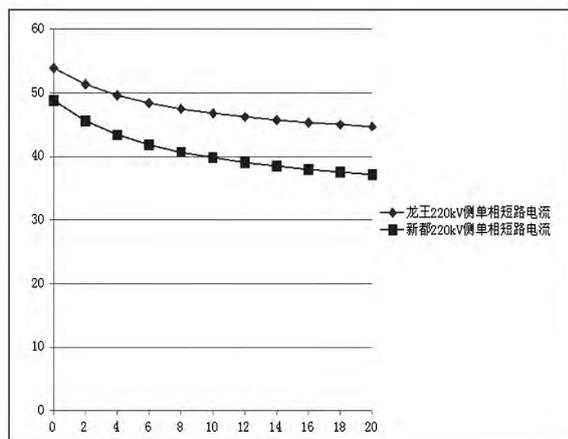


图2 主变压器中性点加小电抗对单相短路电流的限制效果  
可知,随着变压器中性点小电抗值的逐步增大,

其降低单相短路电流的效果趋于弱化,即存在“饱和”效应,同时,变压器中性点在不对称故障时承受的过电压值越大。因此,综合考虑降低短路电流效果和中性点耐压水平,小电抗取值适宜在10~15 $\Omega$ 之间,这里取值14 $\Omega$ 。

下面分析500 kV主变压器中性点加装小电抗后对中性点绝缘的影响。

经收集相关资料,目前成都环网500 kV主变压器的中性点绝缘水平LI/AC 325/140 kV,即工频过电压耐受水平为140 kV。以2016年龙王和新都片区为例,分析龙王和新都两站的每台主变压器中性点加装14 $\Omega$ 小电抗后的过电压和电流情况,仿真结果如表3所示。

表3 龙王220 kV母线发生单相和两相故障时中性点电压和电流

| 故障类型            | 工况   | 中性点电压有效值/kV | 中性点电流有效值/kA |
|-----------------|------|-------------|-------------|
| 龙王220 kV 母线单相故障 | 加电抗前 | 0.0         | 10.0        |
|                 | 加电抗后 | 43.8        | 3.2         |
| 龙王220 kV 母线两相故障 | 加电抗前 | 0.0         | 10.9        |
|                 | 加电抗后 | 42.4        | 2.9         |

可知,龙王和新都站主变压器都加装14 $\Omega$ 的小电抗后,电网发生不对称故障时,龙王主变压器中性点的过电压最大值为43.8 kV,低于中性点绝缘水平的过电压值,而且安全裕度很大。

## 3 结 论

1) 分析了220 kV单相短路电流急剧增大甚至超过三相短路电流的原因。一是由于自耦变压器的广泛应用导致接地点大量增多;另一个原因是变压器三角形接法的第三绕组正序和零序等值电路不同,导致系统零序等值阻抗可能小于正序等值阻抗。

2) 500 kV自耦变压器中性点接小电抗可以有效降低220 kV侧母线单相短路电流。计算可知,成都地区主变压器中性点经小电抗接地可以很好的解决短路电流超标的问题,建议作为主要措施应用。但是分析发现随着小电抗阻值的增加,其对220 kV侧母线单相短路电流的限制效果逐渐弱化,因此小电抗取值要综合考虑降低短路电流效果和中性点耐压水平。成都地区龙王和新都选定小电抗阻抗值

(下转第85页)

浅析[J]. 华东电力 2009 37(10): 1672 - 1678.

[3] 寇凌峰,刘自发,周欢. 区域电动汽车充电站规划的模型与算法[J]. 现代电力 2010 27(4): 44 - 48.

[4] 北京市质量技术监督局. DB11 /Z 728 - 2010 电动汽车电能供给与保障技术规范: 充电站[S]. 北京: 国家标准出版社 2010.

[5] 冯超,周步祥,林楠,等. Delphi 和 GAHP 集成的综合评价方法在电动汽车充电站选址最优决策中的应用[J]. 电力自动化设备 2012 32(9): 25 - 29.

[6] 应夏晖,李锦霞,陈锦生. 电动汽车充电站的选址优化研究[J]. 交通科技与经济 2014 16(1): 43 - 46.

[7] 周洪超,李海峰. 基于博弈论的电动汽车充电站选址优化模型研究[J]. 科技和产业 2011 11(2): 51 - 54.

[8] 康继光,卫振林,程丹明,等. 电动汽车充电模式与充电站建设研究[J]. 电力需求侧管理 2009 11(5): 64 - 66.

[9] NANSIAK, TOHNOB, KONOCM, et al. Life - cycle Analysis of Charging Infrastructure for Electric Vehicles [J]. Applied Energy 2010 70(3): 251 - 265.

[10] 王芳芳. 多等级纯电动公交充电站选址问题研究[D]. 北京: 北京交通大学 2014.

[11] 默哈莫德·夏班,刘皓明,李卫星,等. 静态安全约束下基于 Benders 分解算法的可用传输容量计算[J].

中国电机工程学报 2003(8): 8 - 12.

[12] 王成山,张义. 基于 Bender's 分解和内点法的无功优化规划[J]. 电力系统及其自动化学报 2003(4): 46 - 50 62.

[13] 张义. 基于 Bender's 分解和内点法的无功优化规划[D]. 天津: 天津大学 2003.

[14] Binato, S.; Pereira, M. V. F. Granville, S., A New Benders Decomposition Approach to Solve Power Transmission Network Design Problems [J]. Power Systems, IEEE Transactions on 2001 16(2): 235 - 240.

[15] Yuan Li; McCalley, J. D. A General Benders Decomposition Structure for Power System Decision Problems [C]. Electro/Information Technology, EIT 2008, IEEE International Conference on 2008: 71 - 77.

作者简介:

张择策(1992),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为特高压直流过电压、电力系统可靠性;

武泽辰(1991),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力市场、新能源并网;

聂克剑(1992),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力系统稳定性与控制;

沈天时(1993),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力系统无功优化。

(收稿日期: 2015 - 07 - 23)

(上接第 66 页)

14 Ω,可以降低 220kV 侧短路电流 8 kA 以上。

3) 500 kV 自耦变压器自身的中性点绝缘水平能够满足因变压器中性点经小电抗接地造成的中性点电压偏移的绝缘要求。

参考文献

[1] 王非,李群炬. 京津唐电网限制短路电流问题探讨[J]. 华北电力技术 2007(4): 17 - 19.

[2] 袁娟,刘文颖,董明齐,等. 西北电网短路电流的限制措施[J]. 电网技术 2007 31(10): 42 - 45.

[3] 张弘,甘德强. 500 kV 变压器经小电抗接地的应用分析[J]. 电力建设 2009 29(11): 38 - 40.

[4] 朱天游. 500 kV 自耦变压器中性点经小电抗接地方式在电力系统中的应用[J]. 电网技术 1999 23(4): 15 - 18.

[5] 杨雄平,李力,李扬絮,等. 限制广东 500 kV 电网短路电流运行方案[J]. 电力系统自动化 2009 33(7):

104 - 107.

[6] 胡志广,王峰,蔡泽祥. 变压器直流偏磁抑制装置及其对继电保护影响的分析[J]. 广东电力 2007 20(10): 20 - 23.

[7] 周坚,胡宏,庄侃沁,等. 华东 500 kV 电网短路电流分析及其限制措施探讨[J]. 华东电力 2006 34(7): 55 - 59.

[8] 吴荻. 限制大电网的短路电流水平的措施的研究[D]. 杭州: 浙江大学 2005.

[9] 李琥,黄河,张谦. 江苏电网限制单相接地短路电流措施的研究[J]. 江苏电机工程 2009 28(1): 19 - 21.

[10] 郑玉成,潘瑾. 对大型变压器零序阻抗与正序阻抗之间的关系研究[J]. 河北电力技术 2001 20(1): 4 - 6.

作者简介:

李燕(1986),工程师,从事电力系统分析相关工作。

(收稿日期: 2015 - 07 - 21)

# 220 kV 变压器中性点经隔直装置 和限流电抗器接地应用

刘起钟<sup>1</sup> 魏 巍<sup>2</sup> 张剑平<sup>1</sup> 严天元<sup>1</sup> 孙鹏程<sup>1</sup>

(1. 四川泸州川南发电有限责任公司 四川 泸州 646007;

2. 国网四川省电力公司电力科学研究院 四川 成都 610072)

**摘要:** 为确保主变压器的安全运行,四川泸州川南发电有限责任公司在220 kV主变压器中性点加装隔直装置和限流电抗器,以大幅减小单相接地故障时流过主变压器的故障电流,并抑制近区直流输电线路不对称方式运行时流过主变压器中性点的直流电流。经过仿真计算分析,加装隔直装置和限流电抗器后对线路保护、主变压器保护、发电机保护均不会造成较大影响。

**关键词:** 主变压器; 中性点; 隔直装置; 限流电抗器

**Abstract:** In order to ensure the safe operation of main transformer, Sichuan Luzhou Chuannan Power Generation Co. Ltd installs neutral DC current blocking device (NCBD) and current limiting reactor in neutral point of 220 kV main transformer to significantly reduce the single-phase fault current when occurring single-phase earth fault in high-voltage side of main transformer, and suppress the DC current flowing through neutral point of main transformer when the nearby HVDC transmission lines is not in symmetry operating mode. The simulation calculation and analysis show that the influence on line protection, main transformer protection and generator protection are not obvious after installing NCBD and current-limiting reactor in neutral point of 220 kV main transformer.

**Key words:** main transformer; neutral point; neutral DC current blocking device; current-limiting reactor

中图分类号: TM471 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0067-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.015

## 0 引言

随着十二五至十三五期间四川电网结构的不断加强,川内部分变电站出现单相短路电流高于三相短路电流的现象,成为限制电网运行和发展的主导因素之一。单相接地故障为电网常见故障,其短路电流过大会影响变压器的安全,实践应用表明,变压器中性点加装小电抗接地对限制单相接地故障时短路电流的效果明显。另一方面,直流输电的快速发展带来了直流偏磁的问题,当直流输电线路(HVDC)不对称方式运行时,导致直流电流从变压器的中性点流入到变压器内部。流过较大直流分量的变压器可能发生磁饱和,导致系统正常运行时这些变压器出现振动加剧、噪声增大、局部过热等问题,影响变压器本身的安全,也会影响电网的正常运行。

2014年,四川泸州川南发电有限责任公司(以下简称方山电厂)220 kV架空输电线路发生单相接

地故障,流过主变压器高压侧绕组的电流高达7 550 A,接近主变压器生产厂家短路计算报告的短路电流值。同时方山电厂处于复奉和宾金±800 kV特高压直流输电线路接地极附近,在复奉直流或宾金直流输电线路不对称方式运行时,测得流过方山电厂主变压器中性点直流电流最大值为18 A(仿真计算分析,可能流过主变压器中性点的最大直流电流为40 A),远远超过变压器额定允许流过的直流电流(8.59 A)。

为保证主变压器运行安全,方山电厂采取在220 kV主变压器中性点加装隔直装置和限流电抗器的措施限制单相接地故障短路电流和抑制主变压器中性点直流电流。

## 1 220 kV 主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器方案

根据四川电网正常运行方式下变压器中性点接

地方案,对有3台及以上220 kV变压器运行的双母线接线方式的厂站,正常与检修时两段母线上应各有1台220 kV变压器中性点直接接地,另1台220 kV变压器中性点经间隙接地运行。结合方山电厂具有3台220 kV变压器(其中两台主变压器,1台启备变压器)的实际,主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器仅用于1号、2号主变压器,每台主变压器中性点侧加装1台限流电抗器,通过电缆接至隔直装置,隔直装置仅安装1台,为两台主变压器公用,即1套变压器中性点隔直装置既可用于1号主变压器中性点通过1号限流电抗器和隔直装置接地,也可用于2号主变压器中性点通过2号限流电抗器和隔直装置接地,但同一时间仅允许1台主变压器中性点通过限流电抗器和隔直装置接地运行。原理接线图见图1。

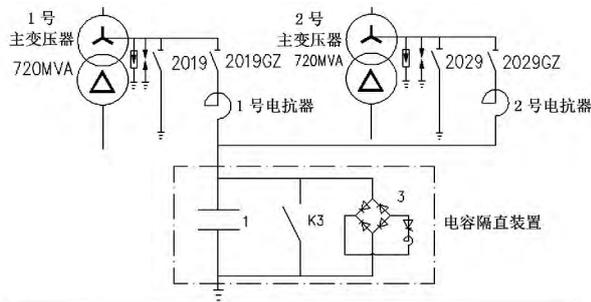


图1 主变压器中性点加装隔直装置及小电抗器简化接线图

2019GZ为1号主变压器中性点通过1号限流电抗器和隔直装置接地的隔离刀闸,2029GZ为2号主变压器中性点通过2号限流电抗器和隔直装置接地的隔离刀闸,不允许2019GZ和2029GZ同时合上。

1号、2号电抗器为限制单相接地故障时短路电流的限流电抗器。

电容隔直装置由电容器、机械旁路开关和快速旁路回路并联而成,接于主变压器中性点限流电抗器和大地之间。在未检测到直流电流流经主变压器中性点时,机械旁路开关K3为合上位置,主变压器中性点通过机械旁路开关接地。当检测到流经主变压器中性点的直流电流超过限值时,机械旁路开关转为断开位置,使电容器投入,起到阻隔直流电流的作用,主变压器中性点通过隔直电容接地。一旦检测到流经主变压器中性点的交流电流超过限值时,装置控制器即判断为交流电网发生不对称短路故障,快速旁路回路立即触发导通,同时机械旁路开关

转为合上位置,保证主变压器中性点可靠接地。

## 2 220 kV 主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器接地后电磁暂态分析

### 2.1 单相接地故障时电磁暂态分析

以离方山电厂最近的220 kV方泸线(方山—泸州)出现短路故障为例。

1) 未加装隔直装置及限流电抗器前220kV线路单相短路时主变压器电磁暂态分析

设定 $t=1.0\text{ s}$ 时,方山220 kV母线出现A相接地短路故障,在未加装隔直装置及限流电抗器时可以得到方山1号、2号主变压器中性点电压、1号主变压器中性点电流以及启备变压器中性点电流波形如图2~图3所示(图中电压、电流均为瞬时值。横坐标单位为s,纵坐标单位为kV、kA)。

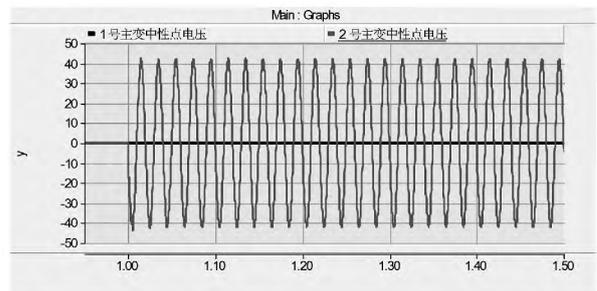


图2 220 kV 线路单相短路时1号、2号主变压器中性点电压

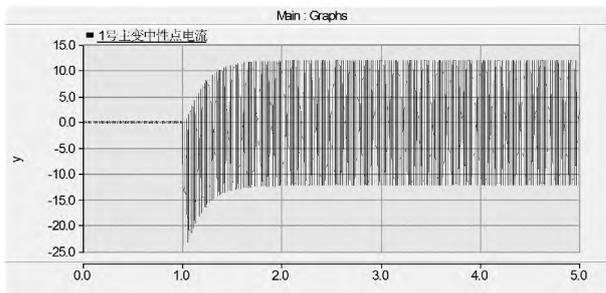


图3 220 kV 线路单相短路时1号主变压器中性点电流

由图2~图3可知,主变压器中性点未加装隔直装置及限流电抗器前,当方山220kV母线出现A相接地短路故障,1号主变压器中性点稳态电压为0,2号主变压器中性点稳态电压接近29.7 kV,流过1号主变压器的中性点电流约为8.8 kA。

2) 加装隔直装置及限流电抗器后220 kV线路单相短路时主变压器电磁暂态分析

设定 $t=1.0\text{ s}$ 时,方山220 kV母线出现A相接

地短路故障, 在加装隔直装置及限流电抗器后可以得到方山1号、2号主变压器中性点电压、1号主变压器绕组电流、中性点电流波形如图4~图7所示。

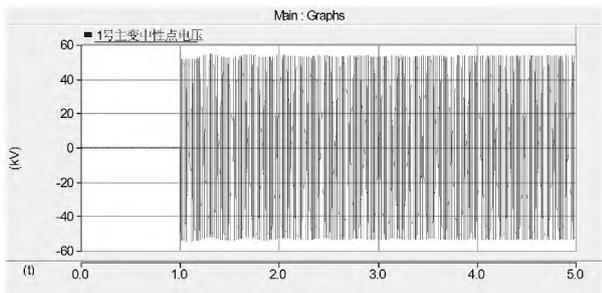


图4 220 kV 线路单相短路时1号主变压器中性点电压

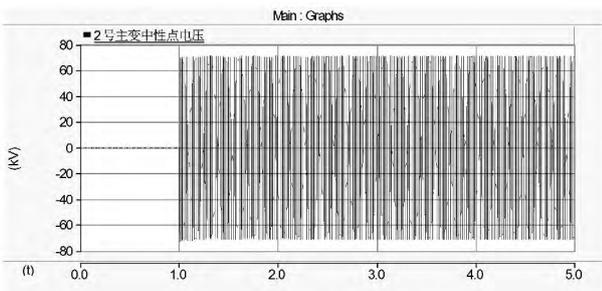


图5 220 kV 线路单相短路时2号主变压器中性点电压

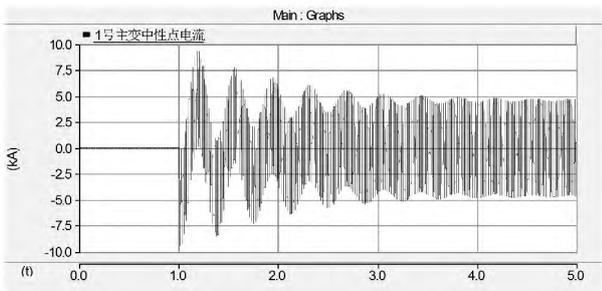


图6 220 kV 线路单相短路时1号主变压器中性点电流

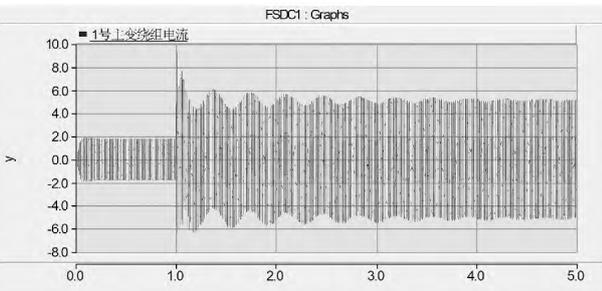


图7 220 kV 线路单相短路时1号主变压器绕组电流

由图4~图7可知,主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器后,当方山220 kV 母线出现A相接地短路故障,1号主变压器中性点稳态电压峰值为53.1 kV,2号主变压器中性点稳态电压峰值接近72.5 kV,流过1号主变压器中性点电流峰值约为

4.4 kA,流过1号主变压器高压侧绕组故障相电流峰值约为4.2 kA。

3) 单相接地故障时加装隔直装置及限流电抗器前后的数据对比分析

表1 加装前后数据对比表

|             | 未加装前    | 加装后     |
|-------------|---------|---------|
| 1号主变压器中性点电压 | 0       | 53.1 kV |
| 2号主变压器中性点电压 | 29.7 kV | 72.5 kV |
| 1号主变压器中性点电流 | 8.8 kA  | 4.4 kA  |

注:以1号主变压器高压侧A相接地故障为例

加装隔直装置及限流电抗器后,当方山220 kV 母线侧发生A相接地短路故障,流过1号主变压器中性点电流峰值由8.8 kA下降为4.4 kA,且不会破坏主变压器中性点绝缘。

## 2.2 其他短路故障时电磁暂态分析

对方山电厂出口220 kV 方泸线两相短路故障、周边500 kV 线路单相短路故障、两相短路故障进行仿真计算,主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器的参数满足安全稳定要求,对方山近区500 kV 输电线路的操作过电压,220 kV 工频过电压没有明显的影响,且均未超过标准规定。

## 3 对继电保护的影响分析

### 3.1 加装隔直装置及限流电抗器前后电压电流计算结果

由于在方山主变压器中性点加装电容主要影响系统的零序网络,因此首先针对方山电厂主变压器高压侧和泸州站中压侧单相短路电流和两相对地短路电流进行分析,计算结果如表2~表3所示。

表2 单相短路计算结果

|       |    | 未加装前/kA | 加装后/kA |
|-------|----|---------|--------|
| 方山高压侧 | 正序 | 11.63   | 10.01  |
|       | 零序 | 11.63   | 10.01  |
| 泸州中压侧 | 正序 | 13.08   | 12.15  |
|       | 零序 | 13.08   | 12.15  |

根据表2~表3计算结果显示,在方山和泸州220 kV 母线发生不对称故障,中性点小电抗对抑制短路电流起到了明显效果,单相短路最大零序电流减小1.6 kA,两相短路最大零序电流减小3.7 kA。

表3 两相接地短路计算结果

|       |    | 未加装前/kA | 加装后/kA |
|-------|----|---------|--------|
| 方山高压侧 | 正序 | 22.57   | 20.53  |
|       | 零序 | 13.85   | 10.12  |
| 泸州中压侧 | 正序 | 25.38   | 24.01  |
|       | 零序 | 15.88   | 13.24  |

### 3.2 加装隔直装置及限流电抗器后对继电保护的影响分析

#### 3.2.1 对线路保护的影响分析

##### 1) 线路相间距离保护

由于主变压器中性点接地方式的改变不影响三相短路和两相短路的序网图,因此主变压器接地方式的改变对线路保护的相间距离保护不会产生影响。

##### 2) 接地距离保护

根据方山电厂主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器前后的故障电压、电流计算数据表明,不同故障地点以方山220kV母线发生单相短路接地故障时故障电流变化最大。以方山—泸州线泸州侧保护来说,主变压器中性点装设小电抗前接地距离保护所测的故障点距泸州2.06428Ω,按照实测参数装设小电抗后所测值为2.07141Ω左右,变化率为0.34%。计算结果表明,实测参数方山主变压器中性点加装小电抗后,故障相短路电流和零序电流会有不同程度的减小,但是由于变化率均未超过0.5%,因此不会对距离保护的灵敏度产生明显影响。

##### 3) 零序电流保护

主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器后,故障过程中零序电流减小,但是由于变化率较小,因此不会对线路零序电流保护产生明显影响。

#### 3.2.2 对主变压器保护的影响分析

##### 1) 主变压器主保护

对于主变压器主保护——差动保护而言,主变压器中性点接地方式的变化不会影响差动保护中的差动电流与制动电流的数值关系,因此不会对差动保护产生影响。

##### 2) 主变压器负序电流保护

主变压器中性点接地方式的变化,不影响正序和负序等值网络,所以也不会对负序过流保护产生任何影响。

##### 3) 零序过电流保护

加装隔直装置及限流电抗器后,主变压器中性点电流约为4.4kA。方山电厂零序I段电流定值整定4.58kA,零序II段电流定值整定0.99kA,主变压器零序过流I段定值需要重新整定,零序II段

定值不需要调整。

#### 3.2.3 对发电机保护的影响分析

由于主变压器中性接地点位于其高压侧,发电机侧(变压器低压侧)绕组为三角形接线,零序电流无法流通,故发电机的零序等值网无变化;另外,主变压器中性点的接地方式不影响发电机侧的正序和负序等值网络;因此,主变压器中性点加装隔直装置及限流电抗器接地对发电机保护不会有任何影响。

## 4 谐振风险评估

加装隔直电容和限流电抗器后,电容器和电抗器的谐振频率为

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \approx 3.23 \text{ Hz}$$

谐振频率远远小于基波频率。 $X_L/X_C = 244$ 远大于1,因此不会发生串联谐振。

## 5 结论

方山电厂主变压器中性点加装电容隔直装置及限流电抗器,经过对不同故障地点下的电压电流进行仿真计算和分析可知,能够大幅减小单相接地故障时流过主变压器的故障电流,并抑制直流输电线路不对称方式运行时可能流过主变压器中性点的直流电流,且对线路相间保护、线路接地距离保护、线路零序电流保护、主变压器主保护、主变压器负序电流保护、发电机保护均不会造成较大影响。

#### 参考文献

[1] 于化鹏,陈水明,杨鹏程,等. 220 kV 变压器中性点经小电抗接地方式[J]. 电网技术, 2011, 35(1): 146 - 151.

[2] 袁娟,刘文颖,董明齐,等. 西北电网短路电流的限制措施[J]. 电网技术, 2007, 31(10): 42 - 45.

[3] 陆国庆,姜新宇,江健武,等. 110 kV 及 220 kV 系统变压器中性点经小电抗接地方式的研究及其应用[J]. 电网技术, 2006, 30(1): 70 - 74.

[4] 朱艺颖,蒋卫平,曾昭华,等. 抑制变压器中性点直流电流的措施研究[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(13): 1 - 7.

#### 作者简介:

刘起钟(1981),工程师,大学本科,从事发电厂继电保护技术管理工作。(收稿日期:2015-08-11)

# 四川产业结构调整与工业用电需求分析

周 桦,鲜其军,严 平,贺星棋  
(国网四川省电力公司,四川 成都 610041)

**摘要:** 在分析三次产业、工业及其细分行业的结构调整状况和电量变化趋势的基础上,运用计量模型研究了工业用电需求与工业经济增长的关系,并根据两者之间的关系进行了预测,预测结果具有较高的精度。研究结果对于提高计划制定的科学性,提升电网运营质量和经营效率具有一定参考价值。

**关键词:** 产业调整;用电分析;工业电量

**Abstract:** Based on the analysis of structure adjustment and power change trend of three industries, industry and its subdivision industry, the model between electricity consumption demand and economic growth of the industry is established by using the econometric model, and the prediction is carried out according to the model whose results have a high precision. The results have a certain reference for improving the scientificity of plan design, the quality of operation and the efficiency of management.

**Key words:** industrial structure adjustment; electricity consumption analysis; industrial power

中图分类号: TM714 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0071-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.016

## 0 引言

党的“十八大”报告指出,推进经济结构战略性调整是加快转变经济发展方式的主攻方向。目前,四川正在进行工业大省向工业强省的转变,未来3~5年仍将是四川工业化、城镇化快速推进时期。电力工业是国民经济发展中最重要的基础能源产业,国民经济的发展离不开电力消费的增长,而工业是国民经济发展的先行官,工业电力消费与国民经济之间的关系也就更加紧密。因此,对工业用电在经济中的作用进行研究,分析工业经济增长和用电量之间的关系,将对制订科学的电力发展规划与产业政策决策,促进经济的可持续发展具有重大的意义。

本研究在分析三次产业、工业及其细分行业的结构调整状况和电量变化趋势的基础上,运用计量模型研究了工业用电需求与工业经济增长的关系,根据两者之间的关系进行了预测。预测结果与真实统计数据相比,具有较高的精度,说明了本研究模型的准确性。

## 1 四川产业结构及电力消费现状

### 1.1 四川产业结构及其变化趋势

从2006年到2013年,第一产业增加值从1 595.84亿元增加到3 368.66亿元,年均增长3.7%;第二产业增加值从3 775.14亿元增加到13 472.05亿元,年均增长17.6%;第三产业增加值从3 319.62亿元增长到9 420.06亿元,年均增长11.8%。

从各产业增加值增速来看,第二产业增速最高。同时,三大产业增加值和工业增加值的增速均呈双底部形态,2009年是一个底部,2012年开始又出现增速下调的情况,2013年增速继续下调中。

从产业结构来看,四川产业结构优化升级逐步推进,第一产业比重逐年下降,第二产业比重偏高,第三产业比重偏低。2013年四川三次产业结构为12.8:51.3:35.9,全国三次产业结构为10.0:43.9:46.1,四川的第二产业比重比全国高7.4个百分点,第三产业比重比全国低10.2个百分点。其中,第一产业比重从18.4%逐年下降到12.8%,下降了5.6个百分点;第二产业比重从43.4%上升到51.3%,上升了7.9个百分点;第三产业比重从38.2%下降到35.9%,下降了2.3个百分点。工业增加值从3 144.67亿元增长到11 471.57亿元,年均增长

表1 六大高耗能产业总产值占工业总产值比重

| 年份   | 黑色金属冶炼及<br>压延加工/% | 化学原料及化学<br>制品制造/% | 非金属矿物制品<br>/% | 电力、热力的生<br>产和供应/% | 有色金属冶炼及<br>压延加工/% | 石油加工炼焦及<br>核燃料加工/% | 合计<br>/% |
|------|-------------------|-------------------|---------------|-------------------|-------------------|--------------------|----------|
| 2006 | 10.20             | 7.80              | 5.10          | 8.20              | 4.20              | 1.50               | 37.00    |
| 2007 | 9.50              | 7.40              | 5.10          | 8.00              | 4.40              | 1.60               | 36.00    |
| 2008 | 8.20              | 7.00              | 5.60          | 6.00              | 3.30              | 2.20               | 32.30    |
| 2009 | 7.60              | 6.90              | 6.70          | 5.80              | 2.60              | 1.60               | 31.20    |
| 2010 | 7.10              | 7.00              | 7.30          | 5.90              | 2.50              | 1.80               | 31.60    |
| 2011 | 7.70              | 6.90              | 7.20          | 5.40              | 2.70              | 1.60               | 31.50    |
| 2012 | 6.80              | 7.00              | 6.60          | 5.70              | 2.30              | 1.60               | 30.00    |
| 2013 | 7.00              | 6.60              | 6.60          | 5.60              | 2.20              | 1.60               | 29.60    |

注:表中产值数据来源于《四川省统计年鉴》及省统计局网站发布数据。

表2 六大高耗能产业用电量占全行业用电量比重

| 年份   | 黑色金属冶炼及<br>压延加工/% | 化学原料及化学<br>制品制造/% | 非金属矿物制品<br>/% | 电力、热力的生产<br>和供应/% | 有色金属冶炼及<br>压延加工/% | 石油加工炼焦及<br>核燃料加工/% | 合计<br>/% |
|------|-------------------|-------------------|---------------|-------------------|-------------------|--------------------|----------|
| 2006 | 19.50             | 15.50             | 16.00         | 8.30              | 7.80              | 0.40               | 67.50    |
| 2007 | 18.00             | 13.70             | 14.70         | 10.40             | 7.30              | 0.40               | 64.50    |
| 2008 | 19.00             | 13.20             | 12.40         | 10.90             | 7.80              | 0.40               | 63.70    |
| 2009 | 19.80             | 14.90             | 11.80         | 7.60              | 9.40              | 0.70               | 64.20    |
| 2010 | 16.70             | 14.10             | 11.20         | 11.50             | 10.70             | 0.80               | 65.00    |
| 2011 | 15.20             | 14.50             | 11.50         | 10.50             | 10.70             | 0.90               | 63.30    |
| 2012 | 16.60             | 14.30             | 10.20         | 10.00             | 9.50              | 0.80               | 61.40    |
| 2013 | 16.20             | 14.90             | 9.60          | 9.60              | 9.10              | 0.70               | 60.10    |

注:表中电量数据来源于四川省电力公司生产统计系统。

18.5%。工业增加值占地区生产总值的比重从36.2%上升到43.7%。

从工业细分行业来看,黑色金属冶炼及压延加工业、化学原料及化学制品制造业、非金属矿物制品业、电力、热力的生产和供应业、有色金属冶炼及压延加工业、石油加工及核燃料加工业等六大高耗能行业增加值占工业总产值比重整体呈现下降趋势,这也与当前国家节能减排政策的要求相符。占比如表1所示。

### 1.2 四川用电结构及其变化趋势

从2006年到2013年,第一产业用电量从14.95亿kW·h下降到11.74亿kW·h,年均增速-3.4%;第二产业用电量从798.94亿kW·h增长到1397.14亿kW·h,年均增速8.3%,其中,工业用电量从787.74亿kW·h增长到1354.49亿kW·h,年均增速8.1%,略低于第二产业电量增速。主要是由于近几年房地产业快速发展,导致建筑业用电

量增速高于平均水平,一定程度拉高了第二产业电量增速;第三产业用电量从92.54亿kW·h增长到230.93亿kW·h,年均增速14.0%。

从三大产业用电量结构及其变化趋势来看,四川用电量仍以第二产业为主,第二产业用电量占全行业用电量比重在85%以上,第三产业用电量占全行业用电量比重上升,2013年达到了14.1%。第一产业用电量比重持续下降,2011年下降到1%以下。这也与四川当前正处于工业化社会的初期阶段的社会发展实际相符合。

从工业细分行业用电量来看,六大高耗能产业占全行业用电量的比重也呈现下降趋势,从2006年的67.5%降至2013年的60.1%,下降了7.4个百分点。其中,电力、热力的生产和供应、黑色金属冶炼及压延加工、化学原料及化学制品制造用电量占全行业用电量比重下降,有色金属冶炼及压延加工、非金属矿物制品和石油加工炼焦及核燃料加工业占

全行业用电量比重上升。电力、热力的生产和供应业占全行业用电量的比重从19.5%下降到16.2%，下降了3.4个百分点，主要是由于电网线损率、电工厂用电率逐年下降，虽然电量损耗总量随着售电量的增长而增加，但增长率显著低于其余行业，从而导致占比降低。

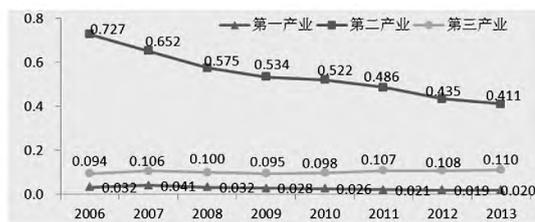


图1 2006—2013年三大产业的电力消费强度

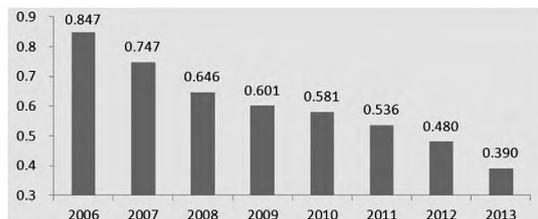


图2 2006—2013年工业电力消费强度

## 2 四川电力消费强度及其变化趋势

电能使用效率通常可用电力消费强度表示，电力消费强度为用电量与增加值的比值。

### 2.1 三大产业和工业电力消费强度及其变化趋势

从2006年到2013年，第一产业电力消费强度从0.032 t标准煤/万元下降到0.02 t标准煤/万元，下降了0.012 t标准煤/万元；第二产业电力消费强度从0.727 t标准煤/万元下降到0.411 t标准煤/万元，下降了0.316 t标准煤/万元，其中，工业电力消费强度从0.847 t标准煤/万元下降到0.39 t标准煤/万元，下降了0.457 t标准煤/万元；第三产业电力消费强度从0.094 t标准煤/万元增长到0.11 t标准煤/万元，增长了0.016 t标准煤/万元。

第二产业电力消费强度远远高于第一和第三产业，第二产业电力消费强度下降最多，第三产业电力消费强度有所上升。

六大高耗能产业电力消费强度由高到低依次是：有色金属冶炼及压延加工业、电力、热力的生产和供应业、黑色金属冶炼及压延加工业、化学原料及化学制品制造业、非金属矿物制品业和石油加工、炼焦及核燃料加工业。

除了有色金属冶炼及压延加工业和石油加工、炼焦及核燃料加工业，其他四大高耗能产业电力消费强度都下降的比较快。从2006年到2013年，化学原料及化学制品制造业电力消费强度下降了0.506 t标准煤/万元，电力、热力的生产和供应业电力消费强度下降了0.429 t标准煤/万元，非金属矿物制品业电力消费强度下降了0.334 t标准煤/万元，黑色金属冶炼及压延加工业下降了0.2 t标准煤/万元。

### 2.2 三大产业电力消费强度分解

将全行业电力消费强度和工业电力消费强度的影响因素分为效率效应和结构效应进行剖析。结构效应是反映不同行业经济发展比重变化引起的总体电力消费强度变化量，效率效应是反映不同行业电力消费强度变化引起的总体电力消费强度变化量。

表3 2006—2013年六大高耗能产业电力消费强度

单位：t标准煤/万元

| 年份        | 有色金属冶炼及压延加工业 | 电力、热力的生产和供应业 | 黑色金属冶炼及压延加工业 | 化学原料及化学制品制造业 | 非金属矿物制品业 | 石油加工、炼焦及核燃料加工业 |
|-----------|--------------|--------------|--------------|--------------|----------|----------------|
| 2006      | 0.849        | 0.918        | 0.547        | 0.772        | 0.599    | 0.120          |
| 2007      | 0.864        | 0.706        | 0.423        | 0.618        | 0.463    | 0.086          |
| 2008      | 0.853        | 0.771        | 0.435        | 0.456        | 0.389    | 0.070          |
| 2009      | 0.587        | 0.738        | 0.408        | 0.371        | 0.359    | 0.134          |
| 2010      | 0.999        | 0.586        | 0.409        | 0.337        | 0.344    | 0.131          |
| 2011      | 0.824        | 0.499        | 0.370        | 0.333        | 0.309    | 0.153          |
| 2012      | 0.868        | 0.531        | 0.388        | 0.299        | 0.298    | 0.147          |
| 2013      | 0.778        | 0.489        | 0.347        | 0.266        | 0.266    | 0.120          |
| 2006—2013 | 0.071        | 0.429        | 0.200        | 0.506        | 0.334    | 0.000          |

表4 2007—2013年三大产业效率效应

单位: t 标准煤/万元

| 年份        | 第一产业绝对值  | 比重/%  | 第二产业绝对值  | 比重/%   | 第三产业绝对值  | 比重/%   |
|-----------|----------|-------|----------|--------|----------|--------|
| 2007      | 0.0014   | -5.22 | -0.033 2 | 120.92 | 0.004 3  | -15.70 |
| 2008      | -0.001 3 | 3.33  | -0.035 8 | 91.11  | -0.002 2 | 5.57   |
| 2009      | -0.000 6 | 2.91  | -0.019 4 | 89.41  | -0.001 7 | 7.68   |
| 2010      | -0.000 3 | 5.53  | -0.006 1 | 110.35 | 0.000 9  | -15.88 |
| 2011      | -0.000 6 | 3.72  | -0.018 7 | 117.96 | 0.003 4  | -21.68 |
| 2012      | -0.000 2 | 0.56  | -0.028 1 | 100.25 | 0.000 2  | -0.80  |
| 2013      | 0.000 0  | -0.21 | -0.013 0 | 106.68 | 0.000 8  | -6.47  |
| 2007—2013 | -0.001 8 | 1.18  | -0.156 4 | 102.69 | 0.005 9  | -3.87  |

表5 2007—2013年三大产业结构效应

单位: t 标准煤/万元

| 年份        | 第一产业绝对值  | 比重/%  | 第二产业绝对值 | 比重/%   | 第三产业绝对值  | 比重/%   |
|-----------|----------|-------|---------|--------|----------|--------|
| 2007      | -0.000 6 | -4.00 | 0.015 3 | 108.84 | -0.000 7 | -4.84  |
| 2008      | -0.000 5 | -8.20 | 0.006 8 | 102.33 | 0.000 4  | 5.87   |
| 2009      | -0.000 4 | -4.04 | 0.011 4 | 110.49 | -0.000 7 | -6.45  |
| 2010      | -0.000 3 | -2.58 | 0.015 3 | 114.25 | -0.001 6 | -11.67 |
| 2011      | -0.000 3 | -2.54 | 0.012 1 | 114.69 | -0.001 3 | -12.15 |
| 2012      | -0.000 2 | -3.40 | 0.005 4 | 111.18 | -0.000 4 | -7.78  |
| 2013      | -0.000 1 | -4.47 | 0.002 9 | 107.11 | -0.000 1 | -2.65  |
| 2007—2013 | -0.002 2 | -3.32 | 0.071 6 | 110.05 | -0.004 4 | -6.73  |

表6 2007—2013年工业效率效应和结构效应

单位: t 标准煤/万元

| 年份        | 工业电力消费强度变化 | 效率效应     |          | 结构效应     |           |
|-----------|------------|----------|----------|----------|-----------|
|           |            | 绝对值      | 比重/%     | 绝对值      | 比重/%      |
| 2007      | -0.066 8   | -0.063 8 | 95.55    | -0.003 8 | 5.68      |
| 2008      | -0.048 8   | -0.024 3 | 49.84    | -0.020 8 | 42.51     |
| 2009      | -0.028 1   | -0.028 0 | 99.63    | -0.000 2 | 0.81      |
| 2010      | -0.004 6   | -0.003 7 | 78.62    | -0.000 7 | 15.73     |
| 2011      | -0.015 9   | -0.016 9 | 105.99   | 0.000 7  | -4.55     |
| 2012      | 0.000 2    | 0.003 9  | 2 389.42 | -0.003 7 | -2 214.95 |
| 2013      | -0.014 8   | -0.011 3 | 75.87    | -0.013 2 | 88.90     |
| 2007—2013 | -0.178 9   | -0.138 8 | 77.59    | -0.046 8 | 26.14     |

由表4可见,第二产业的效率效应使全行业电力消费强度下降了0.156 4 t 标准煤/万元,占全行业效率效应的比重为102.69%,期间每一年的比重也都在100%左右,因此,第二产业电力消费强度的下降是全行业电力消费强度下降的最主要推动力量;第一产业的效率效应使全行业电力消费强度下降了0.001 8 t 标准煤/万元,占全行业效率效应的比重为1.18%;第三产业的效率效应使全行业电力消费强度上升了0.005 9 t 标准煤/万元,占全行业效率效应的比重为-3.87%。

由表5可见,第二产业的结构效应使全行业电

力消费强度上升了0.071 6 t 标准煤/万元,占全行业结构效应的比重为110.05%,期间每一年的比重也都在100%以上;第一产业的结构效应使全行业电力消费强度下降了0.002 2 t 标准煤/万元,占全行业结构效应的比重为-3.32%;第三产业的结构效应使全行业电力消费强度下降了0.004 4 t 标准

表7 回归结果

| 变量    | 回归系数    | T 值    | F 统计量   | 判决系数 | R <sup>2</sup> |
|-------|---------|--------|---------|------|----------------|
| 常数项   | 532.861 | 12.344 | 133.439 | 1    | 0.937          |
| 工业增加值 | 0.069   | 11.552 |         |      |                |

表8 工业增加值预测工业用电量结果对比表

| 年份   | 工业增加值/亿元  | 工业用电量/(亿 kW·h) | 工业用电量拟合值/(亿 kW·h) | 拟合偏差   | 偏差率/% |
|------|-----------|----------------|-------------------|--------|-------|
| 2004 | 2013.8    | 619.87         | 671.81            | 51.94  | 8.38  |
| 2005 | 2 527.08  | 708.69         | 707.23            | -1.46  | -0.21 |
| 2006 | 3 144.67  | 787.74         | 749.84            | -37.90 | -4.81 |
| 2007 | 3 921.41  | 844.44         | 803.44            | -41.00 | -4.86 |
| 2008 | 4 956.13  | 843.61         | 874.83            | 31.22  | 3.70  |
| 2009 | 5 678.24  | 934.28         | 924.66            | -9.62  | -1.03 |
| 2010 | 7 431.45  | 1 109.63       | 1 045.63          | -64.00 | -5.77 |
| 2011 | 9 491.04  | 1 245.22       | 1 187.74          | -57.48 | -4.62 |
| 2012 | 10 800.53 | 1 286.86       | 1 278.10          | -8.76  | -0.68 |
| 2013 | 11 578.55 | 1 354.49       | 1 331.78          | -22.71 | -1.68 |
| 2014 | 12 690.09 | 1 382.31       | 1 408.48          | 26.17  | 1.89  |

煤/万元,占全行业结构效应的比重为-6.73%。

### 2.3 工业电力消费强度分解

从2006年到2013年,工业电力消费强度下降了0.1789 t标准煤/万元,且绝大部分年份的效率效应和结构效应都使得工业电力消费强度下降,说明工业能源利用效率和工业内部产业结构调整两个方面都取得了成效,两个方面都促进了工业电力消费强度的下降。其中,效率效应方面使工业电力消费强度下降了0.1388 t标准煤/万元,占工业电力消费强度变化量的比重为77.59%;结构效应方面使工业电力消费强度下降了0.0468 t标准煤/万元,占工业电力消费强度变化量的比重为26.14%。说明能源利用效率的提高依然是工业电力强度下降的主要推动力量。

## 3 工业经济发展与工业用电量关系分析

回归分析可以用来研究两个变量之间的相互依存关系。工业经济的发展离不开电力能源的支撑,而工业发展状况是决定工业用电量的重要因素。本研究选择工业增加值代表工业发展状况,工业增加值和工业用电量的关系是前者决定后者,所以用工业增加值作为自变量,工业用电量作为因变量。中国自2002年以来,一直实行资源环境约束下的电力节能政策,电力政策未发生大的改变,故本研究选择2004年到2013年四川工业用电量数据和工业增加值数据,对两者进行回归,回归结果如下。

工业用电量与工业增加值的回归方程为  $Y = 532.861 + 0.069X$ ,方程残差为0,说明回归方程残差

围绕零上下波动,表明残差是平稳的时间序列,工业用电量与工业增加值存在着长期均衡的关系。同时,回归方程的  $R_2$  系数为0.937,说明利用此方程能够解释93.7%的工业用电量数值,因此,回归线的拟合效果比较好,可以用来对工业用电量进行预测。

## 4 算例分析

运用上述模型,通过代入同期工业增加值数据,得到2004年到2014年四川工业用电量拟合值如表8所示。

由表8可见,应用模型预测的2014年工业用电量数据与实际生产统计数据误差仅为1.89%,具有较高的精度。根据本研究成果,可以根据政府发布的年度发展指标预测全社会工业电量的变化趋势,指导公司经营发展。

### 参考文献

- [1] 四川省统计局,国家统计局四川调查总队. 2014四川统计年鉴[M]. 北京:中国统计出版社,2014.
- [2] 四川省电力公司年鉴编纂委员会. 四川省电力公司年鉴-2013[M]. 北京:方志出版社,2014.
- [3] 四川省电力公司. 四川省电力公司“十一五”电力统计资料汇编[R]. 成都,2012.

### 作者简介:

周桦(1963),高级工程师,长期从事电网管理工作;  
严平(1966),高级工程师,长期从事电网管理工作;  
鲜其军(1966),高级工程师,长期从事电网管理工作;  
贺星棋(1978),高级工程师,长期从事电网管理工作。

(收稿日期:2015-05-21)

# 准东地区电网短路电流面临的形势及对策

关洪浩, 宋新甫, 张增强, 吕 盼

( 国网新疆电力公司经济技术研究院 新疆 乌鲁木齐 830011)

**摘 要:** 准东地区电网为新疆大型能源基地, 目前该区域大用户较多, 且均配套建设相应的自备电源, 造成电网短路电流问题突出。对准东地区电网短路电流现状进行了详细的分析计算, 结合准东电网“十三五”发展规划分别从电网运行方式调整、加装串联电抗器、电源转接 3 个方面对短路电流的下降情况进行详细的分析。计算表明: 解决电网短路电流的根本措施为分散电源接入, 合理分配 750 kV 变电站的电源装机容量。

**关键词:** 短路电流; 装机规模; 限流电抗器; 断路器额定开断能力

**Abstract:** Zhundong power grid is the power base of Xinjiang autonomous region. With the connection of so many self-provided generators to the power grid, short-circuit current problem becomes more and more severe. The current situation of short-circuit current in Zhundong power grid is analyzed in detail. Three methods are introduced to lower the short-circuit current in Zhundong power grid, that is, adjusting operating mode of power grid, installing series current-limiting reactors and transferring the self-provided generators to a new power substation. The results show that the most effective way to solve the problem of short-circuit current is to disperse the generators and make sure the capacity of generators to one substation should not be too large.

**Key words:** short-circuit current; installed capacity; current-limiting reactor; rated breaking capacity of circuit breaker

中图分类号: TM713 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0076-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.017

## 0 引 言

由于大规模高能耗企业的入驻及配套自备电厂的投运, 五彩湾地区电网短路电流未来面临的形势非常严峻。根据《新疆电网 2015 年年度运行方式》到 2015 年年底新疆电网全接线方式下 220 kV 彩虹变电站三相短路电流已超过 50 kA, 已超过断路器额定开断电流能力( 额定值为 50 kA)。随着远期能源基地的建设和特高压直流配套电源的大规模投产, 该地区短路电流问题将进一步凸现。

在系统运行和局部电网建设中, 控制短路电流比较常用的方法是增加变压器等元件的阻抗、引入限流电抗器或采用解环运行的方式等。这些方法在日常运行中比较有效, 但更应该从电网规划的角度控制短路电流<sup>[1]</sup>。

目前, 关于限制电网短路电流的相关文献较多, 相关控制短路电流的措施也相对成熟。文献 [2] 为限制短路电流的措施的综述; 文献 [1, 3-5] 结合实际电网分析了短路电流存在的问题, 同时对各种限

制短路电流措施的效果进行了探讨; 文献 [6] 以 220 kV 短路电流不超过 50 kA 为约束, 分析了几种典型 220 kV 接线模式不同变压器容量及阻抗下电源最大接纳能力, 为电源的接入和变电站分片运行提供了重要参考; 文献 [7] 对大电源接入不同电压等级对短路电流的影响进行了分析, 提出了有效限制短路电流的大电源接入原则。

对目前准东地区短路电流水平进行详细计算, 分析短路电流超标的主要原因。结合“十三五”电网发展规划对几种限流措施适应性进行详细分析, 得出解决准东五彩湾片区短路电流问题最根本的措施为转带五彩湾片区电源, 分散电源的接入。

## 1 准东地区电网短路电流现状

目前准东五彩湾区域大型工业企业较多, 包括神火、其亚、宜化等, 且均已配套建成相应的自备机组, 并通过 220 kV 电压等级接入新疆主电网。

预计 2015 年年底, 准东五彩湾区域电网网架结构将如图 1 所示。

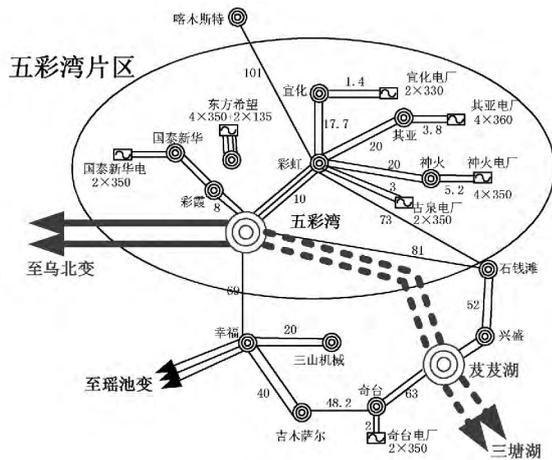


图1 2015年年底准东五彩湾区域电网结构图

根据《新疆电网2015年年度运行方式》,2015年年底,环天山东部750kV大环网建成后全接线方式下准东五彩湾区域短路电流如表1所示。

表1 准东五彩湾区域全接线方式短路电流水平

| 母线名 | 三相/kA  | 单相/kA | 遮断容量/kA |    |
|-----|--------|-------|---------|----|
| 五彩湾 | 750kV侧 | 27.56 | 27.38   | 63 |
|     | 220kV侧 | 57.59 | 63.63   | 63 |
| 苕苕湖 | 750kV侧 | 22.62 | 22.47   | 63 |
|     | 220kV侧 | 19.88 | 24.50   | 63 |
| 彩虹  | 220kV侧 | 56.16 | 53.42   | 50 |
| 彩霞  | 220kV侧 | 45.93 | 42.23   | 63 |
| 石钱滩 | 220kV侧 | 14.07 | 13.33   | 50 |
| 兴盛  | 220kV侧 | 13.16 | 11.30   | 50 |

根据五彩湾区域全接线方式下短路电流计算结果,短路电流相对突出的变电站主要有750kV五彩湾变电站和220kV彩虹变电站,而750kV苕苕湖变电站、220kV兴盛变电站、石钱滩变电站短路电流相对较小。其中全接线方式220kV彩虹变电站、750kV五彩湾变电站220kV侧短路电流已经超过断路器额定开断电流水平。

以五彩湾750kV变电站220kV侧为研究对象,对应短路电流分支系数如表2所示。

根据短路电流分支系数计算情况表:通过750kV侧提供给750kV五彩湾变电站220kV侧短路电流为20.4kA,占750kV五彩湾变电站220kV侧短路电流35.4%,通过220kV彩虹一、二、三线提供的短路电流为28.95kA,占750kV五彩湾变电站220kV侧短路电流50.3%,是造成准东五彩湾区域

短路电流超标的主要因素。

表2 750kV五彩湾变电站220kV侧短路电流分支系数

| 序号 | 支路名称      | 分支系数    | 短路电流/kA |
|----|-----------|---------|---------|
| 1  | 2号主变压器    | 0.17399 | 10.02   |
| 2  | 3号主变压器    | 0.17399 | 10.02   |
| 3  | 220kV彩虹一线 | 0.16756 | 9.65    |
| 4  | 220kV彩虹二线 | 0.16756 | 9.65    |
| 5  | 220kV彩虹三线 | 0.16756 | 9.65    |
| 6  | 220kV彩福线  | 0.03629 | 2.09    |
| 7  | 220kV彩钱线  | 0.00712 | 0.41    |
| 8  | 220kV彩霞一线 | 0.05296 | 3.05    |
| 9  | 220kV彩霞二线 | 0.05296 | 3.05    |
| 10 | 合计        | 1       | 57.59   |

## 2 准东地区电网短路电流超标原因分析

### 1) 电源装机容量过大,且接入点单一

根据前述全接线方式短路电流和分支系数计算情况,通过彩虹变电站接入的大型电源对五彩湾变电站短路电流起到决定性作用。仅考虑直接接入彩虹变电站的机组已经达到12台,装机容量合计达到4240MW。而220kV石钱滩变电站、兴盛变电站由于没有电源的接入,短路电流很小,断路器开断裕度非常充裕。

### 2) 网架结构不断增强,网内电气联系日趋紧密

目前新疆750kV主电网仍处于发展的初期,其中750kV五彩湾变电站于2014年年底建成投产。根据规划,2015年年底准东地区将围绕五彩湾变电站建成环绕天山东段的750kV双环网,以满足准东区域大型能源外送的需求,届时五彩湾区域与新疆主电网的联系将进一步增强,短路电流问题将更加突出。

## 3 限制电网短路电流水平的措施

限制电网短路电流水平的措施可从电网规划、设备选型、运行方式3个方面综合考虑。

### 1) 电网规划

合理规划电源接入电压等级、接入方式。电源接入不宜过度集中,接入点的选择应充分考虑对系统短路电流水平的影响,注意给电网短路电流水平

留有一定的发展空间,发电厂宜以单元接线型式接入系统,大电厂间尽可能不要有直接的联络线,大电厂不宜串在环网中运行。网内新建大容量电源应尽可能采用高电压等级接入。

合理规划电网网架结构。对网架合理的分层、分区可以有效地控制短路电流。在更高电压等级骨干网架形成后依托该电压等级变电站采取低电压等级电网分片区运行能有效抑制电网短路电流水平。

### 2) 设备选型

采用高阻抗变压器。负荷中心地区网络紧密,可适当提高电厂升压变压器的短路阻抗,从源头上控制注入电网的短路电流。同时对于电源接入相对集中的变电站亦可考虑采用高阻抗变压器抑制分支短路电流水平。

加装限流电抗器。加装限流电抗器对限制短路电流亦具有一定的效果,但限流电抗器的限流效果与电网运行方式密切相关。限流电抗器通常加装在线路潮流较轻而对系统短路电流影响较大的线路中,可有效地减少局部区域系统短路电流。

加装变压器中性点小电抗。在变压器中性点加装小电抗便利,投资较小,该阻抗值在零序网络中将放大3倍,因此在单相短路电流过大而三相短路相对较小的场合很有效。

### 3) 电网运行方式调整

电网运行方式调整主要包括母线、变压器分列运行及线路开断等。由于基于以有的电网结构,不需要增加额外的投资费用,为限制电网短路电流水平,应深入挖掘运行方式调整的潜力;但通常运行方式调整措施是以牺牲电网可靠性为代价的,因此采取运行方式调整限制短路电流时需结合电网供电可靠性、供电能力等方面综合考虑,防止电网可靠性、供电能力等出现明显下降。

## 4 准东地区电网短路电流限制研究

### 4.1 准东地区电网远期短路电流水平

目前,五彩湾区域750 kV主网架处于发展初期,暂无750 kV电压等级火电电源接入。但由于该区域为新疆大型能源基地,根据《新疆“十三五”电网发展规划》,“十三五”末,该区域将建成2条±1100 kV特高压直流输电工程,额定输送容量将达到24000 MW。其中准东至皖南±1100 kV特高压

直流配套电源目前已经取得核准,电源合计7座,共20台机组,装机容量为13200 MW。

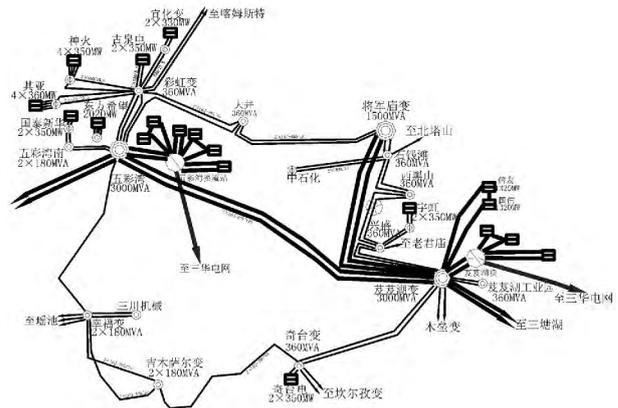


图2 “十三五”末准东区域电网结构图

考虑到未来准东区域两条特高压直流建成后,“十三五”末期全接线方式短路电流将如表3所示。

表3 远期短路电流水平(全接线方式)

| 母线名 | 750 kV / 220 kV 侧 | 全接线   |       |
|-----|-------------------|-------|-------|
|     |                   | 三相/kA | 单相/kA |
| 五彩湾 | 750 kV 侧          | 56.12 | 55.90 |
|     | 220 kV 侧          | 69.69 | 77.06 |
| 芨芨湖 | 750 kV 侧          | 53.35 | 53.13 |
|     | 220 kV 侧          | 47.85 | 55.11 |
| 彩虹  | 220 kV 侧          | 65.45 | 62.40 |
| 彩南  | 220 kV 侧          | 54.41 | 52.55 |
| 石钱滩 | 220 kV 侧          | 24.30 | 21.90 |
| 兴盛  | 220 kV 侧          | 33.99 | 31.01 |

### 4.2 准东地区短路电流限制措施研究

#### 1) 电网运行方式调整

针对五彩湾区域短路电流问题,优先考虑通过电网运行方式调整。采取的措施主要在750 kV/220 kV电磁环网解环运行的基础上进一步考虑母线、变压器分列运行。

750 kV/220 kV电磁环网解环方案如下: ①750 kV五彩湾变电站至幸福变电站线路断开,吉木萨尔变电站至奇台变电站线路断开,解开750 kV五彩湾变电站、芨芨湖变电站与750 kV乌北变电站之间的电磁环网。②220 kV西黑山变电站至兴盛变电站的双回线路断开,解开750 kV将军庙变电站至芨芨湖变电站之间的电磁环网。③750 kV五彩湾变电站至大井变电站以及220 kV彩虹变电站至大井变电站的线路断开,解开750 kV五彩湾变电站至大井

变电站的电磁环网。

在上述解环方案的基础上考虑将750 kV五彩湾变电站220 kV母线分列运行,短路电流下降情况如表4所示。

表4 短路电流水平(采取运行方式调整)

| 母线名            | 全接线   |       | 运行方式调整后 |       |
|----------------|-------|-------|---------|-------|
|                | 三相/kA | 单相/kA | 三相/kA   | 单相/kA |
| 750 kV 侧       | 56.12 | 55.90 | 56.01   | 55.85 |
| 五彩湾 220 kV I 母 | 69.69 | 77.06 | 58.83   | 61.95 |
|                | 69.69 | 77.06 | 38.67   | 41.30 |
| 220 kV II 母    | 53.35 | 53.13 | 53.34   | 53.13 |
|                | 47.85 | 55.11 | 47.85   | 55.11 |
| 苕苕湖 750 kV 侧   | 47.85 | 55.11 | 47.85   | 55.11 |
| 220 kV 侧       | 65.45 | 62.40 | 57.35   | 54.86 |
| 彩虹 220 kV 侧    | 65.45 | 62.40 | 57.35   | 54.86 |

从表4可以看出:仅通过运行方式调整难以满足远期准东区域短路电注控制要求,220 kV彩虹变电站短路电流超过断路器额定开断能力。

### 2) 加装限流电抗器

由于限流电抗器在投入使用时需消耗一定的无功功率,对无功功率平衡、电压调整具有一定的影响<sup>[4]</sup>。针对准东地区用户特点,神火、其亚、宜化等大用户均建设相应的自备电厂,并接带相应的用电负荷,正常方式下与主电网功率交换较少,因此考虑限流电抗器加装在用户与主系统220 kV联络线之间。

图3为考虑在神火电厂至彩虹变电站的送出线路上考虑加装不同阻值限流电抗器后短路电流下降情况。

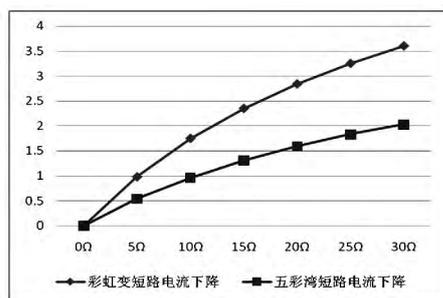


图3 加装限流电抗器后短路电流下降效果

通过图3可以看出:限流电抗器的限流效果与阻值大小呈现非线性关系,随着阻值的增大,短路电流下降趋势越来越不明显。

考虑在750 kV/220 kV分区解环的基础上五彩湾区域自备电厂与系统联络线之间各加装20 Ω限流电抗器后短路电流下降情况如表5所示。

根据表5:考虑准东五彩湾区域自备电厂各加装20 Ω的限流电抗器后220 kV彩虹变电站的短路电流仍超过50 kA,难以适应远期电网发展的需求。

### 3) 电源转带

由于电网短路电流由电源提供,而准东地区电源数量较多,装机容量较大,为限制电网短路电流水平,最有效的措施为分散电源接入,将接入彩虹变电站的部分电源转由其他变电站接带。

表5 短路电流水平(加装限流电抗器)

| 母线名 |          | 全接线   |       | 加装限流电抗器后 |       |
|-----|----------|-------|-------|----------|-------|
|     |          | 三相/kA | 单相/kA | 三相/kA    | 单相/kA |
| 五彩湾 | 750 kV 侧 | 56.12 | 55.9  | 55.23    | 55.26 |
|     | 220 kV 侧 | 69.69 | 77.06 | 59.16    | 68.41 |
| 苕苕湖 | 750 kV 侧 | 53.35 | 53.13 | 53.22    | 53.07 |
|     | 220 kV 侧 | 47.85 | 55.11 | 47.75    | 55.02 |
| 彩虹  | 220 kV 侧 | 65.45 | 62.4  | 52.06    | 51.01 |

表6为在750 kV/220 kV分区解环的基础上考虑将准东五彩湾区域自备电厂转由750 kV将军庙变电站接带,即将750 kV五彩湾变电站至彩虹变电站的220 kV线路与220 kV大井变电站至彩虹变电站的线路短接,断开750 kV五彩湾变电站至彩虹变电站的双回线,采取上述措施后短路电流下降情况如表6所示。

表6 短路电流水平(电源转带)

| 母线名 |          | 全接线   |       | 电源转接后 |       |
|-----|----------|-------|-------|-------|-------|
|     |          | 三相/kA | 单相/kA | 三相/kA | 单相/kA |
| 五彩湾 | 750 kV 侧 | 56.12 | 55.90 | 50.92 | 50.70 |
|     | 220 kV 侧 | 69.69 | 77.06 | 41.46 | 46.71 |
| 将军庙 | 750 kV 侧 | 29.44 | 29.21 | 31.24 | 30.95 |
|     | 220 kV 侧 | 17.50 | 20.04 | 24.80 | 27.54 |
| 苕苕湖 | 750 kV 侧 | 53.35 | 53.13 | 53.38 | 53.20 |
|     | 220 kV 侧 | 47.85 | 55.11 | 48.94 | 55.25 |
| 彩虹  | 220 kV 侧 | 65.45 | 62.40 | 34.41 | 33.73 |

通过表6可以看出:将五彩湾区域自备电源转由750 kV将军庙变电站接带后准东区域短路电流出现明显下降,主要750 kV及220 kV变电站短路电流均降至合理范围内,且具有一定的遮断裕度,能适应远期电网发展短路电流控制要求。

## 5 结论

准东五彩湾区域由于自备电源的大规模投产,目前区域短路电流问题日趋严重,制约了能源基地的快速发展,报告对准东地区短路电流现状进行了分析,结合准东电网“十三五”规划分别从电网运行方式调整、加装限流电抗器、电源转接3个方面对短路电流下降效果进行详细分析。计算表明:解决短

路电流问题最根本的措施是分散区域电源接入,将五彩湾区域自备电厂转由750 kV 将军庙变电站接带,合理分配接入750 kV 变电站的220 kV 电源。

参考文献

[1] 阮前途. 上海电网短路电流控制的现状与对策[J]. 电网技术, 2005, 29(2): 78-83.

[2] 韩戈, 韩柳, 吴琳. 各种限制电网短路电流措施的应用与发展[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(1): 141-144.

[3] 陆建忠, 张啸虎. 加强电网规划, 优化电网结构, 限制短路电流[J]. 华东电力, 2005, 33(5): 292-295.

[4] 袁娟, 刘文颖, 董明齐, 等. 西北电网短路电流的限制

措施[J]. 电网技术, 2007, 31(10): 42-45.

[5] 潘思安, 何善谨. 上海220 kV 电网短路电流控制研究[J]. 华东电力, 2005, 33(5): 30-33.

[6] 祁万春, 奚巍民, 张谦, 等. 应用500 kV 高阻抗主变压器提高220 kV 片区供电能力[J]. 电力系统自动化, 2008, 32(14): 96-98.

[7] 周吉安, 靳丹, 王维洲, 等. 大电源接入方式对短路电流的影响分析[J]. 电工电能新技术, 2012, 31(1): 48-51.

作者简介:

关洪浩(1986), 硕士, 工程师, 主要研究方向为电网分析与规划。

(收稿日期: 2015-07-14)

(上接第32页)

表5 乱序模式的各相电流

| 顺序     | IA1<br>/A | IB1<br>/A | IC1<br>/A | IA2<br>/A | IB2<br>/A | IC2<br>/A |
|--------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| PSCAD  | 2 245     | 2 145     | 2 034     | 2 063     | 2 125     | 2 159     |
| MATLAB | 2 297     | 2 165     | 2 035     | 2 035     | 2 165     | 2 296     |

由上述3种典型排列可以看出, 逆序排列情况下的电流不平衡度最小, 这与理论推导及MATLAB数值计算的结论均保持一致。

### 3 结论

同塔双回甚至多回输电线路是节省线路走廊的重要方式之一, 在线路长度较短而未进行轮换位的情况下, 多根导体之间通过电磁场耦合所造成的线路参数不平衡严重影响了继电保护及二次测控系统。

通过对同塔双回输电线路的深入研究, 建立了导体的电感模型, 得到其电感矩阵并进一步求解了电磁方程, 从理论上给出了电流不平衡的形成机理, 并最终提出了逆序排列是降低参数不平衡的最优选择, MATLAB数值求解以及PSCAD电磁暂态仿真结果都证明了该方案的正确性, 为今后短距离不换位同塔双回输电线路最优相序排列提供了强有力的理论支撑。

参考文献

[1] 张嘉旻, 葛荣良. 同塔多回输电技术特点及其应用分析[J]. 华北电力, 2005, 33(7): 23-26.

[2] 肖立群, 顾顺炎, 张克宝. 同塔多回输电线路塔形结构研究[J]. 上海电力, 2009(2): 91-95.

[3] 刘建华. 六相输电线路的不平衡度评估[J]. 长沙电力学院学报, 2003, 18(3): 45-48.

[4] 戴雨剑. 基于EMTP的高压输电线路换位研究[J]. 电网技术, 2006, 30(8): 133-135.

[5] 汲亚飞, 邹军. 同塔多回线路垂直排列最优相序布置方式[J]. 2008, 34(1): 172-175.

[6] 张海. 同杆双回线路故障稳态分析及其单端量选相的研究[D]. 保定: 华北电力大学博士学位论文, 2013.

[7] 孙秋芹, 王冠, 李庆民, 等. 特高压双回线路耦合效应的计算与分析[J]. 高电压技术, 2009, 35(4): 737-742.

[8] 刘桂峰, 高戟, 郎需军, 等. 对高压架空送电线路一种优化换位方式的探讨[J]. 山东电力, 2001(5): 6-8.

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

[10] 韦刚, 黄金生. 同塔并架多回线路序参数及不平衡度计算[J]. 电网技术, 1998, 22(10): 811.

[11] Gross, E. T. B., and Hesse M. H. Electromagnetic Unbalance of Untransposed Transmission Lines [J]. IEEE Power Apparatus and Systems, 1995, 72(2): 1323-1336.

[12] Hesse M. H. Circulating Currents in Parallel Untransposed Multi Circuit Transmission Line: II—Methods for Estimating Current Unbalanced [J]. IEEE Trans. on PAS, 1996, 85(3): 812-820.

作者简介:

唐明(1986), 博士, 工程师, 主要从事电力系统稳定分析与控制的研究。

(收稿日期: 2015-07-08)

# 基于 Benders 分解的电动汽车充电站选址决策研究

张择策, 武泽辰, 聂克剑, 沈天时

(西安交通大学电气工程学院, 陕西 西安 710049)

**摘要:** 电动汽车已成为未来汽车的发展方向, 而充电站作为其能量来源, 其选址的优化研究有着重要的意义。然而, 电动汽车在某时间段内只能到 1 个充电站接受充电的基本假设已经不再适应电力市场化的大趋势。在不同充电站有不同充电价格的考虑下, 为实现充电站初始建设成本及用户充电总成本最小化, 电动汽车充电站选址优化问题可以看成 1 个有容量限制的单商品物流的设施选址问题。该问题可以用 1 个线性混合 0-1 规划模型来描述, 十分适合用 Benders 分解算法求解。

**关键词:** 电动汽车; 充电站; 选址决策; Benders 分解

**Abstract:** Electric vehicles have become the future of vehicles. The charging station is the source of power for electric vehicles and its optimization study of site selection is of great importance. However, the basic assumption that an electric vehicle should be charged at one charge station at one time has no longer conformed to the trend of electricity market. Under the consideration that different stations can have different prices, the research on site selection of charging station for electric vehicles can be seen as a site selection problem with single capacity-limited goods flow in order to minimize the initial construction cost and the total users' charging service cost. This problem can be described with a mixed-integer programming problems and be easily solved by the Benders decomposition.

**Key words:** electric vehicles; charging station; site selection decision; Benders decomposition

中图分类号: U469.72 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0081-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.018

## 0 引言

现今, 国际油价日益攀升, 在全球性石化能源匮乏和节能减排需求的推动下, 电动汽车已成为未来汽车的发展方向。而作为电动汽车运营所必须的基础配套服务设施, 充电站的建设位置与规模对推广电动汽车有着重要的意义<sup>[1]</sup>。

近年来, 许多学者对电动汽车充电站的分类、规划、建设做了大量研究, 其中不乏优秀和具有启发性的成果。文献[2]介绍了中国电动汽车充电站的发展现状, 提出了电动汽车充电站规划所需遵循的原则, 分析了影响规划的一些因素。文献[3]为模拟电动汽车的数量引入居民负荷的分布情况, 再将充电站的年最大化运营收益作为目标来进行规划。文献[4]出台了标准文件, 不仅规定了充电站的构成、功能、技术及安全要求, 还对充电站进行了等级划分。文献[5]将德尔菲法和灰色层次分析法集成为一种新的综合评价方法, 并将其运用于电动汽车充

电站选址最优决策中。文献[6]采用遗传算法对基于用户充电费用和充电站运营费用总和最小化选址模型进行了算例验证。文献[7]则将博弈论引入了电动汽车充电站的选址研究中。

下面为电动汽车充电站的选址建立了更为简洁和灵活的模型。采用解决混合 0-1 规划问题极为有效的 Benders 分解法求解该模型, 并用算例进行了验证。为建立电动汽车充电站选址优化模型提供了思路, 对优化电动汽车充电站选址方案有一定指导作用。

## 1 模型建立

假定所有充电站的候选点都是经过一定的论证和分析得到, 即符合充电站的选址原则、安全条件和环境条件, 且已经考虑过需求点及需求量的分布, 即仅考虑充电站的修建与否。设充电站的候选地点集合为  $N = \{1, \dots, n\}$ , 其中, 第  $j (j \in N)$  个候选地点的建设费用为  $f_j$ , 该地点所建充电站的动力蓄电池储

存能力为  $u_j$ 。设需要充电的电动汽车集合为  $M = \{1, \dots, m\}$  其中,第  $i (i \in M)$  辆车所需要充电的电量为  $b_i$ 。文献 [1] 认为电动汽车充电站的选址包含了如下假设:电动汽车在 1 个固定的时间段内只能到同 1 个充电站接受充电服务。这与人们的实际经验是相符合的,正如加油一样,大部分人在加油的时候会选择加满,而不会考虑去多个加油站加油。

然而,在特殊的安全原则和环境要求下,不同地点的充电站建设成本差异很大,它们的动力蓄电池储存能力也不尽相同。文献 [2, 8-10] 都认为电动汽车充电站建设规划初期不应以盈利为目的;但根据年初电改文件中的精神,电力市场化已成为不可逆的趋势,因此,在电力市场的条件下,应该考虑不同的充电站有着不同的充电价格。基于上述考虑,对于充电用户来说最经济的做法不再是就近寻找充电站,而是综合考虑充电站的充电价格和距离充电站的距离(距离远意味着消耗大,成本高),在此假设  $x_{ij}$  为第  $i$  辆电动汽车在第  $j$  个候选地点所充的电量,  $c_{ij}$  为第  $i$  辆电动汽车去第  $j$  个候选地点充电的综合成本。显然,若第  $j$  个候选地点没有修建充电站,电动汽车不能在该地点充电。在此,引入 0-1 变量  $y_j \in B^n$ ,  $y_j = 1$  表示在第  $j$  个候选地点修建了充电站,  $y_j = 0$  表示在第  $j$  个候选地点没有修建充电站。

至此,电动汽车充电站选址优化问题抽象为 1 个有容量限制的单商品货物流的设施选址问题,目标是实现充电站初始建设成本及用户充电总成本最小化。该问题可以用 1 个线性混合 0-1 规划模型来描述。

$$\begin{aligned} \min \quad & \sum_{i \in M} \sum_{j \in N} C_{ij} x_{ij} + \sum_{j \in N} f_j y_j \\ \text{s. t.} \quad & \sum_{j \in N} x_{ij} = b_i \quad i \in M \\ & \sum_{i \in M} x_{ij} - u_j y_j \leq 0 \quad j \in N \\ & x_{ij} \geq 0 \quad i \in M \quad j \in N \quad y_j \in B^n \end{aligned}$$

值得一提的是,该模型还有 1 个更具实用性的优点。即  $c_{ij}$  可以涵盖更多复杂的考虑,比如电动车类型的不同和充电站等级的不同,即使每 1 辆汽车在每个候选充电站的成本全部不同都不影响模型的准确性。更为复杂和精确的模型在该模型上进行嫁接也十分容易。

## 2 Benders 分解

Benders 分解算法是 J. F. Benders 在 1962 年首

先提出的,是一种求解混合整数规划问题的算法。Benders 分解算法将具有复杂变量的规划问题分解为线性规划和整数规划,用割平面的方法分解出主问题与子问题,通过迭代的方法求解出最优值。由于 Benders 分解在求解其主问题之时,往往通过求解子问题的对偶来求解单步子问题的最优解,所以在论述 Benders 分解之前,先介绍对偶定理。

### 2.1 对偶原理

对于 1 个代求解的线性规划(LP) 将其称之为原问题,它可以被转换为 1 个等价的线性规划问题进行求解,称转换后的问题为对偶问题。

不失一般性,1 个线性规划的原问题一般可以表示为如下形式。

$$\begin{aligned} \text{Minimize } z &= c^T x \\ \text{s. t.} \quad & Ax \geq b \\ & x \geq 0 \end{aligned}$$

式中:  $c$  和  $x$  是  $n$  维向量;  $b$  是  $m$  维向量;  $A$  是  $m \times n$  的矩阵; 线性函数  $c^T x$  称为目标函数。线性不等式称为约束,它们形成了目标函数求解最小值的 1 个可行域。原问题的目标函数的可行域可以写为  $\{x \in R^n \mid Ax \geq b, x \geq 0\}$ 。这个问题与它的对偶问题同解,它的对偶问题可以表示为

$$\begin{aligned} \text{Maximize } z &= b^T y \\ \text{s. t.} \quad & Ay \leq c \\ & y \geq 0 \end{aligned}$$

可以看出在对偶问题中,原问题的约束个数变成了对偶问题中的变量个数,原问题中的变量个数变成了对偶问题中的约束个数,因此对偶问题和目标问题的维数不同。很明显如果 1 个 LP 问题其变量个数较少而约束个数较多,那么转化为求解它的对偶将会是比较容易的。对偶转换的法则如表 1 所示。

表 1 对偶关系表

| 原问题( 或对偶问题) |          | 对偶问题( 或原问题) |           |
|-------------|----------|-------------|-----------|
| 目标函数        | 求最大      | 求最小         | 目标函数      |
|             | $\geq 0$ | $\geq$      |           |
| 变量( $n$ )   | $\leq 0$ | $\leq$      | 约束( $m$ ) |
|             | 无约束      | $=$         |           |
|             | $\leq$   | $\geq 0$    |           |
| 约束( $m$ )   | $\geq$   | $\geq 0$    | 变量( $n$ ) |
|             | $=$      | 无约束         |           |

## 2.2 Benders 分解模型

1 个混合整数规划问题通常具有以下表达式形式:

$$\begin{aligned} \text{Minimize } z &= c^T x + d^T y \\ \text{s. t. } & Ay \geq b \\ & Ex + Fy \geq h \quad \text{P1} \\ & x \geq 0 \quad y \in S \end{aligned}$$

式中:  $A$  为  $m \times m$  维矩阵;  $E$  为  $q \times p$  维矩阵;  $F$  为  $q \times N$  维矩阵;  $x$  为  $p$  维向量;  $y, d$  为  $n$  维向量, 其中  $y$  为整数向量;  $s$  为  $n$  维整数域。

由于  $x$  是个连续变量  $y$  是个整数变量, 所以 P1 是个混合整数规划问题, 如果把  $y$  固定那么目标就是  $x$  的线性函数。因此它也可以写成以下形式:

$$\text{Minimize}_{y \in R} \{ d^T y \mid Ay \geq b + \text{Min}\{ c^T x \mid Ex \geq h - Fy, x \geq 0 \} \}$$

式中  $R$  域表示满足以下条件  $Y$  的集合: 存在  $x \geq 0$ , 使得  $Ex \geq h - Fy$  并且  $y \in S$ 。

因此原问题 P1 可以被分解为 1 个主问题 (MP) 和 1 个子问题 (SP)。

首先求解主问题: MP

$$\begin{aligned} \text{Minimize } z_{lower} \\ \text{s. t. } & z_{lower} \geq d^T y \\ & Ay \geq b \quad \text{MP1} \\ & y \in S \end{aligned}$$

此处用  $z_{lower}$  来代替  $d^T y$  来作为目标函数, 在求解主问题得到 1 个整数解  $\hat{y}$  后, 考虑求解以下子问题。

$$\begin{aligned} \text{Minimize } c^T x \\ \text{s. t. } & Ex \geq h - F\hat{y} \quad \text{SP1} \\ & x \geq 0 \end{aligned}$$

SP1 通常通过求解它的对偶来求解, 现在给出其对偶形式如下:

$$\begin{aligned} \text{Minimize } (h - F\hat{y})^T u \\ \text{s. t. } & E^T u \leq c \quad \text{SP2} \\ & u \geq 0 \end{aligned}$$

## 2.3 求解 Benders 模型的分支切割法

求解步骤如下:

1) 求解问题 MP1 得到一个起始的下界最优解  $z_{lower}$ , 即此时的  $\hat{y}$ 。如果 MP1 不可行, 那么原始问题也一定不可行, 停止计算。如果 MP1 无界, 则令问题 MP1 中的  $z_{lower} = \infty$ , 任取 1 个  $\hat{y}$  进入步骤 2)。

2) 求解 SP1 或者 SP2, 以求解 SP2 为例, 就得到了原始问题的 1 个上界最优解为

$$z_{upper} = d^T \hat{y} + (h - F\hat{y})^T \hat{u}^p$$

如果  $|z_{upper} - z_{lower}| \leq \xi$  则得

到最优解停止计算。否则产生 1 个新的限制为

$$z_{lower} \geq d^T \hat{y} + (h - F\hat{y})^T \hat{u}^p$$

用问题 MP2 代替问题 MP1 进行求解。

如果 SP2 无界, 那么在 MP2 中引入 1 个新的约束  $(h - F\hat{y})^T \hat{u}^r \leq 0$ 。  $\hat{u}^r$  称之为极方向, 由以下问题求解得到

$$\begin{aligned} \text{Minimize } 1^T s \\ \text{St. } & Ex + Is \geq h - F\hat{y} \rightarrow u^r \\ & x \geq 0, s \geq 0 \end{aligned}$$

如果 SP2 不可行, 那么原问题要么不可行要么下无界停止计算。

3) 求解 MP2 得到 1 个新的下界最优解  $z_{lower}$  和  $\hat{y}$ , 然后转步骤 2)。

$$\begin{aligned} \text{Minimize } z_{lower} \\ \text{s. t. } & z_{lower} \geq d^T y + (h - F\hat{y})^T u_i^p, \quad i = 1 \cdots n_p \\ & (h - F\hat{y})^T u_i^r \leq 0, \quad i = 1 \cdots n_r \\ & Ay \geq b \quad \text{MP2} \\ & y \in S \end{aligned}$$

因此整个算法的流程图如图 1。

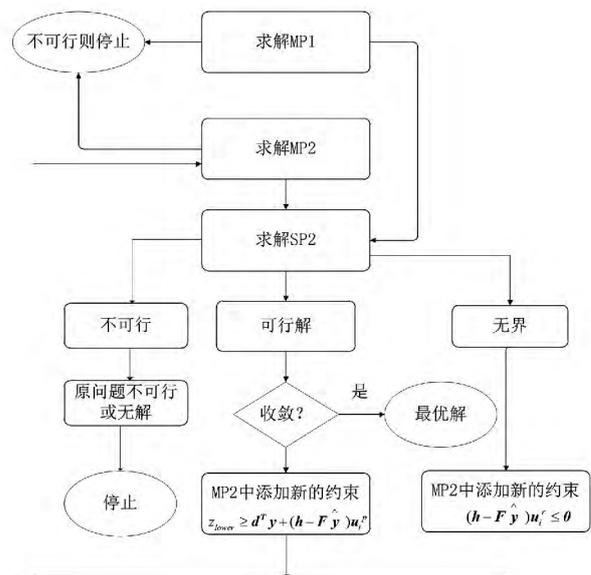


图 1 整个算法的流程图

## 3 算例研究

结合调研实际和所提模型的标准形式, 研究如下两个案例来验证模型和求解方法的有效性。假定在某一区域内有 10 个候选地点和 200 辆充电汽车。即  $N = \{1, \dots, 10\}$ ,  $M = \{1, \dots, 200\}$ 。

案例 1 为候选地点的初始建设成本差别不大,

而动力电池存储容量差别较大的情形,数据见表 2 所示。

案例 2 为候选地点的动力蓄电池存储容量差别不大,而初始建设成本而较大的情形,数据见表 3 所示。

在此,成本初始建设(万元)用  $S$  表示,力蓄电池存储容量( $\text{kW} \cdot \text{h}$ )用  $W$  表示。

表 2 候选地点数据(案例 1)

| 候选地点 | $S$ | $W$   | 候选地点 | $S$ | $W$   |
|------|-----|-------|------|-----|-------|
| 1    | 150 | 1 360 | 6    | 155 | 870   |
| 2    | 150 | 960   | 7    | 160 | 790   |
| 3    | 140 | 1 280 | 8    | 160 | 1 290 |
| 4    | 140 | 740   | 9    | 165 | 2 200 |
| 5    | 155 | 1 060 | 10   | 165 | 1 020 |

表 3 候选地点数据(案例 2)

| 候选地点 | $S$ | $W$ | 候选地点 | $S$ | $W$ |
|------|-----|-----|------|-----|-----|
| 1    | 150 | 800 | 6    | 150 | 830 |
| 2    | 200 | 820 | 7    | 160 | 820 |
| 3    | 220 | 805 | 8    | 180 | 805 |
| 4    | 140 | 795 | 9    | 170 | 800 |
| 5    | 220 | 790 | 10   | 300 | 815 |

各充电汽车的充电需求量和去各候选地点充电的综合成本由于数据表格过大,在此没有给出。

经过计算,得到两个案例最后的决策情况如表 4 和表 5 所示。

表 4 决策结果(案例 1)

| 候选地点 | 是否修建充电站 | 候选地点 | 是否修建充电站 |
|------|---------|------|---------|
| 1    | 不修建     | 6    | 修建      |
| 2    | 修建      | 7    | 不修建     |
| 3    | 修建      | 8    | 修建      |
| 4    | 不修建     | 9    | 修建      |
| 5    | 修建      | 10   | 修建      |

表 5 决策结果(案例 2)

| 候选地点 | 是否修建充电站 | 候选地点 | 是否修建充电站 |
|------|---------|------|---------|
| 1    | 修建      | 6    | 修建      |
| 2    | 不修建     | 7    | 不修建     |
| 3    | 不修建     | 8    | 修建      |
| 4    | 修建      | 9    | 修建      |
| 5    | 不修建     | 10   | 不修建     |

对计算结果的分析如下:

1) 在案例 1 中(初始建设费用差别不大),从总的趋势上看,动力电池存储容量较大的会修建,而存储容量较小的不会。这符合生产实际的基本常识。但也有例外,比如候选地点 1 的存储容量比地点 6 大很多,但决策结果却显示在地点 1 处不修建,而在地点 6 修建。推测其原因是由于车辆到地点 1 处的综合成本较高,并且其影响已将大于初始建设费用的影响。

2) 在案例 2 中(动力电池存储容量差别不大),从总的趋势上看,初始建设费用较低的会修建,而费用较高的不会。但也有例外,比如候选地点 7 的初始建设费用比地点 8 低,但决策结果却显示在地点 7 处不修建而在地点 8 修建,其原因同上。

## 4 结论与展望

1) 在电力市场的条件下,应取缔汽车在某时间段内只能到 1 个充电站接受充电的基本假设,转而考虑不同的充电站有不同的充电价格。用户最经济的做法不再是就近寻找充电站,而是综合考虑充电站的充电价格和前往充电站的消耗成本。

2) 电动汽车充电站选址优化问题本质上是一个有容量限制的单商品货物流的设施选址问题。该问题可以用 1 个线性混合 0-1 规划模型来描述。给出两个案例,采用 Benders 分解算法,用割平面分解出主问题与子问题,通过迭代的方法求解出了最优决策,验证了模型与方法的正确性。

3) 数学模型中的  $C_{ij}$  可以涵盖许多复杂的考虑,使得模型简洁而灵活,有良好的可移植性。随着电动车在汽车中的渗透率越来越高,也许会出现一种专用 App 可以为用户提供当前综合成本最低的最优充电地点。

### 参考文献

- [1] 张国亮,李波,王运发. 多等级电动汽车充电站的选址与算法[J]. 山东大学学报(工学版),2011,41(6): 136-142.
- [2] 徐凡,俞国勤,顾临峰,等. 电动汽车充电站布局规划

浅析[J]. 华东电力 2009 37(10): 1672 - 1678.

[3] 寇凌峰,刘自发,周欢. 区域电动汽车充电站规划的模型与算法[J]. 现代电力 2010 27(4): 44 - 48.

[4] 北京市质量技术监督局. DB11 /Z 728 - 2010 电动汽车电能供给与保障技术规范: 充电站[S]. 北京: 国家标准出版社 2010.

[5] 冯超,周步祥,林楠,等. Delphi 和 GAHP 集成的综合评价方法在电动汽车充电站选址最优决策中的应用[J]. 电力自动化设备 2012 32(9): 25 - 29.

[6] 应夏晖,李锦霞,陈锦生. 电动汽车充电站的选址优化研究[J]. 交通科技与经济 2014 16(1): 43 - 46.

[7] 周洪超,李海峰. 基于博弈论的电动汽车充电站选址优化模型研究[J]. 科技和产业 2011 11(2): 51 - 54.

[8] 康继光,卫振林,程丹明,等. 电动汽车充电模式与充电站建设研究[J]. 电力需求侧管理 2009 11(5): 64 - 66.

[9] NANSIAK, TOHNOB, KONOCM, et al. Life - cycle Analysis of Charging Infrastructure for Electric Vehicles [J]. Applied Energy 2010 70(3): 251 - 265.

[10] 王芳芳. 多等级纯电动公交充电站选址问题研究[D]. 北京: 北京交通大学 2014.

[11] 默哈莫德·夏班,刘皓明,李卫星,等. 静态安全约束下基于 Benders 分解算法的可用传输容量计算[J].

中国电机工程学报 2003(8): 8 - 12.

[12] 王成山,张义. 基于 Bender's 分解和内点法的无功优化规划[J]. 电力系统及其自动化学报 2003(4): 46 - 50 62.

[13] 张义. 基于 Bender's 分解和内点法的无功优化规划[D]. 天津: 天津大学 2003.

[14] Binato, S.; Pereira, M. V. F. Granville, S., A New Benders Decomposition Approach to Solve Power Transmission Network Design Problems [J]. Power Systems, IEEE Transactions on 2001 16(2): 235 - 240.

[15] Yuan Li; McCalley, J. D. A General Benders Decomposition Structure for Power System Decision Problems [C]. Electro/Information Technology, EIT 2008, IEEE International Conference on 2008: 71 - 77.

作者简介:

张择策(1992),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为特高压直流过电压、电力系统可靠性;

武泽辰(1991),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力市场、新能源并网;

聂克剑(1992),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力系统稳定性与控制;

沈天时(1993),西安交通大学在读硕士生,主要研究方向为电力系统无功优化。

(收稿日期: 2015 - 07 - 23)

(上接第 66 页)

14 Ω,可以降低 220kV 侧短路电流 8 kA 以上。

3) 500 kV 自耦变压器自身的中性点绝缘水平能够满足因变压器中性点经小电抗接地造成的中性点电压偏移的绝缘要求。

参考文献

[1] 王非,李群炬. 京津唐电网限制短路电流问题探讨[J]. 华北电力技术 2007(4): 17 - 19.

[2] 袁娟,刘文颖,董明齐,等. 西北电网短路电流的限制措施[J]. 电网技术 2007 31(10): 42 - 45.

[3] 张弘,甘德强. 500 kV 变压器经小电抗接地的应用分析[J]. 电力建设 2009 29(11): 38 - 40.

[4] 朱天游. 500 kV 自耦变压器中性点经小电抗接地方式在电力系统中的应用[J]. 电网技术 1999 23(4): 15 - 18.

[5] 杨雄平,李力,李扬絮,等. 限制广东 500 kV 电网短路电流运行方案[J]. 电力系统自动化 2009 33(7):

104 - 107.

[6] 胡志广,王峰,蔡泽祥. 变压器直流偏磁抑制装置及其对继电保护影响的分析[J]. 广东电力 2007 20(10): 20 - 23.

[7] 周坚,胡宏,庄侃沁,等. 华东 500 kV 电网短路电流分析及其限制措施探讨[J]. 华东电力 2006 34(7): 55 - 59.

[8] 吴荻. 限制大电网的短路电流水平的措施的研究[D]. 杭州: 浙江大学 2005.

[9] 李琥,黄河,张谦. 江苏电网限制单相接地短路电流措施的研究[J]. 江苏电机工程 2009 28(1): 19 - 21.

[10] 郑玉成,潘瑾. 对大型变压器零序阻抗与正序阻抗之间的关系研究[J]. 河北电力技术 2001 20(1): 4 - 6.

作者简介:

李燕(1986),工程师,从事电力系统分析相关工作。

(收稿日期: 2015 - 07 - 21)

# 600 MW 超临界 CFB 锅炉给水运行调整控制研究

邝伟<sup>1</sup> 鄢万竹<sup>1</sup> 谭志茜<sup>1</sup> 袁杰<sup>2</sup>

(1. 四川白马循环流化床示范电站有限责任公司, 四川内江 641005;

2. 四川省电力工业调整试验所, 四川成都 610072)

**摘要:** 可靠的给水控制是保证直流锅炉安全稳定运行的重要控制策略之一, 四川白马 600 MW 超临界 CFB 机组的直流给水控制在国内首次应用于超临界参数的循环流化床机组。将结合调试及运行经验, 对机组在湿态、干态、事故处理等运行工况下的给水运行调整、控制操作进行分析和研究。

**关键词:** 超临界; 循环流化床; 直流锅炉; 给水运行调整控制

**Abstract:** Reliable feed-water control strategy is one of the most important control strategies to ensure the safe and stable operation of supercritical once-through boiler. In Sichuan Baima 600 MW supercritical circulating fluidized bed (CFB) units, once-through feed-water control strategy are applied to supercritical CFB boiler for the first time in China. Based on the commissioning and operation experiences of 600 MW supercritical CFB units, the feed-water operation control strategies of the units are studied and analyzed in wet state, dry state and accident conditions.

**Key words:** supercritical; circulating fluidized bed (CFB); once-through boiler; feed-water operation control strategy

中图分类号: TK223.7+5 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0086-05

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.019

## 0 引言

循环流化床(以下简称 CFB)燃烧技术是目前比较现实商业化程度比较好的洁净煤发电技术之一。超临界参数发电在发电效率方面具有优势,超临界 CFB 直流锅炉结合了以上两个优点,是中国 CFB 技术发展的趋势。

可靠的给水控制是保证直流锅炉安全稳定运行的重要控制策略之一。直流锅炉的给水控制策略在超临界参数的煤粉炉中已经有较为成熟的经验和方法,而直流给水控制应用于超临界参数的 CFB 机组在国内尚属首次。结合中国自主设计制造的首台 600 MW 超临界直流 CFB 锅炉的调试运行经验,对超临界直流 CFB 锅炉不同工况下的给水运行控制调整方法进行总结研究。

## 1 湿态工况运行时的给水调整控制

从锅炉启动到 35% BMCR(210 MW)之前,锅炉处于湿态运行,锅炉启动系统是为解决直流锅炉

湿态运行而设置的功能组合单元,它能保证湿态运行下直流锅炉的冷却流量,对锅炉湿态工况运行的安全保证具有重要作用。

### 1.1 超临界 CFB 锅炉启动系统结构特点

该启动系统由启动分离器、储水罐、储水罐水位控制阀(361 阀)、再循环泵(BCP)、锅炉再循环流量调节阀(360 阀)、疏水扩容器、疏水泵、截止阀等组成。其作用是在水冷壁中建立足够高质量的流量,实现点火前循环清洗,保护蒸发受热面,保持水动力稳定,还能回收热量,减少工质损失。锅炉给水启动系统汽水流程图如图 1 所示。

### 1.2 锅炉冷态清洗给水调整控制

锅炉清洗主要是清洗沉积在受热面上的杂质、盐分和因腐蚀生成的氧化铁等。锅炉清洗分为冷态清洗和热态清洗,锅炉上水完成后进入冷态清洗阶段,清洗水全部通过 361 阀后由疏水排放管排出系统外或经疏水泵回收至凝汽器。

锅炉上水前,确认炉前(省煤器入口)给水含铁量小于 100  $\mu\text{g/L}$ ,水温 40~80 $^{\circ}\text{C}$ ,启动电动给水泵,使用启调阀给锅炉上水。上水流量一般 200~400 t/h,当储水箱建立一定水位,水位 > 100 00 mm 后,

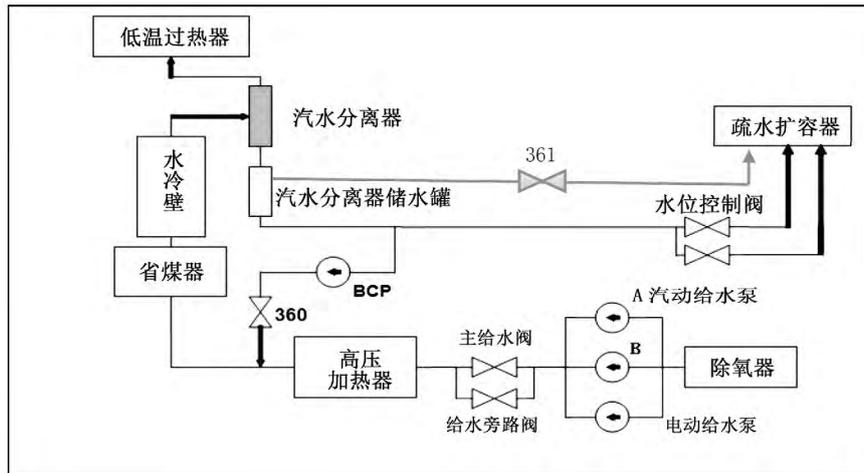


图 1 锅炉给水启动系统汽水流程图

锅炉上水完毕。启动炉水循环泵,建立循环流量,对锅炉进行冷态循环清洗。

锅炉清洗时,利用给水旁路门调节锅炉上水量和储水罐水位,利用 BCP 出口调门维持省煤器入口流量,当水位较高时,利用 361 阀来辅助控制储水罐水位。通过循环当炉水含铁小于  $100 \mu\text{g}/\text{L}$  时,冷态循环清洗完毕。

此阶段给水控制核心是维持省煤器入口流量以及储水罐水位。省煤器入口流量决定了循环清洗流量的大小,可以通过调节 360 阀开度来可靠控制。只需要根据锅炉水质,选择合适的 361 阀的开度,控制排水量来控制清洗换水量大小,用调节启调阀开度维持锅炉上水流量及水位即可。

### 1.3 锅炉点火后给水调整控制

冷态清洗完成,锅炉点火后,当投入的风道燃烧器油枪大于 2 支时,锅炉燃烧记忆满足,省煤器入口低流量保护(低于  $513 \text{ t}/\text{h}$ ,延时 20 s,锅炉跳闸 BT)也随之投入,此时要控制储水箱较高水位运行,调节炉水循环泵出口调门(360 阀)开度,必须保证循环流量大于  $700 \text{ t}/\text{h}$ ,防止锅炉 BT。另一方面,通过调节给水旁路启调阀,控制上水流量大于蒸发量,投储水箱 361 阀自动,炉水的膨胀和多余的流量,通过 361 阀溢流到锅炉疏水扩容器,两个 360 阀来控制水位,投入两个阀门自动后,工况稳定的情况下基本能维持储水箱水位正常,但当炉内燃烧工况波动或者汽压波动时,应特别注意手动调整锅炉上水量,保持水位在正常范围内。防止因水位高于保护值,两个 360 阀强开导致低水位跳炉循环泵事故的发生。

随着床温升高,蒸发量逐步加大,逐渐开大给水启调阀保证水位,逐渐收小炉水循环泵出口调阀,维持锅炉循环流量适中,避免锅炉循环流量过低触发 BT 或者过高使得汽水分离器分离效率变低。

当床温升高到  $500 \text{ }^\circ\text{C}$  以上时,锅炉启动给煤线,开始脉动投煤。随着床温的上涨、煤燃烧的进行,煤完全燃烧时,床温会有一个快速上涨的阶段。此阶段锅炉内部燃烧强度迅速增强,蒸发量快速增加,汽温汽压上涨速度快,如不及时调整,可能导致储水罐水位快速下跌,威胁锅炉安全。应对方法是,观察床温变化率,在床温达到快速上涨的拐点时,迅速同步增加汽泵转速,提高给水压力和上水流量,保证储水罐水位稳定。

在点火后湿态运行阶段,储水罐水位在燃烧工况波动、蒸汽压力波动时,会产生较大幅度的波动,容易发生储水罐满水或缺水的现象,危及机组安全。

在此阶段,给水控制方法是根据储水罐水位手动调节启调阀开度,将水位控制在合理范围之内。但是由于锅炉水系统容量的缓冲,以及压力燃烧波动等因素干扰,使得给水流量变化不能立即有效调节储水罐水位,而是有约 60 s 的滞后性,是一个延时性很大的单冲量调节方式。从图 2 可以看出,给水流量已经改变了约 90 s 之后储水罐水位才开始变化,这使得操作员在调节给水时,缺乏参考依据,容易过调,使得储水罐满水、缺水的发生。

### 1.4 湿态工况时给水调整控制

通常情况下,在锅炉点火之后机组转干态之前的湿态运行阶段,通过参考锅炉的蒸发量、蒸发量和

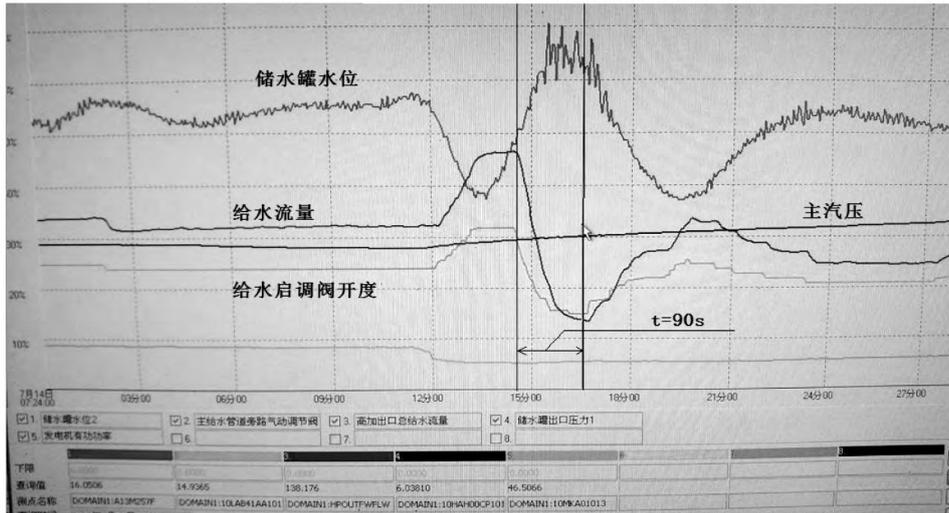


图 2 典型的储水罐水位 - 给水流量调整示意图

给水流量差值对给水流量进行调节,可以使储水罐水位更为稳定,即手动进行三冲量调节。但是由于本机组的主蒸汽流量测量是通过测量高压缸调节级压力换算而得到,在机组冲转前,无蒸汽流量显示。冲转后至切缸完成高旁全关这段时间内,由于高旁有流量,调节级测得的主蒸汽流量也是偏小,不具有参考意义。所以直到汽轮机冲转切缸完成前,操作人员都没有可参考的锅炉蒸发量。

因此,白马 600 MW CFB 锅炉湿态下给水调节一直是手动调整。DCS 内部相关的阀门也没有设计湿态下水位自动调节模块,这使得湿态下储水罐水位调节增加了不安全因素;而现有机组由于没有高旁蒸汽流量测量,即使有了相关的自动模块,单冲量的储水罐水位自动控制也较难实现稳定控制。但如果增加了高旁蒸汽流量测点后,就可以实现 DCS 相应的三冲量水位自动调节模块,能够将湿态下的给水投入自动,从而保证水位的稳定、减少操作人员劳动强度,对机组的安全运行有很大好处。

## 2 转态过程中给水调整控制

在机组升负荷达 200 MW 左右时转态开始,负荷到 210 ~ 230 MW,当锅炉上水流量大于 650 t/h 时,保证燃烧逐步加强,同时减缓给水的增加幅度,使得给水流量小于蒸发量,保持锅炉给水相对稳定,逐渐关小 360 阀,确认锅炉储水箱水位至低水位,中间点过热度由负值逐渐升高变正。此时,锅炉进入干态直流运行,停止炉水循环泵运行,投入炉水循环

泵的暖泵系统,保持炉水循环泵热备用。

锅炉状态过程时给水控制的重点:

### 1) 转态时给水流量控制

转干态流量一般即为水冷壁最小流量,由于锅炉低流量保护为 513 t/h,因此选取给水流量大于 600 t/h 之后的负荷(一般选取 210 MW 左右)转态比较安全,但也不是越高流量转态越好,用较高的给水流量(高负荷)来转干态时,锅炉过热段相对缩短,使得主蒸汽温度更加难以控制。

### 2) 转态时燃烧控制

锅炉转态时应该力求燃烧的平稳增加,避免给煤量、风量大幅波动引起水位不稳。控制燃烧增加速度,使得主汽压力控制在合适的范围内。一般控制转干态时分离器压力在 12 MPa 左右,不宜过高。储水罐溢流阀后管道设计压力不高,溢流闭锁压力在 13 MPa。超过这个压力转态,启动系统管道安全难以保证。从图 3 干湿态转换曲线可以看出,机组在状态过程中,机组负荷、过热度、出口温度非常平稳。

## 3 CFB 锅炉干态(直流工况)运行中给水调整控制

锅炉进入直流状态,给水控制与前一阶段控制方式有较大的不同,给水不再控制分离器水位,而是和燃料一起控制汽温,即控制水煤比。如果水煤比保持一定,则过热蒸汽温度基本能保持稳定;反之,水煤比的变化,则是造成过热汽温波动的基本原因。煤粉炉由于其燃烧变化迅速灵敏,通常煤粉炉中水

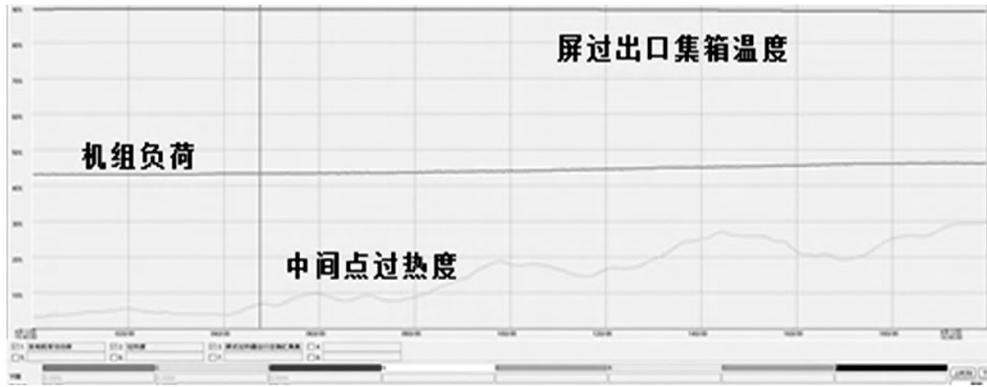


图 3 干湿态转换曲线

煤比是一个重要的监视参数,是煤粉炉直流工况下调节给水的一个重要参考依据。但是由于 CFB 锅炉的燃烧具有较大的热惯性,实时的给煤量多少并不能及时准确反映当前锅炉内燃烧的强弱,因此由当前给水流量与实时给煤量之比得出的水煤比对 600 MW CFB 机组给水调整的参考意义较小。但从能量平衡的角度来考虑,合适的水煤比仍然是保证锅炉热平衡的一个基础,因此在操作过程中不应使水煤比长期偏离设计值。

分离器出口过热度可以作为水煤比(锅炉热平衡)的另一个反映,它能快速、灵敏地反映当前锅炉放热量与给水流量的匹配关系以及过热汽温的变化趋势,因此 600 MW CFB 直流炉现场实际的给水控制思路主要是控制分离器出口过热度稳定(一般控制在 10~30℃),就能保证汽水侧参数的稳定。

基于以上因素的影响,白马 600 MW CFB 锅炉干态直流运行时,给水自动控制策略如下:

1) 主蒸汽流量 × 主汽压修正 × 主汽温修正 = 锅炉自平衡指令;

2) 锅炉自平衡指令 + 锅炉发热量速率修正 + 氧量热量速率修正 = 设计给水流量;

3) 设计给水流量 × 省煤器入口给水温度修正 = 给水初步指令;

4) 给水初步指令 + 给水加速 + 分离器焓值(中间点过热度)修正 = 给水指令。

式中:主蒸汽流量通过调节级压力换算得出;主汽压修正 = 设定主汽压力/主汽压力;主汽温修正 = (标准屏过焓 - 分离器设定焓)/(屏过焓 - 分离器设定焓);省煤器水温修正 = (分离器设定焓 - 设计省煤器入口焓)/(分离器设定焓 - 省煤器入口焓);给水加速根据机组当前负荷变动率而增加或减少相应的

给水指令,负荷稳定时为 0。

最终得到的给水指令值换算出相应的汽动给水泵转速分配给两台给水泵汽轮机指令,实现给水的自动调节。

通过现场一年多的实际使用情况,以上给水控制能满足 600 MW CFB 的直流给水自动控制需求,自动投入后,通常只需要设定当前工况下的中间点过热度的偏置,就能实现过热度、给水稳定控制。

锅炉长期低负荷运行致使受热面积灰时,或投入石灰石量增大时会使过热段吸热份额减小,此时应该适当提高分离器过热度或调节外置床灰控阀开度等来调节减温水量大小,保证适量的减温水以满足汽温调节需求。

#### 4 直流状态时异常工况下的给水调整控制

在异常事故工况下,如风机跳闸、单侧给煤中断、单台给水泵跳闸等工况时,自动给水不能满足迅速调节的需求,应及时将给水控制切至手动控制,此时,给水的控制主要采取以下方法:

1) 事故工况下,及时将 CCS 切除,锅炉主控、汽轮机主控切手动。同时手动调节汽泵转速控制给水流量维持中间点过热度。

2) 以当前的主蒸汽流量为基础控制给水流量;负荷变动过程中,利用机组负荷与主蒸汽流量做为前馈粗调。当汽压波动或汽轮机内部原因造成调节级压力异常时,根据调节级压力计算出来的主蒸汽流量不是很准确,此时主要使用机组负荷做为前馈粗调整用。白马 600 MW CFB 机组的给水流量与负荷之比约为 2.88,事故情况下,一般用机组负荷

(MW)乘以3,得出该负荷所对应的大致给水流量。

3) 根据过热度变化及时修正给水流量,避免过热度过高造成水冷壁超温。

4) 根据锅炉燃烧工况如风量、给煤量、床温变化率等参数变化,提前调节给水流量。

5) 当给煤线故障时,根据煤量及床温手动减负荷,减少给水流量维持蒸汽温度。

6) 手动加减负荷时,及时根据汽压变化调整给水泵转速保证上水压差在适合的范围内,避免给水流量波动。

7) 负荷持续下降到200 MW左右时,及时转湿态保证锅炉安全。

8) 低负荷时,停运一台给水泵,给水切至旁路调整,保证给水稳定。

9) 调节给水时都要兼顾到过热器减温水的用量,使之保持在一个合适的范围内,不可过多或过少,留有足够的调节余地;同时还要监视好再热汽温度、受热面壁温等,严防超温,汽温也不可过低。

(上接第10页)

力发电场在线监测数据采集和传输系统。此系统继承了 ZigBee 网络和以太网网络的共同优点,如低速率、低功耗、低成本、具有自组织能力、低复杂度、共享资源能力强、软硬件资源丰富以及安全性高等等。经验证系统的稳定性比较好。该系统也实用于像海上风力发电场这种数据采集点多、布线复杂的工业在线监控系统。

参考文献

[1] 发改委、能源局和环保部三部. 能源行业加强大气污染防治工作方案[R]. 2014.

[2] 张耀. 基于风电场无线通信的研究[J]. 硅谷, 2010 (19): 28.

[3] 辛卫东, 马志勇, 滕伟, 等. 振动监测技术在风电机组齿轮箱故障诊断中的应用[J]. 中国电力, 2012, 45 (5): 77-80.

[4] 高熾. 风机发电机组状态监测与故障诊断系统的软件开发[D]. 保定: 华北电力大学, 2012.

[5] 董昱廷, 王海云, 唐新安. 风电机组状态监测系统现状[J]. 电机与控制运用, 2013, 40(4): 17-21.

[6] 北京唐智科技发展有限公司. 风电机组在线故障诊断系统技术方案说明书[G]. 2011.

[7] 周选民, 刘军, 贺训育, 等. 主要动设备监测分析系统

5 结 语

白马600 MW机组目前是世界上单机容量最大的CFB锅炉,也是国内首次将CFB燃烧方式与超临界直流汽水系统相结合的锅炉,给水控制既是重点也是难点。通过采取以上给水控制方法,经过一年多的实践检验,取得了较好的效果,保证了机组安全运行。

参考文献

[1] 吕俊复, 岳光溪, 于龙, 等. 600 MW超临界循环流化床锅炉[J]. 动力工程, 2007, 27(4): 497-501.

[2] 胡昌华, 卢啸风. 600 MW超临界循环流化床锅炉设备与运行[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012.

[3] 东方锅炉有限公司, 600 MW超临界循环流化床锅炉结构说明书[R].

作者简介:

邝伟(1973),高级工程师,从事循环流化床机组调试、运行优化及生产技术管理工作。(收稿日期:2015-04-28)

的应用[J]. 状态监测与分析, 2012, 33(3): 62-67.

[8] 孙利民, 魏然. 风力发电机组的无线远程监控系统[C]. 力学与工程应用, 2012: 108-111.

[9] 曹付成, 张广明. 基于 ZigBee 的风电测风系统的设计[J]. 可再生能源, 2011, 29(5): 141-144.

[10] 梁子伊, 马正华, 瞿新南. 基于 ZigBee 和 GPRS 的风电场远程监控系统研究[J]. 计算机与数字工程, 2010, 38(11): 90-96. +

[11] Lei Wang, Xinguo Ming, JingYou. The Steps and Methodology of Identifying Master Data from Business Processes[C]. World Congress on Software Engineering 2009(1): 329-333.

[12] 梁小晓, 乐英高. 基于 ZigBee 和以太网的数控机床网络通信系统研究[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2013(3): 53-59.

[13] 王建平, 周辰飞, 朱程辉, 等. 一种 ZigBee-TCP/IP 无缝网关模型[J]. 合肥大学学报, 2013, 36(9): 1058-1062.

[14] 杨顺, 张毅, 陶康. 基于 ZigBee 和以太网的无线网关设计[J]. 计算机系统应用, 2010, 19(1): 194-197.

[15] 朱剑锋, 熊志斌, 尹成国. ZigBee 无线传感网络与 IP 网络的网关设计[J]. 软件, 2011, 32(9): 53-55.

(收稿日期:2015-07-27)

# 600 MW 超临界机组热经济性定量分析

张志恒 孙戈 钟农兵

(四川省电力工业调整试验所, 四川 成都 610072)

**摘要:**以某600 MW超临界机组热力性能试验数据为依据,基于等效热降理论,对影响汽轮机热经济性的主要因素如汽缸效率、加热器端差、热力系统泄漏及减温水等进行了定量分析,为机组热经济性诊断提供了参考。

**关键词:**汽轮机; 等效热降; 性能试验; 热经济性

**Abstract:** Taking the data of thermal performance test of a 600 MW supercritical unit for reference and based on the theory of equivalent heat drop, a quantitative analysis is carried out for the main factors which influence the thermal efficiency, such as cylinder efficiency, heat terminal temperature difference, thermal system leakage and desuperheating water etc. It provides a valid reference to the diagnosis of thermal efficiency.

**Key words:** steam turbine; equivalent heat drop; performance test; thermal efficiency

中图分类号: TK212 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2015)05-0091-04

DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.05.020

## 0 引言

汽轮机热力性能试验主要研究汽轮机的热力性能指标如热耗率、热效率等,并同时发现汽轮机及辅助设备存在的问题。但是对影响机组热经济性的因素一般没有进行定量分析,因此没有达到诊断机组热经济性的目的。等效热降法是基于热力学热变功的基本原理<sup>[1]</sup>,是对热系统进行定量分析的有力工具。通过600 MW超临界机组热力性能试验,采用等效热降法对影响机组热耗的因素进行定量分析,为机组热经济性评价提供了确切的依据。

## 1 机组及试验概况

该厂汽轮机为东方汽轮机厂生产的N600-24.2/566/566型超临界、一次中间再热、单轴、三缸四排汽、凝汽式、八级回热抽汽式汽轮机。图1为机组抽汽回热系统图,1段抽汽从高压缸引出至1号高压加热器,2段抽汽从冷再引出至2号高压加热器,3段抽汽从中压缸引出至3号高压加热器,4段抽汽从中压缸排汽引出至除氧器和小机用汽,5~8段抽汽从低压缸引出至5~8号低压加热器。高、低压加热器疏水采用逐级自流方式,冷渣器冷却水则从轴封加热器出口引出,经冷渣器加热后引至6号低压

加热器入口。

汽轮机在600 MW负荷工况下试验热耗率为7721.97 kJ/(kW·h),比厂家设计值(带冷渣器)7501 kJ/(kW·h)高220.97 kJ/(kW·h)。结合试验实际情况,进行如下分析。

## 2 机组热经济性定量分析

### 2.1 等效热降计算参数

机组回热系统参数和整理参数见表1,其他等效热降主要参数计算如下:

新蒸汽毛等效热降  $H_{gr} = 1353.67$  kJ/kg

新蒸汽净等效热降  $H = 1271.316$  kJ/kg

循环吸热量  $Q = 2699.447$  kJ/kg

汽轮机装置效率  $\eta_i = 0.471$

主要经济指标计算公式如下:

$$\delta\eta_i = \frac{\Delta H - \Delta Q \cdot \eta_i}{H + \Delta H}$$

$$\delta q = \delta\eta_i$$

式中:  $\Delta H$  为做功变化;  $\Delta Q$  为吸热量变化;  $\delta\eta_i$  为汽轮机装置效率相对变化;  $\delta q$  为汽轮机热耗相对变化。

### 2.2 汽缸效率

600 MW负荷下,高、中、低压缸试验缸效率比设计值偏低。高压缸效率85.478%比设计值87.085%低1.607%,中压缸效率92.439%比设计值

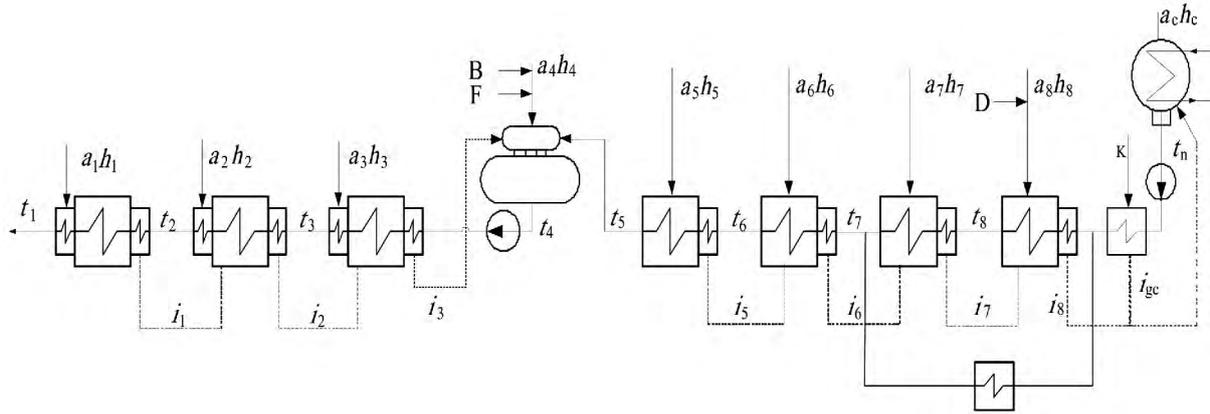


图1 600 MW 机组热力系统图

表1 600 MW 机组热力参数及整理参数

| 加热器<br>j | 抽汽焓 $h_j$<br>/(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 疏水焓 $i_j$<br>/(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 出水焓 $t_j$<br>/(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 蒸汽放热量<br>$q_j$ /(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 疏水放热量<br>$\gamma_j$ /(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 给水焓升 $\tau_j$<br>/(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 抽汽份额<br>$a_j$ | 等效热降<br>$H_j$ /(kJ·kg <sup>-1</sup> ) | 抽汽效率<br>$\eta_j$ |
|----------|--------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|--|---|--|---------------|---------------------------------------|------------------|
| 1号       | 3 068.8                              | 1 115.7                              | 1 216.8                              | 1 953.10                               |   | 126.10                                   | 0.064 56      | 1 085.574                             | 0.55 582         |
| 2号       | 2 976.8                              | 931.5                                | 1 090.7                              | 2 045.30                               | 184.20                                      | 174.90                                   | 0.079 70      | 1 091.912                             | 0.533 86         |
| 3号       | 3 405.2                              | 820.5                                | 915.8                                | 2 584.70                               | 111.00                                      | 144.30                                   | 0.035 01      | 938.725                               | 0.363 19         |
| 4号       | 3 214.7                              | 572.5                                | 771.5                                | 2 642.20                               | 248.00                                      | 199.00                                   | 0.054 48      | 825.729                               | 0.312 52         |
| 5号       | 2 950.5                              | 507.5                                | 572.5                                | 2 443.00                               |   | 86.90                                    | 0.027 10      | 579.958 5                             | 0.237 40         |
| 6号       | 2 821.6                              | 421.4                                | 485.6                                | 2 400.20                               | 86.10                                       | 85.70                                    | 0.026 23      | 467.84                                | 0.194 92         |
| 7号       | 2 695.2                              | 324.1                                | 399.9                                | 2 371.10                               | 97.30                                       | 97.00                                    | 0.028 98      | 356.05                                | 0.150 16         |
| 8号       | 2 558.1                              | 147.598                              | 302.9                                | 2 410.50                               | 176.50                                      | 155.30                                   | 0.040 14      | 236.25                                | 0.098 01         |
| 排汽       | 2 321.85                             |                                      | 147.598                              |  |   |  |               |                                       |                  |

93.516% 低 1.078% , 低压缸效率 90.39% 比设计值 93.428% 低 3.038% ; 根据等效热降法计算得出 , 高、中、低压缸效率每变化 1% 对机组热耗影响值如表 2 所示 , 因此高、中、低压缸效率使机组热耗率总的提高了 191.052 kJ/(kW·h) 。 试验中 1 抽温度和低压缸抽汽温度比设计值明显偏高 , 因此在机组检修时应重点对动、静叶和通流间隙进行检查和调整。

表2 缸效率变化对热耗的影响

| 参数名称 | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |
|------|--|
| 高压缸  | 18.281                                       |
| 中压缸  | 24.109                                       |
| 低压缸  | 44.668                                       |

### 2.3 减温水

过热器减温水从给水泵出口引出 , 过热器减温水的增加则给水流量减少使各高压抽汽减少而增加做功 ; 吸热变化则为喷水未经高加而增加的吸热量及 1、2 段抽汽减少在再热器中的吸热量。因此过热器减温水使做功和吸热量变化如下 :

$$\Delta H = a_{sh} [\tau_1 \eta_1 + \tau_2 \eta_2 + (\tau_3 - \tau_b) \eta_3]$$

$$\Delta Q = a_{sh} (t_1 - t_4 + \tau_1 \cdot \Delta Q_{zr1}/q_1 + \tau_2 \cdot \Delta Q_{zr2}/q_2)$$

式中 :  $\tau_b$  为给水泵设计焓升 ;  $a_{sh}$  为过热器减温水份额 , 即过热器减温水流量与主蒸汽流量的比值 ;  $\Delta Q_{zr1}$ 、 $\Delta Q_{zr2}$  分别为单位质量排汽 1 抽、2 抽对循环吸热量的影响。

试验中过热器减温水份额为 0.076 5 , 使热耗增加了 14.335 kJ/(kW·h) 。 再热器减温水取自给水泵中间抽头 , 由于再热器减温水不在高压缸做功 , 因此相对过热器减温水 , 再热器减温水做功和吸热量变化均减少了在高压缸的做功量。试验中再热器减温水份额为 0.003 7 , 使热耗增加了 5.515 kJ/(kW·h) , 因此减温水使热耗总的提高了 19.851 kJ/(kW·h) 。

### 2.4 小机用汽

在 600 MW 工况下 , 小机实际用汽量大于设计值 , 试验中小机用汽增加份额为 0.002 27 , 由于小机用汽量变化不影响凝结水流量 , 从而不影响回热抽

表3 加热器端差对热耗的影响

|     |  | 1号     | 2号     | 3号     | 5号      | 6号      | 7号      | 8号      |
|-----|--|--------|--------|--------|---------|---------|---------|---------|
| 上端差 | 偏差值/(kJ·kg <sup>-1</sup> )                   | -0.948 | -5.106 | -7.564 | -13.853 | -2.612  | -23.566 | -20.115 |
|     | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) | -0.290 | -0.814 | -1.057 | -4.718  | -0.484  | -4.468  | -4.257  |
| 下端差 | 偏差值/(kJ·kg <sup>-1</sup> )                   | 4.953  | 27.341 | 5.629  | -14.454 | -29.370 | 12.768  | 12.203  |
|     | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) | 0.054  | 0.651  | 0.304  | -0.098  | -0.410  | 0.326   | 0.872   |

表4 给水回热系统泄漏对热耗的影响

|   | 1号      | 2号      | 3号      | 4号      | 5号      | 6号      | 7号      | 8号      |
|---|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| 抽汽管道疏水/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> )  | 3.810 1 | 3.484 2 | 3.835 8 | 3.161 0 | 2.225 4 | 1.769 0 | 1.321 5 | 0.836 1 |
| 加热器危急疏水/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) | 1.179 6 | 0.975   | 0.651 6 | 0.237 5 | 0.260 1 | 0.174 6 | 0.115 7 | 0.052 9 |

汽量,其减少的做功即为该流量至凝汽器的做功,因此小机用汽使做功变化为

$$\Delta H = -\Delta a_x (h_x - h_c)$$

式中:  $\Delta a_x$  为小机用汽增加份额,即小机实际用汽量与其设计值之差与主蒸汽流量的比值;  $h_x$  为小机进汽焓;  $h_c$  为低压缸排汽焓。

计算得知,小机用汽量使机组热耗提高了 12.001 kJ/(kW·h)。

### 2.5 冷渣器冷却水

冷渣器冷却水对机组来说属于余热利用,由于冷渣器冷却水从轴加出口引出,在锅炉侧冷渣器中换热后再引至6号低压加热器进口,因此做功变化为

$$\Delta H = a_r [(t_f - t_7) \eta_6 + \tau_7 \eta_7 + \tau_8 \eta_8 - (t_{go} - t_n) \eta_8]$$

式中:  $t_f$  为冷渣器出水焓;  $t_{go}$  为轴加出水焓;  $a_r$  为冷渣器冷却水份额,即冷渣器冷却水流量与主蒸汽流量的比值。

设计冷渣器冷却水份额为 0.314 8,冷却水出水焓值为 320.6 kJ/kg,冷渣器使热耗降低了 25.469 kJ/(kW·h)。实际冷渣器冷却水份额为 0.190 7,出水焓值为 310.194 kJ/kg,使热耗降低了 8.155 kJ/(kW·h)。因此,相对设计值冷渣器使热耗提高了 17.313 kJ/(kW·h)。

### 2.6 加热器系统

加热器系统对热耗的影响因素主要为加热器端差,表3为试验中加热器端差对热耗的影响值。其中,加热器上端差表示为实际出口焓值与设计出口焓值之差,当上端差增大,加热器出口温度比设计出口温度低,因此出口焓值降低取正;下端差表示为实际疏水焓与设计疏水焓的差,当下端差增大,加热器疏水温度比设计值偏高,因此疏水焓值增加取正。从表中可以看出,加热器上端差对热耗的影响较大,下端差对热耗影响相对偏小;由于试验中加热器实

际出口焓值总体比设计值偏高,因此加热器端差使热耗降低了 14.388 kJ/(kW·h)。

### 2.7 热力系统泄漏

热力系统泄漏主要包括主蒸汽管道、再热蒸汽管道和抽汽管道疏水泄漏、加热器危急疏水泄漏、旁路泄漏等。由于热力系统阀门存在问题,试验期间抽汽管道疏水集管、主蒸汽疏水集管等个别疏水温度偏高。表4为抽汽管道疏水和加热器危急疏水(4号加热器表示除氧器底部放水或溢流)泄漏 1 t/h 时对热耗的影响值;由于加热器带有疏水冷却器,危急疏水未经过疏水冷却段,因此,计算时危急疏水焓采用饱和水焓。表5为主要管道泄漏 1 t/h 时对热耗的影响值。

表5 主要管道泄漏对热耗的影响

| 参数名称       | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |
|------------|--|
| 主蒸汽或高旁疏水泄漏 | 4.979 5                                      |
| 热再或低旁疏水泄漏  | 4.521 3                                      |
| 高排管道疏水泄漏   | 3.484 2                                      |
| 高压旁路泄漏     | 0.790 2                                      |

### 2.8 给水泵焓升

给水泵的实际焓升与设计焓升在实际运行中是有偏差的,给水泵焓升是个内部纯热量利用的问题,因此引起做功变化的计算公式如下:

$$\Delta H = -a_{cw} \cdot \Delta \tau_b \cdot (1 - \eta_3)$$

式中:  $\Delta \tau_b$  为给水泵焓升偏差,即给水泵实际焓升与设计焓升的差值,增大取正;  $a_{cw}$  为给水份额,即给水流量与主蒸汽流量的比值。

给水泵设计焓升为 37.8 kJ/kg,而实际焓升为 33.71 kJ/kg,因此,给水泵焓升使热耗降低了 15.41 kJ/(kW·h)。

### 2.9 轴封门杆漏汽

门杆漏汽主要为高压门杆漏汽,由于门杆漏汽

按设计值计算,因此不对热耗产生影响;轴封漏汽包括高压缸前轴封、高压缸后轴封和中压缸后轴封漏汽,机组运行时轴封实际漏汽量比设计值偏大。表6为轴封门杆漏汽1 t/h时对热耗的影响值,因此,对于实际超出设计值的部分可以按此计算。

表6 轴封门杆漏汽对热耗的影响

| 参数名称      | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |
|-----------|--|
| 高压前轴封至中压缸 | 1.164 7                                      |
| 高压后轴封至除氧器 | 0.585 7                                      |
| 高压后轴封至轴加  | 2.593 6                                      |
| 中压后轴封至轴加  | 2.188 1                                      |
| 高压门杆至热再   | 1.164 7                                      |
| 高压门杆至4抽   | 1.612 8                                      |
| 高压门杆至轴加   | 3.942 0                                      |

### 2.10 不明泄漏量

对于不明泄漏量,假设不明泄漏发生在锅炉侧,排放焓为饱和焓(直流炉),补水从凝汽器侧补水。因此,不明泄漏量对做功和吸热量热的变化计算公式如下:

$$\Delta H = -a_{xl} \left( \sum_{j=1}^8 \tau_j \cdot \eta_j \right)$$

$$\Delta Q = a_{xl} (t_{xl} - t_1 - \tau_1 \cdot \Delta Q_{zr1}/q_1 - \tau_2 \cdot \Delta Q_{zr2}/q_2)$$

式中:  $a_{xl}$  为不明泄漏量份额,即不明泄漏量与主蒸汽流量的比值;  $t_{xl}$  为不明泄漏量的排放焓值。

试验中不明泄漏量份额为0.008 296,使热耗增加了36.162 kJ/(kW·h)。

### 2.11 凝结水过冷度

在机组实际运行中,凝汽器过冷度增大,冷源损失将增加,因此,凝结水过冷度对热耗的影响为

$$\Delta H = -a_n \cdot \Delta \tau_l \cdot \eta_8$$

式中:  $\Delta \tau_l$  为过冷度偏差值,即凝汽器实际过冷度与设计过冷度的差值,增大取正;  $a_n$  为凝结水份额,即凝结水流量与主蒸汽流量的比值。

试验中过冷度偏差为10.179 kJ/kg,因此,凝结水过冷度使机组热耗提高了4.486 kJ/(kW·h)。

### 2.12 参数修正

表7 参数修正

| 参数名称    | 影响热耗/(kJ·kW <sup>-1</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |
|---------|--|
| 主汽温度    | -1.530 2                                     |
| 主汽压力    | 31.584 1                                     |
| 再热温度    | -2.514 5                                     |
| 再热压降    | 4.603 3                                      |
| 低压缸排汽压力 | 16.422 8                                     |

参数修正主要包括主汽参数、再热参数和排汽

参数,由于试验中运行参数一般要偏离工况规定的设计值,因此要对运行参数进行热耗修正。参数修正依据厂家提供的修正曲线,表7为实际运行参数对热耗的修正值,参数修正使试验热耗增加,因此相对设计值热耗则降低了48.565 kJ/(kW·h)。

## 3 结 论

等效热降法对机组热经济性定量分析计算时非常简捷,且结果可靠,能为机组热经济性评价提供确切的依据,同时为提高机组运行的经济性、进行技术改造等方面提供了方向和参考。

1) 试验表明,试验修正后的结果与等效热降法的计算结果是一致的,因此,试验和分析是相辅相成的。分析具体因素对热耗的影响,系统修正代替不了等效热降法,而等效热降法的原始数据还要依靠试验获得,因此,试验和定量分析相结合,才能更好地解决试验中存在的问题。

2) 等效热降法计算是以新蒸汽流量为基准的,热力系统中的任何变化,只是改变汽轮机的功率和该变动后的各抽汽量。等效热降法计算的前提是初、终参数及各抽汽参数为定值,对于给定的运行工况进行能损分析较为便利,但当负荷变化较大时,使用具有一定的局限性。

3) 电厂热力系统热耗分析是节能减排的有效途径,通过等效热降法对机组运行中存在的问题进行定量分析,有助于查明机组热耗偏高的原因,以致能对机组存在问题采取针对性的措施,提高电厂的生产效益,为电厂节能降耗提供科学指导。

### 参考文献

[1] 林万超. 火电厂热系统节能理论[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1994.

作者简介:

张志恒(1977), 硕士, 工程师, 主要从事汽轮机设备调试和性能试验方面的研究。

(收稿日期: 2015-06-14)

# 中国电力工程顾问集团西南电力设计院

西南电力设计院(以下简称西南院)成立于1961年6月, 隶属中国能源建设集团中国电力工程顾问集团公司, 综合实力雄厚, 工程经验丰富, 专家人才汇集, 具有国家首批颁发的工程设计综合甲级资质, 及电力工程、勘察、咨询、监理、总承包、环境影响评价、建筑工程等国家甲级资质, 拥有对外经营权和对外劳务许可证, 是国家高新技术企业。西南院连续十多年被评为“中国勘察设计单位综合实力百强”, 连续八年入选《工程新闻记录》(ENR)中国工程设计企业60强。建院以来, 在国内20多个省、市、自治区和东南亚、中东、非洲、欧洲等20多个国家, 先后完成了1000余项发、送、变电工程勘测设计; 30余项工程总承包、工程建设管理等项目。



1000 kV晋东南至南阳至荆门特高压交流试验示范工程

西南院坚持科技兴企发展战略, 紧紧围绕企业的核心竞争力、科技成果转化产品的能力、核心产品转化为市场承认的产品营销能力、拥有自主知识产权的勘测设计技术、计算机软件和专利技术等开展科技创新工作。1978年以来共有266项科技成果获得各级奖励(其中国家级科技进步奖18项), 436项工程项目分获国家级和省部级奖励, 获得专利205项、专有技术11项、软件著作权23项。建立了二郎山覆冰观测基地、中国电力工程顾问集团公司智能电网研究中心。

西南院是国内第一个承担并取得三个±800 kV特高压换流站及线路设计与投产业绩、第二个承担并取得750 kV交流输电设计与投产业绩、第三个承担并取得单机容量百万千瓦火电机组勘测设计与投产业绩, 承揽国外电力设计项目最多的电力设计院。

在电力系统规划设计, 高参数大容量机组火电厂设计、大容量空冷机组研究设计、循环流化床锅炉电站设计、脱硫脱硝设计, 特高压交直流输电变电设计、高海拔重冰区线路设计, 覆冰观测技术研究及工程应用, 智能电网设计, 三维设计技术应用等方面在国内处于领先水平。

西南院设计的四川白马循环流化床300 MW示范电站项目于2006年4月建成投产, 是当时世界上燃用劣质煤的单机容量最大的CFB机组。其成功的示范作用促进了我国CFB机组从100 MW等级向300 MW等级的升级换代, 引领了CFB技术在中国的快速发展。

“300 MW CFB锅炉机组工程示范及国产化工程技术研究”荣获国家科技进步奖二等奖。2007年7月, 又承担了当今世界单机容量最大、具有完全自主知识产权的四川白马1×600 MW超临界循环流化床电站的设计, 并同时开展了多项关键设计技术的研究。工程于2013年4月顺利投产。

西南院参与勘测设计的1000 kV晋东南至南阳至荆门特高压交流试验示范工程是中国第一条特高压交流输电线路, 代表国际高压输电的最高水平。线路全长约640 km。通过产、学、研、用协同攻关, 在电压控制、外绝缘配置、电磁环境控制、成套设备研制、系统集成、试验能力6大方面实现了创新突破, 掌握了特高压交流输电核心技术, 研制成功了全套关键设备。“特高压交流输电关键技术成套设备及工程应用”获国家科技进步奖特等奖。



四川白马1×300 MW循环流化床示范电站工程

## 完成的代表性工程

通过科技创新引领, 西南院近年来顺利完成了大批代表性工程, 取得了良好的经济效益和社会效益。

- (1) 四川白马1×300 MW CFB示范电站
- (2) 四川白马1×600 MW CFB示范电站
- (3) 浙江宁海电厂二期2×1000 MW工程(国内第三个投产的1000 MW机组)
- (4) 贵州盘南4×600 MW新建工程(西南地区第一个600 MW机组工程)
- (5) 达拉特四期2×600 MW空冷电厂工程(环保型600 MW直接空冷机组)
- (6) 云南-广东±800 kV特高压直流输电示范工程(世界上首条±800kV特高压直流输电线路、世界上首个±800 kV特高压换流站)
- (7) 向家坝-上海±800 kV特高压直流输电示范工程(世界上首条电压等级最高、输送容量最大、输送距离最长、技术水平最先进的直流输电工程)
- (8) 1000 kV晋东南-南阳-荆门特高压交流试验示范工程
- (9) 750 kV兰州东-平凉-乾县送电线路工程(国内首条重冰区、同塔双回750 kV输电线路)
- (10) 天广四回500 kV紧凑型送电线路(中国第一条高海拔500 kV紧凑型输电线路)
- (11) ±400 kV青藏联网直流输电工程(世界上海拔最高、施工冻土区最长、高寒地区建设规模最大、施工难题最多的输电工程)
- (12) ±500 kV昭通换流站新建工程(国内首个两个±500 kV换流站同址建设的变电工程)



# 体验EX热成像的世界

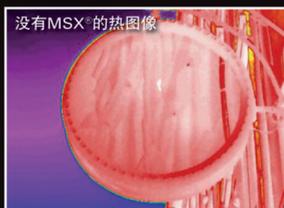


## FLIR EX系列

用于快速执行电气和机械检查的热像仪



具有MSX®的热图像



没有MSX®的热图像

FLIR MSX 技术令FLIRT600, T400, Exx, Ex 系列热像仪获得的热图像内的细节纤毫毕现。



检测保险丝过热



更多其他型号供您选择.....

- 检测潜在问题，快速评估损耗，执行预防性检查
- 发现能源损耗和不良隔热
- 生成报告，利用易用软件对所做发现进行分析和归档
- 带有MSX®功能获取超精确、清晰的热图像
- 4种不同型号可选：E4 / E5 / E6 / E8

# 8800元起售



\*可在www.flir.com进行产品注册后享有

FLIR 中国公司总部:

前视红外光电科技(上海)有限公司

全国咨询热线: 400-683-1958

邮箱: info@flir.cn

www.flir.com

FLIR 授权经销商:

成都英孚德科贸有限公司

咨询电话: 028-8525 0223/8525 9930

邮箱: xdr\_xiejun@163.com

www.cdnfrared.com

图片仅供说明之用，显示图像可能不代表该热像仪的实际分辨率。