

ISSN 1001-9006
CN 51-1333/TM



2026

第40卷 总第162期

東方電氣評論

DONG FANG DIAN QI PING LUN

- 中国发电设备专业技术期刊、首届《CAJ-CD规范》执行优秀期刊
- 《中国学术期刊综合评价数据库(CAJCED)》期刊源
- 《万方数据-数字化期刊群》全文收录
- 《中国核心期刊(遴选)数据库》期刊源
- 《中文科技期刊数据库》(维普网)全文收录
- 《中国期刊全文数据库(CJFD)》全文收录
- 《超星期刊域出版平台》全文收录

ISSN 1001-9006



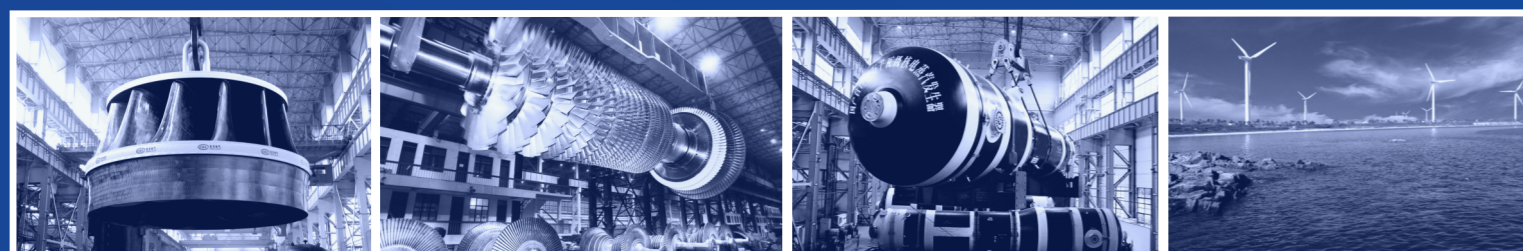
中国东方电气集团有限公司 主办
四川省动力工程学会

东方电气评论

第四十卷第二期

二〇二六年三月

DONGFANG ELECTRIC REVIEW



公开 ISSN 1001-9006
发行 CN 51-1333/TM

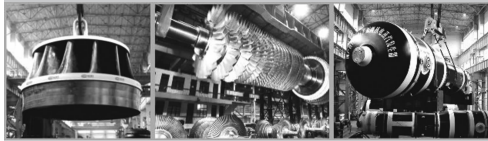
第40卷第2期 (总第162期)
出版日期: 2026年3月25日

国内邮发代号: 62-187
国内定价: 8.00元

2
2026

第 40 卷第 2 期 总第 162 期
(双月刊, 1987 年创刊)

东方电气评论



目次

编辑委员会

主任委员: 胡修奎

副主任委员: 董娜 唐健

委员: 王拯元 艾松 石清华 卢洪 令红兵
冯涛 刘泰生 刘德民 江国焱 孙奇
李维成 李婷 李曦滨 杨金炳 邹杰
宋聚众 陈文学 范小平 周杰 赵永智
钟连兵 莫尔兵 莫春鸿 铎林 梁权伟
舒华安 曾明富 谢光有 鄢治国 赖成毅
雷宇 潘绍成

秘书长: 唐健

主管: 中国东方电气集团有限公司

主办: 中国东方电气集团有限公司·四川省动力工程学会

主编: 胡修奎

副主编: 董娜 唐健

本期责任编辑: 李宏

英文编辑: 张媛

编辑出版: 《东方电气评论》编辑部

地址: 成都市高新西区西芯大道 18 号

邮编: 611731

电话: 028-87898263

电子信箱: dfdqpl@dongfang.com

投稿网址: <http://dfdqpl.xml-journal.net/>

(<https://www.manuscripts.com.cn/dfdqpl>)

印刷单位: 成都市新都华兴印务有限公司

国内发行: 四川省报刊发行局

国外发行: 中国出版对外贸易总公司北京 782 信箱

基础研究

- 一种大功率氢燃料电池保供车辆电源系统的集成设计 李宁 练勇 李洋等(1)
- 三步酸洗法提纯镓及其过程回收的工艺设计优化研究 吴移 戴明强 叶金文等(6)
- 电网不对称下交流励磁直流母线电压谐波抑制方法 吉磊 刘基涛(16)
- 变循环发动机模式转换中的流量再分配对风扇响应的影响 张智伟 余心远 张沛(21)

数字制造

- 基于人工势场函数的轮式移动机器人轨迹跟踪与避碰控制 汪浩 张伟 张宇等(26)

火力发电

- 基于在线更新的 LSSVR 与 PatchTSMixer 模型的燃煤机组脱硝入口 NO_x 浓度预测研究 赵雨秋 李平 金逸龙(35)
- 城市生活垃圾焚烧发电性能指标解析 江瑞宝 刘伟(41)
- 煤炭掺氨燃烧技术的研究进展及应用 张全军 郭焱桃 焦洋等(48)

水力发电

- 西藏 DG 高海拔水轮发电机设计概述 施明星 张景林 郑棣(56)

核能发电

- 核能发电机氢气密封用橡胶材料的寿命评估研究 刘从辉 王建立 王勇(60)

风力发电

- 覆冰条件下风电场发电机组叶片表面防除冰技术研究 夏新龙(66)
- 基于改进滑模观测器的永磁同步发电机无速度传感器控制 胡俊 单小衍 吴小田等(72)

工程技术

- 中小汽轮发电机转子装配一体式工位研制 徐正乾 付显栋 郎建强(76)
- 锂电池储能液冷热管理技术开发研究 常博 朱睿 王晶等(81)

[期刊基本参数]CN51-1333/TM*1987*B*A4*88*zh*p*¥8.00*750*14*2026-02

DONGFANG ELECTRIC REVIEW

2

2026

2026-03-25 Vol. 40 No.2
(Bimonthly, since 1987)

CONTENTS



BASIC RESEARCH

An Integrated Design of High-power Hydrogen Fuel Cell Power System for Vehicle *LI Ning, LIAN Yong, LI Yang, et al*(1)

Study on Process Design and Optimization for Gallium Purification by Three-step Acid Washing and Its Recovery

..... *WU Yi, DAI Mingqiang, YE Jinwen, et al*(6)

A Harmonic Suppression Method for AC Excitation DC Bus Voltage under Unbalanced Power Grid *JI Lei, LIU Jitao*(16)

Effect of Flow Redistribution on Fan Response during Mode Transition in Variable Cycle Engine *ZHANG Zhiwei, YU Xinyuan, ZHANG Pei*(21)

DIGITAL MANUFACTURING

Trajectory Tracking Control without Collisions for the Wheel Mobile Robot Base on Artificial Potential Function

..... *WANG Hao, ZHANG Wei, ZHANG Yu, et al*(26)

THERMAL POWER

Research on Predicting NO_x Concentration at the SCR Inlet of A Coal-fired Unit Using Online-updated LSSVR and PatchTSMixer Models

..... *ZHAO Yuqiu, LI Ping, JIN Yilong*(35)

Analysis of Performance Indicators for Municipal Solid Waste-to-energy Incineration *JIANG Ruibao, LIU Wei*(41)

Research Progress and Application of Coal Ammonia-doped Combustion Technology *ZHANG Quanjun, GUO Yantao, JIAO Yang, et al*(48)

HYDRAULIC POWER

Overview of High Altitude Hydro-generator Design for Xizang DG Power Station *SHI Mingxing, ZHANG Jinglin, ZHEN Di* (56)

NUCLEAR POWER

Life Prediction of Rubber Used in Hydrogen Sealing System of Nuclear Power Turbine Generators *LIU Conghui, WANG Jianli, WANG Yong*(60)

WIND POWER

Research on Anti-icing and De-icing Technologies for Wind Turbine Blade Surfaces under Icing Conditions *XIA Xinlong*(66)

Speed Sensorless Control of PMSG Based on Improved Sliding Mode Observer *HU Jun, DAN Xiaoyan, WU Xiaotian, et al*(72)

ENGINEERING

Development of an Integrated Workstation for Rotor Assembly of Medium and Small Steam Turbine Generators

..... *XU Zhengqian, FU Xiandong, LANG Jianqiang*(76)

Research and Development of Liquid Cooling Thermal Management Technology for Lithium Battery Energy Storage

..... *CHANG Bo, ZHU Rui, WANG Jing, et al*(81)

EDITORIAL BOARD

Chairman: HU Xiukui

Vice Chairmen: DONG Na, TANG Jian

Members: WANG Zhengyuan, AI Song, SHI Qinghua, LU Hong, LING Hongbing, FENG Tao, LIU Taisheng, LIU Demin, JIANG Guoyan, SUN Qi, LI Weicheng, LI Ting, LI Xibin, YANG Jinbing, ZOU Jie, SONG Juzhong, CHEN Wenxue, FAN Xiaoping, ZHOU Jie, ZHAO Yongzhi, ZHONG Lianbing, MO Erbing, MO Chunhong, DUO Lin, LIANG Quanwei, SHU Huaan, ZENG Mingfu, XIE Guangyou, YAN Zhiguo, LAI Chengyi, LEI Yu, PAN Shaocheng

Chief Secretary: TANG Jian

Sponsor: Dongfang Electric Corporation

Chief Editor: HU Xiukui

Vice Chief Editors: DONG Na, TANG Jian

Executive Editor: LI Hong

English Editor: ZHANG Yuan

Edited and Published by:

Editorial Department of Dongfang Electric Review
No. 18 Xi Xin Avenue, Gao Xin Xi District, Chengdu,
Sichuan, P. R. China

Postal Code: 611731

Tel: 028-87898263

E-mail: dfdqpl@dongfang.com

Submission Website: <http://dfdqpl.xml-journal.net/>
(<https://www.manuscripts.com.cn/dfdqpl>)

Overseas Distribution by:

China National Publishing Industry Trading Corporation
(P. O. Box 782, Beijing, P. R. C.)

一种大功率氢燃料电池保供车辆电源系统的集成设计

李宁^{1,2} 练勇^{1,2} 李洋^{1,2} 乔治^{1,2} 侯於^{1,2} 李晓松^{1,2}

1. 东方电气(成都)氢能科技有限公司, 成都 611731; 2. 氢电转换四川省重点实验室, 成都 611731

摘要:本文开发设计了一款基于分布式交直流混合并联电气拓扑的300 kW氢燃料电池保供车辆电源系统。通过对该电源系统进行工作测试,验证了该保供车辆电源系统设计的合理性、可行性。

关键词:氢燃料电池; 电源系统; 保供车辆

中图分类号:TM911.4

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0001-05

An Integrated Design of High-power Hydrogen Fuel Cell Power System for Vehicle

LI Ning^{1,2}, LIAN Yong^{1,2}, LI Yang^{1,2}, QIAO Zhi^{1,2}, HOU Yu^{1,2}, LI Xiaosong^{1,2}

(1. Dongfang Electric (Chengdu) Hydrogen Technology Co., Ltd., 611731, Chengdu, China;

2. Hydrogen Electricity Interconversion Key Laboratory of Sichuan Province, 611731, Chengdu, China)

Abstract: This article develops and designs a 300 kW fuel cell power system for vehicle, which is based on a distributed hybrid AC/DC topology architecture for hydrogen fuel cell power supply structure. The rationality and feasibility of the power system design is indicated by testing of the power system for vehicle.

Key words: hydrogen fuel cell; power system; vehicle

保供车载电源作为一种可移动电源设备,可用于通信、煤矿、救援现场及大型活动的应急用电,特别对于突发事件所引发的断电抢修、紧急供电起到非常重要的作用。传统的车载电源通常采用柴油发电机,通过消耗传统化石燃料来产生动力进而发电,存在能量转换效率低、振动噪声等级高、温室气体、氮氧化物和颗粒物等污染物排放量大等缺点,破坏生态环境,不利于我国“双碳”目标。

氢能因其具有来源广、零污染等特点成为能源结构转型的重要组成部分,作为完全零排放的清洁能源,其大规模应用可帮助人们在工农业活动和生活中实现脱碳、固碳甚至负碳,将为炼油、

化肥、汽车燃料、热电联产、备用电源等22种终端应用市场提供强有力的碳减排解决方案,也将成为最具有竞争力的能源替代品,并有可能使我国在可持续发展的前提下,提前实现“碳达峰”和“碳中和”目标。^[1-2]

燃料电池是一种通过电化学反应将储存于燃料和氧化剂中的化学能直接转化为电能电化学发电装置。由于燃料电池不受卡诺循环的限制,能量转化效率可以达到40~60%,具有能量转换效率高、零排放、无噪声等优点^[3],因而备受各国政府和各大企业的重视,被认为是继火电、水电、核电之后的第四代大规模发电方式。按电解质不同,燃料电池可以分为质子交换膜燃料电池(proton exchange

收稿日期:2025-09-23

作者简介:李宁(1989—),男,硕士,工程师,现任职于东方电气(成都)氢能科技有限公司,主要从事氢能燃料电池系统及其应用开发设计工作。邮箱:lining@dongfang.com。

membrane fuel cell, PEMFC)、碱性燃料电池(alkaline fuel cell, AFC)和磷酸燃料电池(phosphoric acid fuel cell, PAFC)、熔融碳酸盐燃料电池(Molten carbonate fuel cell, MCFC)、固体氧化物燃料电池(Solid oxide fuel cell, SOFC)。质子交换膜燃料电池(PEMFC)具有操作温度低、启动时间短、功率密度高、适用范围广等优点。

基于质子交换膜燃料电池的众多优势以及当前质子交换膜燃料电池发电单元功率等级,本文采用多个质子交换膜燃料电池单元,搭配氢气存储、电能变换、电能存储等设备采用交直流混合并联的架构进行车载电源系统集成,提出保供车电源系统的并离网管理工作模式,并基于厢式运输车底盘实现了300 kW大功率氢燃料电池保供车系统,可应用于离网模式的应急保供电源以及并网模式的区域电能补充保障等。

1 燃料电池保供车辆电源系统原理架构

氢燃料电池保供车电源系统主要由氢气存储子系统、燃料电池子系统、电能存储子系统、电能变换分配子系统、监控子系统等组成。为了能充分利用常规18吨运输车底盘载重能力及其底盘空间和资源,本文采用交直流混合隔离并联的原理架构,构成一套300 kW氢燃料电池车载电源系统,保障燃料电池保供车电源总功率和发电量,如图1所示。

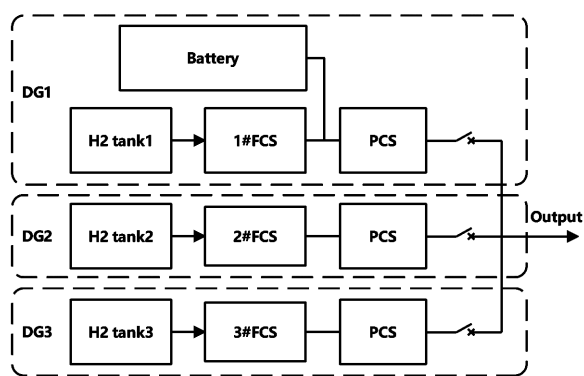


图1 氢燃料电池保供车电源系统拓扑

本文将300 kW氢燃料电池车载电源系统由3套100 kW分布式子电源(DG)构成,各分布式子电源相互独立,可实现灵活调配工作。其中,由氢燃料电池子系统(FCS)、电能存储子系统(Battery)以及电能变换子系统(PCS)直流串并联构成的分布式

子电源记为DG1,电能存储子系统作为主机电能缓冲;其余2套分别记为DG2和DG3,各分布式子电源的能量调配由监控系统控制执行。各分布式子电源通过氢气存储供给子系统进行氢气独立供应,实现燃料电池电化学反应产生电能后再通过电能变换子系统变换成交流电能供应到市电网或负荷。

相较于常规多模组燃料电池系统采用的直流侧直接并联、共用储供氢与电能变换单元的方案,本文提出了一种基于交直流混合隔离并联的全新燃料电池电源系统架构,具有以下显著优势。

(1)更高的电气安全性

通过为每个分布式子电源配置独立的电能变换子系统(PCS),实现了各电源单元之间的电气隔离。与传统直流侧直接并联相比,该架构将系统的绝缘性能提升了3倍,从而极大地降低了整体的绝缘风险。

(2)更强的容错与应急保障能力

得益于分布式和隔离式设计,系统中任一子电源发生故障都不会影响其他单元的正常运行。这有效避免了传统共用式架构中,储供氢系统或电能变换单元单点故障导致的整个系统瘫痪问题,提升系统在非满载工况下的应急保供可靠性。

(3)更优的空间与重量集成率

该架构能够灵活地整合利用氢燃料电池车辆底盘上现有的燃料电池、储氢瓶等设备,实现底盘与上装电源系统设备的协同布局。这种集成方式优化了空间利用,减少了专用于电源系统的额外安装空间和载重负担。

2 燃料电池保供车辆电源系统集成

2.1 氢燃料电池子系统

为实现系统300 kW功率输出,本文采用了3台自主开发的100 kW等级燃料电池发电单元模块,实际峰值输出可达110 kW(表1)。

表1 氢燃料电池子系统主要参数

氢燃料电池子系统	功率/kW	3×110
	直流输出电压/V	400~750

各燃料电池发电单元均成套集成空气子系统、氢气子系统、热管理子系统、DC\DC直流变换子系统以及通风和控制单元,可独立工作。通过DC\DC直流

变换,氢燃料电池发电单元输出 400~750 V 稳定直流电能,实现对电能存储子系统和电能变换子系统不同工作电压等级的适应性(图 2)。

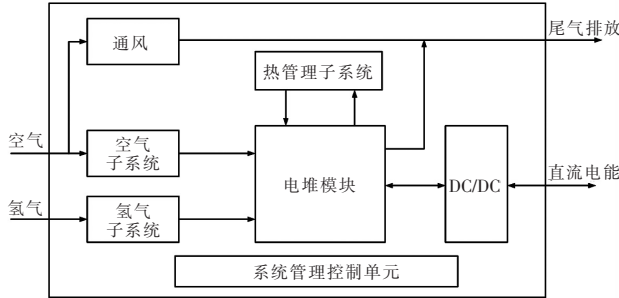


图 2 氢燃料电池发电单元拓扑

2.2 氢气存储供给子系统

为了保障 300 kW@6 h 的应急保供车电源,需要具备 1 800 kWh 的发电能力,需要不低于 130 kg 氢气存储。本文采用了 35 MPa 车用压缩氢气铝内胆碳纤维全缠绕气瓶,分成 3 组储氢单元,总体积达 5.6 m³ 氢气存储质量超过 130 kg,单次加氢存储可实现 1 800 kWh 发电量(图 3)。储氢单元以高压管并联,通过高压供给调节阀件隔离分成为 3 组供气单元,可为 3 台燃料电池进行氢气独立供应匹配燃料电池所需氢气,每组供气单元最大气体供应流量 >6 g/s,具有存储供应灵活的特点(表 2)。

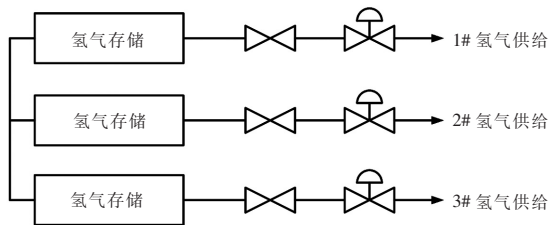


图 3 氢气存储供给子系统拓扑

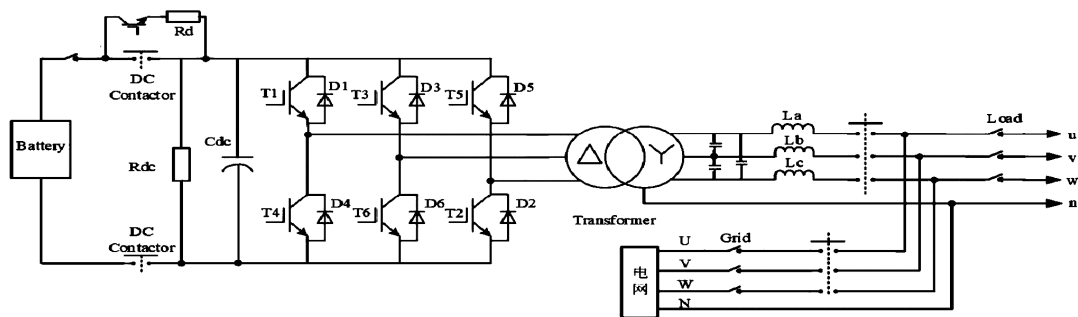


图 4 电能变换子系统拓扑

根据电源系统应用场景的不同,通过电能变换子系统模式切换可以离网直接带负荷运行,也

表 2 氢气存储子系统主要参数

氢气存储子系统	储氢压力/MPa	35
	有效储氢质量/kg	~132
	供应压力/MPa	1~1.6
	最大供应流量/g·s ⁻¹	≥6×3

2.3 电能存储子系统

电能存储子系统是在燃料电池系统启动初期提供外部电能作为启动电源支撑系统启动;同时因燃料电池子系统零部件及本身温度影响需要一定启动和变载时间,因此在负荷突然加减载变化时需进行电能缓冲,防止燃料电池系统直接响应延迟导致电源系统输出异常。因此本文对系统配置 100 kWh 锂电池储能系统,作为系统启动电源和能量缓冲电源,储能电池直流电压范围 500~700 V(表 3)。

表 3 电能存储子系统主要参数

电能存储子系统	存储容量/kWh	≥100
	最大功率/kW	≥200(2C)
	直流电压范围/V	500~700

2.4 电能变换子系统

为了将燃料电池系统输出的直流电变换为常规市电设备可直接应用 380 V 交流设备,本文采用 3 台 100 kW 具备 PQ、VF、CV 等不同并网模式的电能变换子系统 (PCS),实际交流配电功率满足 110 kW,并成套隔离配电变压器和配电开关,具备实现 300 kW 电源系统 400 V/50 Hz 的交流电源供给能力(表 4)。

可实现并网额定功率运行,作为区域电能补充(图 4)。

表 4 电能变换分配子系统主要参数

	功率/kW	3×110
电能变换分	额定交流电压/V	400(AC)
配子系统	交流频率/Hz	50±5
	直流电压范围/V	450~850

2.5 监控子系统

根据车载电源系统的层级划分,监控子系统主要负责系统级安全、稳定运行的关键控制,实现对氢燃料电池子系统、氢气存储供给子系统、电能存储子系统、电能变换分配子系统启停控制、能量管理调度、和故障诊断管理,同时对发电运行过程整车底盘和上装状态进行监测,并反馈用户人机接口上位机(HMI)系统状态参数,便于运行操作人员观测(图5)。

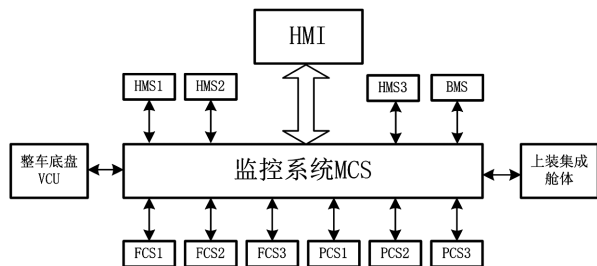


图 5 氢燃料电池电源监控系统拓扑

2.6 系统集成

本文采用车用上装对各子系统进行综合集成,并配置相应消防、通风、以及电能输出设备,实现300 kW 氢燃料电池保供车试制,如图6所示。

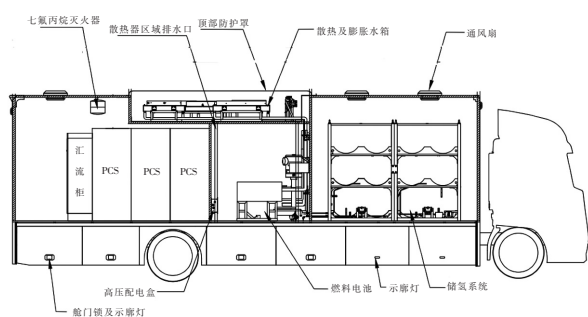


图 6 氢燃料电池电源集成

3 氢燃料电池电源系统功能

该保供车电源系统参考分布式电源交直流混合微电网系统^[4],同时通过监控子系统协调控制,可对电源系统应用模式设定为离网模式和并网模式,采用主从运行管理策略,实现电源系统并网或

离网发电工作。离网模式主要应用于应急配电源,并网模式可进行区域电能补充保障。

3.1 离网工作模式

该模式以电能存储系统和燃料电池系统直流串并联电能变换子系统视为主分布式子电源,作为主机(即DG1视为主DG),采用离网模式控制,可以稳定电压频率,实现微网构建;其余两台独立燃料电池系统直接串联电能变换子系统视为从分布式子电源,作为从机(即DG2、DG3视为从DG),采用并网模式控制,按照主DG交流电标准参数输出电能。主机配置储能可实时跟随负荷功率变化进行实时调整,监控系统根据主机功率对从机进行功率输出调配实时补偿主机功率,维持保障主机响应负荷能力。

3.2 并网工作模式

该工作模式在允许直接接入电网作为电能补充工作的条件,各分布式子电源不严格区分主从机,均采用并网模式控制,按照电网交流电标准进行等功率发电输出工作,由监控系统按照上位机的总功率设定进行各发电单元功率控制调配,通过储能子系统电能缓冲均衡,实现电源系统稳定电能输出。

4 工作试验

4.1 试验方式

对氢燃料电池保供车加注氢气后,通过直接采用可调的交流负荷对氢燃料电池保供车的电源系统进行电源功能试验(图7)。



图 7 氢燃料电池保供车电源现场工作调试

4.2 试验结果

根据现场带交流负荷和并离网工作试验,氢燃料电池保供车能够提供最大 300 kW 的交流电能,如图 8 所示。系统可直接带交流负荷工作运行,各子电源独立工作灵活调配,输出电压与电流稳定,实现对交流负荷的持续稳定供电。



图 8 氢燃料电池保供车电源系统 300 kW 输出试验结果

5 结语

本文将氢燃料电池应用于电能保供车系统中,

可作为常规柴油发电保供车辆的节能减排替代产品,能够为负荷提供持续长时间的 400 V 交流供电,绿色清洁无污染,可有效助力“双碳”目标,具有重大社会价值,应用前景广阔。

本文采用了交直流混合隔离并联的电源系统架构,基于 18T 氢燃料电池厢式运输车底盘完成 300 kW 燃料电池保供车辆试制,并开展工作试验验证,表明该保供车电源系统输出功能完善,电能调配灵活性高,为后续同类燃料电池保供电源项目提供借鉴。

参考文献:

- [1] 苏健,梁英波,丁麟,等. 碳中和目标下我国能源发展战略探讨[J]. 中国科学院院刊,2021,36(9):1001-1009
- [2] 张春晖,肖楠,苏佩东,等. 氢能、碳减排与可持续发展[J]. 能源与环保,2023,45(7):1-9
- [3] 刘应都,郭红霞,欧阳晓平. 氢燃料电池技术发展现状及未来展望[J]. 中国工程科学,2021,23(4):162-171
- [4] 曾妍,陈杰,钟锦邓,文勇军. 交直流混合微电网关键技术综述[J]. 电气开关,2023,61(3):1-4+8

三步酸洗法提纯镓及其过程回收的 工艺设计优化研究

吴移^{1,2} 戴明强^{1,2} 叶金文^{1*} 雷云棣² 蒋杰昌²

1. 四川大学, 成都 610065; 2. 东方电气(乐山)峨半高纯材料有限公司, 四川 乐山 614100

摘要:针对工业粗镓(4N,即镓纯度为99.99%) 在物理法提纯过程中少量杂质难以去除和酸洗镓损耗严重的现象,提出“盐酸-硝酸-盐酸”三步酸洗新工艺,探究了酸洗温度、盐酸浓度、硝酸浓度和酸洗时间对杂质去除率及镓损耗率的影响。结果表明,最后一步加入盐酸能有效去除镓氧化膜从而减少损耗,最优工艺参数为酸洗温度48℃、盐酸浓度2 mol/L、硝酸浓度2 mol/L、每步酸洗时间2 h,其产品纯度达到5 N,原料损耗率低至1.57%,为7N级超纯镓的制备提供关键原料。

关键词:高纯镓; 纯化; 酸洗预处理; 回收; 优化设计

中图分类号:TF843.1

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0006-10

Study on Process Design and Optimization for Gallium Purification by Three-step Acid Washing and Its Recovery

WU Yi^{1,2}, DAI Mingqiang^{1,2}, YE Jinwen^{1*}, LEI Yundi², JIANG Jiechang²

(1. Sichuan University, 610065, Chengdu, China; 2. Dongfang Electric (Leshan) Eban High-purity Material Co., Ltd, 614100, Leshan, Sichuan, China)

Abstract: This study addresses the challenges in the physical purification of crude gallium (4N, i. e., 99.99% purity), where some impurity elements are difficult to remove, and conventional acid washing leads to significant gallium loss. A novel process involving a “hydrochloric acid-nitric acid-hydrochloric acid” three-step acid washing pretreatment and gallium recovery was proposed. The effects of acid washing temperature, hydrochloric acid concentration, nitric acid concentration, and acid washing time on impurity removal rate and gallium loss rate were investigated. The results indicate that the addition of hydrochloric acid in the final step effectively removes the gallium oxide layer, thereby reducing process loss. The optimal process parameters were determined to be an acid washing temperature of 48 °C hydrochloric acid concentration of 2 mol/L, nitric acid concentration of 2 mol/L, and a duration of 2 h for each step. This optimized process yielded a final product purity of 5 N with a raw material loss rate as low as 1.57%, providing key raw material for the preparation of 7 N ultra-pure gallium.

Key words: high-purity gallium; purification; acid washing pretreatment; recovery; optimal design

镓(Ga)是第一个先被法国化学家 Paul Emile Lecoq de Boisbaudran 理论预言,而后在自然界中被发现和验证的化学元素^[1]。该元素具有熔点低(29.78℃),沸点高(2403℃),蒸汽压低(在1000℃仅为 1.33×10^{-3} Pa)等特性,且在常温下稳定,高温

下易被氧化,可溶于强酸与强碱,并能与多种金属或非金属形成合金或化合物^[2-5],所以镓被作为一种性能优良的电子材料使用。高纯镓是制备 III-V 族化合物半导体(如 GaAs^[8-10]、GaN^[11,12]、GaP^[13]等)的关键原料。此外,高纯镓可用于制备氧化镓

收稿日期:2025-11-03

作者简介:吴移(2001—),女,硕士,研究方向为稀散金属提纯。邮箱:1304037175@qq.com。

叶金文(1976—),男,博士,教授,研究方向为过渡族金属及其合金材料制备与性能研究。通信邮箱:yjw550@163.com。

等电极材料,增强器件的稳定性与载流子迁移性能^[14]。在高端应用中,镓基金属被用作低温超导材料参与构建超导量子比特,高纯镓还作为液态靶材用于中微子探测等领域^[5]。高纯镓应用广泛,被誉为“电子工业的脊梁”^[6-7]。

由于镓在矿产中无法独立存在,且在其它铝土矿以及锌资源的回收过程中,镓的开发不够完全,所以镓资源也十分有限^[15]。虽然国内外各领域都在积极地寻找镓的替代品,但在许多与国防有关的应用中,砷化镓和氮化镓集成电路因其独特的性能而被广泛使用,在这些应用中,砷化镓和氮化镓没有有效的替代品。数据显示,全球镓的价格也在持续上涨^[16],镓资源的高效利用开发刻不容缓。

高纯镓的制备路线工艺路线主要包括粗镓提纯、酸洗除杂、电解精炼、区域熔炼等方法步骤^[5,17-19],其中酸洗制备技术作为去除金属杂质和氧化物的关键环节,通常被作为其它提纯工艺的预处理工艺,其效果直接影响了最终产品的纯度与成本效益,所以优化出效果好、效率好、损耗低的酸洗工艺参数是一个有待解决的问题。同时,如何在酸洗过程中进一步降低原料损耗,也有待进行深入研究。

现有的酸洗预处理工艺主要分为两步:首先采用盐酸酸洗去除 Al、Mg、Zn、Ca 等杂质元素,再采用硝酸酸洗去除 Pb、Cu、Sn、Hg 等杂质元素^[20]。但实际操作中,硝酸酸洗完成的物料呈现黑灰色糊状,并不能使得镓原料和酸洗废液完全分离。过往实验表明,直接将悬浊液作为废液处理的两步酸洗法使得酸洗产品的纯度低于国家标准 GB/T 1475—2022 中规定的 5 N 镓标准,且其原料损耗率高达 3~4%。为了避免该黑灰色糊状物料中的氧化膜以及夹杂在其中不能完全倒出的酸洗废液对后续提纯实验的影响,本文拟在传统工艺基础上再增加一步盐酸酸洗的工艺,待盐酸去除氧化膜后得到光洁的酸洗镓,进一步使物料与酸洗废液得到分离。同时,本文拟采用收集并静置沉淀的方式处理依旧呈灰色悬浊液的硝酸酸洗废液,待静置沉淀完成后收集沉淀并加入盐酸进行去除氧化膜的处理,既缩短了单次实验的时间,又完成物料的回收,减少原料损耗,降低生产成本。为此,本论文通过研究酸洗

过程中酸洗温度、盐酸浓度、硝酸浓度、酸洗时间对损耗率以及杂质浓度的影响规律与机理,确定出低损耗高纯度的工艺参数,为 7N 级超纯镓的制备提供支撑。

1 实验

1.1 实验参数设置

常用的镓酸洗温度包括三个温区——低温粗洗区、中温提纯区、高温浸出区:低温粗洗指在 30~50℃ 采用盐酸或硝酸进行初步洗涤,可大致去除含量较多的金属杂质,为后续其他提纯工艺做准备;中温提纯指针对易形成氧化膜或难溶杂质(如 Pb、Pt、Cr 等),需强化反应动力学,故而采用 60℃ 左右的温度进行酸洗去除,并衔接后续提纯工艺;高温浸出指在 80~160℃、高压或常压条件下从粉煤灰、赤泥或冶炼渣中提取镓,其目的是得到富含镓离子的溶液。综合考虑以上因素,本论文结合不同酸洗工艺的不同需求,设置了横跨低温和中温区的等差温度梯度——48℃、54℃、60℃。为了同时保证杂质去除率和产品率更高,本论文所采用的盐酸浓度和硝酸浓度也是选择常用浓度中较低的 1~3 mol/L 浓度梯度,每步酸洗的时间结合提高速度和效果的目的选择 2 h、3 h、4 h 进行实验探究。整个实验通过控制单因素变量进行对比分析。

1.2 实验流程

实验的流程如图 1 所示,主要分为以下 4 个步骤:

(1) 将 5 kg 4N 原料镓(纯度 99.99%,杂质含量如表 1 所示)在 60℃ 水浴熔化后倒入聚四氟乙烯酸洗桶中,并放入调整至酸洗温度的恒温水浴槽保温至稳定。

(2) 加入保温的盐酸(浓度梯度:1~3 mol/L) 600 mL,搅拌速度 180 r/min 酸洗,酸洗完成后倒出上清液,并用 500 mL 纯水清洗 2 次,每次 5 min。

(3) 加入保温的硝酸(浓度梯度:1~3 mol/L) 750 mL,搅拌酸洗(2)中相同时间后稍静置倒出上层液体,并用同样方法纯水清洗 2 次。

(4) 加入保温的浓度 4 mol/L 盐酸 150 mL 搅拌酸洗 10 min,完成后倒出上清液并用纯水清洗 2 次,得到酸洗产品。

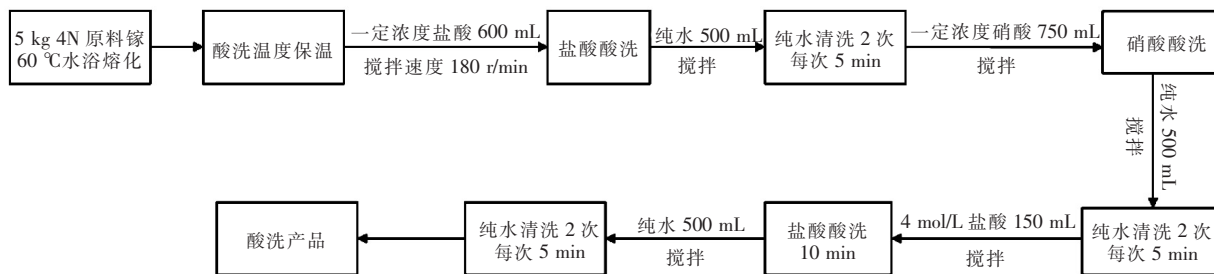


图 1 酸洗预处理流程图

表 1 4 N 原料镓杂质含量

名称	杂质含量(wt %), 不大于							总和
	元素							
Ga4N 原料	Al	Ca	Fe	Cu	Ni	Zn	In	3×10^{-4}
	1×10^{-4}	1×10^{-4}	1×10^{-4}	8×10^{-4}	6×10^{-4}	1×10^{-4}	1×10^{-4}	
	Sn	Hg	Pb	Mg	Cr	Cd	Si	
	1×10^{-4}	3×10^{-4}	6×10^{-4}	1×10^{-4}	1×10^{-4}	1×10^{-4}	1×10^{-4}	

1.3 试样的表征与检测

本论文采用辉光放电质谱法(GDMS)对酸洗产品的杂质含量进行半元素测试(包括 Fe、Zn、Cu、Pb、Hg、Ni 等在内的 30 个元素),并比对国家标准

GB/T 1475—2022 中对本实验需达到的 5N 镓杂质元素含量(如表 2),以及国家标准 GB/T 10118—2023 中的 6N 高纯镓杂质元素含量(如表 3),对酸洗产品的纯度进行确定。

表 2 国家标准 GB/T 1475—2022 对 5N 镓的杂质元素含量要求^[21]

牌号	杂质含量(wt %), 不大于							总和
	元素							
Ga5N	Fe	Pb	Zn	Sn	Cu	Ni	Al	100×10^{-5}
	8×10^{-5}	12×10^{-5}	4×10^{-5}	4×10^{-5}	10×10^{-5}	1×10^{-5}	5×10^{-5}	
	Ca	In	Hg	Si	Cd	Cr	Mg	
	10×10^{-5}	5×10^{-5}	8×10^{-5}	10×10^{-5}	1×10^{-5}	1×10^{-5}	6×10^{-5}	

表 3 国家标准 GB/T 10118—2023 对 6N 高纯镓的杂质元素含量要求^[22]

牌号	杂质含量(wt %), 不大于							总和
	元素							
Ga6N	Na	Mg	Al	Si	S	K	Ca	100×10^{-6}
	3×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	3×10^{-6}	
	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	Cu	Zn	
	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	1.5×10^{-6}	2×10^{-6}	
	As	In	Sn	Hg	Pb			
	2×10^{-6}	3×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}	2×10^{-6}			

2 结果与讨论

2.1 工艺参数对镓损耗和杂质去除效果的影响

对比分析实验酸洗产品的杂质含量(如表 4)可知,产品中的杂质元素除 Ni、Fe、Cu、Hg、Pb 外,其余

含量均低于检测限且达到国家标准 GB/T 10118—2023 规定的 6N 以上品质,说明原料中 Ni、Fe、Cu、Hg、Pb 为主要杂质,工艺参数也围绕这五个杂质元素进行对比分析。

表 4 产品的杂质含量

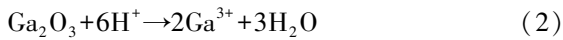
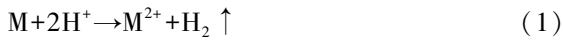
杂质 元素	含量($\times 10^{-4}\%$)													
	5N	6N	实验变量											
			温度/ $^{\circ}\text{C}$			HCl 浓度/mol/L			HNO ₃ 浓度/mol/L			时间/h		
			48	54	60	1	2	3	1	2	3	2	3	4
Na	—	0.03	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Mg	0.6	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Al	0.5	0.02	<0.001	0.002	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Si	1.0	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
S	—	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
K	—	0.02	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Ca	1.0	0.03	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Ti	—	—	0.001	0.003	<0.001	0.002	0.001	<0.001	0.001	0.001	0.003	0.001	<0.001	<0.001
V	—	—	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Cr	0.1	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Mn	—	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Fe	0.8	0.02	0.001	0.003	<0.001	<0.001	0.001	<0.001	0.002	0.001	<0.001	0.001	0.049	0.001
Co	—	0.02	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Ni	0.1	0.02	0.004	0.045	0.044	0.313	0.004	0.049	0.124	0.004	0.058	0.004	0.056	0.030
Cu	1.0	0.015	0.031	0.380	0.164	0.841	0.031	0.207	0.054	0.031	0.771	0.031	0.63	0.193
Zn	0.4	0.02	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Ga	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分	主成分
As	—	0.02	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Se	—	—	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Pd	—	—	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05
Ag	—	—	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05	<0.05
Cd	0.1	—	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01
In	0.5	0.03	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Sn	0.4	0.02	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Sb	—	—	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Au	—	—	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01
Hg	0.8	0.02	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005
Tl	—	—	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
Pb	1.2	0.02	0.003	0.154	0.058	0.944	0.003	0.206	0.038	0.003	0.139	0.003	0.209	0.115
Bi	—	—	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005	<0.005

2.2 酸洗温度对镓损耗和杂质去除效果的影响

图 2(a) 为酸洗温度对损耗率以及 Hg、Fe、Ni、Cu、Pb 杂质含量的影响曲线变化图。由图可知, 损耗率和杂质含量均随着酸洗温度的升高先增加后减小, 并在酸洗温度为 54 $^{\circ}\text{C}$ 时损耗率和杂质含量达到峰值, 损耗率最高为 2.83 %, 最低为 1.57 %, 且

各组杂质含量均达到国家标准 GB/T 1475—2022 规定的 5N 镓杂质标准。酸洗过程中的反应主要包括杂质元素去除、氧化膜生成与去除以及原料损耗三部分(如公式(1)~(3)所示)。由于水浴对温度的控制, 该过程可近似为等温反应, 相同温度下各反应能否进行与先后顺序由 Gibbs 自由能决定(公式

(4),其中 R 为理想气体常数, T 为热力学温度, K 为反应平衡常数),反应速率和竞争关系可由Arrhenius方程计算(公式(3)~(5),其中 k 为指前因子, n 为反应级数, E_a 为活化能, R 为理想气体常数, T 为热力学温度),由于该过程由机械搅拌辅助进行,故过程中 H^+ 的扩散速率忽略不计。



$$\Delta G = -RT \ln K \quad (4)$$

$$r = k[H^+]^n e^{-E_a/RT} \quad (5)$$

当酸洗温度为 $48\text{ }^\circ\text{C}$ 时,比较各反应平衡常数 K 的大小可知氧化膜溶解 $\Delta G_{Ga_2O_3}$ 和杂质元素溶解 ΔG_M 显著低于单质镓溶解 $\Delta G_{Ga}^{[23]}$,所以 H^+ 选择性氧化膜和杂质元素优先反应,故该温度下杂质脱

除高效而原料损耗最小。酸洗温度为 $54\text{ }^\circ\text{C}$ 时,温度升高降低了镓反应所需的能量,并促进了过程中所有化学反应进行的速率,导致出现非选择性溶解,损耗激增。且由于镓的杂质含量较小,故酸与杂质的反应程度降低,杂质去除率降低。酸洗温度为 $60\text{ }^\circ\text{C}$ 时,酸雾的挥发加剧,酸洗系统中有效 H^+ 浓度降低,使得镓损耗相对于 $54\text{ }^\circ\text{C}$ 酸洗时有一定减少,但较慢的反应速度也导致除杂和损耗速率相近,故除杂效果相对于 $54\text{ }^\circ\text{C}$ 酸洗又得到一定提升。但相对于 $48\text{ }^\circ\text{C}$ 酸洗,该组温度升高导致镓与酸的反应速率大幅提升,进一步减少了酸与杂质元素的反应比例,所以该组杂质含量和损耗率均较高。综合能效与纯度要求, $48\text{ }^\circ\text{C}$ 酸洗展现出最佳技术经济性:在保证杂质脱除率的同时,将镓损耗率控制在最低水平(1.57%),节省原料的同时节省能源。

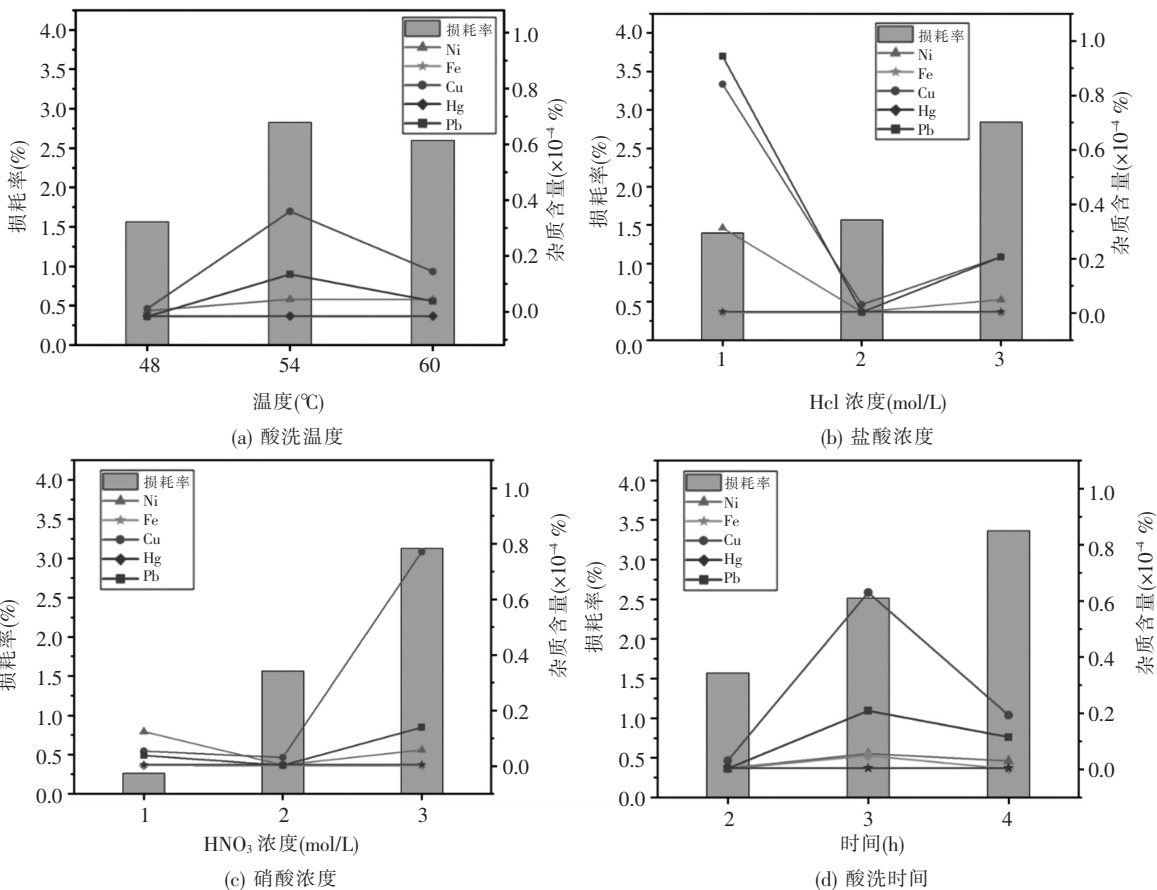


图2 不同条件下原料镓的损耗率和主要杂质含量(超出检测限部分按检测限计)

2.3 盐酸浓度对镓损耗和杂质去除效果的影响

图2(b)为盐酸浓度对损耗率以及Hg、Fe、Ni、Cu、Pb杂质含量的影响曲线变化图。由图可知,随

着盐酸浓度的升高,损耗率呈现持续单调升高的趋势(从 1.40% 升至 1.57% 、 2.84%)。相反的,杂质元素的含量先降低后升高,且在盐酸浓度为 2 mol/L

时杂质含量降到最低,各杂质含量均达到国家标准 GB/T 1475—2022 规定的 5N 镓杂质标准。该过程也与前面提到的化学反应动力学相关,当盐酸浓度为 1 mol/L 时,较低的浓度导致体系中各金属(包括 Ga 以及杂质 Ni、Cu、Pb 等元素)与酸的反应速率受限,且对于电负性本身就较强的 Ni、Cu、Pb 元素^[24],与该 H⁺浓度的酸反应更加受阻,所以该盐酸浓度下除杂效果较差,特别是 Ni、Cu、Pb 杂质含量较高,同时损耗也较少。当盐酸浓度为 2 mol/L 时,杂质金属与镓的电负性差异(Ni:1.91>Cu:1.90>Pb:1.87>Ga:1.81)驱动除杂反应的进行^[24],同时 Cl⁻浓度的升高促进可溶性络合物(如 [NiCl₄]²⁻、[CuCl₃]⁻、[PbCl₄]²⁻)形成,加速杂质离子脱离界面,故杂质含量降低^[25]。由于盐酸浓度提升,H⁺有剩余,所以损耗也一定量增加。当酸洗中盐酸浓度为 3 mol/L 时,高 H⁺浓度导致局部腐蚀,损耗大幅提高,此时镓与酸的反应主导酸洗过程(公式(3)),且在此 pH 下溶出的高价杂质金属离子又被镓还原沉积,该沉积层覆盖酸洗的活性位点,从而阻碍杂质的析出,导致杂质含量升高,同时沉积物与镓在小范围内形成的微小电池区域也会进一步加快对镓的腐蚀^[26-27]。故而盐酸浓度为 3 mol/L 时,体系的损耗量最高但是杂质含量居于 1 mol/L 和 2 mol/L 之间。综合各方面考虑,选择杂质含量最低同时损耗率居中的 2 mol/L 为最佳的酸洗盐酸浓度。

2.4 硝酸浓度对镓损耗和杂质去除效果的影响

图 2(c) 为硝酸浓度对损耗率以及 Hg、Fe、Ni、Cu、Pb 杂质含量的影响曲线变化图。由图可知,损耗率随硝酸浓度升高呈单调递增趋势,硝酸浓度为 3 mol/L 时损耗率比浓度为 1 mol/L 时损耗率增加了 2.87%(从 0.26% 升高至 3.13%),这表明高浓度硝酸对镓基体的溶蚀作用强烈。另一方面,不同杂质元素对硝酸浓度的响应程度也不同,其中硝酸浓度为 2 mol/L 时杂质含量最低,硝酸浓度为 1 mol/L 时整体杂质含量偏低但是 Ni 含量稍高,硝酸浓度为 3 mol/L 时 Cu、Pb、Ni 含量偏高,且 Cu 含量升高且变化幅度最大,各组杂质含量均达到国家标准 GB/T 1475—2022 规定的 5N 镓杂质标准。该过程可以通过硝酸氧化形成 Ga₂O₃ 氧化膜以及对杂

质元素钝化两方面机制的交互作用进行分析。当硝酸浓度为 1 mol/L 时,硝酸的钝化作用在镓表面形成致密氧化膜,该氧化膜使镓表面失去金属光泽呈现灰黑色,再加上硝酸浓度较低,一定程度上抑制基体溶解,同时也阻碍其对于内部杂质元素的去除;在主要杂质元素中,Ni 的钝化倾向较 Cu、Pb 强,低氧化性环境下优先形成 NiO 钝化层,所以 Ni 元素含量相对较多^[28]。当硝酸浓度升高至 2 mol/L 时,氧化电位达 1.0~1.2 V,突破了杂质钝化能垒,浓度适中的硝酸在溶解 Ga₂O₃ 氧化膜(公式(2))的同时,进一步与基体反应,但未引发基体过度腐蚀,故损耗略微上升,处于中间数值。当硝酸浓度进一步升高至 3 mol/L,高浓度硝酸进一步对基体进行腐蚀,导致损耗提升,同时硝酸与镓反应生成的硝酸镓附着在基体表面极大地增加黏度^[29],导致内部杂质元素无法溶出,特别是高电位的 Cu、Pb、Ni。不仅如此,溶出的金属离子(如 Cu²⁺)在高氧化态下发生化学还原沉积(如 2Cu²⁺+NO+2H₂O→2Cu+NO₃⁻+4H⁺,NO 为酸洗副产物),导致其含量增高。综上所述,2 mol/L 硝酸酸洗的原料损耗适中(1.57%)且相比之下各杂质含量均最低,建议作为工艺优化浓度。

此外,在该过程中还出现泡沫镓的产生以及液态镓颗粒形貌变化的现象,对该过程的机理分析如下。

(1) 泡沫镓的产生

在硝酸酸洗过程中,体系释放黄色烟雾,初始银白色液态镓逐渐变为灰色泡沫状胶体,搅拌阻力显著增大(如图 3(a)、(b))。由图可见,硝酸酸洗液用量的不同导致镓呈现两类形态,即高酸量条件下(见图 3(a))形成双相分层结构——上层为灰黑色溶液,下层为含气孔灰白色胶态镓;低酸量条件下(见图 3(b)),镓直接转化为灰黑色蜂窝状多孔固体,液相消失。值得注意的是,两种体系在施加机械剪切力(如缓慢挤压搅拌)后均可部分恢复液态金属光泽,但停止搅拌后泡沫态迅速重建,这表明过程中存在动态可逆的界面反应平衡。本论文从氧化还原反应及界面张力调控机制两方面解析该现象。

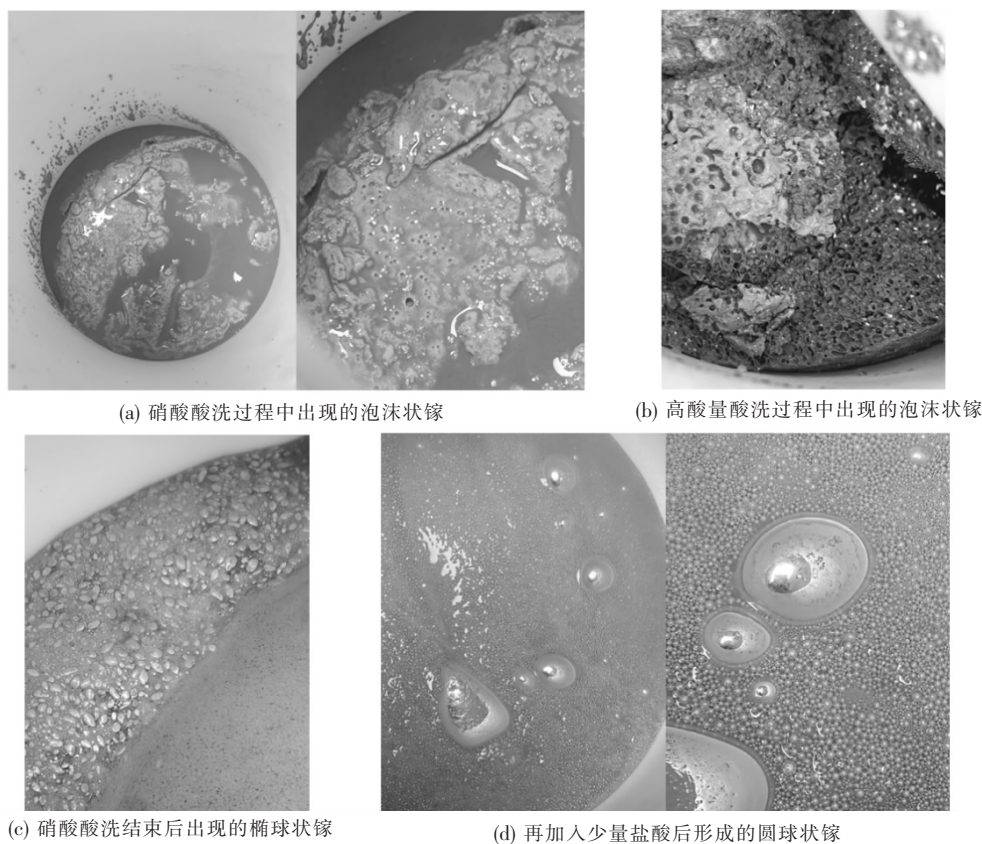
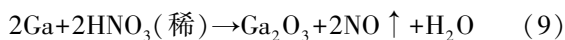
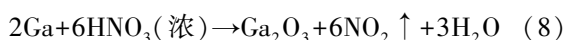
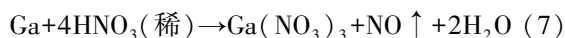
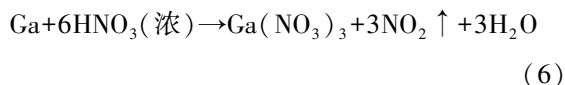


图3 酸洗过程中出现的镓的形态

由于硝酸是一种强氧化剂,在酸洗过程中与杂质反应的同时也会与镓发生剧烈的氧化反应。结合该过程产生大量黄色气体的现象,分析该过程中可能出现的反应如下:



硝酸酸洗过程释放大量的氮氧化物气体(主成分为 NO_2),其在液态镓中形成气泡,这些气泡被包裹于高黏度反应介质中,导致泡沫状结构的形成。同时该反应具有强放热性,再结合外部加热条件,引发体系局部温度骤升,显著降低气体溶解度,并促进微区沸腾,进一步加剧气泡生成,如反应式((6)、(7))所示。反应过程还同步生成硝酸镓($\text{Ga}(\text{NO}_3)_3$),该产物低浓度存在于水溶液中时呈现流动性良好的透明溶液,高浓度时则因 Ga^{3+} 水解产生 $[\text{Ga}(\text{H}_2\text{O})_5\text{OH}]^{2+}$ 中间体,通过氢键桥接形成三维网络结构,溶液转变为高粘度胶体^[29]。反应过程

中, $\text{Ga}(\text{NO}_3)_3$ 在气液界面处富集,其局部浓度可达饱和。这种界面胶体化作用显著提升膜相粘度,稳定气泡结构,终促成泡沫的持久存在。此外,液态镓在氧化过程中表面生成 Ga_2O_3 薄膜(公式(8)、(9)),该薄膜作为两亲性物质吸附于气液界面,显著降低界面张力^[30]。 Ga_2O_3 薄膜还表现为弹性材料,直到表面应力超过临界点时才会破裂,由于其内部为低粘度液体金属,所以在氧气存在的情况下,氧化膜结构也很容易进行快速重整,这也解释了外力破坏结构后系统迅速恢复原状的原因^[34]。根据Gibbs吸附定理,界面张力降低会减小气泡生成能垒,促进气泡成核与稳定^[31]。再加上高速搅拌的流体剪切力将大气泡破碎为小气泡,Laplace定律($\Delta P = 2\gamma/R$)表明,小气泡因曲率半径(R)减小产生更高的内部压差,该压差抵抗外部扰动,抑制气泡聚并。同时搅拌过程引入的空气进一步增加气泡数量密度,通过空间位阻效应增强泡沫稳定性^[32-33]。

(2) 液态镓颗粒的形貌变化

在硝酸酸洗完成并静置一段时间后倒出上层

灰色悬浊液,发现下层的液态镓为椭球状颗粒(如图3(c)),且再加入少量盐酸搅拌后颗粒变为圆球状(如图3(d))。结合文献分析,该镓颗粒形貌的演变与表面张力、界面化学及氧化层行为密切相关。硝酸酸洗的氧化作用会导致液态镓表面反应形成致密的 Ga_2O_3 氧化层,该氧化层具有较高的机械强度(弹性模量约为 200 GPa)和本征表面张力(约为 0.5~0.6 N/m),且显著高于纯液态镓的表面张力(约 0.718 N/m, 25 °C),其主导了系统的流变性能,阻止液态镓趋向平衡形状(即球状)。再结合氧化层的不均匀分布导致固液界面能呈现显著的各向异性,从而形成了非对称的椭球状结构^[34]。为了进一步探究该过程中界面的作用机理,对空气条件下氧化 10 min 的镓块和硝酸溶液中浸泡氧化 10

min 的镓块进行 X 射线光电子能谱(XPS)测试(如图4)。结果表明,溶液中浸泡氧化的镓块表面其 $\text{Ga}(2p_{3/2})$ 峰值相对于干燥氧化下向左偏移了 0.98~1.01 eV(如图4(b)),其 $\text{O}(1s)$ 峰相对向左偏移了 1.20~1.52 eV(如图4(c)),这说明在溶液中浸泡氧化 10 min 后,表面层的化学环境发生变化, Ga 的氧化程度降低, Ga 和 O 的结合能降低,即界面 Ga_2O_3 减少,并出现 GaOOH 。该过程中形成的羟基化终端(-OH termination)与水的接触角约 60~70°,这种部分润湿状态进一步稳定了液态镓的椭球状形貌^[35]。进一步的,根据 Young-Laplace 方程($\Delta P = \gamma(1/R_1 + 1/R_2)$)分析,曲率半径 R_1 和 R_2 的差异导致非均匀的 Laplace 压力分布,从而维持了长径比约 2:1 的亚稳定椭球状结构^[36-37]。

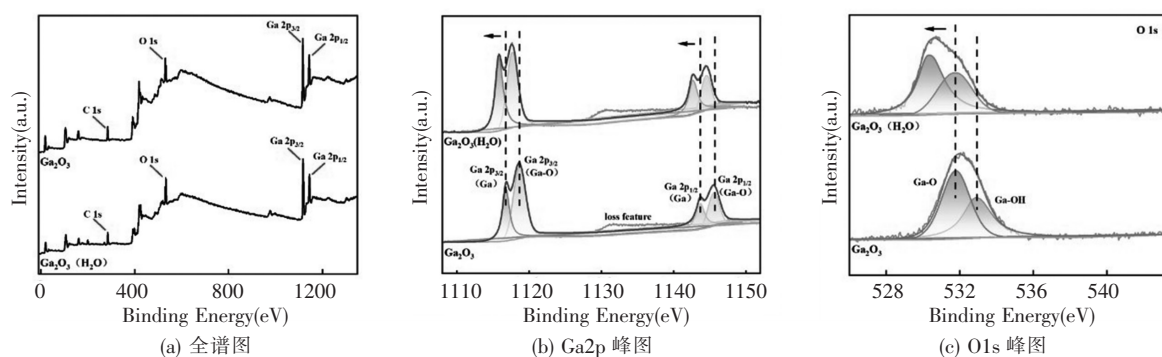


图4 干燥氧化镓和溶液浸泡氧化镓的 XPS

加入少量盐酸后,盐酸会优先溶解 Ga_2O_3 氧化层,并根据不同厚度的氧化层进行选择性的蚀刻^[38],使得颗粒表面的氧化层分布均匀,甚至完全去除氧化层从而暴露出新鲜液态镓,此时体系表面呈现各向同性特征。根据最小能量原理,系统会自发趋向于具有最小表面积与体积比的几何形态,即生成球形^[39]。进一步的,加入少量盐酸后进行的机械搅拌也提供剪切应力,该剪切应力克服了液态镓的粘滞阻力,使颗粒发生塑性变形,最终形成稳定且分散性良好的球形颗粒^[40]。

综上,该场景下液态镓颗粒的形貌演变本质上是表面张力与界面化学调控的动态过程,即硝酸反应产生的 Ga_2O_3 氧化层导致表面张力呈现各向异性,从而形成亚稳态椭球状结构;而后加入的少量盐酸通过消除一定量氧化层使系统回归表面张力各向同性的状态,并在流体动力学作用下实现球

形化。

2.5 每步酸洗时间对镓损耗和杂质去除效果的影响

图2(d)为每步酸洗时间对损耗率以及 Hg、Fe、Ni、Cu、Pb 杂质含量的影响曲线变化图。结果表明,损耗率随酸洗时间延长呈增长趋势,由酸洗 2 h 产生 1.57% 损耗提升至 4 h 产生 3.36% 损耗,增幅达 1.79%,这表明酸洗时间的延长导致酸与镓基体的反应溶解显著增加。随着酸洗时间的延长,各杂质含量均呈现先增加后降低的趋势,且酸洗 2 h 时的杂质含量最低,且各组杂质含量均达到国家标准 GB/T 1475—2022 规定的 5N 标准。根据该过程杂质含量的变化规律,可以将三组酸洗时间分为“溶解-再沉积-过腐蚀”三段机制进行分析。当酸洗 2 h 时,杂质与镓基体形成高效微电偶对,杂质按电化学活性序列溶解: $\text{Pb}(E^\circ = -0.13 \text{ V}) > \text{Ni}(E^\circ = -0.25$

$V) > \text{Cu} (E^\circ = +0.34 \text{ V})$ [24]。同时短时间酸洗避免了副产物积累, H^+ 扩散通量与溶解速率匹配, 维持界面离子浓度梯度, 镓表面也形成 Ga_2O_3 氧化膜, 导致短时间内损耗较少。当酸洗 3 h 时, Cu 显示出特异的再沉积机制, 即: $\text{Cu}^{2+} + 2\text{e}^- \rightarrow \text{Cu}$, 其沉积驱动力来自于长时间酸洗产生的点位反转, 并且沉积的 Cu 覆盖未溶杂质, 阻碍传质, 导致其它杂质的去除率降低, 同时 Cu/Ga 也形成新的电偶对, 加速局部点蚀, 导致损耗率进一步提升。当酸洗时间延长到 4 h 时, 长时间的酸洗破坏 Ga_2O_3 氧化膜, 使得酸与镓大量发生反应, 同时 3 h 中提到的沉积出的 Cu 也在长时间内重新被氧化, 其阻碍传质的效果被明显削弱, 使得基体深层的杂质得以暴露溶解, 从而杂质含量又降低, 但二次溶解并不能完全进行 [28], 所以对比酸洗 1 h 的实验结果, 酸洗 3 h 的 Cu、Pb、Ni 杂质含量更高。综上所述, 酸洗 2 h 后原料的损耗率与杂质含量都最低, 所以确定为最佳的酸洗时间。

3 结论

本文采用三步酸洗法对原料镓进行除杂预处理, 并通过控制其中的酸洗温度、盐酸浓度、硝酸浓度、酸洗时间, 对其对应损耗率和杂质含量进行分析, 优化出了一套酸洗工艺参数。同时, 在硝酸酸洗过程中还发现泡沫化与颗粒化的现象, 对其出现的具体原因也进行了探究, 获得具体结论如下。

(1) 三步酸洗法能够使酸洗产品的纯度稳定在 5N 以上且大部分元素能达到 6N 纯度标准, 且不同工艺参数的损耗率控制在 1~3% 之间。对比过往的产品纯度低于 5N、损耗率为 3~4% 的两步酸洗法, 该方法具有提高纯度、降低损耗的先进性。

(2) 盐酸-硝酸-盐酸三步酸洗法能够有效地减低 4N 原料镓中的 Ni、Fe、Cu、Hg、Pb 杂质的含量, 当酸洗温度为 48 °C、盐酸浓度为 2 mol/L、硝酸浓度为 2 mol/L、酸洗时间为 2 h 时, 酸洗镓的纯度达到近 6N 且损耗率低至 1.57%。

(3) 硝酸酸洗泡沫化主因是氧化膜形成并构成多孔骨架; 颗粒形貌变化源于酸液选择性渗透引起的表面张力变化。盐酸酸洗不可或缺, 可有效抑制泡沫化与颗粒化。

参考文献:

- [1] M. P. -E. Lecoq de Boisbaudran. Caractères chimiques et spectroscopiques d'un nouveau métal, le Gallium découvert dans une blende de la mine Pierrefitte, vallée d'Argeles (Pyrénées) [J]. Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, 1875, Tome 81:493-495
- [2] 翟秀静, 吕子剑. 镓冶金[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2010
- [3] 梁颢严. 结晶工艺条件对金属镓晶体生长影响规律的研究[D]. 东北大学, 2017
- [4] Mochalov L, Logunov A, Vorotyntsev V. Preparation of gallium of the special purity for semiconductors and optoelectronics [J]. Separation and Purification Technology, 2021, 258: 118001
- [5] 郭文斌, 曹毅, 张强, 等. 稀散金属镓高纯化及应用的研究进展[J]. 铜业工程, 2025(1): 16-26
- [6] Chen S, Deng Z S, Liu J. High performance liquid metal thermal interface materials[J]. Nanotechnology, 2021, 32(9): 092001
- [7] Fedorov V A, Kozlov S A, Potolokov N A, et al. Preparation of high-purity gallium from semiconductor fabrication waste [J]. Inorganic Materials, 2006, 42 (1): S70-S89
- [8] Fu Z H, Li M X, Ma T G, et al. Millimeter-wave GaAs ultra-wideband medium power amplifier and broadband high-power power amplifier for 5G/6G applications [J]. IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and Systems, 2024, 14(1): 111-121
- [9] De Koninck Y, Caer C, Yudistira D, et al. GaAs nano-ridge laser diodes fully fabricated in a 300 mm CMOS pilot line [J]. Nature, 2025, 637(8044): 63-69
- [10] Jeon H, Shin J, Choi W, et al. Highly Linear 2.6 GHz Band InGaP/GaAs HBT Power Amplifier IC Using a Dynamic Predistorter [J]. Electronics, 2025, 14(11): 2300
- [11] Zhang A, Chen L, Wang C, et al. Modeling and Optimization of ^{147}Pm Radioisotope-Powered GaN-Based PIN Junction Betavoltaic Cell [J]. Nuclear Technology, 2025, 211(8): 1809-1822
- [12] 王子喆. 基于 GaN 的半导体材料的 CVD 制备及其杀菌性能研究 [D]. 厦门理工学院, 2023
- [13] Choi Y, Cho C, Bae J, et al. Synthesis of gallium phosphide quantum dots with high photoluminescence quantum yield and their application as color converters for LEDs [J]. Journal of Industrial and Engineering Chemistry, 2023, 123: 509-516
- [14] 陶文斌. 氧化镓基电解质的离子传导特性和燃料电池性能研究 [D]. 湖北大学, 2024
- [15] 武秋杰, 吕振福, 曹进成, 等. 国内外镓资源分布供需及镓产业链发展现状研究 [J]. 矿产综合利用, 2021(5): 38-44
- [16] National Minerals Information Center. U. S. Geological Survey Mineral Commodity Summaries 2025 Data Release: GALLIUM [DS]. Reston: U. S. Geological Survey, 2025. DOI: 10.5066/P13XCP3R

- [17] 刘左伟,许志鹏,郭学益,等. 镓的分离提取及高纯化制备方法[J]. 有色金属科学与工程,2023,14(6):747-755
- [18] 张适阔. 光伏材料高纯镓的规模化生产技术[J]. 现代工业经济和信化,2020,10(11):36-37
- [19] 房庆圆. 探究光伏材料高纯镓的规模化生产[J]. 当代化工研究,2020(18):95-96
- [20] 马太琼. 99.999 99%高纯镓的制备工艺[J]. 稀有金属,1979(5):56-63
- [21] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会. 镓: GB/T 1475—2022[S]. 北京:中国标准出版社,2022
- [22] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会. 高纯镓:GB/T 10118—2023[S]. 北京:中国标准出版社,2023
- [23] 李永佳,雷霆,邹艳梅,等. 稀散金属冶金[M]. 北京:冶金工业出版社,2018
- [24] Tantardini C, Oganov A R. Thermochemical electronegativities of the elements[J/OL]. Nature Communications,2021,12(1):2087. <https://doi.org/10.1038/s41467-021-22429-0>
- [25] 张明浩,梁逸曾,曹道锦. 同一体系中铜(II)、铅(II)、镉(II)、镍(II)和钴(II)的络合物吸附波及其分析应用[J]. 分析化学,2002(8):967-971
- [26] 李连杰,桂赤斌. 金属钝化现象的电子理论研究[J]. 全面腐蚀控制,2009,23(8):24-26
- [27] 刘光明主编. 金属腐蚀学[M]. 化学工业出版社:2024
- [28] 李秉公,张弓,李艳红,等. 铜镍纳米结构修饰多孔电极的电化学硝酸根还原[J]. 环境工程学报,2023,17(6):1810-1817
- [29] Yao D, Tang P, Song P. Viscosities and densities of mixed aqueous alkali metal nitrate solutions at $T = (293.15 - 333.15) \text{ K}$ [J]. Journal of Chemical and Engineering Data, 2022, 67(9): 2088-2097
- [30] 张俊雄,薛松柏,薛鹏,等. Ga₂O₃对CsF-RbF-AlF₃钎剂/Zn-Al钎料在铝和钢表面润湿铺展性能的影响[J]. 稀有金属材料与工程,2017,46(7):1900-1904
- [31] 张华伟,李言祥. 金属熔体中气泡形核的理论分析[J]. 物理学报,2007(8):4864-4871
- [32] 陈自豪,郭雪岩. 高剪切力下气泡聚并与破碎特性的数值研究[J]. 能源研究与信息,2024,40(1):35-44
- [33] 李帅,孙龙泉,张阿漫. 水中上浮气泡动态特性研究[J]. 物理学报,2014,63(18):291-303
- [34] Khan M R, Eaker C B, Bowden E F, et al. Giant and switchable surface activity of liquid metal via surface oxidation [J]. Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America,2014,111(39):14047-14051
- [35] Daeneke T, Khoshmanesh K, Mahmood N, et al. Liquid metals: Fundamentals and applications in chemistry[J]. Chemical Society Reviews,2018,47(11):4073-4111
- [36] 冀盼. Young-Laplace 方程的参数解析解[D]. 大连理工大学,2019
- [37] 李翠. 在扭转作用下弹性圆柱体内纳米椭球孔洞周围的弹性场[D]. 兰州理工大学,2017
- [38] Sosnin I M, Sokura L A, Dorogov M V, et al. Aqueous solution synthesis and size control of acid-resistant $\beta\text{-Ga}_2\text{O}_3$ microparticles [J]. Materials Letters,2023,335:133758
- [39] Chiang J L, Yadlapalli B K, Chen M I, et al. A review on gallium oxide materials from solution processes [J]. Nanomaterials, 2022, 12(20):3601
- [40] 徐跃,康永林,王朝辉. 机械搅拌制备半固态浆料固相颗粒形貌的研究[J]. 特种铸造及有色合金,2006(1):36-38+1

电网不对称情况下交流励磁直流母线的控制与仿真验证

吉磊 刘基涛

东方电气自动控制工程有限公司, 四川 德阳 618000

摘要: 本文以稳定变转速抽蓄交流励磁直流母线电压为目标, 分析了波动产生的机理, 设计了一种直流母线电压波动抑制策略。该策略能使变流器工作于任意功率因素。使用 $T/4$ 延时法提取负序电流, 避免了陷波器引起的带宽限制问题。经仿真验证, 该策略简单有效。

关键词: 变转速交流励磁; 网侧变流器; 直流母线电压波动抑制

中图分类号: TM301.2

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0016-05

A Harmonic Suppression Method for AC Excitation DC Bus Voltage under Unbalanced Power Grid

Ji Lei, Liu Jitao

(Dongfang Electric Automatic Control Engineering Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: This article aims to stabilize the variable speed pumped storage AC excitation DC bus voltage, analyze the mechanism of fluctuation, and design a DC bus voltage fluctuation suppression strategy. This strategy enable converter operating at any power factor. The use of $T/4$ delay method to extract negative sequence current avoids the bandwidth limitation problem caused by notch filters. Through simulation verification, this strategy is simple and effective.

Key words: variable speed AC excitation; grid side converter; suppression of DC bus voltage fluctuations

抽水蓄能电站是电网调峰调频的重要手段, 可以为电网提供重要支撑^[1]。变转速抽取是抽蓄电站中响应速度最快的, 近年来得到很多重视。交流励磁是变转速抽蓄机组的关键设备。它主要由控制器和变频器组成。其控制策略已多有研究。

当电网不平衡时, 会出现负序电流, 进而导致变频器直流母线电压波动, 甚至有损坏电机的风险。文献[2]使用网络参数法分析了负序零序电流对电动机的转矩的影响。根据分析可知, 当电流不对称度低于 10% 时, 对基波电磁转矩的影响很小。当不对称度大于 10% 时, 基波电磁转矩大小随电流

不对称度的增加而减小。文献[3]对电网不平衡情况下并网逆变器的控制策略进行了综述。文章通过瞬时功率理论, 指出减少电网不平衡影响的关键在于合理的电流参考值设定。文献[4]推导了电流参考值对直流母线电压的影响, 但推导仅基于单位功率因素, 且推导过程不够详细。文献[5]仿真分析了深度不对称和浅度不对称时的故障电压、电流, 但其分析主要适用于风电双馈机组。文献[6]从网侧负序电流为 0 的角度进行出发, 提出一种抑制母线电压波动的办法。但交流励磁变频器需要设定有功、无功功率, 单纯的电流控制无法兼顾控

收稿日期: 2025-07-03

作者简介: 吉磊 (1982—), 男, 2007 年毕业于电子科技大学通信专业, 硕士, 高级工程师。现任职于东方电气自动控制工程有限公司, 主要从事电力电子研究方向设计工作。邮箱: jilei2049@dongfang.com。

刘基涛 (1984—), 男, 2007 年毕业于浙江大学自动化专业, 学士, 高级工程师。现任职于东方电气自动控制工程有限公司, 主要从事电力电子研究方向设计工作。邮箱: liujt@dongfang.com。

制目标。文献[7]提出了一种双坐标旋转变换法(SRF)稳定母线电压,并采用陷波器提取正负序电流,仿真表明其有很好的稳压效果,但陷波器会限制系统带宽,可能不利于系统的快速响应。

上述研究中,都假定整流变频器工作于单位功率因素。但为了使变转速抽蓄机组准确工作于最佳运行曲线,交流励磁的整流变频器需要工作于非单位功率因素。本文利用瞬时功率理论,推导了一种直流母线电压波动的抑制方法。该方法适用于任意功率因素下的整流变频器。

1 PWM 整流器

1.1 PWM 整流器模型

变转速抽蓄交流励磁三相并网变流器的电路拓扑及主要电气量正方向如图1所示。图中, $E_z(z \in \{a, b, c\})$,表示三相电压之一)为PCC三相电压瞬时值。 I_z 为输出电流方向为PCC流入变流器。 V_z 为网侧变流器三相输出电压瞬时值, V_{dc} 为直流环节电容器电压, I_{dc} 为直流侧输入电流, L, R 分别为交流侧滤波电感、等效电阻。

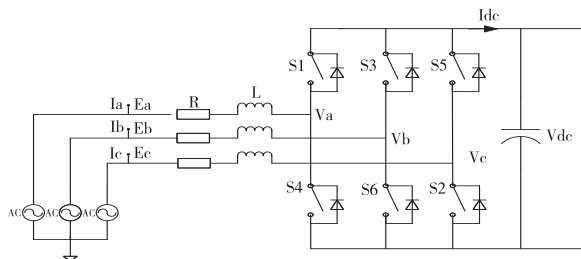


图1 PWM 整流器模型

1.2 PWM 整流器控制模型

由基尔霍夫定律可知,电压方程为式(1)所示:

$$\begin{bmatrix} E_a \\ E_b \\ E_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} + L \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + R \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (1)$$

在交流电源电压 E_z 一定的情况下, i 的幅值和相位仅由 E_z 中基波分量的幅值及其与 E_z 的相位差来决定。改变 V_z 的幅值和相位,就可以得到 i 与 E_z 所需要的相位差。

以电网电压定向,并忽略电阻 R 。经 dq 变换后,公式可变为:

$$\begin{bmatrix} E_d \\ E_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \end{bmatrix} + j\omega L \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (2)$$

由(2)式可知,当 E_z 一定,设定 i_d, i_q 的值,即可得所需电压值。为维持母线电压恒定, i_{dq} 的参考值可以由 U_d 得到。 U_d 为母线电压。其控制框图如图2所示。

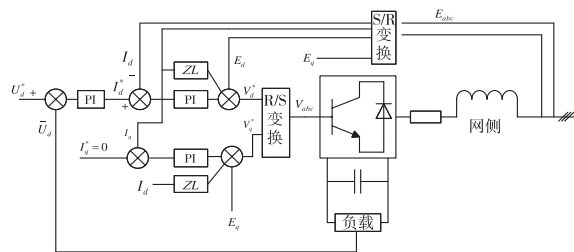


图2 PWM 整流器控制模型

2 直流母线电压波动抑制

当电网电压不平衡时,电流中有负序分量,即产生有功功率波动。为此,我们从功率的角度对此进行分析。

依据文献[3]提到的复功率理论,逆变器的复功率表达式为:

$$S = P + jQ = (e^{j\omega} E_{dq}^+ + e^{-j\omega} E_{dq}^-) (e^{j\omega} I_{dq}^+ + e^{-j\omega} I_{dq}^-)^* \quad (3)$$

整理后,可得到瞬时有功功率和无功功率如式

(4)所示:

$$\begin{cases} P(t) = P_0 + P_{c2} \cos(2\omega t) + P_{s2} \sin(2\omega t) \\ Q(t) = Q_0 + Q_{c2} \cos(2\omega t) + Q_{s2} \sin(2\omega t) \end{cases} \quad (4)$$

式中, P_0, Q_0 是有功、无功功率平均值, $P_{c2}, P_{s2}, Q_{c2}, Q_{s2}$ 分别为有功、无功功率的余弦二次值和正弦二次值。 P_{c2} 和 P_{s2} 是引起母线电压波动的主要原因^[7]。根据文献[8]~[10]所述瞬时功率理论整理得到公式(5):

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ P_{s2} \\ P_{c2} \\ Q_0 \\ Q_{s2} \\ Q_{c2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_d^p & E_q^p & E_d^n & E_q^n \\ E_q^p & -E_d^p & -E_d^n & E_q^n \\ E_d^n & E_q^n & E_d^p & E_q^p \\ E_q^p & -E_d^p & E_q^n & -E_d^n \\ -E_d^n & -E_q^n & E_d^p & E_q^p \\ E_q^n & -E_d^n & E_q^p & -E_d^p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d^p \\ I_q^p \\ I_d^n \\ I_q^n \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中, $E_d^p, E_q^p, I_d^p, I_q^p$ 为旋转坐标系下正序电压、电流, $E_d^n, E_q^n, I_d^n, I_q^n$ 为负序电压、电流。

注意到该矩阵非满秩,6个目标量中,仅能选取其中4个成为控制目标。其中, P_0, Q_0, P_{c2}, P_{s2} 为影响母线电压的主要因素,因此选取 P_0, Q_0, P_{c2}, P_{s2}

四个值成为控制量。

由以上分析可将公式化为满秩矩阵:

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \\ P_{s2} \\ P_{c2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_d^p & E_q^p & E_d^n & E_q^n \\ E_q^p & -E_d^p & E_q^n & -E_d^n \\ E_q^n & -E_d^n & -E_q^p & E_d^p \\ E_d^n & E_q^n & E_d^p & E_q^p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d^p \\ I_q^p \\ I_d^n \\ I_q^n \end{bmatrix} \quad (6)$$

依据文献[7],当给出合适的电流参考值,使得 $P_{c2}=0, P_{s2}=0$ 时,可抑制直流母线电压波动。当整流器工作于单位功率因素时, $Q_0=0$ 。式(6)左侧仅有 P_0 一个未知数。利用矩阵的初等变换,即可求解。

在变转速抽蓄中,监控系统依据机组运行曲线设定有功/无功给定值,使发电机发出相应的有功/无功^[11]。由于网侧电感的存在(如图1所示),电感需要消耗一部分无功功率。从并网点的角度看,系统发出的无功实际上少于设定的无功。这会导致监控的设定值和测量值不能完全对应。如果监控系统采用闭环控制,那么发电机实际发出的无功会稍高于设定值,使发电机的运行状态稍偏离设定曲线。

因此,需要让网侧变频器发出无功,补偿电感消耗的无功,使发电机的运行状态与设定曲线一致。因为网侧变频器也发出无功,此时 Q_0 不恒等于0,式(6)左侧有2个未知数,如果用初等变换求解该矩阵会相当复杂。在此,利用分块矩阵的特性,将公式变为:

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{pd} & E_{pq} \\ E_{pq} & -E_{pd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{nd} \\ I_{nq} \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_{pd} & E_{pq} \\ -E_{pq} & E_{pd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{nd} \\ I_{nq} \end{bmatrix} \quad (8)$$

对(8)式,左乘 $\begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{pd} & E_{pq} \\ -E_{pq} & E_{pd} \end{bmatrix}^{-1}$, 即

可得到:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{pd} & E_{pq} \\ -E_{pq} & E_{pd} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{nd} \\ I_{nq} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{nd} \\ I_{nq} \end{bmatrix} \quad (9)$$

将公式(9)带入公式(7)可得:

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{pd} & E_{pq} \\ E_{pq} & -E_{pd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} E_{nd} & E_{nq} \\ E_{nq} & -E_{nd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{nd} \\ I_{nq} \end{bmatrix} \quad (10)$$

公式(10)为2阶矩阵,易求其解,此处不再赘述。整理后可得:

$$\begin{bmatrix} I_d^p \\ I_q^p \\ I_d^n \\ I_q^n \end{bmatrix} = \frac{2P_0}{3D_1} \begin{bmatrix} E_d^p \\ E_q^p \\ -E_d^n \\ -E_q^n \end{bmatrix} + \frac{2Q_0}{3D_2} \begin{bmatrix} E_q^p \\ -E_d^p \\ E_q^n \\ -E_d^n \end{bmatrix} \quad (11)$$

其中 $D_1 = \lfloor (E_d^p)^2 + (E_q^p)^2 \rfloor - \lfloor (E_d^n)^2 + (E_q^n)^2 \rfloor$, $D_2 = \lfloor (E_d^p)^2 + (E_q^p)^2 \rfloor + \lfloor (E_d^n)^2 + (E_q^n)^2 \rfloor$ 。此即为稳定母线电压所需正负序电流参考值,且变流器可以工作于任意功率因素。

3 负序分量提取

现以网侧电流为例说明(定子电压也可以采用相同方法)。在文献中[7]中,将 I_{dq} 分别乘以 $e^{j\omega t}$ 和 $e^{-j\omega t}$,再使用陷波滤波器滤除 2ω 分量,即可得到直流的正负序电流分量。但使用陷波滤波器会影响系统的带宽,如果陷波滤波器的参数设计不合理,会直接影响直流分量的提取,使得提取的直流分量中含有较大的交流分量。在此,使用 $T/4$ 延时算法进行正负序的提取^[12],虽然 $T/4$ 的效果并不是最优的,但因其计算量小,操作简单,适合工程应用。

在两相静止坐标系下,电流为正序电流与负序电流的和,如式(12)所示:

$$\begin{bmatrix} I_\alpha \\ I_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_\alpha^p \\ I_\beta^p \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} I_\alpha^N \\ I_\beta^N \end{bmatrix} \quad (12)$$

写成三角函数形式:

$$\begin{bmatrix} I_\alpha \\ I_\beta \end{bmatrix} = |I^p| \begin{bmatrix} \cos(\omega t + \varphi^p) \\ \sin(\omega t + \varphi^p) \end{bmatrix} + |I^N| \begin{bmatrix} \cos(-\omega t - \varphi^N) \\ \sin(-\omega t - \varphi^N) \end{bmatrix} \quad (13)$$

延迟 $T/4$, 即波形延迟 $\pi/2$ 角度,带入公式(13)可得:

$$\begin{bmatrix} I_{\alpha\perp} \\ I_{\beta\perp} \end{bmatrix} = |I^p| \begin{bmatrix} \cos(\omega t + \varphi^p - \pi/2) \\ \sin(\omega t + \varphi^p - \pi/2) \end{bmatrix} + |I^N| \begin{bmatrix} \cos(\omega t + \varphi^p - \pi/2) \\ \sin(\omega t + \varphi^p - \pi/2) \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} \cos(-\omega t - \varphi^N + \pi/2) \\ \sin(-\omega t - \varphi^N + \pi/2) \end{bmatrix} \quad (14)$$

$I_{\alpha\perp}, I_{\beta\perp}$, 分别为 I_{α}, I_{β} 延迟 $T/4$ 时间后的延迟量。

利用三角函数关系对公式化简, 可得:

$$\begin{bmatrix} I_{\alpha\perp} \\ I_{\beta\perp} \end{bmatrix} = |I^P| \begin{bmatrix} \sin(\omega t + \varphi^P) \\ -\cos(\omega t + \varphi^P) \end{bmatrix} + |I^N| \begin{bmatrix} -\sin(-\omega t - \varphi^N) \\ \cos(-\omega t - \varphi^N) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{\beta}^P \\ -I_{\alpha}^P \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -I_{\beta}^N \\ I_{\alpha}^N \end{bmatrix} \quad (15)$$

公式(12)(15)联立, 可求得两相静止坐标系下

电网的电流正负序分量, 如公式(16)所示:

$$\begin{bmatrix} I_{\alpha}^P \\ I_{\beta}^P \\ I_{\alpha}^N \\ I_{\beta}^N \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} I_{\alpha} \\ I_{\alpha\perp} \\ I_{\alpha} \\ -I_{\alpha\perp} \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} -I_{\beta\perp} \\ I_{\beta} \\ I_{\beta\perp} \\ I_{\beta} \end{bmatrix} \quad (16)$$

电压正负序分量推导同上。

4 控制模型及仿真

由图 2, 公式(11), 公式(16)可得图 3 控制模型:

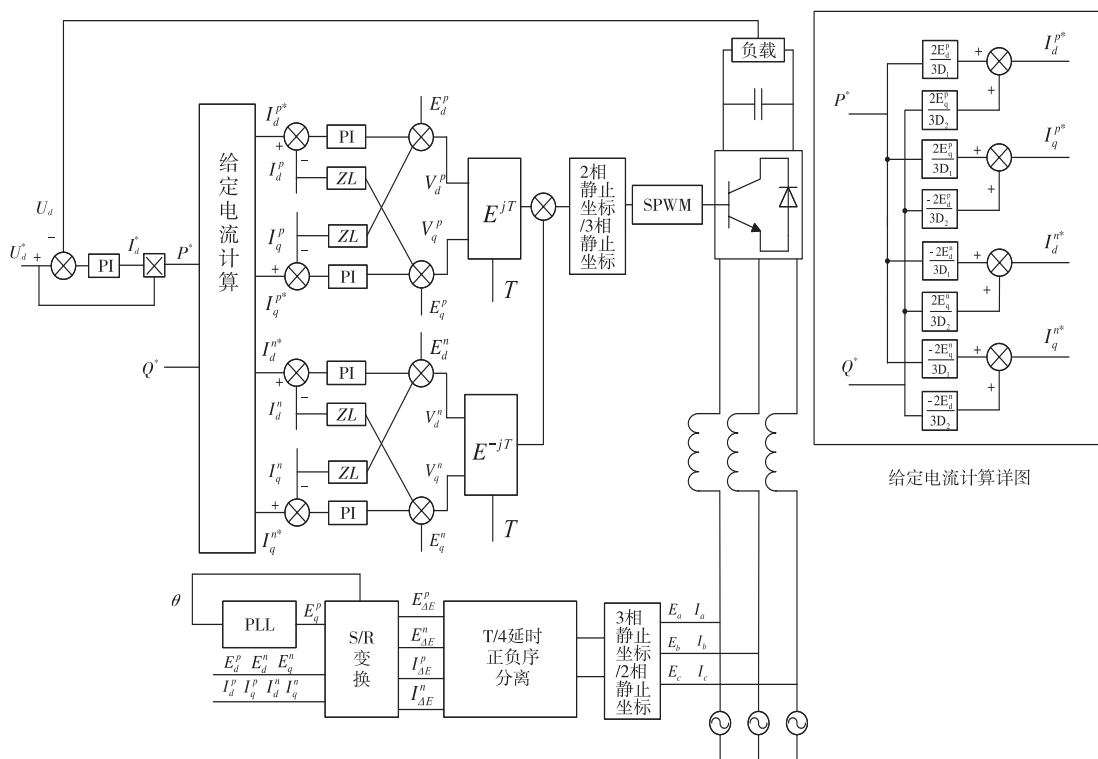


图 3 抑制直流母线电压波动控制模型

为验证模型的有效性, 对图 2 模型和图 3 模型 进行仿真对比。部分仿真参数如表 1 所示。

表 1 仿真参数列表

母线电压/kV	频率/Hz	变压器变比 Kv : Kv	直流母线电压/V	额定功率/MW	最大调制率	电容/F
15.75	50	15.75 : 4	15 000	330	1.1	14

仿真时, 先使电网电压处于 3 相平衡态。在第 10 秒时, A 相电网电压跌落 20%, 产生不平衡三相电压。观察不同控制模型下, 电网电流正负序及母线电压波动等情况。

仿真结果如图 4 及图 5 所示。其中图 4(a)为

按图 2 模型进行仿真, 图 4(b)为按图 3 模型进行仿真。图 5 为两种仿真模型下, 直流母线电压趋势。

从仿真可以看出, 当一相电网电压跌落 20%, 形成不平衡电网时, 传统控制方案的直流母线电压有 0.5% 的波动, 而采用正负序分离控制方案的直

流母线电压波动仅有约 0.005 %。该方法在稳定直流母线电压的同时,会向电网注入负序电流,虽然保护了设备,但降低了电能质量。

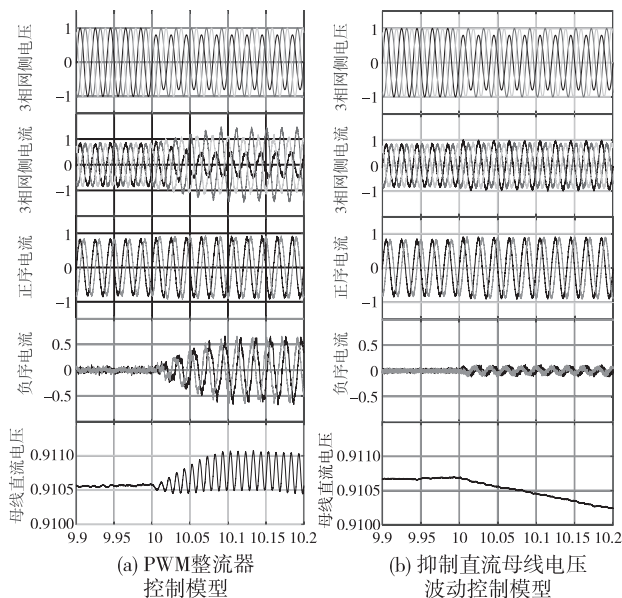


图4 电压跌落 20 % ,两种模型各自电压电流波形

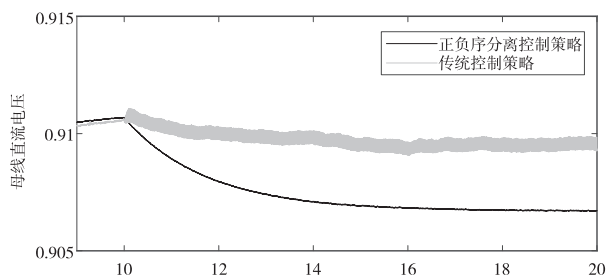


图5 直流母线电压趋势对比

5 结语

本文利用瞬时功率理论,通过求解瞬时功率矩阵,得出了在任意给定 P, Q 时,抑制母线电压波动所需要的正负序电流给定值。采用 T/4 延时算法提取负序分量,避免陷波器带来的带宽限制问题。

通过仿真对比,可以看出使用抑制算法时,直流母线电压的波动明显小于不使用抑制算法。该算法

结构简单,抑制效果明显,适用与需要工作于任意功率因素的整流变频器。应用于交流励磁系统时,能够使变转速抽蓄机组更准确的运行于最优曲线。

参考文献:

- [1] 吉磊,唐煜程,周平,等. 变转速抽蓄交流励磁控制研究[J]. 东方电气评论,2024,38(2):12-16
- [2] 吕品,王凯旋,李明军,等. 负序零序电流对抽水蓄能电动机电磁转矩的影响[J]. 黑龙江科技大学学报,2023,33(3):432-438
- [3] 阳同光,桂卫华. 电网不平衡情况下并网逆变器控制策略综述[J]. 电工技术学报,2015,30(14):241-246
- [4] 程启明,岳秉言,赖宇生,等. 不平衡电网下 Y 型模块化多电平换流器电流的 Lyapunov 控制策略研究[J]. 电网技术,2023,47(12):5077-5089
- [5] 杨子玉. 电网不对称故障期间双馈风机故障电流和电压分析[D]. 华中科技大学,2023
- [6] 袁文华,谭国俊,万振刚. 三相 PWM 整流器在电网电压不平衡时控制策略研究[J]. 江苏科技大学学报(自然科学版),2009,23(4):338-342
- [7] Song H S, Nam K H. Dual current control scheme for PWM converter under unbalanced input voltage conditions [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 1999,46(5):953-959
- [8] 程启明,谢怡群,马信乔,等. 不平衡电网模块化多电平矩阵换流器的控制策略[J]. 高电压技术,2023,49(5):1975-1984
- [9] 魏昂,王丹,武文杰,等. 降低不平衡电网下 PWM 整流器开关频率的顺序模型预测直接功率控制方法[J]. 电网技术,2021,45(7):2700-2708
- [10] 赵峰,李述特,陈小强,等. 不平衡电网下三相 PWM 整流器预测直接功率控制[J]. 电网技术,2022,46(3):870-879
- [11] 闫伟,石祥建,施一峰,等. 交流励磁可变速抽蓄机组控制策略研究[J]. 大电机技术,2020,(6):84-90
- [12] Wang F, Duarte J L, Hendrix M. A. M. Active power control strategies for inverter-based distributed power generation adapted to grid-fault ride-through requirements [C]. 2009 13th European Conference on Power Electronics and Applications, Barcelona, 2009:1-10

变循环发动机模式转换中的流量再分配 对风扇响应的影响

张智伟 余心远 张沛

东方电气(福建)创新研究院有限公司, 福州 350001

摘要: 双外涵变循环发动机通过模式选择阀等可调部件的动作实现单/双外涵模式切换,但其模式转换过程中的动态流量再分配易引发核心机驱动风扇级流动失稳。为厘清流量再分配对风扇动态响应的影响机理,本研究基于三维数值仿真,对比分析了双外涵系统模式转换过程与单外涵系统进口节流过程中核心机驱动风扇级的流动特性。结果表明,模式选择阀作动引发的内涵流量突降是核心机驱动风扇级叶尖流动失稳的直接原因;两类过程在失稳起始的叶片负荷极限上相似。然而,由于模式转换过程中气流可在内涵与外涵间重新分配,系统自由度更高,在面对内涵流量突降时鲁棒性更差,导致流动失稳程度更深、发展更甚。本研究揭示了模式转换中流量再分配对风扇稳定性的具体影响机制,为变循环压缩系统的稳定性设计与控制提供了理论参考。

关键词: 变循环发动机;模式转换;流量再分配

中图分类号: V231

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0021-05

Effect of Flow Redistribution on Fan Response during Mode Transition in Variable Cycle Engine

ZHANG Zhiwei, YU Xinyuan, ZHANG Pei

(Dongfang Electric(Fujian) Innovation Institute Co., Ltd., 350001, Fuzhou, China)

Abstract: The dual-bypass variable cycle engine achieves switching between single and double bypass modes through the actuation of adjustable components such as the mode selector valve. However, the dynamic flow redistribution during the mode transition process is prone to induce flow instability in the core driven fan stage. To clarify the mechanism by which flow redistribution affects the fan's dynamic response, this study employs three-dimensional numerical simulation to comparatively analyze the flow characteristics of the core driven fan stage during the mode transition process of a dual-bypass system and the inlet throttling process of a single-bypass system. The results indicate that the sudden drop in core flow caused by the actuation of the mode selector valve is the direct cause of tip flow instability in the core driven fan stage. The two processes are similar in terms of the blade loading limit at the onset of instability. However, because airflow can be redistributed between the core and bypass streams during mode transition, the system possesses a higher degree of freedom and exhibits poorer robustness when facing a sudden core flow reduction, leading to more severe and further developed flow instability. This study reveals the specific mechanism of how flow redistribution during mode transition affects fan stability, providing theoretical reference for the stability design and control of variable cycle compression systems.

Key words: variable cycle engine; mode transition; flow redistribution

收稿日期: 2026-02-12

基金项目: 福建省自然科学基金面上项目: 2024J01317。

作者简介: 张智伟(1996—),男,2022年毕业于上海交通大学机械与动力工程学院,硕士,工程师,现在东方电气(福建)创新研究院有限公司主要从事动力系统设计工作。邮箱: zhangzw2858@dongfang.com。

变循环发动机是未来空天飞行器的核心动力支撑,其重要意义在于通过自适应调节循环参数,在宽速域、多工况条件下实现性能最优匹配。该发动机能够兼顾低速状态下的高效率和高速状态下的高推力,使飞行器同时具备远程低耗巡航与超声速突防的多任务适应能力,因而成为夺取制空天权、提升作战弹性的战略性关键技术,代表了下一代航空动力发展的主导方向^[1-2]。

双外涵变循环发动机是一类典型的变循环发动机,通过其关键可调部件,如模式选择阀(MSV)与可调面积涵道引射器(VABI)的配合动作,能够在单、双外涵模式之间进行切换,以适应不同飞行状态的需求^[3-4]。但在此类模式转换过程中,核心机驱动风扇级(CDFS)内部流场会发生显著突变,严重影响其工作稳定性^[5]。因此,保障压缩系统在动态调节中的流动稳定性,已成为此类发动机研制必须解决的核心技术难题之一。

针对这一问题,刘宝杰^[6]通过全三维建模与数值模拟,发现当变循环压缩系统从单外涵模式切换至双外涵模式时存在特定流量再分配现象,进而影响

CDFS的流动稳定性。刘佳鑫^[7]利用动网格技术对试验台模式转换的动态过程进行了流场计算,发现在模式转换时间较短的情况下,存在非定常滞后现象,这一滞后性主要表现在内涵流量和总压的变化上,而且模式转换时间越短,这种流动滞后性越明显。

综上所述,现有研究已初步表明,变循环发动机在模式转换中存在非定常的流量再分配现象,这是影响流动稳定性的关键特征。然而,该流量再分配如何具体作用于风扇的动态响应与稳定性,尤其是在CDFS发生流量突降的典型工况下,仍缺乏系统、定量的分析。为此,本研究拟通过三维数值仿真,主动控制内涵流量突降,重点探究模式转换过程中流量再分配对风扇响应特性的影响规律,以期进一步揭示其内在流动机制。

1 研究对象与方法

本研究选取一类典型的、具备丰富几何设计数据的双外涵变循环发动机CDFS部件作为研究对象^[8],关键设计参数见表1。依据参考文献对CDFS区域进行建模,计算域流道如图1所示。

表1 CDFS关键设计参数^[8]

参数(单位)	静子叶片数(-)	转子叶片数(-)	转子转速(r/min)	级总压比(-)	转子轮毂比(-)	转子直径(m)	导叶安装角(°)
数值	36	40	6 161	1.48	0.65	1.259 84	5

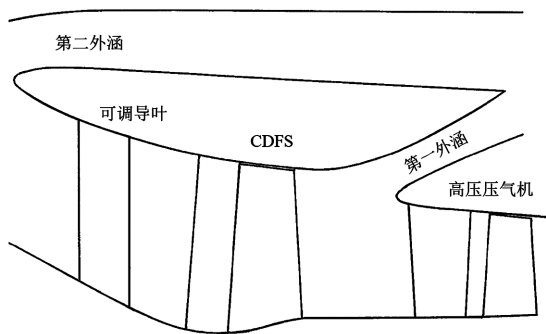


图1 CDFS区域流道示意图^[8]

在已有流道基础上,参考美国通用电气公司的一款伸缩式模式选择阀门及涵道引射器进行设计^[9]。获得了最终计算域如图2,由1级进口可调导叶,1级CDFS转子,MSV,前涵道引射器和外涵道组成。经网格无关性验证,最终计算模型网格总数约为100万。为提高计算精度,对可调部件以及壁

面处进行加密,保证第一层网格 $y^+ < 1.5$ 。本文采用 $k-\epsilon$ 湍流模型,可调部件网格设置为平动的运动网格,各交界面均采用混合平面模型进行处理。在计算域进口给定总温与流量,内外涵出口分别给定静压,壁面边界条件设置为绝热无滑移壁面。定义MSV完全关闭时开度为0,MSV完全开启时开度为100,开度大小与MSV处截面流通面积正相关。本文研究的模式转换过程为单外涵模式转换为双外涵模式的过程,即MSV开度从0增大至100的过程。

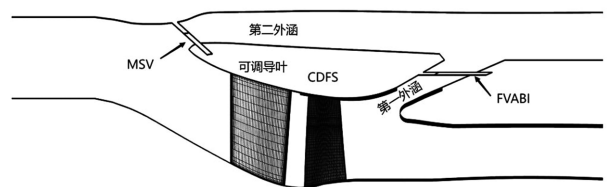


图2 全计算域

2 仿真与分析

2.1 数值仿真计算

设置模式转换时间 $T=0.01\text{ s}$, 在模式转换过程中, MSV 由完全关闭匀速运动至完全开启, 变循环压缩系统从单外涵模式切换至双外涵模式, 内外涵流量重新分配。模式转换过程结束后 CDFS 附近区域总压分布如图 3 所示。由图可知, 模式转换过程结束后 CDFS 叶尖区域出现总压异常分布, 说明该区域发生流动失稳现象。

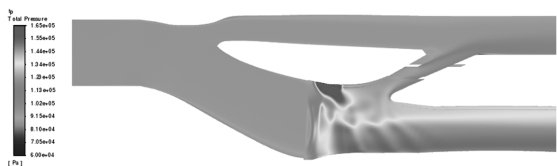


图3 模式转换过程结束后 CDFS 附近区域总压分布

为拆解分析模式转换过程中的流量再分配对流动失稳的影响机理, 从模式转换过程的算例中提取 CDFS 流量变化曲线, 以此设计未进行模式转换的单外涵模式下进口节流过程。提取模式转换算例中 CDFS 流量曲线, 并用五次拟合函数的形式加载至单外涵模式下的进口流量边界条件。图 4 为根据模式转换过程 CDFS 流量拟合的进口节流过程进口流量曲线, 换算时间为物理时间与该方案模式转换时间的比值。考虑到模式转换过程 MSV 的作动到 CDFS 流量变化存在延迟, 因此对于换算时间 $t \leq 2.0$ 区域流量曲线进行拟合。当 $t > 2.0$ 时, 进口节流过程的进口流量保持换算时间 $t = 2.0$ 时刻的取值。

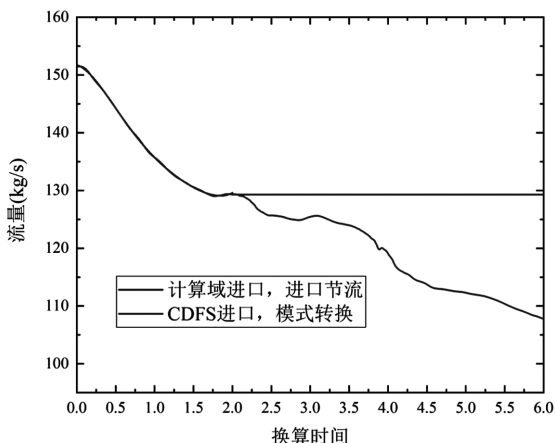


图4 进口节流过程的进口流量曲线拟合

图 5 为进口节流过程结束后 CDFS 附近区域绝

对马赫数分布。数值仿真结果表明, 与模式转换过程一致, 其对应的单外涵模式下进口节流过程也于 CDFS 转子叶尖发生流动失稳现象。因此下文将对分析两类流动失稳过程的流场参数与发展规律。



图5 进口节流过程结束后 CDFS 附近区域绝对马赫数分布

首先关注 CDFS 的流量变化, 进口节流过程中不同截面的流量曲线如图 6 所示。由于模式转换过程中 MSV 作动导致的 CDFS 流量降低基本上于换算时间 $t \leq 2.0$ 内完成, 进口节流过程的计算域进口截面流量与之拟合良好。对比进口节流过程中计算域进口与 CDFS 进口的流量曲线可知, 在进口节流期间, CDFS 进口截面存在瞬时流量最低值, 该值低于计算域进口流量最低值, 两者幅值相差约 6%。后续 CDFS 进口截面流量回升, 直至与计算域进口流量持平。

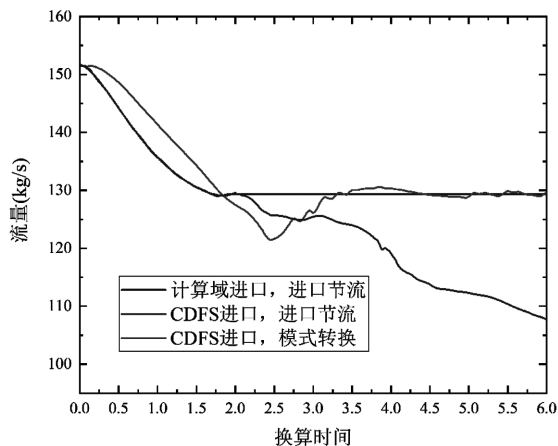


图6 进口节流过程不同截面流量

2.2 失稳机制分析

失速裕度作为一项关键指标, 用于衡量当前工作点与失稳边界之间的安全距离, 是对系统稳定性的一种量化评估。失速裕度^[10]的计算公式为:

$$SM = \left(\frac{\pi_{k, \text{stall}}^* / \pi_{k, \text{reference}}^*}{\dot{m}_{\text{cor, stall}} / \dot{m}_{\text{cor, reference}}} - 1 \right) \times 100 \% \quad (1)$$

上式中:

SM : CDFS 的失速裕度;

$\pi_{k, \text{reference}}^*$: 待测算工况点的 CDFS 内涵进出口总

压比;

$\pi_{k, stall}^*$:与待测算工况点等换算转速下的近失速工况点的 CDFS 内涵进出口总压比;

$\dot{m}_{cor, reference}$:待测算工况点的 CDFS 内涵换算流量, kg/s;

$\dot{m}_{cor, stall}$:与待测算工况点等换算转速下的近失速工况点的 CDFS 内涵换算流量, kg/s。

图7展示了进口节流与模式转换过程中 CDFS 的失速裕度曲线。模式转换过程中 MSV 作动导致的 CDFS 失速裕度下降。在 $t=2.0$ 时刻,失速裕度第一次突降;在 $t=4.0$ 时,第二次突降。这两个节点分别为模式转换过程中的流动失稳与流动严重失稳。而进口节流过程失速裕度先降低后增加,最低值降至-0.09。显然,两类流动失稳过程最终达到的流动失稳程度不一致。

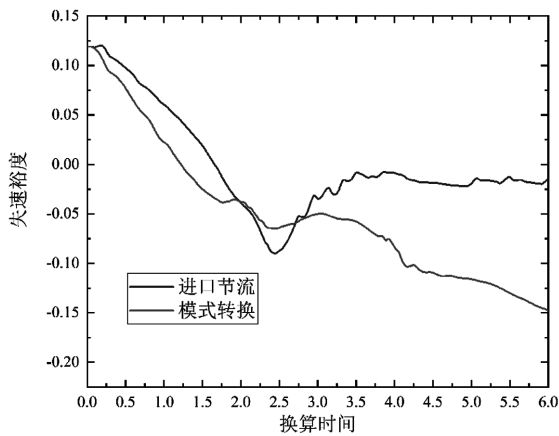


图7 进口节流与模式转换过程 CDFS 失速裕度

为探究 CDFS 在模式转换过程中的失稳起始点,即确定 CDFS 转子叶片负荷在模式转换过程中达到极限的位置。本研究采用不同叶高的扩散因子来表征叶片的径向负荷分布。扩散因子在工程上的计算公式如下^[11]:

$$D = \frac{w_{max,s} - w_2}{w_{max,s}} = \left(1 - \frac{w_2}{w_1}\right) + \frac{\Delta w_\theta}{2w_1} \tau \quad (2)$$

式中: D :扩散因子; $w_{max,s}$:叶片吸力面上最大相对速度, m/s; w_1 :转子进口相对速度, m/s; w_2 :转子出口相对速度, m/s; w_θ :转子进出口相对速度差, m/s; τ :叶栅稠度。

图8为进口节流与模式转换过程叶尖扩散因子曲线,叶高区域9与叶高区域10分别对应80~90%叶高区域以及90~100%叶高区域。图9为进口节

流与模式转换过程 CDFS 95%叶高相对马赫数分布云图。由图可知,在 CDFS 流量突减期间,两类流动失稳过程的叶高区域10扩散因子都是增大至第三临界值后保持相对稳定状态。在叶高区域10扩散因子达到第一临界值(约0.48)时,叶尖区域的叶间激波前推至叶片前缘,流动分离区域初步增大。在叶高区域10扩散因子突破第二临界值(约0.60)后,叶高区域9扩散因子同样出现突增,此时叶尖分离区域扩大,流动失稳。对比后续的叶高区域9扩散因子幅值可以发现:模式转换过程的幅值保持稳定直至发生下一阶段的流动严重失稳,而进口节流过程的幅值逐渐下降并趋于稳定,叶尖流动失稳并未进一步扩大。对比叶尖相对马赫数分布云图可知:进口节流过程最终流动失稳程度较轻,模式转换过程最终流动严重失稳。

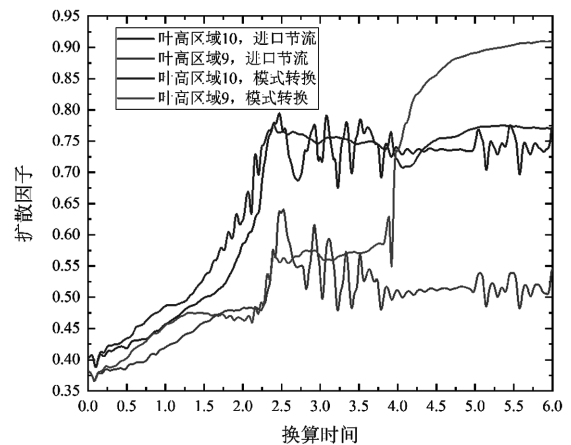


图8 进口节流与模式转换过程叶尖扩散因子

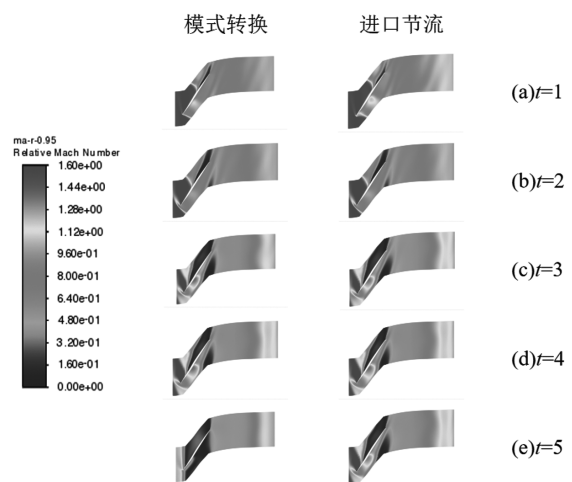


图9 进口节流与模式转换过程 CDFS 95%叶高相对马赫数分布云图

两种流动失稳过程失稳程度的差异源于体系自由度与反馈机制的不同。进口节流过程采用单外涵模式,计算域进口流量的时均值等于 CDFS 流量,因此进口流量在一定程度上限制了流动的进一步失稳。模式转换过程最终采用双外涵模式,计算域进口流量可分配至内涵或外涵。模式转换过程中,内涵瞬时流量下降,导致内涵中的 CDFS 出现流动失稳,内涵流通能力降低,进而加剧外涵分流现象,使流动失稳进一步恶化。

综上所述,单外涵压缩系统的进口节流过程与双外涵压缩系统的模式转换过程本质上均包含强过渡态的内涵流量突降,两者在流动失稳的负荷极限与发展机理上相似。模式转换过程的流量分配自由度较高,对内涵流量突降现象的鲁棒性较弱。

3 总结

在本文中,通过对双外涵变循环压缩系统的 CDFS 三维流场进行仿真计算,对比了双外涵压缩系统模式转换过程与单外涵压缩系统的进口节流过程的流动失稳过程,分析流量再分配对风扇响应的影响。

MSV 作动导致内外涵流量重新分配,这是模式转换过程中流动失稳的决定性成因。在模式转换过程中,内涵流量的大幅度波动导致 CDFS 叶尖区域流量低于临界值,最终引发风扇流动失稳。相较于纯粹的内涵流量突降过程,模式转换过程的流量分配自由度较高,因此其面对内涵流量突降现象的鲁棒性较差,更易发生更深层次的流动失稳。

参考文献:

- [1] 王强,郑日恒,陈懋章. 航空发动机科学技术的发展与创新[J]. 科技导报,2021,39(3):59-70
- [2] 王斌,肖翼,刘峰. 从自适应循环发动机看未来航空发动机控制技术发展[J]. 航空动力,2019(3):48-51
- [3] 方昌德. 变循环发动机[J]. 燃气涡轮试验与研究,2004,17(3):1-5
- [4] 刘宝杰,王若玉,梁彩云,等. 变循环压缩系统涵道流动计算模型及模式转换倒流判据研究[J]. 推进技术,2021,42(9):1976-1984
- [5] French M, ALLEN C. NASA VCE Test Bed Engine Aerodynamic Performance Characteristics and Test Results [C]/Proceedings of 17th AIAA/SAE/ASME Joint Propulsion Conference, Colorado Springs, CO, USA, 1981:1594
- [6] 刘宝杰,王若玉,于贤君. 模式选择阀开度对变循环压缩系统匹配的影响[J]. 工程热物理学报,2020,41(3):574-584
- [7] 刘佳鑫,王志强,严伟,等. 单/双涵道模式转换动态过程的数值研究[J]. 推进技术,2017,38(8):1719-1728
- [8] Sullivan T J, Parker D E. Design study and performance analysis of a high-speed multistage variable-geometry fan for a variable cycle engine[R]. NASA CR-159545, 1979
- [9] Wagenknecht C D, Guy K F. Individual bypass injector valves for a double bypass variable cycle turbofan engine; U. S. Patent 4175384 [P]. 1979-11-27
- [10] 彭泽琰,刘刚,桂幸民. 航空燃气轮机原理[M]. 国防工业出版社,2008
- [11] Lei V M, Spakovszky Z S, Greitzer E M. A Criterion for Axial Compressor Hub-corner Stall[J]. Proceedings of the ASME Turbo Expo, 2006, 6 PART A:475-486

基于人工势场函数的轮式移动机器人轨迹跟踪与避碰控制

汪浩 张伟 张宇 涂波 王君 卫瑾 邱俊程

东方电气自动控制工程有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:在有静态或动态障碍物的环境中,本文研究了轮式移动机器人(WMR)的轨迹跟踪与避碰控制问题。首先,利用障碍物相对于轮式移动机器人的位置信息和速度信息,本文设计了一个改进的斥力势场函数(IRPF)。其次,基于这种改进的斥力势场函数,本文提出了一种“误差修正”的避碰策略,为轮式移动机器人规划一条无碰撞路径。进一步,本文设计了一个非线性控制器用于解决轮式移动机器人在动、静态障碍物环境下的轨迹跟踪问题。最后,通过严谨的数学推导证明了轮式移动机器人控制系统的稳定性和收敛性,同时给出了安全避碰的前提条件,实验结果也证明了本文所提算法的有效性。

关键词:轮式移动机器人; 轨迹跟踪; 避障; 人工势场函数; 控制系统

中图分类号: TP18

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0026-09

Trajectory Tracking Control without Collisions for the Wheel Mobile Robot Base on Artificial Potential Function

WANG Hao, ZHANG Wei, ZHANG Yu, TU Bo, WANG Jun, WEI Jin, QIU Juncheng

(Dongfang Electric Autocontrol Engineering Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: In this paper, a trajectory tracking control without collisions problem for the wheel mobile robot (WMR) is considered in the environments existing static and dynamic obstacles. First, an improved repulsive potential function (IRPF) is designed by incorporating positions and velocities of the obstacles relative to the WMR. Then, an error-correction-based strategy is proposed to plan a collision-free path for the WMR by using the IRPF. Furthermore, a nonlinear controller is designed to solve the trajectory tracking control without any collisions problem in the static and dynamic obstacle environments. Finally, the stability and convergence of the WMR control system is verified by strict mathematical deductions and the safe collision-avoidance condition is also given. Experimental results demonstrate the validation of the proposed method.

Key words: wheel mobile robot; trajectory tracking; collision-avoidance; artificial potential function; control system

近年来,由于轮式移动机器人(wheel mobile robot, WMR)在仓储物流^[1]、自动驾驶^[2]、环卫清洁^[3]等领域的广泛应用和快速发展,轮式移动机器人的轨迹跟踪控制问题引起了众多国内外研究学者的关注。在开放式的环境下,由于实际环境复杂多变,单纯的轨迹跟踪控制已经难以满足现实场景的运行要求。因此,在轨迹跟踪控制问题的基础上,同时还需要考虑 WMR 如何自动避免与其他

WMR 或者障碍物发生碰撞的问题。

对于 WMR 而言,因为其实际场景通常具有复杂性和不可控性,所以如何避碰一直是一项非常具有挑战性的工作。目前,实现 WMR 自主路径规划是解决避碰问题最常用的方法之一。至今为止,很多学者也已经提出了很多路径规划算法,其大体上可分为全局路径规划算法和局部路径规划算法。常见的 D* 算法、A* 算法、快速搜索随机树算法(rapidly-

收稿日期: 2025-09-11

作者简介:汪浩(1975—),男,硕士,工程师,现任职于东方电气自动控制工程有限公司,主要从事采购管理工作。邮箱:wangh@dongfang.com。

exploring random tree, RRT)属于全局路径规划^[4],其通常依赖当前环境的全局地图信息和可提前获取障碍物的位置信息。局部路径规划算法包括人工势场法^[5](artificial potential function, APF)、模糊逻辑算法^[6](fuzzy-logic, FL)、人工神经网络算法^[7](artificial neural-network, ANN)、基于元启发式方法^[8](metaheuristic-based algorithm, MBA)等。与全局路径规划算法相比,局部路径规划算法只需要当前环境的部分地图信息,不需要当前环境的全局地图信息。因此,当环境的全局地图信息难以获取、获取不精确、获取成本高的情况下,采用局部路径规划算法无疑是一个比较合适的选择。

APF具有参数少、实现简便和高效率的特点,因而被广泛使用在无人车辆系统的实时避碰问题上。考虑到目标的稳定性问题,文献[9]设计了一个四阶的势场函数,进而提出了一种脑机接口远程操作控制框架来解决规划一条当前点连接到目标点的无碰撞路径问题。类似地,在有障碍物的环境中,文献[10]利用APF方法提出了一种基于梯度的非线性控制器来处理WMR到目标点的镇定问题。考虑到轨迹跟踪和避碰问题,文献[11]利用基于阻力网络的APF方法给不同的障碍物和道路边界分配不同的势场函数实现避碰目标,同时还设计了一个模型预测控制器(model predictive control, MPC)来跟踪已规划好的无碰撞轨迹。

总的来说,虽然APF方法在避碰问题上已经有了很多的理论研究和实际应用,但仍然存在一些有价值的问题需要研究。一方面,关于APF在WMR避碰问题的研究主要集中在静态障碍物^[12-13],针对动态障碍物的研究相对较少。另一方面,关于APF所利用的障碍物信息主要为位置坐标,针对动态障碍物时还需考虑障碍物的速度信息,这也是本文研究的难点之一。因此,本文主要研究的问题是:在动、静态环境下WMR轨迹跟踪与避碰控制。

相比较于现有基于APF的WMR避碰工作,本文的主要工作概括如下。

(1)同时利用障碍物的位置和速度信息,设计了一个改进的斥力势场函数(improved repulsive potential function, IRPF),将APF的适用范围由静态

环境推广至动态环境中。

(2)提出了一种基于“误差修正”的避碰策略,能够为WMR在局部环境中实时规划出一条无碰撞路径。

(3)设计了一个非线性控制器来解决WMR的轨迹跟踪问题并给出安全避障的理论条件。

1 WMR系统的建模与分析

1.1 运动学建模

本文以满足非完整约束的两轮差速移动机器人作为研究对象,其车体结构如图1所示。左右驱动轮分别依靠独立电机进行驱动,为WMR提供动力并可通过差速实现灵活转向,比如:直线前进、直线后退、原地自旋、前进左转弯、后退左转弯等。万向轮起到支撑车体作用而且不提供任何动力。 O 点表示WMR的质心, G 点是两驱动轮连线的中点, d 代表 O 点与 G 点之间的距离。 XOY 表示WMR的全局坐标系, $X'O'Y'$ 表示WMR的车体坐标系。在本文中, XOY 坐标系和 $X'O'Y'$ 坐标系均以逆时针方向为正。取WMR的质心为参考点,其在全局坐标系 XOY 下的位姿可表示为 $p(t) = [x(t) \ y(t) \ \theta(t)]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ 。其中, $x(t)$ 、 $y(t)$ 分别表示WMR在全局坐标系 XOY 下的横坐标、纵坐标, $\theta(t)$ 为WMR的车体坐标系与全局坐标系 XOY 的夹角,即:航向角。

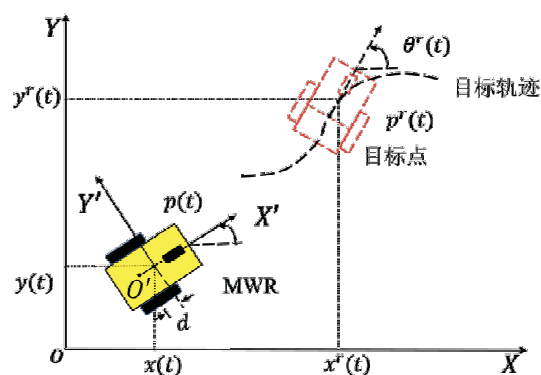


图1 WMR车体结构与运动学建模

非完整约束条件的具体表现为:WMR在水平面上的运动过程中,无法直接进行横向移动,即:对于任意时刻,WMR只有垂直于左右两驱动轮连接线方向的线速度,其数学表达式为:

$$A(t)\dot{p}(t) = 0$$

其中, $A(t) = \begin{bmatrix} -\sin\theta(t) & \cos\theta(t) & -d \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{1 \times 3}$ 是一个与非完整约束相关的矩阵。

关于 WMR 的运动学模型推导在诸多文献^[14-15]中已有详细介绍。因此, 这里本文直接给出 WMR 的运动学模型有:

$$\dot{p}(t) = \begin{bmatrix} \cos\theta(t) & -d\sin\theta(t) \\ \sin\theta(t) & d\cos\theta(t) \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v(t) \\ \omega(t) \end{bmatrix}$$

上式中, $v(t)$ 和 $\omega(t)$ 分别为 WMR 的实际线速度和角速度。

对于给定 WMR 的期望位姿为 $p^r(t) = [x^r(t) \ y^r(t) \ \theta^r(t)]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ 。定义 $\bar{e}(t) = [\bar{e}_x(t) \ \bar{e}_y(t) \ \bar{e}_\theta(t)]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ 表示当前 WMR 位置与其目标点在全局坐标系 XOY 下的位姿跟踪误差, 由此可得:

$$\bar{e}(t) = p^r(t) - p(t) = \begin{bmatrix} x^r(t) - x(t) \\ y^r(t) - y(t) \\ \theta^r(t) - \theta(t) \end{bmatrix} \quad (1)$$

为了将全局坐标系 XOY 下的位姿跟踪误差 $\bar{e}(t)$ 转换到车体坐标系下, 需要对公式(1)进行坐标转换:

$$e(t) = T_e(t) \bar{e}(t) \quad (2)$$

式中, $e(t) = [e_x(t) \ e_y(t) \ e_\theta(t)]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ 表示 WMR 在车体坐标系下的位姿跟踪误差。 $T_e(t) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ 是一个坐标系转换矩阵:

$$T_e(t) = \begin{bmatrix} \cos\theta(t) & \sin\theta(t) & 0 \\ -\sin\theta(t) & \cos\theta(t) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^T$$

对公式(2)关于时间 t 求取一阶导数后, 可得到 WMR 的闭环跟踪误差系统方程为:

$$\dot{e}(t) = \begin{bmatrix} v^r(t) \cos e_\theta(t) - v(t) + \omega(t) e_y(t) \\ v^r(t) \sin e_\theta(t) - \omega(t) e_x(t) \\ \omega^r(t) - \omega(t) \end{bmatrix} \quad (3)$$

其中, $v^r(t)$ 、 $\omega^r(t)$ 分别是 WMR 目标点的线速度和角速度。

在动、静态环境中, 若闭环误差方程(3)最终可以收敛到 0 且不发生任何碰撞, 即: $\lim_{t \rightarrow +\infty} e(t) = 0$, 则说明 WMR 对目标点实现了完美跟踪与安全避碰,

即: $\lim_{t \rightarrow +\infty} (p^r(t) - p(t)) = 0$ 。

1.2 相关定义、引理及假设

假设 1 WMR 在运动过程中, 需要满足以下要求。

- (1) 驱动轮满足纯滚动无滑动的物理特性。
- (2) WMR 的运动平面为水平面且与车轮之间一直保持点接触。
- (3) WMR 的车体及其所在平面均可被视为刚体。

假设 2 WMR 周围一定区域内的障碍物位姿信息和速度信息是可以透过视觉传感器^[16-19]、激光传感器或者 WMR 之间的通信直接或间接获取的。

2 主要工作

2.1 IRPF 函数设计

如图 2 所示, APF 的工作原理是: 障碍物周围有斥力势场, 目标点对 WMR 有引力作用, 而障碍物对 WMR 的有斥力作用, 利用两者形成的合力从而迫使 WMR 避开障碍物。

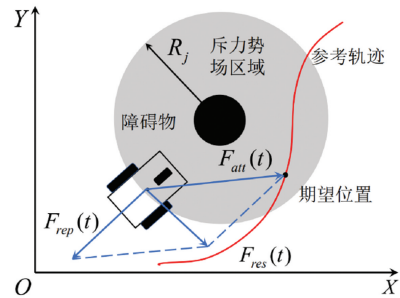


图 2 APF 的避碰原理

在本文中, 除了自身外的其它物体 (包括其它行驶的 WMR、静态障碍物、行人、动物等), 只要是对当前 WMR 的行驶有可能造成阻碍和干扰的, 均可视为当前 WMR 的障碍物。为了实现避碰轨迹跟踪的控制目标, 需要 WMR 实时主动与障碍物保持足够的安全避让距离。

假设 WMR 周围区域有 M 个障碍物。给出如下定义 $p_j(t) = [x_j(t) \ y_j(t) \ \theta_j(t)]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ 作为障碍物 $j(j=0, 1, 2, \dots, M)$ 的坐标和航向角; α_j 和 β_j 为 IRPF 的增益系数; R_{p_j} 和 R_{v_j} 分别是障碍物 j 的位置斥力势场区域的半径和速度斥力势场区域的半径; $v_j(t)$ 是障碍物 j 的实际速度 ($v_j(t) = 0$ 表示静态障

障碍物);障碍物与 WMR 的实际距离用 $d_j(t) = \sqrt{(x_j(t)-x(t))^2+(y_j(t)-y(t))^2}$ 表示。

利用障碍物的位置信息和速度信息,本文设计了一个改进的斥力势场函数 IRPF 为:

$$U_i(t) = \begin{cases} \frac{1}{2} \alpha_j \left(\frac{1}{d_j(t)} - \frac{1}{R_{p_j}} \right)^2, & 0 < d_j(t) < R_{p_j} \text{ 且 } v_j(t) = 0; \\ \frac{1}{2} \alpha_j \left(\frac{1}{d_j(t)} - \frac{1}{R_{p_j}} \right)^2 + \beta_j (v_j(t) - v_i(t))^2, & 0 < d_j(t) < R_{p_j} \text{ 且 } v_j(t) \neq 0; \\ \beta_j (v_j(t) - v_i(t))^2, & R_{p_j} \leq d_j(t) < R_{v_j} \text{ 且 } v_j(t) \neq 0; \\ 0, & R_{v_j} \leq d_j(t) < +\infty. \end{cases}$$

在上式中,所产生的斥力势场 $U_j(t)$ 实际上是在障碍物 j 的位置斥力势场与速度斥力势场共同作用下形成的。当 $d_j(t) = 0$ 时, $U_j(t)$ 为 $+\infty$ 。

定义 $(\vec{x} \ \vec{y})$ 、 $(\vec{v}_x \ \vec{v}_y)$ 分别是障碍物的位置斥力势场和速度斥力势场在全局坐标系 XOY 下沿着横轴轴、纵轴方向的单位向量。于是,WMR 所受到不同方向的斥力可由斥力势场函数对该方向求取负梯度所得。通过计算斥力势场函数 $U_j(t)$ 负梯度,得到障碍物 j 对 WMR 的斥力函数:

$$F_j(t) = \begin{cases} +\infty, d_j(t) = 0; \\ -\frac{\partial U_j(t)}{\partial x(t)} \vec{x} - \frac{\partial U_j(t)}{\partial y(t)} \vec{y}, & 0 < d_j(t) < R_{p_j} \text{ 且 } v_j(t) = 0; \\ -\frac{\partial U_j(t)}{\partial x(t)} \vec{x} - \frac{\partial U_j(t)}{\partial y(t)} \vec{y} - \frac{\partial U_j(t)}{\partial v_x(t)} \vec{v}_x - \frac{\partial U_j(t)}{\partial v_y(t)} \vec{v}_y, & 0 < d_j(t) < R_{p_j} \text{ 且 } v_j(t) \neq 0; \\ -\frac{\partial U_j(t)}{\partial v_x(t)} \vec{v}_x - \frac{\partial U_j(t)}{\partial v_y(t)} \vec{v}_y, & R_{p_j} \leq d_j(t) < R_{v_j} \text{ 且 } v_j(t) \neq 0; \\ 0, & R_{v_j} \leq d_j(t) < +\infty. \end{cases}$$

其中,斥力函数 $F_j(t)$ 的各个分量为:

$$\frac{\partial U_j(t)}{\partial x(t)} = \frac{\alpha_j}{d_j^3(t)} \left(\frac{1}{d_j(t)} - \frac{1}{R_{p_j}} \right) (x_j(t) - x(t))$$

$$\frac{\partial U_j(t)}{\partial y(t)} = \frac{\alpha_j}{d_j^3(t)} \left(\frac{1}{d_j(t)} - \frac{1}{R_{p_j}} \right) (y_j(t) - y(t))$$

$$\frac{\partial U_j(t)}{\partial v_x(t)} = \beta_j (v_j(t) - v(t)) (\cos\theta_j(t) - \cos\theta(t))$$

$$\frac{\partial U_j(t)}{\partial v_y(t)} = \beta_j (v_j(t) - v(t)) (\sin\theta_j(t) - \sin\theta(t))$$

2.2 基于误差修正的避障策略设计

由 IRPF 的组成形式可知,障碍物的斥力势场是一个复合斥力势场,由位置斥力势场和速度斥力势场互相叠加而成,如图 3 所示。当 WMR 行驶入障碍物的斥力势场的作用范围内时,根据其所受到的斥力大小,对轨迹跟踪误差 $e_x(t)$ 、 $e_y(t)$ 进行修正以调整目标点位置,进而避开障碍物生成一条无碰撞路径。

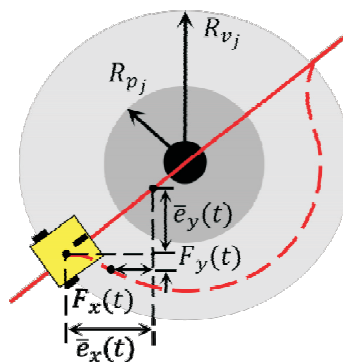


图 3 基于误差修正的避障策略

定义 $F_x(t)$ 、 $F_y(t)$ 为 WMR 在全局坐标系 XOY 下沿着横轴、纵轴所受到其周围所有障碍物的合斥力分量,于是修正后的 WMR 的闭环跟踪误差系统方程为:

$$\begin{bmatrix} E_x(t) \\ E_y(t) \end{bmatrix} = T(t) \begin{bmatrix} e_x(t) + F_x(t) \\ e_y(t) + F_y(t) \end{bmatrix} =$$

$$\begin{bmatrix} e_x(t) + \sum_{j=0}^M \frac{\partial U_j(t)}{\partial e_x(t)} \\ e_y(t) + \sum_{j=0}^M \frac{\partial U_j(t)}{\partial e_y(t)} \end{bmatrix}$$

式中,

$$F_x(t) = - \sum_{j=0}^M \left(\frac{\partial U_j(t)}{\partial x(t)} + \frac{\partial U_j(t)}{\partial v_x(t)} \right) F_y(t) =$$

$$- \sum_{j=0}^M \left(\frac{\partial U_j(t)}{\partial y(t)} + \frac{\partial U_j(t)}{\partial v_y(t)} \right)。$$

$\frac{\partial U_j(t)}{\partial e_x(t)}, \frac{\partial U_j(t)}{\partial e_y(t)}$ 表示障碍物合斥力 $F_j(t)$ 在局部

坐标系下 x 轴、 y 轴上的分量。 $T(t) \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ 是一个转换矩阵:

$$T(t) = \begin{bmatrix} \cos\theta(t) & \sin\theta(t) \\ -\sin\theta(t) & \cos\theta(t) \end{bmatrix}$$

2.3 非线性控制器设计

由于 WMR 受到非完整约束条件的限制,其位置和航向角无法通过时不变反馈同时被镇定^[20]。对于所有时间 t ,为了确保 WMR 的闭环跟踪误差系统方程(3)都能够达到渐进收敛性能,设置目标点的航向角为:

$$\theta^*(t) = \frac{1}{d} \int_0^t (F_y(\tau) + 2k_y E_y(\tau)) d\tau$$

于是,目标点的角速度为:

$$\omega^*(t) = \frac{1}{d} (F_y(t) + 2k_y E_y(t))$$

设计一种具有轨迹跟踪与避碰功能的非线性控制器为:

$$\bar{v}(t) = F_x(t) + k_x E_x(t) \quad (4)$$

$$\bar{\omega}(t) = \frac{1}{d} (F_y + k_y E_y(t) + k_\theta e_\theta(t)) \quad (5)$$

这里 $k_x \geq \mu, 0 < k_y \leq \min\left\{\frac{1}{\varepsilon}, 2\varepsilon\right\}, k_\theta > 0, \varepsilon > 0, \mu > 0$ 。 k_x, k_y, k_θ 均是可调控制参数。其中, ε 和 μ 均是大于 0 的常数。

根据 $v(t) = \bar{v}(t), \omega(t) = \bar{\omega}(t)$, 将公式(4)和(5)代入闭环跟踪误差系统方程(3)中,可得:

$$\dot{e}(t) = \begin{bmatrix} e_y(t)\omega(t) - k_x E_x(t) \\ -e_x(t)\omega(t) - k_y E_y(t) - k_\theta e_\theta(t) \\ (k_y E_y(t) - k_\theta e_\theta(t))/d \end{bmatrix} \quad (6)$$

定理 1: 对于处在动、静态障碍物的环境中且具有非完整约束的轮式移动机器人(WMR),若存在 $k_x, k_y, k_\theta, \alpha_j, \beta_j (j=0, 1, \dots, M), \varepsilon$ 使得不等式(7)成立,则在非线性控制器(4)(5)的作用下,对于任意时间,WMR 都能够实现安全避碰且闭环误差系统(6)都能达到全局渐进收敛至 0。

这里,本文给出安全避碰的充分条件为:

$$a(t)e_x^2(t) + be_y^2(t) < c(t) \quad (7)$$

其中,

$$a(t) = b \tan^2 \theta_E(t), |\theta_E(t)| \neq \frac{\pi}{2} \quad b = \frac{1+k_y d^2}{2\varepsilon d^2}$$

$$c(t) = k_x + k_y (d - \varepsilon) \tan^2 \theta_E(t), |\theta_E(t)| \neq \frac{\pi}{2}$$

$$\theta_E(t) = \begin{cases} \arctan\left(\frac{E_y(t)}{E_x(t)}\right), E_x(t) \neq 0 \\ \frac{\pi}{2}, E_x(t) = 0 \text{ 且 } E_y(t) > 0 \\ -\frac{\pi}{2}, E_x(t) = 0 \text{ 且 } E_y(t) < 0 \end{cases}$$

证明:

根据 WMR 周围区域有无障碍物的场景,定理 1 的证明分以下两个部分进行。

(1) 当 WMR 在障碍物的斥力势场范围外时,则其首要任务是对目标点实现实时轨迹跟踪,即: $\lim_{t \rightarrow +\infty} e(t) = 0$ 。此时,有 $v(t) \geq 0, \omega(t) \geq 0, U_j(t) = 0, E_x(t) = e_x(t), E_y(t) = e_y(t)$ 成立。选取如下形式的李雅普诺夫函数:

$$V_1(t) = \frac{1}{2} e_x^2(t) + \frac{1}{2} e_y^2(t) + \frac{dk_\theta}{2k_y} e_\theta^2(t)$$

结合系统闭环轨迹跟踪的误差方程(6),对 $V_1(t)$ 求取关于时间 t 的一阶导数得:

$$\dot{V}_1(t) = -k_x e_x^2(t) - k_y e_y^2(t) - \frac{k_\theta^2}{k_y} e_\theta^2(t)$$

考虑到 $k_x \geq \mu, 0 < k_y \leq \min\left\{\frac{1}{\varepsilon}, 2\varepsilon\right\}, k_\theta > 0$, 则对于所有时间 t , 总有 $\dot{V}_1(t) \leq 0$ 成立。当且仅当 $e_x(t), e_y(t), e_\theta(t)$ 都等于零时等号成立。因此,当时间 $t \rightarrow +\infty$ 时,最终系统闭环轨迹跟踪误差方程(6)实现渐进收敛至零。

(2) 当在障碍物的斥力势场范围内时,则 WMR 会优先执行安全避障任务,直至其离开障碍物的斥力势场区域后,再执行对目标点的轨迹跟踪。此

时,有 $v(t) = 0, E_x(t) = e_x(t) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial U_j(t)}{\partial e_x(t)}, E_y(t) = e_y$

$(t) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial U_j(t)}{\partial e_y(t)}, \omega(t) = 0, U_j(t) \neq 0$ 成立。选取如下

形式的李雅普诺夫函数:

$$V_2(t) = \frac{1}{2} \left(e_x^2(t) + e_y^2(t) + \frac{dk_0}{k_y} e_0^2(t) \right) + \sum_{j=1}^M U_j(t)$$

结合系统闭环轨迹跟踪的误差方程(6),对 $V_2(t)$ 求取关于时间 t 的一阶导数得:

$$\dot{V}_2(t) = -k_x E_x^2(t) - k_y E_y^2(t) - \frac{k_0^2}{k_y} e_0^2(t) + (E_x(t)e_y(t) - E_y(t)e_x(t))\omega(t)$$

由于 $v(t) = 0, \omega(t) = 0$, 则有 $\omega(t) = \frac{1}{d}(k_y E_y(t) + k_0 e_0(t))$ 。于是,将 $\omega(t)$ 代入 $\dot{V}_2(t)$ 可得:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2(t) = & -k_x E_x^2(t) - k_y E_y^2(t) - \frac{k_0^2}{k_y} e_0^2(t) + \frac{k_y}{d} \\ & (E_x(t)E_y(t)e_y(t) - E_y^2(t)e_x(t)) + \frac{k_0}{d} (E_x(t)e_y(t) \\ & e_0(t) - E_y(t)e_x(t)e_0(t)) \end{aligned}$$

定义 $D(t) = \sqrt{E_x^2(t) + E_y^2(t)}$, 于是 $\dot{V}_2(t)$ 可以改写成:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2(t) = & -\frac{k_y}{d} D^2(t) e_x(t) \sin^2 \theta_E(t) + \frac{k_0}{d} D(t) e_y(t) e_0 \\ & (t) \cos \theta_E(t) + \frac{k_y}{d} D^2(t) e_y(t) \sin \theta_E(t) \cos \theta_E(t) - \frac{k_0^2}{k_y} e_0^2 \\ & (t) - \frac{k_0}{d} D(t) e_x(t) e_0(t) \sin \theta_E(t) - k_x D^2(t) \cos^2 \theta_E(t) - \\ & k_y D^2(t) \sin^2 \theta_E(t) \end{aligned}$$

根据杨氏不等式可知,选取 $0 < k_{y_i} \leq \frac{1}{\varepsilon}$, 存在任意一个 $\varepsilon > 0$ 使得

$$\begin{aligned} \dot{V}_2(t) \leq & -k_x D^2(t) \cos^2 \theta_E(t) - k_y \left(1 - \frac{\varepsilon}{d} \right) D^2(t) \\ & \sin^2 \theta_E(t) + \left(k_y - \frac{1}{d} \right) \frac{D^2(t)}{2\varepsilon d} e_y^2(t) \cos^2 \theta_E(t) + \\ & \left(k_y - \frac{1}{d} \right) \frac{D^2(t)}{2\varepsilon d} e_x^2(t) \sin^2 \theta_E(t) \end{aligned}$$

为了确定 $\dot{V}_2(t)$ 的正负号,分以下两种情况进行讨论:

(i) 如果 $|\theta_E(t)| = \frac{\pi}{2}$, 则有 $E_x(t) = 0$ 。此时, $\dot{V}_2(t)$ 可化简为:

$$\dot{V}_2(t) = -k_y E_y^2(t) - \frac{k_0^2}{k_y} e_0^2(t) - \frac{k_y}{d} E_y^2(t) e_x(t)$$

$$- \frac{k_0}{d} E_y(t) e_x(t) e_0(t)$$

由杨氏不等式可知,存在任意一个正常数 $\varepsilon > 0$ 使得:

$$\dot{V}_2(t) \leq -k_y E_y^2(t) - k_0^2 \left(\frac{1}{k_y} - \frac{1}{2\varepsilon} \right) e_0^2(t) - \frac{E_y^2(t)}{d} H(t)$$

式中, $H(t) = \frac{\varepsilon}{2} e_x^2(t) - k_y e_x(t)$ 。令 $0 < k_y \leq \min$

$\left\{ \frac{1}{\varepsilon}, 2\varepsilon \right\}$, 则总可以通过选取合适的 ε 使得 $\frac{2k_y}{\varepsilon} \leq e_x(t)$ 成立, 进而有 $H(t) \geq 0$ 成立。因此,对于所有时间 t , 总有 $\dot{V}_2(t) \leq 0$ 成立。

(ii) 如果 $|\theta_E(t)| \neq \frac{\pi}{2} (-\pi \leq \theta_E(t) \leq \pi)$, 则有 $\cos \theta_E(t) \neq 0$ 成立。若使得 $\dot{V}_2(t) < 0$ 成立, 则只需令

$$k_x \cos^2 \theta_E(t) + k_y \frac{d-\varepsilon}{d} \sin^2 \theta_E(t) > \frac{dk_y+1}{2\varepsilon d^2} (e_y^2(t)$$

$$\cos^2 \theta_E(t) + e_x^2(t) \sin^2 \theta_E(t))$$

于是,对上式进行化简为:

$$a(t) e_x^2(t) + b e_y^2(t) < c(t) \quad (8)$$

式中, $a(t) = b \tan^2 \theta_E(t)$, $b = \frac{1+k_y d^2}{2\varepsilon d^2}$, $c(t) = k_x + k_y$

$(d-\varepsilon) \tan^2 \theta_E(t)$ 。

令 $c(t) > 0$, 可得 $k_x \geq k_y (\varepsilon - d) \tan^2 \theta_E(t)$ 。又因为 $0 < k_y \leq \min \left\{ \frac{1}{\varepsilon}, 2\varepsilon \right\}$, $|\theta_E(t)| \neq \frac{\pi}{2}$, $\varepsilon > 0$, 所以 k_y

$(\varepsilon - d) \tan^2 \theta_E(t)$ 有上界 μ , 即: $|k_y (\varepsilon - d) \tan^2 \theta_E(t)| \leq \mu$ 。于是, $k_x \geq \mu$ 。满足不等式(14)可以用一个以 $e_x(t), e_y(t)$ 为变量的时变椭圆域来描述, 该椭圆的

长、短轴分别为 $2\sqrt{\frac{c(t)}{a(t)}} (a(t) \neq 0)$, $2\sqrt{\frac{c(t)}{b}}$ 。当 a

$(t) = 0$ 时, 则式(14)化简为 $e_y^2(t) < \frac{c(t)}{b}$ 。因此, 选取合适的参数 $k_x, k_y, \varepsilon, \alpha_j, \beta_j$, 总能使得不等式(7)

成立。故对于所有时间, 总有 $\dot{V}_2(t) < 0$ 成立。

综上所述, 对于所有时间, 选取合适的参数 k_x

$\geq \mu, 0 < k_y \leq \min\left\{\frac{1}{\varepsilon}, 2\varepsilon\right\}, k_\theta > 0, \alpha_j > 0, \beta_j > 0, \varepsilon > 0, \mu > 0$, 使得 $\dot{V}_2(t) \leq 0$ 成立。不等式(7)是 WMR 安全避障的一个充分条件。

证明完毕。

3 实验结果

为了验证本文所提算法的有效性,按照实验场景不同,本次实验分两组单独进行测试:有静态障碍物的场景、有动态障碍物的场景。

3.1 静态障碍物场景

设定目标点的运动轨迹是圆形轨迹,其线速度为 0.45 m/s、角速度为 0.3 rad/s。给定 WMR 的控制器参数分别为 $k_x = 1.8, k_y = 2.73, k_\theta = 0.37$ 。配置静态障碍物的位置斥力势场半径为 $R_{p_j} = 1.0$ m,位置斥力势场强度为 $\alpha_j = 1.85$,速度斥力势场半径为 $R_{v_j} = 1.5$ m,速度斥力势场强度为 $\beta_j = 0$ 。

图 4 给出了 WMR 对目标点的轨迹跟踪与避障曲线。由图可知,WMR 在进入障碍物的斥力势场区域前执行的是轨迹跟踪任务,当进入障碍物的斥力势场区域后,WMR 能够安全地绕开障碍物,最后离开障碍物的斥力势场区域后又执行对目标点的轨迹跟踪任务,这说明了本问所设计的避障策略对静态障碍物是有效的。

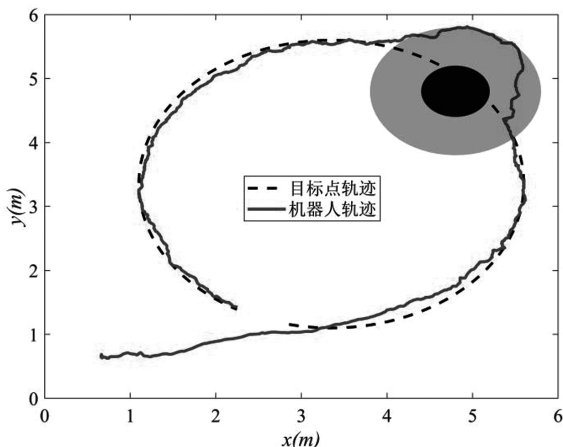


图 4 在有静态障碍物场景下的轨迹跟踪与避障曲线

图 5 中(a)、(b)、(c)分别显示 WMR 对目标点在 x 轴、y 轴、前进方向角的跟踪误差曲线。通过观察曲线可知,当 $t = 6.0 \sim 9.0$ s 期间,WMR 通过修正

跟踪误差来实时规划安全路径,而在规划安全路径前后,跟踪误差都能稳定在零附近。图 5(d) 给出了 WMR 所受到的合斥力在车体坐标系下的分量大小。

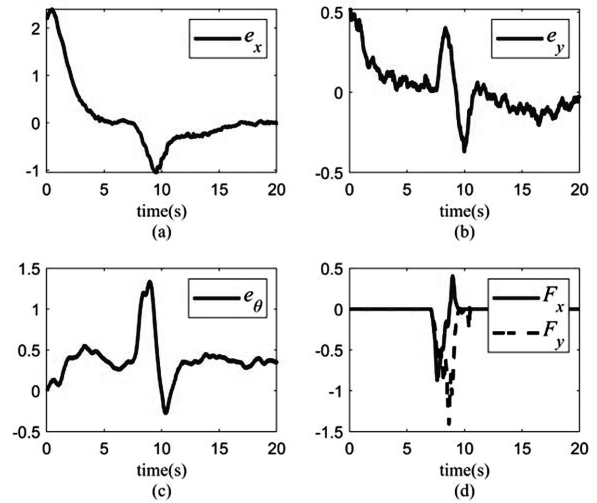


图 5 在有静态障碍物场景下的跟踪误差和合斥力曲线

3.2 动态障碍物场景

在动态障碍物的避障实验中,指定另外一台 WMR 当作动态障碍物,其线速度为 0.2 m/s。设定目标点的运动轨迹是一条直线轨迹,其线速度为 0.3 m/s、角速度为 0 rad/s。给定 WMS 的控制器参数分别为 $k_x = 2.0, k_y = 2.3, k_\theta = 1.1$ 。配置静态障碍物的位置斥力势场半径为 $R_{p_j} = 1.0$ m,位置斥力势场强度为 $\alpha_j = 1.85$,速度斥力势场半径为 $R_{v_j} = 1.5$ m,速度斥力势场强度为 $\beta_j = 0.5$ 。

WMR 的动态避障轨迹如图 6 所示,红色曲线代表 WMR 的运动轨迹,黑色曲线代表动态障碍物的移动轨迹。图 6(a) 表示的是在初始阶段 $t = 3.0$ s 时动态障碍物与 WMR 相向而行。如果 WMR 不及时绕行,就会与动态障碍物发生碰撞。图 6(b) 给出了在时间 $t = 4.5$ s 时,WMR 由轨迹跟踪任务转为安全避障任务,实时规划安全路径绕开动态障碍物。图 6(c) 表示在时间 $t = 7.5$ s 时,WMR 完成安全避障任务后转为执行对目标定的轨迹跟踪任务,这说明了本文所设计的避障策略对低速运动的动态障碍物同样有效。

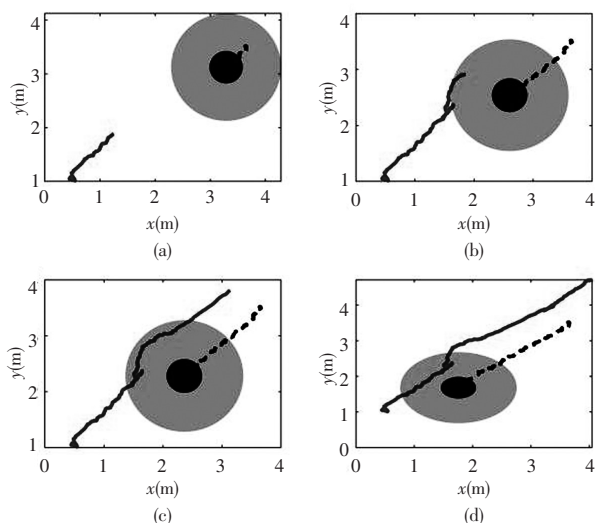


图6 在有动态障碍物场景下的避障轨迹

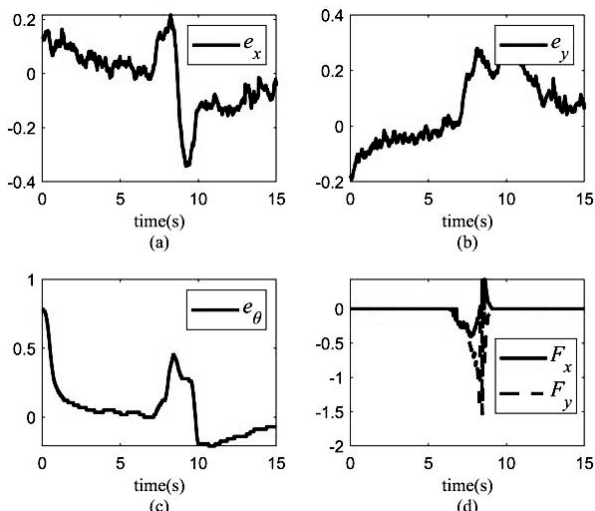


图7 在有动态障碍物场景下的跟踪误差和合斥力曲线

图7中(a)、(b)、(c)分别显示WMR对目标点在 x 轴、 y 轴、前进方向角的跟踪误差曲线。由图可知,WMR对目标点的跟踪误差在进入避障区域外都能实现收敛并且保持在零的一个较小的邻域内。通过观察曲线可知,当 $t=4.5\sim 7.5$ s期间,WMR通过修正跟踪误差来实时规划安全路径。图7(d)给出了WMR受到的合斥力在车体坐标系下的分量。

4 结论

本文考虑了在动、静态环境下轮式移动机器人的轨迹跟踪与避碰控制问题。首先,本文在斥力势场函数中同时考虑了机器人与其周围障碍物的实时距离和相对速度的影响,针对动、静态障碍物设

计了一种由位置斥力势场和速度斥力势场叠加形成的复合斥力势场,将人工势场函数在机器人的避碰问题由静态环境推广到了动态环境。其次,利用机器人所受到的合斥力来实时修正跟踪误差,从而为机器人规划出一条安全无碰撞路径,进而通过设置避碰任务和轨迹跟踪任务的优先级,设计了一种非线性控制器。最后,实验结果验证了本章所提算法均适用于有静态和动态障碍物的环境。

参考文献:

- [1] 王昌,陈志武,王树良,等. 智能仓储管理系统关键技术的研究[J]. 电子技术与软件工程,2021(22):182-184
- [2] 陈丰,涂志敏,陈涛. 基于ITC的自动驾驶卡车编队跟驰安全性评价[J]. 长安大学学报(自然科学版),2019,39(5):97-105
- [3] 葛涵涛,王立群,曹玥,等. 智慧环卫发展现状与问题分析[J]. 信息通信技术与政策,2019(10):73-76
- [4] Gonzalez D, Perez J, Milanes V, et al. A review of motion planning techniques for automated vehicles [J]. IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems, 2016, 17(4): 1135-1145
- [5] Tian Y, Zhu X, Meng D, et al. An overall configuration planning method of continuum hyper-redundant manipulators based on improved artificial potential field method [J]. IEEE Robotics and Automation Letters, 2021, 6(3): 4867-4874
- [6] Yang X, Moallem M, Patel R V. A layered goal-oriented fuzzy motion planning strategy for mobile robot navigation [J]. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics PartB: Cybernetics, 2005, 35(6): 1214-1224
- [7] Qu H, Yang S X, Willms A R, et al. Real-time robot path planning based on a modified pulse-coupled neural network model [J]. IEEE Transactions on Neural Networks, 2009, 20(11): 1724-1739
- [8] Khan A H, Li S, Luo X. Obstacle avoidance and tracking control of redundant robotic manipulator: an RNN-based metaheuristic approach [J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2020, 16(7): 4670-4680
- [9] Yuan W, Li Z. Brain teleoperation control of a nonholonomic mobile robot using quadruple potential function [J]. IEEE Transactions on Cognitive and Developmental Systems, 2019, 11(4): 527-538
- [10] Lafmejani A S, Farivarnejad H, Berman S. Adaptation of gradient-based navigation control for holonomic robots to nonholonomic robots [J]. IEEE Robotics and Automation Letters, 2021, 6(1): 191-198

- [11] Huang Y. A motion planning and tracking framework for autonomous vehicles based on artificial potential field elaborated resistance network approach [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(2) : 1376-1386
- [12] Lau D, Eden J, Oetomo D. Fluid motion planner for nonholonomic 3-D mobile robots with kinematic constraints [J]. IEEE Transactions on Robotics, 2015, 31(6) : 1537-1547
- [13] Liu Y, Li Z, Zhang T, et al. Brain-robot interface-based navigation control of a mobile robot in corridor environments [J]. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems, 2020, 50(8) : 3047-3058
- [14] Liang X, Wang H, Chen W, et al. Adaptive image-based trajectory tracking control of wheeled mobile robots with an uncalibrated fixed camera [J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2015, 23(6) : 2266-2282
- [15] Yang H J, Wang S Z, Zuo Z Q, et al. Trajectory tracking for a wheeled mobile robot with an omnidi-rectional wheel on uneven ground [J]. IET Control Theory and Applications, 2020, 14(7) : 921-929
- [16] Choi B, Lee J, Lee J, et al. A hierarchical algorithm for indoor mobile robot localization using RFID sensor fusion [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(6) : 2226-2235
- [17] Guindel C, Martin D, Armingol J M. Fast joint object detection and viewpoint estimation for traffic scene understanding [J]. IEEE Intelligent Transportation Systems Magazine, 2018, 10(4) : 74-86
- [18] Xu T, Guan Y, Liu J, et al. Image-based visual servoing of helical microswimmers for planar path following [J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2020, 17(1) : 325-333
- [19] Wu X, Liu J, Huang C, et al. 3-D path following of helical microswimmers with an adaptive orientation compensation model [J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2020, 17(2) : 823-832
- [20] Gazi V, Fidan B. Coordination and control of multi-agent dynamic systems: models and approaches [C]. In Proceedings of International Workshop Swarm Robotics, Santa Monica, CA, USA, 2006: 71-102

基于在线更新的 LSSVR 与 PatchTSMixer 模型的燃煤机组脱硝入口 NO_x 浓度预测研究

赵雨秋 李平 金逸龙

东方电气集团东方锅炉股份有限公司, 成都 611731

摘要: 基于某电厂 350 MW 燃煤机组的历史运行数据, 开展了脱硝系统入口 NO_x 浓度预测模型的研究。研究采用 Python 语言实现, 基于机组负荷、给煤量、烟气含氧量、燃尽风门开度等输入变量, 构建脱硝系统入口 NO_x 浓度预测模型。本文选用在线更新的最小二乘支持向量回归 (Least Squares Support Vector Regression, LSSVR) 和分块时序混合器 (Patch-based Time Series Mixer, PatchTSMixer) 两种算法进行建模对比。结果表明, 在 RMSE、MAE 和决定系数 R² 等评价指标下, LSSVR 模型在预测精度上优于 PatchTSMixer 模型, LSSVR 模型具有更快的训练速度、较好的泛化性能和更强的非线性拟合能力。

关键词: NO_x 浓度预测; 在线更新 LSSVR; PatchTSMixer; 建模; 模型对比分析

中图分类号: TP18; X773

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0035-06

Research on Predicting NO_x Concentration at the SCR Inlet of A Coal-fired Unit Using Online-updated LSSVR and PatchTSMixer Models

ZHAO Yuqiu, LI Ping, JIN Yilong

(Dongfang Boiler Co., Ltd., 611731, Chengdu, China)

Abstract: Based on historical operational data from a 350 MW coal-fired unit at a power plant, this study developed a predictive model for NO_x concentration at the inlet of the denitrification (SCR) system. Implemented using Python, the model takes key operating parameters such as unit load, coal feed rate, flue gas oxygen content, and burnout damper opening as input features. Two algorithms—online-updated Least Squares Support Vector Regression (LSSVR) and the Patch-based Time Series Mixer (PatchTSMixer)—were employed for model construction and performance comparison. The results show that, in terms of evaluation metrics including RMSE, MAE, and the coefficient of determination (R²), the LSSVR model outperforms the PatchTSMixer model in prediction accuracy. Additionally, the LSSVR model demonstrates faster training speed, better generalization capability, and stronger nonlinear fitting performance.

Key words: NO_x concentration prediction; online-updated LSSVR; PatchTSMixer; modeling; model comparative analysis

氮氧化物(NO_x)是燃煤电厂的主要污染物之一,其精准预测对于实现超低排放和提高运行经济性至关重要。受燃烧系统非线性与迟延特性影响,NO_x测量存在滞后,传统PID控制难以应对工况快速变化,NO_x浓度预测可为喷氨控制提供前馈支持,提升脱硝系统的响应速度与控制精度。同时,NO_x浓度预测也为燃烧优化提供参考,助力实现低排放与高效率的协调控制。

近年来,数据驱动的建模方法被广泛用于提升NO_x预测精度。部分研究引入支持向量机^[1-2]、随机森林^[3]、极限学习机^[4]等经典机器学习算法进行NO_x浓度建模与预测,也有学者结合深度神经网络^[5-6]提取时序与图像特征,或构建深度极限学习机(Deep Extreme Learning Machine, DELM)^[7]等轻量深度模型实现动态预测,进一步提升了模型的预测精度与适应复杂工况的能力。然而,当前对传统

收稿日期:2025-07-15

作者简介:赵雨秋(1996—),女,硕士,工程师,主要从事火电厂智能优化控制方面研究工作。邮箱:867941356@qq.com。

核方法与新型深度网络在统一工况和实际工程数据下的性能对比仍不充分,缺乏系统性分析。

基于此,以某 350 MW 超临界对冲燃煤锅炉实际运行数据为基础,选取机组负荷、给煤量、烟气含氧量和燃尽风门开度等关键变量,构建在线更新机制的 LSSVR 与 PatchTSMixer 两种模型,系统评估其在 SCR 入口 NO_x 浓度预测中的性能表现,为模型选型与现场部署提供实证参考。

1 研究方法

1.1 数据来源与特征选择

本研究所用数据来源于国内某电厂一台 350 MW 燃煤机组的实际运行历史记录,采样周期为 10 秒,涵盖机组不同负荷与工况下的稳定与动态运行状态。为构建 SCR 入口 NO_x 浓度预测模型,选取机组负荷(MW)、六台给煤机的给煤量(t/h)、烟气含氧量(%)和左右侧燃尽风门开度(%)这四类与 NO_x 生成强相关的运行参数作为输入变量,输出变量为未来 90 秒的 SCR 反应器入口的 NO_x 质量浓度(mg/Nm³),作为模型预测目标。为提高模型训练稳定性与收敛效率,输入特征与目标变量之间通常存在非线性耦合关系,适宜采用两种机器学习方法进行拟合和预测。

1.2 建模方法概述

由于 NO_x 浓度不仅受本研究选取的输入变量——机组负荷(MW)、给煤量(t/h)、烟气含氧量(%)和燃尽风门开度(%)的显著影响,还与煤质特性及磨煤机投运组合方式等不可控因素密切相关。这些因素具有较强的非线性和动态不确定性,对 NO_x 生成机理产生复杂影响,往往难以通过固定模型完全建模。

在此背景下,本研究采用两种具有代表性的建模方法进行对比分析:在线更新机制的 LSSVR 模型与 PatchTSMixer 模型。两种方法分别代表核方法与现代深度神经网络的典型架构,适用于非线性、多变量、小样本的工业系统建模任务。

1.2.1 在线更新的 LSSVR 模型原理

LSSVR^[8-10] 是支持向量机的最小二乘变体,通过构造二次损失和一组线性方程组,实现回归预测。LSSVR 继承了统计学习理论优点,对高维非线

性问题具有良好拟合能力,且训练速度较快、泛化性能好。

该模型选用径向基函数(Radial Basis Function, RBF)作为核函数,将原始数据映射到高维空间,再解线性方程得到模型参数,其表达式为:

$$K(x_i, x_j) = \exp(-\gamma \|x_i - x_j\|^2) \quad (1)$$

其中, γ 为核宽参数。模型中需调节的关键超参数包括核参数 γ 和惩罚系数 C ,通过交叉验证选定最优组合。

为了提升模型对工况变化的适应能力,在构建初始模型的基础上,引入基于样本距离的训练集动态更新策略。

首先,使用初始历史数据集 $D_0 = \{(x^{(i)}, y^{(i)})\}_{i=1}^{N_0}$ 并训练初始 LSSVR 模型 f_0 。

随后,在模型应用过程中不断接收新样本数据 (x_t, y_t) 并计算其与当前训练集样本之间的欧氏距离:

$$d_i = \|x_t - x^{(i)}\|_2 \quad (2)$$

若新样本与现有任一训练样本的最小距离 $\min_i d_i$ 小于设定的距离阈值 δ ,则认为该样本信息冗余,不纳入训练集;若其与现有样本相似性较低,且当前训练集未达容量上限 N_{\max} ,则直接将其纳入训练集:

$$D_t = D_{t-1} \cup \{(x_t, y_t)\} \quad (3)$$

当训练集容量已达上限时,引入误差判断机制以控制模型更新频率。使用当前模型 f_{t-1} 对新样本进行预测,并计算预测误差:

$$e_t = |y_t - f_{t-1}(x_t)| \quad (4)$$

若预测误差 e_t 小于容许最大误差 ε_{\max} ,则无需更新模型;反之,说明当前模型已无法有效拟合新样本特征,需进行样本替换。具体方法为:在训练集中查找与新样本最相似的冗余样本 $x^{(i^*)}$,满足:

$$i^* = \underset{i}{\operatorname{argmin}} \|x_t - x^{(i)}\|_2 \quad (5)$$

更新训练集:

$$D_t = (D_{t-1} \setminus \{(x^{(i^*)}, y^{(i^*)})\}) \cup \{(x_t, y_t)\} \quad (6)$$

在 D_t 上重新训练得到 f_t 。

1.2.2 PatchTSMixer 模型结构

PatchTSMixer^[11-12] 是一种基于全 MLP 架构的时间序列预测模型,借鉴了图像领域中 Patch 分割思想,将输入的多变量时间序列划分为多个时间片段

(patches), 并通过堆叠在时间维度与通道维度的多层感知器结构提取关键特征信息。该模型无需复杂的注意力机制或递归结构, 具备结构简洁、可并行计算、易于部署的优点, 尤其在中等长度的多变量时间序列建模任务中表现出良好效果(图 1)。

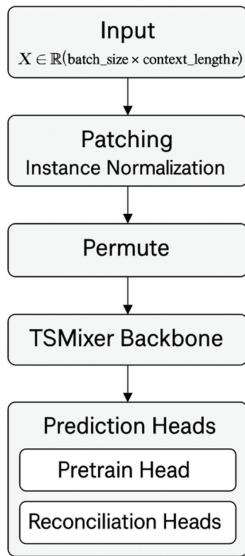


图 1 PatchTSMixer 模型结构图

PatchTSMixer 模型工作流程如下:

(1) 输入多变量序列: 筛选输入变量作为多通道时序数据输入。

(2) 实例归一化: 对每个补丁内的通道特征做独立归一化, 抑制尺度差异

(3) Patch 划分: 将长度为 context_length 的时序长度按补丁步长度 patch_length 划分成 $n = \frac{\text{context_length}}{\text{patch_length}}$ 个等长补丁(patch), 去除点对点冗余。

(4) 重排维度(Permute): 为适配 TSMixer 的通道-时间混合结构, 将 Patch 维度排列成。

(5) 主干网络(TSMixer Backbone): 进行通道与时间方向的多层混合(Mixer Layer), 并输出一个 n 层时间-通道混合特征, 每层依次包含:

①时间混合(Time Mixing): 跨补丁的 MLP, 用于学习长时序依赖;

②通道混合(Channel Mixing): 跨通道的 MLP, 用于提取变量间相关性;

③残差连接 + 层归一化: 保证梯度稳定与特征融合。

(6) 解码头(Prediction Heads)对混合后的表示进行不同任务的预测:

①Pretrain Head: 用于基础预测任务(如自回归);

②Reconciliation Heads: 对多维时间序列进行通道或层级间校准, 对最后一层输出的补丁特征进行全连接或卷积映射, 得到未来 forecast_horizon 步的预测值。

1.3 实验配置与评价指标

1.3.1 实验参数配置

为全面评估不同模型在 SCR 入口 NO_x 浓度预测任务中的性能表现, 将实际运行数据按照时间顺序划分为训练集与测试集, 比例为 4:1。数据划分过程中保持工况多样性与负荷波动的代表性, 确保训练与测试阶段模型所面临的数据分布具有现实工程意义。训练过程基于 Python 语言实现, 各自超参数配置如表 1 所示。

表 1 模型超参数配置表

模型名称	关键参数	参数值
在线更新的 LSSVR	核函数	RBF(径向基核)
	惩罚因子(C)	500
	核函数参数(γ)	0.01
	预测步长(forecast_horizon)	6
PatchTSMixer	模式(mode)	mix_channel
	特征缩放方式(sealing)	std
	输入序列长度(context_length)	96
	预测步长(forecast_horizon)	12
	隐藏特征维度(dmodel)	48
	模型层数(n_layers)	3
	特征扩展因子(ex_factor)	3
	补丁长度(patch_length)	8
	丢弃率(dropout)	0.5
	头部丢弃率(head_dropout)	0.7
学习率(learning_rate)	0.000 1	
	通道数量(c)	1
	批大小(batch_size)	36

1.3.2 评价指标定义

为量化模型的预测精度与泛化能力, 选用以下三种常用回归性能指标进行评估: 均方根误差(Root

Mean Squared Error, RMSE)、平均绝对误差 (Mean Absolute Error, MAE) 与决定系数 (Coefficient of Determination, R^2)。其数学定义如下:

均方根误差(RMSE):

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}$$

平均绝对误差(MAE):

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - \hat{y}_i|$$

决定系数(R^2):

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}$$

其中, y_i 为实际观测值, \hat{y}_i 为模型预测值, \bar{y} 为观测值均值, n 为样本总数。

2 预测曲线对比

在相同数据集下,分别训练 PatchTSMixer 和在线更新的 LSSVR 模型进行预测,图 2~3 分别展示了 PatchTSMixer 模型和 LSSVR 模型预测值与实际 NO_x 浓度随时间的变化曲线对比。从图中可以看出,LSSVR 模型在大多数工况区间的预测曲线与实际值高度吻合,能够准确捕捉 NO_x 浓度随时间的变化趋势,表现出较强的拟合能力。而 PatchTSMixer 模型在某些负荷波动阶段存在明显滞后与偏差,尤其在 B 侧负荷跳变区域,其预测曲线与真实值偏离较大,反映其对短时非线性扰动响应能力有限。

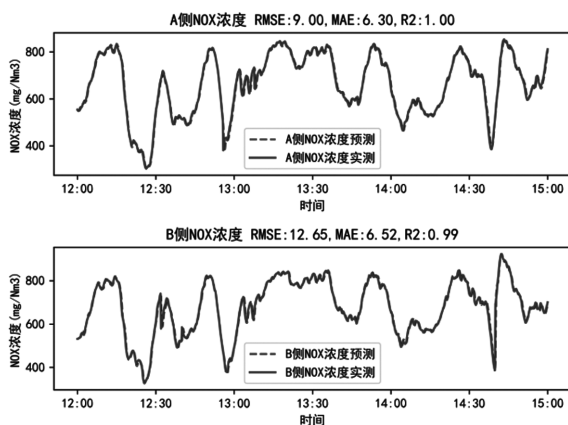


图 2 在线更新 LSSVR 模型预测结果对比图

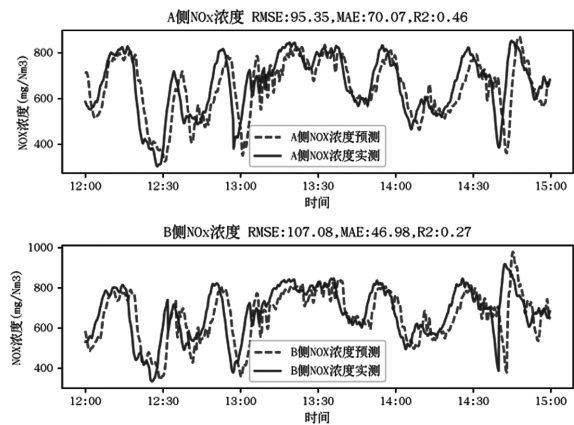


图 3 PatchTSMixer 模型预测结果对比图

图 4~5 为两种模型在不同反应器侧的预测残差分布。从分布特征上看,LSSVR 残差值主要集中于零附近,且无明显系统性偏差,说明其预测误差具有良好的随机性与稳定性。而 PatchTSMixer 模型的残差较为分散,部分预测值出现较大偏差,表明其泛化能力在部分样本上存在不足。残差散点图进一步证实了 LSSVR 模型整体误差更小且稳定性更好。

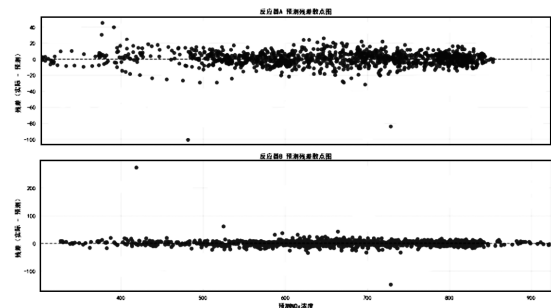


图 4 在线更新 LSSVR 模型预测残差散点图

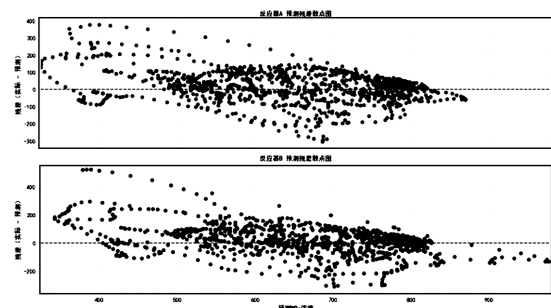


图 5 PatchTSMixer 模型预测残差散点图

图 6~7 进一步展示了两模型的误差分布直方图。LSSVR 模型的误差分布较为集中,呈明显对称结构,说明大部分预测误差处于较小范围内。相

比之下, PatchTSMixer 模型误差呈现更宽分布, 长尾特征明显, 存在更多中高幅度误差点, 反映其在精度和一致性方面略逊一筹。

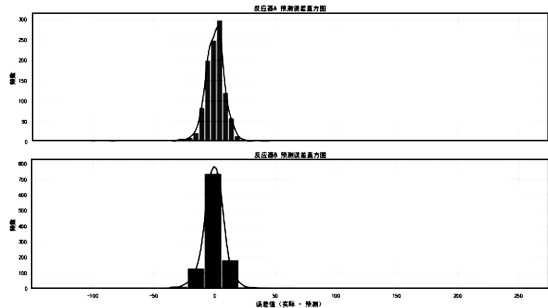


图6 在线更新 LSSVR 模型预测误差直方图

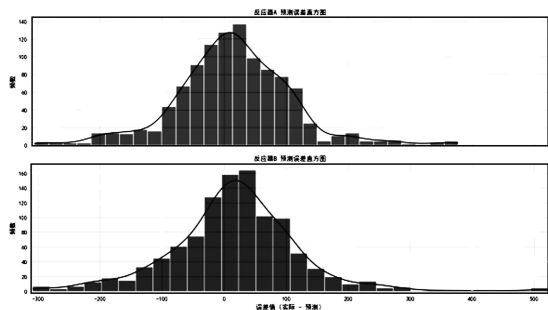


图7 PatchTSMixer 模型预测误差直方图

表2 误差分析表

	RMSE	MAE	R ²
A 侧 NOx 预测 PatchTSMixer 模型	95.35	70.07	0.46
B 侧 NOx 预测 PatchTSMixer 模型	107.08	46.98	0.27
A 侧 NOx 预测在线更新的 LSSVR 模型	9	6.30	1
B 侧 NOx 预测在线更新的 LSSVR 模型	12.65	6.52	0.99

对比两种模型在测试集上的预测结果, 如表 2 所示, LSSVR 的 RMSE 和 MAE 均显著低于 PatchTSMixer, R² 值显著更高, 且接近于 1, 表明 LSSVR 模型具有更好的拟合精度和稳定性。

LSSVR 模型引入的在线更新机制表现出更强的自适应能力。当预测误差超过设定阈值时, 模型将动态更新训练样本, 替换偏离过大的历史数据, 从而有效应对由于煤质波动或磨煤机工况切换等造成的输入-输出关系变化。该策略在一定程度上提升了模型对非稳态工况的鲁棒性, 增强了其在实际复杂场景中的泛化能力。

相比之下, PatchTSMixer 作为一种离线训练的深度学习模型, 其结构虽具备较强的特征融合能力与建模表达力, 但在面对煤质突变或系统扰动时无法即时更新参数以修正预测误差。因此, 该模型对煤质变化的适应性较弱, 预测误差易在短时期内积累, 影响其在工业现场的应用稳定性与可靠性。

综上所述, PatchTSMixer 模型在预测区间内存在明显偏差, 而引入在线更新机制的 LSSVR 模型能够更准确地捕捉 NOx 浓度的变化趋势, 更适合用于实际燃煤机组中 SCR 入口 NOx 浓度的实时预测任务。

3 结论

通过上述分析可见, LSSVR 模型具有训练快速、泛化能力强、预测精度高等优点, 对 NOx 浓度的预测误差较小, 优于 PatchTSMixer 模型。这表明在中小型数据集和实时控制需求下, LSSVR 是一个高效可靠的预测工具。而 PatchTSMixer 尽管引入了补丁划分与 MLP 混合结构, 具备较好的并行性和可扩展性, 但在对短期扰动响应和极端工况预测方面仍有待提升。

然而, 将 LSSVR 模型部署到现场应用仍面临挑战。首先, 现场工业数据易受传感器噪声、设备老化和工况变化影响, 需要模型具备较强的鲁棒性和自适应能力; 其次, 模型需要快速响应以满足实时控制要求, 这对计算资源和算法效率提出了更高要求。此外, 实际控制系统中还需结合专业经验和专家规则对预测结果进行校正。未来工作可考虑采用在线学习或模型集成的方法提高预测鲁棒性, 并将 NOx 预测模块与脱硝控制策略紧密结合, 进一步优化喷氨控制。随着燃煤机组智能化、无人值守运行技术的推进, 基于数据驱动的 NOx 预测将在现场控制和环境保护中发挥越来越重要的作用, 为实现燃烧优化和超低排放提供有力支持。

参考文献:

- [1] 赵征, 王金, 马毅杰, 等. 基于阶梯式广义预测的 SCR 脱硝系统优化控制[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2022, 49(6): 68-75
- [2] 余印振, 韩哲哲, 许传龙. 基于深度卷积神经网络和支持向量

- 机的 NO_x 浓度预测 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42 (1): 238-248
- [3] 王伟同, 范海东, 梁成思, 等. 基于随机森林算法的对冲锅炉出口 NO_x 排放量预测模型研究 [J]. 热力发电, 2022, 51 (4): 96-104
- [4] 唐振浩, 朱得宇, 李扬. 基于数据驱动的燃煤锅炉 NO_x 排放浓度动态修正预测模型 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42 (14): 5182-5194
- [5] 刘建军, 赵旭, 张卫东, 等. 基于 CNN(1D)-LSTM 模型的电站锅炉 SCR 入口 NO_x 浓度预测 [J]. 电子测量技术, 2023, 46 (13): 59-65
- [6] 唐振浩, 张佳宁, 沈涛. 一种基于卷积特征的 NO_x 排放浓度深度预测模型 [J]. 中国电机工程学报, 2023, 43 (21): 8356-8366
- [7] 谭增强, 牛拥军, 李元昊, 等. 基于麻雀算法和深度极限学习机的 NO_x 预测研究 [J]. 中国电机工程学报, 2022, 42 (S1): 187-192
- [8] Suykens J A K, Vandewalle J. Least squares support vector machine classifiers [J]. Neural Processing Letters, 1999, 9 (3): 293-300
- [9] 李艳艳. 电站锅炉氮氧化物排放量预测控制系统研究 [D]. 东北电力大学, 2020
- [10] 冯灿. 基于改进 LSSVR 算法的锅炉燃烧建模及优化 [D]. 郑州大学, 2021
- [11] Ekambaram V, Jati A, Nguyen N, et al. Tsmixer: Lightweight mlp-mixer model for multivariate time series forecasting [C]. Proceedings of the 29th ACM SIGKDD conference on Knowledge Discovery and Data Mining, Long Beach, CA, USA, 2023: 459-469
- [12] Zerveas G, Jayaraman S, Patel D, et al. A Transformer-based framework for multivariate time series representation learning [C]. Proceedings of the 27th ACM SIGKDD, Conference on Knowledge Discovery and Data Mining, Singapore, 2021: 2114-2124

城市生活垃圾焚烧发电性能指标解析

江瑞宝 刘伟

东方电气集团国际合作有限公司, 成都 611731

摘要:本文聚焦垃圾焚烧发电性能指标,结合国家标准、行业标准深入分析与垃圾焚烧发电项目密切相关的条款规定及其背后的政策导向与技术原理。同时,结合丰富的招投标实战经验与项目履约案例,对关键性能指标进行提炼、归纳与总结,为相关人员提供决策支持与参考依据。

关键词:垃圾发电; 性能指标; 指标解析; 环保指标

中图分类号: X7; TM621

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0041-07

Analysis of Performance Indicators for Municipal Solid Waste-to-energy Incineration

JIANG Ruibao, LIU Wei

(Dongfang Electric International Corporation, 611731, Chengdu, China)

Abstract: This paper focuses on the performance indicators of municipal solid waste-to-energy, extracts and analyzes relevant provisions from national and industry standards associated with waste-to-energy incineration projects. It provides an in-depth interpretation of the underlying policy orientations and technical principles governing these regulations. Drawing upon extensive practical experience in bidding processes and project implementation cases, the study refines, categorizes, and summarizes critical performance indicators, offering valuable decision-making support and reference benchmarks for industry professionals.

Key words: waste-to-energy; performance indicators; indicator analysis; environmental compliance metrics

随着全球城市化加速,生活垃圾处理成为关键议题。垃圾焚烧发电因高效环保及资源回收需求增长,成为国际主流解决方案,项目数量持续攀升。作为公司核心业务,该领域需深入把握项目性能指标。这些指标紧密关联国家及行业标准,涵盖范围广、逻辑复杂,精准提炼与理解存在挑战,却直接影响项目成败与效益。本文系统解析关键性能指标,为从业者提供决策参考与实践指南。

1 相关标准

垃圾焚烧发电项目汽轮发电机、电气、热控、建筑等大部分仍然采用与常规火电相同的标准,特有

的相关要求主要体现在锅炉及污染物处理上,部分相关标准如下:

《生活垃圾焚烧处理与能源利用工程技术》(GB/T 51452—2024)

《生活垃圾焚烧炉及余热锅炉》(GB/T 18750—2022)

《垃圾焚烧尾气处理设备》(GB/T 29152—2012)

《垃圾焚烧袋式除尘工程技术规范》(HJ 2012—2012)

《生活垃圾渗沥液处理技术标准》(CJJ/T 150—2023)

收稿日期:2025-03-06

作者简介:江瑞宝(1980—),男,硕士,高级工程师,现任职于东方电气国际合作有限公司,主要从事电力工程项目技术支持工作。邮箱:rbjiang@126.com。

- 《生活垃圾焚烧污染控制标准》(GB 18485—2014)
- 《生活垃圾填埋场污染控制标准》(GB 16889—2008)
- 《恶臭污染物排放标准》(GB14554—1993)
- 《城镇环境卫生设施除臭技术标准》(CJJ 274—2018)
- 《固定污染源烟气排放连续监测系统技术要求及检测方法》(HJ/T 76—2007)
- 《固定污染源烟气排放连续监测技术规范》(HJ/T 75—2007)
- 《生活垃圾采样和分析方法》(CJ/T 313—2009, 替代 CJ/T3039)
- 《生活垃圾焚烧厂评价标准》(CJJ/T 137—2019)
- 《生活垃圾焚烧处理工程项目建设标准》(建标 142—2010)
- 《生活垃圾焚烧厂运行维护与安全技术标准》(CJJ 128—2017)
- 《生活垃圾焚烧厂运行监管标准》(CJJ/T 212—2015)
- 《生活垃圾焚烧厂检修规程》(CJJ231-2015)
- 《生活垃圾焚烧飞灰污染控制技术规范(试行)》(HJ 1134—2020)
- 《生活垃圾焚烧发电厂现场监督检查技术指南》(HJ 1307—2023)
- 《欧盟关于工业排放(综合污染预防和控制)的指令》(2010/75/EU)
- 《Waste Combustors With Energy Recovery Performance Test Codes》(ASME PTC 34—2017)

2 生活垃圾物化特性分析

2.1 垃圾采样

物化特性分析数据须基于采样样品。项目前期需多点采样(产生源、收集站、转运站等),采样点按人口、垃圾流节点等设置。焚烧炉设计需入炉垃圾数据,需明确样品来源并转换为入炉垃圾参数。

入炉垃圾取样在储坑入炉储存区进行,依据《生活垃圾采样和分析方法》,采用网格法:将垃圾

堆成 40~60 cm 厚正方形,三等分每边形成九个子区域,取各子区域中心点周边 50 cm、垂直向下 40~60 cm 深度垃圾,混合后四分法缩分至规定量。

2.2 物理性质:物理成分、容重、粒度

通过物理成分分析可识别可回收物(纸类、塑料、金属)种类及占比,分离后既可降低焚烧污染物排放,又能资源化利用;高渣土含量需预先筛分以减少炉体磨损和灰渣量;高含水率垃圾需压缩脱水,提升燃烧效率。

容重(单位体积质量)分析可优化储运方案。高容重垃圾节省储存空间、降低运输成本,数据支撑车辆载重配置及厂区卸料设施规划,保障高效安全运输。

粒度分析可控制垃圾尺寸,避免大颗粒导致燃烧不充分或设备磨损堵塞,通过破碎筛分工艺调整减少大颗粒比例,保护炉排及搅拌装置,提升燃烧速率与效率。

2.3 工业分析:固定碳、挥发分、水分、灰分、灰熔点、低位热值

工业分析通过评估垃圾物理性质与燃烧性能,为焚烧工艺优化提供关键依据。

固定碳燃烧缓慢稳定,可填补挥发分燃尽后的热量空白,支撑焚烧炉持续运行。

挥发分高则垃圾易点燃、燃烧迅速,利于维持高温;反之则可能出现燃烧不稳定、温度波动大等问题。

水分蒸发吸热降低燃烧效率。高水分垃圾需预脱水处理,减少热能损失并避免炉温波动。

灰分是垃圾焚烧后剩余的不可燃物质,占比高将增加热能消耗(需加热灰分至高温),降低焚烧效率,同时加大灰渣处理负荷。

灰熔点是灰渣熔融特性的关键指标。灰熔点过低易导致结焦、堵塞炉膛,需据此优化焚烧温度控制及炉型选择。

低位热值决定垃圾的能量输出效率,直接影响发电能力与经济效益。其数值是焚烧炉容量设计、发电设备选型及燃料配比的核心依据,也是评估项目可行性的重要参数。

2.4 元素分析:碳(C)、氢(H)、氧(O)、氮(N)、硫(S)、氯(Cl)

元素分析主要用于了解垃圾中各种元素的含

量,对于深入研究垃圾的成分、性质及环境影响等方面具有重要意义。

根据元素分析数据,可估算垃圾的发热值: $Q_d = 339C + 1030H - 109(O - S) - 25W$ kJ/kg。

元素分析中的硫(S)、氯(Cl)等元素与焚烧过程中产生的有害气体(如二氧化硫、氯化氢等)密切相关。通过监测这些元素的含量,可以预测和控制有害气体的排放,确保焚烧烟气满足环保标准。

需要说明的是,NO_x的产生,并不主要决定于垃圾中N元素的含量。

氮氧化物的产生机理主要有以下几种。

(1) 温度型 NO_x(T-NO_x),即在高温下空气中的 N₂ 氧化成 NO,NO 再氧化成 NO₂。

(2) 燃料型 NO_x(F-NO_x),即燃料中的 N 元素在燃烧过程中氧化成 NO,NO 再氧化成 NO₂。

(3) 富氧型 NO_x(P-NO_x),即燃烧过程中富裕的氧与 N₂ 或 N 元素反应产生的 NO_x。

对于垃圾焚烧过程中的生成机理,上述三种都有,但最主要的是第(1)和第(3)种,因为垃圾成分复杂,热值波动大,易造成局部高温,同时通常垃圾焚烧的过剩空气系数较高(通常超过 1.5)。

实际项目中,垃圾的元素分析数据可能不齐全,这时候就需要根据情况拟定一个相对较为合理的数据,作为设计基础(表 1)。

表 1 生活垃圾元素与水分、灰分范围参考^[1,2]

元素名称	符号	范围
碳	C	10%~22%
氢	H	1%~3%
氧	O	8%~15%
硫	S	0.1%~0.6%
氮	N	0.5%~1.5%
氯	Cl	0.1%~1.0%
灰分	A	10%~25%
水分	W	45%~66%

3 技术性能指标

3.1 焚烧炉主温控区 850℃、2s

根据《生活垃圾处理处置工程技术规范》条文,“焚烧炉设计应使最大烟气量下,主温控区内温度

不低于 850℃的条件下烟气滞留时间不小于 2s。”

主温控区定义为二次风注入点以上的炉膛空间,其核心功能是实现烟气二次燃烧并确保污染物的有效分解。研究表明,二噁英类物质在 700℃以上环境中开始裂解,但需配合充分停留时间。现行国际通用标准将主控温区温度阈值设定为 850℃并维持 2 秒滞留,旨在兼顾污染物消除与设备保护。燃烧温度区间建议控制在 850~1 000℃,温度过高易导致熔融颗粒附着受热面引发腐蚀,温度不足则会造成挥发分燃烧不充分,增加一氧化碳生成风险。

垃圾热值对燃烧稳定性具有显著影响:当低位热值 $\geq 4\ 600$ kJ/kg 时(此数据仅供参考,不同的制造厂、不同的炉型会有不同要求),挥发分自燃释放的热量可自主维持 850℃以上炉温;若热值不足,则需投加辅助燃料补足热能缺口。

提高一、二次风温度可以改善炉膛燃烧稳定性。通常采用蒸汽空气预热器(表 2)。

表 2 一、二次风加热温度参考

垃圾低位热值 kJ/kg	一次风加热温度 ℃	二次风加热温度 ℃
$\leq 5\ 000$	200~250	200~220
5 000~8 000	100~220	150~室温
$> 8\ 000$	20~100	室温

值得注意的是,辅助燃料系统的设计以及辅助燃料的消耗量应考虑充足。冷态启动阶段需通过燃烧器持续加热至目标温度(850℃以上),然后才能投送垃圾,此过程通常消耗数十小时燃料。辅助燃料一般采用燃气或轻质柴油,不能用重油。启炉阶段重油不容易充分燃烧,烟尘量大、粘度高,对布袋除尘危害大,如果直接排放,对环境影响大。

在《生活垃圾焚烧炉及余热锅炉》(GBT 18750—2022)中条文规定“主燃烧器及辅助燃烧器总热负荷应大于额定热负荷的 70%,燃烧器燃料应采用气体燃料或轻柴油。”“焚烧炉及余热锅炉热负荷和炉排机械负荷的适用范围宜为额定工况的 70%~110%”。这些规定的目的都是为了维持 850℃以上稳定燃烧。

卫燃带的设置是为了在垃圾热值波动时维持主温控区的温度以及防止此处水冷壁管过热。

3.2 炉渣热灼减率

热灼减率是衡量焚烧炉渣未燃尽物质比例的

关键指标,定义为:

热灼减率=[1-焚烧炉渣经 600 °C (±25 °C) 灼烧 3 小时后冷却至室温的质量/焚烧炉渣经 110 °C 干燥 2 h 后冷却至室温的质量]×100 %

根据《生活垃圾焚烧污染控制标准》(GB 18485—2014),炉渣热灼减率应≤5 %,其重要性体现在两方面:

环保意义:降低未燃尽物质(如重金属、二噁英)的二次污染风险;

能效优化:减少能源浪费,提升发电量并降低灰渣处理成本。

热灼减率与灰渣含碳量的区别:含碳量仅通过 CO₂ 生成量计算碳损失,反映固体未完全燃烧程度;热灼减率涵盖 C、H、S 等有机物燃烧及挥发分损失,数值通常更高,更全面反映燃烧效果。

焚烧厂需定期检测热灼减率,以优化运行参数(如风量、温度),确保燃烧充分性和经济性。

3.3 焚烧炉处理能力

焚烧炉通常以额定处理能力(如 600 t/d)标识,其最大处理能力需达到额定值的 110 %,以应对峰值需求(图 1)。实际运行能力受垃圾热值、余热锅炉负荷等因素影响,需符合《生活垃圾焚烧炉及余热锅炉》(GB/T 18750—2022)的燃烧图设计要求。

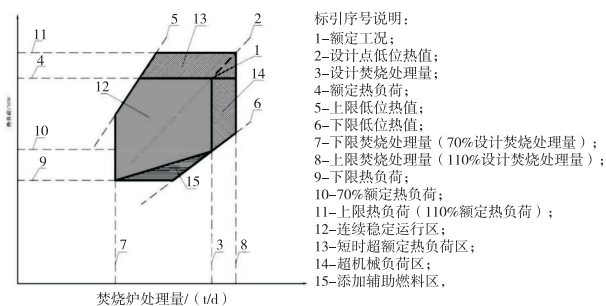


图 1 燃烧图

卸料大厅的规划需与焚烧炉处理能力相匹配,核心参数包括:

(1)车流密度计算:需基于焚烧炉日处理量及运输车实际载重量(非压缩式车辆载重通常小于额定值的 70 %)综合推算,计算方法为:车流密度=日处理量/单车实际载重/日工作时间。注意采用实际载重量避免因载重利用率估算偏差导致卸料能力不足。

(2)车型适配:国内大城市多采用 8 t 以上车

型,中小城市常用 5 t 车型,国际项目需调研当地主流车型;

(3)布局优化:卸料平台宽度需匹配最长车辆转弯半径,确保一次性对位卸料门。

3.4 余热锅炉出力

根据 GB/T 18750—2022 标准,余热锅炉蒸发量设计范围为额定值的 70 %~110 %,与焚烧炉热负荷匹配。锅炉实际出力受垃圾热值影响,并非所有工况均能达到额定值。

蒸汽参数选择与腐蚀风险。提高蒸汽温度/压力可提升发电效率,但垃圾中氯(Cl)元素焚烧生成的 HCl 会引发高温腐蚀,其腐蚀机理为:HCl 与金属反应生成挥发性氯化物,氧化后释放 Cl₂,形成循环腐蚀,导致水冷壁减薄、过热器爆管等问题。

参数推荐。实践表明,4 MPa/400 °C 参数在可靠性与成本间较优,目前国内主流仍为 4 MPa/400 °C。

近些年随着材料的升级和工艺的进步,6.4 MPa/450 °C 等级占比有逐渐增多趋势,超过 13 MPa 的超高压等级参数的项目在近年开始出现,但总体来说数量很少。从项目可靠性和成本经济性考虑,现阶段不建议采用超过 6.4 MPa/450 °C 等级的主蒸汽参数。^[3]

3.5 焚烧炉+余热炉低位热效率

热效率损失主要包含排烟损失(q_2 ,占比>60 %)、固体未燃尽损失(q_4 ,约 25 %)、灰渣物理热损失(q_6)及散热损失(q_5),具体比例受垃圾成分与燃烧工况影响。

高排烟温度及高水分是排烟损失的主要原因。与常规火电相比,垃圾焚烧炉排烟温度要高很多,额定温度在 190 °C 上下。这与烟气的处理工艺有关。通常垃圾焚烧炉烟气处理需要采用半干法+干法脱酸+布袋除尘。

按照规范要求,布袋除尘器入口烟温应高于露点温度 20 °C~30 °C(一般≥145 °C)。半干法脱硫塔内温降一般在 30~40 °C。由此倒推并考虑适当余量,设计排烟温度达到 190 °C 以上。

锅炉热效率垃圾含水率密切相关。其他条件不变的情况下(垃圾干燥基成分、排烟温度、锅炉出力、灰渣含碳量等),湿基水分每增加 5 %,热值将降

低约 1 000 kJ/kg, 锅炉效率绝对值下降可超过 1 % 以上。

规范要求单炉处理量 ≥ 300 t/d 时热效率 ≥ 78 %, < 300 t/d 时 ≥ 75 % (GB/T 18750—2022)。

因此,为适应锅炉焚烧,必须控制入炉垃圾的含水率。通过入厂前的垃圾压缩或增加垃圾在垃圾池内存放时间使其充分发酵沥出水分,可有效提高入炉垃圾热值使其达到入炉要求。但是垃圾存储时间越长,垃圾池容量要求就越大。

特别需要注意的是,寒冷地区需防止冰冻垃圾入炉,可通过垃圾池通高温蒸汽/热风融化冰雪,避免燃烧工况恶化。

3.6 焚烧线年运行小时数

根据工程技术规范要求,焚烧线设计年运行小时数需 $\geq 8\,000$ 小时。若无法达标,应配置多条独立焚烧线或备用线,以确保垃圾处理能力及环保合规性。

焚烧线停运易导致垃圾堆积,且启停阶段污染物(如二噁英)排放显著升高。关键设备采用独立单元制,便于检修维护并提升系统可靠性。

个别项目尝试“3 焚烧炉+2 余热炉+母管连接”模式,虽理论上可行,但存在以下隐患:高温(约 1 000 °C)、高尘环境下阀门密封性难以保障,易引发烟气反窜或泄漏;单炉检修时若隔离失效,可能迫使全线停运,大幅降低系统稳定性。因此一般不推荐这种设计。

3.7 辅助电耗

生活垃圾焚烧厂辅助电耗因系统配置差异显著,主要高耗电环节包括分拣破碎、压缩/烘干、渗滤液处理及空冷系统。以渗滤液处理为例,其曝气、膜工艺及浓缩液处理环节电耗可占全厂 10 % ~ 30 %,需结合处理规模与工艺综合核算。

对于高压设备厂用电估算,需注意国内外标准的差异:国内惯用的换算系数法可能因国外项目对设备裕量的特殊要求导致电耗估值偏高。建议采用轴功率法,直接基于设备实际功率需求估算,结果更贴合实际工况。

4 环保指标

4.1 基准氧含量排放浓度

我国标准《生活垃圾焚烧污染控制标准》规定

的各项污染物浓度的排放限值,均指在标准状态下(273.16 K、101.325 kPa)以 11 % (V/V %) O_2 (干烟气)作为换算基准换算后的基准含氧量排放浓度。转换公式如下:

$$\rho = \rho' x (21 - 11) / (\varphi_0(O_2) - \varphi'(O_2))$$

式中各符号含义请参见 GB 18485—2014。

4.2 烟气排放指标

包括颗粒物、HCl、 SO_2 、 NO_x 、CO、 NH_3 、二噁英及重金属等。常用处理工艺为 SNCR+半干法/干法脱酸+活性炭喷射+布袋除尘,严苛项目增设 SCR+湿法 FGD。

半干法脱酸后 $SO_2 \leq 50$ mg/ Nm^3 , $HCl \leq 30$ mg/ Nm^3 。布袋除尘器可协同去除二噁英、重金属(吸附于亚微米颗粒),颗粒物浓度 ≤ 10 mg/ Nm^3 。炉排炉 CO 可控制在 20 mg/ Nm^3 以下。

SNCR 不需要催化剂,采用氨水/尿素喷入 850 ~ 1 100 °C 区域,脱硝效率 40 ~ 65 %, NO_x 可降至 160 mg/ Nm^3 以下,满足国标。

部分地方标准以及部分国外项目的要求会更严格,150 mg/ Nm^3 甚至 100 mg/ Nm^3 以内。这时就要增加 SCR。

SCR 技术经济性较好的运行温度范围在 220 ~ 400 °C 之间(也有 180 ~ 220 °C 的低温 SCR,但往往催化剂成本更高,不够经济),脱硝效率在 70 ~ 90 %,可将 NO_x 排放降低至 50 mg/ Nm^3 以内。SCR 需要布置在除尘器之后,通过 SGH 或 GGH 将烟温提高到 230 °C 左右进入 SCR 设备。

通常不会单独设置 SCR 而是采用 SNCR+SCR 组合。在同样脱硝效率下,组合脱销比单纯使用 SCR 成本要低,因为采用 SNCR 可以大幅度较少 SCR 所需的催化剂用量。

对于 NH_3 逃逸,《生活垃圾焚烧污染控制标准》(GB 18485—2014)中没有明确要求,但是在《火电厂 SNCR 工程技术规范》(HJ 563—2010)、《火电厂 SCR 工程技术规范》(HJ 562—2010)中分别规定了 SNCR 氨逃逸应控制在 8 mg/ Nm^3 、SCR 氨逃逸宜小于 2.5 mg/ Nm^3 。

颗粒物、HCl、 SO_2 、 NO_x 、CO、 NH_3 可以通过连续排放监测系统(CEMS)进行在线监测。而二噁英和重金属在线监测技术则由于技术成熟度不够高或

成本过高等原因,并未被广泛使用。我们国家通常的监测方式是监管部门随机到垃圾焚烧厂进行现场监督检查,查阅焚烧系统、活性炭吸附系统、除尘系统的运行记录,包括炉膛温度控制记录、活性炭的更换周期、品质、使用量、除尘效率等,以评估其对二噁英、重金属等污染物的控制效果;监管部门还会委托第三方专业检测机构对垃圾焚烧电厂的烟气进行实时采样检测,这些检测通常包括对二噁英、重金属等污染物的浓度进行精确测量,以验证电厂的排放数据是否真实可靠,并评估其是否达到国家和地方规定的排放标准。

参照《生活垃圾焚烧厂评价标准》(CJJ/T 137—2019),粉末活性炭的使用量不应小于 50 mg/Nm^3 。

4.3 恶臭气体治理

核心治理原则为严控无组织排放,确保垃圾池、卸料大厅、渗沥液处理区等关键区域臭气全程受控(含停炉期)。

主要臭气成分:氨、硫化氢、甲硫醇等;重点来源:垃圾池、卸料区、渗沥液沟道及处理设施。

分区域治理措施:

(1) 垃圾池

运行期间,封闭式设计+负压控制,臭气通过一次风引入焚烧炉进行高温分解。停炉期则通过设置的独立排风除臭系统进行除臭。

除臭工艺常用的有化学吸收、生物除臭和活性炭吸附。垃圾池内气体湿度大,会使得活性炭易失效,而生物除臭需要一定时间来培养菌种,无法随时启用,推荐采用化学吸收法(喷淋 NaOH/NaClO 等药剂),适应高湿度、间歇运行需求。

事故排风系统往往是与排风除臭系统合建的,当垃圾池发生火灾时,关闭除臭支路、打开事故排风系统将烟气排往大气。

(2) 卸料大厅与坡道

卸料大厅全密闭设计,车辆入口设空气幕阻隔臭气外溢(风速 $\geq 0.6 \text{ m/s}$)。

采用封闭式坡道防止渗沥液抛洒,减少异味扩散。

(3) 渗沥液处理系统

渗沥液沟道与集液池产生的低量恶臭气体可引入垃圾池,通过焚烧炉一次风焚烧处理,同步排

出甲烷等可燃气体,避免池内积聚风险。

渗沥液处理系统中产生臭气浓度较高的设施,可将臭气引进焚烧炉处理。需设置除臭设施的区域/设备包括:

构筑物:调节池、均化池、混凝沉淀池、缺氧池、污泥浓缩池、脱水清液池、浓缩液储池、脱水机房、污泥仓;

敏感区域:周边环境要求高时,曝气池增设除臭;

敞开设备:机械格栅、螺旋输送机、气浮机、脱水机等接触渗沥液/污泥的开放设备。

其余要求参照《城镇环境卫生设施除臭技术标准》(CJJ274)执行。

(4) 炉渣储存区

炉渣储存区落渣口易产生含尘水雾,需设置排风系统改善区域环境。为避免扬尘及异味扩散污染,应配套除尘除臭装置。若该区域邻近垃圾池,可将排风接入池内焚烧系统,利用一次风协同处理,降低设备投资成本。

4.4 灰渣处理

(1) 炉渣特性与利用

炉渣产量约占垃圾量的 $10\% \sim 25\%$ (随季节波动)。成分以金属氧化物(SiO_2 、 CaO 、 Al_2O_3 等)为主,含少量未燃有机物及废金属。热灼减率达标后属一般固废,可作为铺路材料或建材原料。

(2) 锅炉灰处理

成分与炉渣类似,含 SiO_2 、 CaO 及微量未燃碳粒、重金属。一般情况下重金属不会超标,与炉渣合并处理。

(3) 漏渣管理

正常工况漏渣以灰土为主,可直送炉渣间混合;故障工况下漏渣含有机物时需返炉焚烧,避免污染。

(4) 飞灰处理

炉排炉飞灰占垃圾量 $2\% \sim 5\%$,流化床炉 $8\% \sim 12\%$ 。飞灰由烟尘、烟气净化喷入的中和剂颗粒物和活性炭颗粒组成,富集二噁英、氯及重金属,属危险废物。

主流处置方式为:稳定化+填埋。螯合/固化后浸出毒性达标(GB16889),采用吨袋包装(标注生

产时间)确保可追溯。

飞灰也可外运交由危废处理厂处理,特别是一些小型垃圾焚烧厂。

4.5 渗沥液处理

(1) 渗沥液产生量计算

根据《生活垃圾渗沥液处理技术标准》(CJJ/T 150—2023),焚烧厂渗沥液量通常按垃圾处理量的10%~35%估算,湿热气候、雨季、垃圾储坑停留时间长、转运站未预脱水时取高值,反之取低值。

设计需以丰水期渗沥液量及卸料平台冲洗水量为基准。

(2) 处理方式

优先考虑回喷焚烧炉,但仅限于入炉垃圾热值较高时。如简阳垃圾焚烧发电厂,热值超过7 500 kJ/kg,渗沥液产量约12%,全部回喷焚烧炉燃烧,用于调节炉内温度,从而省去了渗沥液处理系统。热值低时易导致炉温波动,并影响锅炉效率,需谨慎评估。

未经处理的原生垃圾往往热值较低,不具备将渗沥液喷入炉内的条件,需要配置渗沥液处理系统。未经发酵的原生液,COD通常为30 000~80 000 mg/L,氨氮1 000~2 500 mg/L,碳氮比较高,具备良好的生物脱氮条件。主流方案为“预处理(厌氧)+生物处理(MBR)+深度处理(纳滤/反渗透)”。

浓缩液处置优先回喷焚烧炉或半干法脱硫制

浆;次选蒸发减量(MVR/SCE),残液填埋;经济性不足时外协处理(尤其小型厂)。

在实际工作中,遇到个别将渗沥液回喷至垃圾池内垃圾上的设计方案。尽管理论可行,实际应用中需解决多项技术挑战。例如,如何确保喷洒均匀且保证喷洒后的垃圾热值依然能够满足入炉要求,从而切实保障焚烧炉的稳定运行状态以及良好的燃烧效果。

5 结语

深入理解城市生活垃圾焚烧发电性能指标内涵,意义重大。于市场开发人员,掌握这些指标能在项目评估时,依据物化特性、技术与环保指标,精准判断技术经济可行性,预估成本、收益与风险,筛选优质项目,避免资源错配,对项目履约人员,熟知指标才能在执行中严控环节,保障焚烧炉运行、实现环保和资源利用政策要求,降低技术风险,推动项目顺利实施。

参考文献:

- [1] 王小波. 近5年我国部分城市群生活垃圾特性[J]环境科学, 2023,44(11):6421-6432
- [2] 黄昌付. 深圳市生活垃圾理化组分的统计学研究[D]. 武汉:华中科技大学,2012
- [3] 王延涛. 生活垃圾焚烧发电厂设计参数与焚烧负荷变化的统计分析[J]环境卫生工程,2024,32(4):58-62

煤炭掺氨燃烧技术的研究进展及应用

张全军¹ 郭焱桃^{2*} 焦洋³ 白付明¹ 王婷⁴ 曹蕃³ 曹向飞⁴ 宋寅³ 李强¹

1. 大唐韩城第二发电有限责任公司, 陕西 韩城 715400; 2. 东方电气集团电力工程设计有限公司, 四川 成都 611731;
3. 中国大唐集团科技创新有限公司, 河北 雄安新区 071700; 4. 东方电气集团东方锅炉股份有限公司, 四川 自贡 643001

摘要:在全球能源转型和“双碳”目标背景下,减少污染物、降低碳排放已成为世界各国应对气候变化、推动可持续发展的关键举措。煤炭掺氨燃烧技术作为火电行业低碳转型的关键路径,其研究进展与应用潜力日益受到关注。本文在全面综述煤炭掺氨燃烧技术原理、特性及国内外研究进展的基础上,深入剖析了该技术在当前能源结构调整中的战略定位与经济驱动力。特别地,本文针对现有研究中机理模型局限性、NO_x排放控制复杂性等挑战,提出了未来技术优化与应用拓展的创新性思路,并结合我国能源政策与市场需求,展望了其在实现煤炭清洁高效利用和国家“双碳”目标中的关键作用。通过对该技术的原理、研究现状、应用案例、存在问题以及发展前景等方面进行系统的分析和总结,为进一步推动煤炭掺氨燃烧技术的发展和应

关键词:煤炭掺氨燃烧; 低碳燃烧技术; 燃烧特性; NO_x控制; 火电减碳

中图分类号:TQ534

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0048-08

Research Progress and Application of Coal Ammonia-doped Combustion Technology

ZHANG Quanjun¹, GUO Yantao^{2*}, JIAO Yang³, BAI Fuming¹, WANG Ting⁴, CAO Fan³,
CAO Xiangfei⁴, SONG Yin³, LI Qiang¹

(1. Datang Hancheng Second Power Generation Co., Ltd., 715400, Hancheng, Shanxi, China;

2. Dongfang Electric Power Engineering Consulting Corporation, 611731, Chengdu, Sichuan, China;

3. Datang Corporation Technology Innovation Co., Ltd., 071700, Hebei, China;

4. Dongfang Electric Corporation Dongfang Boiler Co., Ltd., 643001, Zigong, Sichuan, China)

Abstract: Against the backdrop of the global energy transition and the dual carbon goals, reducing pollutants and lowering carbon emissions have become key measures for nations worldwide to address climate change and advance sustainable development. As a pivotal pathway for low-carbon transformation in the thermal power sector, research progress and application potential of coal-ammonia co-combustion technology are garnering increasing attention. This paper comprehensively reviews the principles, characteristics, and domestic and international research advancements of coal-ammonia co-combustion technology, while delving into its strategic positioning and economic drivers within the current energy structure adjustment. Specifically, addressing challenges such as limitations in existing mechanism models and the complexity of NO_x emission control, this paper proposes innovative approaches for future technological optimisation and application expansion. It further outlines the technology's pivotal role in achieving clean and efficient coal utilisation and supporting China's national carbon peaking and carbon neutrality objectives, considering the nation's energy policies and

收稿日期:2025-09-30

作者简介:张全军(1974—),男,大专学历,高级工程师,大唐韩城第二发电有限责任公司设备部专业技术带头人,获大唐陕西公司科技进步三等奖1项,持有实用新型专利2项,主要从事燃煤发电厂锅炉及其辅助设备的安全性管理。邮箱:799090913@qq.com。

郭焱桃(2000—),女,2025年6月毕业于四川大学环境科学与工程专业,硕士。现在东方电气集团电力工程设计有限公司从事设计工作。通信邮箱:13076013847@163.com。

market demands. Through systematic analysis and synthesis of the technology's principles, current research status, application cases, existing issues, and development prospects, this paper provides a reference framework for further advancing the development and application of coal-ammonia co-combustion technology.

Key words: coal ammonia-doped combustion; low carbon combustion technology; combustion characteristics; NO_x control; thermal power carbon reduction

在全球能源转型的大背景下,减少污染物、降低碳排放已成为世界各国应对气候变化、推动可持续发展的关键举措。相关数据表明,能源领域的碳排放是全球温室气体排放的主要来源,其中火电行业的碳排放占据相当大的比重。我国作为全球最大的能源消费国和碳排放国,发电所产生的碳排放已经在全国总碳排放的份额中已突破四成^[1,2],因此推动电力行业从依赖化石能源发电迈向绿色低碳新能源发电,对我国实现“双碳”目标至关重要。煤炭作为我国的主要能源^[3],其清洁高效利用是当前面临的挑战。氨作为一种具有潜力的零碳燃料^[4,5],因其燃烧产物主要为氮气和水、几乎不产生CO₂,为火电行业减碳提供了新思路。

煤炭掺氨燃烧技术作为符合我国国情的新兴低碳技术,通过混合燃烧可有效降低碳排放,是实现煤炭清洁高效利用的重要途径。本文旨在全面综述煤炭掺氨燃烧技术的研究进展及应用情况,为煤炭掺氨燃烧技术的发展与应用提供理论指导和实践参考。

1 氨的基本性质及技术原理

1.1 氨的基本性质及优势

氨(NH₃)是一种由氮和氢组成的无机化合物,具有特殊的刺激性臭味,性质见表1所示。其作为燃料具有显著优势:零碳排放(燃烧产物为N₂和H₂O),较高的安全性(着火温度高、爆炸极限窄,且有警示性气味)^[6],易于储存运输(液化条件优于H₂和CH₄)^[7,8]。

1.2 氨燃烧技术原理

在煤炭发电锅炉掺氨燃烧过程中,氨主要通过以下几种方式发挥作用:提供能量,减少煤炭用量,降低碳排放^[9];影响燃烧反应路径,产生自由基,加速煤炭的热解和燃烧反应,促进燃烧过程;参与氮氧化物的生成与还原,通过选择性催化还原(SCR)

或选择性非催化还原(SNCR)反应将NO_x转化为无害氮气,为NO_x排放控制提供了可能。

表1 气体燃料性质对比

性质	氨	氢	甲烷
常压下液化温度/°C	-33.4	-253	-161
常温下液化压力/MPa	1.03	70	25
低位体积热值/(MJ/m ³)	14.3	10.8	35.9
最低着火温度/°C	650	520	630
火焰极限	0.63~1.40	0.10~7.10	0.50~1.70
爆炸极限/%	15~28	4~75	5~15.4

1.3 煤炭掺氨协同燃烧机理

当煤与氨混合燃烧时,两者之间存在复杂的物理混合和化学协同反应过程。

在物理混合方面,煤粉与气态氨的均匀混合是影响燃烧效果的关键。通过优化燃烧器结构和喷射方式,例如利用旋流燃烧器,可使氨气充分扩散至煤粉颗粒周围,形成均匀的气固混合体系。

在化学协同反应方面,氨的加入显著影响煤的燃烧过程,主要体现在以下几个阶段:

(1)挥发分析出阶段:氨在高温下会发生热分解,生成高活性的氢自由基(H·)、羟基自由基(OH·)和氧原子(O·)等。这些自由基能够迅速与煤热解产生的挥发分(如甲烷、乙烯、一氧化碳等碳氢化合物)发生反应^[8],加速挥发分的氧化,促进燃烧。同时,氨与挥发分中的碳氢化合物也可能发生反应,生成含氮有机化合物,进而影响NO_x的生成路径。

(2)焦炭燃烧阶段:氨分解产生的氢气和自由基能促进焦炭燃烧,提高燃尽率。氢气可与焦炭表面活性位点反应加速氧化,自由基则参与反应链推动焦炭燃尽。

燃烧温度是煤炭掺氨燃烧的关键因素。氨气火焰温度相对较低,掺氨会在一定程度上降低整体燃烧体系温度。然而,适度降温有助于减少煤中矿

物质挥发和结渣,同时氨分解产生的自由基仍能保证煤炭充分燃烧,维持较高燃烧效率。

现有反应机理模型在描述煤炭掺氨协同燃烧方面仍存在深层局限性。尽管已发展出包含数百种组分^[10]和上千个反应的详细动力学模型^[11],但在氨煤共燃这一复杂体系中,其预测精度和普适性仍面临挑战。主要原因在于:模型难以准确描述煤与氨之间复杂的非均相反应及相互作用,且难以全面考虑煤种差异(如挥发分、固定碳、矿物质)的影响。这导致现有模型在预测 NO_x 排放、火焰传播速度等关键参数时存在误差,不同模型结果差异大,限制了实际应用中污染物评估的准确性。此外,高计算复杂度也制约了其在工程优化中的实时应用。

2 煤炭掺氨燃烧特性

2.1 着火特性

掺氨比例是影响煤粉着火特性的关键因素之一。低掺氨比例时,氨对煤粉着火延迟时间影响小,甚至略有缩短。氧浓度对煤炭掺氨混合物的着火特性也有重要影响,低氧环境下,掺氨可能导致着火延迟时间先降低后略微上升^[12];高氧环境下,掺氨则会增加点火延迟时间,使着火模式从非均相转变为均相,导致着火滞后^[13]。

为优化掺氨煤粉的着火性能,后续研究可以从以下几方面来探索:

(1)燃料预处理技术:结合微波、等离子体等技术对煤粉进行预处理,提高其反应活性,缩短着火延迟时间。

(2)助燃剂协同:探索添加少量氢气、甲烷或其他易燃气体作为助燃剂,改善掺氨煤粉的着火特性。

(3)燃烧器结构优化:设计新型燃烧器,通过优化氨气与煤粉的混合方式和喷射策略,实现更快速、稳定的着火。

2.2 稳燃特性

氨的加入对火焰传播速度和火焰结构产生显著影响。氨的火焰传播速度较慢,约为 0.07 m/s ,远低于煤炭燃烧时的火焰传播速度。当氨与煤混合燃烧时,整个火焰传播速度会受到氨的影响而降低^[14]。燃烧速度随氨和空气当量比的变化呈“钟形曲线”趋势,先升高后降低。这与大多数碳氢燃料

的规律相似,但绝对数值要低得多(甲烷空气火焰的峰值速度约为 40 cm/s ,是氨的 $5\sim 6$ 倍)^[15]。

在火焰结构方面,氨的加入会改变火焰的形态和分布。氨火焰相比其他碳氢燃料更宽、更长,颜色发光呈橘黄色,与煤粉火焰颜色相近,难以直接从颜色上区分氨煤混燃时火焰具体来自于哪种燃料的燃烧。研究发现,在掺氨 10% 和 20% 的工况下,火焰呈现出正常的旋流火焰,当掺氨量超过 40% 时,高速氨射流火焰完全穿透火焰内再循环区,降低了再循环区内的负压,形成细长的火焰^[16],这种火焰结构的改变将直接影响炉膛内温度场及流场的分布,进而影响热流分布和传热方式。火焰稳定性是煤炭掺氨燃烧过程中的关键问题,由于氨的火焰传播速度低,导致氨火焰很难稳定燃烧,必须通过增加燃料停留时间、预热、其他燃料混燃或富氧等方式实现稳定燃烧。在氨煤混燃过程中,若火焰稳定性不佳,容易出现熄火、脱火等现象,影响燃烧效率和设备安全运行。

结构与燃料改性是改善稳燃的重要手段。旋流燃烧器通过形成内回流区(IRZ)和外回流区(ORZ),利用高温烟气和活性自由基持续加热新鲜混合气,在高湍流强度下实现氨火焰稳定^[7]。在此基础上,可以为探索创新性的稳燃技术提供了思路:

(1)多级分段掺氨燃烧器:通过在不同区域、不同角度注入氨气,实现对火焰结构的精准调控,优化燃料与氧化剂的混合,从而拓宽稳定燃烧范围,并有效抑制 NO_x 生成。

(2)等离子体辅助燃烧:利用等离子体产生的高活性自由基,降低氨的着火温度,加速燃烧反应,显著提升火焰稳定性,尤其适用于低负荷或高掺氨比例工况。

(3)智能燃烧控制系统:结合炉内火焰图像识别、温度传感器和AI算法,实时监测火焰状态,动态调整掺氨比例、配风和燃烧器参数,实现自适应的稳定燃烧控制。

此外,添加氢气或与天然气混合可显著提升燃烧速度,例如氢气体积分数达 40% 时,氨/氢/空气火焰的燃烧速度接近甲烷水平;富氧燃烧(O_2 浓度 35%)也能通过提高火焰温度和反应活性拓宽稳定范围。

2.3 排放特性

将氨作为燃料引入燃煤锅炉,在实现碳减排的同时,也带来了复杂的氮氧化物(NO_x)排放问题。氨分子本身含氮,其燃烧过程会引发新的氮元素转化路径,使得 NO_x 的生成与排放呈现出非线性的复杂特征,成为该技术应用中的核心挑战与机遇。

NO_x 的排放水平受到运行参数的深刻影响,其中,掺氨比例是关键因素。多项实验揭示出 NO_x 排放量与掺氨比例并非简单的正比关系^[16-19]。在掺氨比例较低时(如10%), NO_x 浓度可能维持在与纯燃煤相当的水平;但随着比例提升,燃料氮的投入增加(20%~60%)通常会推高 NO_x 的生成。但有模拟研究表明,在极高掺氨比例(如80%)下,炉内氨分解产生的大量 NH_2 自由基会相互反应生成氨气,无须经过生成 NO 的步骤,这反而可能抑制 NO_x 的最终排放,这揭示了其内在化学反应路径的复杂性^[20]。此外,氨的注入位置对控制 NO_x 至关重要,若将氨直接喷入燃烧器中心的高温主燃区,会显著促进燃料型 NO_x 的生成;而将氨注入炉膛下游的还原区则是一种更为有效的策略,此时氨不仅能稳定燃烧,还可作为还原剂,通过类似选择性非催化还原(SNRC)的机理将已生成的 NO_x 还原,从而实现排放总量不增反降^[21]。锅炉规模与结构同样会放大这一效应,多燃烧器大型试验中观测到的 NO_x 增幅远高于单燃烧器实验,这提示我们工程放大过程中流场组织与燃烧配风的协同至关重要。其他如过量空气系数、分级风率等参数也需精细调控,以平衡 NO_x 减排与燃烧效率。

在关注 NO_x 的同时,还需警惕其他伴生污染物的风险,掺氨燃烧后,烟气中的水蒸气会升高,酸露点会随之提高,未燃尽的氨可能在烟道中与 SO_2 和水蒸气反应生成硫酸铵等物质,造成设备的腐蚀和堵塞,影响设备的安全性^[22];此外,还可能会有强效温室气体一氧化二氮(N_2O)的排放,掺氨导致的燃烧温度变化可能为 N_2O 的生成创造条件,使其排放浓度高于纯燃煤工况,带来潜在的温室效应^[23]。针对这些伴生污染物,后续的研究与应用需关注:

(1) 新型催化剂与吸附剂:开发高效、耐硫的催化剂,用于烟气中未燃尽氨的氧化和 N_2O 的分解,同时研究新型吸附材料以捕集烟气中的酸性物质。

(2) 烟气余热回收与深度净化:优化烟气余热回收系统设计,降低烟气温度,减少酸性物质的凝结腐蚀;集成多污染物协同控制技术,实现氨、 NO_x 、 N_2O 、 SO_x 等多种污染物的超低排放。

(3) 腐蚀抑制与材料选择:深入研究掺氨烟气对锅炉受热面材料的腐蚀机理,开发新型耐腐蚀材料或涂层,以保障设备长期稳定运行。

掺氨燃烧对锅炉运行的影响还体现在其对传热特性及效率的牵连上。锅炉炉膛内的热量吸收主要依靠辐射传热,而辐射强度很大程度上依赖于烟气中的固体颗粒(如飞灰、碳烟)。纯氨燃烧火焰透明度高、辐射能力弱,因此掺烧氨会相应削弱炉内的辐射换热,然而,随着掺氨比例继续增大,烟气体积流量的增加会强化尾部烟道对流换热区的传热效果,从而对辐射换热的减弱进行一定补偿^[16]。总体而言,掺氨对锅炉总热效率的直接影响较为有限,但会改变炉内吸热格局,在锅炉设计与改造时需要予以充分考虑。

综上所述,掺氨燃烧的排放特性管控核心在于驾驭其复杂的氮化学行为。通过精确优化掺混比例、采用分级注入等策略,并协同调控整个燃烧过程,能够将 NO_x 排放控制在合理范围内,并最大限度地降低对锅炉运行经济性与安全性的负面影响,是实现该技术清洁高效应用的关键。

3 技术研究进展

3.1 国外研究进展

3.1.1 日本跨部战略创新促进计划(SIP)

日本SIP计划重点布局氨燃烧技术,聚焦燃气轮机、煤共燃和工业炉^[7]。福岛可再生能源研究所(FREA-AIST)研发氨燃料微型燃气轮机^[24],实现41.8 kW功率,纯氨燃烧效率95%, NO_x 排放降至 $10 \mu\text{mol/mol}$ 以下。中央电力研究所(CRIEPI)开展氨与煤粉共燃实验,发现氨注入下游1.0m时,即使氨替代20%热值, NO_x 仍与纯煤粉燃烧相当。大阪大学在10 kW试验炉中采用氨/天然气混合燃料与富氧空气, NO_x 控制在 $150 \mu\text{mol/mol}$ 以下。

3.1.2 日本水岛发电厂156 MW机组氨煤混燃发电试验

2017年,日本Chugoku电力公司在水岛发电厂

156 MW 机组开展全球首次氨煤混燃发电测试^[25]。NH₃ 掺烧比例 0.6 %~0.8 %，机组总功率稳定在 155 MW。测试结果表明，掺氨后 NO_x 排放量与纯煤燃烧模式几乎无差异，甚至略有降低，符合排放标准。同时，掺烧氨气可实现完全燃烧，CO₂ 排放量降低幅度与掺烧量呈正相关。

3.2 国内创新实践

3.2.1 工业试验与工程示范

我国在煤炭掺氨燃烧技术领域取得了显著的工业试验和工程示范成果。国家能源集团在 40 MW 燃煤锅炉上进行掺氨 25 % 工业试验^[26]，实现大比例混氨燃烧下 NO_x 低于纯煤粉工况，氨残余量低 (<15 μmol/mol)，混氨燃烧降低飞灰含碳量，CO 排放与纯煤粉相当 (<200 μmol/mol)，表明可提高燃烧效率。NO_x 生成量与喷入位置过量空气系数有关，欠氧区喷入可能降低 NO_x，且煤粉燃烧器混氨燃烧后，燃烧器稳燃能力增强。2023 年，国家能源集团在 600 MW 燃煤机组实施高负荷掺氨燃烧试验，是当时国内外容量最大机组。

中国皖能集团针对 300 MW 级煤电机组，实施了高比例掺烧氨气的工程示范项目^[27]。该项目运用大功率纯氨燃烧器与新一代等离子体裂解氨燃烧器，成功实现了机组在 100~300 MW 负荷、氨气掺烧比例 10 %~35 % 区间内的稳定运行。其中，氨气最大掺入量超过 21 t/h，炉膛及炉壁温度较同等负荷下纯燃煤时更高，氨的燃尽率达到 99.99 %。

这些成功案例充分体现了我国在煤炭掺氨燃烧技术领域的自主创新能力和工程实践水平。在燃烧器设计方面，国内企业积极探索适应大比例掺氨的燃烧器结构，例如采用多级分段送风、优化喷口布局等策略，以实现氨与煤粉的均匀混合和稳定燃烧。在锅炉改造方面，针对现有燃煤锅炉的特点，开发了模块化、可快速实施的掺氨改造方案，最大限度地减少停机时间，降低改造成本。在控制系统方面，结合先进的 DCS (分布式控制系统) 和 AI 算法，实现了掺氨比例、配风、炉膛温度、NO_x 排放等关键参数的智能协同控制，确保了机组的安全、稳定、高效运行。

3.2.2 数值模拟研究进展

国内高校和研究机构在数值模拟方面也取得了

重要进展。华中科技大学针对 600 MW 燃煤机组开展掺氨燃烧模拟^[28]，分析不同掺氨比例 (5 %~20 %) 及掺烧场景对烟气排放、热力学特性及烟效率的影响。研究发现，掺氨可有效降低 CO₂ 排放，每增加 5 % 掺氨比例，CO₂ 减少约 24.08 t/h。整体锅炉系统烟效率仅轻微降低，等绝热火焰温度条件下运行系统具有更低的烟损失和更高的烟效率。该研究为燃煤电厂通过掺氨实现低碳转型提供了重要的热力学依据与技术路径。

西安交通大学动力工程多相流国家重点实验室的研究团队针对 350 MW 煤粉锅炉开展了煤/氨共烧的数值模拟研究^[29]，分析不同掺氨比例 (20 %~40 %) 及锅炉负荷对炉内温度分布、燃料燃尽特性及 NO_x 排放的影响。研究发现，掺氨导致炉膛烟气温度下降，飞灰含碳量增加，但 NO 生成量不升反降，主要因温度下降抑制热力型 NO_x，且 NH₃ 在主燃区有还原作用。低负荷时掺氨比例宜控制在 20 % 左右。

4 我国煤炭掺氨燃烧技术的经济驱动力

4.1 煤炭掺氨燃烧技术的市场驱动力

煤炭掺氨燃烧技术在我国推广应用，不仅受技术成熟度驱动，更受其显著的经济效益和战略价值牵引，从经济性角度来看，煤炭掺氨燃烧技术具有显著的市场驱动力：

(1) 碳排放成本降低：随着碳交易市场的逐步成熟和碳价的提升，掺氨燃烧技术能够有效减少 CO₂ 排放，从而降低企业的碳排放成本，提升市场竞争力；

(2) 能源安全保障：氨作为一种可储存、可运输的燃料，有助于提升我国能源供应的多元化和安全性，减少对单一化石燃料的依赖，虽然目前“绿氨”成本相对较高，但随着可再生能源制氢和合成氨技术的规模化发展，其成本有望大幅下降；

(3) 传统火电转型升级：为现有燃煤电厂提供一条经济可行的低碳转型路径，通过对现有锅炉进行适度改造即可实现掺氨燃烧，相比新建零碳电厂，其投资成本显著降低，在满足电力需求的同时，逐步实现碳排放的深度削减。

结合我国能源结构特点和“双碳”目标，未来煤

炭掺氨燃烧技术的发展路线应着重于以下几方面:

(1)“绿氨”全产业链协同发展:推动可再生能源制氢与合成氨技术的融合,构建低成本、大规模的“绿氨”供应体系,从源头实现碳减排。

(2)多燃料协同燃烧优化:探索氨与生物质、天然气等多种燃料的协同燃烧,实现燃料的灵活切换和优化组合,以适应不同负荷和市场需求。

(3)数字化与智能化升级:借助大数据、云计算和人工智能技术,建立煤炭掺氨燃烧的数字孪生模型,实现全生命周期的智能运行、故障诊断和优化控制。

(4)政策与标准体系完善:国家相关政策和标准的制定,推动碳排放核算、氨燃料安全管理、锅炉改造规范等方面的完善,为技术的大规模推广应用提供保障。

4.2 煤炭掺氨燃烧技术的碳排放收益计算

煤炭掺氨燃烧技术将带来显著的碳收益,以典型的 600 MW 燃煤机组为例,计算掺烧 10 % 氨燃料时所产生的降碳收益:

对于典型发电企业,化石燃料燃烧产生的二氧化碳排放主要为燃煤锅炉燃烧煤炭产生的二氧化碳排放。

根据生态环境部《企业温室气体排放核算方法与报告指南·发电设施》(2023 年版)的要求,本项目化石燃料燃烧排放计算公式如下:

$$E_{\text{燃烧}} = \sum_{i=1}^n (FC_i \times C_{\text{ar},i} \times OF_i \times \frac{44}{12})$$

式中: $E_{\text{燃烧}}$:本项目燃烧煤炭的排放量,单位为吨二氧化碳(tCO_2);

FC_i :第*i*种化石燃料的消耗量,本项目燃料为煤炭,单位为吨(t);

$C_{\text{ar},i}$:第*i*种化石燃料的收到基元素碳含量,本项目燃料为煤炭,单位为吨碳/吨(tC/t);

OF_i :第*i*种化石燃料的碳氧化率,以%表示;

44/12:二氧化碳与碳的相对分子质量之比;

i:化石燃料种类代号。

根据生态环境部办公厅 2024 年 12 月 23 日印发的《关于发布 2022 年电力二氧化碳排放因子的公告》,选取陕西省电力平均二氧化碳排放因子,为 0.655 8 吨二氧化碳/兆瓦时($tCO_2/MW \cdot h$)。初步

计算减排收益如表 2~3 所示。

表 2 掺氨 10 % 前后二氧化碳排放强度计算

名称	符号	单位	纯燃煤	掺氨 10%后
煤炭年耗量	FC	万 t/a	132.93	119.64
年发电量	W_{gd}	万 kWh/a	269 000	269 000
发电二氧化碳排放量	E_{gd}	万 tCO_2/a	232.54	209.30
发电碳排放强度	S_{gd}	tCO_2/MWh	0.864 5	0.7781

表 3 600 MW 掺氨 10 % 减少二氧化碳排放量

名称	符号	单位	设计煤种
燃料节约量	FC	万 t/a	14.10
收到基碳含量	Car	tC/t	0.4771
碳氧化率	OF	%	99
总减排量	E 总	万 tCO_2/a	24.38

根据《2023、2024 年度全国碳排放权交易发电行业配额总量和分配方案》,取 2024 年 300 MW 常规以上燃煤机组配额基准值:发电 0.7910 tCO_2/MWh 。

基准法公式为:机组配额总量=发电基准值×实际发电量×修正系数+供热基准值×实际供热量。本期项目二氧化碳排放配额约 212.78 万 t/a ,计算如表 4 所示。

表 4 二氧化碳配额计算

名称	符号	单位	数值
发电量	Q_e	万 kWh	269 000
发电基准值	Be	tCO_2/MWh	0.791 0
配额总量		万 tCO_2/a	212.78

10 % 掺氨燃烧改造完成后,按近期上海环境能源交易所发布的碳配额平均价约 60.08 元/ tCO_2 计算,增加收益 1 466.43 万元/年。另外,根据《2023、2024 年度全国碳排放权交易发电行业配额总量和分配方案》里的政策说明,具备掺烧 10 % 绿氨能力之后,若电厂建设新能源自产绿氨后,将符合“暂不纳入配额管理”的判定标准。

由此分析可见,掺氨燃烧收益显著。

5 总结与展望

煤炭掺氨燃烧技术作为符合我国国情的火电低碳化过渡方案,通过将氨与煤炭混合燃烧,能有效降低碳排放,还可提高燃烧效率,在协调煤炭与

可再生能源发展方面潜力巨大。本文系统综述了该技术的研究进展,深入剖析了机理模型、燃烧特性、排放控制等方面的挑战,并创新性地提出了多尺度机理建模、智能燃烧控制、多污染物协同治理等技术优化方向。同时,结合我国能源政策与市场驱动力,本文为煤炭掺氨燃烧技术的未来发展路线提供了战略性建议。然而,该技术目前仍面临诸多挑战,如燃烧基础理论不完善、NO_x排放控制难度大、反应机理模型局限性、氨燃料腐蚀性、系统适配性及工业示范验证不足等。未来,为推动煤炭掺氨燃烧技术实现深度脱碳与规模化应用,以下观点与发展路径有待继续探索:

(1)高精度多尺度反应机理模型开发:结合量子化学计算、分子动力学模拟和 CFD 技术,构建能够精确预测掺氨燃烧过程中自由基演化、污染物生成与转化路径的机理模型。

(2)新型高效低 NO_x 燃烧器设计:研发具有自适应调节能力、能够实现燃料分级和空气分级的智能燃烧器,在保证稳定燃烧的同时,将 NO_x 排放控制在超低水平。

(3)氨燃料全生命周期安全与经济评估:深入研究氨的储存、运输、注入等环节的安全风险与经济成本,开发相应的安全管理规范和成本优化策略。

(4)与 CCUS(碳捕集、利用与封存)技术耦合:探索煤炭掺氨燃烧与 CCUS 技术的协同效应,进一步降低碳排放,实现火电的深度脱碳。

结合可再生能源制氨(如“绿氨”技术)和富氧燃烧等创新路径,煤炭掺氨燃烧技术有望在能源结构转型中发挥更大作用,为火电行业实现“双碳”目标提供切实可行的技术支撑,并为我国构建清洁低碳、安全高效的现代能源体系贡献力量。

参考文献:

[1] 康丽虹,贾燕冰,谢栋,等.考虑混氢天然气的综合能源系统低碳经济调度[J].电网与清洁能源,2023,39(7):108-117
[2] Zhai R, Qi J, Zhu Y, et al. Novel system integrations of 1000 MW coal-fired power plant retrofitted with solar energy and CO₂ capture system[J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 125: 1133-1145
[3] Lei L, Liu X, Wang H, et al. Performance analysis of a novel mode

using solar energy to recycle and reuse water vapor from flue gas of coal-fired power station[J]. Energy Conversion and Management, 2023, 276: 116537
[4] 汪鑫,陈钧,范卫东.燃煤电站锅炉掺氨燃烧与排放特性综述[J].洁净煤技术,2022,28(8):25-34
[5] Shih C F, Zhang T, Li J, et al. Powering the future with liquid sunshine[J]. Joule, 2018, 2(10): 1925-1949
[6] 赵秀良,崔立明,刘平,等.燃煤电站锅炉掺氨燃烧系统安全风险识别及防控机制[J].洁净煤技术,2024,30(S2):547-554
[7] Kobayashi H, Hayakawa A, Somarathne K D K A, et al. Science and technology of ammonia combustion [J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2019, 37(1): 109-133
[8] 吕强,王儒儒,李长兴,等.燃煤锅炉掺氨燃烧研究进展[J].节能技术,2023,41(4):324-331
[9] 刘小伟,雷乐,周子健,等.双碳背景下燃煤电站掺氨燃烧研究进展与展望[J].中国电机工程学报,2024,44(18):7221-7235
[10] Miller J A, Smooke M D, Green R M, et al. Kinetic modeling of the oxidation of ammonia in flames [J]. Combustion Science and Technology, 1983, 34(1-6): 149-176
[11] Konnov A A. Implementation of the NCN pathway of prompt-NO formation in the detailed reaction mechanism [J]. Combustion and Flame, 2009, 156(11): 2093-2105
[12] Yuan Y, Li S, Li G, et al. The transition of heterogeneous-homogeneous ignitions of dispersed coal particle streams [J]. Combustion and Flame, 2014, 161(9): 2458-2468
[13] Xu Y, Li S, Gao Q, et al. Characterization on ignition and volatile combustion of dispersed coal particle streams: *in situ* diagnostics and transient modeling [J]. Energy & Fuels, 2018, 32(9): 9850-9858
[14] Okafor E C, Naito Y, Colson S, et al. Experimental and numerical study of the laminar burning velocity of CH₄-NH₃-air premixed flames [J]. Combustion and Flame, 2018, 187: 185-198
[15] Hayakawa A, Goto T, Mimoto R, et al. Laminar burning velocity and markstein length of ammonia/air premixed flames at various pressures [J]. Fuel, 2015, 159: 98-106
[16] Zhang J, Ito T, Ishii H, et al. Numerical investigation on ammonia co-firing in a pulverized coal combustion facility; effect of ammonia co-firing ratio [J]. Fuel, 2020, 267: 117166
[17] Sousa Cardoso J, Silva V, Eusébio D, et al. Numerical modelling of ammonia-coal co-firing in a pilot-scale fluidized bed reactor: influence of ammonia addition for emissions control [J]. Energy Conversion and Management, 2022, 254: 115226
[18] Cardoso J S, Silva V, Chavando J A M, et al. Numerical modelling of the coal phase-out through ammonia and biomass co-firing in a pilot-scale fluidized bed reactor [J]. Fuel Communications, 2022, 10(c): 100055
[19] 徐静颖,朱鸿玮,徐义书,等.燃煤电站锅炉氨燃烧研究进展及

- 展望[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2022, 50(7): 55-65
- [20] Ishihara S, Zhang J, Ito T. Numerical calculation with detailed chemistry on ammonia co-firing in a coal-fired boiler; effect of ammonia co-firing ratio on NO emissions [J]. Fuel, 2020, 274:117742
- [21] 木本政義, 山本晃, 小沢靖, 等. 微粉炭ボイラに適用可能なアンモニア混焼技術[J]. 日本燃焼学会誌, 2019, 61(198): 299-303
- [22] Yao Q, Li R, Wang Y, et al. Feasibility analysis of coupling hydrogen-derived fuel on a coal-fired boiler for power generation [J]. Energy & Fuels, 2022, 37(1):477-491
- [23] Genichiro N. Development of Co-firing method of pulverized coal and ammonia to reduce greenhouse gas emissions [J]. IHI Engineering Review, 2020, 53(1):1-10
- [24] Kurata O, Iki N, Matsunuma T, et al. Performances and emission characteristics of NH₃-air and NH₃CH₄-air combustion gas-turbine power generations [J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2017, 36(3):3351-3359
- [25] Yoshizaki T. Test of the Co-firing of ammonia and coal at mizushima power station [M]. CO₂ Free Ammonia as an Energy Carrier, 2023:601-611
- [26] 牛涛, 张文振, 刘欣, 等. 燃煤锅炉氨煤混合燃烧工业尺度试验研究[J]. 洁净煤技术, 2022, 28(3):193-200
- [27] 谭厚章, 王学斌, 杨富鑫, 等. 大型燃煤发电机组低碳技术进展 [J]. 煤炭学报, 2024, 49(2):1052-1066
- [28] Xu Y, Wang H, Liu X, et al. Mitigating CO₂ emission in pulverized coal-fired power plant via co-firing ammonia; a simulation study of flue gas streams and exergy efficiency [J]. Energy Conversion and Management, 2022, 256:115328
- [29] 张普选, 李宇航, 田舒嫚, 等. 350 MW 锅炉煤/氨共烧数值模拟研究[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(22):8904-8915

西藏 DG 高海拔水轮发电机设计概述

施明星 张景林 郑棣

东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:基于高海拔水电站情况,本文主要介绍了高海拔水轮发电机的电磁设计、绝缘和防晕技术优化以及通风系统结构优化设计,解决了高海拔水轮发电机易起晕、放电和散热困难等难题。

关键词:高海拔; 水轮发电机; 电磁设计; 绝缘; 防晕; 散热; 通风系统

中图分类号:TV74

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0056-04

Overview of High Altitude Hydro-generator Design for Xizang DG Power Station

SHI Mingxing, ZHANG Jinglin, ZHEN Di

(Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: Based on the condition of high altitude hydropower station, this paper mainly introduced the electromagnetic design, insulation and anti-corona technology optimization and ventilation system structure optimized design of high altitude hydro-generator, which solved the problem such as corona, discharge and heat dissipation difficulties.

Key words: high altitude; hydro-generator; electromagnetic design; insulation; anti-corona; heat dissipation; ventilation system

西藏 DG 水电站位于西藏海拔 3 500 m 地区,电站共装机 4 台单机容量 165 MW 水轮发电机组。西藏 DG 水轮发电机层高为 3 378.3 m,为海拔 3 300 m 以上单机容量最大的水轮发电机。高海拔环境条件具有空气稀薄、气压低、气温低等特点,并且海拔越高,条件越恶劣,会对水轮发电机产生起晕电压降低、空气绝缘耐压降低、散热困难、温升增加等影响^[1-3]。因此,按照常规低海拔条件进行水轮发电机设计,已不能满足在高海拔环境下的要求。

1 发电机基本参数

发电机基本参数,见表 1。

2 发电机电磁设计特点概述

电磁方案设计是水轮发电机设计的首要环节,决定着水轮发电机总体尺寸、结构布置和性能参数。根据高海拔机组的设计经验,对西藏 DG 水轮发电机主要技术参数进行了优选。西藏 DG 水轮发电机电磁方案不仅要考虑电站厂房的布置尺寸限制、机组转动惯量的需求,还要考虑高海拔通风散

收稿日期:2024-08-05

作者简介:施明星(1986—),男,2010年3月毕业于浙江大学控制理论与控制工程专业,工学硕士,正高级工程师。现在东方电气集团东方电机有限公司从事水轮发电机设计工作。邮箱:shimx8259@dongfang.com。

张景林(1971—),男,1997年7月毕业于合肥工业大学电机电器及其控制专业,工学学士,高级工程师。现在东方电气集团东方电机有限公司从事水轮发电机设计工作。邮箱:zhangjinglin71@sina.com。

郑棣(1997—),男,2019年6月毕业于上海交通大学电气工程及其自动化专业,工学学士,工程师。现在东方电气集团东方电机有限公司从事水轮发电机设计工作。邮箱:zhengd7249@dongfang.com。

热等因素影响。电磁方案设计需选择合理支路数,使槽电流、热负荷控制在合理范围。槽数选择必须匹配合适电磁负荷,控制电磁负荷在合理范围内并尽量选择多槽方案,使线棒与铁心的接触面积增加,从根本上降低热负荷、提供良好的散热条件,更好的满足高海拔水轮发电机定子散热要求。通过对电磁参数的分析研究,设计了专用于西藏 DG 高海拔水轮发电机的电磁方案,以解决在高海拔水轮发电机易起晕、放电和散热困难等难题。西藏 DG 水轮发电机定子铁心外径设计为 12 000 mm,定子铁心长度为 1 620 mm,定子通风沟高度为 4 mm,通风沟数量为 50 个。西藏 DG 水轮发电机容量为 165 MW,额定电压 13.8 kV,发电机极数为 52 个。综合考虑高海拔、容量大小和电磁负荷匹配,线负荷控制在 660~700 A/cm,槽电流控制在 3 500~4 500 A,支路数选取为 4,槽数选取为 624 槽,每极每相槽数选取为整数 4。

表 1 发电机基本参数

名称	参数
型号	SF165-52/12000
额定容量(MVA)	183.33
额定功率(MW)	165
功率因数	0.9(滞后)
额定电压(kV)	13.8
额定电流(A)	7 670
额定转速(r/min)	115.4
飞逸转速(r/min)	230
相数	3

3 发电机主要结构设计概述

3.1 总体结构概述

西藏 DG 水轮发电机采用具有上、下两个导轴承的立轴半伞结构。推力轴承位于转子下方的下机架上,与下导轴承合用一个油槽,并采用外加泵外循环冷却方式。机组轴系由上端轴、转子支架中心体、发电机主轴和水轮机主轴组成,并由发电机上、下导轴承和水轮机水导轴承支撑。

3.2 绝缘和防晕技术优化

考虑高海拔因素,西藏 DG 水轮发电机采用的绝缘和防电晕技术措施如下:

3.2.1 单支定子线棒绝缘和防电晕措施

采用性能稳定的多种阻值的高电阻防晕带材料,依照阻值的高低分布进行搭接,确保绕组端部电场分布的均匀性。通过计算机仿真分析和真机线棒试验验证,优化不同阻值高电阻防晕带材料的包扎长度及方式,进一步降低绕组端部电场分布的非均匀性,提高单支线棒起晕放电的起始电压。通过海拔修正,提高定子线棒主绝缘设计等级到 18 kV,提高定子线棒防晕结构设计等级到 20 kV,增加绝缘和防晕设计裕度。并将海拔高度模拟测试技术^[4]应用到定子线棒的绝缘性能测试中,以确保定子线棒的绝缘和防晕性能满足高海拔条件下的要求。

3.2.2 定子绕组绝缘和防电晕措施

定子铁心槽内采用低电阻防晕漆和线棒槽衬结构以加强线棒槽部表面与铁心间的接触面积和接触稳定性,减小可能出现的间隙,消除槽部放电产生条件。加大端部异相线棒间的间隙,提高端部间隙的放电起始电压。绕组端部增加防晕保护层结构,有效防止绕组端部高电阻防晕层受污染、受潮或其他外力损伤,确保绕组端部高电阻防晕层在运行中长期稳定可靠。定子线棒采用 VPI 线棒,并采用了全防晕技术。

3.2.3 转子绕组绝缘和防电晕措施

磁极极身绝缘采用绝缘性能更好的 NOMEX 绝缘纸围包绝缘结构。磁极线圈内外表面涂刷具有优良防潮性能的表面绝缘漆,提高磁极线圈耐污能力和表面防放电能力。磁极绕组绝缘托板采用整体模压成型件,绝缘托板厚度增加到 20 mm,保证具有足够的电气、机械、绝缘性能和爬电距离。

3.3 通风系统结构设计优化

发电机采用端部回风的密闭循环空气冷却系统,热空气由 12 个固定在定子机座周围的高效冷却器冷却。

3.3.1 定子铁心通风沟优化设计

由于空气流经通风沟时,两边仅有 2~3 mm 的一层空气可以有效冷却铁心,其余厚度的空气为中间带,对铁心的冷却影响很小,水轮发电机一般采用 4~6 mm 高的通风沟。以往常规的水轮发电机定子通风沟高度一般取 5 mm。考虑到高海拔因素影

响,在定子铁心长度一定的条件下,西藏 DG 水轮发电机定子铁心采用 4 mm 高的通风沟,尽可能采用更多的通风沟数量,来增大定子铁心的散热面积。

3.3.2 端部回风流线型固定挡风板结构设计

发电机采用密闭自循环端部回风固定挡风板通风结构,风阻更小,通风更顺畅,能确保发电机定子线棒端部利用冷风直接冷却,降低线棒端部温度。固定挡风板结构既是密封结构,又是空气通道,西藏 DG 水轮发电机挡风板采用流线型特殊设计,并在挡风板内转子磁轭的端部设计了径向导风叶片,使得转子支架进入的冷却空气更能顺畅进入定子,不但有利于空气的密封,更能降低通风损耗,提高空气利用率。

3.3.3 磁轭两端采用大尺寸的径向导风叶

磁轭上下两端端面加装径向导风叶,见图 1,确保更多的冷却空气进入定子风沟并增加发电机的有效风量,降低温升。由于西藏 DG 水轮发电机同比低海拔水轮发电机需求更大的风量,因此西藏 DG 水轮发电机采用比常规海拔发电机更高更长尺寸的导风叶,来增大风量和风压,改善通风效果。

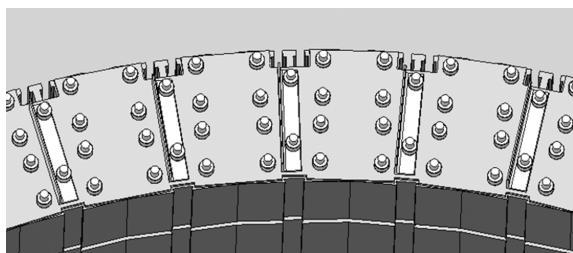


图 1 磁轭装配端部导风叶

3.3.4 磁轭通风道优化设计

磁轭通风道是冷却流体过流通道的咽喉,直接影响风量的均匀分配及冷却效果。在结构设计上,通过对磁轭冲片缝隙对应的入口、出口处进行导角等处理,削弱流体与流道的碰撞,降低系统的阻力。磁轭风道的设计,一方面要保证需要的尺寸,另一方面导风带的设计应尽量保持过流通道流畅。

对于高海拔机组,西藏 DG 水轮发电机磁轭采用了宽片间通风道和环状层间通风道组成。西藏 DG 水轮发电机磁轭采用了 200 mm 宽的磁轭片间通风道和 3 个 40 mm 高的环状层间通风道组合设计,通风更加流畅,阻力小,风量更大,见图 2 和图 3。

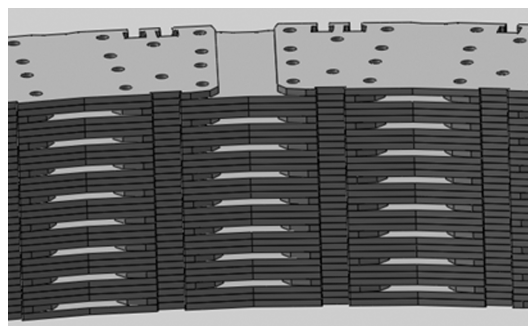


图 2 磁轭片间通风道

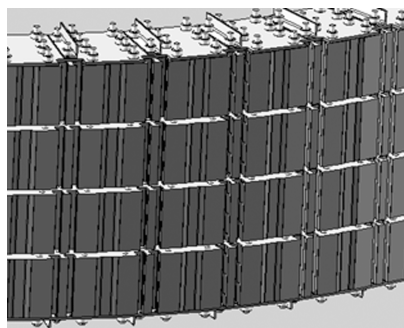


图 3 磁轭环状层间通风道

3.3.5 更有利于散热的磁极装配设计

为了增加磁极线圈的散热面积,改善磁极线圈的通风冷却效果,西藏 DG 水轮发电机磁极线圈铜排采用带散热翅的结构形式,磁极内托板采用窄边框设计,可以使得磁极线圈在靠近 T 尾的这面具有更多的散热面积,可以增大磁极线圈总的散热面积,这样磁极极间的冷却风通过磁极线圈时就可以带走更多的热量,提高散热效果,见图 4。

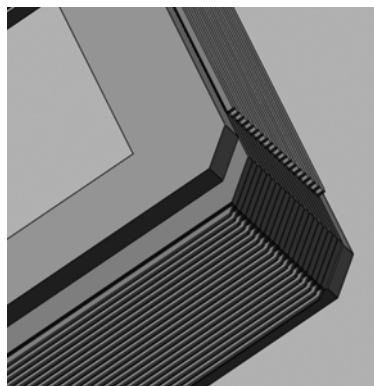


图 4 磁极线圈和窄边框内托板

3.4 通风冷却计算分析

随着海拔高度的上升,空气密度降低,这是高海拔大气环境对水轮发电机组通风冷却系统最主要的影响因素^[5]。空气的密度降低,从而造成了空

气的比热也下降。西藏 DG 水轮发电机运行于 3 378.3 m 高海拔,对应空气比热为 $0.75 \text{ kJ/m}^3 \cdot \text{C}$,通风冷却是发电机设计的关键技术问题。如果随着海拔升高,保持发电机的风量不变和热负荷不变,会引起发电机定、转子温升增加。根据海拔高度,对西藏 DG 发电机的需求风量进行了修正,并对通风系统进行了结构优化,增加了发电机的通风风量以及散热面积。经过通风冷却分析计算,得到西藏 DG 水轮发电机风量和风速分布,见图 5 和图 6。其中,发电机总风量为 $113.9 \text{ m}^3/\text{s}$,定子风沟风速为 29.6 m/s ,上下端部风量比例为 $52.6\%:47.4\%$ 。

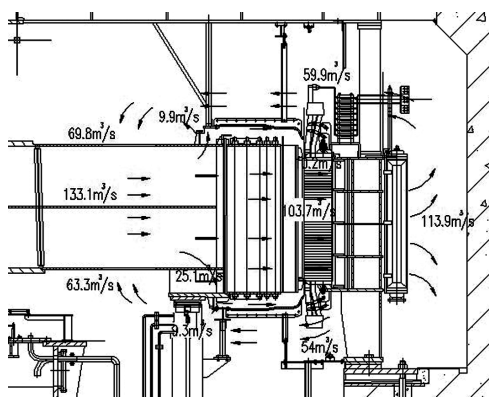


图 5 发电机风量分布

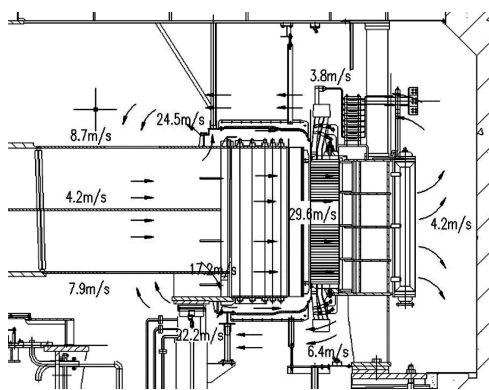


图 6 发电机风速分布

4 结语

西藏 DG 水轮发电机是目前单机容量在 165MW 以上的海拔最高水轮发电机。目前电站机组已全部成功投产发电,运行平稳,瓦温、振动、摆度等各项参数均满足或优于合同及规范要求,发电机投运后各部件主要温度数据,见表 2。西藏 DG 水轮发电机的成功投运,对今后高海拔大容量的水轮发电机设计开发具有借鉴意义。

表 2 发电机各部件参数

名称	参数
有功(MW)	165
无功(Mvar)	9.1
冷风温度(℃)	25.8
定子线圈(RTD)(℃)	60.3
定子铁心(RTD)(℃)	47.3
推力轴瓦(℃)	38.9
上导轴瓦(℃)	57.3
下导轴瓦(℃)	46.7

参考文献:

- [1] 付佩贤,张翀,祁腊梅. 高海拔、大、中容量水轮发电机的开发设计[J]. 四川水力发电,2015,34(5):148-151
- [2] 赵明琴,陈祖文. 高寒及高海拔地区巨型水轮机组设计探讨[J]. 人民长江,2013,44(9):93-96
- [3] 胡祥甫,胡金秀. 西藏旁多电站水轮发电机设计[J]. 科技视界,2014(8):62-64
- [4] 刘雁,胡波,梁智明,等. 海拔高度对发电机定子线圈常规绝缘性能的影响[J]. 东方电气评论,2016,30(4):55-61
- [5] 王铭,陈志祥,黄亿良,等. 高海拔地区水轮发电机组通风系统设计[J]. 西北水电,2016(2):59-62

核能发电机氢气密封用橡胶材料的 寿命评估研究

刘从辉 王建立 王勇

东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000

摘要: 氢气密封是核能发电机组(发电机部分)最重要的密封环节之一, 研究评估橡胶密封材料老化寿命, 对提升核发电机组可靠性具有重要意义。本文选择了在核电氢气密封中应用较多的两种橡胶材料——氟橡胶和三元乙丙胶, 分别考察了其压缩应力松弛、邵氏 A 硬度、泄漏率等性能, 并利用阿累尼乌斯方程对这两种材料的使用寿命进行了预估, 得出了理论上这两种材料在机组上的使用寿命, 为核发电机组氢气密封件的更换周期提供了理论基础和参考依据。

关键词: 核电; 氢气密封; 氟橡胶; 三元乙丙胶; 寿命评估

中图分类号: TM623

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0060-06

Life Prediction of Rubber Used in Hydrogen Sealing System of Nuclear Power Turbine Generators

LIU Conghui, WANG Jianli, WANG Yong

(Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: For Nuclear Power Turbine Generators(generator parts), hydrogen sealing is one of the most important seals, and the research about the aging life of their rubber sealing materials is an important part of improving the reliability of nuclear power units. In this paper, two rubber materials, fluororubber and EPDM, are selected for using in nuclear power hydrogen seals, and their compressive stress relaxation, Shore A hardness, leakage rate and other properties are investigated respectively, and the service life of these two materials is estimated by using the Arrhenius equation, and the service life of these two materials on the unit is derived in theory, which provides a theoretical basis and reference for the replacement cycle of hydrogen seals in nuclear power units.

Key words: nuclear power; hydrogen sealing; fluoroelastomer; EPDM; life prediction

核发电机组的氢气密封是一个复杂的系统, 本文主要涉及的是相对静止部位的密封, 即静密封, 也是密封点最多、最常见的一类密封结构。该结构一般使用橡胶、塑料材质的圈、条、垫等密封件, 就能达到良好的密封效果。

但对于核发电机组, 这些简单密封件的失效, 往往会带来较大的负面影响。第一是因为氢气或者水的泄漏会增加机组停机的风险; 第二是大型设备

的拆卸和安装通常都有很高的成本。抛开安装的因素, 橡胶密封材料自身的老化往往是决定其使用寿命的最重要因素^[1], 评估和预测其使用寿命, 对于核发电机组的安全运行有着非常重要的意义。

目前, 核电行业对机组氢气密封橡胶材料的使用寿命研究还较少, 对于橡胶密封材料寿命的研究, 走在前列的主要还是航空、军工等对密封要求更高的行业, 例如张凯^[2]等研究了在武器装备中,

收稿日期: 2025-01-24

作者简介: 刘从辉(1985—), 男, 2009年毕业于四川大学大学高分子材料与工程专业, 学士, 高级工程师。现在东方电气集团东方电机有限公司科创办工作, 主要从事有机材料的研究与应用工作。邮箱: liuconghuihao@163.com。

面向旧橡胶密封圈的剩余贮存寿命评估方法;周堃,胡滨^[3]等以某型号导弹舵机橡胶密封材料为例,阐述了弹箭贮存寿命定量评估的方法,分析了科学确定失效判据的重要性;第二炮兵工程大学的张晓军^[4]等人对氟橡胶密封材料进行了热氧加速老化试验,对老化试验前后材料压缩永久变形量与红外光谱进行了分析,并建立了该材料在贮存温度下的压缩永久变形与贮存时间的老化动力学方程,预测了25℃下氟橡胶密封材料的贮存寿命。这些研究对本课题都起到了很强的指导作用。

目前对橡塑材料老化寿命研究最常用的方法是 Dakin 寿命推算法,该方法基于阿累尼乌斯方程,利用热空气加速老化试验来推算制品老化失效前的使用寿命^[5-6]。本文参照国标 GB/T 20028—2005《硫化橡胶或热塑性橡胶应用阿累尼乌斯图推算寿命和最高使用温度》,对核电机组氢气密封使用的氟橡胶(FKM)和三元乙丙胶(EPDM)进行了寿命评估。在综合考虑了寿命终点判定指标的优缺点后,本课题结合实际密封工况,选择了压缩应力松弛(CSR)作为主要的寿命评估性能指标^[7],并邵氏 A 硬度、泄漏率等性能作为控制指标进行热老化试验。

1 试验原料

氟橡胶(FKM);三元乙丙橡胶(EPDM)
两种材料分别满足技术条件如表1~表2所示。

表1 氟橡胶(FKM)

项目	材料指标
邵氏 A 硬度/度	75±5
最小拉伸强度/MPa	10
最小扯断伸长率/%	250
压缩永久变形, B 型样, 150℃×24 h 最大压缩永久变形/%	12

表2 三元乙丙橡胶(EPDM)

项目	材料指标
邵氏 A 硬度/度	80±5
最小拉伸强度/MPa	12
最小扯断伸长率/%	150
压缩永久变形, B 型样, 150℃×22 h 最大压缩永久变形/%	20

2 试验仪器及设备

PHH101 高温试验箱,广州斯派克环境仪器有限公司;SS-3384 高温应力松弛试验机,东莞市恒宇仪器有限公司;HPE II 邵 A 硬度计,德国博锐仪器;SFJ-231 氦质谱检漏仪,合肥皖仪科技有限公司。

3 试验临界值选择

临界性能指标的选择是寿命预测是否精准的关键,从静密封件的密封原理来看,橡胶密封材料的回弹性能是影响其密封最关键的性能。目前表征橡胶材料回弹性能最主要的两个指标是压缩永久变形和压缩应力松弛(CSR),本文选择能更直观显示密封能力变化的压缩应力松弛(CSR)作为临界指标,把某一温度下压缩应力松弛(CSR)达到50%时,作为老化试验的终点。另外,本文还并选取了邵氏硬度和气密性作为验证性和控制性的项目,当老化试验中,硬度变化超过12度或者气密出现泄漏时,也终止老化试验。

4 试验方法

邵氏 A 硬度:GB/T 531.1—2008《硫化橡胶或热塑性橡胶 压入硬度试验方法 第一部分:邵氏硬度计法(邵尔硬度)》

压缩应力松弛(CSR):GB/T 1685—2008《硫化橡胶或热塑性橡胶 在常温和高温下压缩应力松弛的测定》

泄漏率:GB/T 36176—2018《真空技术 氦质谱真空检漏方法》

寿命推算:GB/T 20028—2005《硫化橡胶或热塑性橡胶应用阿累尼乌斯图推算寿命和最高使用温度》

5 试验过程

加速老化试验过程如下:

(1)邵氏 A 硬度:将硬度试样放入老化箱中,氟橡胶温度设置为150℃、170℃、190℃,三元乙丙胶温度设置为130℃、150℃、170℃,分别进行加速老化试验,每隔一定周期记录邵氏 A 硬度值。

(2)将压缩应力松弛:将压缩应力松弛变形试

样分别放入压缩应力松弛仪的三个卡位中,氟橡胶温度设置为 190 ℃、210 ℃、230 ℃,三元乙丙胶温度设置为 160 ℃、170 ℃、180 ℃,分别进行加速老化试验,每隔一定周期记录压缩应力的力值。

(3)气密性:缩率为 25 %,氟橡胶温度设置为 170 ℃、190 ℃、210 ℃,三元乙丙胶温度设置为 170 ℃、190 ℃、210 ℃,分别进行氦检漏气密试验并记录数值。

6 试验结果及分析

6.1 邵氏 A 硬度

不同温度下的邵氏 A 硬度变化情况,老化时间越长,硬度有增大趋势,且老化温度越高,增幅越快(表 3)。可以看出,氟橡胶在临界点硬度变化也很小,三元乙丙胶由于耐热性比氟橡胶弱,所以在较高温度下的临界点,其硬度有了明显的变化,与实际使用中的情况吻合(表 4)。

表 3 不同温度下的氟橡胶的邵氏 A 硬度随时间的变化值

序号	150 ℃		170 ℃		190 ℃	
	老化时间,h	硬度变化,ShoreA	老化时间,h	硬度变化,ShoreA	老化时间,h	硬度变化,ShoreA
1	24	+0.1	24	+0.3	24	+0.3
2	52	-1	52	-0.6	54	+0.1
3	94	-1	94	-0.8	118	+0.6
4	164	-0.7	164	-0.7	211	+1.3
5	212	-0.7	212	-0.5	359	+1.7
6	331	-0.7	331	-0.1	523	+3.1
7	379	0	379	+0.3	691	+4
8	427	-0.1	427	+0.1	-	-
9	575	+0.8	575	+1.4	-	-
10	739	+1.7	739	+2.8	-	-
11	907	+2	907	+3.2	-	-

表 4 不同温度下三元乙丙胶的邵氏 A 硬度随时间的变化值

序号	130 ℃		150 ℃		170 ℃	
	老化时间,h	硬度变化,ShoreA	老化时间,h	硬度变化,ShoreA	老化时间,h	硬度变化,ShoreA
1	24	+0.2	24	-0.2	24	+1.2
2	52	+0.7	52	+1.7	52	+2.9
3	94	+0.9	94	+2.8	94	+5.7
4	164	+1.1	164	+4.2	164	+9.2
5	213	+1.4	213	+5.2	213	+12
6	331	+2.1	331	+6.4	331	+14.9
7	379	+1.2	379	+7.2	-	-
8	427	+2.5	427	+7.8	-	-
9	575	+3.3	575	+9.8	-	-
10	599	+4.2	599	+10.7	-	-
11	691	+4.4	-	-	-	-
12	739	+4.5	-	-	-	-
13	907	+5.4	-	-	-	-

6.2 压缩应力松弛

本方案采用压缩应力比值来进行压缩应力松弛试验的数据处理,计算公式如下:

$$\text{压缩应力比值} = \frac{F_1}{F_0} \times 100 \% , \text{压缩应力松弛} = 100 \% - \text{压缩应力比值}$$

式中:

F_0 —30 min 之后测量的初始作用力
 F_t —当达到规定的试验时间 t 之后测量的作用力

氟橡胶不同老化试验温度下的压缩应力比值见表 5。

表 5 氟橡胶在不同老化试验温度下的压缩应力比值

序号	190 °C		210 °C		230 °C	
	老化时间	压缩应力比值,%	老化时间	压缩应力比值,%	老化时间	压缩应力比值,%
1	0	100	0	100	0	100
2	17	91	17	91	17	86
3	41	87	41	85	41	78
4	114	82	65	81	65	73
5	138	79	122	76	120	66
6	224	75	185	68	140	64
7	318	70	241	64	169	59
8	439	66	289	64	185	55
9	511	64	306	61	241	49
10	592	63	354	61	306	46
11	663	61	377	58	353	43
12	785	59	473	54	-	-
13	952	56	545	51	-	-
14	1145	54	569	50	-	-
15	1223	52	666	48	-	-
16	1462	51	-	-	-	-
17	1505	49	-	-	-	-

以不同温度下的压缩应力比值对老化时间作图,并对不同温度下的压缩应力比值与老化时间进

行二次项拟合,见图 1,得到各老化温度下的二项项系数,见表 6。

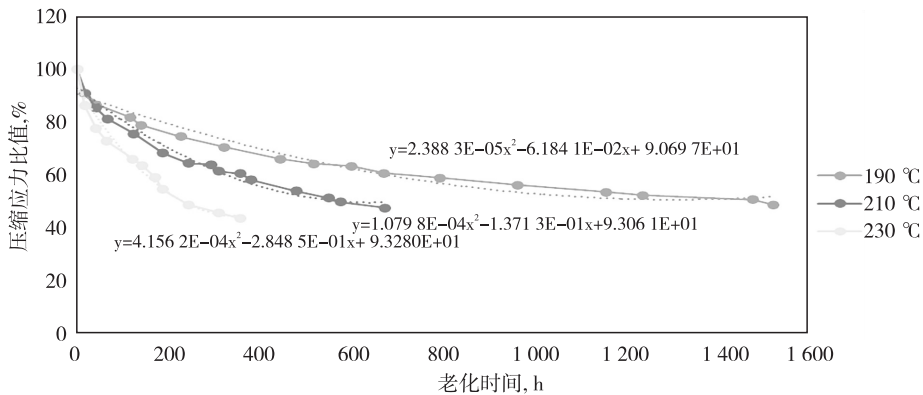


图 1 氟橡胶压缩应力松弛热老化曲线

表 6 氟橡胶不同老化试验温度下的二次项系数

老化温度, °C	a	b	c
190	2.3883×10^{-5}	-6.1841×10^{-2}	4.0697×10^{-1}
210	1.0798×10^{-4}	-1.3713×10^{-1}	4.3061×10^{-1}
230	4.1562×10^{-4}	-2.8485×10^{-1}	4.3280×10^{-1}

见图,可得:

表 7 不同老化试验温度下氟橡胶压缩应力比值达到临界值的时间

老化温度, °C	190	210	230
压缩应力比值达到 70 % 的临界时间 t, h	394	199	94
压缩应力比值达到 50 % 的临界时间 t, h	1 008	568	227

再通过插值法可计算出不同老化试验温度下压缩应力比值达到临界值 70% 时的时间,见表 7。

以临界时间的对数 $\lg t$ 对绝对温度的倒数 $10\,000/T$ 作图,并对 $\lg t$ 与 $10\,000/T$ 进行线性拟合,

压缩应力比值达到 70%:

$$\lg t = \frac{3619}{T} - 5.2125$$

压缩应力比值达到 50 % :

$$\lg t = \frac{3755}{T} - 5.0794$$

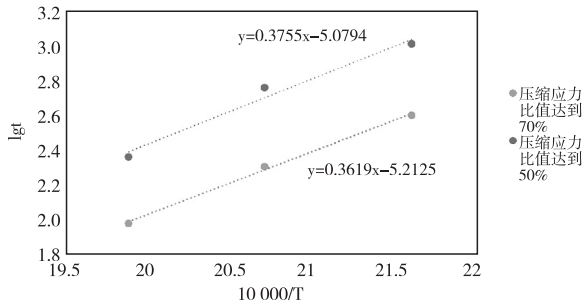


图 2 不同温度下压缩应力比值的阿累尼乌斯图(时间-温度)

将摄氏温度转化为绝对温度(273+摄氏温度),代入上式,可分别计算出在 50 ℃和 80 ℃下氟橡胶压缩应力比值达到临界值 70 %和 50 %的寿命,即压缩应力松弛达到临界值 30 %和 50 %时的寿命,如表 8 所示。

表 8 达到不同压缩应力松弛临界值和不同温度情况下氟橡胶的寿命

压缩应力松弛 临界值,%	30		50	
使用温度,℃	50	80	50	80
寿命,年	>100	12	>100	41

按照同样的试验分析方法,对三元乙丙胶试验,并得到如表 9 所示。

表 9 不同老化试验温度下三元乙丙胶的压缩应力比值

序号	160 ℃		170 ℃		180 ℃	
	老化时间	压缩应力比值,%	老化时间	压缩应力比值,%	老化时间	压缩应力比值,%
1	0	100	0	100	0	100
2	67	88	17	89	20	90
3	119	85	39	84	48	83
4	160	81	114	74	65	77
5	184	78	135	71	113	71
6	304	68	232	64	136	67
7	329	66	351	55	160	63
8	429	65	377	50	232	53
9	552	58	447	46	256	52
10	599	56	-	-	280	50
11	616	53	-	-	304	48
12	672	48	-	-	328	44
13	-	-	-	-	425	41

同样做阿累尼乌斯图后,得到在 50 ℃和 80 ℃下三元乙丙胶压缩应力比值达到临界值 70 %和 50 %的寿命,即压缩应力松弛达到临界值 30 %和 50 %时的寿命,如表 10 所示。

表 10 达到不同压缩应力松弛临界值和不同温度情况下三元乙丙胶的寿命

压缩应力松弛 临界值,%	30		50	
使用温度,℃	50	80	50	80
寿命,年	54	4.5	>100	10

6.3 气密性

缩率为 25 %时,两种材料在长时间的高温老化下密封性良好,临界值时间内均未出现明显下降。

试验数据如表 11~12 所示。

7 结论

(1)按照一般的橡胶材料寿命评估经验,通常都将性能下降至 50 %作为寿命终点,但是作为核电使用的密封制品,本课题将压缩应力松弛的临界值下降至 30 %作为寿命终点,增加保险系数。从结果来看,理论上,两种材质在普通介质(空气、去离子水、润滑油、氢气)中,温度不超过 50 ℃,且密封压力在 0.5 MPa 以内时,均有超过 50 年的使用寿命,但是由于此次试验样品的供应商提供两种样品性能均比标准高很多,所以并不代表所有厂家、所有该种类的橡胶,都有如此长的寿命预期。

表 11 不同老化试验温度下氟橡胶的气密性数据

序号	160 °C		170 °C		180 °C	
	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s
1	71	<10 ⁻¹³	71	<10 ⁻¹³	71	<10 ⁻¹³
2	167	<10 ⁻¹³	167	<10 ⁻¹³	167	<10 ⁻¹³
3	305	<10 ⁻¹³	305	<10 ⁻¹³	305	<10 ⁻¹³
4	573	<10 ⁻¹³	573	<10 ⁻¹³	573	<10 ⁻¹³
5	738	<10 ⁻¹³	738	<10 ⁻¹³	738	<10 ⁻¹³
6	911	<10 ⁻¹³	911	<10 ⁻¹³	911	<10 ⁻¹³
7	1 413	<10 ⁻¹³	1 413	<10 ⁻¹³	1035	<10 ⁻¹³
8	1 581	<10 ⁻¹³	1 581	<10 ⁻¹³	1203	<10 ⁻¹³
9	1 749	<10 ⁻¹³	1 749	<10 ⁻¹³	1371	<10 ⁻¹³
10	1 913	<10 ⁻¹³	1 913	<10 ⁻¹³	1535	<10 ⁻¹³

表 12 不同老化试验温度下三元乙丙胶的气密性数据

序号	150 °C		160 °C		170 °C	
	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s	老化时间	漏率, Pa·m ³ /s
1	71	<10 ⁻¹³	71	<10 ⁻¹³	71	<10 ⁻¹³
2	167	<10 ⁻¹³	167	<10 ⁻¹³	167	<10 ⁻¹³
3	305	<10 ⁻¹³	305	<10 ⁻¹³	305	<10 ⁻¹³
4	405	<10 ⁻¹³	405	<10 ⁻¹³	405	<10 ⁻¹³
5	477	<10 ⁻¹³	477	<10 ⁻¹³	477	<10 ⁻¹³
6	573	<10 ⁻¹³	573	<10 ⁻¹³	573	<10 ⁻¹³
7	742	<10 ⁻¹³	742	<10 ⁻¹³	-	-
8	911	<10 ⁻¹³	-	-	-	-
9	1 413	<10 ⁻¹³	-	-	-	-

(2) 橡胶在做密封件用途时, 会制造成圈、条、垫片等不同的形状, 这也会导致其有不同的横截面, 与标准的试验样品相比, 各个密封面应力情况会更复杂, 这会导致所得出的寿命数据可能与实际有一定差距, 如果要更精准的寿命预测, 需要直接针对某一部位的特定密封件进行实物模拟试验。

(3) 作为密封件, 两种密封圈的气密性是其密封性能最直观的表现, 本实验中在整个试验流程中的泄漏率显示, 即使在临界时刻, 其泄漏率也无明显变化。但是由于可能存在的粘附效应, 即长时间的压应力可能会导致密封件和密封面发生一定粘连, 从而显示出很好的密封效果, 但并不能代表橡胶材料本身的寿命还很长。所以到了推荐更换周期, 即使密封处还未有泄漏迹象, 依然需要进行更换密封件。

参考文献:

- [1] 李昂. 橡胶的老化现象及其老化机理[J]. 特种橡胶制品, 2009, 30(5): 56-67
- [2] 张凯, 周堃, 何建新. 一种橡胶密封圈的剩余贮存寿命评估方法[J]. 装备环境工程, 2018, 15(4): 95-97
- [3] 周堃, 胡滨, 王津梅, 等. 阿伦尼乌斯公式在弹箭贮存寿命评估中的应用[J]. 装备环境工程, 2011, 8(4): 1-4+81
- [4] 张晓军, 常新龙, 陈顺祥, 等. 氟橡胶密封材料热氧老化试验与寿命评估[J]. 装备环境工程, 2012, 9(4): 35-38
- [5] 刘晓丹, 谢俊杰, 冯志新, 等. 橡胶材料加速老化试验与寿命预测方法研究进展[J]. 合成材料老化与应用, 2014, 43(1): 69-73
- [6] 党晓勇, 赵英, 庞明磊, 等. 橡胶密封件加速老化试验影响因素分析及验证[J]. 装备环境工程, 2013, 10(4): 5-8
- [7] 肖鑫, 赵云峰, 许文, 等. 橡胶材料加速老化实验及寿命评估模型的研究进展[J]. 宇航材料工艺, 2007(1): 6-10

覆冰条件下风电场发电机组叶片表面 防除冰技术研究

夏新龙

东方电气新能科技(成都)有限公司, 成都 610000

摘要:目前风电场发电机组叶片防除冰技术,主要以定点加热实现防除冰处理,但过程中无法保证均匀加热,且处理时间较长,导致整体效率下降,为此提出对覆冰条件下风电场发电机组叶片表面防除冰技术的设计与分析。根据叶片表面覆冰类型的判定,预估覆冰面积,面积之内采用喷涂的方式涂覆超疏水涂层,实现叶片表面的防护。基于防护处理效果,在覆冰条件下,采用气热循环的方式,对叶片表面持续、均匀加热,缩短整体时间,在平衡整体热量的同时,达到除冰的目的。以同步超声振动形式,对叶片上残存的覆冰进行振动清理,强化防除冰效果。实验结果表明:提出方法得出的覆冰占比在 2.5 以下,说明该方法更为可靠与高效,性能优越。

关键词:覆冰条件; 风电场; 发电机组; 叶片维护; 防除冰技术; 机组防护

中图分类号:TM614

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0066-06

Research on Anti-icing and De-icing Technologies for Wind Turbine Blade Surfaces under Icing Conditions

XIA Xinlong

(Dongfang Electric New Energy Technology (Chengdu) Co., Ltd., 610000, Chengdu, China)

Abstract: Current anti-icing and de-icing technologies for wind turbine blades primarily rely on localized heating. However, this approach fails to ensure uniform heating and requires extended processing times, resulting in reduced overall efficiency. Therefore, this study proposes the design and analysis of anti-icing and de-icing technology for wind turbine blades under icing conditions. Based on the classification of ice accumulation patterns on blade surfaces, the iced area is estimated. Within this area, a superhydrophobic coating is applied via spraying to provide surface protection. Based on the protective treatment effectiveness, under icing conditions, a gas-thermal circulation method is employed to provide continuous and uniform heating to the blade surface, shortening the overall time required. This approach balances the total heat input while achieving the de-icing objective. Residual ice on the blades is then vibration-cleaned using synchronized ultrasonic vibration, enhancing the anti-icing and de-icing effects. Experimental results indicate that the proposed method reduces the icing coverage ratio to below 2.5, demonstrating its superior reliability, efficiency, and performance.

Key words: icing conditions; wind farms; generator set; blade maintenance; anti-icing technology; unit protection

风力发电作为清洁能源的主要支撑,其装机容量受应用需求的影响持续攀升。但是风电场建设的区域多为海拔较高的寒区,且伴随着潮湿的环境。一旦温度降至冰点以下,空气中便会形成雨凇、雾凇等,导致气动效率大幅度下降,载荷失衡,

形成严重的安全隐患。为解决上述的问题,制定应对性的叶片表面防除冰方案。

刘忠德等融合多传热模型数值仿真,设计的风电机组叶片气热防除冰性能强化方法^[1]。主要通过导热—对流的形式,由叶片完成内部热量的转化

收稿日期:2025-10-28

作者简介:夏新龙(1988—),男,本科,工程师。主要从事风电改造技术研究及应用工作。邮箱:xiaxinlong@dongfang.com。

和传递,融化其上覆冰层,确保风电机组的稳定运行。从实验结果可知,该方法基于流动传热特性,将叶片气热处理效率提升至 89.5%,送风风速显著增至 20 m/s。但热量的转化和传递会降低防除冰速度,影响处理效率。郭文峰等设计的基于超声微振动的风力机叶片除冰方法^[2]。通过搭建的冰风洞试验系统和超声驱动系统,对叶片切向层进行改变,调整前后的循环区间,以超声微振动去冰和除冰,保证风力机组的安全。研究表明,该方法除冰、去冰时,冰层黏结强度显著降低,激振频率控制在 21.2 kHz 以下,具有较强的针对性。然而超声驱动系统的针对性应用,对于细节位置的防除冰处理过慢,效率整体有所降低。郭时毅等设计的风力发电机叶片覆冰机理及防除冰技术^[3]。主要采用覆盖加热的方式,将内部热量均匀转化为外侧,持续加热去除掉叶片表面的覆冰,提升机组的运行稳定性。实验结果表明,此项技术更好地解决了常规方法防除冰能耗高、效率低等问题,扩大作用范围,具有较强的针对性。但是内部热量的外化转换缺乏除冰针对性,对于覆冰厚度较大的位置处理效果不佳,致使综合效率降低。胡琴等在覆冰条件下设计的风力发电机叶片防/除冰方法^[4]。融合电热、电脉冲等形式,多点位进行热量供应,在可控的条件下,持续转换热能,均匀去除叶片上的冰层,保证其基础运行。实验结果可知,该方法的去除冰速度较快,多点位同步供热也可以降低后期的覆冰,增强处理的同步性。然而热能的持续转换处理会增加防除冰的实际耗时,导致处理效果及效率大幅度下降。

根据上述方案的应用特征及效果,在覆冰条件下,对风电场发电机组叶片表面防除冰技术进行研究。将防除冰技术由被动防御转换为主动干预,设计多层级的处理标准及策略,增加去除冰技术的灵活性,为风电场发电机组的稳定运行奠定基础。

1 设计覆冰条件下发电机组叶片防除冰技术

1.1 叶片表面涂覆超疏水涂层

发电机组在运行的过程中,一旦受到低温影响,叶片的表面便会形成的雨淞、雾淞,进而凝水成冰,造成覆冰情况^[5]。在叶片涂覆超疏水涂层前,

需要先判定其实际的覆冰类型^[6],如图 1 所示。

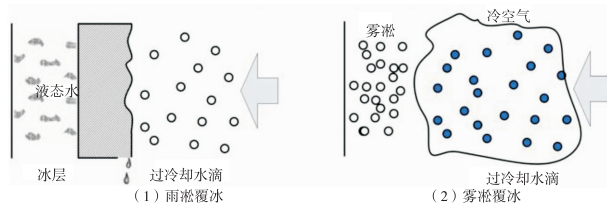


图 1 叶片表面覆冰类型判定

基于图 1 对叶片表面的覆冰类型进行基础性判断。通常情况下,雾淞覆冰的影响面积大,雨淞覆冰厚度高^[7]。当空气中的水分逐渐变化时,机组叶片的运动轨迹也会受到流动的影响,因此,需要先计算出空气流场的分布情况,并预估叶片的覆冰面积^[8]。具体如公式(1)~(2)所示:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vartheta) = \nabla \cdot (\omega \vartheta - \omega) + q_a \quad (1)$$

$$M = \partial(x+y)^{q_a} \times \frac{\zeta}{\omega - \omega} \quad (2)$$

式中: ∂ 表示空气流动区间, ρ 表示绕流位置, t 表示流动时间, $\vec{\rho}$ 表示冰层厚度, ϑ 表示叶片边缘面积, ω 表示空气密度, ω 表示运动后密度, q_a 表示可延伸流场, M 表示覆冰面积, x 和 y 分别表示扩散区域和实际区域, ζ 表示空气速度。

明确空气流场的分布和覆冰面积之后,进行超疏水涂层布置。先清理机组叶片表面,再使用喷砂工艺形成微观粗糙结构,以增加叶片表面附着力^[9]。制备防水溶液,倾倒入喷壶之中,将叶片垂直固定,使用喷涂的形式从叶片的一端移至另一端,保证喷涂整体均匀^[10]。在此过程中,叶片表面会形成一层防护水膜,随后测定水膜的覆盖速度和面积,如下公式(3)~(4)所示:

$$Y = \frac{1}{h} \int (x_i - y_i)^M \times v q_a [(\omega - \omega) \times \frac{1}{w}] \quad (3)$$

$$G = q_a w \times \frac{Y v}{h} \quad (4)$$

式中: Y 表示水膜成膜速度, h 表示阻力系数, i 表示惯性因子, v 表示重力加速度, w 表示流动气流速度, G 表示水膜面积。与制定的标准进行对比,测定水膜的覆盖面积是否达标,符合防冰的要求,为后续的除冰处理奠定基础。

1.2 覆冰条件下叶片气热循环处理

传统的热除冰多为定点处理,虽然可以实现预

期的去除标准,但是速度较慢,且除冰的效果并不合理。为此基于覆冰条件下,采用气热循环的方式实现叶片的除冰处理。覆冰状态下,发电机组的叶片运行较为缓慢,受压载荷持续增大,致使电力供应受到一定的影响。所以在展开热循环处理之前,需要先设定约束性的边界条件,确保热平衡时的机组的运行稳定,具体如公式(5)所示:

$$\begin{cases} \frac{1}{w} \times \sum_{u=1} \omega u + \omega u (\eta - 1) \\ (\mathfrak{S} + \partial) t \times \phi q_{\partial} - q_{\partial} w \end{cases} \quad (5)$$

式中: w 表示叶片极限风压, u 表示载荷点, η 表示受压面积, \mathfrak{S} 表示分流位置, ϕ 表示叶片内表面最高温度。将设定的约束条件作为机组运行的控制标准,在循环处理过程中,确保风电场环境稳定可控。

环境稳定后,基于热循环处理的要求,按照风电机组叶片的结构,设计处理机制,具体原理见图2。

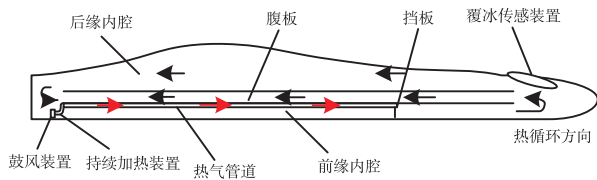


图2 覆冰条件下叶片气热循环原理

依照图2设定的气热循环原理,根据式(4)的成膜面积,估算出叶片的覆冰面积,计算除冰所需的功率和外侧的鼓风功率,具体如公式(6)~(7)所示:

$$E = \sum_{o=1} \omega o - (\tau q_{\partial} + \phi q_{\partial})^{\eta} \times Y \quad (6)$$

$$D = \frac{\sigma}{t} \times [(\eta - 1) + E] \quad (7)$$

式中: E 表示除冰所需功率, o 表示空气比热容, τ 表示叶片初始温度, D 表示鼓风功率, σ 表示机械效率。按照估算的标准,调整内部管道的实际长度,在风量、风压均处于合理的情况情况下,进行管道内热量的释放。但需注意,初始热量释放并非全面覆盖,应根据覆冰厚度预先对管道进行预热,避免管道在极寒的情况下出现冻裂、断落的情况,降低整体的除冰风险。

完成管道的预热之后,按照所需的热量进行气

热循环除冰。过程中由于管道的长度大,受热速度存在一定的阻滞,需要先预测出绝热温度,即为极限气热循环温度,在循环过程中,测定出此叶片周围的空气密度,计算出持续供应的循环平衡热量,确保其可以消除叶片上覆盖的冰层,具体如公式(8)所示:

$$L = \int E \cdot \frac{D}{q_{\partial}} (\omega u + \omega u)^{\eta} \cdot \nabla \vec{\rho} \quad (8)$$

式中: L 表示循环平衡热量, $\nabla \vec{\rho}$ 表示覆冰量。通常预估的循环平衡热量需要高于可以除冰的热量,预留部分功率,为后续残冰的处理以及叶片的维护提供支撑。

1.3 同步超声振动实现叶片防除冰

超声振动是针对叶片上存在的残留冰块或者雾凇、雨凇展开进一步清理,保证叶片表面无残留,强化防除冰的效果。为了实现叶片上残存覆冰的有效清理,可在发电机组的叶片下方支撑结构处安装一套超声波振动除冰系统。该系统由多个超声波发生器节点组成,节点之间通过精心设计的布局相互搭接,确保振动能量能够全面覆盖叶片表面可能覆冰的区域。安装时,需考虑节点的固定方式应稳固可靠,避免因机组运行或环境因素导致节点移位或损坏,同时确保振动能量高效传递至叶片表面,以达到最佳的除冰效果。同时启动超声波节点,此时叶片表面会形成持续新的振动,将存在的残存覆冰振动下落,拟定计算最佳的振动频率区间,具体如公式(9)所示:

$$N = \gamma q_{\partial} + [(\varepsilon \tau \times \zeta) - \nabla \vec{\rho} L] \quad (9)$$

式中: N 表示最佳振动频率区间, γ 表示初始振动频率, ε 和 ζ 分别表示振动均值和气动范围。根据该区间内覆冰的去除情况和要求,持续进行同步振动,并调整相应的振动频率。但是超声波的振动除冰需要其振动频率保持一致,除冰时会按照周期同步调整,进而保证频率的一致且有效,测定周期内的同步值,具体如公式(10)所示:

$$T = \frac{\nabla \vec{\rho}}{C} \times N \zeta \quad (10)$$

式中: T 表示同步值, C 表示同步点。基于同步值和振动频率区间,实时调整除冰精度,以此来确保最终去除冰的效果,为风电场发电机组的运行营

造更加安全、低风险的环境。

2 实验分析

为验证覆冰条件下风电场发电机组叶片表面防除冰技术应用结果的真实与可靠,采用对比的形式验证实践。在参考文献中随机选定多传热模型数值仿真风电机组叶片气热防除冰方法、超声微振动下风力机叶片除冰方法作为对照组,按照当前的去除冰要求,部署基础的实验环境。

2.1 实验准备

为保证实验的稳定与过程环节的可控,以 K 风电场作为实验的目标场所,针对场内机组叶片展开实验分析。由于此次实验涉及防冰、除冰两项工作,需要进行各自条件的设置。首先在进行超疏水涂层部署前,拟定三种覆冰类型,作为防冰测定的条件,具体如表 1 所示。

表 1 三种覆冰条件说明

条件	软雾凇	硬雾凇	雨凇
密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	200~600	600~850	800~950
状态	疏松(白色)	疏松(白色)	坚硬(透明)
附着能力	低	强	强
温度/ $^{\circ}\text{C}$	-12~-8	-10~-2	-1~0
风速	缓慢	中速	较快
过冷却水滴直径	小	中	中
液态水含量	低	中	高

根据表 1 设置的标准,调整当前的防冰条件,并准备好超疏水涂层的应用溶液以及喷涂装置,等待后期的应用实验。

完成防覆冰条件的设置后,结合机组的叶片转动状态以及风量等条件,设置除冰实验环境。明确气热循环的基础结构,具体如图 3 所示。

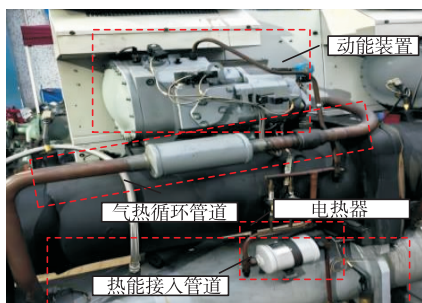


图 3 气热循环管道基础结构

基于图 3 设定的气热结构,完成热力除冰环境

的基础性部署。但是由于覆冰的状态与气热循环处理存在直接的关联,对比实验过程中的应用参数及数值也需要明确标准,具体如表 2 所示。

表 2 气热循环除冰应用指标及参数

应用指标	参数标准值
风量 m^3/h	2 200~2 400
叶片内腔体积/ m^3	102~112
加热器入口温度/ $^{\circ}\text{C}$	-10
加热温度变化区间/ $^{\circ}\text{C}$	20~55
空气比热容 $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C})$	1.004
最大加热功率/ kW	40~80
额定总容量/ kW	120~180

根据表 2 设定的应用指标及参数,调整实验的控制机制以及实际应用标准,确保实验环境与环节之间存在直接联系,测试时可以实现一体化控制处理,接下来,展开具体的验证与分析。

2.2 叶片表面超疏水涂层防覆冰处理结果

在 K 风电场中的发电机组上随机选定四支叶片作为此次测定的目标对象,为验证此次设计技术的有效性与稳定性,预设四个阶段持续验证超疏水涂层处理后的叶片表面防水、防冰状态,具体的结果如图 4 所示。

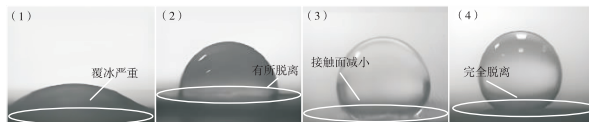


图 4 超疏水涂层防覆冰处理结果对比

根据图 4 结果分析:叶片表面在进行超疏水涂层处理后,第一阶段对于覆冰的防护效果较弱,粘连面积相对较大;第二阶段的底部与叶片表面形成一定的脱离,底部的接触面积逐渐减小,说明防护效果有所提升;第三阶段实际的接触面再次减小,对于雾凇、雨凇的防护也更为高效,具有一定的针对性;第四阶段基础面降至最小,可以促使叶片完全脱离覆冰,达到综合防护的效果。超疏水涂层的涂覆,可以增加防护的覆盖范围以及覆盖能力,相较于传统的防护形式,此项技术的适应性与稳定性更高,尤其对于叶片的细节位置也可以达到预期的防护效果,针对性较强,具有重要价值。

2.3 气热循环下除冰功率损失结果

基于气热循环原理进行除冰时,发电机组也会

出现一定的功率损失,预设 10 min、20 min、30 min、35 min 四个循环时间节点,测定除冰功率损失结果,具体如图 5 所示。

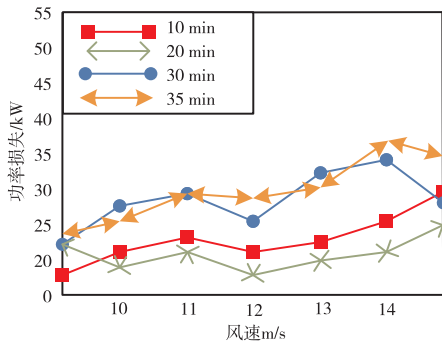


图 5 气热循环下除冰功率损失结果

根据图 5 结果分析:在相同的风速条件下,10 min、20 min、30 min、35 min 四个循环时间点内,实际的输出损失功率均被较好地控制在 40 kW 以下,且四个时间节点内,并未出现较大的功率波动,说

明对于机组叶片表面的除冰效果较为稳定。覆冰条件下,结合气热循环的处理形式,可以对存在覆冰的位置持续加热,提升除冰的速度。不仅如此,循环加热的机制还能够保证加热的平衡及稳定,保证应用热量均匀分布在叶片之中,扩大除冰的实际覆盖范围。另外,不同于传统加热除冰方式的是,循环加热可以保证功率的平衡,热量和气体均为循环使用的,所耗的电能以及形成的电能损失在最小的范围之内,基于上述叶片表面覆冰的防护处理,增设的去冰措施能够进一步保证防护效果,提升叶片的转动效率,降低压力,强化处理可靠性与灵活性。

2.4 性能结果对比分析

依照所设计的防除冰技术,对选定的叶片进行覆冰处理,并通过三种方法的对比,验证最终的覆冰占比,结果如图 6 所示。

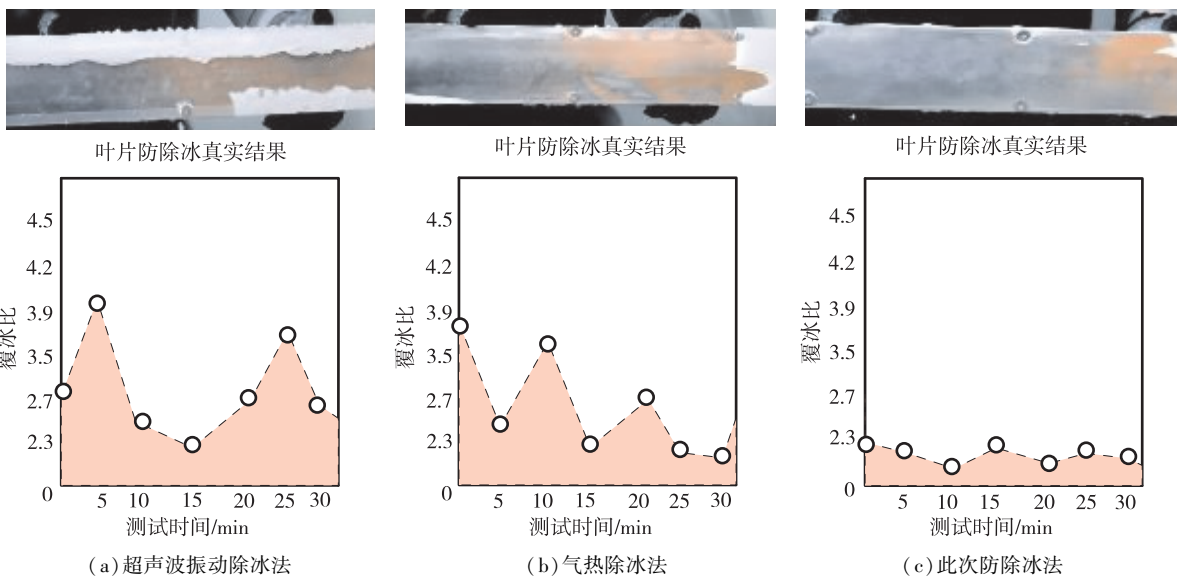


图 6 防除冰处理后覆冰占比结果对比分析

根据图 6 结果分析:此次提出方法针对覆冰进行防除冰处理后,得出的覆冰占比在 2.5 以下,相对较小,说明覆冰的去除效果达到预期的标准。而文献中选定的两种方法对覆冰进行防除冰处理得出的覆冰占比最高甚至可以达到 4.0 左右。说明此次提出的方法的可靠与高效,性能更加优越。

3 结语

融合覆冰条件,对风电场发电机组叶片表面防

除冰技术的实际应用效果展开分析与研究。依据叶片表面覆冰类型,预估并计算出当前叶片的覆冰面积,面积之内采用喷涂的方式部署超疏水涂层,形成有效水膜,达到对叶片表面的防护处理。根据上述设置的防护措施,覆冰条件下,融合气热循环原理对叶片表面持续、均匀加热,进一步缩短处理时间,确保整体热量稳定、平衡后,达到最终的除冰目的。再以同步超声振动形式,对叶片上残存的覆冰振动清理,提升最终的防除冰效果,为后续风电

机组的巡检与叶片的除冰提供参考依据和理论借鉴。

参考文献:

- [1] 刘忠德,周强,雷和林,等.基于多传热模型数值仿真的风电机组叶片气热防除冰性能强化[J].电力科学与技术学报,2024,39(4):160-168
- [2] 郭文峰,张影微,董笑宇,等.基于超声微振动的风力机叶片除冰研究[J].工程热物理学报,2023,44(7):1808-1814
- [3] 郭时毅,安江峰,吴军,等.风力发电机叶片覆冰机理及防除冰技术研究进展[J].表面技术,2024,53(12):50-65
- [4] 胡琴,王欢,舒立春,等.覆冰条件下风力发电机叶片防/除冰方法综述[J].电工技术学报,2024,39(17):5482-5496
- [5] 李伟,李志刚,李显树,等.2 MW 风电机组叶片防除冰试验与能耗评估[J].可再生能源,2024,42(5):634-639
- [6] 赵磊,赵仁航,毛霖,等.风力发电机叶片除冰技术及相关材料研究进展[J].科技创新与应用,2024,14(9):183-188
- [7] 赵斌,廖静,任延杰,等.风力机叶片覆冰机理与防除冰技术研究进展[J].排灌机械工程学报,2023,41(12):1237-1245
- [8] 倪一帆,张作贵,符锐.风力发电机叶片覆冰机理及防冻除冰技术的研究进展[J].发电设备,2023,37(4):223-229
- [9] 范必双,蒋李亚,周强,等.风力机叶片气热除冰技术研究现状与展望[J].热能动力工程,2023,38(2):1-9
- [10] 刘岩彬,王勇劲,陈学云,等.基于 Harris 和 SIFT 的风机叶片检测图像处理[J].计算机仿真,2025,42(4):83-87

基于改进滑模观测器的永磁同步发电机 无速度传感器控制

胡俊 单小衍 吴小田 李夕颜

东方电气风电股份有限公司, 成都 610000

摘要:针对传统滑模观测器存在不连续切换控制特性导致的估计精度不足问题,提出一种改进的滑模观测器设计方法。通过引入一种新型连续切换函数替代传统符号函数,并设计自适应滑模增益,抑制滑模观测器的高频抖振现象,提高转速与位置估计精度。通过在 MATLAB/Simulink 环境中搭建了 6.7 MW 永磁风力发电系统仿真模型进行仿真测试,验证了控制方法相比传统符号函数方法和边界层方法转速和电角度估算精度更优。

关键词:永磁同步发电机;无速度传感器;滑模观测器;切换函数

中图分类号:TM614

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0072-04

Speed Sensorless Control of PMSG Based on Improved Sliding Mode Observer

HU Jun, DAN Xiaoyan, WU Xiaotian, LI Xiyan

(Dongfang Electric Wind Power Co., Ltd., 610000, Chengdu, China)

Abstract: To address the problem of insufficient estimation accuracy caused by the discontinuous switching control characteristic of traditional sliding mode observers, this paper proposes an improved sliding mode observer design method. By introducing a new type of continuous switching function to replace the traditional sign function and designing an adaptive sliding mode gain, the high-frequency chattering phenomenon of the sliding mode observer is suppressed, and the estimation accuracy of speed and position is improved. To verify the effectiveness of the proposed method, a simulation model of a 6.7 MW permanent magnet wind power generation system is built in the MATLAB/Simulink environment. Simulation results show that compared with the traditional sign function method and the boundary layer method, the proposed method exhibits superior performance in both speed estimation and electrical angle estimation.

Key words: PMSG; speed sensorless; sliding mode observer; switching function

永磁同步风力发电机控制系统中,转速与电角度的获取通常依赖机械传感器,然而现场的强振动、高湿度、粉尘等恶劣环境,易导致传感器故障频发,不仅增加设备维护成本,还可能引发系统停机,降低发电效率。无传感器控制技术因省去物理传感器、提升系统鲁棒性的优势,成为研究的热点方向。目前,无传感器控制中常用的状态估计方法包括滑模观测器(SMO)^[1-3]、模型参考自适应

(MRAS)^[4-5]及扩展卡尔曼滤波(EKF)等^[6-9]。其中,SMO因结构简单、动态响应快、对参数摄动与外部干扰的鲁棒性强,在电力电子与电机控制领域得到广泛应用。

然而,传统SMO采用符号函数作为切换控制核心,其固有的不连续切换特性会引发高频抖振现象^[10]。这种抖振不仅会导致转速与电角度估计精度下降,还会加剧变流器开关损耗、增大电机转矩

收稿日期:2025-10-28

作者简介:胡俊(1991—),男,2017年毕业于大连海事大学船舶与海洋工程专业,硕士,工程师。现任东方电气风电股份有限公司,主要从事变流器研发工作。邮箱:714458388@qq.com。

脉动,进而影响风电系统的传动链寿命与并网电能质量^[11]。为解决这一问题,已经提出了多种改进方法。边界层方法通过在滑模面附近引入连续函数替代符号函数,虽能抑制抖振,但边界层内的线性化处理会牺牲估计精度^[12];高阶滑模观测器通过提高滑模阶次实现切换函数的连续化,却增加了控制律的复杂度,难以在大功率风电系统中实时运行^[13]。上述方法在“抖振抑制”与“精度提升”的平衡上仍存在局限,无法完全满足大型风电系统对高精度、低抖振状态估计的需求。

针对上述问题,本文以 6.7 MW 大型 PMSG 风力发电系统为研究对象,提出一种改进型滑模观测器设计方法。通过构建新型连续切换函数替代传统符号函数,从根源上消除切换不连续性;同时设计自适应滑模增益,根据系统估计误差动态调整增益幅值,在保证快速收敛的同时进一步抑制抖振。为验证所提方法的有效性,在 MATLAB/Simulink 环境中搭建仿真模型,并与传统符号函数 SMO 及边界层 SMO 在不同转速工况下的性能进行对比。本文的研究成果可为大型 PMSG 风电系统的无传感器高精度控制提供理论支撑与工程参考。

1 改进滑模观测器设计

1.1 永磁同步发电机数学

永磁风力发电机在 $\alpha\beta$ 坐标系的电压方程为

$$\begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_e(L_d-L_q) \\ -\omega_e(L_d-L_q) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + R_s \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_d \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_\alpha \\ E_\beta \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中, u_α 和 u_β 是在 $\alpha\beta$ 坐标系下电压, i_α 和 i_β 是在 $\alpha\beta$ 坐标系下电流, R_s 是电机电阻, L_d 和 L_q 是 dq 轴电感, ω_e 是电机的电角速度, E_α 和 E_β 是在 $\alpha\beta$ 坐标系下的反电动势。反电动势可以表示为

$$\begin{bmatrix} E_\alpha \\ E_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (L_d-L_q) \left(\omega_e i_d - \frac{d}{dt} i_q \right) + \psi_f \omega_e \\ \left[\begin{matrix} -\sin\theta_e \\ \cos\theta_e \end{matrix} \right] \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中, ψ_f 是永磁体磁链, θ_e 是电机的电角度,可以看出公式(2)包含电机速度和位置信息。为了构造滑模观测器,通常将公式(1)改写成

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d} & \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} \\ \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} & \frac{R_s}{L_d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \frac{1}{L_d} \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} - \frac{1}{L_d} \begin{bmatrix} E_\alpha \\ E_\beta \end{bmatrix} \quad (3)$$

1.2 改进滑模观测器设计

设计滑模观测器为

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \hat{i}_\alpha \\ \hat{i}_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d} & \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} \\ \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} & \frac{R_s}{L_d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_\alpha \\ \hat{i}_\beta \end{bmatrix} + \frac{1}{L_d} \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} - \frac{1}{L_d} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中, \hat{i}_α 和 \hat{i}_β 是在 $\alpha\beta$ 坐标系下估计电流,式(4)和式(3)做差,可得

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \tilde{i}_\alpha \\ \tilde{i}_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d} & \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} \\ \frac{\omega_e(L_d-L_q)}{L_d} & \frac{R_s}{L_d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{i}_\alpha \\ \tilde{i}_\beta \end{bmatrix} + \frac{1}{L_d} \begin{bmatrix} E_\alpha - v_\alpha \\ E_\beta - v_\beta \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中, \tilde{i}_α 和 \tilde{i}_β 是在 $\alpha\beta$ 坐标系下电流误差。传统的滑模观测器令

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = h \begin{bmatrix} \text{sign}(\tilde{i}_\alpha) \\ \text{sign}(\tilde{i}_\beta) \end{bmatrix} = h \begin{bmatrix} \text{sign}(\hat{i}_\alpha - i_\alpha) \\ \text{sign}(\hat{i}_\beta - i_\beta) \end{bmatrix} \quad (6)$$

该方法通过判断误差符号,通过低通滤波器得到估计的反电动势,通过反电动势变可以得到转子的位置和速度信息。经典滑模理论中,采用符号函数作为开关函数,符号函数使得运动状态在滑模面来回穿梭过程中的抖振加剧,不利于系统稳定性。饱和函数是分断连续,抖振抑制效果不佳。为了提高滑模观测器的性能,提出一种改进开关函数,其表达式为

$$f(x) = \frac{2}{1+e^{-ax}} - 1 \quad (7)$$

式中, a 为缩放因子,反应了对误差的敏感程度。当 a 增大时,函数 $f(x)$ 对误差的变化更加敏感,能够更快地响应误差的变化;当 a 减小时,函数对误差的敏感度降低,抖振抑制效果增强,但响应

速度会有所下降。通过合理选择 a 的值,可以在抖振抑制和响应速度之间取得平衡。为解决低速运行时观测精度下降问题,设计自适应滑模增益:

$$h = h_0 + \gamma |\omega_e| \quad (8)$$

其中为 h_0 基础增益, γ 为自适应系数。该设计使得增益随转速变化自动调整,在低速时减小增益以抑制噪声放大,在高速时增大增益以保证快速响应。

2 仿真分析

为验证所提策略的有效性,在 MATLAB/Simulink 环境中搭建了 6.7 MW 永磁同步风力发电系统仿真模型,系统主要参数如表 1 所示。

表 1 仿真系统参数

额定功率	6.7 MW	定子电阻	1.21 mΩ
额定电压	1 380 V	d 轴电感	0.366 mH
极对数	8	q 轴电感	0.433 mH
永磁磁链	2.08 Wb	转动惯量	1 000 J(kg·m ²)

2.1 中速工况

设定参考转速为 300 r/min,对比基于符号函数方法、边界层方法和所提方法的性能。从图 1 转速估计误差曲线来看,传统滑模观测器转速误差在 3.8 r/min,边界层方法转速误差在 3.6 r/min,所提方法转速误差在 2.1 r/min。传统滑模观测器的转速估计误差存在明显的高频抖动,这是由于符号函数导致的问题,使得估计值在实际转速附近频繁波动;边界层方法转速估计误差有所改善,而本文所提方法的转速估计曲线明显平滑许多,有效削弱了抖振,能够快速且准确地跟踪实际转速,转速估计精度进一步提高。

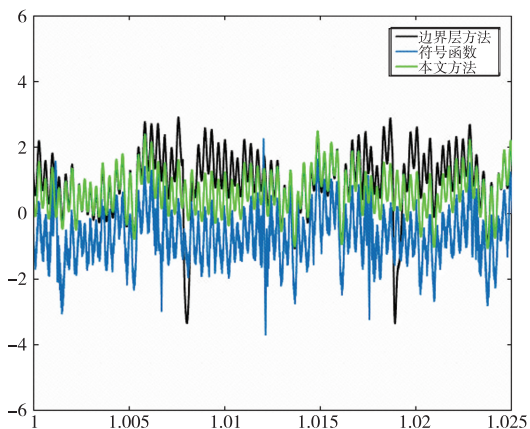


图 1 转速估计误差

从图 2 位置估计误差曲线来看,基于符号函数的滑模观测器电角度误差在 0.615 rad,边界层方法的电角度误差在 0.614 rad,所提方法电角度误差在 0.603 rad。传统滑模观测器电角度误差和边界层方法大体相当,而所提方法的位置精度最高,波动幅度最小。

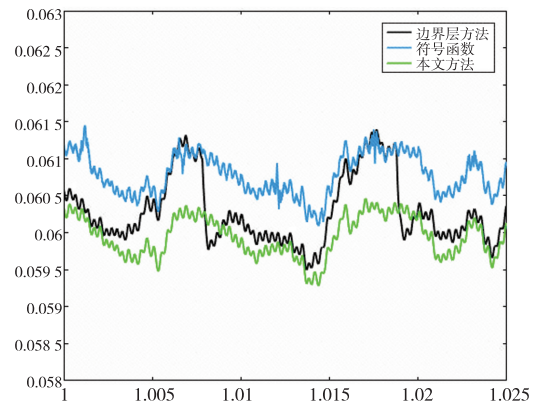


图 2 电角度估计误差

2.2 高速工况

设定参考转速为 684 r/min,对比基于符号函数方法、边界层方法和所提方法的性能。从图 3 转速估计误差曲线来看,传统滑模观测器转速最大误差在 6.0 r/min,边界层方法转速最大误差在 7.5 r/min,所提方法转速最大误差在 5.8 r/min。所提出的方法误差最小,波动更小。

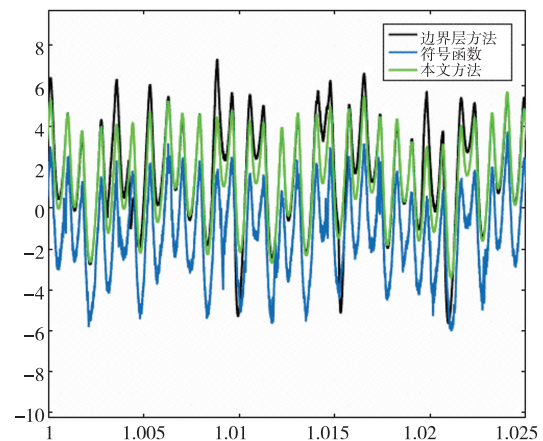


图 3 转速估计误差

从图 4 电角度估计误差曲线来看,基于符号函数的滑模观测器电角度误差在 0.341 5 rad,边界层方法的电角度误差在 0.342 2 rad,所提方法电角度误差在 0.341 rad。所提方法电角度误差几乎都小于符号函数和边界层方法,所提出的方法精度最

高,波动幅度最小。

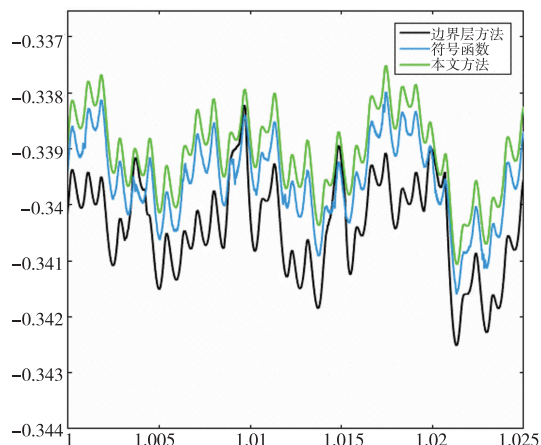


图4 电角度估计误差

3 结语

本文针对风力发电机无速度传感器控制中的滑模观测器抖振问题,提出了一种改进的连续切换函数设计方法。通过对传统符号函数进行平滑化处理,同时引入自适应滑模增益。从仿真结果发现,所提方法不仅提高了估计精度,有效抑制了滑模观测器的高频抖振现象,还增强了系统的稳定性和可靠性,为风力发电机无速度传感器控制提供了一种有效的解决方案。

参考文献:

- [1] 邓智浩,李争光,祝后权,等. 永磁同步电机无传感器控制在电力推进中的应用综述[J]. 船电技术,2021,41(7):49-55
- [2] 生龙,刘立昊,叶永强. 永磁同步电机无位置传感器控制现状和展望[J]. 电工电气,2023(2):1-8
- [3] 史婷娜,肖竹欣,肖有文,等. 基于改进型滑模观测器的无刷直流电机无位置传感器控制[J]. 中国电机工程学报,2015,35(8):2043-2051
- [4] 任金霞,黄艺培,蒋梦倩. PMSM 分数阶滑模变结构 MRAS 仿真[J]. 组合机床与自动化加工技术,2020(5):36-39+44
- [5] 廖自力,解建一,赵其进,等. 基于改进型 MRAS 的永磁同步电机无位置传感器控制方法研究[J]. 微电机,2020,53(11):100-105+119
- [6] 赵湘衡,杨武,王敏怀. 基于 MRAS 无速度传感器的 PMSM 直接转矩控制[J]. 中南大学学报(自然科学版),2015,46(10):3631-3636
- [7] 施大发,施佳,黄庆,等. 基于扩展卡尔曼滤波的 PMSM 无位置传感器控制[J]. 电源技术,2015,39(1):161-164
- [8] 臧瑞真,黄开启. 基于多重渐消因子 EKF 的 PMSM 无传感器控制[J]. 电力电子技术,2019,53(10):60-63
- [9] 何龙飞,王崇武,单友辉,等. 一种改进 EKF 的 PMSM 无传感器控制策略[J]. 微特电机,2013,41(6):54-56+63
- [10] 李涛,冯勇,安澄全. 变加权系数减小变结构系统抖振的设计方法[J]. 控制与决策,2000(6):645-648
- [11] 冯勇,郑雪梅,鲍晟. 多变量线性模型不确定系统终端滑模分解控制方法[J]. 控制理论与应用,2004(1):11-16
- [12] 郑剑飞,冯勇,陆启良. 永磁同步电机的高阶终端滑模控制方法[J]. 控制理论与应用,2009,26(6):697-700
- [13] 张袅娜,冯勇,王冬梅,等. 柔性机械手的鲁棒控制器设计[J]. 控制与决策,2006(7):750-754

中小汽轮发电机转子装配一体式工位研制

徐正乾 付显栋 郎建强

东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:针对传统汽轮发电机转子装配中需频繁起吊导致的生产效率低、安全风险高等问题,研制一种中小汽轮发电机转子装配一体式工位。该工位集成轨道式浮动滚轮架、可移同步顶升装置、分体式R木,通过“轨道导向+同步顶升”技术实现支撑状态无起吊切换。实际应用表明,该工位可将转子装配起吊次数从18次/台降至1次/台,降低95%,装配状态转换时间缩短至15分钟内,且适配不同长度规格转子,操作简便无需专业起吊资质。该成果为电机装配工艺优化提供了新方案,具有显著的工程应用价值。

关键词:中小汽轮发电机; 转子装配; 一体式工位; 同步顶升; 轨道式浮动滚轮架

中图分类号: TM311

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)02-0076-05

Development of an Integrated Workstation for Rotor Assembly of Medium and Small Steam Turbine Generators

XU Zhengqian, FU Xiandong, LANG Jianqiang

(Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: To address the problems of low production efficiency and high safety risks caused by frequent hoisting in the traditional rotor assembly of steam turbine generators, a new integrated workstation for rotor assembly of medium and small steam turbine generators is developed. This workstation integrates rail-type floating roller stands, movable synchronous jacking devices, and split-type R-blocks, realizing the switching of support states without hoisting through the "rail guidance + synchronous jacking" technology. Practical application shows that the workstation can reduce the number of hoisting operations for rotor assembly from 18 times per unit to 1 time per unit, a 95% reduction, and shorten the assembly state transition time to within 15 minutes. Moreover, it is compatible with rotors of different length specifications, easy to operate, and requires no professional hoisting qualification. This achievement provides a new solution for the optimization of motor assembly processes and has significant engineering application value.

Key words: medium and small steam turbine generators; rotor assembly; integrated workstation; synchronous jacking; rail-type floating roller stands

汽轮发电机是火力发电、区域热电联产及工业自备电站的核心动力装备,中小容量空冷汽轮发电机因体积紧凑、适配性强、运行维护便捷等特点,在分布式能源系统中应用愈发广泛。转子作为汽轮发电机的核心旋转部件,其装配工序涵盖转子嵌线、压型、装槽楔、套装环类件、风试试验等多个环

节,需在滚轮架支撑(便于转子转动)与R木支撑(便于部件套装)两种状态下反复切换^[1]。目前我公司生产的中小汽轮发电机在转子装配过程中,需要多次使用吊车配合吊梁完成转子、滚轮架及R木的移动与摆放,一根转子装配过程起吊次数最多可达20余次。

收稿日期: 2026-03-06

作者简介:徐正乾(1988—),男,2010年毕业于天津大学机械设计制造及其自动化专业,本科,高级工程师。主要从事汽轮发电机工艺技术服务。邮箱: xuzhengqian@dongfang.com。

频繁起吊不仅导致生产节奏停滞(等待吊车时间占比超30%),还存在高空坠落、工件磕碰等安全风险,且转子摆放杂乱进一步加剧操作隐患。随着中小汽轮发电机产能提升,传统装配模式的局限性已成为制约生产效率与本质安全的关键瓶颈。为此,本文依托轨道导向、液压同步顶升与浮动支撑技术,开展中小汽轮发电机转子装配一体式工位的研制工作,通过专用工装与工位布局的集成创新,实现转子支撑状态的无起吊切换。本文将详细阐述一体式工位的整体结构设计、核心组件参数及使用使用方法,并通过实际应用验证其技术效果,为中小汽发转子高效安全装配提供技术解决方案。

1 现有装配流程存在的问题

东方电机目前中小汽轮发电机转子装配工艺无专用支撑切换机构,完全依赖吊车实现转子、滚轮架与R木的移动与摆放(图1),具体问题如下:

(1)起吊频次高:常规液压型工艺转子装配需吊放转子6次、R木6次、滚轮架6次,总起吊18次;瓦形铁压型工艺转子装配起吊次数甚至达30次,大幅占用吊车资源。且转子装配车间吊车还承担着成品发货、大型金加工件起吊、半成品部套装卸货等任务,经常出现多工序停工待吊。

(2)生产效率低:不同长度、类型的转子装配时,需重新调整工装布局,每次工位调整需同步校准滚轮架与R木的间距、扭斜,单台调整时间超3小时,且起吊作业需专业资质人员进行,进一步延长装配周期,无法满足多机型柔性生产需求。

(3)安全风险大:转子装配工位没有规划、现场摆放杂乱,增加了起吊时的磕碰、撞击风险,同时大件起吊对吊索具寿命、操作人员技能、工件重心控制要求极高,任一环节失控易引发设备碰撞、人员伤害事故。

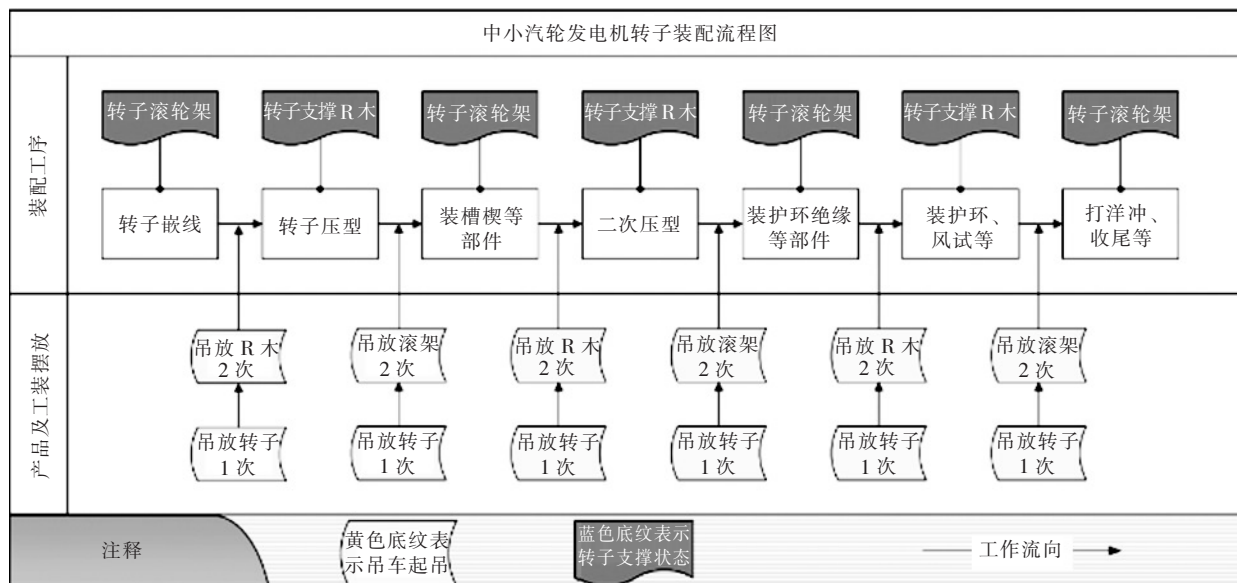


图1 传统转子装配流程图

2 转子装配一体式工位技术方案

2.1 一体式工位整体结构设计

一体式工位以“通用性、便捷性、安全性”为设计原则,核心由轨道系统、浮动式滚轮架、可移同步顶升装置及分体式R木组成,可满足所有中小汽发机型装配需求,结构示意图如图2所示^[2]。各组件协同实现转子支撑状态无起吊切换,具体结构特点

如下:

(1)轨道系统:轨道采用双轨浇注型式,钢轨上平面与地面齐平,承重能力达50吨。

(2)浮动式转子滚轮架:含主动与从动滚轮架,主动滚轮架配备交流伺服电机驱动,从动滚轮架协同支撑,两者均带行走轮与弹簧浮动机构,无工件时底板与地面保持间隙,便于沿轨道移动;放置转子后,工件自重压缩弹簧使底板贴合地面,确保支

撑稳定性;

(3)可移同步顶升装置:由2台水平调整机与1台同步控制器组成,承重50吨,顶升行程 ≥ 430 mm,满足所有机型不同状态升降,采用油箱与油缸

一体式设计,配备防误操作功能与受载自动锁止保护,避免转子倾覆;

(4)分体式R木:根据转子本体结构采用分体式设计,由高强度木材加工而成。

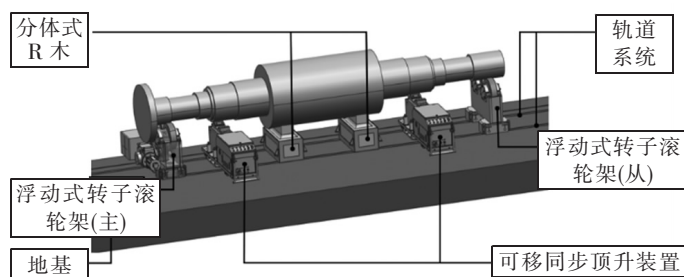


图2 转子装配一体式工位结构示意图

2.2 核心组件设计细节

(1)轨道系统

轨道系统采用预埋式安装,整体布置3条供电电缆与6组电缆插座,配套2处加热电缆端子箱,满足设备供电需求的同时保持现场整洁。轨道滚轮

槽宽设计为15 mm,既方便转运车通行,又防止人员跌倒扭伤,轨道直线度误差 ≤ 0.5 mm/m,地面水平度误差 ≤ 0.3 mm/m,确保滚轮架移动时无需额外校准水平度与扭斜,直接满足装配精度要求,如图3所示。



图3 轨道系统示意图

(2)浮动式转子滚轮架

核心参数:中心高600 mm,滚轮直径 $\varphi 400$ mm,滚轮宽度 ≤ 100 mm,整体轴向宽度 ≤ 500 mm,本体轴向宽度 ≤ 300 mm,径向宽度 ≤ 1000 mm,支撑位置为转子外油封处。主动滚轮架由支撑架、滚轮组件、交流伺服驱动机构、行走轮及浮动弹簧组成(图4);滚架最大重量 ≤ 900 kg,一人可轻松推动在轨道行走通过轨道移动调整间距,适配不同长度转子,滚轮采用浇注尼龙,可有效保护转子接触面,滚轮包角在 $30^\circ \sim 90^\circ$ 安全范围。

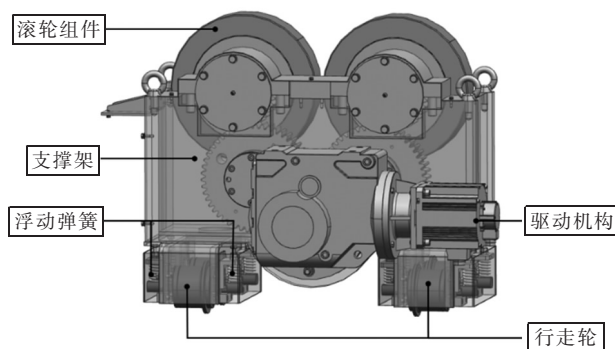


图4 主动滚轮架结构示意图

(3)可移同步顶升装置

核心参数:未顶升时高度 ≤ 630 mm,顶升行程

0~430 mm,整体轴向宽度 ≤ 400 mm,本体宽度 ≤ 240 mm,长度 $\leq 1\ 700$ mm,支撑位置为转子基准档,支撑宽度 ≤ 150 mm。采用双作用双级顶升油缸,在较小本体高度下实现大顶升行程;装置配备V型支撑块,与转子轴外圆接触后自动对中;同步控制器精准联动两台调整机,顶升精度不受转子重量分布不均影响。顶升油缸采用弹簧悬挂式安装,空载时滚轮支撑便于移动,受载后油缸底盘着地提供稳定支撑,自带移动小车无需吊车转运(图5)。

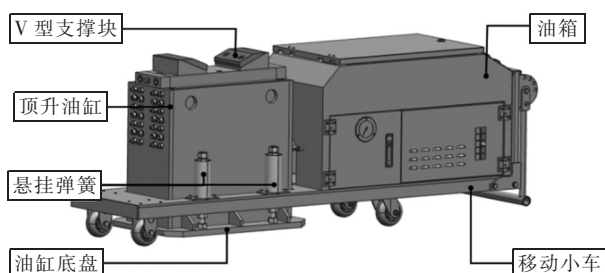


图5 可移同步顶升装置示意图

(4)分体式 R 木

采用分体式设计,由R支撑块和底座组成,总体高度600 mm,设计R505与R580两种支撑块,适配所有中小汽轮发电机,底座固定不动,R支撑块重量轻至23 kg,两人可轻松搬运,进一步提升装配便捷性(图6)。

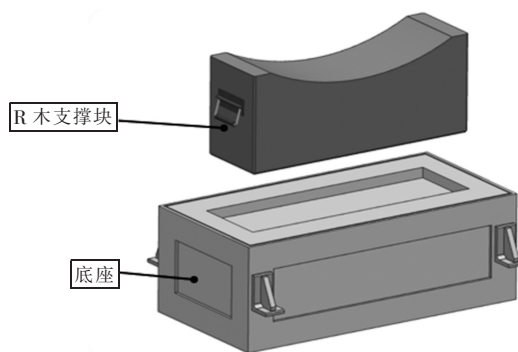


图6 分体式 R 木示意图

3 转子装配一体式工位使用方法

转子装配一体式工位流程如图7所示。

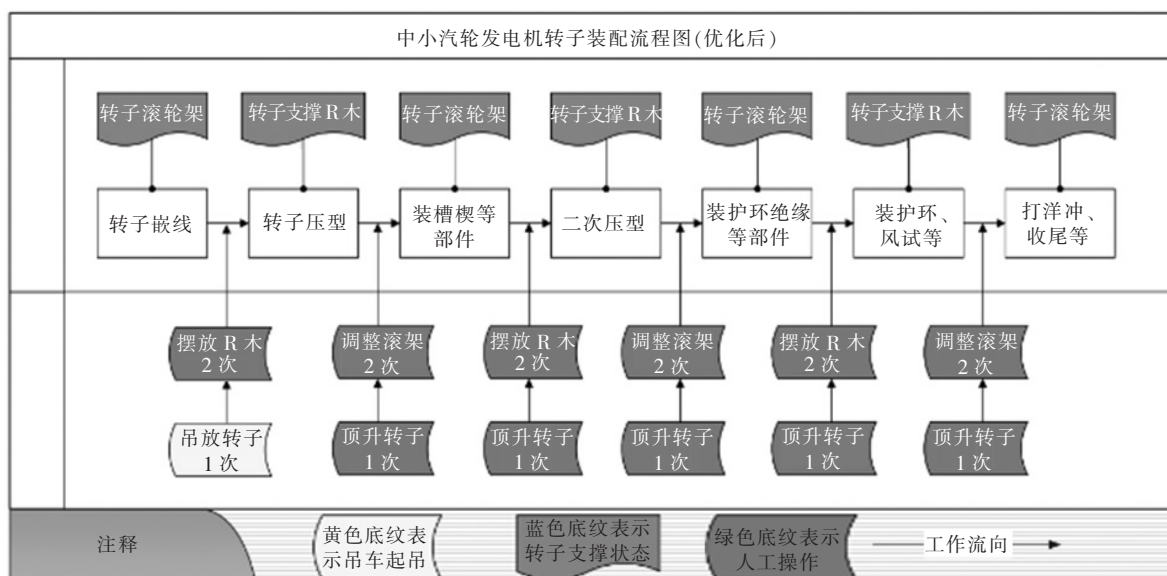


图7 一体式工位装配流程图

(1)根据不同转子滚轮架支撑位置的间距,沿轨道调整2件滚轮架的摆放位置。

(2)将转子放置在滚轮架上,进行后续的工序操作(需要滚轮架转动转子的工序)。

(3)将同步顶升装置放置在转子两滚轮架间的合适位置,然后同步顶升转子,直至滚轮架能从转

子两端移出。

(4)将滚轮架沿轨道移出转子两端。

(5)将转子支撑 R 木移动至转子本体位置。

(6)调整同步顶升装置,使转子降低并放置在支撑 R 木上。

(7)移出同步顶升装置,进行后续工序操作(需

要 R 木支撑转子的工序)。

(8)当再次需要滚轮架支撑转子时,同样的方法移出 R 木,移入滚轮架。

4 技术创新点

(1)无起吊切换技术:通过浮动式转子滚轮架+同步顶升装置协同,将转子装配起吊次数从 18 次降至 1 次,降低 95 %,彻底解决吊车资源占用问题。

(2)全机型适配设计:滚轮架沿轨道移动可精准调整间距,搭配两种型号 R 木,覆盖所有中小汽发转子尺寸,调整时间从 2 小时缩短至 15 分钟。

(3)高精度安全防护:同步顶升装置带防误操作与受载锁止功能,联动控制精度不受转子重量分布影响,V 型支撑块自动对中,滚轮采用浇注尼龙材质,避免转子磕碰,提升本质安全。

(4)模块化优化设计:轨道、滚轮架、顶升装置模块化集成,兼顾移动便捷性与支撑稳定性,现场整洁度显著提升。

5 结语

本文研制的空冷汽轮发电机转子装配一体式工位,通过轨道系统、浮动式滚轮架、同步顶升装置与分体式 R 木的集成创新,解决了传统装配工艺起吊频繁、效率低下、安全风险高、适配性差等核心问题。该工位具有结构简单、操作便捷、适配性广等特点,可实现无起吊状态切换,显著提升装配安全性与效率,降低生产成本。其核心技术可为其他重型装备装配工艺优化提供参考,具有广阔的工程应用前景。

参考文献:

- [1] 秦福元,黄学刚,张军,等.1 000 MW 超超临界汽轮发电机转子线圈装配工艺[J].东方电气评论,2009,23(89):66-70
- [2] 付显栋.一种用于汽轮发电机转子装配的装置及使用方法:CN202510661552.5[P].2025-08-26

锂电池储能液冷热管理技术开发研究

常博 朱睿 王晶 王潇 严天瞳

东方电气自动控制工程有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:在“双碳”政策支持和市场需求的双重驱动下,锂电池储能装机规模快速增长。然而,锂电池的热敏感性,使其运行可靠性与性能的保障必须依赖高效安全的热管理系统。文章采用理论分析、仿真设计和实测验证相结合的方法,围绕自均温液冷板、液冷管路均流、高效热管理控制策略及系统集成等技术,重点开展锂电池储能液冷电池包开发设计,以改善锂电池储能系统在温度控制和安全经济性方面的不足,为锂电池储能在新型电力系统的规模化应用提供关键技术支撑。

关键词:锂电池储能;液冷;热管理;液冷板;电池包

中图分类号:TM912;TP273

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)02-0081-08

Research and Development of Liquid Cooling Thermal Management Technology for Lithium Battery Energy Storage

CHANG Bo, ZHU Rui, WANG Jing, WANG Xiao, YAN Tiantong

(Dongfang Electric Autocontrol Engineering Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: Driven by both the “dual carbon” policy support and market demand, the installed capacity of lithium battery energy storage has expanded significantly. However, the thermal sensitivity of lithium batteries makes it necessary to rely on an efficient and safe thermal management system to ensure their operational reliability and performance. The article adopts a method that combines theoretical analysis, simulation design, and experimental verification. It focuses on the development and design of liquid-cooled battery packs for lithium battery energy storage, centering on technologies such as self-temperature-equalizing liquid cooling plates, liquid cooling pipeline flow equalization, high-efficiency thermal management control strategies, and system integration. It aims to improve the deficiencies of lithium battery energy storage systems in terms of temperature control, safety and economy, and provide key technical support for the large-scale application of lithium battery energy storage in the new power system.

Key words: lithium battery energy storage; liquid cooling; thermal management; liquid cooling plate; battery pack

“十四五”以来,新型储能快速发展,截至2024年底,全国新型储能装机7376万千瓦,预计2027年底达到1.8亿千瓦以上,其中,锂电池储能占据主导地位,约占已投产装机的96.4%^[1]。温度对锂电池储能系统的效率 and 安全性有着巨大影响,锂电池热安全问题和高温容量衰减问题是制约锂电池储能发展的关键因素。学术界研究认为锂电池最佳工作温度范围是15℃~35℃,电池组内部最大温

差应小于5℃^[2]。因此,高效可靠的热管理系统对锂电池储能非常重要,目前最常见的锂电池储能热管理技术包括风冷、液冷和相变冷却,其中液冷热管理技术凭借优异的综合性能成为市场主流解决方案,尤其对于大规模电池组的高倍率充放电过程^[3]。科学合理的热管理系统设计,可保证锂电池工作在适宜的温度范围内,对于提升锂电池寿命、效率及储能系统安全经济性有着重要的作用和意义。

收稿日期:2026-01-26

作者简介:常博(1989—),男,2010年毕业于西安交通大学能源动力系统及自动化专业,本科,工程师。现任职于东方电气自动控制工程有限公司,主要从事储能系统集成设计工作。邮箱:changbo0236@dongfang.com。

1 液冷热管理技术设计开发

液冷热管理系统(从包级到簇级再到舱级)是影响整个储能系统性能关键核心部件之一。液冷热管理系统原理如图1所示,该系统基于压缩制冷循环运行,主要包含变频压缩机、冷凝器、膨胀阀、二次换热器、水泵、分液管路、阀件、电池包等。系统分为两个循环,左边为一次回路,为冷媒制冷循环,右边是二次回路,为冷却液循环,两个循环通过二次换热器交换热量。系统工作时,对于一次回路,从压缩机出来的高温高压状态的冷媒依次进入风冷冷凝器冷凝放热为液态,随后进入膨胀阀节流降温,然后进入二次换热器和冷却液进行蒸发吸热,蒸发过程中,冷却液的热量被冷媒带走,最后冷媒再进入压缩机完成循环。对于二次回路,从二次换热器出来的被降温的冷却液经过分液管路,被均匀的分配到各电池包内,然后通过液冷板和电池换热,带走电池的热量,最后再次经过二次换热器被降温,由此完成一个循环^[4]。电池管理系统收集电池温度数据、充放电工况信息以及机组运行数据,根据预设的热管理控制策略向机组实时输出控制信号,对电池温度进行动态调节。

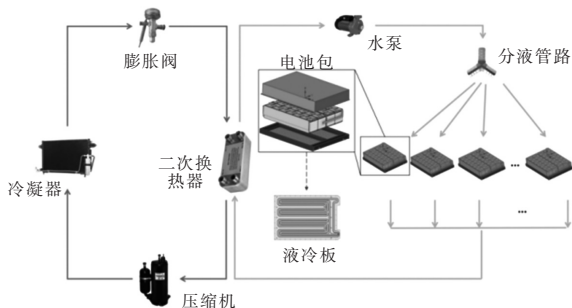


图1 液冷热管理系统原理

液冷热管理系统核心部件包括液冷管路以及电池包内的液冷板。影响液冷热管理系统的主要因素是冷却液流速、冷却液管道、液冷板布局及设计等。液冷管路的结构、布置方式等影响流入各电池包的冷却液流量的均匀性,从而决定各个电池包之间的温差大小。液冷板内含有密集的冷却液流道,冷却液通过液冷板和电池间接换热,液冷板的流道设计直接影响冷却电池的液冷板的表面温差。因此,液冷板的流道设计决定电池包内不同电池间的温度一致性,而液冷管路的设计决定储能电池舱

电池的温度一致性,最终影响储能系统的效率和安全^[5]。热管理控制技术可以实现电池的温度精细化控制和能耗的优化,提高储能系统的充放电效率。

1.1 液冷电池包设计

液冷电池包设计开发流程如图2所示。结构设计方面,需确保电池包箱体具备充分的结构强度和防护等级,要充分整合热管理、电气布局、安全消防策略,并保证所有内外部件的正确安装和固定。电气设计方面,需确保电池包箱体具备充分的绝缘耐压性能,并涵盖电池管理系统从控板的开发以及高压线束的布局规划。热管理方面,主要依据电池的布局来规划液冷板的流道和接头等参数,并选择合适的隔热材料。具体流程如下:

(1) 电池包边界尺寸设计,根据电池参数、数量,选择电池包箱体工艺,根据工艺设计型材截面,同步增加基础辅助功能。

(2) 电池模组摆放设计,根据电池数量进行最优横纵摆放,保证电气安全间距。

(3) 电池包关联结构设计,包括模组高压连接方案设计、模组低压采集方案设计、模组热失控防护方案设计等。

(4) 安装孔位设计,包括内部横纵梁及模组孔位、上盖孔位、电器元件孔位、工艺孔、辅助孔等孔位设计。

(5) 电池包热管理设计,根据额定冷量、目标温度、接口尺寸、阻力特性、电池布置与电池包结构,进行液冷板设计,包括材料选择、工艺路线选择、流道设计、接头设计、绝缘防腐设计等。再结合电池包结构对液冷板进行流热仿真优化流道设计,主要包括流阻、温差、温升仿真。

(6) 电气方案选型设计,根据电气原理图进行高压线连接方案设计、电气元件选型等,根据电池管理系统布置方案设计箱体前面板结构、内部连接线路排布等。

(7) 钣金件设计,根据产品边界高度、型材高度及电池参数设计上盖,根据电池管理系统、维修面板等结构参数进行排布位置设计。

(8) 模拟仿真,一是结构仿真,主要包括振动仿真、模态仿真、强度仿真等,二是热仿真,在额定工况下,分析电池温差、最高温度,再根据仿真结果进

行设计优化。

(9) 打样测试、产品定型,对电池包打样生产、验证测试,测试结果若满足国标要求,即可输出产品,测试结果若不满足要求,则回到设计流程,进行优化调整,再打样测试,直到满足国标要求。

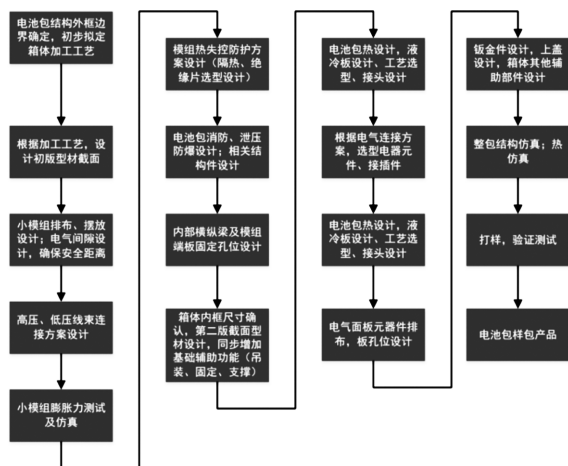


图2 液冷电池包设计开发流程

1.1.1 自均温液冷板技术开发

液冷板是液冷电池包核心部件之一,为电池提供相对恒定的工作环境温度,一定程度上决定电池的充放电性能和温度一致性。液冷板内含有密集的冷却液流道,冷却液通过液冷板和电池间接换热。液冷板的流道设计直接影响冷却电池的液冷板的表面温差,因此,液冷板的流道设计决定电池包内不同电池间的温度一致性。

影响液冷板性能指标的主要因素有冷却液流量、流道拓扑结构、流道截面参数等^[6]。冷却液流量是一个根据冷却系统匹配的参数,实际流量一般会和设计流量在一定范围内有所差异。因此,重点在于液冷板流道的设计。拓扑结构方面,通过冷热流道交叠的液冷板设计,实现被动自均温;通过左右流道对称设计,以降低液冷板温差。根据热阻计算公式,流道截面宽度越宽,热阻越小,因此,在焊接工艺能够满足的条件下,流道宽度尽可能大。

1.1.2 104串液冷电池包技术开发

104串液冷电池包设计开发难点主要体现在热性能、电池包箱体结构、电气绝缘耐压设计等方面。热性能方面,104串电池包相比常规的52串电池包,电池数量更多,空间更紧凑,温控性能包括最高温度控制和温度均匀性的目标更具挑战性。通过流道交叠设计、对称设计、加大流道宽度,多并联设

计来实现温控和流阻目标^[7]。箱体结构方面,104串电池包尺寸更大,主要体现在长度方向,需要在电池包箱体底部设计更多的加强筋来保证结构强度。绝缘耐压方面,内部小模组的隔热、绝缘材料需要加强选型设计,通过在箱体内壁面贴云母片的方式,提高绝缘等级。

104串液冷电池包仿真设计如图3、4所示。

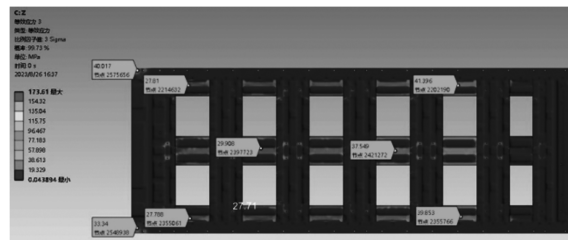


图3 104串液冷电池包结构仿真

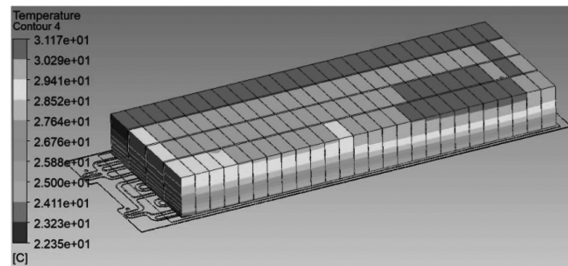


图4 104串液冷电池包热仿真

1.2 液冷热管理系统设计

以储能电池舱热管理系统为研究对象,通过研究液冷电池包热设计、簇内及簇间冷却液管路设计、热管理控制策略开发,并根据测试数据优化设计,输出满足要求的热管理系统方案,再通过仿真分析、样机测试进行迭代优化。设计要点包括液冷机组的选型、控制策略的开发、簇间分液阀的选型、系统管路设计等,主要考虑簇间流量分配的均匀性、系统管路的流阻等^[8]。

储能电池舱液冷热管理系统设计开发流程如图5所示。根据实测优化后的电池包结构,以及初步选型的水冷机组,设计冷却液管路,建立管路仿真模型,在额定工况下进行仿真分析。以最高温度和温差作为评判设计方案的评价指标,通过优化管路设计、局部流量分配调节等措施来满足指标要求。对满足要求的仿真模型,进行实测验证,对比分析仿真和实验结果,达到目标要求即输出储能电池舱液冷热管理系统方案,否则继续优化分液管路设计,直到满足温度和温差要求。

由于潜在方案较多且验证周期长,因此结合仿真与实测验证相结合进行热管理控制策略的开发。首先,搭建热管理系统仿真模型,对电池产热、冷却液流动换热等多个热传递过程进行模拟,并通过实验数据标定仿真模型以改善其精度。再基于该模

型,针对系统能耗、电池温差以及电池最高温度探究不同控制策略对于热管理系统性能的影响,并在此基础上开发和优化控制策略。最后,通过实验验证策略的有效性,并对参数进行优化调整,输出储能电池舱热管理控制策略。

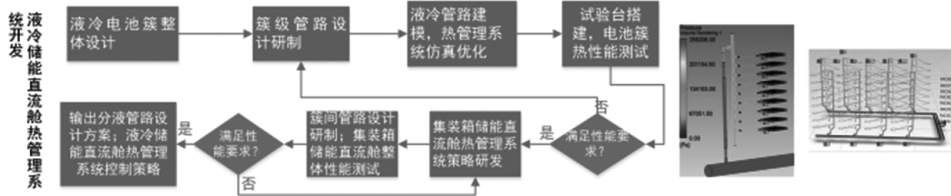


图5 液冷热管理系统设计开发流程

1.2.1 液冷管路均流技术开发

储能电池舱液冷管路主要包含簇间和簇内管路,簇间和簇内的管路连接都是并联连接,这对管路的分流、均流设计提出较高的要求。管路的最小支路流量即为各电池包的冷却液流量,这间接决定各电池包之间的温度均匀性。

液冷管路的技术开发主要指标为三级管路的流量均匀性和整体流阻大小。冷却液管路设计,是影响上述液冷管路性能指标的主要因素,包括管路拓扑结构、一二三级管路的管径设计、管路长度设计、各类阀的选型等^[9]。根据储能电池舱布局,设计初步的管路系统,建立液冷管路和电池包液冷板仿真模型。首先进行流动仿真,如图6所示,分析各管路簇间流量分布情况、簇内电池包冷却液进口流量分布情况、整个管路系统的流阻大小以及和液冷机组水泵阻力特性的匹配情况等,对不满足流量分配要求和流阻匹配的方案进行优化。然后根据满足要求的管路模型的流量分配结果,分别取流量最大值和最小值,作为电池包流热耦合仿真的输入条件,得到两个电池包的温度分布结果,作为最终储能电池舱的系统温差,通过不断优化迭代,最后输出满足系统温差的液冷管路设计方案。

1.2.2 热管理控制策略开发

热管理控制策略开发主要是针对储能系统热管理检测对象、控制方法、控制对象参数调节进行研究。储能热管理系统主要性能指标为机组能耗、响应速度、稳定性和控制精度^[10]。设计方案采用环境温度、电池温度、充放电电流多参数输入及多冷

却变量梯级调节的热管理控制决策模式,替代常规的仅靠电池温度输入及开关控制的粗放型热管理控制策略,实现热管理系统能耗的精益优化,兼顾温控性能和机组能耗。具体以电池最高温度、环境温度、充放电电流为监测对象,三个数据分别都有三个等级(从低到高,1级,2级,3级),分别占比的权重为50%、30%、20%。经过系统计算决策判断之后,执行相应的加热或冷却策略。加热策略一个等级,冷却策略根据供液温度,从高到低分为1级、2级、3级,其中的3级冷却策略的供液温度最低,也是最耗能的。机组加热或冷却策略等级数值根据电池最高温度、环境温度、充放电电流相应的等级分别乘以各自权重再相加得到,得到的结果从低到高分别对应执行冷却策略1级、2级、3级。

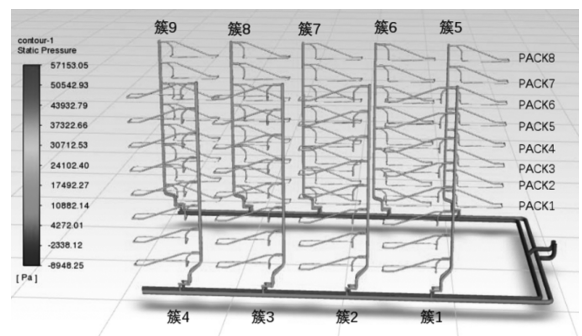


图6 液冷管路流动仿真

2 液冷电池包模拟仿真设计

2.1 仿真目的

开展104串液冷电池包热设计,通过合理的液冷板和模组热设计降低电池运行温度,减小电池间

温差,评估液冷板的冷却性能以及电池包整体热设计效果。

2.2 仿真求解

冷却过程中,冷却液在液冷板流道内发生对流换热,由于仿真试验目的在于探究液冷板及电池包的热性能,对冷却液的流动形态、相作用不作关注,因此仿真中采用将流动与传热解耦的方式,以降低仿真资源要求,可在满足精度需求的前提下有效减少仿真时间。

2.2.1 问题假设

(1)液冷板为对称结构,其流动完全对称,仿真近似为对称性问题。

(2)电池包整体为对称结构,仿真近似为对称性问题。

(3)假设为稳态仿真。

(4)液相单相流动,流道内壁面假设为第三类边界条件。

2.2.2 边界条件

(1)冷却液入口流量:10 L/min

(2)冷却液入口温度:20 °C

(3)环境温度:25 °C、45 °C

(4)放电倍率:0.5 P 恒定功率

(5)产热功率:采用 314 Ah 电池实测产热系数(电池厂商提供)

(6)环境换热系数: $h=3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$

2.2.3 材料热物性

表 1 固体热物性

材料	密度 kg/m ³	导热系数 W/m·K	比热容 J/kg·K
电芯	2 169	W 方向 9, H 方向 11, T 方向 3	1 092
导热胶	2 000	2	950
Al-3003	2 719	871	202.4

表 2 流体热物性

材料	密度 kg/m ³	导热系数 W/m·K	比热容 J/kg·K	动力粘度 Pa·s
50%体积浓度 乙二醇溶液	1 073.35	0.38	3 281	0.003 94

2.2.4 求解器、模型及离散格式

采用基于压力法的求解器,激活能量模型。由

于液冷板内仅有进出口流道部分雷诺数大于 2 300,认为液冷板内流动主要为层流,因此采用层流模型。

采用 SIMPLEC 算法,梯度空间离散格式为 least square cell based,压力二阶离散,动量、能量、湍动能、比能量耗散率均采用二阶迎风离散格式。

2.2.5 计算域网格

固体域网格图如图 7 所示,网格数量 3 100 万,体网格最大纵横比 56,面网格最大偏斜度 0.7。



图 7 固体域网格图

2.3 仿真结果

104 串液冷电池包仿真结果如图 8、图 9 所示,包括电池顶部温度和电池体温度。当液冷板入口温度为 20 °C,流量为 10 L/min 时,电池最高温度为 34.5 °C,顶部温差为 1.8 °C。

图 10 为电池包 0.5 P 额定功率满充放一次最高温及最低温仿真数据曲线。从图中可以看出,电池包的顶部最高温与最低温整体均随时间逐渐上升。初始温度约 25 °C,最终最高温度接近 35 °C,最低温度约 33 °C 左右,二者温差始终保持在 2 °C 以内。

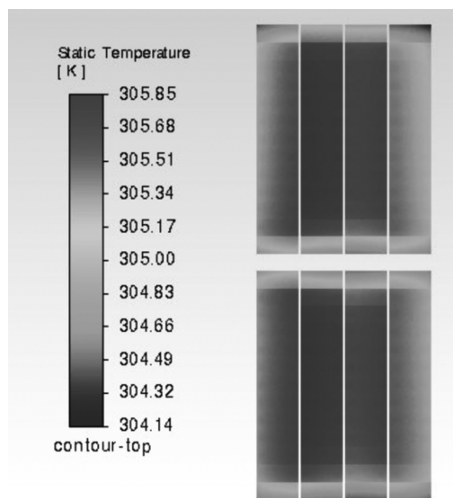


图 8 电池顶部温度云图

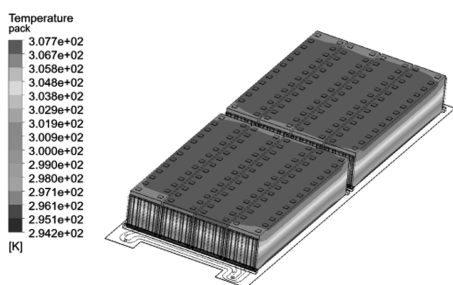


图9 电池体温度云图

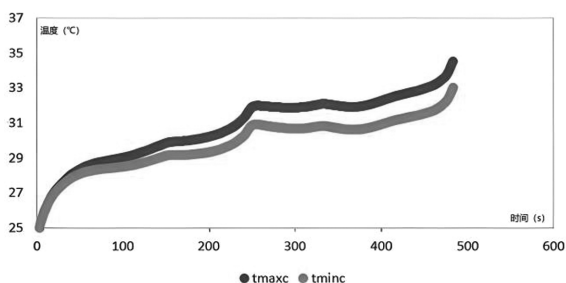


图10 104串电池包0.5P充放电过程温度曲线

3 液冷电池包性能试验测试

3.1 测试目的

在不同环境温度条件下(25℃、45℃、5℃)对104串液冷电池包进行充放电试验,评估基本热性能和能效表现。验证在试验过程中液冷电池包的温控性能是否满足设计要求,针对常温工况下不同冷却策略进行对比测试,记录温控参数和充放电效率,比较各策略在启动和关闭温度设定下的实际效果,验证热管理策略的合理性和有效性。

3.2 测试条件

根据国标 GB/T 36276—2023 电力储能用锂离子电池的试验检测要求,测试内容主要包含三个不同环境温度下的充放电测试:

(1)25℃标准环境测试。首先在25℃环境下对电池包进行5小时静置,然后以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。接着在25℃环境中静置10小时,再以额定功率恒功率0.5P充电至电池包最高单体电压3.65V,静置10分钟记录测试数据,静置期间关闭热管理系统,最后再以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。

(2)45℃高温环境测试。首先在25℃环境下

对电池包进行5小时静置,然后以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。然后将环境温度升至45℃并静置10小时,在45℃环境下以额定功率恒功率0.5P充电至电池包最高单体电压3.65V,静置10分钟记录测试数据,静置期间热管理系统开启,最后再以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。

(3)5℃低温环境测试。首先在25℃环境下对电池包进行5小时静置,然后以额定功率恒功率0.5P充电至电池包最高单体电压3.65V,静置10分钟记录测试数据,再以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。然后将环境温度降至5℃并静置10小时,在5℃环境下以0.12P恒定功率充电至电池最低温度高于15℃,再切换至额定功率0.5P继续充电至电池包最高单体电压3.65V,静置10分钟记录测试数据,期间热管理功能正常开启,最后再以额定功率恒功率0.5P放电至电池包最低单体电压2.5V,静置10分钟记录测试数据。

所有测试均需记录功率、时间、电压、温度、充放电能量数据,以评估电池在不同温度条件下的性能表现。

3.3 测试结果

3.3.1 测试照片

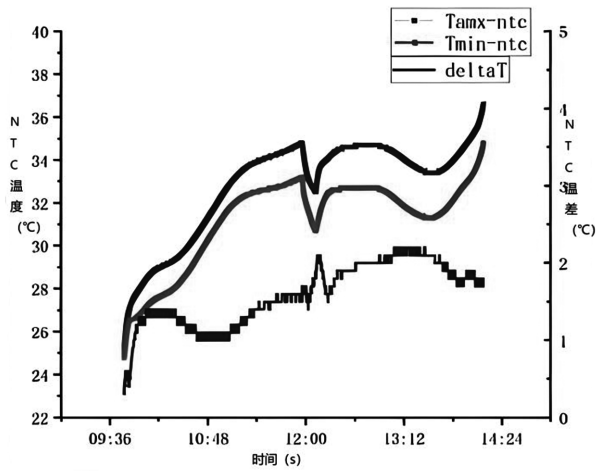
104串液冷电池包测试搭建照片如图11所示。



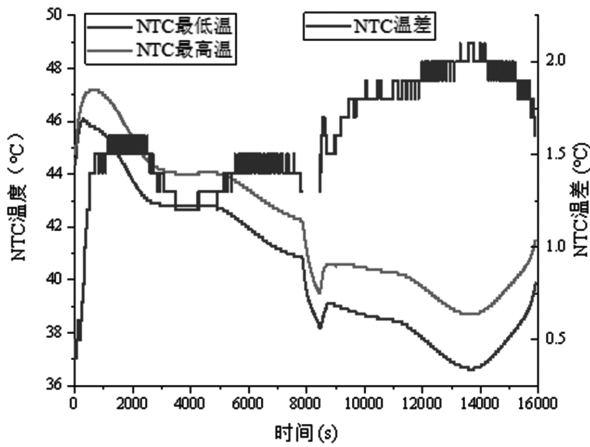
图11 104串液冷电池包现场测试图

3.3.2 测试数据曲线

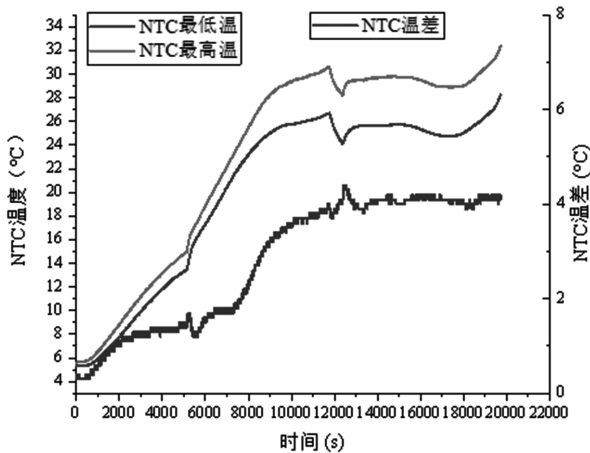
不同工况条件下,104串液冷电池包充放电测试温度曲线如图12所示。



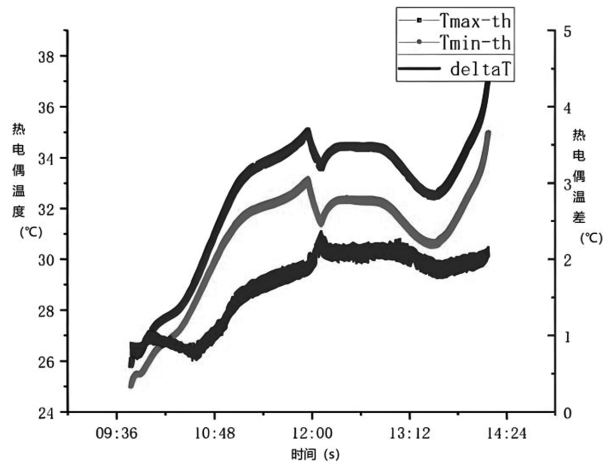
(a) 25 °C 充放电测试 NTC 温度曲线



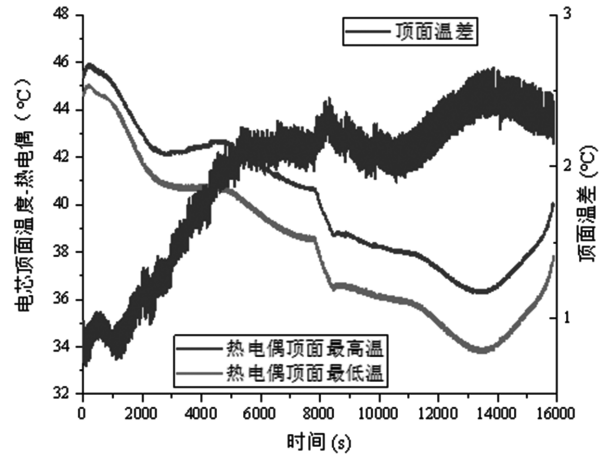
(b) 45 °C 充放电测试 NTC 温度曲线



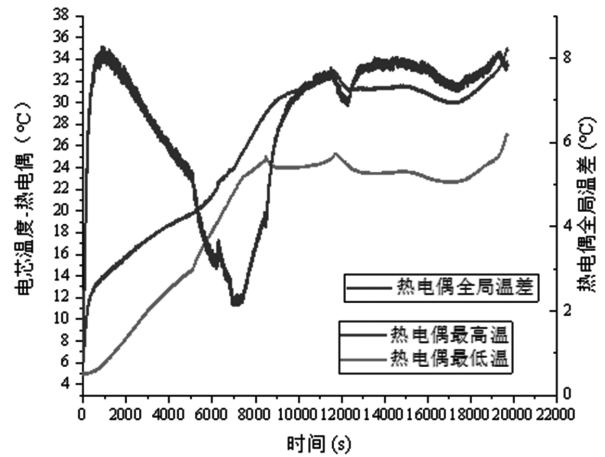
(c) 5 °C 充放电测试 NTC 温度曲线



(d) 25 °C 充放电测试热电偶温度曲线



(e) 45 °C 充放电测试热电偶温度曲线



(f) 5 °C 充放电测试热电偶温度曲线

图12 104串液冷电池包充放电测试温度曲线

3.3.3 测试结果分析

如图12所示,针对104串液冷电池包共开展了(a)~(f)6组工况测试,探究5 °C~45 °C环境温度下电池的热性能。在25 °C环境工况不同液体出液

温度和热管理策略下,NTC 最高温度介于 34 °C 至 37.5 °C,全程平均温度保持在 30 °C ~ 33 °C,表明温度分布较为均匀。在 45 °C 环境工况下,NTC 最高温度达到 47 °C,平均温度 40 °C,温差维持在 2 °C 以内。在 5 °C 环境工况下,受低温环境影响,外围电池温度较低,温差增大至 4 °C。充放电能量效率方面,除工况 1 外,效率均高于 94 %,满足国标 GB/T 36276—2023 电力储能用锂离子电池的相关要求,工况 1 效率偏低的原因主要为前期未执行标准初始充放电。

4 结语

随着以新能源为主体的新型电力系统发展战略实施,储能在整个电力系统中的战略地位得到进一步凸显,为了适应其发展需求,储能系统集成关键技术研发也进入快速发展阶段。在储能热管理技术方面,已从传统风冷演进至液冷,目前更涌现出浸没式液冷、相变直冷等新技术,同时为了改善单一热管理手段,混合式热管理技术也成为了研究热点,研究者们对换热结构、系统能耗等方面进行改进,实现了热管理系统的优化。然而,当前储能热管理技术仍面临散热效率低、能耗高、安全性差等诸多痛点。文章重点研究了锂电池储能用液冷电池包开发设计,基于 314 Ah 锂电池,通过自均温液冷板技术研究,开发高能量密度的 104 串液冷电池包,并通过模拟仿真和性能测试进行优化设计,使得在额定工况下电池包内的电池温差在 3.0 °C 以

内,最高温度在 35 °C 以内,性能指标达到行业领先水平。基于 104 串液冷电池包,通过液冷管路均流技术、高效热管理控制策略研究,进一步集成优化后可获得一套储能液冷热管理系统解决方案,有望为锂电池储能电站热管理系统设计提供理论指导和设计参考。

参考文献:

- [1] 国家能源局,电力规划设计总院.中国新型储能发展报告(2025)[R/OL].(2025-07-31)[2026-03-19].<https://www.nea.gov.cn/20250731/1d40d09f75714280a9218d5bea178fbd/c.html>
- [2] 石博文,李明哲,叶季蕾.锂离子电池储能热管理技术应用现状分析[J].电源技术,2023,47(5):562-569
- [3] 王雅博,刘渊,李海龙,等.电池储能系统热管理现状综述[J].制冷与空调,2025,25(10):60-70+90
- [4] 冯杰,武卫东.储能液冷热管理技术研究进展[J].制冷与空调,2024,24(11):1-11+16
- [5] 王罗亚,吴超,殷文倩,等.适用多工况的储能电池液冷系统优化设计及分析[J].电源技术,2024,48(12):2434-2443
- [6] 杨杰,师蒙招,许东阳,等.储能电池液冷板设计[J].电机技术,2025(5):42-47
- [7] 高庆云,周鹏,刘竹丽,等.动力电池包液冷系统结构设计及流道结构优化[J].电源技术,2025,49(2):374-382
- [8] 于丽阳,文晓龙,白家明.基于 CFD 仿真对储能预制舱冷却回路设计优化[J].新技术新工艺,2025(4):31-38
- [9] 黄兴华,范元亮,吴涵,等.液冷散热式预制舱储能系统冷却液回路设计[J].电源技术,2024,48(1):161-167
- [10] 马彦,丁浩,牟洪元,等.基于模糊 PID 算法的动力电池液体冷却策略[J].控制理论与应用,2021,38(5):549-560