

ISSN 1001-9006
CN 51-1333/TM



2026

第40卷 总第161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

第四十卷第一期

二〇二六年一月

DONGFANG ELECTRIC REVIEW



公开 ISSN 1001-9006
发行 CN 51-1333/TM

第40卷第1期 (总第161期)
出版日期: 2026年1月25日

国内邮发代号: 62-187
国内定价: 8.00元



2026

第 40 卷第 1 期 总第 161 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: 张媛

英文编辑: 李宏

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

- 多模块质子交换膜燃料电池热电联供系统能量管理优化分析 练勇 余漆 唐刚等(1)
- 超超临界汽轮机转子耐热钢的研究进展与组织特征 张晓东 顾春伟 巩秀芳等(8)
- HP-RTM 用高强度阻燃环氧树脂系统研究 钟连兵 李飞 张林等(16)
- 单组份低粘度不溢胶环氧电子定位胶的研究 麻成龙 翟保利 李飞等(21)

火力发电

- 化学链燃烧中试装置运行特性研究 李维成 李振山 Vincent Gouraud Font Patrice 等(27)
- 空预器扩径改造技术在提高燃煤机组经济性中的应用研究 魏骏 索昭(36)
- 300 Mvar 调相机过压进相端部电磁场有限元分析 肖翦 李朝科 冯小健等(40)

核能发电

- N 含量对 Inconel 690 换热管封口焊成型性能影响的探讨 胡雅洁 段志伟 刘盛波(46)
- 激光清洗技术在蒸汽发生器管板镍基堆焊中的应用分析 李翠玲 李恩 江国焱等(51)

风力发电

- 新型电力系统下风力发电的无功补偿与电压调节方法 黄秋月 刘运龙 许奎(57)

电力电子与控制

- 新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统研究 李锋 李峰 郑磊等(62)
- 直流输电换流站无功协调控制策略及配置方案 张锐 王怀兵(69)

工程技术

- 某高压加热器 SA515Gr70 筒身纵向开裂原因分析 范一飞 张剑(73)
- 信息化服务软件多维效率提升实践研究 郑喜东 张会元 周文川等(78)
- 以“碳链链长”企业为牵引构建全社会碳核算体系的实践路径
——习近平生态文明思想指引下的产业链协同减排创新 李心韵(84)
- 征稿须知 (88)

[期刊基本参数]CN51-1333/TM*1987*B*A4*88*zh*p*¥8.00*750*15*2026-01

DONGFANG ELECTRIC REVIEW

1

2026

2026-01-25 Vol. 40 No.1
(Bimonthly, since 1987)

CONTENTS



BASIC RESEARCH

Optimization Analysis of Energy Management in Distributed Combined Heat and Power System Based on Multi-module of PEMFC

..... LIAN Yong, YU Qi, TANG Gang, et al(1)

Research Progress and Microstructural Characteristics of Heat-resistant Steels for Ultra-supercritical Steam Turbine Rotors

..... ZHANG Xiaodong, GU Chunwei, GONG Xiufang, et al(8)

Research on High-strength Flame-retardant Epoxy Resin System for HP-RTM

..... ZHONG Lianbing, LI Fei, ZHANG Lin, et al(16)

Research on a Single-component, Low-viscosity and Non-bleeding Epoxy Adhesive for Electronic Positioning

..... MA Chenglong, ZHAI Baoli, LI Fei, et al(21)

THERMAL POWER

Study on the Operational Characteristics of A Pilot-scale Chemical Looping Combustion Setup

..... LI Weicheng, LI Zhenshan, Vincent Gouraud, et al(27)

Research on the Application of Air Preheater Expansion and Transformation Technology in Improving the Economy of Coal fired Units

..... WEI Jun, SUO Zhao(36)

Finite Element Analysis of Electromagnetic Field in the End Region of 300 Mvar Condenser Under Overvoltage and Leading-phase Operation

..... XIAO Jian, LI Chaoke, FENG Xiaojian, et al(40)

NUCLEAR POWER

Discussion on the Influence of N Content on the Forming Performance of Seal Welds in 690 Heat Exchange Tubes

..... HU Yajie, DUAN Zhiwei, LIU Shengbo(46)

Application Analysis of Laser Cleaning Technology in Nickel Base Surfacing of Steam Generator Tube Plate

..... LI Cuiling, LI En, JIANG Guoyan, et al(51)

WIND POWER

Reactive Power Compensation and Voltage Regulation Method of Wind Power Generation under Smart Grid

..... HUANG Qiyue, LIU Yunlong, XU Kui(57)

POWER ELECTRONIC CONTROL

Research on the Digital Cylinder Control System of A New Type of Large-scale Hydraulic Turbine Barrel Valve

..... LI Feng, LI Feng, ZHENG Lei, et al(62)

Reactive Power Coordination Control Strategy and Fault Analysis of HVDC Converter Station

..... ZHANG Rui, WANG Huaibing, et al(69)

ENGINEERING

Causes Analysis on Longitudinal Cracking of SA515Gr70 Used for High Pressure Heater Shell

..... FAN Yifei, ZHANG Jian(73)

Practical Research on Multi-dimensional Efficiency Improvement of Information Service Software

..... ZHENG Xidong, ZHANG Huiyuan, ZHOU Wenchuan, et al(78)

A Practical Pathway for Building A Whole-of-society Carbon Accounting System Driven by "Carbon Chain Leader" Enterprises

—An Innovative Approach to Collaborative Emission Reduction Across Industrial Chains Under the Guidance of Xi Jinping's Ecological Civilization Thought

..... LI Xinyun(84)

Instructions to Authors

..... (88)

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: ZHANG Yuan

English Editor: LI Hong

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.)

多模块质子交换膜燃料电池热电联供系统 能量管理优化分析

练勇^{1,2} 余漆^{1,2} 唐刚^{1,2} 李宁^{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:本文对多模块质子交换膜燃料电池(PEMFC)热电联供能量管理系统进行了建模,得到了系统能量管理优化的数学模型:一个带等式约束和不等式约束的优化问题。针对上述优化问题,采用拉格朗日函数并结合KKT条件,得到了系统的效率最优解,并分析了各因素对系统热电联供效率的影响。最后以一组样例数据输入,验证了本文方法的有效性。本文提供的方法和分析过程及结果,对实际应用中提高多模块质子交换膜燃料电池热电联供的整体效率具有较大的参考意义。

关键词:质子交换膜燃料电池; 能量管理; 拉格朗日函数法; KKT条件

中图分类号:TM911

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)01-0001-07

Optimization Analysis of Energy Management in Distributed Combined Heat and Power System Based on Multi-module of PEMFC

LIAN Yong^{1,2}, YU Qi^{1,2}, TANG Gang^{1,2}, LI Ning^{1,2}

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

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

Abstract: This article models a multi-module hydrogen fuel cell combined heat and power system and derives a mathematical model for optimizing system energy management: an optimization problem with equality and inequality constraints. For the aforementioned optimization problem, the Lagrange function method is employed in conjunction with the KKT conditions to analyze the impact of various factors on the system's combined heat and power efficiency, and the optimal efficiency solution of the system is provided. Finally, a set of simulated data inputs is used to verify the effectiveness of the method proposed in this article. The methods, analytical processes and results presented in this article offer significant guidance for enhancing the overall efficiency of multi-module hydrogen fuel cell combined heat and power systems in practical applications.

Key words: PEMFC; energy management; lagrange function method; KKT condition

质子交换膜燃料电池热电联供系统(以下简称燃料电池热电联供系统)是一种高效、清洁的能源供应技术,它能够将燃料的化学能直接转换为电能和热能,在提高能源利用效率和减少环境污染方面具有巨大潜力^[1-2]。国内外对燃料电池热电联供系统的研究和应用正逐渐增加^[3]。对于燃料电池热电联供系统的研究,陈新^[4]对燃料电池热电联供系

统的效率进行了分析,说明了燃料电池热电联供系统总效率可达90%,并给出了部分提高系统总效率的方法。彭业红等^[5]在定义了单个燃料电池热电联供系统产热功率与发电功率之比 K_1 ,热负荷与电负荷功率之比 K_2 的基础上,通过比较 K_1 和 K_2 关系,提出了一种可行的能量管理控制策略,并实验验证了其提出的能量管理控制策略,得到了系统

收稿日期:2025-11-01

作者简介:练勇(1979—),男,硕士,高级工程师,现任职于东方电气(成都)氢能科技有限公司,主要从事燃料电池系统产品开发工作。

热电总效率。L. Barelli 等^[6]建立了单个微型燃料电池热电联供系统的系统模型,评估了系统效能,分析了系统最佳运行条件,以及系统内部湿度状态对系统总效率的影响。Wen-Jiang Zou 等^[7]通过在燃料电池热电联供系统增加温差发电器的设计方式,增加了系统输出总效率。对于燃料电池热电联供系统的应用,国外欧盟、美国、韩国及日本等国均通过专项支持项目,在不同层面实现了燃料电池热电联供系统的示范应用。其中,日本依托“Ene-Farm”计划成效最为显著,其微型燃料电池热电联供系统累计销量已突破十万台^[8-9]。国内为推动氢能及燃料电池技术的发展,不仅业界成立了“中国氢能源及燃料电池产业创新战略联盟”,政府也推出了“十四五”国家重点研发计划“氢能技术”重点专项。

显然,燃料电池热电联供系统的研究和推广应用在全球范围内获得了巨大支持,也具有显著的经济效益^[10]。研究表明,通过优化运行参数和采用先进的控制策略,可以显著提高燃料电池热电联供系统的能源效率和环境性能^[11]。但目前仅有少部分针对燃料电池发电系统^[12]和单个燃料电池热电联供系统^[5]的能量管理效率优化的研究。对于大功率多模块燃料电池热电联供系统的研究和应用尚处于起步阶段,本文将针对面向工厂和社区的大功率多模块燃料电池热电联供系统的能量管理效率进行优化研究分析。

对于优化问题,根据优化目标的数量可划分为两大类:单目标优化和多目标优化。单目标优化即优化一个唯一的目标函数,例如本文优化燃料电池热电联供系统能量管理效率,而多目标优化则涉及同时优化两个或多个相互关联或冲突的目标,例如同时优化燃料电池系统的制造成本和使用寿命。优化问题研究或求解的关键在于目标函数和约束函数建模,以及根据建模结果,即目标函数和约束函数的特性(如线性、非线性、凸性、连续性等)选择或设计合适模型求解算法。建模结果与优化问题本身的复杂度和建模颗粒度(模型关于优化问题的抽象和简化程度)有关,而模型求解算法的选择或设计将直接影响优化问题的求解效率和效果。优化问题根据求解思路,主要可分为精确算法和元启

发式算法,精确算法一般都对目标函数和约束函数有明确的要求,如线性规划要求目标函数和约束函数均为线性函数,二次规划要求目标函数为二次函数,约束函数为线性函数,拉格朗日乘数法要求目标函数连续可微(至少一阶可导),约束函数为等式等。元启发式算法,如遗传算法、粒子群算法等,一般对目标函数和约束函数无明显要求,可求解精确算法无法求解或难以求解的一些优化问题,如黑箱目标函数(无法用简单的数学公式描述)或目标函数不可导,决策变量为混合整数等。精确求解算法理论基础完备,如可证明收敛、全局最优等,求解质量有保障,但对优化模型的特性有明确要求,一定程度上限制了其使用范围,而元启发式算法则适用范围更广,但一般需要针对具体的优化问题根据专家经验进行算法参数调优才能得到较好的求解效率和效果^[13-14]。基于以上,本文将根据多模块燃料电池热电联供系统的能量管理效率优化建模结果,选择或设计合适的求解方法。

1 系统设计与建模

本文研究的多模块质子交换膜燃料电池分布式热电联供系统设计如图1所示。系统由多个燃料电池发电系统模块(包含电堆、氢气供给系统、空气供给系统和DCDC等)、热管理系统(冷却水泵、散热风扇、板式换热器等)、余热回收及供给系统(包含电加热器、供热水泵、定压补水系统等)和电气系统(包含化学储能电池、储能变流器等)组成。由于目前燃料电池不具备自启动能力,且快速变载可能会影响燃料电池的使用寿命,故系统设计中配置了化学储能电池,以用于燃料电池启动和变载过程中的能源补给和消纳。此外,燃料电池在其正常工作范围内,其电效率一般在40~60%之间,则其输出热功率与电功率比在一定范围内,针对特定的用户用电功率需求和用热功率需求,燃料电池本身工作时产生的热功率与电功率无法与用户需求实时匹配。当燃料电池系统发电功率满足用户需求电功率,系统的产生热功率大于用户需求热功率时,使用热管理系统的中的散热风扇(含换热器)带走系统中多余的热量,以保证燃料电池系统工作在其适宜的温度范围内;当燃料电池系统发电功率满

足用户需求电功率,系统的产生热功率小于用户需求热功率时,使用电加热器补充用户需求的热功率。燃料电池发电模块与散热器和电加热器的配

合使用,可以最终实现系统输出的电功率和热功率与用户需求的电功率和热功率匹配以及系统的稳定运行。

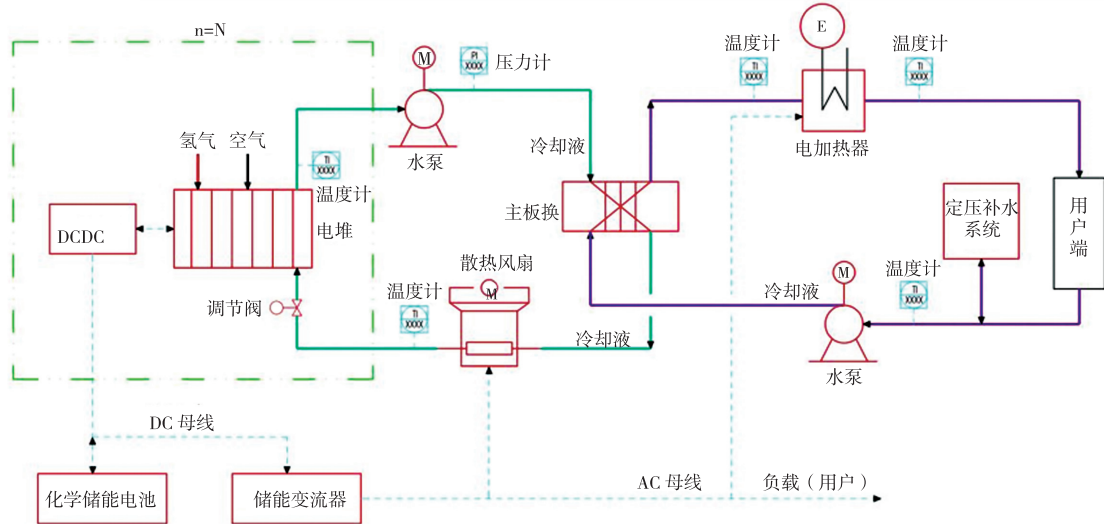


图1 多模块燃料电池热电联供系统设计图

对于如图1所示的多模块燃料电池热电联供系统,系统对外净输出电功率为

$$P_{out,el}(t) = \sum_{i=1}^N P_{FCS,el}^i(t) \times \eta_{PCS} - P_{Heater}(t) - P_{Fans}(t) \quad (1)$$

式中 $P_{FCS,el}^i(t)$ 表示第 i 个燃料电池发电模块的发电功率, $P_{Heater}(t)$ 和 $P_{Fans}(t)$ 分别为电加热器加热功率和系统散热风扇的电功率, η_{PCS} 为储能变流器转换效率, N 为系统中燃料电池发电模块的个数。系统对外净输出热功率为

$$P_{out,re}(t) = \left(\sum_{i=1}^N P_{FCS,re}^i(t) - P_{Fans}(t) \times k_{Fans} \right) \times \eta_{PHE} + P_{Heater}(t) \times \eta_{Heater} \quad (2)$$

式中 $P_{FCS,re}^i$ 为第 i 个燃料电池发电模块的产热功率, k_{Fans} 为系统散热风扇的散热系数, η_{PHE} 和 η_{Heater} 分别为板式换热器换热效率和电加热器加热效率。多模块燃料电池热电联供系统能量管理优化目标为系统对外净输出热电效率之和最高,可以表示为

$$\max \left(\frac{P_{out,el}(t) + P_{out,re}(t)}{\sum_{i=1}^N P_{H_2}^i(t)} \right) \quad (3)$$

式中 $P_{H_2}^i$ 为第 i 个燃料电池的氢耗功率。

从优化目标函数可以看出,使用电加热器和散

热风扇,都不利于系统对外净输出效率提高,但用户需求热功率和电功率几乎不可能与燃料电池的热功率和电功率完全匹配,故上述两个不利项必然至少有1个不为零。显然在系统运行时需要保证系统净输出电功率等于用户需求电功率(电负载功率),系统净输出热功率等于用户需求热功率(热负载功率),即上述优化目标的约束条件有

$$\begin{cases} P_{user,el}(t) = P_{out,el}(t) \\ P_{user,re}(t) = P_{out,re}(t) \end{cases} \quad (4)$$

式中 $P_{user,el}(t)$ 和 $P_{user,re}(t)$ 分别为用户需求电功率和热功率。对于燃料电池,氢气的化学能主要转换为电能和热能,除此之外,还有 BOP 功耗、热辐射损失和通过排气或排水阀排出的未反应氢气等。正常情况下,燃料电池在各输出电流密度下其 BOP 功耗、热辐射和氢气未利用率总和占比较为接近,而忽略固定占比的这部分效率损失,并不会影响优化目标函数的极值点位置,只会影响极值点的值大小(计算出的极值比实际值略高)。故我们可以假设

$$P_{FCS,el}^i(t) + P_{FCS,re}^i(t) = P_{H_2}^i(t) \quad (5)$$

并定义燃料电池的电效率为

$$\eta_{FCS,el}(t) = P_{FCS,el}^i(t) / P_{H_2}^i(t) \quad (6)$$

此外,燃料电池在正常运行时,其电效率和总

氢耗功率在一定范围内,系统电效率和系统总氢耗功率存在一定的关系,且系统最高效率以后的工作点其系统电效率和系统总氢耗功率关系近似线性,以及散热器和电加热器分别只能散热和加热,故此,对于式(3)优化目标函数,还存在约束条件有

$$\begin{cases} P_{H_2}(t) \in [P_{H_2,\min}, P_{H_2,\max}] \\ \eta_{FCS,el}(t) = B - kP_{H_2}(t) \\ n \in [1, N] \text{的自然数} \\ P_{Heater}(t) \geq 0 \\ P_{Fans}(t) \geq 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中 $P_{H_2,\max}$ 和 $P_{H_2,\min}$ 分别为燃料电池电功率最低值和最高值对应的最大和最小氢气消耗功率。

一般而言,组成特定热电联供系统的燃料电池发电模块的型号相同,各燃料电池发电模块的状态接近,故我们可以假设各燃料电池发电模块的发电效率相同。此外,为降低系统控制难度,假设已启动的燃料电池发电模块工作在相同的工作点,则根据上述假设并结合式(1)至(7),调度各燃料电池发电模块,优化热电联供系统总体效率问题可表示为

$$\begin{cases} \max \left(\frac{\eta_{PHE} - (\eta_{PHE} - \eta_{PCS}) \eta_{FCS,el}(t) - (1 - \eta_{Heater}) P_{Heater}(t)}{nP_{H_2}(t)} \right) \\ \left(\frac{(1 + k_{Fans} \times \eta_{PHE}) P_{Fans}(t)}{nP_{H_2}(t)} \right) \\ \text{st} \begin{cases} nP_{H_2}(t) \eta_{FCS,el}(t) \times \eta_{PCS} - P_{Heater}(t) - P_{Fans}(t) - P_{user,el}(t) = 0 \\ [nP_{H_2}(t) (1 - \eta_{FCS,el}(t)) - P_{Fans}(t) \times k_{Fans}] \times \eta_{PHE} + P_{Heater}(t) \times \eta_{Heater} - P_{user,re}(t) = 0 \\ B - kP_{H_2}(t) - \eta_{FCS,el}(t) = 0 \\ P_{H_2}(t) \in [P_{H_2,\min}, P_{H_2,\max}] \\ n \in [1, N] \text{的自然数} \\ P_{Heater}(t) \geq 0 \\ P_{Fans}(t) \geq 0 \end{cases} \end{cases} \quad (8)$$

2 优化问题求解

为简化上述优化问题求解,对上述优化问题进行分情况讨论。正常情况下,电加热器和散热风扇不可能同时工作,即上述优化问题中,同一时刻

$P_{Heater}(t)$ 和 $P_{Fans}(t)$ 必有一个为 0。故此仅存在两种(热电失配时)待优化求解情况,分别为

(1) 当燃料电池发电功率等于系统需求功率时,燃料电池系统热功率小于等于用户需求热功率,此时有 $P_{Heater}(t) \geq 0, P_{Fans}(t) = 0$

(2) 当燃料电池发电功率等于系统需求功率时,燃料系统热功率大于等于用户需求热功率,此时有 $P_{Heater}(t) = 0, P_{Fans}(t) \geq 0$

对于情况(1),对于式(8)带约束的优化目标函数可以简化为

$$\begin{cases} \max \left(\frac{\eta_{PHE} - (\eta_{PHE} - \eta_{PCS}) \eta_{FCS,el}(t) - (1 - \eta_{Heater}) P_{Heater}(t)}{nP_{H_2}(t)} \right) \\ \text{s. t.} \begin{cases} nP_{H_2}(t) \eta_{FCS,el}(t) \times \eta_{PCS} - P_{Heater}(t) - P_{user,el}(t) = 0 \\ nP_{H_2}(t) (1 - \eta_{FCS,el}(t)) \times \eta_{PHE} + P_{Heater}(t) \times \eta_{Heater} - P_{user,re}(t) = 0 \\ B - kP_{H_2}(t) - \eta_{FCS,el}(t) = 0 \\ P_{H_2}(t) \in [P_{H_2,\min}, P_{H_2,\max}] \\ n \in [1, N] \text{的自然数} \\ P_{Heater}(t) \geq 0 \end{cases} \end{cases} \quad (9)$$

上述优化目标函数及其约束条件中存在连续变量 $P_{H_2}(t)$ 等和整数变量 n ,且目标函数和部分约束条件为非线性函数,属于数学优化领域中的混合整数非线性规划,对其直接求解较为复杂困难。观察优化模型式(9)可知,若 n 为连续变量,则其结构形式与 KKT (Karush-Kuhn-Tucker) 条件极为接近。故考虑采用分步求解方式,先求解 $n \geq 0$ 时,优化模型的解,再根据实际情况令 n 为整数,带入约束条件得到最终解。检查约束条件的梯度线性相关性,发现约束条件梯度不满足 KKT 条件要求的约束条件梯度线性无关^[15]。分析系统可知燃料电池功率越高热效率越高,此时(燃料电池系统热功率小于等于用户需求热功率)对 $P_{H_2}(t)$ 的约束 $P_{H_2}(t) \geq P_{H_2,\min}$ 为无效约束,故删除。则在分步求解(先令 $n \geq 0$)和删除无效约束后,上述优化问题的可写为

$$\min \left(\frac{-\eta_{PHE} + (\eta_{PHE} - \eta_{PCS}) \eta_{FCS,el}(t) + (1 - \eta_{Heater}) P_{Heater}(t)}{nP_{H_2}(t)} \right)$$

$$\text{s. t. } \begin{cases} nP_{H_2}(t)\eta_{FCS,el}(t)\times\eta_{PCS}-P_{Heater}(t) \\ -P_{user,el}(t)=0 \\ nP_{H_2}(t)(1-\eta_{FCS,el}(t))\times\eta_{PHE}+ \\ P_{Heater}(t)\times\eta_{Heater}-P_{user,re}(t)=0 \\ B-kP_{H_2}(t)-\eta_{FCS,el}(t)=0 \\ -P_{H_2}(t)+P_{H_2,max}\geq 0 \\ n\geq 0 \\ P_{Heater}(t)\geq 0 \end{cases} \quad (10)$$

检查式(10)可知其已满足 KKT 条件^[15],采用拉格朗日乘法求解上述模型,则有

$$\begin{cases} A-\lambda_1B-\lambda_2C-\lambda_3D-\lambda_4E-\lambda_5F=0 \\ nP_{H_2}(t)\eta_{FCS,el}(t)\times\eta_{PCS}-P_{Heater}(t) \\ -P_{user,el}(t)=0 \\ nP_{H_2}(t)(1-\eta_{FCS,el}(t))\times\eta_{PHE}+ \\ P_{Heater}(t)\times\eta_{Heater}-P_{user,re}(t)=0 \\ B-kP_{H_2}(t)-\eta_{FCS,el}(t)=0 \\ \lambda_4(-P_{H_2}(t)+P_{H_2,max})=0 \\ \lambda_5n=0 \\ \lambda_6P_{Heater}(t)=0 \\ \lambda_4,\lambda_5,\lambda_6\geq 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中 λ_i 为拉格朗日乘子,A、B、C、D、E、F为求导结果系数,求解式(11)可得到燃料电池运行个数不为整数时的最优解。

根据实际情况,对上述求解得到的燃料电池运行个数向上取整,并结合情况(1)中的等式约束条件,可以求解得到式(9)优化问题的解。对于情况(2),可以采用与求解情况(1)类似的方法,得到对于情况(2)优化问题的解。

3 样例计算和分析

以5个燃料电池发电模块组成的热电联供系统为例,计算并分析不同的用户供热和供电需求下,系统热电联供总效率。假设系统参数如表1所示。

实际换热器的换热效率比表格1中的值高,但考虑到燃料电池产生的热量不能够完全回收得到冷却液中,故减小了换热器换热效率值。

表1 冷液-热液混合阶段系统参数表

| 参数名称 | 值 |
|---------------------------|---------|
| 储能变流器转换效率 η_{PCS} | 0.96 |
| 换热器换热效率 η_{PHE} | 0.87 |
| 电加热器加热效率 η_{Heater} | 0.92 |
| 散热器散热系数 k_{Fans} | 40 |
| 燃料系统电效率与总氢耗功率关系函数比例系数 k | 3/2 500 |
| 燃料系统电效率与总氢耗功率关系函数偏移系数 B | 16/25 |
| 总氢耗功率最小值 | 40 |
| 总氢耗功率最大值 | 200 |

基于表1所示参数,计算用户用热和用电需求在60~300 kW变化时,基于拉格朗日函数法并结合KKT条件求解系统对外最优热电总效率时,启动运行的燃料电池发电模块个数、系统输出电功率、各燃料电池系统运行的工作点、散热器散掉的热功率和电加热器加热功率,分别如图2~图6所示。

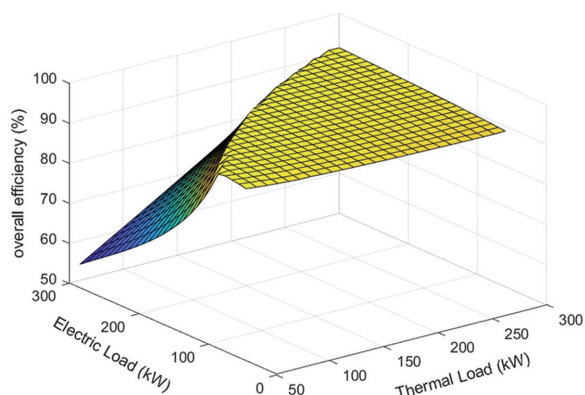


图2 系统热电总效率与用户需求热电功率关系图

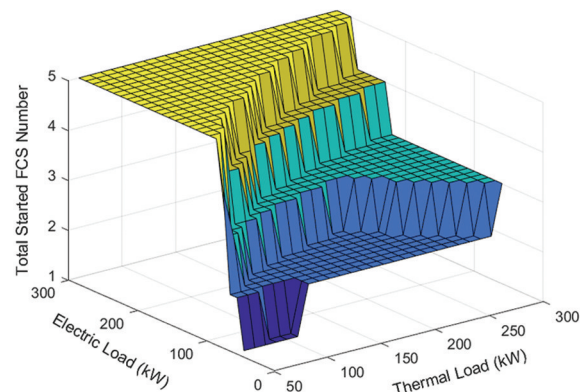


图3 系统启动运行燃料电池个数与用户需求热电功率关系图

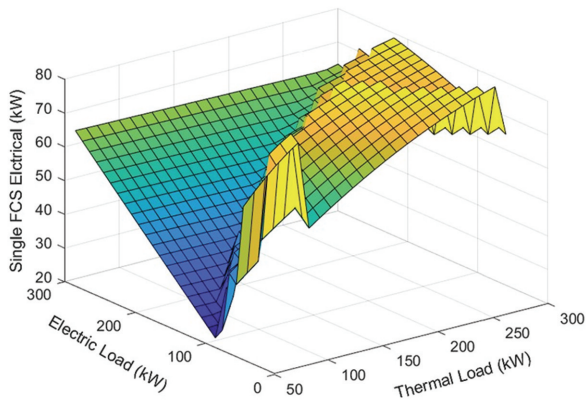


图4 燃料电池发电模块输出电功率与用户需求热电功率关系图

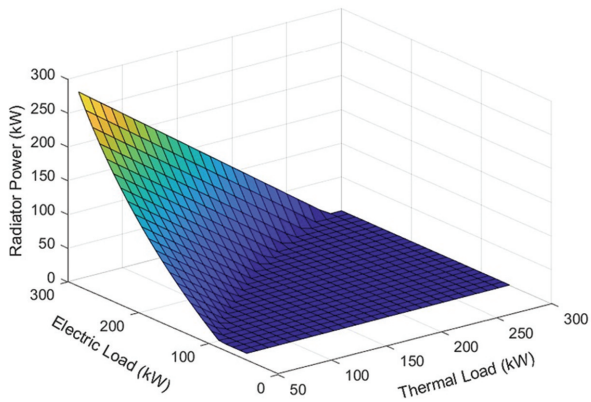


图5 系统散热功率与用户需求热电功率关系图

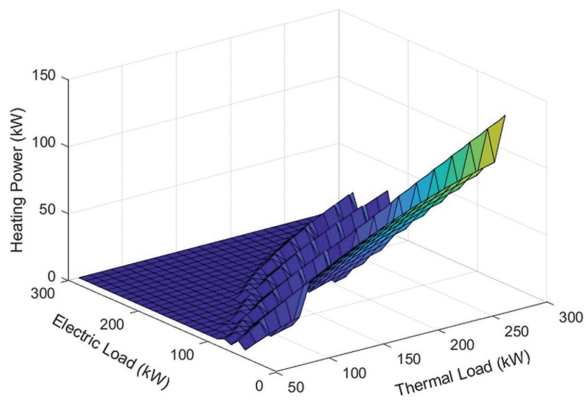


图6 系统电加热功率与用户需求热电功率关系图

从图2到图6可知,当用户需求热电比与燃料电池输出热电比越接近时,系统热电总效率越高。用户需求热电比与燃料电池输出热电比相比越小(需求电多热少),系统热电总效率快速降低,最终热电总效率较低(接近系统发电效率);用户需求热电比与燃料电池输出热电比相比越大(需求电少热多),系统热电总效率缓慢降低,最终热电总效率仍

然较高。

在组成系统的燃料电池发电模块不变的情况下,若提高换热器换热效率 η_{PHE} (提高系统余热回收效率,如对尾气余热进行回收,可提高在用户需求热功率较高时系统对外输出的热电联供总效率,但在用户需求热功率较低时,对系统对外输出的热电联供总效率无明显影响,如图7所示。在保持系统其他设计不变,仅提高组成系统的燃料电池发电模块的功率等级,可提高在用户电需求较高时系统对外输出的热电联供总效率,但在用户热需求较高时,对系统对外输出的热电联供总效率无明显影响,如图8所示。

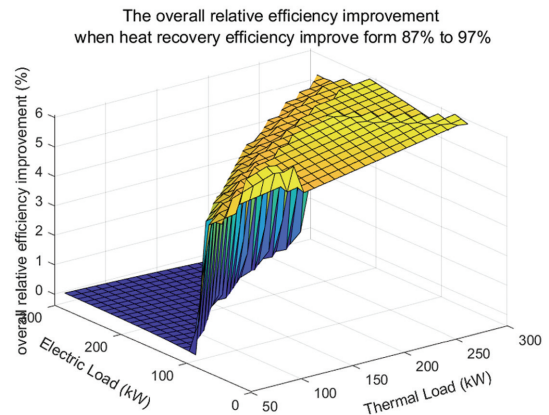


图7 提高系统热回收效率对系统热总效率的影响图

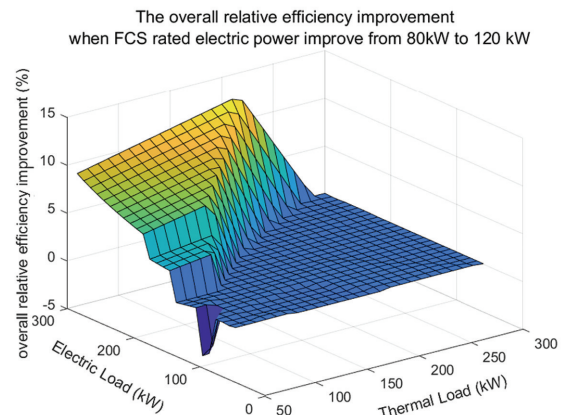


图8 适度提高组成系统的燃料电池发电模块的功率等级对系统总效率的影响图

4 结论

本文基于多模块质子交换膜燃料电池热电联供系统设计,在实时满足用户不同供热供电需求条

件下,建立了最大化系统对外输出热电总效率的优化模型,基于拉格朗日函数法,并结合 KKT 条件,对优化模型进行了分情况求解,降低了优化问题求解难度。通过对优化问题的建模和求解,获得了在不同用户供热供电需求下,为使系统热电输出总效率达到最高,系统运行实际需要的燃料电池发电模块个数及工作点。此外,本文对提高热回收效率和提高组成系统的燃料电池发电模块的功率等级对系统对外输出热电联供总效率的影响分析,也对提高多模块燃料电池热电联供系统对外输出总效率的设计和应用具有一定的参考意义。

参考文献:

- [1] Nyangon Joseph, Darekar Ayesha. Advancements in hydrogen energy systems: A review of levelized costs, financial incentives and technological innovations[J]. Innovation and Green Development, 2024,3(3):10049
- [2] 任洪波,吴琼,杨秀,等. 日本分布式热电联产系统发展动态及启示[J]. 中国电力,2015,48(7):108-114
- [3] 张东,张瑞,张彬,等. 基于质子交换膜燃料电池的冷热电联产系统研究进展[J]. 化工进展,2022,41(3):1608-1621
- [4] 陈新. 热电联供燃料电池系统效率分析[J]. 机械制造,2024,62(3):24-26
- [5] 彭业红,刘佳彬. PEMFC 热电联供系统能量管理控制策略研究[J]. 汽车与新动力,2024,7(4):44-50
- [6] Barelli L, Bidini G, Gallorini F, et al. Dynamic analysis of PEMFC-based CHP systems for domestic application[J]. Applied Energy, 2012,91(1):13-28
- [7] Zou Wenjiang, Shen Kunyang, Jung Seunghun, et al. Application of thermoelectric devices in performance optimization of a domestic PEMFC-based CHP system[J]. Energy, 2021,229:120698
- [8] 阮红权,陆丁劼,李永田. 公共建筑燃料电池热电联供前景分析[J]. 中外能源,2020,25(12):16-20
- [9] 钟财富. 国内外分布式燃料电池发电应用现状及前景分析[J]. 中国能源,2021,43(2):34-37+73
- [10] 吴雄,王秀丽,别朝红,等. 含热电联供系统的微网经济运行[J]. 电力自动化设备,2013,33(8):1-6
- [11] Baroutaji Ahmad, Arjunan Arun, John Robinson, et al. PEMFC Poly-Generation Systems: Developments, Merits, and Challenges[J]. Sustainability, 2021,13(21):11696
- [12] 丁一. 燃料电池系统集群的效率优化研究[D]. 西南交通大学,2018
- [13] Arin A, Rabadi G, Unal R. Comparative studies on design of experiments for tuning parameters in a genetic algorithm for a scheduling problem [J]. International Journal of Experimental Design and Process Optimisation, 2011,2(2):102-124
- [14] 蚁文洁,刘婷婷,牛奔. 智能优化算法自动设计综述[J]. 信息与控制,2025,54(2):206-225
- [15] 孙文瑜,徐成贤,朱德通. 最优化方法[M]. 北京:高等教育出版社,2004:186-191

超超临界汽轮机转子耐热钢的研究进展与组织特征

张晓东^{1,3} 顾春伟^{1*} 巩秀芳² 连利仙⁴ 岳月霞^{2,4} 王天剑²

1. 清华大学, 北京 100084; 2. 东方电气集团东方汽轮机有限公司、清洁高效透平动力装备全国重点实验室, 四川 德阳 618000;
3. 中国东方电气集团有限公司, 成都 611731; 4. 四川大学, 成都 610065

摘要: 清洁高效的超超临界燃煤发电技术是能源领域的重要发展方向, 其中, 作为核心部件的转子, 其材料性能直接决定了机组的热效率与运行可靠性。本文系统梳理了 9~12 %Cr 马氏体耐热钢的研究进展, 全面阐述了耐热钢中元素作用及其强化机理, 通过对比 COST-E、FB2 及 C630R 等高温转子材料的组织特征与性能, 深入阐释了其“成分设计-微观组织-服役性能”之间的内在关联, 并在此基础上, 对高性能转子材料的工程应用与未来更高参数材料研发提出了展望。

关键词: 马氏体耐热钢; C630R; 强化机理; 微观组织

中图分类号: TG142.73

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0008-08

Research Progress and Microstructural Characteristics of Heat-resistant Steels for Ultra-supercritical Steam Turbine Rotors

ZHANG Xiaodong^{1,3}, GU Chunwei^{1*}, GONG Xiufang², LIAN Lixian⁴, YUE Yuexia^{2,4}, WANG Tianjian²

(1. Tsinghua University, 100084, Beijing, China; 2. Dongfang Turbine, Co., Ltd.;

National Key Laboratory of Clean and Efficient Turbine Power Equipment, 618000, Deyang, Sichuan, China;

3. Dongfang Electric Corporation, 611731, Chengdu, China; 4. Sichuan University, 610065, Chengdu, China)

Abstract: Clean and efficient ultra-supercritical coal-fired power technology represents a critical direction in the energy sector, wherein the material performance of rotors, as core components, directly determines the thermal efficiency and operational reliability of the units. This paper systematically reviews the research progress of 9~12 % Cr martensitic heat-resistant steels, comprehensively elaborates on the role of alloying elements and their strengthening mechanisms, and compares the microstructure and high-temperature performance of high-temperature rotor alloys such as COST-E, FB2, and C630R. The intrinsic relationships among “composition design, microstructure, and service performance” are thoroughly interpreted. Based on these analyses, prospects for the engineering application of high-performance rotor materials and the development of future materials for higher parameters are proposed.

Key words: martensitic heat-resistant steel; C630R; strengthening mechanism; microstructure

1 引言

随着我国经济持续发展, 电力需求与能源供给之间的结构性矛盾日益突出。2020 至 2024 年, 全国发电量从 7.78 万亿千瓦时增至 10.09 万亿千瓦

时, 虽然火电发电量占比由 68.5 % 降至 63.2 %, 但作为构建新型电力系统的关键要素, 仍在我国电力体系中发挥基础性作用。基于“富煤、缺油、少气”的能源禀赋, 构建清洁高效的煤电系统已成为保障能源安全的迫切任务^[1]。

收稿日期: 2025-11-28

基金项目: 四川省国家重点研发计划项目: 630~650 °C 超超临界汽轮机用关键耐热材料与部件研制; 项目编号: 2021YFB3704100。

作者简介: 张晓东 (1981—), 男, 毕业于哈尔滨工程大学, 本科, 高级工程师。主要从事先进清洁高效透平技术研究工作。

作为电力供应的“压舱石”，煤电正通过节能降碳、供热与灵活性改造的“三改联动”，推进清洁化、高效化与灵活化转型。其中，发展高参数大容量清洁煤电机组是实现煤电升级的重要路径^[2]。提高蒸汽参数是提升机组效率、降低煤耗的关键手段，也是我国推进煤电结构优化、落实“双碳”目标的重要举措。数据显示，提升主蒸汽温度与压力是优化机组效率的有效途径，具体而言，温度每提升 10 ℃，热效率可提高约 0.5%，而压力每增加 10 MPa，效率则可进一步优化约 0.2%。因此，关键部件材料的技术瓶颈，特别是汽轮机转子等核心构件的高温耐受性，成为制约蒸汽参数进一步提升的主要因素^[3]。

2006 年我国建成了国内首台 600 ℃ 机组，2015 年成功投运当时世界最先进的 620 ℃ 二次再热燃煤电站。截至目前，我国高效超超临界机组数量已占全球 95% 以上，标志着我国在清洁煤电技术领域已处于国际领先地位。为进一步推进煤电清洁高效转型，我国确立了发展高参数机组的“三步走”战略，系统推进 630 ℃、650 ℃ 及 700 ℃ 以上超超临界技术研发与示范。2017 年，全球首个 630 ℃ 超超临界二次再热项目获国家能源局批准，该项目以“再热蒸汽温度达到 630 ℃、整机效率突破 50%”为核心目标，采用了包括 G115 和 C630R 钢在内的十项关键创新技术，建成了世界上首台具备最高蒸汽参数、最优转换效率和最低单位煤耗的单轴百万千瓦等级火电机组，预计 2026 年实现双投商业运行；2024 年，国家层面正式确立 650 ℃ 超超临界示范项目。随着蒸汽参数的不断提升，超超临界汽轮机在

热耗率与通流效率等方面持续实现技术突破^[4]，这些进展均建立在材料性能提升与制造工艺进步的基础之上。

汽轮机转子是超超临界火电机组的核心部件，其高压、中压转子重量通常在 20 吨级至 50 吨级，并在 3 000 r·min⁻¹ 的转速下长期运行，处于高温高压蒸汽的极端工况。运行过程中，转子不仅承受巨大离心力与蒸汽压力，还因机组频繁启停所引发的剧烈温度波动，导致热疲劳损伤加剧，促使材料表面裂纹萌生与扩展，严重影响服役安全。因此，兼具优异的室温与高温综合力学性能，是汽轮机转子材料的核心要求。当前，9~12%Cr 马氏体耐热钢正因此成为超超临界机组转子的首选材料^[5]。随着机组参数不断提升，该类钢材的合金体系日趋复杂，研究者通过多元合金化与关键成分优化，持续提升其高温强度与服役寿命。

本文系统梳理了适用于汽轮机转子用马氏体耐热钢的发展历程，深入探讨其成分设计原则与强化机制，重点解析合金元素与析出相的调控作用，并对比分析 COST-E、FB2 等典型转子材料的组织性能特征。最后，对未来高参数转子材料的研发及工程化应用作出展望。

2 转子及材料的发展历程

自 1883 年瑞典工程师拉瓦尔成功研制首台汽轮机以来，该技术历经了持续的演进与革新。二十世纪五十年代起，亚临界汽轮机在全球范围内进行系统开发，至二十一世纪初该技术已达到高度成熟。

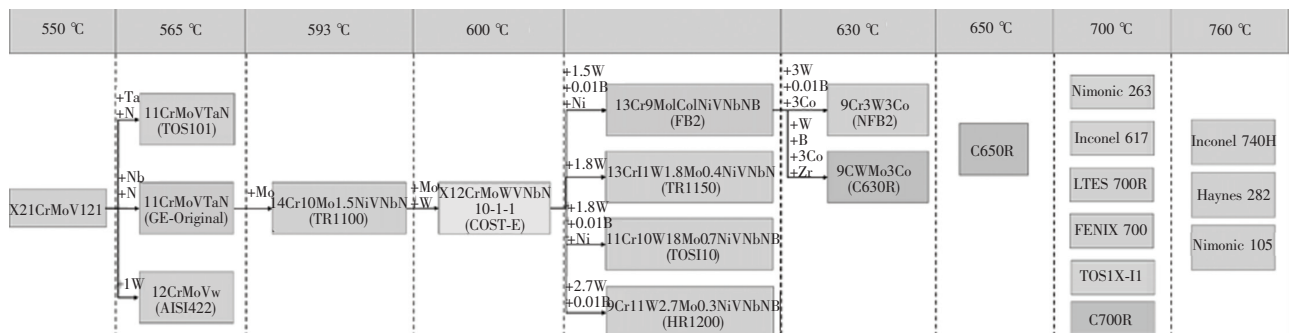


图 1 耐热合金转子材料的发展进程^[6]

表1 转子用9~12% Cr 钢合金成分表

(wt/%)

| 牌号 | 来源 | C | Mn | Cr | Ni | Mo | Si | W | V | Nb | N | Co | B | 使用温度 |
|--------------------|----|------|------|-------|------|------|------|------|------|-------|-------|------|-------|---------|
| 20CrMoV121 | 欧洲 | 0.2 | 1 | 12 | 0.5 | 1 | 0.5 | - | 0.3 | - | - | - | - | 550 °C |
| ISI422 | 美国 | 0.23 | 0.6 | 12.5 | 0.7 | 1 | 0.4 | 1 | 0.25 | - | - | - | - | 565 °C |
| GE | 美国 | 0.19 | 0.65 | 10.5 | 0.6 | 1 | 0.3 | - | 0.2 | 0.085 | 0.06 | - | - | 565 °C |
| TAF | 日本 | 0.16 | 0.8 | 11.5 | - | 1 | 0.5 | - | 0.2 | 0.2 | 0.015 | - | 0.04 | 565 °C |
| TR1100(TMK1) | 日本 | 0.14 | 0.5 | 10.2 | 0.6 | 1.5 | 0.05 | - | 0.2 | 0.06 | 0.04 | - | - | 593 °C |
| COST-B | 欧洲 | 0.17 | - | 9.34 | 0.12 | 1.55 | - | - | 0.27 | 0.064 | 0.015 | - | 0.01 | 593 °C |
| COST-E | 欧洲 | 0.12 | 0.45 | 10.4 | 0.75 | 1 | 0.1 | 0.8 | 0.18 | 0.045 | 0.052 | - | - | 593 °C |
| COST-F | 欧洲 | 0.11 | 0.5 | 10.2 | 0.6 | 1.4 | 0.03 | - | 0.18 | 0.05 | 0.056 | - | - | 593 °C |
| TOS101 | 日本 | 0.18 | - | 11 | 0.4 | 1 | - | - | 0.2 | 0.07 | 0.05 | - | - | 593 °C |
| TR1150(TMK2) | 日本 | 0.13 | 0.5 | 10.7 | 0.7 | 0.4 | 0.05 | 1.8 | 0.17 | 0.06 | 0.045 | - | - | 620 °C |
| TOS107 | 日本 | 0.14 | - | 10 | 0.7 | 1 | - | 1 | 0.2 | 0.05 | 0.05 | - | - | 620 °C |
| COST-FB2 | 欧洲 | 0.13 | 0.35 | 9.2 | 0.15 | 1.5 | 0.1 | - | 0.2 | 0.06 | 0.02 | 1.25 | 0.008 | 625 °C |
| TAF650 | 日本 | 0.1 | 0.55 | 10.84 | 0.55 | 0.14 | 0.07 | 2.63 | 0.19 | 0.06 | 0.016 | 2.68 | 0.019 | 630 °C |
| C630R | 中国 | 0.12 | 0.58 | 9.1 | - | 0.4 | - | 2.18 | 0.22 | 0.06 | 0.01 | 2.9 | 0.014 | 630 °C |
| TR1200 | 日本 | 0.12 | 0.5 | 11 | 0.8 | 0.15 | 0.05 | 2.5 | 0.2 | 0.08 | 0.06 | - | - | ≥630 °C |
| TOS110(EPDCalloyB) | 日本 | 0.11 | - | 10 | 0.2 | 0.7 | - | 1.8 | 0.2 | 0.05 | 0.02 | 3 | 0.01 | ≥630 °C |
| HR1200(FN5) | 日本 | 0.11 | 0.6 | 11 | 0.5 | 0.15 | 0.05 | 2.6 | 0.2 | 0.08 | 0.025 | 3 | 0.015 | ≥630 °C |

二十世纪六十年代,技术研发重点转向超临界机组。1972年,瑞士BBC公司等推出了首批投入商用的超临界机组。进入九十年代,汽轮机技术迈入超超临界阶段,其标志性成果包括1989年由日本东芝与三菱公司联合研制的700 MW示范机组,以及1998年于丹麦AVV电站成功投运的400 MW机组。美国作为超临界技术研究的先驱,通过实施“CCT计划”、“Vision 21”等一系列国家级科研项目,积累了丰富的工程经验。与此同时,欧洲多国联合推进“COST”协同研究计划,重点开发适用于超临界机组的新型马氏体耐热钢。日本则基于主蒸汽温度630 °C,压力30 MPa的先进超超临界机组,开展9~12% Cr马氏体耐热钢的开发。

伴随汽轮机技术的发展,汽轮机高温转子材料也从CrMoV珠光体耐热钢材料发展到9~12% Cr马氏体耐热钢,乃至700 °C以上的耐热合金材料,如图1所示。目前,国际先进的600 °C以上汽轮机转子材料,集中体现于TMK、COST等系列。常见的转子用9~12% Cr耐热钢成分如表1所示,这些先进材料的研发与应用,为持续提升汽轮机蒸汽参数奠定了坚实基础^[7]。

2.1 国外转子耐热钢的研究进展

在马氏体耐热钢发展历程中,X21CrMoV121作为早期代表材料,其最高适用温度约为550 °C^[8]。

为提升高温性能,美国西屋公司通过添加W元素开发出AISI 422钢。然而,该系列钢中较高的碳含量(约0.23%)易导致碳化物粗化,加速高温性能衰退^[9]。对此,通用电气通过降低C、W含量并引入Nb、N元素,研发出组织更稳定的11CrMoVNbN钢。随后,东芝公司以Ta替代Nb,开发出性能相当的TOS101钢,两者均在565 °C级转子中取得广泛应用。

欧洲COST 501计划系统研究了N、B、W、Mo等元素对高温性能的影响,成功开发出适用于600 °C等级的COST B2、E、F三种马氏体耐热钢,与日本研发的TMK2、TOS110、HR1200和FN5等共同构成该温区主力材料体系。其中COST E钢已成功制造出直径1200 mm的全尺寸转子,在600 °C下10⁵小时持久强度达95 MPa。后续COST 522计划在B2钢基础上优化合金配比,研制出COST-FB2钢,其620 °C持久强度突破至100 MPa,将转子使用温度提升至620 °C水平。

为突破630 °C技术瓶颈,国外聚焦于开发新一代马氏体耐热钢。日本制钢所研制的N-FB2钢(9Cr-3W-3Co-B-N)系列钢表现突出,其630 °C持久强度达102 MPa,显著优于同等条件下FB2钢。

在700 °C及以上温度区间,各国重点转向镍基合金研发。欧盟“AD700”计划优选Alloy 617B与Alloy 263作为转子候选材料,德国萨尔公司已成功

制造直径达 1 000 mm 的合金锭及全尺寸转子锻件。日本主要企业分别开发了 TOS1X、LTES700R 和 FENIX-700 等合金,通过成分优化在保持高温强度的同时改善了可焊性与加工性。美国研究确认 Haynes 282 合金在综合性能方面最具应用潜力,该合金平衡了高温强度与工艺适应性,成为 700 °C 以上转子的优选材料。总体而言,当前 700 °C 等级转子材料虽在实验室研制阶段取得显著进展,全尺寸工程验证仍待推进,焊接工艺等关键技术尚需进一步突破,距离商业示范应用尚有距离。

2.2 国内转子耐热钢的研究进展

在推进超超临界发电技术国产化的进程中,我国煤电机组参数不断提高^[6]。自 2003 年起系统开展了 600 °C 至 620 °C 温度区间的电站材料研制工作。

经过多年技术积累,目前已实现锅炉侧耐热材料及关键部件的自主供应,但在汽轮机核心部件,特别是高中压转子锻件方面,仍高度依赖进口。为突破这一技术瓶颈,近年来国内科研机构和企业协同开展了 620~650 °C 关键部件材料的研究工作,并取得显著成果。在工程应用方面,国内主要装备制造企业取得了实质性进展^[10]。中国二重在 620 °C FB2 转子锻件的国产化方面取得重要突破,和东方汽轮机联合研制的 FB2 高压转子在 2023 年 12 月的国能岳阳项目上实现国产 FB2 转子首次示范应用。中国一重在 2025 年 4 月研制完成了首根合格的 FB2 高压转子并交付上海汽轮机厂。

2017 年,东汽通过国际合作,开展了 3 吨级 630 °C 用 N-FB2 转子模拟锻件的研制工作^[11]。2021 年钢铁研究总院在 G115 和 COST-FB2 钢的研究基础上,通过多尺度合金设计策略,成功开发出具有完全自主知识产权的新型马氏体耐热钢 C630R (专利号:ZL2023106036010)。C630R 钢创新性地采用了 W-Mo 复合微合金化技术,将 Laves 相尺寸控制在纳米级分布范围,同时引入 B/N 协同调控机制强化晶界。配合优化的熔炼工艺和均匀化处理措施,显著改善了大锻件的成分偏析问题,从而全面提升了材料的高温持久强度、韧性和疲劳性能。钢研牵头、联合东汽、二重、一重先后试制 C630R 合

金 10 吨级中试件和全尺寸耐热钢转子,其中二重试制的 C630R 锻件已通过技术鉴定,即将在大唐郟城 630 °C 项目示范应用。

在更高温度的 700 °C 超超临界技术领域,我国自 2008 年开始镍基耐热合金的研发工作,2010 年成立的“700 °C 超超临界燃煤发电技术创新联盟”推动了相关研究的开展。钢铁研究总院在 Inconel 617B 合金基础上,创新提出“选择性强化”理念,开发出适用于 700 °C 汽轮机的 C700R-1 耐热合金,并联合中国一重成功制备了 5 吨级中试件的制造工艺研究。然而,在 700 °C 镍基合金转子锻件的焊接技术等关键环节,目前国内尚未见相关报道,表明该领域仍处于技术研发的早期阶段。为满足 700 °C 超超临界汽轮机的应用需求,我国已系统部署并开展新一代耐热合金的研制,该举措将进一步巩固我国在高效燃煤发电领域的领跑地位。

总体而言,我国在超超临界汽轮机用耐热材料领域已建立起较为完整的技术研发体系,在 630~650 °C 汽轮机关键耐热材料的开发上,实现了从跟跑到并跑的转变,特别是在 C630R 等自主材料的开发应用方面取得了突破性进展。

3 转子材料的成分设计与强化机理

3.1 性能要求

汽轮机转子作为能量转换系统的核心构件,在发电机组中承担着将热能转化为机械能的关键作用。这一部件长期处于高温高压蒸汽环境中,承受着复杂的热力载荷,在启停过程中,转子表面因急剧热交换形成显著径向温度梯度^[7]。在稳定运行时,又受到蒸汽压力、离心力和重力等多重机械应力的共同作用。特别是随着现代电网调峰需求的增加,机组频繁启停导致的交变热应力进一步加剧了转子的服役负担。

针对如此严苛的工况,转子用耐热钢需具备以下综合性能:①优异的高温持久性能,在 1×10^5 h 条件下的蠕变断裂强度不低于 100 MPa,且保持稳定的微观组织;②良好的工艺适应性,包括足够的淬透性、可锻性和焊接性;③优化的热物理参数,即较高的热导率与较低的热膨胀系数,以有效控制热应力;④均衡的力学性能,涵盖强度、韧性、疲劳抗力

以及较低的脆性转变温度;⑤良好的抗氧化性、耐腐蚀性,并在长期服役过程中保持组织稳定性与性能均匀性。

这些严格的技术指标共同构成了超超临界汽轮机转子材料的设计基础,也是当前高温材料研究的重点方向。

3.2 元素作用

对于9~12% Cr系耐热钢中的Mo、W元素,Mo通过抑制元素扩散提高材料热强性,但其含量需与W保持适当平衡。随着Mo当量的增加,材料固溶强化效果增强,但会促进Laves相析出并导致韧性下降。现代耐热钢设计倾向于采用W部分替代Mo的策略,通常将Mo当量控制在1.5%左右,并添加约3%的Co以平衡组织稳定性。

研究^[12]表明,微量Ni(~0.15%)的添加对强度影响有限,但能显著改善材料的冲击韧性,特别是在冷却速率较低的热处理条件下仍能保持良好的强韧性匹配。Cr元素在提升抗氧化性的同时需控制其含量以避免 δ 铁素体形成。C含量通常控制在0.25%以下,以平衡强度与塑韧性。

在耐热钢合金设计中,N元素作为关键合金化组分发挥多重作用,一方面作为间隙固溶元素产生显著的晶格畸变强化效应,同时有效抑制 δ 铁素体形成。另一方面在回火过程中促进MX型碳氮化物析出,实现沉淀强化。然而需注意,过量的N含量会促进Z相的析出,对材料长期性能产生不利影响。

B元素的添加对提升材料高温性能具有关键作用,钢中 $w[B] < 0.003\%$ 时,微量元素B无法形成 $M_{23}(C,B)_6$,另外B可降低 $M_{23}C_6$ 的Orowan成熟速率,抑制碳化物粗化,显著提升 $M_{23}C_6$ 碳化物的热稳定性^[12],同时,B元素偏聚在晶界处,发挥晶界强化作用。但由于B、N元素在冶炼过程中易形成BN夹杂物,降低强化效果,还易成为蠕变裂纹的形核核心^[13]。因此,确定合理的B、N配比成为成分设计的关键因素。在先进转子材料如COST、FB2、TOS110等牌号的开发中,B元素的精确控制尤为重要。研究表明,通过优化B/N比例并配合适当的冶炼工艺,可最大限度发挥其强化效果,同时避免BN夹杂物对力学性能的不利影响。这种成分精确调控策略在C630R钢中得到充分的应用,并为开发新

一代高温转子材料提供了重要技术途径。

3.3 强化机理

600℃、620℃及630℃超超临界汽轮机转子选用的是马氏体耐热钢,如图2所示,9~12%Cr耐热钢的强韧化主要通过固溶强化、第二相强化、马氏体强化、位错强化及晶界强化等多种机制实现。上述机制的协同作用,是材料具备优异室温与高温性能的关键。

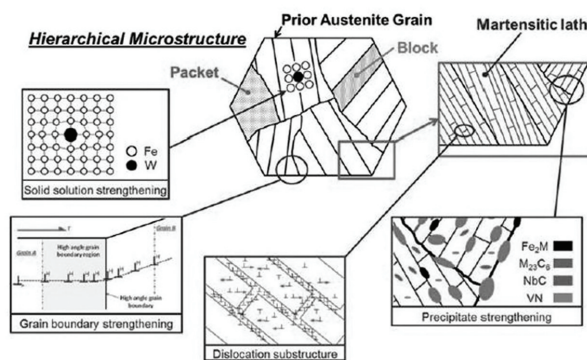


图2 马氏体耐热钢的强化机理图

固溶强化是提升合金性能的重要机制,其作用主要体现在合金元素对固溶体原子间结合力、晶格畸变程度、再结晶温度以及原子扩散行为等多个方面的综合影响。其中,晶格畸变效应与溶质原子和基体原子之间的半径差异直接相关,原子尺寸不匹配度越大,产生的晶格应变越显著,强化效果也越突出。在耐热钢中,不同元素的固溶强化效能存在明显差异。研究证实,间隙型固溶元素(如C、N、B)的强化作用最为显著,其次为铁素体形成元素(包括W、Mo、Cr、V、Si),而奥氏体形成元素(如Cu、Mn、Co、Ni)的贡献相对较弱。这一规律主要源于不同类型元素在晶格中引起的应变场强度不同,其中间隙原子因其特殊的嵌入位置而产生的晶格畸变最为显著,从而对位错运动形成更强的阻碍作用。

析出强化发挥着关键作用,在9~12%Cr耐热钢中主要包含四种强化相,包括MX型碳氮化物、碳化物、金属间化合物Laves相以及Z相。这些析出相的强化机理可通过Orowan位错绕过机制和Kelly-Nicholson理论进行阐释。MX碳氮化物与 $M_{23}C_6$ 碳化物呈现出不同的分布特征。 $M_{23}C_6$ 碳化物主要分布于晶界和亚晶界,对位错和界面迁移产生显著的钉扎效应,弥散于板条内部的MX型碳氮

化物对位错运动起到强烈的钉扎作用,延缓了位错向板条界的迁移及其在界面处的湮灭,从而显著抑制蠕变变形。此外,密集分布于板条界面的 $M_{23}C_6$ 析出相还能协同阻止位错的攀移运动,保持位错网络的稳定。值得注意的是,Laves 相虽然能提供强化效果,但其粗化倾向可能对材料韧性产生不利影响,这需要在合金设计时予以平衡。

位错强化主要取决于马氏体形板条间高密度位错,经过调质处理的马氏体耐热钢通过固态相变形成了具有多级层次结构的回火马氏体组织,形成由平行排列的马氏体板条。相变过程中产生的高密度位错网络均匀分布于各个板条内部,形成复杂的位错缠结,在高温服役条件下,密集的位错阵列与细小的板条亚结构共同作用,抑制晶粒粗化,形成有效的组织稳定性控制机制。然而,随着服役时间的延长,马氏体板条会发生粗化现象,导致材料性能显著下降。因此,如何维持马氏体组织的长期稳定性成为 9~12 % Cr 耐热钢研发中的关键科学问题。

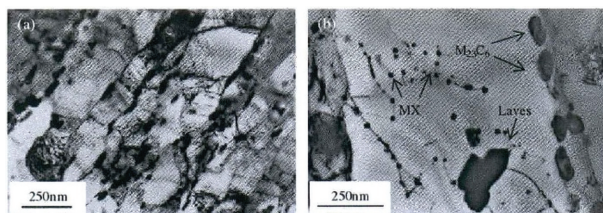
在耐热钢的高温服役过程中,晶界组织是衡量材料组织稳定性的关键指标。由于晶界往往是析出相、元素偏析及微观孔洞的优先形成区域,这些缺陷会导致微裂纹在晶界处萌生并扩展。为此,工程上常通过适当粗化晶粒来减少晶界总面积,从而提升材料的抗蠕变能力。对于 9~12 % Cr 系耐热钢而言,细晶强化机制在高温条件下效果有限。因此,当前技术路线主要聚焦于晶界优化,通过净化晶界,严格控制磷、硫等有害元素的含量,抑制其在晶界的偏聚行为,同时可采用晶界缺陷填补技术,通过添加硼等小半径原子,使其占据晶界空位,既能有效修复晶界缺陷,又不会引起显著的晶格畸变,从而显著改善材料的高温蠕变性能。研究表明,这种晶界工程策略在维持材料整体力学性能的同时,为解决高温蠕变问题提供了有效的技术途径。

4 转子材料的组织和性能特征

在超超临界汽轮机转子材料体系中,以 COST-E、FB2 和 C630R 为代表的 9~12 % Cr 马氏体耐热钢通过调质热处理形成了具有多层次组织的回火马氏体。该结构以高密度位错的板条马氏体为基体,并在回火过程中析出多种纳米级第二相颗粒,

共同构建起多元复合强化机制,如图 3 所示。这些析出相按其稳定性可分为两类,稳定型碳氮化合物以富 Cr 的 $M_{23}C_6$ 和 Nb/V 基 MX 相为主;亚稳态相则包括过渡型碳化物及 Laves 相、Z 相等金属间化合物。它们选择性分布于位错线、原奥氏体晶界及板条界面等关键位置,形成有效的强化网络。

在高温长期服役过程中, $M_{23}C_6$ 型碳化物主要分布于马氏体板条界面,通过 Zener 拖曳效应有效钉扎晶界迁移,从而维持亚晶结构的长期热稳定性。与此同时,MX 型碳氮化物则在晶内位错处优先形核,通过强烈的位错钉扎作用阻碍其滑移与攀移,显著降低材料的稳态蠕变速率板条界面的 $M_{23}C_6$ 与晶内的 MX 相协同高密度位错网络共同构筑了多重强化机制。它们不仅有效延缓了材料在高温下的动态回复与再结晶过程,更通过抑制位错运动与晶界迁移的协同作用,显著提升了马氏体耐热钢的持久强度、蠕变抗力和断裂韧性,从而确保了转子部件在超超临界工况下的长期服役安全。



注:(a)马氏体板条和位错分布;(b)第二相颗粒^[14]。

图 3 9~12 % Cr 转子钢微观组织 TEM 图

4.1 COST-E

作为工作温度在 600 °C 的典型转子材料,COST-E 钢的合金成分设计以约 10 %Cr 为基础,并辅以 Mo、W、V、Nb 和 N 等元素的多元搭配,旨在通过热处理实现对显微组织的精准调控。其中,Cr 元素不仅赋予材料良好的高温抗氧化能力,也是形成 $M_{23}C_6$ 碳化物的主要来源。Mo 和 W 元素主要固溶于基体中,起到固溶强化的作用,而 V 和 Nb 则与 C、N 结合,形成细小的 MX 型碳氮化物,为材料提供关键的析出强化核心。C 和 N 的含量经过平衡设计,在确保足够淬透性的同时,避免生成粗大碳化物。在实际热处理过程中,采用高温固溶(≥ 950 °C)使原始碳化物充分溶解,再经过两次回火,最终得到以回火马氏体板条为基体、沿原奥氏体晶界及板条界分布着链状 $M_{23}C_6$ 且在板条内弥散析出纳米级

MX 碳氮化物的复相组织^[15]。

上述显微组织直接决定了 COST-E 钢的综合性能。回火马氏体板条基体提供高强度基础,沿晶界分布的 $M_{23}C_6$ 碳化物钉扎晶界以抑制高温晶界滑移、提升组织稳定性,而板条内弥散分布的纳米级 MX 相则通过强烈阻碍位错运动,提供关键的析出强化作用。这种多尺度、多机制协同强化的组织特征,使 COST-E 钢同时具备较高的强度(屈服强度约 710~790 MPa)、良好的韧性(脆性转变温度 FATT < 40 °C)以及出色的高温耐久性^[16],从而满足超超临界转子在高温高压长期服役中对力学性能与组织稳定性的苛刻要求。

4.2 FB2

随着工作温度的进一步提升,FB2 钢在 1 000 MW 关键机组转子用钢得到重点研发并已实现国产化突破。在 FB2 钢中,B 与 N 元素的协同调控是决定其高温性能的核心。B 元素通过偏聚于晶界并融入 $M_{23}C_6$ 碳化物形成稳定的 $M_{23}(C,B)_6$ 相,有效抑制其粗化^[17]。同时,N 元素促进形成细小、弥散的 MX 碳氮化物,共同构成关键的强化相。然而,需严格控制 B/N 比例以防止有害 BN 夹杂物的形成,避免消耗有效 B、N 含量并引发蠕变损伤,有研究表明 B 元素的最佳质量分数约 0.010 %^[18]。

在 620 °C 长期服役过程中,其强度随时间延长缓慢下降,而塑韧性指标保持稳定^[19]。微观组织分析显示,FB2 钢展现出优异的组织稳定性,马氏体板条未显著粗化, $M_{23}C_6$ 尺寸在时效约 10 000 h 后仍稳定在 250 nm 左右。对板条界形成持久钉扎。主要性能衰减源于 Laves 相的析出与粗化,该相优先在原奥氏体晶界和板条界形核,并通过吞噬 $M_{23}C_6$ 颗粒迅速长大,在时效较长时间后最大尺寸可达微米级,如图 4 所示,成为组织老化和性能退化的关键标志^[20]。

4.3 C630R

在工作温度为 630 °C 的温度区间,国产自主研发的 C630R 合金在成分设计上采用 W-Mo 复合微合金化设计,通过优化 W 含量有效抑制了 Laves 相的粗化析出,在提升持久强度与韧性的同时改善了大尺寸锻件的成分均匀性。配合 B-Zr 协同晶界强化技术,结合高 B 低 N 的成分调控,在增强晶界结合力的同时避免了 BN 夹杂物的不利影响,使材料

在保持高强度的基础上显著提升了韧性水平和疲劳抗力^[6]。

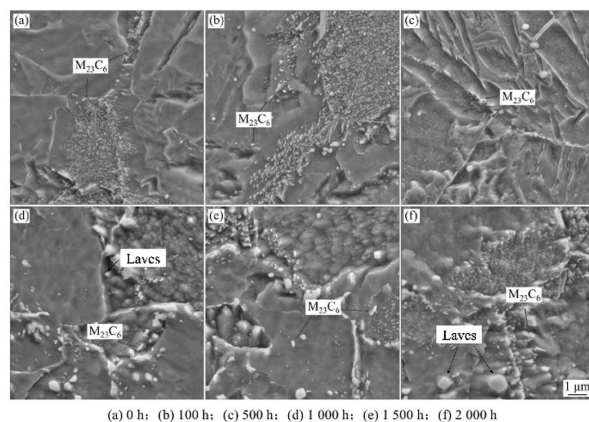
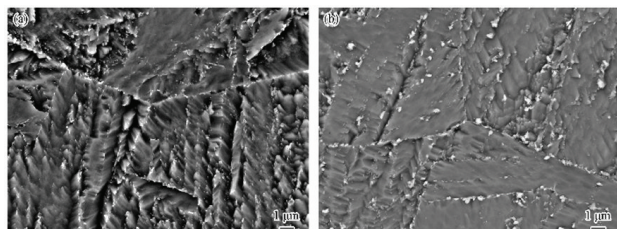


图 4 FB2 钢不同时效时间后的 SEM 图^[18]

经标准淬火-回火工艺处理后,C630R 形成以高位错密度为特征的回火板条马氏体组织。其显微组织呈现典型的多级分层结构,原始奥氏体晶粒内部被细密的板条状亚晶界分割,形成规则的板条束域。在晶界与板条界面处,均匀分布着尺寸为 50~150 nm 的棒状富铬 $M_{23}C_6$ 碳化物及纳米级 MX 型碳氮化物,这些析出相通过协同作用实现对晶界迁移和位错运动的有效阻碍^[21]。通过创新的 W-Mo 复合合金化设计,该材料在常规服役条件下显著抑制了 Laves 相的析出。仅在长期保载工况下,才在晶界和板条界面处观察到块状 Fe_2W 型金属间化合物的形成,其尺寸与 $M_{23}C_6$ 相当或略大,共同构建起多尺度复合强化骨架。

在 630 °C 蠕变-疲劳交互作用载荷下,材料的服役寿命主要取决于其组织演化行为。短期保载条件下, $M_{23}C_6$ 与 MX 析出相通过有效钉扎位错,促使裂纹沿晶内滑移带以穿晶方式扩展,此时材料寿命主要受循环塑性累积控制。随着保载时间延长,Laves 相发生快速粗化并消耗基体中的固溶 W 元素,如图 5 所示,导致固溶强化效应减弱和位错钉扎能力下降。同时,板条结构逐渐粗化为位错胞,几何必要位错密度显著降低,晶界蠕变行为加剧,促使微孔洞聚集长大,裂纹扩展模式转变为沿晶与穿晶混合机制,扩展速率明显提升。值得注意的是,裂纹尖端区域形成的富铬氧化物双层膜结构在一定条件下可产生钉扎效应,延缓裂纹扩展。然而,长期保载下氧化与蠕变的协同作用将促使晶界氧化通道形成,最终诱发沿晶断裂。这种竞争机制导

致 C630R 合金在 1.0 % 应变幅下存在特征性的“饱和”保载时间, 表现为服役寿命随保载时间呈现先下降后上升的特殊变化规律, 充分体现了该材料优异的抗蠕变-疲劳协同损伤能力。



注:(a) 100 h;(b) 7 500 h。

图5 C630R 钢不同时效时间的 Laves 相分布^[6]

5 总结和展望

本文系统梳理了 9~12 %Cr 马氏体耐热钢在汽轮机转子领域的发展脉络, 通过对耐热钢体系性能要求、强化机制及元素作用机理的深入解析, 以典型的 COST-E、FB2 和 C630R 钢为例, 揭示了微观组织与宏观性能之间的内在关联, 为新一代转子材料设计提供了重要理论指导。

展望未来, 我国需重点开展已有 FB2 及 C630R 等合金的冶炼、锻造、热处理、高温性能和组织稳定性研究, 突破转子材料国产化应用中关键技术瓶颈, 加快推进全尺寸转子锻件的工程验证。同时, 应着力开发适用于 650~700 °C 工况的新一代转子材料, 突破大型镍基合金制造工艺, 构建完整的超超临界汽轮机转子材料体系。这些技术突破将带动全产业链协同发展, 成果可延伸至核电、燃机等领域, 实现高端转子材料的完全自主可控, 从而构建起具有全球竞争力的超超临界机组制造体系。

参考文献:

[1] 丁凯伦. 新型 C630R 汽轮机转子钢蠕变-疲劳损伤机理及寿命预测研究[D]. 北京科技大学, 2025

[2] 孔祥林, 高进, 赵仕志. 工业燃气轮机先进技术现状及发展趋势[J]. 世界石油工业, 2024, 31(4): 120-128

[3] Rojas D, Garcia J, Prat O, et al. 9 %Cr heat resistant steels: Alloy design, microstructure evolution and creep response at 650 °C [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2011, 528(15): 5164-5176

[4] 彭建强. 650°C 等级超超临界汽轮机关键部件选材[J]. 热力透

平, 2016, 45(1): 51-56

[5] Yan W, Wang W, Shan Y Y, et al. Microstructural stability of 9-12% Cr ferrite/martensite heat-resistant steels [J]. *Frontiers of Materials Science*, 2013, 7(1): 1-27

[6] 何西扣, 刘正东, 王天剑, 等. 中国超超临界汽轮机转子耐热材料及锻件研制进展[J]. 中国冶金, 2023, 33(12): 1-11

[7] Wright I G, Dooley R B. A review of the oxidation behaviour of structural alloys in steam [J]. *International Materials Reviews*, 2010, 55(3): 129-167

[8] Lundin L, Fällman S, Andrén H. Microstructure and mechanical properties of a 10 % chromium steel with improved creep resistance at 600 °C [J]. *Materials Science and Technology*, 1997, 13: 233-242

[9] 熊林敞, 田仲良. 超超临界汽轮机转子用耐热钢研究进展[J]. 上海金属, 2018, 40(1): 89-94

[10] 鞠红霞, 吕振家, 彭建强. 国外主要汽轮机转子锻件制造厂及研发动态介绍[J]. 大型铸锻件, 2019(1): 50-54

[11] 赵吉庆, 杨钢, 赵林, 等. 高性能 9 %~12 %Cr 转子钢发展现状及锻件国产化概况[J]. 汽轮机技术, 2021, 63(1): 71-76

[12] 陈宇翔. 630 °C 超超临界火电汽轮机转子用耐热钢成分体系筛选[D]. 内蒙古科技大学, 2020

[13] Abe F, Tabuchi M, Tsukamoto S. Alloy Design of MARBN for Boiler and Turbine Applications at 650 °C [J]. *Materials at High Temperatures*, 2021, 38(5): 306-321

[14] 刘晨曦. 新型高 Cr 铁素体耐热钢的相变行为研究[D]. 天津大学, 2012

[15] 陈国文. 热处理工艺对 COST E 转子钢第二相回溶和析出行为的影响[D]. 燕山大学, 2023

[16] Blaes N, Donth B, Bokelmann D. High chromium steel forgings for steam turbines at elevated temperatures [C]//International Conference of Advances in Materials Technology for Fossil Power Plants 2008: 353-365

[17] Bartošák M, Múra V, Galčíková E, et al. Isothermal low-cycle fatigue and fatigue-creep behaviour of boron-added 9 % Cr martensitic stainless steel at 600 °C [J]. *International Journal of Fatigue*, 2025, 193: 108800

[18] 陶学儒, 耿鑫, 姜周华, 等. B 质量分数对 620 °C 时效中 FB2 钢组织和力学性能的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2023, 54(7): 2642-2650

[19] 殷会芳, 赵吉庆, 杨钢, 等. 620 °C 长期时效对汽轮机转子用 COST-FB2 钢组织和性能的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2022, 51(10): 3867-3875

[20] 田晓, 秦承鹏, 徐慧, 等. 620 °C 汽轮机用 FB2 转子钢高温时效过程的组织与性能演变[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(9): 3232-3240

[21] 邱佳佳, 何西扣, 唐正焮, 等. C630R 新型马氏体耐热转子钢的热变形行为研究[J]. 特殊钢, 2024, 45(3): 56-61

HP-RTM 用高强度阻燃环氧树脂系统研究

钟连兵 李飞 张林 翟保利 姜松杰

四川东树新材料有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:本文公开了一种适用于 HP-RTM(High Pressure Resin Transfer Molding) 工艺的高强度阻燃环氧树脂组合物,包含 A、B 两个组分,其中 A 组分包含基体树脂、阻燃剂、稀释剂和助剂,B 组分包含胺类固化剂和促进剂,阻燃剂为磷酸酯类化合物和四溴双酚 A 环氧树脂的组合物。研究了基体树脂、阻燃剂、稀释剂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂强度和阻燃性的影响,以及胺类固化剂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂凝胶时间的影响。结果表明,基体树脂、反应型阻燃剂、稀释剂对力学强度共同影响,阻燃剂对阻燃性能起主要影响作用,固化剂对凝胶时间起主要影响作用。

关键词:HP-RTM; 阻燃; 高强度

中图分类号:TQ323.5; TQ314

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)01-0016-05

Research on High-strength Flame-retardant Epoxy Resin System for HP-RTM

ZHONG Lianbing, LI Fei, ZHANG Lin, ZHAI Baoli, JIANG Songjie

(Sichuan Dongshu New Materials Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: This paper discloses a high-strength flame-retardant epoxy resin composition suitable for the HP-RTM process, comprising two components, A and B. Component A contains a matrix resin, flame retardant, diluent, and additives. Component B contains an amine curing agent and an accelerator. The flame-retardant is a compound of phosphate ester and tetrabromobisphenol A epoxy resin. The study investigated the effects of the types and contents of the matrix resin, flame retardant, and diluent on the strength and flame retardancy of the HP-RTM epoxy resin, as well as the effects of the type and content of the amine curing agent on the gel time of the HP-RTM epoxy resin. The results showed that the matrix resin, reactive flame retardant, and diluent jointly affect the mechanical strength. The flame retardant primarily determines the flame retardant performance, and the curing agent primarily governs the gel time.

Key words: HP-RTM; flame-retardant; high-strength

高压-树脂传递模塑成型 (HP-RTM) 是指通过高压压力将树脂对冲混合并注入到预先铺设纤维增强材料和预置嵌件的真空密闭模具内,经树脂流动充模、浸渍、固化和脱模,获得复合材料制品的成型工艺,是近年来推出的一种应对大批量生产高性能热固性复合材料零件的新型工艺技术,主要应用于新能源汽车、航空航天等轻量化领域^[1-2]。相

比传统的纤维复合材料成型工艺需要消耗大量的人力和时间,HP-RTM 可实现低成本、短周期(大批量)、高质量生产,保证了纤维的快速浸润和优异的产品性能^[3-4]。

现今,适用于 HP-RTM 工艺的环氧树脂固化体系,在提高其阻燃性能的前提下,均需要牺牲掉部分力学性能。刘钟铃等^[5]针对 HP-RTM 工艺用快

收稿日期:2025-11-01

基金项目:四川省科技计划项目;超大型复合材料结构粘接剂的研发及应用;项目编号:2024YFTX0063。

作者简介:钟连兵(1981—),男,2006年毕业于哈尔滨工业大学材料学专业,博士,高级工程师。现任四川东树新材料有限公司副总经理,从事新能源复合材料及高纯材料工艺技术研发工作。

速固化环氧树脂体系,研究了其固化反应动力学及流变行为,研究成果为 HP-RTM 成型工艺参数设定与优化提供了技术基础和理论依据。王佳明等^[6]就树脂传递模塑成型的材料、工艺、设备、应用等方面进行了总结,并预测了其未来的发展方向,对树脂传递模塑工艺未来的研究有一定的借鉴性。朱怡臻等^[7]概述并分析了传统树脂传递模塑成型工艺过程及优缺点,并对 HP-RTM,轻质树脂传递模塑成型、真空辅助树脂灌注工艺、树脂联合注射浸渍技术等 RTM 衍生成型工艺的研究进展与应用进行了介绍分析。张欢等^[8]研究了稀释剂用量对 HP-RTM 高活性树脂体系的黏度、凝胶时间、固化速度、阻燃性能、热性能、力学性能和储能模量的影响。余荣禄等^[9]公布了利用氮磷协同效应,通过胺类固化剂与含磷阻燃剂反应制备阻燃型的固化剂,该环氧树脂组合物适用于 HP-RTM 工艺,同时制得的纤维增强复合材料具有优异的阻燃性能和机械性能。该方法制得的浇铸体拉伸模量仅为 3.0~3.1 GPa,且未提供相应弯曲性能指数。张晓欣等^[10]公布了一种适用于 HP-RTM 工艺,能实现快速固化成型的同时,还能获得较高的阻燃性能,能够缩短成型工艺时间,提高生产效率,降本增效的环氧树脂系统料。该方法制备的浇铸体拉伸强度仅为 59~63 MPa,也未提供弯曲力学性能。张欢等^[11]公布了一种低树脂粘度和高树脂耐热性的用于 HP-RTM 工艺的环氧树脂组合物,该方法并未公布力学性能。金威^[12]公布了一种适用于 HP-RTM 成型工艺的环氧树脂组合物及其制备方法和应用,所述环氧树脂组合物能够在 100~150 °C 内快速固化,适用于 HP-RTM 成型工艺,搭配纤维织物制成的复合材料具有优异的阻燃性能、耐湿热老化性能和力学性能。该体系同样未公布弯曲力学数据。然而随着新能源汽车、航空航天对轻量化制件强度要求越来越高,开发出一种既拥有高阻燃性能,又拥有高力学强度的环氧树脂组合物刻不容缓。

1 实验部分

1.1 原料

E-51, E-54, 工业级, 东方飞源(山东)电子材料有限公司。

双酚 F 环氧树脂, 酚醛环氧 F51, 工业级, 国都化工(昆山)有限公司。

磷酸三乙酯, 磷酸三苯酯, 工业级, 山东鲁齐兴环保科技有限公司。

DOPO, 工业级, 江阴市涵丰科技有限公司。

四溴双酚 A 改性环氧树脂, 工业级, 南亚电子材料(昆山)有限公司。

1,4-丁二醇二缩水甘油醚, 1,6-丁二醇二缩水甘油醚, C12-14 烷基缩水甘油醚, 工业级, 国都化工(昆山)有限公司。

2-(3,4-环氧基环己基)乙基三甲氧基硅烷, 工业级, 南京全希新材料有限公司。

炭黑, 工业级, 天津亿博瑞化工有限公司。

多乙烯多胺, 工业级, 山东裕康化工有限公司。

二乙烯三胺, 三乙烯四胺, 四乙烯五胺, 工业级, 上海鸿状化工科技有限公司。

2-甲基-4-乙基咪唑, 工业级, 巴斯夫(中国)有限公司。

1.2 仪器

电子天平, 梅特勒-托利多中国; 搅拌器, 德国艾卡; 水浴锅, 常州普天仪器制造有限公司; 凝胶时间测试仪, 深圳怡华新电子有限公司; 万能试验机, 北京普析通用仪器有限公司; 水平垂直燃烧仪, 深圳奥德赛创科技有限公司。

1.3 制样方法

HP-RTM 工艺的高强度阻燃环氧树脂组合物制备方法如下:

A. 将基体树脂(30~70 质量份)、阻燃剂(30~70 质量份)、稀释剂(5~20 质量份)、助剂(0.5~2.0 质量份)按比例混合均匀, 转速 100~300 r/min, 温度 60~70 °C 的条件下反应 3~4 小时, 制备得到组分 A。

B. 将胺类固化剂(70~95 质量份)、促进剂(5~30 质量份)按比例混合均匀, 转速 100~300 r/min, 温度 30~70 °C 的条件下反应 2~3 小时, 制备得到组分 B。

将组分 A 和组分 B 分开存储, 在使用时混合。

1.4 性能测试与表征

将组分 A 和组分 B 按照比例进行浇铸体灌注, 经过 25 °C×12 h+70 °C×2 h+120 °C×1 h 的程序进

行固化,制成浇铸体板,用于测试。

凝胶时间:参照 ASTM D2471—99 活性热固树脂胶凝时间和最大放热温度的标准测试方法,使用凝胶时间测定仪在 110 °C 下进行测试。

浇铸体拉伸性能:参照 GB/T 1040. 2—2022 塑料 拉伸性能的测定 第 2 部分:模塑和挤塑塑料的试验条件,通过万能试验机进行浇铸体板的拉伸强度和拉伸模量进行测试。

浇铸体弯曲性能:参照 GB/T 9341—2008 塑料弯曲性能的测定,通过万能试验机进行浇铸体板的弯曲强度和拉伸模量进行测试。

阻燃性能:参照 UL 94 设备和器具部件塑料材料的可燃性能测试,通过水平垂直燃烧仪测试浇铸体样条的阻燃性。

2 结果与讨论

2.1 基体树脂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂强度和阻燃性的影响

HP-RTM 环氧树脂体系中,基体树脂的种类和含量对力学强度和阻燃性有着内在的影响,适合的基体树脂可以显著提升材料的强度。

保持体系内其他组分恒定(阻燃剂使用磷酸三苯酯,固化剂使用多乙烯多胺,促进剂使用 2-甲基-4-乙基咪唑),基体树脂分别使用 E51、E54、双酚 F 环氧、F51,并且质量份分别使用 30 份、50 份、70 份,进行力学性能和阻燃性能测试,结果如表 1 所示。

表 1 不同基体树脂与含量测试结果

| 基体树脂种类 | 含量/% | 拉伸强度/MPa | 阻燃等级 |
|---------|------|----------|------|
| E51 | 30 | 40.2 | V1 |
| | 50 | 52.4 | V1 |
| | 70 | 66.2 | V2 |
| E54 | 30 | 41.2 | V1 |
| | 50 | 52.9 | V1 |
| | 70 | 65.7 | V2 |
| 双酚 F 环氧 | 30 | 45.1 | V1 |
| | 50 | 56.2 | V1 |
| | 70 | 69.1 | V2 |
| F51 | 30 | 51.2 | V1 |
| | 50 | 63.4 | V1 |
| | 70 | 75.1 | V2 |

根据表 1 结果可知在相同份数的情况下,四种

基体树脂中,F51 的力学性较好,并且随着质量份数的增加力学性能逐步提升,这与其他三种基体树脂结果一致。进一步讨论树脂结构对力学性能影响的结果,E51 与 E54 双酚 A 环氧树脂结构一致,环氧值接近导致力学性能一致;双酚 F 环氧树脂相比于双酚 A 环氧树脂有着更高的反应活性和更紧凑的分子结构,使其容易形成更完全、更均匀的交联网络,从而更有效地发挥材料的本征力学强度;F51 树脂相较于前两者环氧树脂,有其极高的交联密度和刚性分子骨架,拥有三种树脂中最高的拉伸强度。

对于阻燃性能而言,四种基体树脂基本无区别,并且随着份数的增加,阻燃性能逐步下降,这是由于基体树脂份数增加将会导致阻燃剂比例减少,从而降低阻燃性。



图 1 拉伸强度测试力学样条图

2.2 阻燃剂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂强度和阻燃性的影响

在 HP-RTM 环氧树脂体系中,阻燃剂的种类和含量对力学强度和阻燃性有着较大的影响,如果使用合适的非反应型阻燃剂对体系阻燃性能有较大提升,但会使力学性能下降,而使用反应型阻燃剂将一定程度保证力学性能,因此需要在二者之间寻找平衡。

保持体系内其他组分恒定(基体树脂使用 F51,固化剂使用多乙烯多胺,促进剂使用 2-甲基-4-乙基咪唑),阻燃剂使用非反应型磷酸三乙酯,磷酸三苯酯和反应型 DOPO、四溴双酚 A 改性环氧树脂,并且按不同质量份数进行力学性能和阻燃性能测试,结果如表 2 所示。

根据表 2 结果可知在相同质量份数下,四种阻燃剂的阻燃性能磷酸三苯酯较好,其余三种基本一致,而对于力学性能而言反应型明显高于非反应

型,且四溴双酚 A 改性环氧树脂高于 DOPO。若将磷酸三苯酯分别和 DOPO、四溴双酚 A 改性环氧树脂进行组合即可得到拉伸强度 81.2 MPa,UL94-V0 等级阻燃的配方。

表 2 不同阻燃剂与含量测试结果

| 阻燃剂种类 | 含量/% | 拉伸强度/MPa | 阻燃等级 |
|-------------------------|-------|----------|-------|
| 磷酸三乙酯 | 50 | 62.1 | V1 |
| 磷酸三苯酯 | 50 | 63.4 | V1-V0 |
| | 30 | 76.2 | V2 |
| DOPO | 50 | 69.1 | V1 |
| | 70 | 60.9 | V0 |
| | 30 | 84.5 | V2 |
| 四溴双酚 A 改性 环氧树脂 | 50 | 73.9 | V1 |
| | 70 | 63.4 | V0 |
| 磷酸三苯酯+ | 10+30 | 75.1 | V0 |
| DOPO | 30+10 | 64.2 | V0 |
| 磷酸三苯酯+四溴双 酚 A 改性环氧树脂 | 10+30 | 81.2 | V0 |
| | 30+10 | 66.7 | V0 |

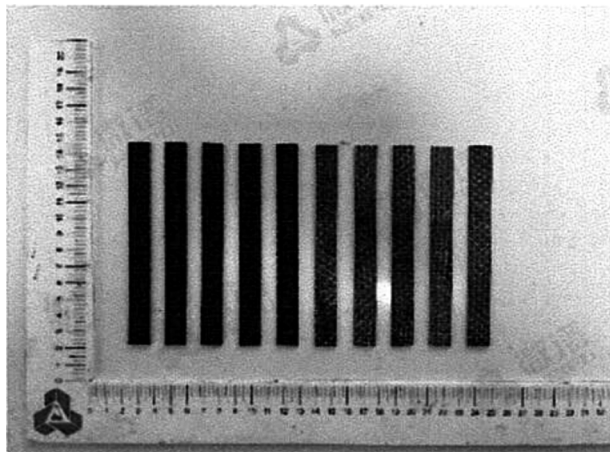


图 2 阻燃性能测试样条图

2.3 稀释剂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂强度和阻燃性的影响

在 HP-RTM 环氧树脂体系中,稀释剂的种类和含量对力学强度和阻燃性有着一定规律的影响,单官和双官稀释剂对有着不同的作用。

保持体系内其他组分恒定(基体树脂使用 F51,阻燃剂使用磷酸三苯酯+四溴双酚 A 改性环氧树脂,固化剂使用多乙烯多胺,促进剂使用 2-甲基-4-乙基咪唑),稀释剂使用单官 C12-14 烷基缩水甘油醚和双官 1,4-丁二醇二缩水甘油醚,1,6-丁二醇二缩水甘油醚,并且按不同质量份数进行力学性能和

阻燃性能测试,结果如表 3 所示。

根据表 3 结果可知在相同质量份数下,三种稀释剂的阻燃性能基本一致,力学强度双官型高于单官型,而 1,4-丁二醇二缩水甘油醚又高于 1,6-丁二醇二缩水甘油醚。进一步讨论稀释剂结构对力学性能影响的结果,双官稀释剂比单官稀释剂有更高的交联密度,其非但不会像单官稀释剂终止反应,反而能连接两条分子链,使网络继续扩展,从而有着更高的力学性能。

对于 1,4-丁二醇二缩水甘油醚不同含量结果可以发现随着添加量的增加力学强度逐渐降低,但 5 份稀释剂的 A 组分粘度过大(图 3),相比之下 10 份稀释剂更适合 HP-RTM 工艺。

表 3 不同稀释剂与含量测试结果

| 稀释剂种类 | 含量/% | 拉伸强度/MPa | 阻燃等级 |
|----------------|------|----------|------|
| C12-14 烷基缩水甘油醚 | 10 | 71.3 | V0 |
| 1,6-丁二醇二缩水甘油醚 | 10 | 79.1 | V0 |
| 1,4-丁二醇 | 5 | 82.1 | V0 |
| 二缩水甘油醚 | 10 | 81.2 | V0 |
| | 20 | 75.4 | V0 |

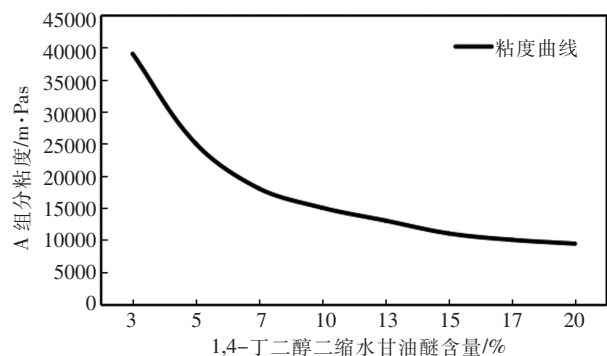


图 3 1,4-丁二醇二缩水甘油醚含量粘度图

2.4 胺类固化剂的种类和含量对 HP-RTM 环氧树脂凝胶时间的影响

在 HP-RTM 环氧树脂体系中,胺类固化剂的种类和含量对凝胶时间有着极大的影响,由于 HP-RTM 工艺需要中高温快速固化,因此凝胶时间的长短对于树脂是否适配工艺有着决定性的作用。

保持体系内其他组分恒定(基体树脂使用 F51,阻燃剂使用磷酸三苯酯+四溴双酚 A 改性环氧树脂,稀释剂使用 1,4-丁二醇二缩水甘油醚,促进剂

使用 2-甲基-4-乙基咪唑), 固化剂使用二乙烯三胺, 三乙烯四胺, 四乙烯五胺, 多乙烯多胺, 并且按不同质量份数进行凝胶时间测试, 结果如表 4 所示。

表 4 不同固化剂与含量测试结果

| 固化剂种类 | 含量/% | 80 °C 凝胶时间/s | 110 °C 凝胶时间/s |
|-------|------|--------------|---------------|
| 二乙烯三胺 | 85 | 76 | 39 |
| 三乙烯四胺 | 85 | 103 | 49 |
| 四乙烯五胺 | 85 | 115 | 53 |
| | 75 | 96 | 47 |
| 多乙烯多胺 | 85 | 108 | 51 |
| | 95 | 119 | 54 |

根据表 4 结果可知在相同质量份数下, 四种固化剂的凝胶时间二乙烯三胺<三乙烯四胺<多乙烯多胺<四乙烯五胺。在多乙烯多胺中随着质量份数的增加凝胶时间同样增加, 猜测原因为固化剂含量增加, 促进剂反而较少, 导致凝胶时间增长。

3 结语

在 HP-RTM 高强度阻燃环氧树脂体系中, 基体树脂、阻燃剂、稀释剂对力学强度共同影响, 基体树脂中酚醛环氧 F-51 性能较好, 反应型阻燃剂中四溴双酚 A 改性环氧树脂性能较好, 稀释剂中 1,4-丁二醇二缩水甘油醚性能较好; 阻燃剂对阻燃性能起主要影响作用, 磷酸三苯酯的阻燃效果较好; 固化剂对凝胶时间起主要影响作用, 凝胶时间二乙烯三胺<三乙烯四胺<多乙烯多胺<四乙烯五胺。

根据对体系中各组分材料种类和质量份数的结果, 得出以下结论, 在使用树脂酚醛环氧 F51(50 份), 磷酸三苯酯(10 份), 四溴双酚 A 改性环氧树脂(30 份), 1,4-丁二醇二缩水甘油醚(10 份), 固化剂多乙烯多胺(95 份), 2-甲基-4-乙基咪唑(5 份)的

配方下, HP-RTM 环氧树脂能实现阻燃性能达到 UL94-V0 级, 拉伸力学强度>80 MPa。

参考文献:

- [1] 钟正,程从前,孟宪明,等. 两种成型工艺碳纤维/环氧树脂复合材料的拉压力学性能与破坏机制[J]. 高科技纤维与应用, 2021,46(3):15-21
- [2] Gan Houlei, Seraji Seyed Mohsen, Zhang Jane, et al. Synthesis of a phosphorus-silicone modifier imparting excellent flame retardancy and improved mechanical properties to a rapid cure epoxy[J]. Reactive & Functional Polymers, 2020, 157: 104743
- [3] 周站福,徐伟贺. 动力电池碳纤维上盖结构设计开发[J]. 汽车工艺与材料, 2021(6):13-17
- [4] 蒋诗才,包建文,张连旺,等. 液体成型树脂基复合材料及其工艺研究进展[J]. 航空制造技术, 2021, 64(5):70-81+102
- [5] 刘钟铃,袁悦,张莉,等. HP-RTM 树脂体系固化反应动力学及流变行为研究[J]. 高科技纤维与应用, 2019, 44(3):32-36
- [6] 王佳明,贾明印,董贤文,等. 树脂传递模塑成型工艺研究进展[J]. 塑料工业, 2021, 49(11):9-14+43
- [7] 朱怡臻,王瑛,陈鸣亮,等. 先进树脂基复合材料 RTM 成型工艺研究及应用进展[J]. 塑料工业, 2020, 48(5):18-22+128
- [8] 张欢,陈杰,王美发,等. HP-RTM 高活性树脂体系制备及性能[J]. 工程塑料应用, 2022, 50(8):42-47
- [9] 中国石油化工股份有限公司,中国石油化工股份有限公司上海石油化工研究院. 快速固化的无卤阻燃环氧树脂组合物及其制备方法和应用:202211246317. 4[P]. 2024-04-19
- [10] 道生天合材料科技(上海)股份有限公司. HP-RTM 工艺环氧树脂系统料及其制备方法:202310117300. 7[P]. 2023-05-26
- [11] 深圳市飞荣达科技股份有限公司. 一种 HP-RTM 工艺用阻燃环氧树脂及其制备方法:202311046095. 6[P]. 2025-09-05
- [12] 惠柏新材料科技(上海)股份有限公司. 一种适用于 HP-RTM 工艺的环氧树脂组合物及其制备方法和应用:202410161589. 7[P]. 2024-05-10

单组份低粘度不溢胶环氧电子定位胶的研究

麻成龙 翟保利 李飞 张重锋 李文可 钟连兵

四川东树新材料有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:本文以双酚 A 环氧树脂 E51 基体树脂, 使用甲基四氢苯酐作为固化剂, 研究了疏水气相二氧化硅、碳酸钙、热塑性树脂及其用量对环氧电子胶的粘度随温度变化情况。结果表明, 虽然疏水气相二氧化硅与苯氧树脂(PKHB)可以起到缓解高温下粘度快速下降的作用, 但两者的作用机制不同, 因此对抑制胶液溢出的效果有所差异。

关键词:环氧树脂; 粘度; 热塑性树脂; 环氧电子胶

中图分类号: O633.13

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0021-06

Research on a Single-component, Low-viscosity and Non-bleeding Epoxy Adhesive for Electronic Positioning

MA Chenglong, ZHAI Baoli, LI Fei, ZHANG Chongfeng, LI Wenke, ZHONG Lianbing

(Sichuan Dongshu New Materials Co., Ltd., 618000, Deyang, Sichuan, China)

Abstract: The present study employed E51 bisphenol A epoxy resin as the matrix resin and methyl tetrahydrophthalic anhydride as the curing agent to investigate the effects of hydrophobic fumed silica, calcium carbonate, thermoplastic resin, and their respective dosages on the temperature-dependent viscosity variations of epoxy electronic adhesives. The results indicate that although both hydrophobic fumed silica and PKHB can mitigate the rapid viscosity decrease at high temperatures, their mechanisms of action differ, leading to varying effectiveness in suppressing adhesive overflow.

Key words: epoxy resin; viscosity; thermoplastic resin; epoxy electronic adhesive

环氧树脂具有收缩率低、粘接性好、电气绝缘和耐化学品性能突出等优点, 广泛应用于不同领域^[1-3]。对于电子封装领域而言, 环氧电子胶是以环氧树脂作为基体, 因此继承了环氧树脂的优异性能同时还兼具绝缘、防潮、防震等特性, 能够有效保护电子元器件免受外界因素的干扰和损害^[4-6]。

粘度是环氧电子胶的一个重要性能指标, 主要体现在一方面需要在常温下具有较低的动态粘度, 有利于胶液流平便于快速填充。当胶粘剂的粘度超过了一定的范围时, 不仅点胶效率下降, 还容易出现堵塞针头的情况, 此外高粘度往往会导致生产过程中各组分相互溶解、分散较困难, 从而使胶液

的流变性较差^[7-10]。另一方面需确保在固化条件下胶粘剂粘度下降趋势不能太快, 否则在升温过程中胶液粘度下降过快容易出现胶液溢出, 对硅片造成污染, 严重时溢出的胶固化后由于收缩率大会导致硅片四周被拉裂^[11-12]。

市面上应用于传感器内部构件的硅片与铁壳的粘接通常需将粘度控制在合适的范围内, 粘度过低在点胶过程中会导致胶液直接从针管流出, 污染粘接物, 其次还会存在固化后有胶液溢出的现象。而粘度过高会导致点胶困难、出胶量少、胶液流淌性较差, 从而引起粘接部位局部缺胶, 最终导致粘接强度不足。

收稿日期: 2025-08-21

基金项目: 四川省重点研发项目: 超大型复合材料结构粘接剂的研发及应用; 项目编号: 2024YFTX0063。

作者简介: 麻成龙 (1997—), 男, 2023年毕业于重庆大学化学工程与技术专业, 硕士, 助理工程师。现任职于四川东树新材料有限公司, 主要从事环氧胶粘剂的研究工作。

对此,应用于热释电红外传感器或 PIR 人体感应传感器等其他电子元器件的单组份环氧树脂电子胶要求能够实现室温下快速点胶且点胶过程中不能出现拉丝现象,固化之后胶体不能溢出。因此对环氧树脂电子胶的常温粘度及高温粘度提出更高的要求。

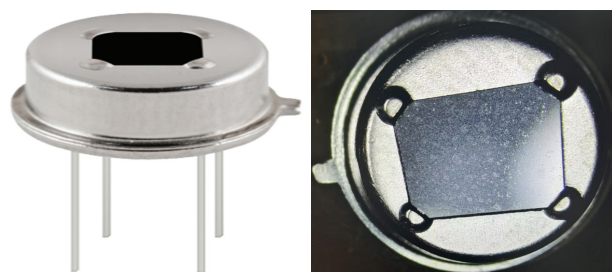


图 1 市面上某型号传感器及局部放大图

针对溢胶问题,通常可通过调整工艺进行优化,如优化点胶工艺,控制出胶量,可有效预防胶液溢出,也可通过快速固化来减少胶液溢出。本文则通过加入适量的热塑性树脂即可获得合适的常温粘度又能得到恰当的高温粘度。而恰当的高温粘度可以使胶体在固化过程中避免因粘度下降太快而使胶液溢出,导致产品受到污染。

1 实验部分

本文分别从粘度及固化速度两个方向研究了疏水性气相二氧化硅、碳酸钙、热塑性树脂及热固性树脂的添加量对环氧电子胶溢胶的影响及促进剂的用量对环氧电子胶溢胶的影响。

1.1 原料

双酚 A 型环氧树脂 E-51,电子级,东方飞远有限公司;端环氧基硅烷偶联剂 KH560,工业级,迈图高新材料有限公司;甲基四氢苯酚,工业级,嘉兴南洋万事兴化工有限公司;苯氧树脂,工业级,江苏三木化工股份有限公司;纳米碳酸钙,淄博嘉泽纳米材料有限公司;炭黑,天津亿博瑞化工有限公司;环氧改性硅微粉,广东海科新材料科技有限公司;酸酐促进剂,工业级,本隆商事(天津)国际贸易有限公司。

1.2 仪器

流变测试采用仪采用美国安东帕 MCR102 型流

变仪;玻璃化转变温度测试采用美国珀金埃尔默 DSC6000 型示差扫描量热仪(DSC);凝胶时间测试仪采用国产的胶化时间测定仪;胶液溢出测试采用 1 600 倍电子显微镜观察;脱泡仪采用哈赛科技真空离心脱泡机。

1.3 环氧电子胶的制备方法

将环氧树脂与热塑性树脂加入反应釜中充分搅拌 1 h;往上述组分中加入助剂、酸酐类固化剂充分搅拌均匀;将填料加入反应釜内进行高速搅拌分散;将促进剂加入反应釜内进行高速搅拌分散。随后经真空脱泡,包装得到最终产品(表 1)。

表 1 环氧电子胶的基本配比

| 组分 | 质量分数/% |
|----------|--------|
| 环氧树脂 | 25~40 |
| 热塑性树脂 | 0.5~5 |
| 硅烷偶联剂 | 1~10 |
| 高色素炭黑 | 0.5~5 |
| 疏水气相二氧化硅 | 0.1~1 |
| 环氧改性硅微粉 | 20~50 |
| 碳酸钙 | 1~5 |
| 甲基四氢苯酚 | 20~35 |
| 促进剂 | 0.5~5 |

1.4 粘度测试

采用美国安东帕 MCR102 型流变仪进行粘度测试,首先在 25 °C 条件下恒温测试 10 min,随后程序设置在 30 min 内升温至 150 °C,测得粘度随温度变化曲线。使用 PP25 转子,1 mm 间距条件下,控温 5 min,采用 3ITT 的方法选取 25 s⁻¹ 剪切速率的粘度值作为粘度数据。

1.5 凝胶时间测试

使用国产胶化时间测定仪器,测试 150 °C 凝胶时间,按 ASTM D 2471 测试。

1.6 溢胶测试

制备完成的样首先进行点胶实验,完成点胶后静止 5 分钟,使胶液流淌填满硅片与铁壳的粘接处。随后将试样放置在 150 °C 烘箱内固化 30 min,随后将固化物放在电子显微镜下进行观察漏胶情况。以铁壳背面四个角的截面为界限,多出部分视为胶液渗漏(图 2-图 3)。

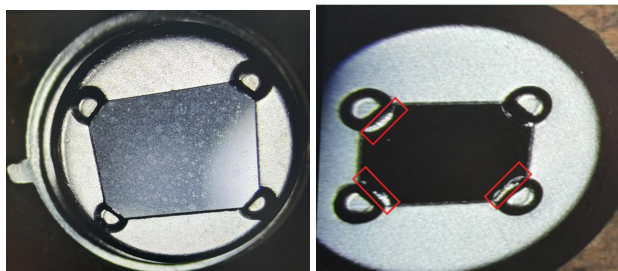


图2 无胶液渗漏

图3 有胶液渗漏

2 结果与讨论

2.1 填料疏水性气相二氧化硅的添加量对环氧电子胶粘度及溢胶的影响

疏水性气相二氧化硅在增稠、防沉降、增强机械性能、疏水防潮、改善分散性、触变性、光学性能调节、抗结块、耐化学性和催化剂载体等方面具有广泛的应用,能够显著提升材料的性能和稳定性。

保持体系内其他组分恒定(不加促进剂),将疏水性气相二氧化硅的添加量从0份提升至0.5份,在25℃条件下测试5min,随后通过程序设置在30min内升温至150℃,获得粘度随温度变化曲线如图4所示。

向1#、2#、3#、4#、5#样中加入等量的促进剂,充分搅拌分散后进行溢胶测试,结果如图5所示。

表2 不同疏水性气相二氧化硅添加量测试结果

| 编号 | 气硅添加量/% | 25℃粘度/mPa·s | 是否溢胶 |
|----|---------|-------------|------|
| 1# | 0 | 1 079 | 是 |
| 2# | 0.1 | 1 785 | 是 |
| 3# | 0.25 | 2 678 | 是 |
| 4# | 0.35 | 4 001 | 是 |
| 5# | 0.45 | 4 515 | 是 |

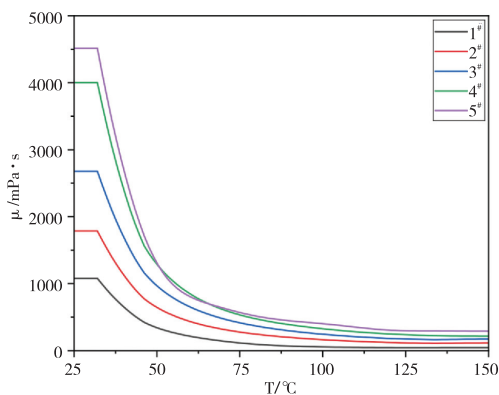


图4 不同添加量气硅的粘度随温度变化曲线

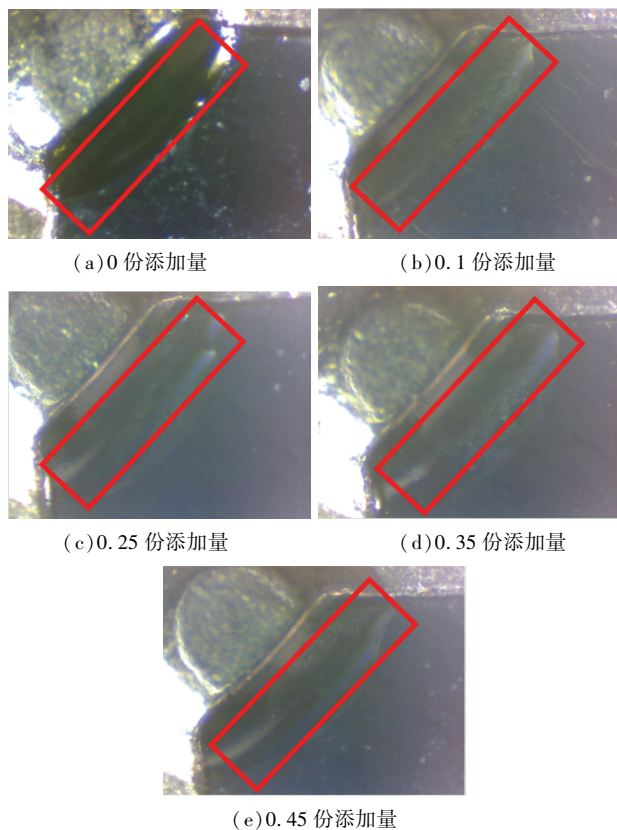


图5 疏水气相二氧化硅的用量对溢胶的影响

根据表2结果可知,适当的添加疏水二氧化硅可以有效的提升胶液粘度,但随着疏水气相二氧化硅用量的梯度增加,胶液粘度随之增加。当胶液粘度过高时对点胶过程而言是不利的,会引起出胶量少、胶液流动性差、粘接部位局部缺胶,最终导致粘接强度不足。

从图4可以看出,胶液粘度随温度的升高快速下降,主要体现在当温度升高至50℃时,粘度快速下降是由体系内双酚A环氧树脂的粘度随温度升高变化引起的。当温度继续升高至150℃时,尽管胶液粘度还在持续下降,但由于疏水气相二氧化硅通过表面羟基与长链疏水基团的协同作用形成三维网络结构并贯穿整个体系中,最终粘度逐渐趋于平稳。

从图5可以看到尽管疏水气相二氧化硅可与体系中的组分形成的氢键,起到了抑制高温粘度快速下降的作用,但是并不能有效阻止粘接物背面四个角出现大量的胶液渗漏。

2.2 填料碳酸钙的含量对环氧电子胶粘度及溢胶的影响

碳酸钙作为一种常见的填料在增稠、补强方面

起着重要的作用。另外,往环氧电子胶体系中加入适量的碳酸钙可在固化时减少环氧树脂的体积收缩,降低内应力,避免开裂或变形。

保持体系内其他组分恒定(不加促进剂),将CaCO₃的添加量从0份提升至4.5份,在25℃条件下测试5 min,随后通过程序设置在30 min内升温至150℃,获得粘度随温度变化曲线如图6所示。

向1#、2#、3#、4#、5#样中加入等量的促进剂,充分搅拌分散后进行溢胶测试,结果如图7所示。

表3 不同碳酸钙添加量测试结果

| 编号 | CaCO ₃ 添加量/% | 25℃粘度/mPa·s | 是否溢胶 |
|----|-------------------------|-------------|------|
| 1# | 0 | 1 079 | 是 |
| 2# | 1 | 1 533 | 是 |
| 3# | 2 | 2 062 | 是 |
| 4# | 3 | 5 393 | 是 |
| 5# | 4.5 | 8 891 | 是 |

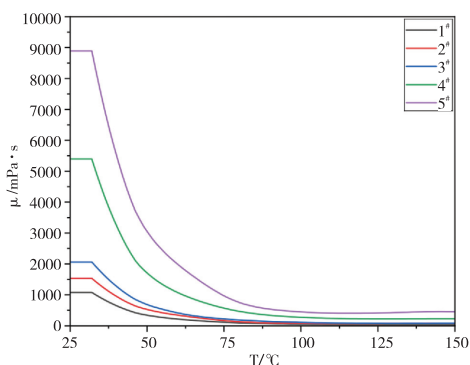


图6 不同添加量CaCO₃的粘度随温度变化曲线

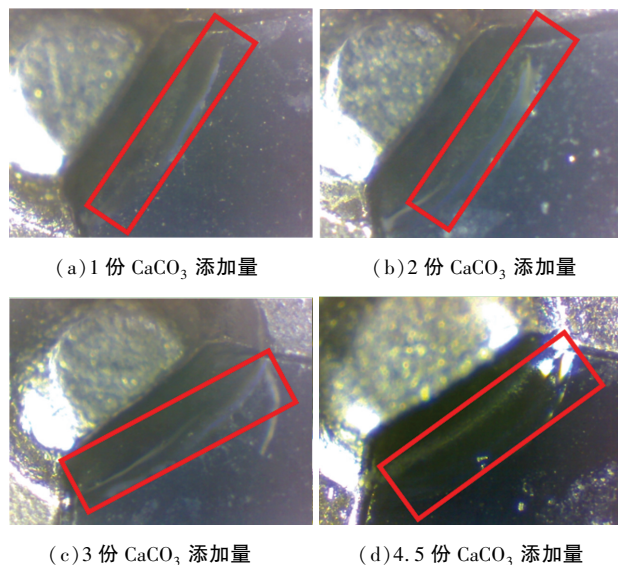


图7 碳酸钙的用量对溢胶的影响

根据表3结果可知,CaCO₃的添加对常温粘度而言是有效的,可以提升胶液粘度,防止在点胶时因粘度太低导致胶液直接滴出。但随着CaCO₃用量的梯度增加,胶液粘度随之增加。当胶液粘度过高时对点胶过程而言是不利的,会引起出胶量少、胶液流动性差、粘接部位局部缺胶,最终导致粘接强度不足。

从图6可以看到CaCO₃作为填料加入到体系中,随着温度升高,胶液粘度快速下降,主要是因为树脂随温度变化导致的,其次CaCO₃不能像气硅那有与体系形成三维网络结构去抑制高温粘度快速下降。另外从图7可以明显看到,CaCO₃也不能有效阻止粘接物背面四个角出现大量的胶液渗漏。

2.3 不同树脂及添加量对电子胶粘度及溢胶的影响

热塑性树脂具有优良的机械性能、绝缘性能、刚性和抗冲击韧性,适用于各种增韧体系。其分子结构中含有醚类和羟基基团,能够促进与极性物质及填料的润湿和结合能。在环氧电子胶中,热塑性树脂能增加粘合强度、韧性、耐化学腐蚀性、耐热性和耐湿性,适用于多种基材的粘合。

保持体系内其他组分恒定(不加促进剂),将等量不同型号的热塑性树脂添加到体系中,在25℃条件下测试5 min,随后通过程序设置在30 min内升温至150℃,获得粘度随温度变化曲线如图8所示。

向1#、2#、3#、4#、5#、6#、7#、8#、9#样中加入等量的促进剂,充分搅拌分散后进行溢胶测试,结果如图9所示。

表4 不同树脂及添加量测试结果

| 编号 | 热塑性树脂 | 添加量/% | 25℃粘度/mPa·s | 是否溢胶 |
|----|-------|-------|-------------|------|
| 1# | / | / | 1 079 | 是 |
| 2# | F44 | 2.5 | 3 911 | 是 |
| 3# | F51 | 2.5 | 3 819 | 是 |
| 4# | 702 | 2.5 | 6 956 | 是 |
| 5# | 704 | 2.5 | 7 019 | 是 |
| 6# | PKHB | 2.5 | 7 798 | 否 |
| 7# | PKHB | 0.5 | 2 848 | 否 |
| 8# | PKHB | 1 | 3 778 | 否 |
| 9# | PKHB | 1.5 | 4 635 | 否 |

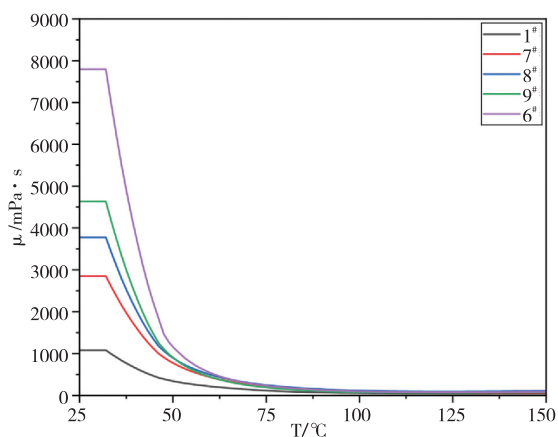
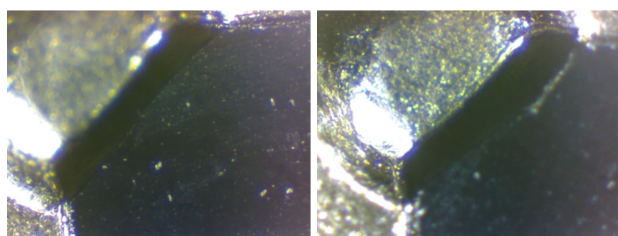
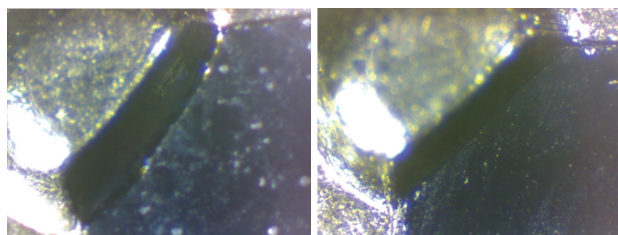


图8 不同PKHB添加量的粘度随温度变化曲线



(a) 0.2份PKHB添加量

(b) 1份PKHB添加量



(c) 1.5份PKHB添加量

(d) 2.5份PKHB添加量

图9 PKHB的用量对溢胶的影响

从表4测试结果可以看出,体系中加入等质量的不同型号的热塑性树脂之后,胶液粘度增长有所差异,可通过减少热塑性树脂的添加量将粘度控制在合适的范围内。当进行溢胶测定时,只有体系中添加PKHB时,样品在固化后不存在溢胶现象。

从图8可以看到,胶液粘度随温度升高而快速下降,当温度高于50 °C时粘度下降的趋势减缓,这是因为体系中添加的热塑性树脂的软化点高,在一定程度上可以缓解胶液粘度在高温时快速下降速度。从图9也可以看出,体系中添加PKHB之后,样品在固化后不出现溢胶的现象。这是因为固化过程中PKHB可与未完全固化的环氧树脂形成物理缠结,形成两相结构可贯穿于交联网络中。另外PKHB分子内含有的羟基群与可环氧树脂的环氧基团发生开环反应,形成醚键连接,构建稳定的三维

交联网络。这些稳定的交联网络结构,可有效抑制胶液的溢出。

2.4 促进剂用量的凝胶时间及溢胶的影响

环氧树脂与酸酐固化剂的反应通常需要较长时间,往体系中加入适量的促进剂可显著加快反应速率。促进剂还可以平衡树脂与固化剂的反应活性,避免局部固化不足或过度固化,确保整体材料性能稳定。

表5 促进剂添加量对凝胶时间及漏胶影响

| 编号 | 促进剂添加量/% | 150 °C凝胶时间/s | 是否溢胶 |
|----|----------|--------------|------|
| 1# | 0 | 不固化 | / |
| 2# | 0.5 | 3 min 20 s | 是 |
| 3# | 1 | 2 min 2 s | 是 |
| 4# | 1.5 | 1 min 45 s | 是 |
| 5# | 2 | 1 min 10 s | 是 |
| 6# | 3 | 45 s | 是 |

从表5可以看出,使用甲基四氢苯酐作为固化剂时,当不加促进剂的时候,在150 °C的条件下,环氧电子胶不发生固化反应。随着促进剂用量梯度增加,凝胶时间快速缩短,这说明在促进剂的作用下,环氧树脂与酸酐可快速发生交联反应。促进剂虽然缩短了凝胶时间,提升了固化反应速度,但在固化过程中不能有效抑制胶液溢出。

2.5 添加PKHB对环氧电子胶玻璃化转变温度的影响

聚酚氧树脂PKHB是一种含有端羟基的无定形热塑性聚合物树脂,具有非常好的硬度和强度、柔韧性和延展性,适用于各种增韧体系,能够显著提高材料的韧性和强度。此外,PKHB还具有良好的耐水、耐溶剂、耐化学性能以及高度的气体遮蔽性。

保持体系内其他组分恒定,考察PKHB的用量与玻璃化转变温度的关系,结果如图10所示。从图10可以看出,随着PKHB的用量梯度增加,环氧电子胶的玻璃化转变温度在增加,这是因为PKHB的结构中含有较高的刚性分子结构和丰富的羟基官能团,这些活性基团能与环氧树脂和固化剂形成更紧密的交联网络,从而提升环氧电子胶的玻璃化转变温度。但随着PKHB的用量的增加至1.0份时,环氧电子胶的玻璃化转变温度在降低,这是因为

PKHB 作为柔性树脂,其分子链柔顺性较高,分子链运动受阻较小。当用量增加时,聚合物中的自由体积增加,分子链运动更加自由,从而导致环氧电子胶的 T_g 下降。

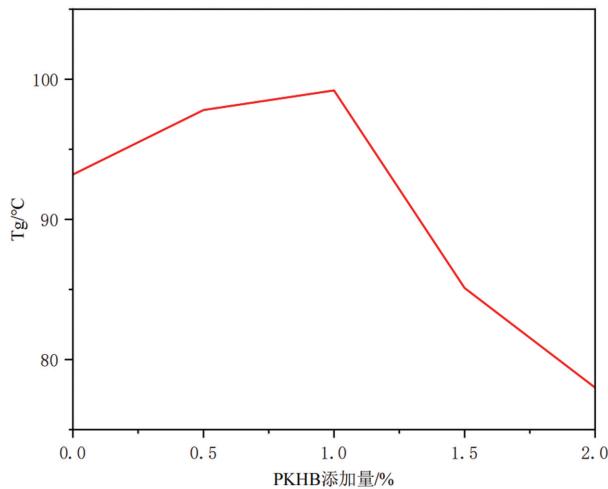


图 10 PKHB 的用量对 T_g 的影响

3 结语

(1)通过控制填料疏水气相二氧化硅及 CaCO_3 的添加量可以把胶液的常温粘度控制在合适的范围值内。尽管疏水气相二氧化硅可与体系内的组分形成氢键,可缓解升温过程中粘度下降的趋势,但却不能抑制胶液溢出。

(2)不同型号的热塑性树脂因结构不一样所起到的效果是有所差异的。对于含有羟基结构的热塑性树脂在升温固化过程中,可与未完全固化的环氧树脂进行物理缠结,形成两相结构可贯穿于交联网络中。羟基群与可环氧树脂的环氧基团发生开环反应,形成醚键连接,构建稳定紧密的三维交联

网络,可有效抑制胶液的溢出。

(3)增加促进剂的用量可以提升树脂与酸酐的交联速度,但是不能抑制胶液渗漏。

(4)适量的添加热塑性树脂可以有效提高环氧电子胶的玻璃化转变温度。

参考文献:

- [1] 孙曼灵. 环氧树脂应用原理与技术[M]. 北京:机械工业出版社,2003
- [2] 张玉龙,唐磊. 环氧胶黏剂[M]. 北京:化学工业出版社,2010
- [3] 王德中. 环氧树脂生产与应用[M]. 北京:化学工业出版社,2001
- [4] 董玲玲,李玲. 环氧树脂在电子电器应用中的研究进展[J]. 精细与专用化学品,2013,21(8):35-38
- [5] 陈小文,姜涛,李文戈. 电子封装用环氧树脂基复合材料的研究进展[J]. 机械工程材料,2024,48(12):1-8
- [6] 余春秀,王云凯,贺子娟,等. 电子封装用环氧胶黏剂改性研究进展[J]. 材料导报,2023,37(15):241-250
- [7] 王浩,师力,曾照坤. 室温固化环氧灌封胶的制备与性能研究[J]. 粘接,2019,40(1):18-21+32
- [8] 鲜飞. 微电子封装技术的发展趋势[J]. 微电子技术,2002(4):11-14
- [9] 付东升,张康助,孙福林. 环氧树脂灌封材料工艺性探讨[J]. 绝缘材料,2003(6):31-33
- [10] 张跃军,王新龙. 胶粘剂新产品与新技术[M]. 南京:江苏科学技术出版社,2004
- [11] 张国彬,刘春和,彭道勇,等. 环氧灌封胶开裂失效机理及对策研究[J]. 电子产品可靠性与环境试验,2009,27(S1):109-113
- [12] 袁金颖,潘才元. 树脂固化时体积收缩内应力的本质及消除途径[J]. 化学与粘合,1998(4):50-52+56

化学链燃烧中试装置运行特性研究

李维成^{1,2} 李振山³ Vincent Gouraud⁴ Font Patrice⁵ 韦耿^{1,2} 林山虎^{1,2}

刘行磊^{1,2} 叶云树^{1,2} 邹茂君^{1,2} 魏舒婷⁴ 郭强^{1,2} 蔡宁生³ 徐忠华⁴

1. 东方电气集团东方锅炉股份有限公司, 成都 611731; 2. 能源清洁低碳热转化利用技术与装备四川省重点实验室, 成都 611731;
3. 清华大学, 北京 100084; 4. 道达尔能源, 法国; 5. 法国国家石油与新能源研究院, 法国

摘要: 化学链燃烧技术引入载氧体作为载氧介质将空气中的氧传递给燃料, 使燃烧过程产生的二氧化碳不被空气中的氮气所稀释, 实现二氧化碳在燃料转化源头的自分离, 是低成本、高效率、大规模碳捕集技术。基于褐煤燃料、钛铁矿载氧体特性及反应动力学特性, 建立了化学反应、质量平衡、能量平衡、流态化及物料循环相耦合设计方法, 确定了关键工艺参数并完成工程设计, 在东方锅炉德阳基地建成 4 MWth 化学链燃烧系统中试装置, 完成了设备单体调试、整套热态启动、载氧体活化、常规燃烧到化学链燃烧切换、停炉等系统调试, 固体燃料 100% 投入燃料反应器, 系统稳定运行超过 168 小时, 在国际上首次实现了化学链燃烧中试装置的长时间自热稳定运行。基于固体燃料化学链燃烧中试系统典型运行工况, 本文完成化学链燃烧系统运行特性、系统物料循环、质量平衡和能量平衡分析, 总结了系统运行调节与控制策略, 为固体燃料化学链燃烧未来工程化设计和运行奠定了坚实的基础。在燃料热输入 4.8 MWth 的典型工况下, 空气反应器温度 990~1 050 °C, 空气反应器出口氧气浓度 2.8~5.0%, 二氧化碳浓度 1.2~1.8%。燃料反应器温度 945~995 °C, 燃料反应器出口二氧化碳浓度 80~90%, 一氧化碳浓度 2.8~4.8%, 系统运行稳定, 钛铁矿载氧体颗粒循环通量 90~126 t/h。碳捕集效率超过 90%, 补氧率小于 10%。

关键词: 化学链燃烧; 固体燃料; 自热运行

中图分类号: TK124; TQ534

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0027-09

Study on the Operational Characteristics of A Pilot-scale Chemical Looping Combustion Setup

LI Weicheng^{1,2}, LI Zhenshan³, Vincent Gouraud⁴, Font Patrice⁵, WEI Geng^{1,2}, LIN Shanhu^{1,2}, LIU Xinglei^{1,2},
YE Yunshu^{1,2}, ZOU Maojun^{1,2}, WEI Shuting⁴, GUO Qiang^{1,2}, CAI Ningsheng³, XU Zhonghua⁴

(1. Dongfang Boiler Co., Ltd., 611731, Chengdu, China; 2. Clean Energy Low-Carbon Thermal Utilization Technology and Equipment Key Laboratory of Sichuan Province, 611731, Chengdu, China; 3. Tsinghua University, 100084, Beijing, China;

4. Total Energies, France; 5. IFP Energies Nouvelles, France)

Abstract: Chemical looping combustion transfers oxygen from the air to the fuel through oxygen carrier materials, the carbon dioxide produced during the combustion process was not diluted by nitrogen in the air, achieving self separation of carbon dioxide at the source of fuel conversion, which was a low-cost, high-efficiency, and large-scale carbon capture technology. Based on the basic characteristics and reaction kinetics of lignite fuel and ilmenite oxygen carrier, and the fluidization configuration of the reactor and reaction system verified by cold state experiments, a design and calculation method for the coupling of chemical reaction, mass balance, heat balance, fluidization, and solid circulation was established, and the key process parameters of the system were determined. The 4 MWth chemical looping combustion pilot plant was built at the Deyang base of Dongfang Boiler, followed with comprehensive debugging including individual equipment testing, system hot startup, oxygen carrier activation, switching from conventional combustion to CLC mode, and

收稿日期: 2025-08-25

基金项目: 四川省重点研发项目: 基于高活性载氧体的生物质化学链燃烧碳捕集技术研究; 项目编号: 2025YFHZ0254。

作者简介: 李维成 (1986—), 男, 毕业于清华大学能源与环保专业, 博士, 高级工程师。主要从事化学链燃烧碳捕集、清洁高效煤电、固废资源化及煤的燃烧与气化等技术研究。

shutdown procedures. Solid fuel was 100 % input into the fuel reactor and operated stably for over 168 hours, achieving long-term auto thermal stable operation of chemical looping combustion on the pilot plant for the first time internationally. Based on the typical operating conditions of the solid fuel chemical looping combustion pilot system, the operational characteristics of the chemical looping combustion system were analyzed, and the main performance of the system, such as material circulation, mass balance, and energy balance, were analyzed in detail. The system operation regulation and control strategies were formed, laying a solid foundation for the future engineering design and operation of solid fuel chemical looping combustion. Under the typical operating conditions with solid fuel thermal input of 4.8 MWth, the temperature of air reactor was 990~1050 °C, the outlet oxygen concentration was 2.8~5.0 %, and the carbon dioxide concentration was 1.2~1.8 %. The temperature of fuel reactor was 945~995 °C, the outlet carbon dioxide concentration was 80~90 %, and the carbon monoxide concentration was 2.8~4.8%. The system runs stably, with a circulating flux of 90~126 t/h for ilmenite oxygen carrier particles. The carbon capture efficiency exceeds 90 %, and the oxygen polishing requirement was less than 10 %.

Key words: chemical looping combustion; solid fuel; autothermal operation

1 引言

1.1 研究背景及意义

能源绿色低碳发展是支撑经济社会发展绿色转型,实现碳达峰、碳中和目标的关键^[1-4]。当前煤炭在我国一次能源消费中仍占约 56 %,是我国能源安全的“压舱石”和“稳定器”。在统筹发展和安全的过程中,需要发挥煤炭的“兜底保障”和“灵活调节”作用,从而更好地处理好其与新能源的关系^[1-4]。

在我国能源资源禀赋下,煤的燃烧是碳排放的最主要来源和减碳的主战场。碳捕集利用与封存(CCUS)技术是实现化石燃料低碳清洁高效利用重要路径,对“双碳”目标的实现具有重要战略意义^[1-4],同时也是国际能源领域研究的前沿与热点。2024年7月,“中共中央关于进一步全面深化改革

推进中国式现代化的决定”指出,推动技术革命性突破、加强颠覆性技术创新是促进新质生产力发展的关键。同月,国家发改委、国家能源局印发《煤电低碳化改造建设行动方案(2024—2027年)》,指出要大力推进碳捕集利用与封存技术(CCUS),助力实现“双碳”目标。

在目前开发的 CCUS 技术中,碳捕集成本占总成本的 60 %~80 %,碳捕集能耗和成本过高^[5](表 1),成为限制 CCUS 技术大规模商业化应用的关键瓶颈之一。化学链燃烧技术是一种在从燃烧源头实现 CO₂ 内在分离的全新低成本碳捕集技术。它通过载氧体将空气中的氧传递给燃料,避免空气与燃料直接接触,使燃烧产生的二氧化碳不被空气中的氮气所稀释,从而实现二氧化碳在燃料转化源头的自分离^[6-10],可大幅降低捕集能耗和成本。

表 1 不同碳捕集技术路线的捕集能耗与捕集成本对比^[5]

| 碳捕集技术 | 单位 | 燃烧前捕集 | | 燃烧后捕集 | | 燃烧中捕集 | |
|-------|----------------------|-----------|------|---------|---------|-------|-------|
| | | 整体煤气化联合循环 | 膜分离法 | 单乙醇胺法 | 化学吸收法 | 富氧燃烧 | 化学链燃烧 |
| 捕集成本 | MYM/tCO ₂ | 28~41 | 44 | 49~70 | 20~42 | 36~67 | 20 |
| 捕集能耗 | GJ/tCO ₂ | 2.5~3.0 | 5 | 3.6~5.3 | 2.4~3.5 | 2.6 | 0.2 |
| 能耗增量 | % | 21 | — | — | — | 25 | 3.9 |

1.2 化学链燃烧技术原理

化学链燃烧是一种颠覆性碳捕集技术,载氧体在空气反应器和燃料反应器之间循环,将空气中的氧传递给燃料,避免了空气和燃料的直接接触,具有 CO₂ 内分离特征。在燃料反应器中,煤/生物质发生热解释放出挥发分,产生的焦炭发生气化反应

生成 CO 和 H₂,载氧体被挥发分、CO 和 H₂ 还原,生成 CO₂、H₂O 和还原态载氧体,燃料反应器出口气体中主要包含 CO₂ 和 H₂O,混合气体进一步冷凝后可直接得到高浓度的 CO₂。在空气反应器中,还原态载氧体被空气氧化释放大热量并加热给水,产生高温高压蒸汽,蒸汽进入蒸汽轮机做功发电,如图 1

所示。化学链反应过程能够避免烟气中 CO_2 被空气中的 N_2 所稀释,能够在燃料转化的源头实现 CO_2

捕集,因而具有较低的 CO_2 捕集能耗和成本,是最具潜力的固体燃料大规模碳减排技术之一。

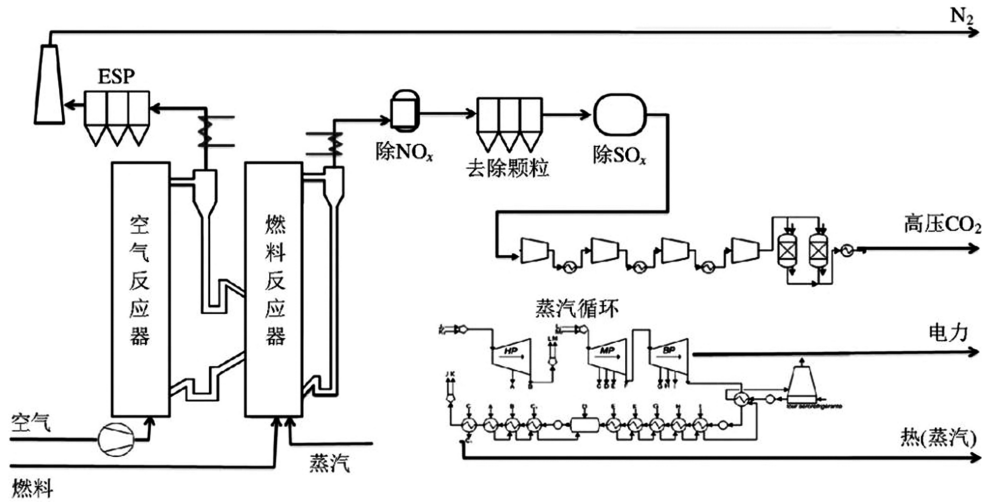


图1 化学链燃烧发电系统示意图^[5]

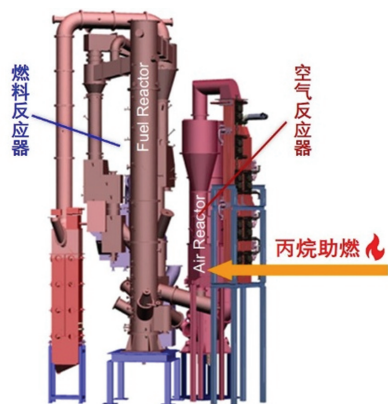
从热力学角度看,化学链燃烧通过有序的氧化还原反应实现了燃料化学能的有序释放,提高了焓效率。从分离角度来看,化学链燃烧避免了传统碳捕集技术中高耗能的气体分离过程,将复杂的气体分离转变为相对简单的气固分离,从而大幅降低了分离能耗。基于这些独特的原理及优势,化学链技术不仅在燃烧领域具有重要应用价值,还在气化、制氢、热化学储能、甲烷重整、丙烷脱氢、新型合成氨等许多领域展现出广阔的应用前景。

1.3 现有兆瓦级化学链燃烧中试装置的运行结果及分析

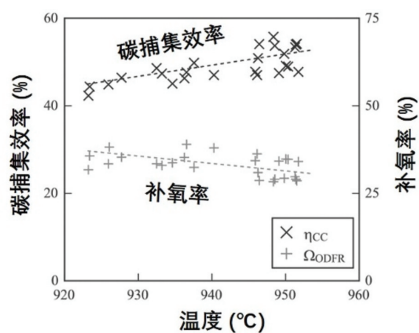
化学链燃烧中试装置的自热稳定运行是化学链燃烧技术由实验室走向工程化的必经之路,只有在真正的化学链自热条件下实现稳定运行才能真实地反映出化学链燃烧过程的典型特性与主要性能等指标。目前在国际上真正可以借鉴的只有德国达姆斯塔特工业大学的1 MW_{th}中试装置^[11]和美国阿尔斯通的3 MW_{th}中试装置^[12]。

德国达姆斯塔特工业大学的1 MW_{th}中试装置采用双循环流化床作为空气反应器和燃料反应器,物料循环采用从反应器底部向上提升经由旋风分离器及返料阀实现固体物料输送的方式,固体燃料直接给入燃料反应器,具体结构见图2(a)。中试试验结果见图2(b)。碳捕集效率只有40~60%,且燃料反应器出口含有大量可燃性气体,补氧率高达

30%。为了维持系统温度,必须持续地向空气反应器内加入大量丙烷助燃释放热量。达姆斯塔特工业大学1 MW_{th}中试装置在最初的设计中安装了炭颗粒分离器,从载氧体中分离焦炭颗粒,但实际运行下来发现炭分离器大幅增加了系统复杂度,导致运行非常不稳定^[11],所以达姆斯塔特工业大学后续从中试系统上拆除了炭分离器,导致了大量焦炭颗粒随载氧体一起返入空气反应器而被空气燃烧掉,从而大幅降低了碳捕集效率。美国阿尔斯通公司建设的3 MW_{th}中试装置,空气反应器采用输运床,而燃料反应器采用下行床,具体结构见图3(a),中试结果见图3(b)。阿尔斯通公司采用 CaSO_4 作为载氧体,由于 CaSO_4 容易破碎,所以空气反应器和燃料反应器均设置了二级分离器,这样会有多级返料,且 CaSO_4 颗粒较细,很难实现稳定的物料循环。阿尔斯通公司开展了热态试验,空气反应器出口气体 O_2 浓度达在7~8%左右, CO_2 浓度达到7%左右,说明有大量未转化燃料流入了空气反应器燃烧。此外,该3 MW_{th}中试装置同时需向空气反应器通入天然气以维持系统温度,所以该装置也并未实现真正的化学链自热运行。测试结果表明碳捕集效率为60%~80%,由于 CaSO_4 在氧化/还原中会释放硫,导致反应器出口气体中含有1%的 SO_2 气体^[12]。



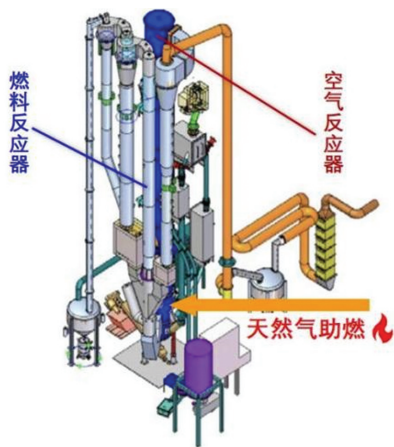
(a) 系统结构



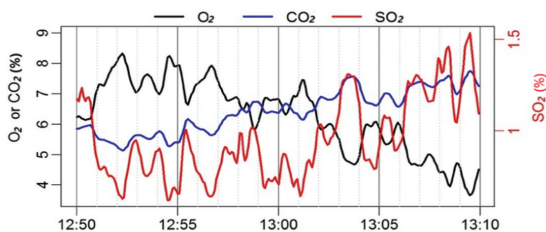
(b) 中试结果

图2 德国达姆斯塔特工业大学 1 MWth 化学链燃烧中试^[11]

美国阿尔斯通公司建设的 3 MWth 中试装置和德国达姆斯塔特工业大学的 1 MWth 中试装置的中试验证为化学链燃烧技术的进展起到了非常大的推动作用,提供了宝贵的数据与经验。但均未实现化学链燃烧长时间自热稳定运行,因此,十分有必要对化学链燃烧的典型自热稳定运行工况进行深入的分析,深入认识和理解化学链燃烧状态下各反应器内的运行状态、系统的物料循环以及系统的运行调控方法。



(a) 系统结构



(b) 中试结果

图3 美国阿尔斯通公司 3MWth 化学链燃烧中试^[12]

2 分析测试和表征方法

2.1 燃料表征方法

采用全自动工业分析仪(5E-MAG6700 I II)对燃料进行工业分析,测定燃料的水分、灰分和挥发分含量。采用元素分析仪(5E-CHN2200)和测硫仪(5E-S3200)对燃料进行元素分析,测定燃料的 C、H、O、N、S 元素含量。采用量热仪(5E-C5500A B)对燃料的发热量进行测定。采用筛网对燃料颗粒进行粒径筛分分析。

2.2 载氧体表征方法

采用扫描电子显微镜(SEM, VEGA3 SBH)对试验前后的钛铁矿样品的表面微观形貌变化进行分析。采用 X 射线荧光光谱仪(XRF, AXIOS MAX)对钛铁矿样品进行成分分析。采用干法激光粒度分析仪(Microtrac S3500)分析钛铁矿样品粒度。采用比表面分析仪(BET, ASAP2460)对试验前后的钛铁矿样品的比表面积进行测试分析,在液氮温度(-196 °C)条件下以氮气作为吸附质进行吸附,比表面积利用 BET 容量法确定。

3 结果与分析

3.1 固体燃料特性

在固体燃料化学链燃烧系统自热运行典型工况中,使用的固体燃料为印尼褐煤,载氧体为挪威钛铁矿,印尼褐煤的工业分析、元素分析和发热量、粒径(如表 2)。

表 2 印尼褐煤工业分析及元素分析

| 项目 | 单位 | 数值 |
|-------------|-------|-------|
| Mt | % | 30.50 |
| Mad | % | 16.94 |
| Aar | % | 3.11 |
| Var | % | 35.89 |
| Vdaf | % | 54.10 |
| FCar | % | 30.46 |
| Car | % | 46.85 |
| Har | % | 3.19 |
| Nar | % | 0.59 |
| St, ar | % | 0.10 |
| Oar | % | 15.61 |
| Qgr, v, ar | MJ/kg | 18.67 |
| Qnet, v, ar | MJ/kg | 17.30 |
| 粒径 | mm | <4 |

表 3 挪威钛铁矿成分分析

| 成分 | SiO ₂ | Al ₂ O ₃ | Fe | CaO | MgO | S | TiO ₂ | K ₂ O | Na ₂ O | P ₂ O ₅ |
|----|------------------|--------------------------------|--------|-------|-------|-------|------------------|------------------|-------------------|-------------------------------|
| 占比 | 1.705 | 0.446 | 35.506 | 0.516 | 0.526 | 0.794 | 48.820 | 0.027 | 0.153 | 0.140 |

表 4 挪威钛铁矿粒径及密度分析

| 项目 | 单位 | 数值 |
|--------|-------------------|-------|
| 粒径 D10 | μm | 188.4 |
| 粒径 D50 | μm | 261.6 |
| 粒径 D95 | μm | 432.4 |
| 堆积密度 | g/cm ³ | 2.467 |
| 真密度 | g/cm ³ | 4.758 |

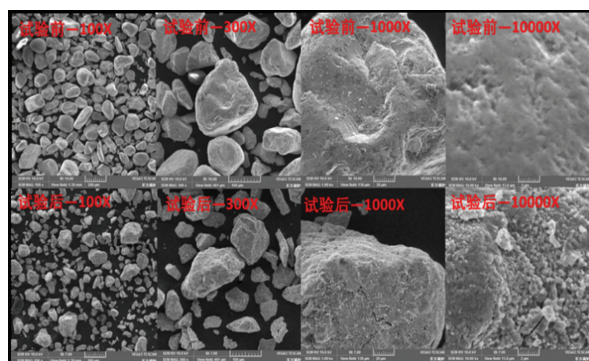


图 4 挪威钛铁矿试验前后扫描电镜图

试验前的钛铁矿样品在单个氧化还原循环中的氧传输能力为 3.69 wt%，试验后挪威钛铁矿样品在单个氧化还原循环中获得的氧传输能力为 5.02 wt%。试验前钛铁矿的氧化质量变化速率为 $7.9 \times 10^{-4} \%/s$ ，还原质量变化速率为 $5.5 \times 10^{-4} \%/s$ 。试验

3.2 载氧体特性

挪威钛铁矿的成分分析、粒径分析和密度分析如下表 3-4 所示。

图 4 展示了挪威钛铁矿在试验前后的扫描电镜图，分别放大 100、300、1 000 和 10 000 倍。从图 4 可以看出，试验过后的挪威钛铁矿粒径明显变小，颗粒表面变得更加粗糙并出现裂纹。此外从放大 10 000 倍的图中可以看出，挪威钛铁矿颗粒表面出现大量团聚现象，并且孔隙结构增多，这是挪威钛铁矿在空气反应器和燃料反应器之间的氧化还原反应中氧迁移造成的^[13]，此外这种孔隙的出现对挪威钛铁矿的反应性能有着重要影响，使其能够更快地吸收和释放氧。BET 测试得挪威钛铁矿试验前后比表面积分别为 $0.921 \text{ m}^2/g$ 和 $0.444 \text{ m}^2/g$ 。

后的挪威钛铁矿的氧化质量变化速率为 $2.5 \times 10^{-3} \%/s$ ，还原质量变化速率为 $8.7 \times 10^{-4} \%/s$ 。经化学链燃烧试验挪威钛铁矿已被激活，氧传输能力和氧化还原速率都有一定上升。

3.3 空气反应器运行状态分析

空气反应器为快速床反应器，内部发生载氧体的氧化反应，并伴随着热量的释放。空气反应器内，是气固快速流态化耦合气固反应、化学能释放及热量传递的复杂过程。图 5 给出了化学链燃烧系统自热稳定运行状态下，空气反应器内压力和压力梯度沿高度方向的分布。分析发现，在化学链燃烧模式稳定运行状态下，空气反应器内压力沿炉膛高度方向逐渐降低，在空气反应器底部布风板上表面压力为 29.9 kPa，空气反应器顶部出口附近压力 17.3 kPa，空气反应器内总差压为 12.6 kPa。

图 6 给出了化学链燃烧系统自热稳定运行状态下，空气反应器内温度沿高度方向分布。空气反应器内下部温度最低，为 990 °C，随着高度的增加，温度逐渐升高。在 17.3 m 以上温度逐渐趋于稳定。空气反应器顶部温度为 1 031 °C，上下温度差为 41 °C。这与空气反应器内载氧体与空气反应放热

相吻合,反映出载氧体氧化放热反应主要发生在空气反应器下部。高物料循环通量使得空气反应器内上下温度相对比较均匀,避免了局部区域温度过高可能的载氧体烧结等问题。

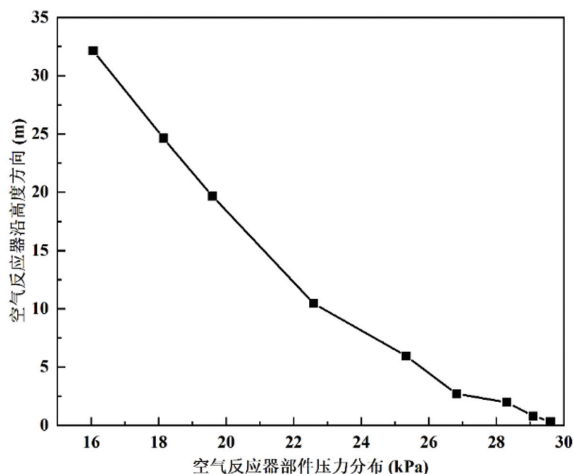


图5 典型化学链燃烧工况下空气反应器内压力分布

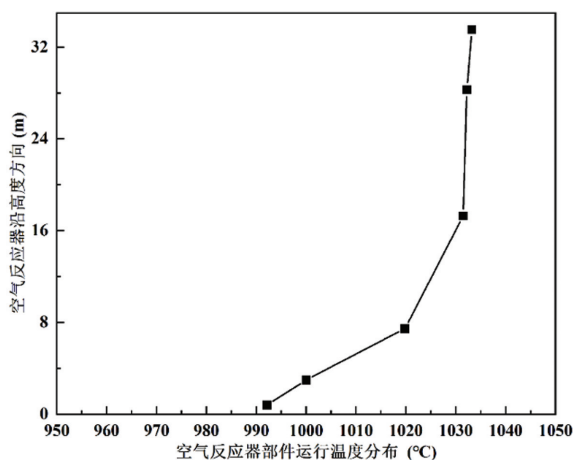


图6 典型化学链燃烧工况下空气反应器内温度分布

图7给出了化学链燃烧系统自热稳定运行期间,空气反应器出口烟气中氧气浓度、二氧化碳浓度、压力随时间的变化,其均值分别为3.68%、1.45%、17.26 kPa。

3.4 燃料反应器运行状态分析

燃料反应器下部为湍动床反应器,上部为提升管,内部发生固体燃料的热解、气化以及载氧体的还原反应,并伴随着热量的吸收和释放。其中固体燃料的热解气化为吸热反应,载氧体与CO、H₂等气体的氧化还原为放热反应。燃料反应器内,是气固流态化耦合气固反应、热量的吸收和释放及热量传递的复杂过程。

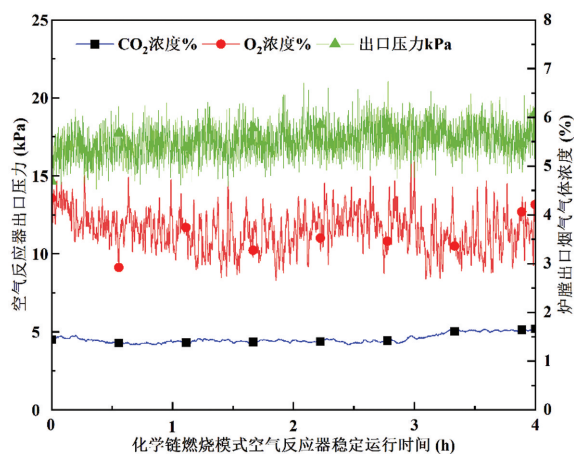


图7 典型化学链燃烧运行模式空气反应器部件关键运行参数波动趋势

图8给出了化学链燃烧系统自热稳定运行状态下,燃料反应器内压力沿高度方向的分布。分析发现,在化学链燃烧模式稳定运行状态下,燃料反应器内压力沿炉膛高度方向逐渐降低,在燃料反应器底部布风板上表面压力为30.0 kPa,在燃料反应器溢流口上部附近压力为4.9 kPa,燃料反应器内总差压为25.1 kPa。

压力曲线的斜率即压力梯度反映是固含率。压力梯度在2.4 m高度处存在明显的转折点,在2.4 m高度以下,压力梯度大,而2.4 m高度以上压力梯度陡然变小。上述压力及压力梯度随高度的变化反映出,在燃料反应器溢流口以下为密相区,溢流口以上为稀相区。

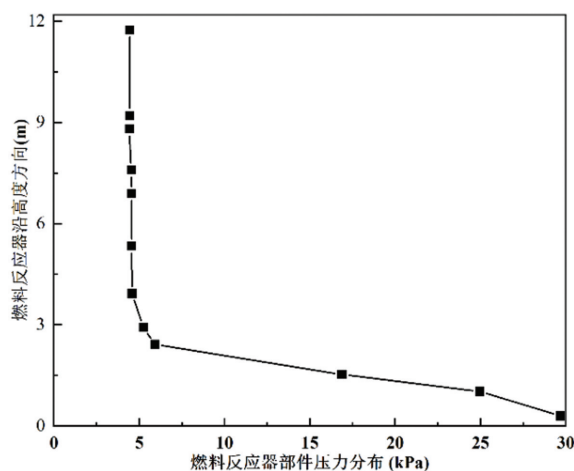


图8 典型化学链燃烧运行模式下燃料反应器部件压力分布

图9给出了化学链燃烧系统自热稳定运行状态下,燃料反应器内温度沿高度方向的分布。燃料反应器内下部温度最低,为958 °C,随着高度的增加,

温度逐渐升高。在 12.0 m 以上,温度逐渐趋于稳定。燃料反应器顶部温度为 990 °C,上下温度差为 32 °C。这与燃料反应器内下部燃料的热解气化反应为吸热,上部载氧体与 CO、H₂ 等气体的氧化还原反应为放热相吻合。

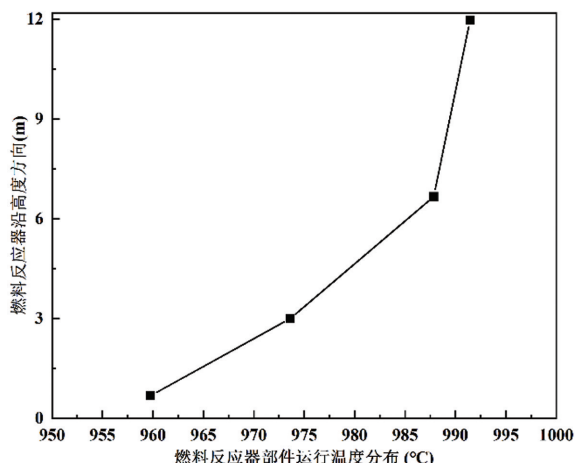


图9 典型化学链燃烧运行模式下燃料反应器部件温度分布

图 10 给出了化学链燃烧系统自热稳定运行期间,燃料反应器出口烟气中二氧化碳浓度、一氧化碳浓度、甲烷浓度以及压力随时间变化,均值分别为 89.47 %、3.75 %、2.45 %、25.2 kPa。

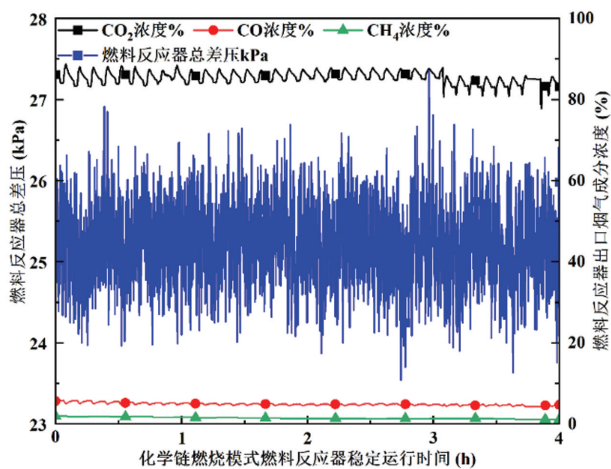


图 10 典型化学链燃烧运行模式燃料反应器部件关键运行参数波动趋势

3.5 铁矿颗粒的物料循环分析

化学链燃烧系统自热稳定运行工况下,钛铁矿颗粒在空气反应器、燃料反应器和两者之间的各连接部件内部循环流动,不但实现了将空气反应器中的氧运输到燃料反应器,而且向燃料反应器传递褐煤颗粒热解和气化所需的热量。钛铁矿材料的氧

化还原反应活性、气固流动特性、气固分离特性和磨损特性直接关系到化学链燃烧系统的自热稳定运行。

对于空气反应器氧平衡而言,来自大气氧质量流量经风机增压后送入空气反应器,其中,5.5 % 氧量与来自燃料反应器的焦炭发生燃烧反应,生成二氧化碳气体;16.7 % 未发生反应而直接排出炉膛;75 % 氧量经钛铁矿颗粒被传输到燃料反应器,与燃料中的氧流量一起与固体焦炭和气化气发生燃烧反应,生成二氧化碳、一氧化碳、二氧化硫、水蒸气和可燃气体。

化学链燃烧中试系统自热稳定运行典型工况,空气反应器炉膛出口的氧化态钛铁矿颗粒循环通量约 108 t/h,在燃料反应器内部发生还原反应释放的氧质量 1 156 kg/h,钛铁矿颗粒的载氧率为 1.1 %。在系统稳定运行过程中,钛铁矿颗粒在循环过程中粒径逐渐变细,造成大量钛铁矿颗粒从系统中流出,增加了化学链燃烧系统载氧体损耗的运行成本。

3.6 运行调节与控制

4 MWth 固体燃料化学链燃烧中试系统运行过程中,调节给料系统管路中阀门、回转阀转速,有效控制燃料给料量和钛铁矿颗粒给料量,调节供风系统中风机设备频率和管道中阀门,有效控制送风流量,调节蒸汽供给系统中蒸汽锅炉负荷和管道中阀门,有效控制蒸汽流量,实现化学链燃烧中试系统安全稳定运行。

在启动过程,为了避免损坏部件内部耐火衬里材料,需要有效控制固体燃料化学链燃烧装置升温速率。首先,采用天然气以 <1 °C/min 的升温速率对装置逐渐升温到 400~500 °C,然后,投入固体燃料和钛铁矿颗粒,以 <1 °C/min 的升温速率对装置逐渐升温到 950~1050 °C。通过调节供风流量、给煤流量和物料循环通量等参数,控制系统出口烟气中氧浓度变化幅度 2 %~5 %,实现化学链燃烧中试系统常规燃烧模式的稳定运行。

从常规燃烧到化学链燃烧模式切换过程中,首先,在维持整个系统运行温度 950~1050 °C,空气反应器出口烟气中氧浓度 2 %~5 % 相对稳定的条件下,完成固体燃料从燃料反应器到空气反应器的切

换;然后,在维持燃料反应器和回料器送入气体流量相对稳定的条件下,完成上述部件空气到蒸汽的切换;最后,在维持整个系统运行温度 950~1050℃,空气反应器出口烟气中氧浓度 2%~5%条件下,逐渐完成固体燃料从空气反应器到燃料反应器的切换,实现固体燃料 100%供入燃料反应器,燃料反应器出口烟气二氧化碳浓度>90%,即化学链燃烧模式的稳定运行。

在化学链燃烧运行模式过程,通过调节燃料反应器中钛铁矿颗粒料位高度和固体燃料的给料流量,有效控制系统部件之间的温度偏差和系统整体温度水平,实现固体燃料化学链燃烧中试系统的碳捕集效率和燃料反应器出口烟气中二氧化碳气体浓度达到合理水平。化学链燃烧系统中钛铁矿颗粒的循环通量与各部件之间温度偏差息息相关,耐火衬里材料温度变化过快,将造成耐火衬里材料开裂和损坏、部件外壳超温,甚至导致整个系统的停运,因此,建议化学链燃烧系统的温度变化控制在<2℃/min。

在停炉过程中,首先,在维持整个系统运行温度 950~1050℃,空气反应器出口烟气中氧浓度 2%~5%相对稳定的条件下,完成固体燃料从空气反应器到燃料反应器的切换;然后,在维持燃料反应器和回料器送入气体流量相对稳定的条件下,完成上述部件蒸汽到空气的切换;在维持系统运行温度 950~1050℃,空气反应器出口烟气中氧浓度 2%~5%条件下,实现燃料反应器出口烟气氧浓度逐渐从 0%升到 12%,完成钛铁矿颗粒完全氧化和焦炭完全燃烧;最后,在部件内部衬里材料允许温度降低速率为 0.5~2.0℃/min 的条件下,逐渐降低系统的燃料给料速率、空气流量以及运行温度,直到燃料反应器、空气反应器炉内温度降至 500~600℃以下,系统出口烟气中氧量大于 16%后,停止系统燃料给料速率和空气供给流量,完成停炉。

4 结论与展望

本文以印尼褐煤为固体燃料,以钛铁矿颗粒为载体,开展了化学链燃烧中试试验研究。研究发现,固体燃料化学链燃烧中试系统典型运行状态,实际褐煤燃料热输入约 4.8 MWth,碳捕集效率为

93.10%,燃料转化率为 99.37%,燃料反应器出口烟气中 CO₂ 浓度 89.47%,CO 含量为 3.75%,补氧率为 6.69%。空气反应器炉膛出口烟气中氧气浓度波动幅度 2.8~5.0%,二氧化碳浓度波动幅度 1.2%~1.8%,炉内温度波动幅度 990~1035℃,空气反应器各运行参数均相对稳定,系统达到稳定的压力平衡、质量平衡和能量平衡,连续稳定运行时间大于 168 小时。在化学链燃烧运行模式下,控制系统各反应器之间温度偏差和系统整体温度水平,实现固体燃料化学链燃烧中试系统碳捕集效率和燃料反应器出口烟气中二氧化碳气体浓度达到合理水平。

随着碳排放政策的收紧及碳交易市场的发展,CCUS 技术正在开展大容量工业应用示范,并有望在未来迎来商业化、规模化、批量化应用。化学链燃烧技术可在燃烧源头实现低成本的 CO₂ 内在分离,二氧化碳的捕集成本降低至 110 元/吨,为传统技术路线三分之一,具有显著的环境效益和经济效益,具有广阔的应用潜力。从热力学原理看,化学链燃烧通过有序的氧化还原反应实现了燃料化学能的有序释放,提高了烟效率。基于这种独特的原理及优势,化学链技术不仅在燃烧领域具有重要应用价值,还在气化、制氢、热化学储能、甲烷重整、丙烷脱氢、新型合成氨等许多领域展现出广阔的应用前景。将生物质能利用和化学链燃烧技术结合起来,可实现碳的负排放。生物质化学链燃烧技术有利于促进化石能源替代,增加清洁能源供应,是未来生物质高效利用和碳减排变革性技术,是中国实现碳达峰和碳中和承诺的非常值得商业化推广的前沿科技和原创性技术。

参考文献:

- [1] 新华社. 中共中央 国务院关于完整准确全面贯彻新发展理念做好碳达峰碳中和工作的意见 [EB/OL]. [2021-10-24]. https://www.gov.cn/zhengce/2021-10/24/content_5644613.htm
- [2] 新华社. 中共中央 国务院关于加快经济社会发展全面绿色转型的意见 [EB/OL]. [2024-07-31]. https://www.gov.cn/gongbao/2024/issue_11546/202408/content_6970974.html
- [3] 中共国家能源局党组. 加快建设新型能源体系提高能源资源安全保障能力 [EB/OL]. [2024-06-01]. <https://www.qstheory.>

- cn/dukan/qs/2024-06/01/c_1130154166.htm
- [4] 胡彦勇,张瑞,鄢晓彤,等. 全生命周期下中国煤炭资源能源碳排放效率评价[J]. 中国环境科学,2022,42(6):2942-2954
- [5] 李振山,李维成,刘海洋,等. 中国化学链燃烧技术研发进展与展望[J]. 中国电机工程学报,2024,44(18):7200-7221
- [6] Abuelgasim S, Wang W, Abdalazeez A. A brief review for chemical looping combustion as a promising CO₂ capture technology: Fundamentals and progress[J]. Science of The Total Environment, 2021, 764:142892
- [7] Ishida M, Jin H. A new advanced power-generation system using chemical-looping combustion[J]. Energy, 1994, 19(4):415-422
- [8] He Fang, Li Haibin, Zhao Zengli. Advancements in Development of Chemical-Looping Combustion: A Review[J]. International Journal of Chemical Engineering, 2009(1):710515
- [9] Czakiert T, Krzywanski J, Zylka A, et al. Chemical Looping Combustion: A Brief Overview[J]. Energies, 2022, 15(4):1563
- [10] Gouraud V, Yazdanpanah M, Foucault H, et al. Industrialisation of chemical looping combustion technology in the framework of European-Chinese Cheers project [C]. Proceedings of the 16th Greenhouse Gas Control Technologies Conference (GHGT-16). 2022:23-24
- [11] Ströhle J, Orth M, Epple B. Design and operation of a 1 MWth chemical looping plant[J]. Applied Energy, 2014, 113:1490-1495
- [12] Andrus H E. Alstom's Chemical Looping Combustion Technology for CO₂ Capture for New and Retrofit Coal-Fired Power Plants [R]. 2017, 1440120
- [13] Dieringer P, Marx F, Lebedig F, et al. Fate of ilmenite as oxygen carrier during 1 MWth chemical looping gasification of biogenic residues [J]. Application in Energy and Combustion Science, 2023, 16:100227

空预器扩径改造技术在提高燃煤机组 经济性中的应用研究

魏骏 索昭

东方电气集团东方锅炉股份有限公司,成都 611731

摘要:本文针对空预器扩径改造技术在提高锅炉效率中的应用展开研究。通过分析空预器现存在问题,如排烟温度高、运行阻力大等,阐述了扩径改造的技术的必要性。通过某火电厂改造实例,探讨了改造前后空预器性能的变化及其对锅炉系统的影响。此外,本文还通过实际案例分析,评估了空预器扩径改造的经济效益。研究结果表明,合理的空预器扩径改造可显著提高锅炉热效率,降低能耗,减少碳排放,为同类机组空预器改造提供了参考依据。

关键词:空预器; 锅炉效率; 节能减排

中图分类号:TM621;TK124

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)01-0036-04

Research on the Application of Air Preheater Expansion and Transformation Technology in Improving the Economy of Coal fired Units

WEI Jun, SUO Zhao

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

Abstract: This article focuses on the application of air preheater expansion technology in improving boiler efficiency. By analyzing the existing problems of the air preheater, such as high exhaust temperature and high operating resistance, the necessity of expanding the diameter transformation technology is explained. Through the example of a thermal power plant renovation, the changes in the performance of the air preheater before and after the renovation and its impact on the boiler system were explored. In addition, this article also evaluated the economic benefits of expanding the diameter of the air preheater through practical case analysis. The research results indicate that a reasonable expansion of the diameter of the air preheater can significantly improve the thermal efficiency of the boiler, reduce energy consumption, and decrease carbon emissions, providing a reference for the renovation of air preheaters in similar units.

Key words: air preheater; boiler efficiency; reduce emissions

1 引言

回转式空气预热器(简称空预器)是火电机组尾部的大型转动热交换设备。随着能源需求的不断增长和环保要求的日益严格,提高锅炉系统效率已成为工业领域的重要课题。空预器作为锅炉系统中的关键设备,其性能直接影响着锅炉的整体效率。

由于烟气温度的区间特性,脱硝装置均布置在空预器烟气入口上方。脱硝反应时,一部分会被催化剂转化为,转化后的与逃逸的、烟气中的水蒸气会生成硫酸铵或硫酸氢铵。因实际工程中的浓度远小于的浓度,脱硝后烟气中的主要生成物为硫酸氢铵,气相硫酸氢铵会随烟气流动,进入回转式空预器。

当温度高于 207 °C 时,硫酸氢铵以气相存在,低

收稿日期:2025-06-03

作者简介:魏骏(1993—),男,2016年毕业于上海理工大学热能与动力工程专业,本科,工程师。主要从事机械设计与电站锅炉研究等工作。

于 147 ℃ 时,硫酸氢铵以固相存在,在 147~207 ℃ 温度区间内,硫酸氢铵是一种高粘性的液态物质并具有一定的腐蚀性。由于空预器运行的温度区间为 0~420 ℃,其烟气侧金属壁温主要在 70~390 ℃ 之间,因此,空预器的金属元件表面不可避免的会形成液相硫酸氢铵。当金属表面的液相硫酸氢铵吸附烟气中的飞灰颗粒后,空预器的元件将发生堵塞,造成空预器运行阻力增加、排烟温度升高,整个机组的安全、经济运行都将受到影响。在锅炉机组向着高参数、大容量、深调峰、快速启停的大趋势下,空预器在深调工况面临更加严峻的堵塞问题。特别在煤质热值降低、烟气量增大的现有背景下,通过常规的元件更换和改造,无法达到提升锅炉效率,降低运行阻力的目的。

空预器扩径改造技术作为一种有效的节能措施,通过增加空预器的换热面积和通流面积,在提高传热效率降低排烟温度的同时,还可以降低空预器的运行阻力,从而根本的解决排烟温度高,运行阻力大的问题,有效提升机组运行的经济性。

本文主要对空预器扩径改造技术进行分析,通过某 300 MW 燃煤机组空预器实例,为相关工程实践提供理论依据和技术指导。

2 回转式空预器现状及问题分析

2.1 煤质变化

由于实际运行经济性和地理位置等原因,大部分电厂在投运 2 年后,入炉煤质不可避免的会发生较大变化,而变化的趋势均向着低热值、高水分、高硫分演变。煤质热值降低,灰分、水分增加将使煤耗量增加,烟气量增加,导致原设计空预器容量无法满足实际运行需求。

国内投运 5 年以上的大部分 300~330 MW 亚临界机组,其空预器转子直径约 10 320~10 840 mm,煤质热值变化通常在 10~20 % 之间。当煤质变化引起的烟气量变化超过空预器设计容量时,空预器运行阻力上升速率将增加。当空预器的烟气量过大时,会导致原设计空预器的受热面和通流面不能处理实际的烟气能量,叠加硫酸氢铵对通流面的堵塞,进一步加剧了空预器排烟温度高,运行阻力高的问题,且此问题无法通过更换元件板型或加

高元件来解决。

某 330 MW 机组设计煤质与常用煤质见表 1,在极端情况下,常用煤质热值将不足 16 MJ/kg,热值偏差超过 28 %。

表 1 某 300 MW 机组设计煤质和实际煤质对比

| 名称及符号 | 单位 | 设计煤种 | 常用煤种 |
|----------|-------|--------|--------|
| 收到基全水分 | % | 6 | 7.31 |
| 空气干燥基水分 | % | 1.02 | 0.49 |
| 收到基灰分 | % | 25.69 | 34.8 |
| 干燥无灰基挥发分 | % | 13 | 30.35 |
| 收到基硫份 | % | 0.86 | 1.55 |
| 收到基低位发热量 | kJ/kg | 22 190 | 18 471 |
| 煤耗量(BRL) | t/h | 141 | 176 |

2.2 空预器存在问题

空预器作为大型回转式换热设备,其换热能力、阻力特性、密封结构是关联机组运行经济性的重要因素。

在机组实际运行过程中,由于深度调峰运行工况较多,低负荷工况下生成值大幅增加,使得氨逃逸率增加,空预器综合冷端温度较低,造成空预器堵灰、运行阻力增大,蒸汽吹灰器频繁投运,能耗较高。同时,频繁吹灰又会导致空预器蓄热元件损坏、低温腐蚀等问题。

3 回转式空预器扩径改造方案

3.1 扩径改造原理

回转式空预器扩径改造的基本原理是通过增加转子的直径,扩大换热面积和通流面积,从而提高空预器的换热能力和防堵能力,解决因空预器偏小不能处理实际煤质热量的情况。同时,优化密封结构和调整密封间隙,降低漏风率。扩径改造需要将原空预器整体拆除新建,在扩径改造过程中,需要对空预器进行全新的设计。

由于已投运的空预器放置在构架梁内,扩径改造需要考虑原构架梁的承载、载荷点位变化、原有斜撑影响、整体扩径是否存在相互干涉等问题。

相同元件高度下,空预器扩径对换热面积和通流面积的影响见图 1。

分别对图 1 中换热面积和通流面积对温度和阻力进行线性拟合,得到:

温度影响表达式:

$$\varphi(x) = -1.5714x + 135.56; R^2 = 0.9975 \quad (1)$$

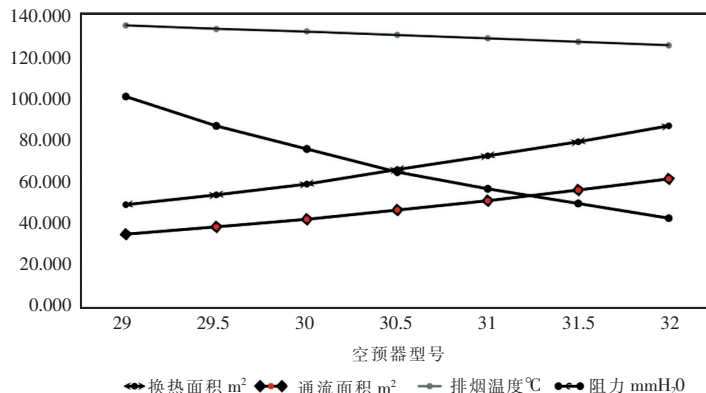


图1 相同高度下扩径对空预器的影响

阻力影响表达式:

$$\tau(x) = -9.5357x + 105.57; R^2 = 0.99824 \quad (2)$$

式中: $\varphi(x)$ —排烟温度, °C; $\tau(x)$ —阻力, mmH₂O; x —空预器型号(转子直径), mm; R^2 —可靠性, 由理论数据拟合得出。

根据上述公式和曲线, 可知扩径改造对阻力有较大改善, 而排烟温度变化趋势较缓。为进一步分析扩径后对空预器排烟温度和阻力的影响, 就某 330 MW 空预器扩径改造实例进行深度剖析。

3.2 某 330 MW 机组扩径改造案例

某 330 MW 机组空预器转子直径为 10 320 mm, 元件总高度 2 000 mm。机组设计煤质低位热值约 20.51 MJ/kg, 实际入炉煤质约 17.83 MJ/kg, 最低热值约 15.63 MJ/kg。由于煤质的偏离, 造成空预器排烟温度过高, 设计值为 124 °C, 实际修正后的排烟温度为 145 °C; 空预器阻力偏高, 设计阻力 1 300 Pa, 实际运行阻力约 1 800 Pa。通过常规的元件改造无法解决现有问题, 因此制定了空预器扩径改造方案。

根据该项目实际情况, 由于钢构支持柱腿和空预器上方结构梁限制, 本项目扩径仅能将转子直径由 10 320 mm 扩大至 10 840 mm, 元件整体高度维持 2 000 mm。扩径前后的数据见表 2。

扩径改造后, 空预器受热面增加约 4%, 烟气通流面积增加约 10%, 可有效降低空预器的运行排烟温度和阻力。根据计算结果, 扩径后排烟温度降低约 17 °C, 烟气阻力降低约 680 Pa。

表2 某 330 MW 机组扩径前后数据

| 名称 | 单位 | 扩径前 | 扩径后 |
|----------|----------------|--------|--------|
| 转子直径 | mm | 10 320 | 10 840 |
| 高度 | mm | 2 000 | 2 000 |
| 排烟温度(修正) | °C | 145 | 128 |
| 出口一次风温度 | °C | 293 | 310 |
| 出口二次风温度 | °C | 305 | 326 |
| 烟气侧阻力 | Pa | 1 800 | 1 120 |
| 受热面 | m ² | 53 048 | 55 078 |
| 烟气通流面积 | m ² | 34.36 | 37.87 |

3.3 某 330 MW 机组扩径改造结果分析

扩径改造后, 经过 4 个月的运行监测, BRL 工况下, A 侧空预器 DCS 显示排烟温度约 133 °C, DCS 显示阻力约 1 450 Pa; B 侧空预器 DCS 显示排烟温度约 142 °C, DCS 显示阻力约 1 330 Pa。

经性能试验测定, 实际燃用煤质低位热值约 15.833 MJ/kg, 实测 A 空预器排烟温度 133.4 °C, 阻力约 1 075 Pa, B 空预器排烟温度 135.6 °C, 阻力 1 045 Pa。根据测定的空预器各项参数, 按 ASME 公式修正:

$$TDiTA8 = (TA8Ds \cdot (TFg14 - TFg15NL) + TFg14 \cdot (TFg15NL - TA8)) / (TFg14 - TA8) - TFg15NL \quad (3)$$

$$TDiFg14 = (TFg14Ds \cdot (TFg15NL - TA8) + TA8 \cdot (TFg14 - TFg15NL)) / (TFg14 - TA8) - TFg15NL \quad (4)$$

TDiTA8——进口空气温度偏离设计对出口烟温的修正/°C

TA8Ds——设计的进口空气温度/°C

TFg14——进口烟气温度/°C

TFg15NL——无漏风出口烟气温度/°C

TA_8 ——进口空气温度/°C

TFg_{14Ds} ——设计的进口烟气温度/°C

$TDiFg_{14}$ ——进口烟气温度偏离设计对出口烟温的修正/°C

该 330 MW 项目空预器设计 λ 比见图 2。

扩径改造后,空预器排烟温度为 128.6 °C (修正后),阻力 1 060 Pa。

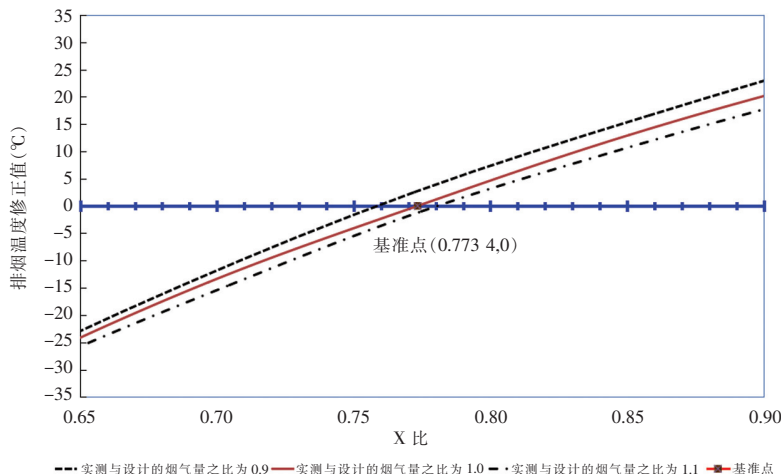


图 2 某 330 MW 空预器设计 λ 比

3.4 某 330 MW 机组扩径改造经济性分析

扩径改造后,由于空预器的排烟温度降低,运行阻力降低,煤耗有所降低,分析该 330 MW 机组改造前后的运行及试验参数,扩径改造后降低煤耗约 3.17 g/kWh,锅炉效率提高约 1%,极大地提高了机组的运行经济性。煤耗计算见表 3。

表 3 某 330 MW 机组扩径改造经济性分析

| 名称 | 单位 | 扩径前 | 扩径后 |
|----------|-------|-------|-------|
| 排烟温度(修正) | °C | 145 | 128.6 |
| 烟气侧阻力 | Pa | 1 800 | 1 060 |
| 排烟温度收益 | g/kWh | | 2.79 |
| 烟气阻力收益 | g/kWh | | 0.38 |
| 收益总计 | g/kWh | | 3.17 |

注:煤耗收益计算基准,排烟温度每降低 1 °C;供电煤耗可降低约 0.17 g/kWh;烟气侧阻力降低 100 Pa;供电煤耗下降约 0.052 g/kWh。

4 结语

本研究通过理论分析和实际案例,深入探讨了空预器扩径改造技术在提高燃煤经济性中的影响。研究表明,合理的空预器扩径改造可显著提高燃煤经济性,降低能耗,减少污染物排放。改造方案的设计与实施需要综合考虑技术、经济和施工等

多方面因素,确保改造效果和长期稳定运行。

空预器扩径改造技术的应用前景广阔,特别是在 300~1 000 MW 火电厂中,煤质变化过大,空预器型号明显偏小的机组。同时,还应探索空预器扩径改造与其他节能技术的协同应用,以进一步提高锅炉系统的整体效率。

空预器扩径改造技术作为一种有效的节能措施,对于实现工业生产的节能减排目标具有重要意义。通过持续的研究和实践,可以不断优化改造方案,提高改造效果,为能源的高效利用和环境的可持续发展做出贡献。

参考文献:

- [1] 钢铁企业超低排放改造工作方案(征求意见稿). 生态环境部, 2018;5
- [2] 李洋. 浅谈烟气脱硫系统和烟气脱硝系统中的预热器[J]. 锅炉制造, 2011(3):36-40
- [3] 蔡明坤. 回转式空气预热器性能变动和锅炉经济性变化间关系探讨[J]. 锅炉技术, 2013, 44(6):9-13+47
- [4] ASME PTC 4.3. 空气预热器试验规程[M]. 北京:中国电力出版社, 2017
- [5] 王祝成,施延洲. GB10184-88 标准中排烟温度修正方法的改进探讨[J]. 锅炉技术, 2011, 42(5):56-59

300 Mvar 调相机过压进相端部电磁场有限元分析

肖翦 李朝科 冯小健 周光厚 李建富

东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000

摘要:调相机过压进相运行时,端部漏磁通增大,引起端部结构件的涡流损耗增加而导致发热,而且随着磁路饱和程度的增大,定子铁心背部的漏磁也会增加。因此准确计算端部磁场和结构件损耗对调相机的优化设计和运行都具有现实意义。本文根据东方电机研制的300 Mvar调相机的实际几何形状和材料特性建立了端部三维有限元模型,分析计算了该调相机在1.3倍额定电压吸收200 Mvar无功的运行状态下的磁场分布、定子铁心背部漏磁、结构件损耗等。仿真结果表明:从漏磁和端部结构件损耗的角度来看,该调相机可以满足短时过压进相运行的要求。

关键词:调相机;端部;进相运行;过压;漏磁;涡流损耗

中图分类号:TM721

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)01-0040-06

Finite Element Analysis of Electromagnetic Field in the End Region of 300 Mvar Condenser Under Overvoltage and Leading-phase Operation

XIAO Jian, LI Chaoke, FENG Xiaojian, ZHOU Guanghou, LI Jianfu

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

Abstract: Under overvoltage and leading-phase operation, magnetic flux leakage in end region of condenser increases, causing the eddy current loss of the end structure to rise, which leads to heating. Moreover, as the saturation of the magnetic circuit increases, the magnetic flux leakage at the back of the stator core will also increase. Therefore, it is of practical significance to accurately calculate the magnetic field and the loss of the end structure for the optimal design and operation of the condenser. In this paper, the three-dimensional finite element model of end region is established according to the actual geometry and material characteristics of the 300Mvar condenser developed by DEC. The magnetic field distribution, magnetic leakage at the back of the stator core and loss of the end structure are analyzed under the operating condition of absorption of 200Mvar reactive power at 1.3 times rated voltage. The simulation results show that the condenser can meet the operation requirements of temporary overvoltage and leading-phase operation from the point of view of magnetic flux leakage and end structure loss.

Key words: condenser; end region; leading-phase operation; overvoltage; magnetic leakage; eddy current loss

随着特高压远距离直流输电技术和新能源发电技术的快速发展^[1-2],风电、光伏等新能源大规模外送,电力系统对动态无功的需求显著增加,对电压的稳定性要求越来越高^[3]。特高压直流输电系统的故障,如换相失败、线路故障再启动、单双极闭

锁等都会导致暂态过电压,可能导致风电、光伏大面积脱网,还可能导致电网解列。新型同步调相机暂态性能好,可以快速吸收大量的无功,有效地抑制系统的暂态过电压,对事故后的稳态电压也具有较好的调节作用。

收稿日期:2025-10-15

作者简介:肖翦(1984—),男,2009年毕业于华中科技大学电机与电器专业,主要从事大型发电机的电磁分析与试验研究工作,硕士,高级工程师。邮箱:xiaojian2005e@126.com。

调相机的端部漏磁是导致定子端部铁心和结构件发热的主要原因。定子绕组的端部漏磁和转子绕组的端部漏磁相互作用,合成了调相机端部漏磁^[4-5]。当调相机进相运行时,这两部分的漏磁在相位上发生了较大改变,增加了端部漏磁。由于端部漏磁相对于定子的旋转,在定子的铜屏蔽、压圈、压指等结构件上就会感应出涡流,引起发热。而调相机端部散热主要靠通风散热,加之垫块、支架等结构使风量的分布不再均匀,端部铁心的温度会比中部高。而且,随着进相深度的增加,电枢反应的助磁作用会增强,端部发热加剧。如果此时调相机过压运行,会使磁路饱和程度增加,将会进一步造成定子铁心背部的漏磁增加。这些都需要对调相机端部电磁场进行全面细致的三维有限元计算,分析调相机运行在过压且深度进相状态时,端部磁场分布是否合理、端部结构件损耗是否会造成局部过热。因此,本文的研究对调相机的优化设计和运行都有着现实意义。

本文根据东方电机研制的 300 Mvar 调相机端部结构的实际几何形状建立了端部三维模型,计算考虑了材料的非线性以及电机内的电、磁、力等多种物理场间复杂的耦合作用,更客观地再现电机运行状态,提高了计算精度。通过分析调相机在 1.3 倍额定电压吸收 200 Mvar 无功的运行状态时的磁场分布、铁心背部漏磁、结构件损耗等,为大型调相机的优化设计和运行提供理论参考。

1 计算模型

1.1 调相机基本参数

300 Mvar 调相机的设计参数见表 1。

1.2 仿真模型

调相机的端部结构较为复杂,包括端部定子绕组、压指、压圈、铜屏蔽、边段铁心、磁分路、磁分路压指等,其中压指、压圈、铜屏蔽等结构中存在着涡流,需要考虑其涡流对端部漏磁场的影响。

为分析轴向不同高度处定子铁心轭部磁密最大值分布情况,计算区域取端部直线段 10 段铁心,其中包含 4 段阶梯铁心。定子边段铁心底部所在的平面设置为狄利克莱(Dirichlet)边界;定、转子空气域分别建立,交接面设置滑动气隙层,通过建立运

动气隙,将求解区域分成静止和运动部分。

表 1 300 Mvar 调相机基本参数

| 参数名称 | 数值 | 单位 |
|------|---------|------|
| 额定容量 | 300 | Mvar |
| 额定电压 | 20 | kV |
| 额定电流 | 8 660.3 | A |
| 极数 | 2 | / |
| 相数 | 3 | / |
| 额定频率 | 50 | Hz |

本文仿真采用动态 3D 电磁场时步有限元方法,综合考虑涡流、非线性、定、转子相对运动、端部结构布置等因素^[6],同时仿真模型也考虑了通风沟的影响。300 Mvar 调相机端部仿真模型如图 1 所示。大型调相机端部涡流场的计算量非常大,但为保证求解精度,对相关部分采用了局部剖切技术。图 2 是计算域的网格剖分图(局部),计算模型的总单元网格数 1 010 万。

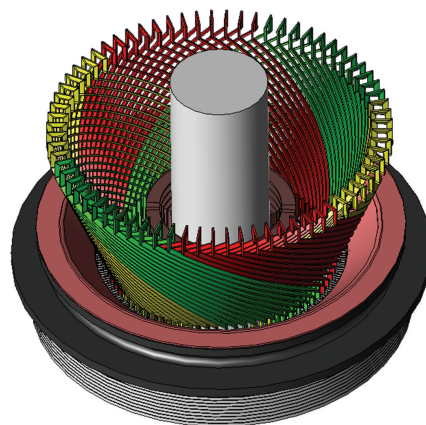


图 1 计算模型

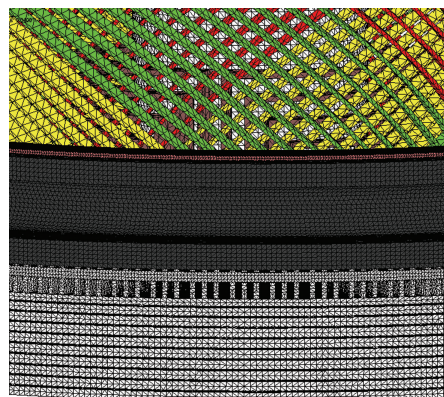


图 2 计算模型网格剖分(局部)

2 数学模型

在端部三维运动电磁场的求解区域中,含导电介质的涡流区中,采用三维有限元法表述的调相机端部涡流场的控制方程^[7-9]:

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \dot{A} \right) - \nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \dot{A} \right) + \sigma \frac{\partial \dot{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \varphi = 0 \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \left(-\frac{\partial \dot{A}}{\partial t} - \sigma \nabla \varphi \right) = 0 \quad (2)$$

非涡流区中,电磁场三维有限元控制方程为

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \dot{A} \right) - \nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \dot{A} \right) = \dot{J}_s \quad (3)$$

铁心轴向断面($z=0$)上的边界条件为

$$\dot{A} = \dot{A}_0 \quad (4)$$

$$\varphi = \varphi_0 \quad (5)$$

求解区域外圆面和端面上的边界条件为

$$n \cdot \dot{A} = 0 \quad (6)$$

$$n \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \dot{A} \right) = 0 \quad (7)$$

式中: φ 为标量位; \dot{A} 为矢量位; \dot{J}_s 为电流密度; μ 为磁导率。

3 仿真计算结果

本节仿真结果为调相机运行在1.3倍额定电压时吸收无功200 Mvar的深度进相工况。

3.1 端部磁场分布

图3是端部磁场矢量分布图,图4为定、转子铁心磁密分布云图。

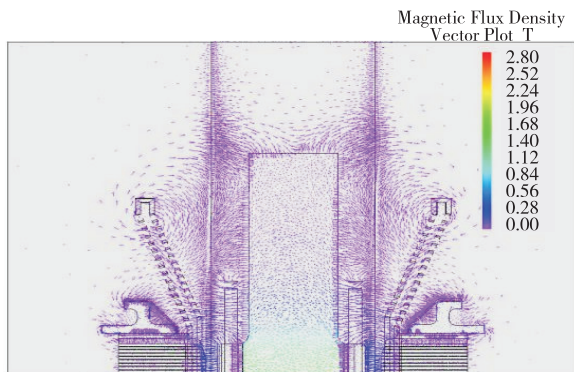


图3 端部磁场矢量分布

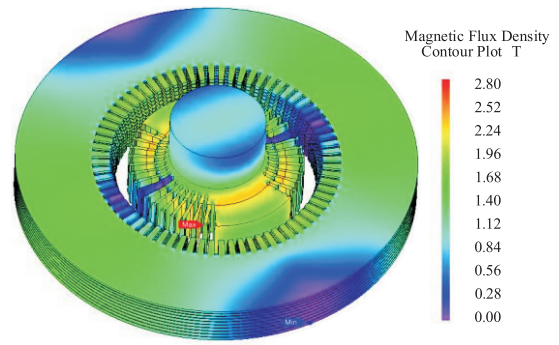


图4 铁心磁密分布

仿真结果表明,端部结构件附近的漏磁大部分集中在铜屏蔽、压圈处,还有少量漏磁经过其背部到达铁心。铁心磁密最大值出现在转子的齿部边缘处,磁密分布比较合理,没有出现磁密过饱和点。

3.2 定子铁心轭部磁密

图5是定子铁心磁密分布云图,图6是各段定子铁心轭部的磁密最大值分布云图。可以看出,定子铁心磁密的最高点出现在定子齿部;定子铁心轭部磁密最大值出现在第1段,各段保持了递减的规律,第1段轭部磁密最大值比第10段高约6.1%。

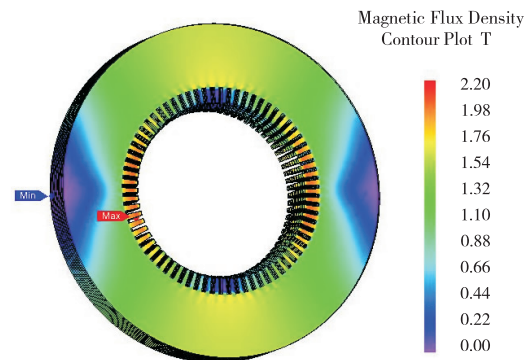
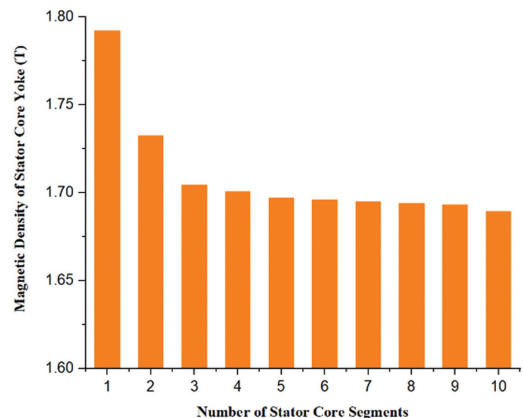


图5 定子铁心磁密分布



注:第1段为最外沿(靠近压指)的边段铁心。

图6 各段定子铁心轭部磁密最大值

3.3 定子铁心背部漏磁场

图7是某时刻的定子铁心背部漏磁场分布云图,图8为某时刻的定子铁心背部漏磁场轴向分量。

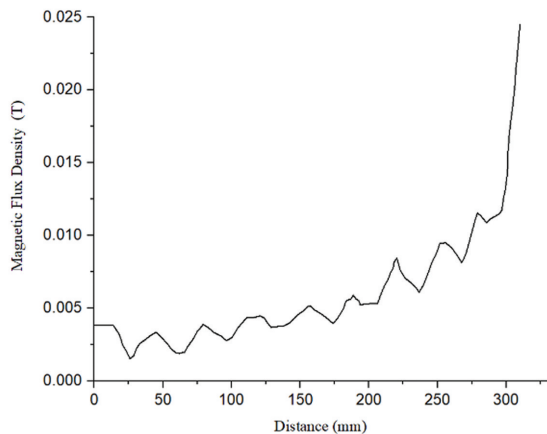
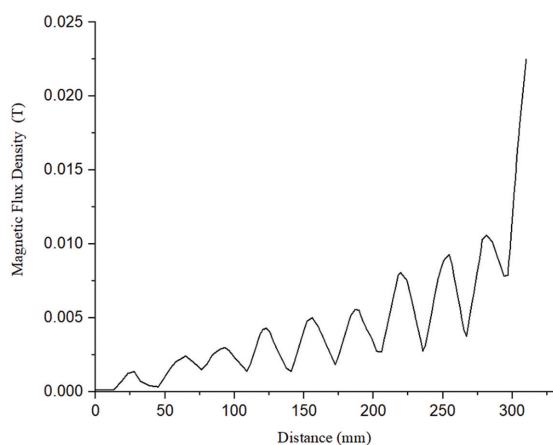


图7 定子铁心背部漏磁场(某时刻)



注:300 mm 处为靠近压指的铁心背部位置。

图8 定子铁心背部漏磁场轴向分量(某时刻)

图7显示的定子铁心背部漏磁仿真结果表明:定子铁心背部的漏磁场的最大值出现在靠近压指的边段处,其值比额定电压进相工况有所增加,但其最大值仍在合理范围内;背部漏磁场强度沿轴向中段方向逐渐减小,经过5段的大幅度衰减后减小到较低的水平;图8表明定子端部铁心的背部漏磁的主要分量为轴向分量。

3.4 端部结构件磁密及涡流密度分布

图9是铜屏蔽磁密分布云图;图10是铜屏蔽涡流密度分布云图;图11是压圈磁密分布云图;图12是压圈涡流密度分布云图;图13是定子铁心压指涡流密度分布云图;图14是磁分路压指涡流密度分布云图。

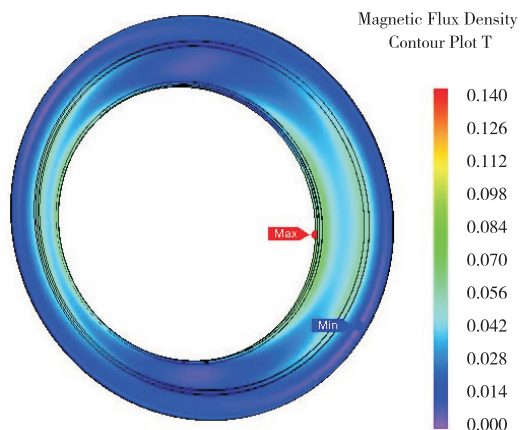


图9 铜屏蔽磁密分布

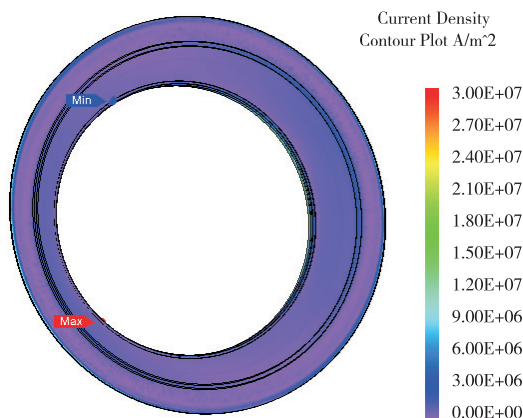


图10 铜屏蔽涡流密度分布

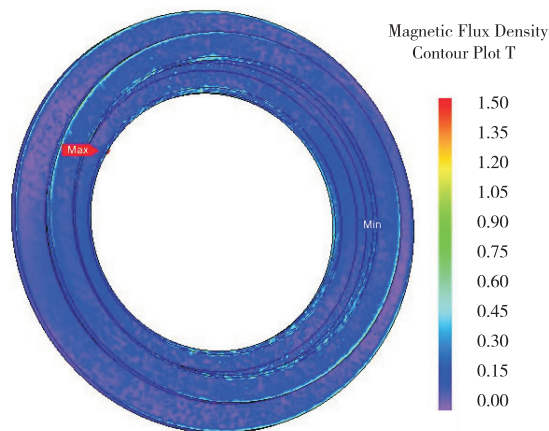


图11 压圈磁密分布

图9~11仿真结果表明:由于铜屏蔽是不导磁材料,因此铜屏蔽部件上的磁密值很低;压圈导磁性好,其磁密值较高;铜屏蔽和压圈的涡流损耗主要集中在内圆侧;压指的涡流损耗主要集中在齿部和槽底附近,长压指的涡流密度高于短压指的涡流密度。

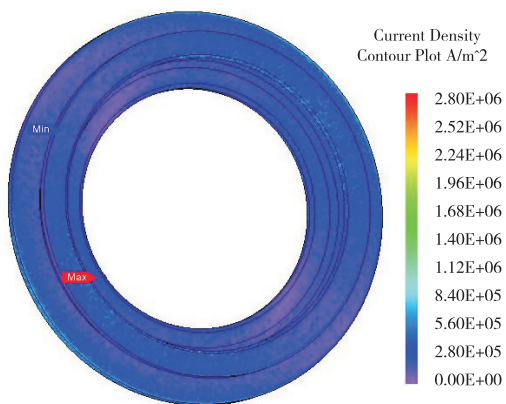


图 12 压圈涡流密度分布

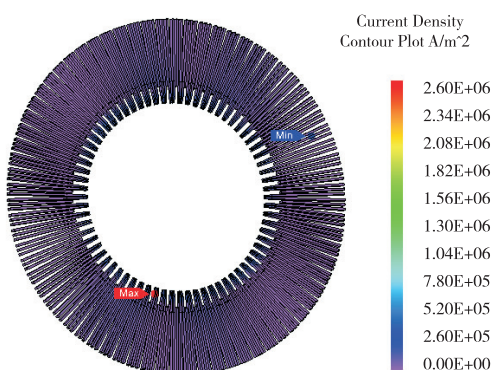


图 13 定子铁心压指涡流密度分布

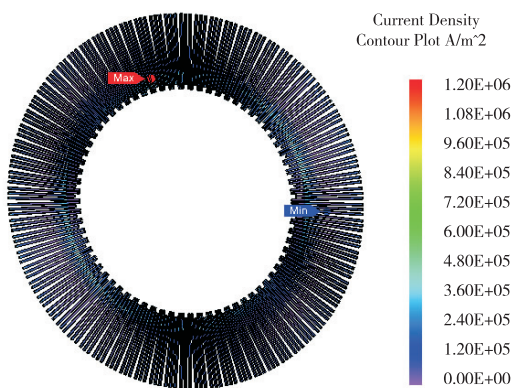


图 14 磁分路压指涡流密度分布

3.5 端部结构件损耗

采用相同的计算方法,计算迟相工况(300 Mvar)、进相工况(-200 Mvar, U_n)、过压进相工况(-200 Mvar, $1.3U_n$)下的端部结构件损耗,将计算结果汇总如表 2 所示。

从表 2 可以看出,300 Mvar 调相机运行在额定电压条件下进相工况(-200 Mvar)时端部结构件的损耗值比运行在迟相工况(300 Mvar)时的值显著增加,但其值在合理范围内,相关温升分析计算也表

明温升值完全满足运行要求。在过压进相时,其端部结构件的总损耗值与额定电压进相时的值相当;压指的损耗值增幅较大,由于其绝对值较小,不会产生局部发热点;端部结构件绝大部分损耗还是集中在铜屏蔽和压圈上,其中铜屏蔽上的损耗占比大于 60%,这正体现了铜屏蔽在过压进相运行时的作用;长压指上的损耗远大于短压指上的损耗。因此过压进相时端部结构件的温升值仍能满足运行要求。此外还可以依据计算的损耗分布还可以用于端部结构件的优化设计,以达到更优的性价比。

表 2 端部结构件损耗(kW)

| 参数名称 | 迟相工况 | 进相工况 | 过压进相 |
|--------|--------------------|---------------------|------------------------|
| | (300 Mvar, U_n) | (-200 Mvar, U_n) | (-200 Mvar, $1.3U_n$) |
| 压圈 | 10.9 | 15.41 | 15.73 |
| 铜屏蔽 | 9.27 | 28.9 | 27.49 |
| 铁心长压指 | 0.38 | 0.43 | 0.58 |
| 铁心短压指 | 0.001 | 0.03 | 0.01 |
| 磁分路长压指 | 0.148 | 0.65 | 1.22 |
| 磁分路短压指 | 0.072 | 0.25 | 0.52 |
| 总损耗 | 20.77 | 45.67 | 45.55 |

注:以上结构件的损耗值为单边损耗。

4 结论

本文通过对 300 Mvar 调相机在 1.3 倍额定电压吸收 200 Mvar 工况时的端部电磁场进行仿真分析,定量计算了定子铁心背部的漏磁、端部结构件的损耗等参数,得到以下结论。

(1) 边段铁心轭部的磁密要高于直线段铁心轭部的磁密;铁心磁密分布合理,没有出现磁密过饱和点。

(2) 靠近压指的边段铁心背部漏磁最高,但其最大值仍在合理范围内;背部漏磁场强度沿轴向中段方向逐渐减小,经过 5 段的大幅度衰减后减小到较低的水平;边段铁心背部漏磁的主要分量为轴向分量。

(3) 端部结构件的总损耗值不高;铜屏蔽的损耗占比最大,超过 60%,压圈次之,压指上的损耗较小,总体与额定电压下进相 200 Mvar 工况相当,因此过压进相时端部结构件的温升值仍能满足运行要求。

综上,从漏磁和端部结构件损耗的角度来看,300 Mvar 调相机可以满足短时过压进相运行的要求。

参考文献:

- [1] 周孝信,鲁宗相,刘应梅,等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报,2014,34(29):4999-5008
- [2] 曾庆禹. 特高压交直流输电系统技术经济分析[J]. 电网技术,2015,39(2):341-348
- [3] 赵建伟,严正,孙华东,等. 交直流混联电力系统电压崩溃风险评估[J]. 水电能源科学,2011,29(10):193-196+115
- [4] 师楠. 大型汽轮发电机进相运行时端部磁场及涡流计算[D]. 哈尔滨理工大学,2007
- [5] 成德明. 端部漏磁给水轮发电机运行带来的影响及相应对策[J]. 水电站机电技术,2008(5):1-4+64
- [6] 李朝科,李志强,肖翦,等. 300 MVar 调相机端部电磁场三维有限元分析[J]. 东方电气评论,2016,30(3):19-23
- [7] 梁艳萍,陆永平,朱宽宁,等. 三维正弦电磁场问题中一类和周期性边界条件的处理方法[J]. 电机与控制学报,2005(1):25-28
- [8] 谢德馨. 三维涡流场的有限元分析[M]. 北京:机械工业出版社,2001:99-92
- [9] 陈世元. 交流电机磁场的有限元分析[M]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学出版社,1998:172-174

N 含量对 Inconel 690 换热管封口焊成型性能影响的探讨

胡雅洁 段志伟 刘盛波

东方电气(广州)重型机器有限公司, 广州 511455

摘要:某批次 Inconel 690 换热管在封口焊焊接工艺评定中焊接成型性不好,为分析其原因,与焊接成型性良好的 690 换热管进行对比。通过进行理化分析,结果表明:成型性良好的换热管含有较高 N 含量,其促进了更多 Ti(N) 化合物形成,这些化合物的钉扎作用阻碍了位错运动,提升了材料的抗塑性变形能力,并可以降低熔池表面张力,使熔敷金属流动性更强。成型性差的换热管 N 含量较低,Ti(N) 化合物的含量相对更少,其在胀接时容易变形,形成的位错密度相对较大,滑移线堆积更多,所以导热性差,金属流动性相对低,导致焊缝成型不好。

关键词:换热管; Ti(N) 化合物; 滑移位错; 胀接变形

中图分类号: TG113

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0046-05

Discussion on the Influence of N Content on the Forming Performance of Seal Welds in 690 Heat Exchange Tubes

HU Yajie, DUAN Zhiwei, LIU Shengbo

(Dongfang(Guangzhou) Heavy Machinery Co., Ltd., 511455, Guangzhou, China)

Abstract: A certain batch of Inconel 690 heat exchange tubes exhibited poor weld formability during the sealing weld procedure qualification. To analyze the reasons, a comparison was conducted with 690 heat exchange tubes that demonstrated good weld formability. Through physical and chemical analysis, the results indicated that: Heat exchange tubes with good formability contain higher N content, which promoted the formation of more Ti(N) compounds. These compounds exerted a pinning effect that hindered dislocation motion, thereby enhancing the material's resistance to plastic deformation, and can reduce the surface tension of the molten pool, making the deposited metal more fluid. Heat exchange tubes with poor formability have lower N content and relatively less Ti(N) compound content, they are prone to deformation during expansion, resulting in a higher density of dislocations and more accumulation of slip lines. As a result, their thermal conductivity is poor and their metal flowability is relatively low, leading to poor weld formation.

Key words: heat exchange tubes; Ti(N) compounds; slip dislocation; expansion deformation

690 合金(Inconel 690)是一种高性能镍基合金(Ni-Cr-Fe 合金),主要用于核电站蒸汽发生器(SG)的传热管材料,因其优异的耐腐蚀性、高温强度和抗应力腐蚀开裂性能,适用于高温高压水环境,成为核电关键部位的首选材料^[1-3]。然而,690 换热管与管板堆焊层的连接需要高可靠性的封口焊,以确

保其密封性、结构强度、耐腐蚀性等特性。在核电领域,管子-管板封口焊的质量直接关系到核电站的安全性、可靠性和寿命,焊接成型性不好,焊喉尺寸不满足设计要求可能导致该部件提前失效,因此必须采用高精度自动化焊接,严格执行无损检测与质量验收^[4]。目前现代核电装备(如 AP1000、华龙一

收稿日期: 2025-09-25

作者简介:胡雅洁(1991—),女,2015年毕业于长春师范大学环境科学专业,本科,工程师。现任职于东方电气(广州)重型机器有限公司,主要从事材料技术工作。

号等)在封口焊的焊接工艺上通常采用全强度焊接,即先胀接:确保管-板紧密贴合,减少焊接应力,再封口焊:采用自动 TIG 焊(GTAW)或激光焊,确保焊缝无缺陷^[5-6]。

1 概况

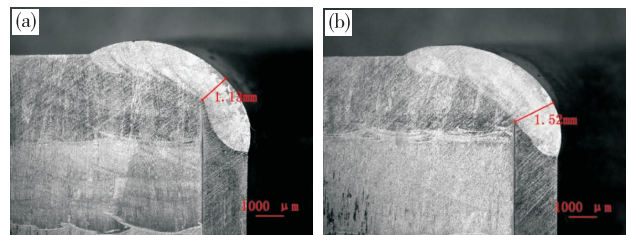
某批次 690 换热管(以下称换热管 A)在封口焊焊接评定过程中,发现焊接成型普遍不好,为分析其原因并优化品质,对焊接评定换热管抽样进行理化分析,并与同类焊接评定成型性优良的换热管(以下称换热管 B)进行对比。两种换热管规格均为 $\Phi 19 \times 1.65$ mm,焊接方法为 TIG 焊,在同一管板上焊接,管板材质为 SA-508Gr. 3Cl. 2 及镍基堆焊层。

2 试验内容及结果

2.1 外观尺寸检验

对换热管 A 和换热管 B 严格按照封口焊焊接工艺规定进行焊接,对其进行宏观金相检验,见图 1。如图 1 所示,换热管 A 焊接成型不好,焊喉尺寸为 1.13 mm,不满足焊接评定要求(焊喉平均值 \geq

1.50 mm),换热管 B 焊接成型良好,焊喉尺寸为 1.52 mm,满足评定要求。对两种换热管壁厚进行尺寸检查,换热管 A 壁厚平均为 1.72 mm,胀接部位壁厚尺寸平均为 1.51 mm,变形率为 12%,换热管 B 壁厚尺寸平均为 1.63 mm,胀接部位壁厚尺寸平均为 1.50 mm,变形率为 8%。



注:(a)换热管 A 宏观形貌;(b)换热管 B 宏观形貌。

图 1 宏观金相检验形貌

2.2 化学成分分析

使用 ICP 等离子体发射光谱仪、碳硫分析仪、氧氮氢分析仪,对换热管 A 和换热管 B 进行化学成分分析,检测结果见表 1,换热管 B 的 N、Co 元素含量明显高于换热管 A,C、Mn 元素含量略低于换热管 A。

表 1 化学成分

(wt%)

| 试样元素 | Ni | Cr | Fe | Mn | C | Co | Al | Ti | Cu |
|-------|-------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|-------------------|-------------|-------------|
| 换热管 A | 69.1 | 29.9 | 9.9 | 0.26 | 0.024 | 0.002 | 0.18 | 0.20 | 0.008 |
| 换热管 B | 69.2 | 29.5 | 10.5 | 0.21 | 0.020 | 0.012 | 0.21 | 0.20 | 0.007 |
| 要求值 | ≥ 58.0 | 28.5~31.0 | 9.0~11.0 | ≤ 0.50 | 0.015~0.025 | ≤ 0.015 | ≤ 0.40 | ≤ 0.35 | ≤ 0.05 |
| 试样元素 | Si | S | P | B | N | Mo | Nb | Ta | — |
| 换热管 A | 0.07 | 0.000 3 | 0.005 | < 0.001 | 0.007 | 0.012 | 0.03 | 0.000 7 | — |
| 换热管 B | 0.08 | 0.000 4 | 0.009 | < 0.001 | 0.019 | 0.012 | 0.02 | 0.000 7 | — |
| 要求值 | ≤ 0.50 | ≤ 0.003 | ≤ 0.015 | ≤ 0.002 | ≤ 0.050 | ≤ 0.20 | Nb+Ta ≤ 0.10 | | — |

2.3 硬度检测

使用维氏硬度计对换热管 A 和换热管 B 进行维氏硬度检测,检测结果见表 2,换热管 A 胀接区硬度比其母材区(未胀接部位)平均高 41 HV,换热管 B 胀接区硬度比其母材区(未胀接部位)平均高 21 HV。

表 2 硬度

| 试样 | HV1 | |
|-------|-----|-------------|
| 换热管 A | 母材区 | 228/233/218 |
| | 胀接区 | 270/259/272 |
| 换热管 B | 母材区 | 225/220/214 |
| | 胀接区 | 241/241/242 |

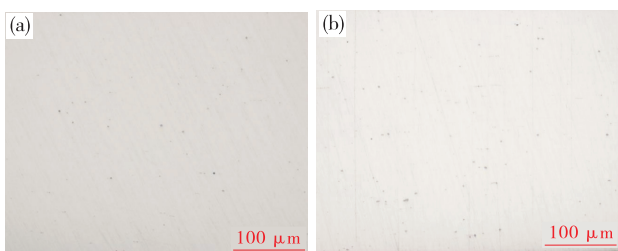
2.4 金相检验

2.4.1 非金属夹杂物检验

对换热管 A 和换热管 B 进行非金属夹杂物检验,见图 2,检测结果见表 3。换热管 A 与换热管 B 均含有 Ti(N) 化合物,参照 ASTM E45 中 D 类夹杂物评级,换热管 B 中 Ti(N) 化合物为 2.5 级,换热管 A 中 Ti(N) 化合物为 1.5 级,成型性好的换热管 B 的 Ti(N) 化合物明显多于成型性差的换热管 A。

表 3 非金属夹杂物

| 试样子号 | 检验项目 | | | | | | | | Ti(N)化合物 (参照 D 类 细系) |
|-------|--------|---------|--------|---------|--------|---------|--------|---------|----------------------------|
| | A 类 | | B 类 | | C 类 | | D 类 | | |
| | 细 THIN | 粗 HEAVY | 细 THIN | 粗 HEAVY | 细 THIN | 粗 HEAVY | 细 THIN | 粗 HEAVY | |
| 换热管 A | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0.5 | 0 | 1.5 |
| 换热管 B | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0.5 | 0 | 2.5 |
| 要求值 | ≤1.5 | ≤1.5 | ≤1.5 | ≤1.5 | ≤1.0 | ≤1.0 | ≤1.5 | ≤1.5 | ≤2.5 |



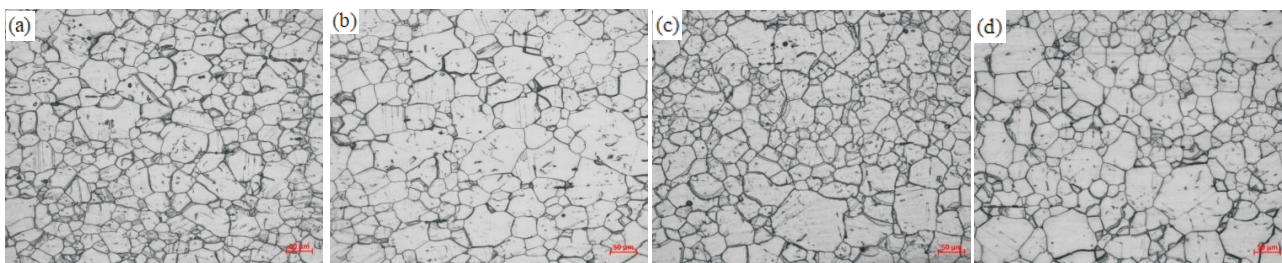
注:(a)换热管 A 夹杂物;(b)换热管 B 夹杂物。

图 2 非金属夹杂物 100X

2.4.2 金相组织检验

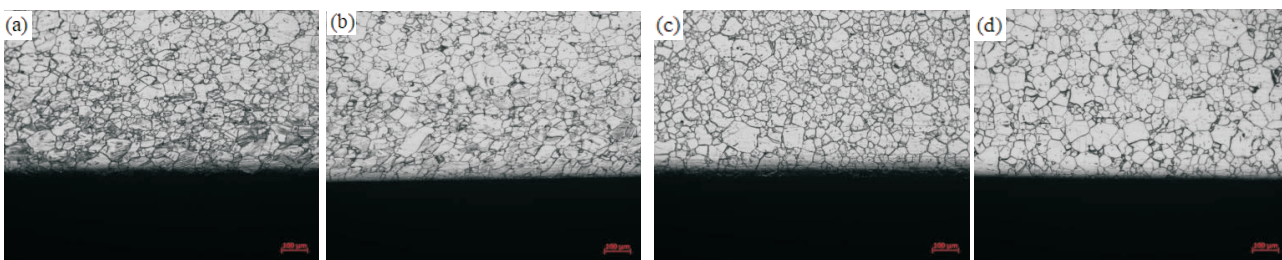
对换热管 A 和换热管 B 的母材区、胀接区、内

壁分别进行金相显微组织观察,并测定其晶粒度,经检测发现两种换热管的晶粒度相近,换热管 A 胀接区晶粒度为 7 级,换热管 B 胀接区晶粒度为 6.5 级,见图 3(a)~(b);换热管 A 母材区晶粒度为 7 级,换热管 B 母材区为 6 级,见图 3(c)~(d);观察两种换热管胀接后的内壁金相组织形貌,可发现换热管 A 胀接区内壁发生滑移位错的组织明显多于换热管 B,其位错密度也更大,见图 4(a)~(b);两种换热管的母材区内壁均未发现滑移位错,见图 4(c)~(d)。



注:(a)换热管 A 胀接区晶粒度;(b)换热管 B 胀接区晶粒度;(c)换热管 A 母材区晶粒度;(d)换热管 B 母材区晶粒度。

图 3 换热管胀接区及母材区晶粒度



注:(a)换热管 A 胀接区内壁滑移位错形貌;(b)换热管 B 胀接区内壁滑移位错形貌;(c)换热管 A 母材区内壁组织形貌;(d)换热管 B 母材区内壁组织形貌。

图 4 换热管胀接区及母材区内壁组织形貌

2.5 扫描电镜分析

2.5.1 能谱分析

对两种换热管的点(块)状物进行能谱分析

(EDS),谱图显示主要元素为 Ti、N,见图 5~图 6,推断其为 Ti(N)化合物,在扫描电镜下观察发现成型性好的换热管 B 的 Ti(N)化合物数量明显多于换热管 A。

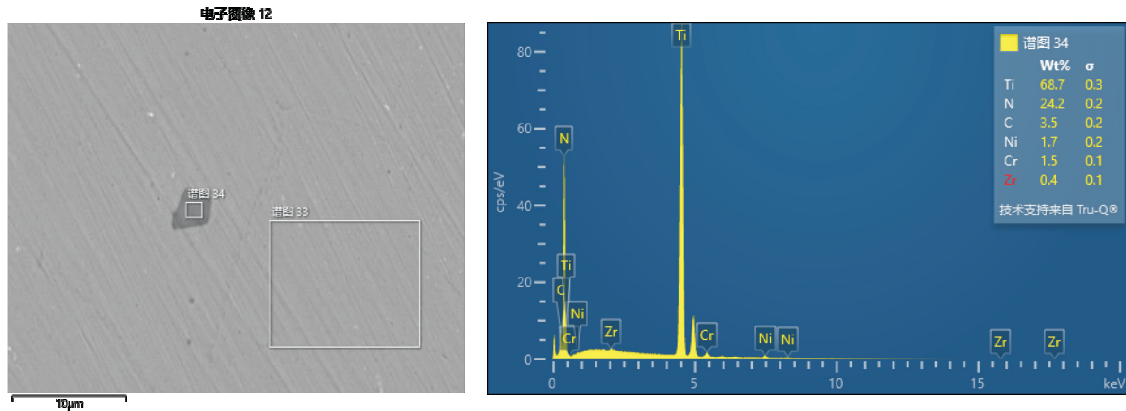


图5 换热管 A 能谱分析

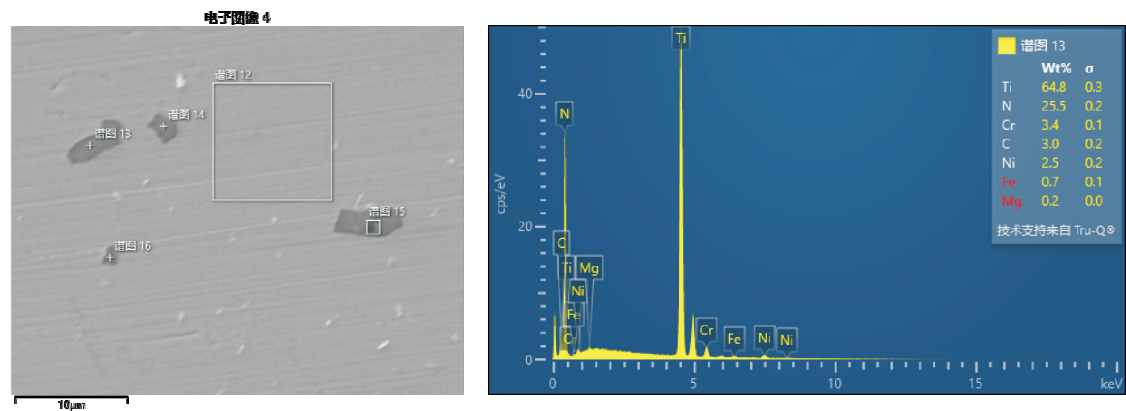


图6 换热管 B 能谱分析

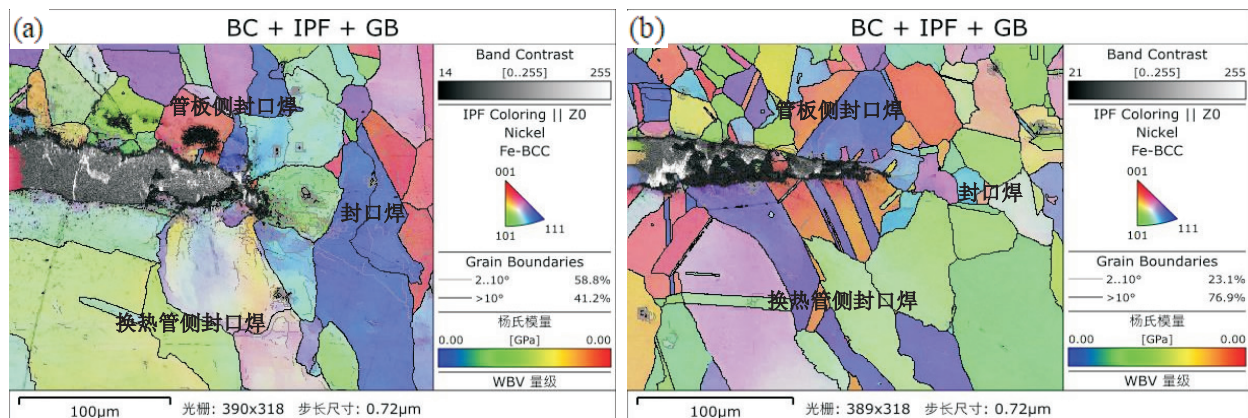
2.5.2 EBSD 分析

EBSD 所采集的位置为封口焊焊趾周边,即管板镍基堆焊侧和换热管侧的封口焊熔敷金属;换热管 A 封口焊焊趾周围的熔敷金属为无孪晶的奥氏体组织,见图 7(a);而作为对比的换热管 B 封口焊焊趾周围的熔敷金属为含孪晶的奥氏体组织,见图 7(b)。

换热管 A 中代表变形的 $2 \sim 10^\circ$ 小角度即亚晶

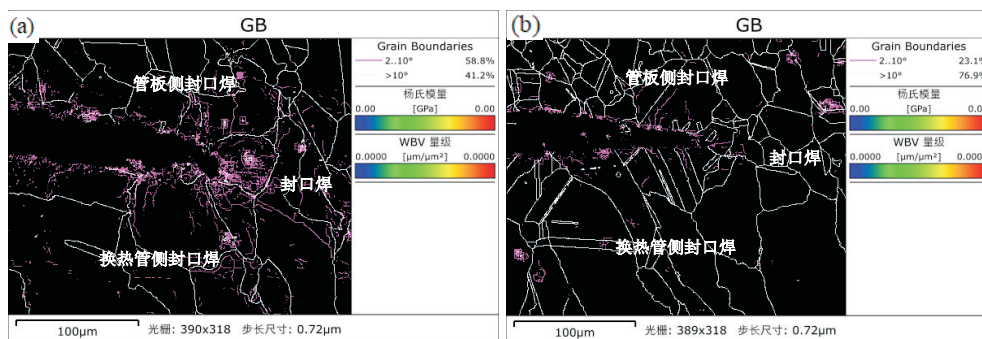
界含量为 58.8%,见图 8(a);而作为对比的换热管 B 亚晶界含量为 23.1%,见图 8(b),说明成型性差的换热管 A 焊接封口焊时变形更大。

从封口焊截面组织相互融合的现象分析,换热管 B 侧熔敷金属的流动性明显好于换热管 A 熔敷金属与管板侧熔敷金属,见图 9(a)~(b)。



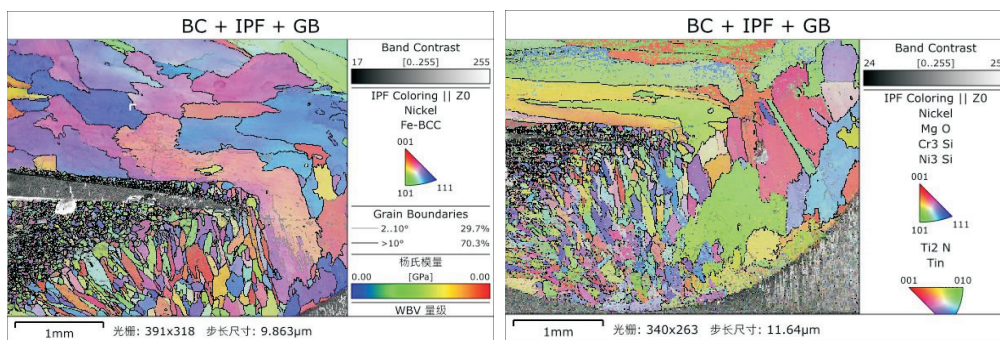
注:(a)换热管 A 焊趾周围熔敷金属组织形貌;(b)换热管 B 焊趾周围熔敷金属组织形貌。

图7 焊趾周围熔敷金属组织形貌



注:(a)换热管 A 亚晶界;(b)换热管 B 亚晶界。

图 8 换热管亚晶界



注:(a)换热管 A 封口焊熔敷金属组织形貌;(b)换热管 B 封口焊熔敷金属组织形貌。

图 9 封口焊熔敷金属组织形貌

3 结论

根据上述检测结果分析:

(1)成型性良好的换热管 B 含有较高 N 含量,其促进了更多 Ti(N)化合物形成,这些化合物的钉扎作用阻碍了位错运动,提升了材料的抗塑性变形能力;而微米级 Ti(N)颗粒,可以降低熔池表面张力,增强熔敷金属流动性^[7]。

(2)成型性不好的换热管 A 的 N 含量较换热管 B 低,Ti(N)化合物的含量相对更少,材料的抗塑性变形能力低,其在胀接时容易变形,形成的位错密度相对较大,滑移线堆积更多,所以导热性更差,金属流动性相对低,使得焊缝成型不好,是导致换热管 A 封口焊成型不好的原因之一。

(3)两种换热管母材区硬度相近,但经相同工艺胀接后二者胀接区硬度的变化有较大差异,成型性良好的换热管 B 胀接区平均硬度高于其母材硬度 21 HV,胀接后变形率为 8%;而换热管 A 胀接区平均硬度高于其母材 41 HV,胀接后变形率为 12%。通过金相观察可见换热管 A 金相组织中的孪晶和滑移线多于换热管 B,较大的变形率产生了内

应变,内应变相应提高了硬度,因此换热管 A 胀接区的硬度高于换热管 B。

(4)建议换热管 A 参照换热管 B 精准配比化学元素,热处理时析出一定的 Ti(N)化合物,胀接时控制变形速率,减少位错密度,防止更多的滑移线堆积。

参考文献:

- [1] 熊丽,王晓南,张郑辉. Inconel 690 镍基合金焊接研究进展[J]. 焊接技术,2022,51(3):12-18+113
- [2] 张红斌,李守军,胡尧和,等. 国外关于蒸汽发生器传热管用 Inconel 690 合金研究现状[J]. 特钢技术,2003(4):2-11
- [3] 郑东宏,王仕航,吕俊娥,等. Ni-Cr-Fe 合金 690 在压水堆核级承压设备中的应用[J]. 压力容器,2015,32(9):66-74
- [4] 江国焱,杜晓波,何冰. 管子管板封口焊接接头设计分析[J]. 东方电气评论,2018,32(3):82-88
- [5] 杨小杰,张丹萍,戴德平. 690 镍基合金换热管对接焊接工艺[J]. 电焊机,2021,51(7):66-69
- [6] 张立殷,杜晓波,陈峰. “华龙一号”汽水分离再热器管子管板封口焊工艺研究[J]. 东方电气评论,2018,32(1):70-73
- [7] 郭彦兵,庞亚龙,鲁艳红,等. 核电安全端 Inconel 690 合金堆焊层界面微观组织及力学性能研究[J]. 热加工工艺,2020,49(11):6-10+15

激光清洗技术在蒸汽发生器管板镍基堆焊中的应用分析

李翠玲 李恩* 江国焱 刘盛波 王育忠 张贵东

东方电气(广州)重型机器有限公司,广州 511455

摘要:压水堆核电站用蒸汽发生器管板的工作环境较为恶劣,需要承受高温高压以及腐蚀介质的侵蚀,为保证核电系统的安全,蒸汽发生器管板一回路接触表面堆焊的镍基合金堆焊层常采用带极埋弧焊或热丝 TIG 工艺进行堆焊。镍基合金焊接对清洁度要求极高,为提高管板堆焊过程中的清理效率,同时提高堆焊层质量,本文通过试验研究激光清洗工艺对堆焊层成分、组织及性能的影响,分析该技术在管板镍基堆焊中应用的可行性。

关键词:蒸汽发生器;管板;镍基合金堆焊层;清洁度;激光清洗技术

中图分类号: TG444+.2

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0051-06

Application Analysis of Laser Cleaning Technology in Nickel Base Surfacing of Steam Generator Tube Plate

LI Cuiling, LI En*, JIANG Guoyan, LIU Shengbo, WANG Yuzhong, ZHANG Guidong

(Dongfang (Guangzhou) Heavy Machinery Co., Ltd., 511455, Guangzhou, China)

Abstract: The tube sheet of the steam generator used in the pressurized water reactor nuclear power plant operates in a harsh environment and needs to withstand high temperature, high pressure, and corrosive medium. In order to ensure the safety of the nuclear power system, the welding layer of the tube sheet in the one-way contact surface is commonly welded using the submerged arc welding or hot wire TIG process. Since nickel-based alloy welding has extremely high cleanliness requirements, to improve the cleaning efficiency during the welding process and the quality of the welding layer, this paper systematically conducted experiments to analyze the influence of a new technology-laser cleaning process on the composition, micro-structure, and properties of the welding layer, and studied the feasibility of applying this technology in nickel-based cladding of tube sheets in nuclear power plants.

Key words: steam generator; tube sheet; nickel-based cladding; cleanliness requirements laser cleaning process

蒸汽发生器是核电厂核岛最重要的主要设备之一^[1-3],其功能是将一回路反应堆冷却剂堆芯带出的热量传递给二次侧工作介质(水),产生流量、压力和湿度均符合要求的饱和水蒸气,驱动汽轮机工作,从而实现热能转换为电能的热交换设备,并将带有放射性的一回路与不带放射性的二回路系

统进行隔离^[4-5]。作为连接一回路和二回路的设备,蒸汽发生器在一、二回路之间构成防止放射性外泄的重要防护屏障^[4],其中管板、U型管是蒸汽发生器实现屏障作用的最关键部件,用于隔离一、二次侧的工作介质,防止带放射性的一次侧工作介质反应堆冷却剂进入二次侧,污染二回路系统,保护

收稿日期:2025-11-20

作者简介:李翠玲(1986—),女,毕业于兰州理工大学材料学专业,硕士,高级工程师。主要从事核岛相关主设备的焊接及热处理工艺开发及应用。

李恩(1984—),男,毕业于合肥工业大学材料成型及工程专业,硕士,正高级工程师,主要从事核能相关主设备的焊接及热处理工艺开发。通信邮箱:hfutlien@163.com。

核电系统的安全。

管板作为重要的压力边界之一,工作环境较为恶劣,需要承受高温、高压并长期接触带有放射性和腐蚀性的高温冷却剂^[4]。为保证蒸汽发生器管板的强度、耐蚀性及耐高温性能,同时兼顾经济性,设计要求其母材选用合金钢 18MND5 材质,并在一次侧表面堆焊一定厚度的镍基合金堆焊层,该堆焊层的质量将直接影响整个核电系统的安全^[5],管板镍基堆焊层常选用 ERNiCrFe-7A 焊丝,采用热丝 TIG 堆焊工艺进行焊接。镍基合金堆焊过程中,对清洁度要求极高,若焊道间清理不彻底,将容易产生热裂纹、气孔等缺陷^[6-7],影响堆焊层及后续封口焊的质量^[8],造成较大的返修成本。因此为保证管板镍基堆焊层的质量,焊接过程中每道堆焊完成后,需要打磨清理焊缝表面的氧化皮等杂质,并将打磨的粉尘采用吸尘器清理干净后再进入下一道的焊接。东方重机生产的华龙一号蒸汽发生器管板,单台管板堆焊周期为 90 个班,每块管板每班焊接工作的焊道间打磨清理需要消耗约 1 小时,即堆焊层道间打磨需要消耗的工时共计约 90 小时,耗费较大的人力和时间,且手工打磨为人工操作,若打磨的粉尘没有清理干净,将带来质量隐患。

经调研,激光清洗技术可有效去除焊道表面的氧化皮等杂质^[9-10],该工艺是利用高能激光束照射工件表面,污染层快速吸收能量,形成急剧膨胀的等离子体,产生冲击波,使污染物剥离,形成粉尘颗粒,同时部分污染物在高能量作用下发生烧灼或汽化,形成烟尘,从而实现去除污染物而不损伤基体的过程^[11-12],且清洗过程中无需化学试剂、无介质,清洗形成的粉尘颗粒和烟尘可通过抽尘系统高效回收,对环境基本上不会造成污染^[13],是一种“绿色”清洗技术^[14-16]。且激光清洗设备可与设备联动,在焊接完成后进行即时清理,并自带除尘系统,将去除的氧化皮等粉尘自动清理,免去了人工的打磨清理、除尘等工作,提升效率的同时,将焊道间的清理方式由人工优化为自动,可有效的避免人因失误,保证管板镍基堆焊层质量。

为保证核电系统安全可靠,本文基于管板镍基堆焊层表面的清理工艺优化,研究了新工艺—激光清洗技术对去除镍基堆焊层表面氧化皮及杂质

的实现效果;并研究了该工艺对管板镍基堆焊层化学成分、组织及其性能的影响,最终论证该激光清洗工艺在管板堆焊层表面应用的可行性。

1 试验内容

1.1 试验准备

母材:牌号 18MND5;焊材:牌号 INCONEL52M,型号 ERNiCrFe-7A;堆焊工艺:热丝 TIG 焊;焊道表面清理:人工打磨或激光清洗(模式:脉冲,激光功率:300 W)。

1.2 试验方法

1.2.1 效果验证

按照 1.1 节材料及焊接工艺,母材上堆焊一层镍基堆焊层,采用激光清洗工艺去除焊道表面形成的氧化皮及其它杂质,验证其表面去除效果。

1.2.2 组织分析

(1)分别采用激光清洗工艺和手工打磨工艺去除堆焊层表面氧化层后,对堆焊层及热影响区表面进行金相试验,分析激光清洗工艺对堆焊层及热影响区表面组织的影响;

(2)对待焊面分别采用打磨及激光清洗后,按照 1.1 节材料及焊接工艺进行堆焊,完成后进行 EBSD 试验,分析激光清洗工艺对后续焊接的影响。

1.2.3 堆焊层质量及性能分析

采用 1.1 节材料及焊接工艺,按照产品堆焊结构(图 1),制备两幅焊接试板,分别命名为 D 试板和 J 试板。

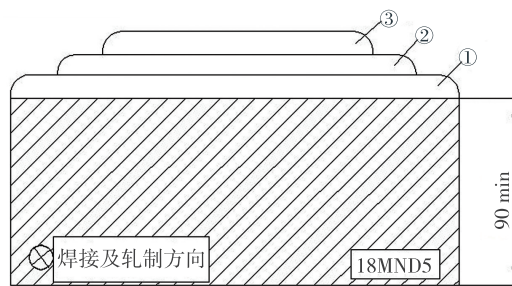


图 1 试板堆焊示意图

两幅试板均在 18MND5 表面堆焊三层镍基合金,堆焊过程中,每道焊接完成后进行清理,J 试板采用激光清洗工艺去除表面氧化皮,D 试板采用打磨工艺去除表面氧化皮。堆焊完成后对两幅试板均执行消除应力热处理,热处理制度为:保温温度 595 ~

620 ℃,保温时间 16~16.5 h。

完成堆焊后对两幅试板均进行如下检测,分析激光清洗工艺对堆焊层性能的影响:

(1)堆焊层表面渗透探伤、堆焊层超声波探伤(热处理前及热处理后)

(2)按产品设计要求,进行堆焊层化学分析(热处理前)、晶间腐蚀性能测试(热处理后)、金相检验(热处理后)、弯曲性能测试(热处理后)。

2 试验结果

2.1 效果验证结果

采用激光清洗工艺去除堆焊层表面氧化皮后,前后表面状态对比如图 2 所示,从实物可以看出该工艺可以有效去除焊道表面形成的氧化皮,焊缝表面状态较好,完全满足后续的焊接及清洁度要求。

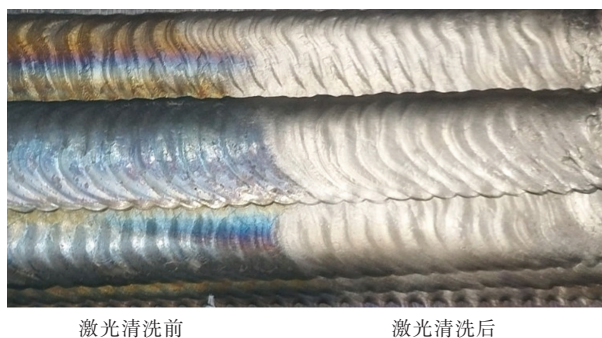


图 2 堆焊层表面激光清洗前后对比图

2.2 组织分析结果

2.2.1 金相检验结果

对采用激光清洗工艺及打磨工艺的焊接接头截取金相试样并打磨抛光后,观察边缘光滑无异常,见图 3。

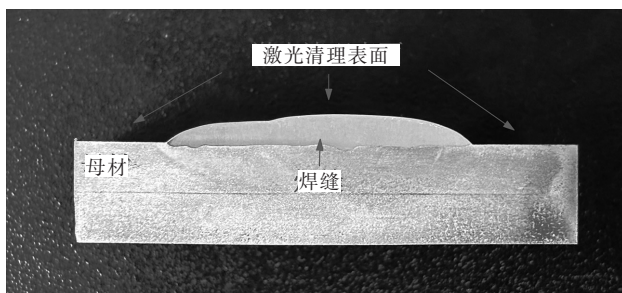
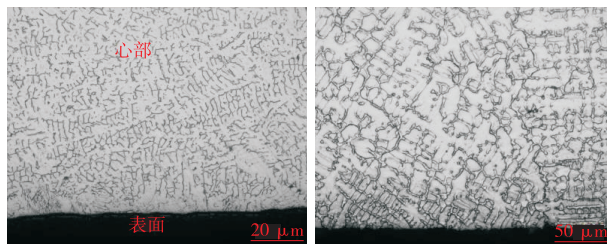


图 3 堆焊试样横截面形貌

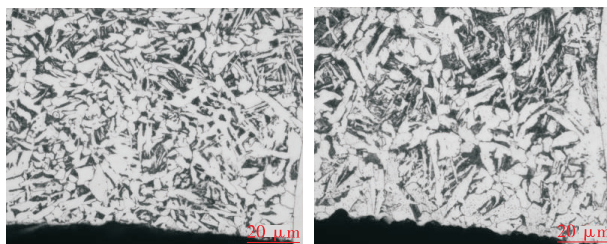
将试样打磨抛光,用 4%硝酸酒精腐蚀后,在金相显微镜下分别观察焊缝、热影响区组织,见图 4。

由图可看出两种工艺的焊缝边缘和心部组织

均为奥氏体加铁素体,组织正常,母材边缘和心部组织均为铁素体加珠光体,组织正常。此外,采用激光清洗工艺的焊缝边缘及热影响区边缘更加光滑平整,证明激光清洗工艺可以无死角去除焊缝表面氧化层及杂质,比手工打磨工艺清理效果更好。



(a)激光清洗工艺焊缝组织 (b)手工打磨工艺焊缝组织



(c)激光清洗工艺热影响区组织 (d)手工打磨工艺热影响区组织

图 4 不同清理工艺的焊缝及热影响区金相组织形貌

2.2.2 EBSD 检测结果

针对母材待焊面分别采用激光清洗工艺及机械打磨工艺后进行镍基热丝 TIG 堆焊,焊接完成后采用 EBSD 表征母材与焊缝的熔合区特征,如图 5 所示。

由图可看出,两种工艺状态下 EBSD 表征的熔合线附近各区组织均如下:焊缝组织为奥氏体(fcc)加少量铁素体(bcc),母材区为回火马氏体(bcc),熔合线结合紧密无缺陷,组织为奥氏体(fcc)加铁素体(bcc),无淬硬组织和脆性相。

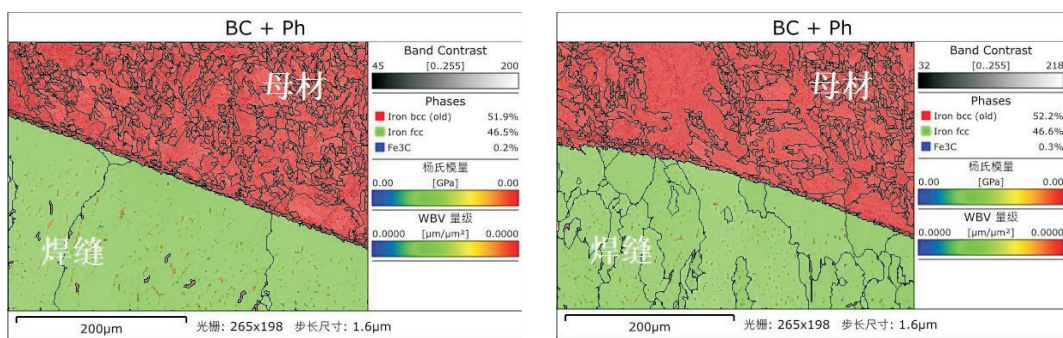
通过对比激光清洗和机械打磨状态下的 EBSD 结果,证明母材待焊面采用激光清洗工艺后对后续焊接无任何影响。

2.3 堆焊层性能试验验证结果

2.3.1 堆焊层无损检验结果分析

按照设计文件要求,对 J 试板和 D 试板在焊层及热处理态下按照标准 RCCM MC4000 的规定执行表面 PT 探伤,并按照 RCCM MC2100 和 MC2700 的规定执行 UT 探伤。

结果均未发现超标缺陷及其它异常情况,证明激光清洗工艺对焊接接头的质量未产生任何影响。



(a) 激光清理后熔合区组织形貌

(b) 打磨清理后的熔合区组织形貌

注:(EBSD 图示,红色代表 bcc,绿色代表 fcc)

图 5 激光清理后的熔合区组织形貌

2.3.2 堆焊层化学成分分析结果

按照设计文件要求,对 J 试板和 D 试板在焊态下制取化学试样,取样位置为焊态表面以下 0.5~2 mm,按照标准 RCCM MC1350 的规定进行化学成分分析,试验结果如表 1 所示。

结果显示:激光清理后堆焊层的化学成分与传统的打磨工艺差异不大,且均满足设计文件要求。证明激光清洗工艺未对堆焊层的化学成分产生较大影响。

表 1 不同清洗工艺的堆焊层化学成分分析

(wt%)

| 元素 | C | S | P | Si | Mn | Ni | Cr | Cu | Co | Mo |
|---------|-------|--------|--------|-----------|-------|---------|-------------|-------|-------|-------|
| D 试板-E1 | 0.030 | 0.001 | 0.004 | 0.14 | 0.86 | 56.3 | 29.21 | 0.01 | 0.01 | 0.19 |
| D 试板-E2 | 0.029 | 0.001 | 0.004 | 0.15 | 0.86 | 56.3 | 29.30 | 0.01 | 0.01 | 0.19 |
| J 试板-E1 | 0.028 | 0.004 | 0.005 | 0.14 | 0.85 | 57.5 | 29.25 | 0.01 | 0.01 | 0.16 |
| J 试板-E2 | 0.026 | 0.004 | 0.004 | 0.14 | 0.85 | 57.6 | 29.32 | 0.01 | 0.01 | 0.16 |
| 要求值 | ≤0.04 | ≤0.010 | ≤0.015 | ≤0.50 | ≤1.00 | 余量 | 28.00~31.50 | ≤0.30 | ≤0.06 | ≤0.50 |
| 元素 | Fe | Al | Ti | Nb+Ta | N | B | Zr | Al+Ti | 其他元素 | |
| D 试板-E1 | 11.65 | 0.12 | 0.25 | 0.76 | 0.004 | 0.001 0 | <0.001 | 0.37 | <0.50 | |
| D 试板-E2 | 11.52 | 0.12 | 0.25 | 0.77 | 0.004 | 0.001 0 | <0.001 | 0.37 | <0.50 | |
| J 试板-E1 | 10.55 | 0.11 | 0.24 | 0.78 | 0.005 | 0.000 9 | <0.001 | 0.35 | <0.50 | |
| J 试板-E2 | 10.42 | 0.11 | 0.23 | 0.79 | 0.004 | 0.000 9 | <0.001 | 0.34 | <0.50 | |
| 要求值 | ≤15 | ≤1.10 | ≤1.00 | 0.50~1.00 | 提供数据 | ≤0.005 | ≤0.020 | ≤1.50 | ≤0.50 | |
| 结论 | 合格 | | | | | | | | | |

2.3.3 堆焊层弯曲检测结果

按照设计要求,对 J 试板和 D 试板在热处理态下均切取横向侧弯试样和纵向侧弯试样,按照标准 RCCMMC1263 和 SI200 的规定进行弯曲试验,弯曲角度 180°,回弹后弯曲角度不小于 120°。

弯曲后均未发现任何开裂,试验结果合格。证明激光清洗工艺未对堆焊层的弯曲性能产生影响。

2.3.4 堆焊层硬度试验结果

按照设计要求,对 J 试板和 D 试板在热处理态下制取硬度试样,取样示意图 6 所示,按照标准 RCCM MC1280 和 SI500 的规定对堆焊层、热影响区及母材区域进行维氏硬度试验,每个区域打三个点

(间距 1 mm),施加载荷为 98 N,结果见表 2。

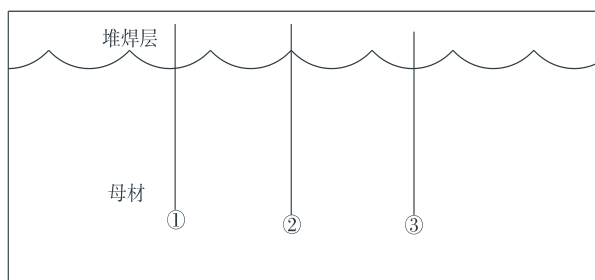


图 6 硬度取样示意图

从试验结果可以看出,且两种工艺下的各区硬度值均无较大差异,均符合设计要求,证明激光清洗工艺未对焊接接头的的硬度值产生影响。

表 2 不同清洗工艺的焊接接头硬度值(HV10)

| | 堆焊层 | 热影响区 | 母材 |
|----------|-------------|-------------|-------------|
| D 试板-线 1 | 174/173/171 | 213/210/207 | 202/201/207 |
| J 试板-线 1 | 184/181/177 | 223/216/206 | 191/193/196 |
| D 试板-线 2 | 170/181/179 | 215/216/203 | 200/202/201 |
| J 试板-线 2 | 177/180/178 | 216/225/213 | 192/198/196 |
| D 试板-线 3 | 176/169/178 | 213/218/204 | 209/205/212 |
| J 试板-线 3 | 184/174/180 | 219/215/216 | 203/201/201 |
| 要求值 | 提供数据 | ≤350 | 提供数据 |

2.3.5 堆焊层晶间腐蚀试验结果

按照设计要求,对 J 试板和 D 试板制取晶间腐蚀试样,按照 RCCM MC1310 和 SI600 的要求进行晶间腐蚀试验,试验状态分别为焊态、焊态+敏化态以及热处理态,敏化制度为:采用 B 法,在 5 分钟内,加热至 $700\text{ }^{\circ}\text{C}\pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$,保温 30 分钟,然后以 $60\text{ }^{\circ}\text{C}\pm 5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 的速度缓冷至 $500\text{ }^{\circ}\text{C}$,之后空冷。

试验结果均无晶间腐蚀倾向及其它异常。证明激光清洗工艺未对堆焊层的晶间腐蚀性能产生任何影响。

3 产品应用效果

激光清洗技术已成功应用于华龙一号 ZH-65 型蒸汽发生器的管板镍基堆焊,该技术有效替代了焊道间的人工打磨清理,不仅改善了焊工的工作条件,还避免了人工清理不彻底带来的质量风险,并可与焊接过程同步执行,自动完成除尘工作。经统计,该技术的应用使单台管板的堆焊周期减少了 11 天左右,不仅有效保障了堆焊层质量,还大幅度提升了产品的制造效率。



图 7 激光清洗技术在管板堆焊中的应用展示

4 结论

经过全面的试验及分析,验证了激光清洗工艺可有效去除管板镍基堆焊层表面的氧化皮等杂质,比传统的机械打磨具有更好的清理效果,且未对焊接接头的质量、组织、成分及性能造成任何不利影响,各项指标均满足设计要求,具备应用可行性,可用于蒸汽发生器管板热丝 TIG 焊的焊道清理,得到以下结论。

(1)激光清洗工艺可有效的去除蒸汽发生器镍基堆焊层表面的氧化皮等杂质,满足后续焊接清洁度要求。

(2)激光清洗工艺对堆焊层及母材的组织未造成任何影响。

(3)采用激光清洗工艺清理待焊面后进行 Ni 基堆焊,对母材与焊缝熔合区的组织结构未产生影响。

(4)激光清洗工艺对焊接接头质量及堆焊层的化学成分、弯曲性能、硬度值及晶间腐蚀性能均未造成任何影响,各项指标均满足设计要求。

(5)激光清洗工艺可以实现无死角的去除焊缝及母材表面氧化皮和杂质,较传统的机械打磨工艺效果更好。

(6)激光清洗工艺可有效代替焊道间的人工打磨清理,不仅保障了产品堆焊层质量,还提升了产品制造效率。

该工艺的应用可替代传统的人工机械打磨,不仅可以提高蒸汽发生器制造的自动化水平,并在提升效率的同时,可有效避免人因失误,保证管板镍基堆焊层质量,更好的保障了核电设备及系统的安全。

参考文献:

- [1] 李双燕,张茂龙. 百万千瓦级核岛主设备蒸汽发生器焊接制造技术(上)[J]. 金属加工(热加工),2012(24):16-19
- [2] 吴新丽,邹杰,李恩,等. 蒸汽发生器关键焊接技术[J]. 电焊机,2019,49(4):49-53
- [3] 刘国徽. 蒸汽发生器封口焊管孔熔损分析及返修工艺[J]. 焊接技术,2024,53(6):55-59
- [4] 沈天阔. 核电站蒸汽发生器管板镍基合金堆焊质量的控制

- [J]. 金属加工(热加工),2021(7):29-32
- [5] 宋冠宇,陈鹏,肖巍,等. 核电蒸汽发生器管板制造过程中的质量控制[J]. 电力安全技术,2023,25(12):71-74
- [6] 逯来俊,杨帆,王延平,等. 镍基合金在高压换热器制造中的应用[J]. 电焊机,2011,41(12):82-84
- [7] 靳红梅,任世宏,李永红,等. 镍基合金在异种钢焊接中的应用[J]. 电焊机,2009,39(4):148-150
- [8] 岑龙涛,王保满,王伟波,等. 华龙一号蒸汽发生器管子管板密封焊缝的质量监督控制[J]. 设备监理,2023(4):16-18
- [9] 张魁武. 激光清洗技术评述[J]. 应用激光,2002(2):264-268
- [10] 陈云鹏,程宗辉,蔡绪康,等. 激光清洗 TC4 钛合金表面吸波涂层工艺优化研究[J]. 航空精密制造技术,2024,60(2):5-9
- [11] 郭晓艳. 激光清洗原理及应用[J]. 科技资讯,2009(8):1-2
- [12] 俞鸿斌. 金属表面激光清洗技术研究[D]. 华中科技大学,2015
- [13] 宋峰,刘淑静,牛孔贞,等. 激光清洗原理与应用研究[J]. 清洗世界,2005(1):1-6
- [14] 成健,方世超,刘顿,等. 金属表面激光清洗技术及其应用[J]. 应用激光,2018,38(6):1028-1037
- [15] 付冰. 激光表面清洗的原理和实际应用[J]. 洗净技术,2004(9):31-34
- [16] 王海将,刘伟崑,余跃,等. 金属表面污染物的激光清洗研究现状与展望[J]. 内燃机与配件,2016(8):75-78

新型电力系统下风力发电的无功补偿与电压调节方法

黄秋月¹ 刘运龙¹ 许奎²

1. 广西君能电力勘察设计有限公司, 南宁 530000; 2. 武汉蕃华施工图设计审查有限公司, 武汉 430000

摘要:本文聚焦于新型电力系统环境下风力发电面临的无功补偿与电压调节问题展开深入研究,阐述了风力发电系统的原理及类型,分析新型电力系统对其产生的影响。详细探讨传统和新型无功补偿方法,包括电容器、电抗器、SVC、SVG等,给出无功补偿容量计算方法。同时,研究基于风机控制和电网侧的电压调节措施,推导并应用电压调节公式。通过实际案例分析,验证所提方案显著提升了电网电压稳定性与电能质量。最后对未来相关研究方向进行展望,旨在为推动风力发电在新型电力系统中的高效、稳定运行提供理论与实践参考。

关键词:新型电力系统; 风力发电; 无功补偿; 电压调节

中图分类号: TM73

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0057-05

Reactive Power Compensation and Voltage Regulation Method of Wind Power Generation under Smart Grid

HUANG Qiuyue¹, LIU Yunlong¹, XU Kui²

(1. Guangxi Junneng Electric Power Survey and Design Co., Ltd., 530000, Nanning, China;

2. Wuhan Fanhua Construction Drawing Design Review Co., Ltd., 430000, Wuhan, China)

Abstract: This paper focuses on the reactive power compensation and voltage regulation of wind power generation in the new power system environment, expounds the principle and types of wind power generation system, and analyzes the impact of the new power system on it. The traditional and new reactive power compensation methods are discussed in detail, including capacitor, reactor, SVC, SVG, etc., and the calculation method of reactive power compensation capacity is given. At the same time, the voltage regulation measures based on wind turbine control and grid side are studied, and the voltage regulation formula is derived and applied. Through the actual case analysis, it is verified that the proposed scheme significantly improves the voltage stability and power quality of the power grid. Finally, the future research directions are prospected, aiming to provide theoretical and practical reference for promoting the efficient and stable operation of wind power generation in the new power system.

Key words: new power system; wind power generation; reactive power compensation; voltage regulation

在全球能源转型的大背景下,新型电力系统作为现代电力系统的核心发展方向,正日益受到广泛关注。风能作为一种清洁、可再生且储量丰富的能源,在新型电力系统中的地位愈发重要。风力发电

的大规模接入,为缓解能源危机与环境压力提供了有效途径。然而,由于风能的随机性、间歇性和波动性,使得风力发电在并入新型电力系统时,不可避免地带来了一系列问题,其中无功补偿与电压调

收稿日期: 2025-06-06

作者简介:黄秋月(1984—),女,本科,工程师,主要从事发电厂和变电站电气设计工作。

刘运龙(1980—),男,硕士,工程师,主要从事发电厂和变电站电气设计工作。

许奎(1983—),男,硕士,高级工程师,主要从事供配电设计和审查工作。

节问题尤为突出。

1 风力发电系统概述

1.1 风力发电原理与类型

风力发电的基本原理如图 1 所示,利用风力带动风轮旋转,将风能转化为机械能,再通过发电机将机械能转化为电能。风轮在风力作用下产生的转矩,驱动发电机转子旋转,进而在发电机定子绕组中感应出电动势,实现电能的输出,其能量转换过程可通过贝茨理论进行解释^[1]。根据该理论,风能转化为机械能的最大效率为 59.3%,即风轮捕获的风能存在理论上限。

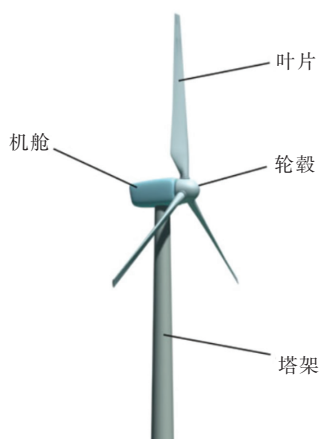


图 1 水平轴风力发电机结构示意图

1.2 新型电力系统对风力发电的影响

新型电力系统的出现为风力发电带来了前所未有的机遇。新型电力系统凭借其强大的信息采集与处理能力,能够实时监测风力发电场的运行状态、风速、风向等信息,通过精准的数据分析和预测,实现对风力发电的优化调度。通过对风速的精确预测,提前调整风电机组的运行参数,使其在最佳工况下运行,提高风能利用效率,增加发电量^[2]。新型电力系统的灵活输电技术,如柔性交流输电系统(FACTS)和高压直流输电(HVDC)技术,能够有效增强电网对风电的接纳能力,减少风电远距离传输过程中的电能损耗,扩大风电的消纳范围,使得风力发电能够更广泛地应用于电力市场。

2 无功补偿方法

2.1 无功补偿原理

无功补偿的核心原理是通过在电力系统中引

入特定的无功补偿装置,产生与负载所需无功功率大小相等、方向相反的无功功率,以抵消负载的无功需求,从而实现电力系统无功功率的平衡。其目的在于提高电力系统的功率因数,降低线路损耗,改善电压质量,增强电力系统的稳定性和可靠性。在交流电路中,功率可分为有功功率 P 、无功功率 Q 和视在功率 S ,它们之间的关系满足公式 $S^2 = P^2 + Q^2$ 。当电力系统中存在大量感性负载时,如异步电动机、变压器等,负载电流会滞后于电压,导致无功功率需求增加^[3]。此时,系统的功率因数 ($\cos\varphi = \frac{P}{S}$)降低,使得发电机发出的视在功率中,无功功率所占比例增大,从而降低了电力系统的输电效率,并增加了线路损耗^[4]。

2.2 传统无功补偿方法

2.2.1 电容器补偿

电容器补偿是一种最为常见的无功补偿方式,其原理基于电容器在交流电路中能够产生容性无功功率的特性。当将电容器与感性负载并联接入电力系统时,电容器会向系统注入容性无功功率,从而抵消感性负载所消耗的感性无功功率,实现无功补偿的目的。电容器补偿具有结构简单、成本低廉、安装方便等优点,在低压配电网和一些对电能质量要求相对不高的工业场所得到了广泛应用。在工厂的配电系统中,可根据负载的无功需求,在低压母线或电动机旁安装适当容量的电容器组,以提高功率因数,降低线路损耗^[5]。

2.2.2 电抗器补偿

电抗器在无功补偿中主要用于补偿系统中的容性无功功率。当电力系统中存在过多的容性无功功率时,如在长距离输电线路中,由于线路电容的存在,会产生较大的容性无功功率,可能导致系统电压升高。此时,通过接入电抗器,可以吸收系统中的容性无功功率,使系统的无功功率达到平衡,从而稳定电压。电抗器补偿通常采用并联电抗器的形式,将其连接在输电线路的末端或变电站的母线上。并联电抗器的电感值可根据系统的容性无功功率需求进行选择,通过调节电抗器的投入数量或容量,实现对容性无功功率的有效补偿。

2.3 新型无功补偿技术

2.3.1 静止无功补偿器(SVC)

静止无功补偿器(SVC)是一种重要的动态无功补偿装置,它主要由晶闸管控制电抗器(TCR)、晶闸管投切电容器(TSC)以及滤波器等部分组成。其工作原理是通过控制晶闸管的导通角,调节TCR的电抗值,从而实现对无功功率的连续调节;同时,TSC可根据系统无功需求的变化,分组投切电容器,以实现快速、准确的无功补偿^[7]。SVC能够快速响应系统无功功率的变化,实时调节无功输出,有效抑制电压波动和闪变,提高电力系统的稳定性和电能质量。在冶金、电气化铁路等对电能质量要求较高且负荷变化频繁的行业中,SVC得到了广泛应用。

2.3.2 静止无功发生器(SVG)

静止无功发生器(SVG)是一种基于电力电子技术的新颖无功补偿设备,它采用可关断大功率电力电子器件(如IGBT)组成自换相桥式电路,通过调节桥式电路交流侧输出电压的幅值和相位,实现对无功功率的快速、精确控制^[8]。与传统无功补偿装置相比,SVG具有诸多显著优势。它的响应速度极快,通常可在10ms以内完成从额定容性无功功率到额定感性无功功率的转换,能够快速应对系统无功功率的突变,有效抑制电压闪变,为电力系统提供更加稳定的无功支撑。

2.4 无功补偿容量计算

无功补偿容量的准确计算是实现有效无功补偿的关键环节,其计算方法通常基于电力系统的负荷特性和功率因数要求。常见的计算方法包括基于功率因数的计算法和基于无功功率曲线的计算法。

基于功率因数的计算法,其计算公式为:

$$Q_c = P \times (\tan \varphi_1 - \tan \varphi_2)$$

其中, Q_c 为无功补偿容量(kvar), P 为负荷的有功功率(kW), φ_1 为补偿前功率因数角的正切值, φ_2 为补偿后功率因数角的正切值。

假设某工厂的有功功率为($P = 500$ kW),补偿前功率因数 $\cos \varphi_1 = 0.7$,则

$$\tan \varphi_1 = \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \varphi_1} - 1} \approx 1.02$$

若要将功率因数提高到($\cos \varphi_2 = 0.9$),则

$$\tan \varphi_2 = \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \varphi_2} - 1} \approx 0.48$$

根据上述公式,可计算出所需的无功补偿容量为:

$$Q_c = 500 \times (1.02 - 0.48) = 270 \text{ kvar}$$

基于无功功率曲线的计算法则是通过对电力系统负荷的无功功率变化进行实时监测和分析,绘制出无功功率曲线,然后根据曲线的变化趋势和补偿目标,确定合适的无功补偿容量。这种方法能够更准确地反映系统的无功需求变化,但需要较为复杂的数据采集和分析系统支持。在实际工程应用中,还需要考虑到无功补偿装置的安装位置、系统的谐波情况以及未来负荷的增长等因素,对计算结果进行适当的修正和调整,以确保无功补偿装置能够长期、稳定、有效地运行,实现最佳的无功补偿效果。

3 电压调节方法

3.1 电压调节原理

在新型电力系统中,风力发电的接入使得电网的电压稳定性面临严峻挑战。电压调节的核心目的在于确保电网各节点的电压能够始终维持在规定的允许范围内,从而保证电能质量,满足各类电力设备的正常运行需求。当风力发电输出功率发生波动时,电网中的无功功率分布会随之改变,进而导致电压出现偏差。若电压偏差超出允许范围,将对电力设备的性能和寿命产生严重影响,甚至可能引发电力系统的故障。因此,通过有效的电压调节手段,能够补偿因风电功率波动而引起的电压变化,维持电网电压的稳定,提高电力系统的可靠性和安全性。

3.2 基于风机控制的电压调节

3.2.1 变桨距控制

变桨距控制是一种通过调节风机叶片的桨距角来改变风机捕获风能的能力,从而实现对风机输出功率和电压进行调节的方法^[16]。当风速高于额定风速时,风机控制系统会根据实时监测到的风速和输出功率等信息,自动调整叶片的桨距角,使叶片与风向的夹角增大,减小叶片对风能的捕获面积,降低风机的输出功率,以避免风机因过载而损

坏。同时,通过精确控制桨距角的变化,可以有效地维持风机输出电压的稳定。

3.2.2 变速恒频控制

变速恒频控制是现代风力发电系统中广泛应用的一种先进控制技术,其主要原理是通过调节发电机的转速,使其能够跟随风速的变化而灵活调整,从而确保风机在不同风速条件下都能以最佳的效率运行,并实现稳定的电能输出。在变速恒频控制中,风机的发电机通常采用双馈感应发电机(DFIG)或永磁同步发电机(PMSG)等类型。以双馈感应发电机为例,通过在转子侧接入变频器,可以实现对转子电流的频率、幅值和相位的精确控制。

3.3 电网侧电压调节措施

有载调压变压器是一种在变压器运行过程中能够实现带负载调节电压的设备,它通过在变压器内部设置有载分接开关,实现对变压器绕组匝数的调整,从而改变变压器的变比,达到调节电压的目的^[17]。在实际应用中,有载调压变压器通常安装在变电站的高压侧或中压侧,通过对其分接头的调整,可以有效地调节变电站母线的电压,进而影响整个电网的电压分布。有载调压变压器的调压范围一般在 $\pm 5\% \sim \pm 20\%$ 之间,具体的调压范围和调压精度取决于变压器的型号和设计参数。

3.4 电压调节公式推导与应用

在电力系统中,电压调节与无功功率的分布密切相关。根据电力系统的基本原理,可推导出电压调节的相关公式。对于一条简单的输电线路,其电压降的计算公式为:

$$\Delta U = \frac{PR + QX}{U}$$

其中, ΔU 为电压降(V), P 为线路

传输的有功功率 kW, Q 为线路传输的无功功率(kvar), R 为线路电阻(Ω), X 为线路电抗(Ω), U 为线路额定电压(V)。

从该公式可以看出,当线路传输的无功功率(Q)发生变化时,电压降 ΔU 也会相应改变。通过调整无功补偿设备的投切,改变系统中的无功功率分布,就可以实现对电压的调节。

假设有一个风力发电场接入电网,其输电线路的电阻 $R = 0.5 \Omega$, 电抗 $X = 2 \Omega$, 额定电压 $U = 10 \text{ kV}$ 。在某一时刻,线路传输的有功功率 $P = 500 \text{ kW}$,

无功功率 $Q = 300 \text{ kvar}$, 则此时的电压降为:

$$\Delta U = \frac{500 \times 0.5 + 300 \times 2}{10 \times 1000} = 0.085 \text{ kV} = 85 \text{ V}$$

若通过投入一组电容器,向系统注入 100 kvar 的容性无功功率,此时无功功率变为 $Q' = 300 - 100 = 200 \text{ kvar}$, 则新的电压降为:

$$\Delta U' = \frac{500 \times 0.5 + 200 \times 2}{10 \times 1000} = 0.065 \text{ kV} = 65 \text{ V}$$

对比 ΔU 和 $\Delta U'$ 可知,通过无功补偿设备的调节,电压降减少了 $85 - 65 = 20 \text{ V}$, 从而实现了对电压的提升,提高了电能质量。在实际工程应用中,可根据具体的电网参数和运行情况,利用上述公式进行电压调节的计算和分析,为无功补偿设备的配置和控制提供依据。

4 案例分析

4.1 某风电场实际情况介绍

本案例选取的风电场位于内蒙古自治区,该地区风能资源丰富,具有良好的风力发电条件。风电场总装机容量为 50 MW , 共安装了 25 台单机容量为 2 MW 的风力发电机组。这些风机采用了先进的双馈感应发电机技术,具备一定的无功调节能力,但由于风电场规模较大,且所处电网相对薄弱,在风电接入后,电网的电压稳定性和电能质量仍面临较大挑战。

4.2 无功补偿与电压调节方案实施

针对该风电场的实际情况,制定了一套综合的无功补偿与电压调节方案。在无功补偿方面,采用了静止无功发生器(SVG)与电容器组相结合的方式。在升压站的 110 kV 母线侧安装了一台容量为 10 Mvar 的 SVG, 用于实时跟踪系统无功功率的变化,快速、精确地调节无功输出,抑制电压波动。同时,在 35 kV 集电线路分组配置了电容器组,根据不同时段的无功需求,进行有级投切,以补充系统的无功功率。在电压调节方面,充分利用风机的变桨距控制和变速恒频控制功能,结合有载调压变压器和无功补偿设备的协同调节。风机的变桨距控制系统根据风速和输出功率的变化,实时调整叶片桨距角,控制风机的输出功率,从而维持风机端电压的稳定。变速恒频控制系统通过调节发电机的

转速和无功功率输出,实现对风机运行状态的优化,进一步提高电压稳定性^[18]。

4.3 实施效果评估

通过对方案实施前后的数据对比分析,评估该方案对电压稳定性和电能质量的改善效果。在电压稳定性方面,实施前,风电场并网点电压在风速变化较大时,波动范围可达 $\pm 10\%$ 以上,严重超出了电网允许的电压偏差范围($\pm 5\%$)。实施后,通过无功补偿设备和电压调节措施的协同作用,电压波动得到了有效抑制,电压偏差基本控制在 $\pm 3\%$ 以内,满足了电网对电压稳定性的要求。

在电能质量方面,实施前,由于风机从电网吸收大量无功功率,导致电网的功率因数较低,平均功率因数仅为0.8左右。这不仅增加了线路损耗,还降低了电网的输电效率。实施后,通过SVG和电容器组的无功补偿,平均功率因数达到了0.95以上,有效减少了线路损耗,提高了电网的输电效率,如表1所示。

表1 实施效果评估表

| 项目 | 实施前 | 实施后 |
|-------|---------------|--------------|
| 电压波动 | $\pm 10\%$ 以上 | $\pm 3\%$ 以内 |
| 电压合格率 | 80% | 95%以上 |
| 功率因数 | 0.8 | 0.95以上 |

通过对谐波含量的监测,发现实施前,由于风机和电力电子设备的运行,电网中的谐波含量较高,部分谐波分量超出了国家标准限值。实施后,通过优化风机的控制策略和配置谐波滤波器,谐波含量得到了有效控制,各次谐波分量均满足国家标准要求,保障了电网的电能质量。综上所述,该无功补偿与电压调节方案在该风电场的实施取得了显著成效,有效提高了电压稳定性和电能质量,为风电场的安全、稳定、高效运行提供了有力保障。

5 结语

随着新型电力系统的不断发展和风力发电规模的持续扩大,无功补偿与电压调节已成为保障风力发电可靠接入电网的关键技术。本文深入探讨了新型电力系统下风力发电的无功补偿与电压调节方法,取得了一系列具有重要理论与实践价值的成果。新型电力系统下风力发电的无功补偿与电压调节领域前景广阔,通过不断的技术创新和探索,将为风力发电的大规模、高效、稳定接入新型电力系统提供坚实的技术支撑,推动可再生能源的可持续发展。

参考文献:

- [1] 赖福兴. 风电场无功功率容量动态评估方法研究[D]. 华北电力大学(北京), 2020
- [2] 柴建云, 赵杨阳, 等. 虚拟同步发电机技术在风力发电系统中的应用与展望[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(9): 17-25+68
- [3] 王耀翔, 戴朝波, 杨志昌, 等. 考虑风电机组无功潜力的风电场无功电压控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(24): 83-90
- [4] 陈波, 熊华强, 舒展, 等. 含同步调相机的直流换流站稳态无功协调控制策略[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(11): 156-164
- [5] 李昊, 全义, 赵成勇, 等. 大规模风电接入的特高压混合级联直流系统送端无功协调控制策略[J]. 现代电力, 2023, 40(2): 210-218
- [6] 郑凯凯, 陈洁, 王小军, 等. 基于无功功率分解的DFIG与STATCOM的功率协调控制[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(6): 1-8+17
- [7] 朱宏超, 沈轶君, 熊鸿韬, 等. 调相机与静态无功补偿装置的容量配置和协调控制策略[J]. 电力科学与技术学报, 2021, 36(6): 47-55
- [8] 王玉婷, 李鹏. 大规模风电并网无功电压协调控制策略研究[J]. 电工电能新技术, 2019, 38(3): 47-55

新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统研究

李锋¹ 李峰¹ 郑磊¹ 杨荣杰¹ 王洪祥¹ 张敏² 范建新² 王立森²

1. 贵州北盘江电力股份有限公司董箐分公司, 贵州 贞丰 562200; 2. 东方电气自动控制工程有限公司, 四川 德阳 618000

摘要: 本文主要以水轮机筒形阀数字缸控制系统为设计研究对象。通过对第三代大型水轮机筒形阀控制系统的研究分析, 提出一套具有热备双冗余、双位置环数字液压伺服控制组件、双环网功能的筒形阀数字量化缸控制系统。与常规筒形阀控制系统相比, 新控制系统具备更好的容错能力、更高的同步精度, 为水电站采用第三代筒形阀控制提供高稳定性、高可靠性方案。

关键词: 水轮机; 筒形阀控制; 数字伺服系统; 数字缸

中图分类号: TV735

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0062-07

Research on the Digital Cylinder Control System of A New Type of Large-scale Hydraulic Turbine Barrel Valve

LI Feng¹, LI Feng¹, ZHENG Lei¹, YANG Rongjie¹, WANG Hongxiang¹,
ZHANG Min², FAN Jianxin², WANG Lisen²

(1. Dongqing Branch, Guizhou Beipanjiang Electric Power Co., Ltd., 562200, Zhenfeng, Guizhou, China;

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

Abstract: This paper mainly takes the digital cylinder control system of hydraulic turbine barrel valve as the design research object. Through the research and analysis of the third-generation large-scale hydraulic turbine barrel valve control system, a set of cylindrical valve digital quantitative cylinder control system with hot standby double redundancy, double position loop digital hydraulic servo control assembly and double ring network function is proposed. Compared with the conventional cylindrical valve control system, the new control system has better fault tolerance and higher synchronization accuracy, which provides a high-stability and high-reliability solution for the third-generation cylindrical valve control in hydropower stations.

Key words: hydro turbine; cylindrical valve control; digital servo system; digital cylinder

筒形阀是水轮发电机组中的一种关键进水阀门, 主要作用是隔断或接通进水管。筒形阀的可靠开启与关闭直接关系到水轮发电机组的安全运行。筒形阀控制系统作为筒形阀的电气核心部件, 其核心任务是实现多个筒形阀接力器的同步开启或关闭。该系统不仅需要具备稳定性和可靠性, 还应具备较强的容错能力和高精度的同步运动控制能力, 以保障水轮发电机组的安全运行, 避免重大事故的发生。

目前, 行业内应用的筒形阀控制方法包括链条式机械控制系统、同轴油马达式电液控制系统、全数字集成式电液控制系统等方案。这些方法各有特点, 其中全数字集成式电液控制系统是目前最先进的技术, 被称为第三代筒形阀控制系统。

本文的研究重点是从系统结构的角度出发, 探索如何设计出具备更高容错能力和同步精度的筒形阀控制系统, 以进一步提升水轮发电机组的安全性和运行效率。

收稿日期: 2025-07-22

作者简介: 李锋(1987—), 男, 高级工程师, 现在贵州北盘江电力股份有限公司主要从事水电厂运行管理工作。

1 筒形阀控制系统现状分析

东方电气集团在 2009 年提出了全数字集成式筒形阀电液同步控制系统^[1],该系统将步进电机的转动数字量转换成筒形阀接力器液压数字量,使得接力器位置控制精度达到了 0.1 mm 甚至更高,解决了同步分流器电液同步、电液伺服阀同步、先导式比例阀电液同步等系统同步性差、液压管路复杂、调试周期长等问题。通过对目前国内主要水电站筒形阀运用情况的对比,如表一所示,全数字集成式液压缸电液同步系统在筒形阀控制领域优势明显,将成为未来筒形阀控制策略的首选。

表 1 筒形阀同步系统对比

| 同步控制方式 | 同步性能 |
|---------------|--|
| 同步分流器电液同步 | 运行可靠性较高,但也存在运行初期发生卡阻现象,以及各接力器之间行程差值过大等问题 |
| 先导式比例阀电液同步 | 可靠性较差,存在机组运行期间筒形阀经常卡阻等问题 |
| 全数字集成式液压缸电液同步 | 运行可靠性较高,发生卡阻现象极少 |

通过对基于步进电机数字缸液压同步研究,发现该系统还存在以下核心问题待解决:

(1) 控制器容错能力不足。目前普遍应用的基于步进电机驱动的数字液压缸液压同步控制系统,作为执行机构的核心控制单元均采用单一控制器架构,缺乏必要的冗余设计。当控制器发生故障时,这将直接导致整个控制系统的功能性失效;

(2) 开启关闭速率低。原步进电机的转速范围很窄,在保证出力 $6 \text{ N}\cdot\text{m}$ 的条件下,只能在 200 rpm 以下范围工作。基于步进电机数字缸液压同步控制系统正常开启或关闭一次筒阀时间长达 90 s,特别是在事故关阀情况下,过长的关闭时间会危及电厂安全。

(3) 现场抗干扰能力弱。基于步进电机数字缸液压同步控制系统采用脉冲控制,驱动器现场抗干扰能力较弱。驱动器在安装过程中需要单独配置绝缘安装板。

(4) 步进电机信号电缆和控制电缆工艺要求严格:控制电缆需两端屏蔽,输入信号电缆单端屏蔽,多余线要剪掉并做绝缘处理,信号电缆电压对地最

高不许超过 60 VDC。

(5) 基于步进电机数字缸液压同步控制系统驱动器无自诊断和状态监测功能。

(6) 基于步进电机数字缸液压同步控制系统需要反馈外部位置闭环到 CPU,降低了实时性,增加了 PLC 的运算负荷。

在现有技术中,已有行业专家提出了《一种筒形阀冗余控制装置》^[2]来解决筒形阀控制系统的控制器容错问题,该系统包括断路器、电源模块、输入信号、主用控制器、备用控制器以及输出信号。输入信号同时接入主用控制器和备用控制器,两个控制器同时运算,同时,如果控制器有故障,故障信号会通过控制器输出模块直接接入到另一个控制器输入模块,如果主用控制器没有故障,主用控制器输出模块控制系统,如果主用控制器有故障,备用控制器正常,备用控制器的输出模块控制系统。

上述技术方案在实际使用过程中,会出现以下问题:

(1) 该冗余方式属于重复配置系统部分部件进行被动冗余,即当其中主用控制器发生故障时,备用控制器才介入控制工作,主备控制器只能被动进行切换,备用控制器长时间不参与控制易发生故障,降低系统可靠性。

(2) 主备控制切换过程中存在较大扰动,扰动有可能造成筒形阀卡阻,进而在紧急关闭筒形阀过程中危及机组安全。

(3) 出现单侧通讯故障时控制系统就会进行主备切换,降低系统稳定性。

(4) 不具备双网段 IEC61850 通讯功能,不利于监控系统对筒形阀控制系统进行监控。

2 新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统

2.1 新型控制系统特点

为解决上述问题,进一步提高筒形阀控制系统的同步性能以及稳定可靠性,推动筒形阀控制系统在水电站建设的运用。经过长期调研,现提出以下方案供讨论研究:

新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统是一种高度集成化的智能控制系统,主要由以下核心组件构成:双 CPU 热备冗余控制器、双位置环数字液

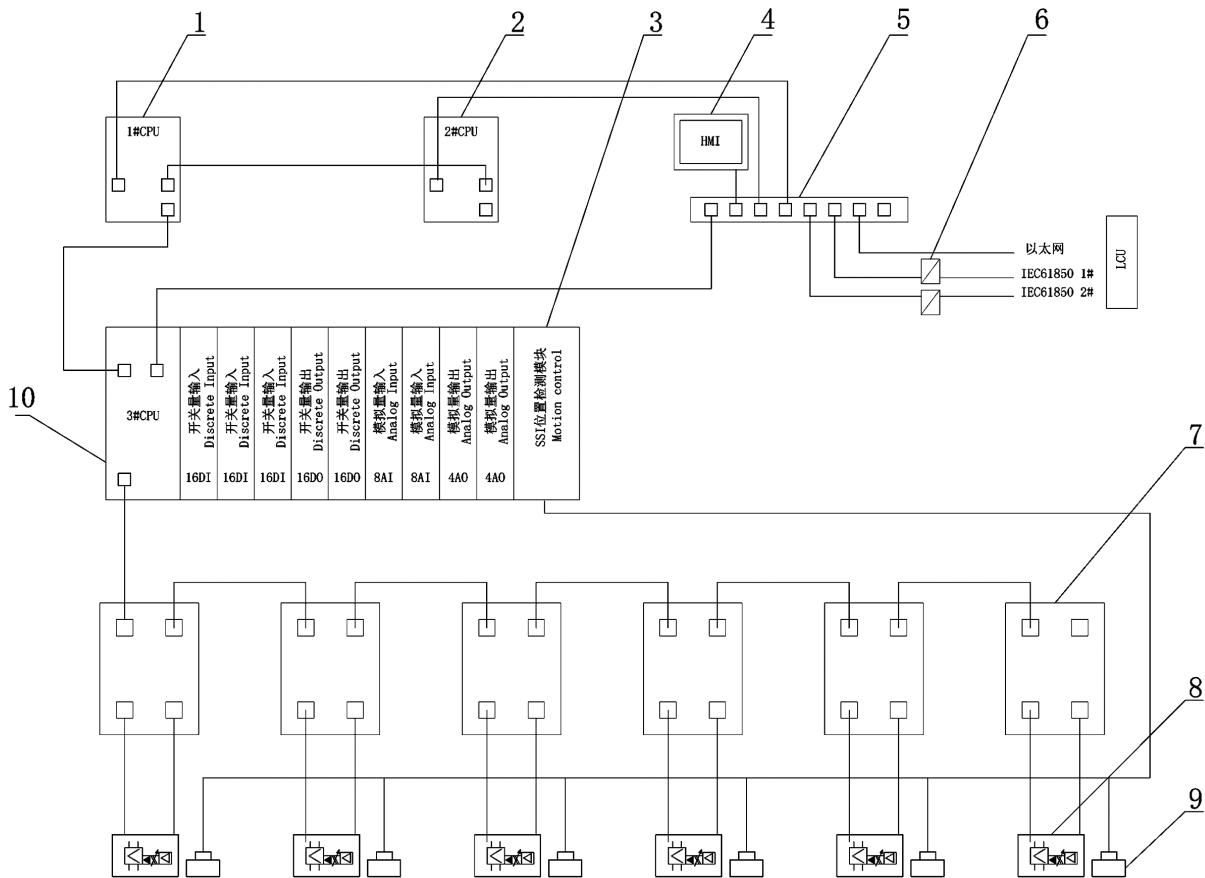
压伺服控制组件、远程站组件、上位机控制器以及智能网关,如图一所示。这些组件通过模块化设计和分布式架构协同工作,共同实现筒形阀的高精度同步控制与系统可靠性保障。

与现有技术相比,新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统具有以下优点:

(1) 双 CPU 冗余可编程控制器采用热备冗余设计,两个控制器通过高速以太网链路相连,共同执行数据采集、数据处理及实时计算任务。在运行过程中,两个控制器保持实时数据交互,确保系统状态的一致性。当其中一个控制器因故障无法正常工作时,备用控制器能够在毫秒级时间内无缝接管,实现无扰动切换,从而有效避免系统停机,显著提升系统的安全性和可靠性。

(2) 双 CPU 热备冗余可编程控制器通过以太网分别与交换机相连,共同构成一个高可靠性的 I/O 环网结构。I/O 环网的设计优势在于其具备自愈能力,即使在任意一处通信链路发生故障时,系统仍能通过备用链路维持正常运行,确保数据传输的完整性和实时性,从而进一步提高系统的稳定性。

(3) 双 CPU 热备冗余可编程控制器还通过以太网与交换机相连,与两台智能网关共同构建双网段 IEC61850 通信架构。这种双网段设计不仅提高了系统对外部通信的容错能力,还支持多种通信协议的灵活接入,确保系统在复杂工况下的高效运行和远程监控能力。通过上述设计,该控制系统能够在极端工况下保持高可用性,为大型水轮发电机组的安全运行提供可靠保障。



注:1. CPU1#控制器,2. CPU2#控制器,3. 远程站组件,4. 上位机控制器,5. 交换机,6. 智能网关,7. 液压控制驱动器,8. 液压控制装置,9. 位移变送器,10. 运动控制模块。

图1 新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统结构示意图

新系统采用双 CPU 冗余控制器进行数据采集、处理和计算,实现实时数据交互和无扰动切换,增强系统安全性。并通过 I/O 环网组成,确保控制系

统在通讯故障时仍能正常工作。双位置环数字液压伺服控制组件提升了大型水轮机筒形阀的开启和关闭速度,解决了原步进电机的转速范围窄的问

用的控制软件包,控制软件采用高级语言及基于功能软件块的图形化软件平台进行编程,软件的开发和相关的文件符合 IEC61131-3 标准的要求。

采用 PN 总线的驱动系统与伺服驱动器、伺服电机以及位移编码器组成时间敏感型高速总线通讯、高精度伺服控制网络系统以及基于 SSI 协议的

实时位移反馈回路。

控制程序基于 PLC 配套平台软件,采用符合 IEC61131-3 标准的梯形图和 ST 语言编写,程序框架采用模块化设计。PLC 的编程平台软件具有自主知识产权。针对伺服驱动和编码器采样,我们开发了基于 PLC 编程理念的运动控制专用功能块。

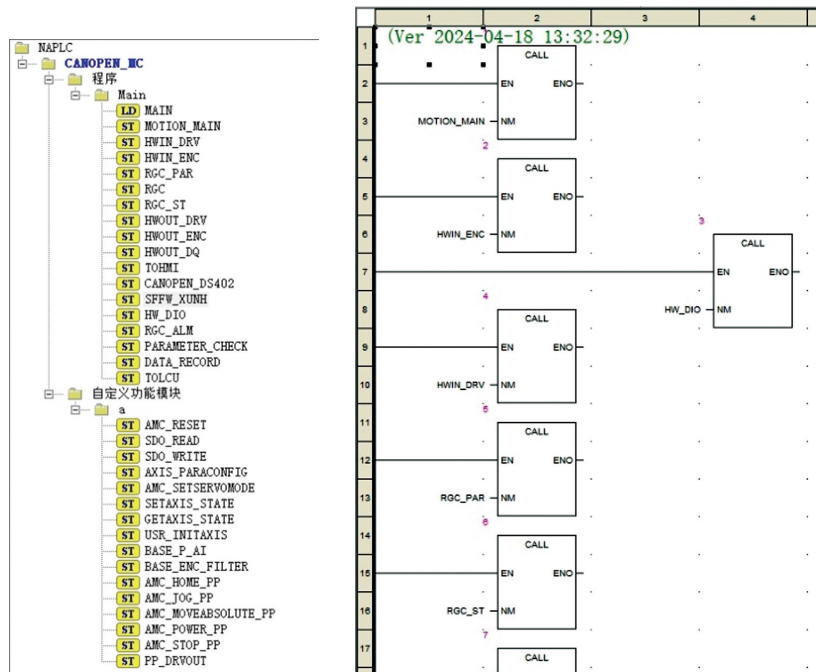


图3 软件功能图

3 试验验证

本研究采用了试验验证的方法,以验证所提出的模型的正确性和可行性。具体的实验过程如下:

3.1 小位移试验

3.1.1 系统操作的条件

(1) 控制方式选择开关

控制方式选择开关具有四个档位,系统需设置为“调试模式”。在此模式下,系统将进入特定的测试状态,以便进行小位移试验。调试模式允许对系统的各项参数进行精细调整和验证,确保后续操作的准确性和可靠性。

(2) 操作需要的信号

为了进行小位移试验,需要对以下信号进行处理:①压力钢管充水信号:模拟压力钢管充水完成的状态;②水轮机导叶全关信号:确保导叶处于全关闭位置,避免水流对试验的干扰;③接力器锁定

投入信号:锁定接力器,防止其在试验过程中发生意外移动;④油压设备油压过低信号:断开此信号以模拟正常油压状态;⑤油压设备油位过低信号:断开此信号以模拟正常油位状态。需注意:油压设备油压过低、油位过低信号断开正常,闭合保护系统不能正常操作。

(3) 液压控制驱动器电源开关

试验区确保控制柜内的液压控制驱动器电源正常。同时确保在电源合闸后,液压控制驱动器的工作状态,确保其运行正常且无异常报警。若发现驱动器指示灯异常或存在故障提示,需及时排查并解决,以保障试验的顺利进行。

3.1.2 调试模式下小位移试验

在筒形阀的调试过程中,为实现对阀体位置的精准控制,需借助“调试模式”进行全行程范围内的位置调整与参数优化。该模式通过人机交互界面实现对阀体运动的精细化操控,为液压系统调试提

供了重要的技术支撑。

(1) 调试模式的参数配置与操作流程。在“调试模式”下,控制系统允许操作人员对筒形阀进行全程范围内的绝对位置控制。为确保调试过程的安全性与可控性,需首先完成以下关键参数的配置:目标位置(Absolute Position)、位移速率(Displacement Velocity)等。

(2) 调试策略与安全规范。为降低调试风险,采用分阶段调试策略,如初始位移验证阶段、渐进式位移扩展阶段、低速调试优先原则等。

(3) 系统特性与优化。“调试模式”通过调试机制保障调试精度,如位置闭环控制、参数自适应调整、安全冗余设计等。

3.2 正常开启、关闭、紧急关闭试验、切除试验

本试验目的:检查同步性能、系统控制逻辑、系统控制输出状态,系统工作状态分别在“手动模式”、“自动模式”进行该实验。

3.2.1 系统操作的条件

(1) 控制方式选择开关。控制方式选择开关有四个档位,置于不同的位置,系统工作在“自动模式”、“手动模式”、“调试模式”、“切除模式”(切除模式、调试模式时,紧急关闭操作命令不起作用)。

(2) 操作需要的短接线。压力钢管充水信号、水轮机导叶全关、继电器锁定投入、油压设备油压过低、油压设备油位过低。需注意:油压设备油压过低、油位过低信号断开正常,闭合保护系统不能正常操作。

(3) 液压控制驱动器电源开关。合上控制柜内液压控制驱动器电源开关,再次检查液压控制驱动器的工作情况。

3.2.2 试验基本要求

(1) 正常开启、关闭试验,要求开启速度、关闭速度,分别设置为最快 30 mm/s、中间 20 mm/s、最慢 10 mm/s 各进行 1 次。

(2) 控制方式选择开关置于“调试模式”、“切除模式”,正常开启、关闭操作命令应不起作用,不执行操作。

(3) 正常开启、关闭操作命令应不起作用,不执

行操作。

3.2.3 手动模式下正常开启、关闭试验

将控制方式选择开关置于“手动模式”下,分别从操作按钮、触摸屏上的软按钮发出开启、关闭命令,系统应按程序自动执行操作。采用按钮、触摸屏操作,分别试验至少 3 次,若有问题,增加试验次数。

3.2.4 自动模式下正常开启、关闭试验

将控制方式选择开关置于“自动模式”下,通过模拟自动开启令;模拟自动关闭令,系统应按程序自动执行操作。试验至少 3 次,若有问题,增加试验次数。

3.2.5 紧急关闭试验

紧急关闭试验包括:手动模式下紧急关闭试验、自动模式下紧急关闭试验、开启过程中紧急关闭试验。

3.2.6 切除试验

在“手动模式”、“自动模式”下,开启、关闭操作动作过程中,将控制方式切换至“切除模式”,进行切除试验,该试验需要在开启、关闭操作动作过程中分别各试验至少 3 次。

3.3 试验结果

经过现场测试试验验证,新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统达到了研究初设目标,解决了前文中提到的部分问题,起到了优化提高的作用。其中部分优化结果如下:

(1) 系统 CPU 实现无扰切换。即当主用 CPU1 #直接由运行态切换至停止态时,CPU2#顺利接管筒形阀运动控制,或者主用 CPU2#直接由运行态切换至停止态时,CPU1#顺利接管筒形阀运动控制,整个筒形阀液压缸运动过程未出现停止、降速或者其他现象,系统安全性得到提高。

(2) 筒形阀液压缸同步精度提高。在试验过程中,采用筒形阀电气控制系统对接力器进行开启和关闭操作,并记录 6 个接力器位置情况。通过计算得出运动过程中的最大偏差值,并绘制出蓝色曲线。通过对曲线的分析,发现在开启和关闭过程中,6 个接力器的最大偏差均值达国标要求。

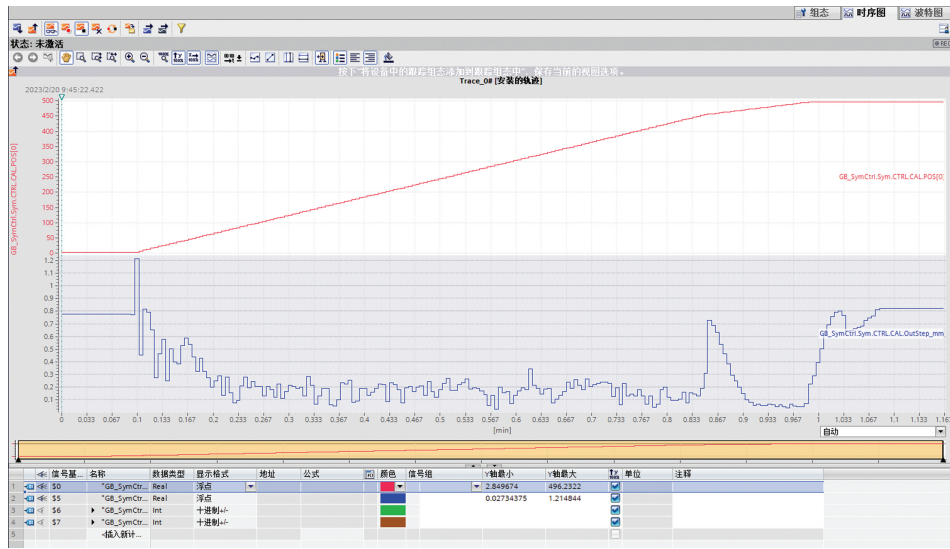


图4 接力器开启过程行程、偏差曲线

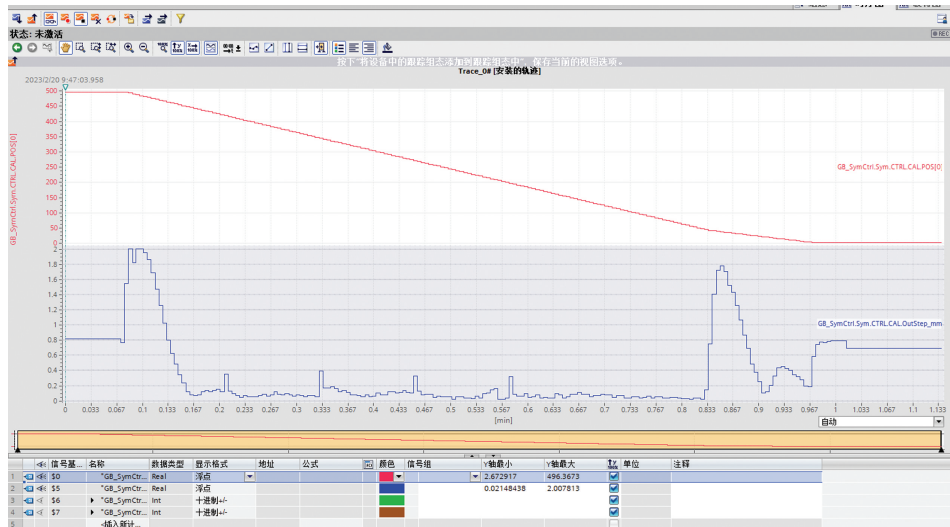


图5 接力器关闭过程行程、偏差曲线

4 结论

经过新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统的应用实践,发现该系统可以有效地解决第三代大型水轮机筒形阀控制中存在的部分问题。与传统的控制系统相比,新控制系统具备更好的容错能力和更高的同步精度,可以为水电站采用第三代筒形阀控制提供高稳定性和高可靠性方案。

新系统在系统和同步算法方面仍然需要进一步研究和优化,应进一步探究数字控制系统的整体结构和性能指标,加强对系统安全性和稳定性的测试,提高系统的可操作性及可维护性。同时还需要进一步研究和改进同步算法,提高其适用性和精度,以满足不同水轮发电机组的控制需求。

相信在未来的研究中,新型大型水轮机筒形阀数字缸控制系统会继续优化和完善,为我国水轮发电机组筒形阀控制提供更加高效、可靠和安全的控制方案。

参考文献:

- [1] 东方电气集团东方电机有限公司,东方电机控制设备有限公司.全数字集成式筒形阀电液同步控制系统:200910059617. X [P]. 2011-07-27
- [2] 哈尔滨电机厂有限责任公司.一种筒形阀冗余控制装置:201820646499. 7[P]. 2018-11-13
- [3] 倪航.溪洛渡水电站筒形阀系统的应用研究[D].四川大学,2021

直流输电换流站无功协调控制策略及配置方案

张锐 王怀兵

国网江苏省电力有限公司超高压分公司, 南京 211102

摘要:本文针对高压直流(HVDC)输电换流站存在的问题,开展无功协调控制策略及配置方案研究,分析无功控制组成和直流换电站组成结构,对常见的换流站无功协调控制策略及配置方案进行研究。以某直流输电换流站为例,根据无功补偿的原则求得无功补偿的平衡条件。分析直流输电换流站无功控制策略,对两个换流站设置了无功配置方案。结果表明,经过配置后,换流站可以达到无功协调控制,使换流站能够正常运行。

关键词:换流站; 直流输电; 补偿原则; 无功平衡; 案例分析

中图分类号: TM712; TM721.1

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0069-04

Reactive Power Coordination Control Strategy and Fault Analysis of HVDC Converter Station

ZHANG Rui, WANG Huaiying

(Ultra High Voltage Branch of State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., 211102, Nanjing, China)

Abstract: This paper carries out reactive power coordination control strategy and configuration scheme for the problems existing in HVDC transmission stations, analyzes reactive power control composition and HVDC converter station composition structure, and researches common converter station reactive power coordination control strategy and configuration scheme. Taking a HVDC transmission converter station as an example, the balance conditions of reactive power compensation are obtained according to reactive power compensation. The reactive power control strategy of HVDC transmission converter station is analyzed, and the reactive power configuration scheme is set for two converter stations. The results show that after configuration, the converter stations can achieve coordinated reactive power control so that the converter stations can operate normally.

Key words: current converter station; direct current transmission; compensation principle; reactive power balance; case study

随着经济的发展和居民用电的增多,输电线路的稳定变得更加重要。相对于交流输电,直流输电作为一种电力运输方式,具有线路损耗小、输送距离远、响应快等优点^[1-2]。同时,直流换流站在工作中输送的容量增大,需要增大换流站无功消耗,增

大了电容器和滤波器组数。为此,采用无功协调控制策略,平稳换流器的正常工作。

在直流输电换流电站中,投切无功设备补偿无功功率,换流站的无功消耗不足,影响电网系统稳定^[3-4]。特高压换流站无功控制策略是一种应对无

收稿日期: 2025-01-16

作者简介:张锐(1992—),男,2014年毕业于南京师范大学电气工程及其自动化专业,本科,工程师。现就职于国网江苏省电力有限公司超高压分公司,主要从事直流输电换流站运维方面工作。

王怀兵(1992—),男,2014年毕业于河海大学电气工程及其自动化专业,本科,工程师。现就职于国网江苏省电力有限公司超高压分公司,主要从事直流输电换流站运维方面工作。

功变化的方法,交流电网与直流输电特高压换流站实现无功交换,以平衡交流母线电压、滤除谐波的作用^[5-6]。无功控制策略对于直流输电换流站来说具有必要性,有利于电网系统稳定,避免输电线路故障^[7]。为避免区域电压骤降,可采用加强网架结构,加装无功补偿设备^[8]。本文分析无功控制策略和直流换流站的组成,开展无功补偿配置方案,最终选择合适的无功配置方案,以适应直流换流站的需要。

1 无功控制策略

1.1 无功控制系统组成

换流站无功控制策略分为常规工况下的控制和特殊工况下的控制,选择交流滤波器、电抗器开关控制,具体的形式如图 1 所示:

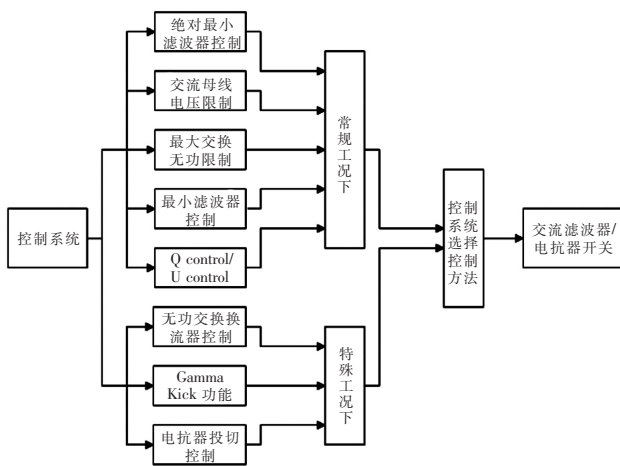


图 1 无功控制系统

无功控制系统分为绝对最小滤波器控制,交流母线电压限制,最大交换无功限制,最小滤波器控制等。无功控制系统可以根据不同的情况选择不同的控制方法。

1.2 直流输电换流站

常规直流输电系统主要包括换流站和直流输电线路。换流站内通常安装有换流阀、换流变压器、滤波装置以及无功补偿设备等,用于实现交流电与直流电之间的转换、谐波滤除及无功功率补偿。

1.2.1 换流阀

换流阀在结构上呈现清晰的层级关系:基础的晶闸管(或 IGBT)功率器件构成基本的开关单元;多个开关单元串联组成阀组件;最终,由阀组件集

成为完整的换流阀,并配备相应的触发、均压与冷却系统。换流阀的连接方式如图 2 所示。

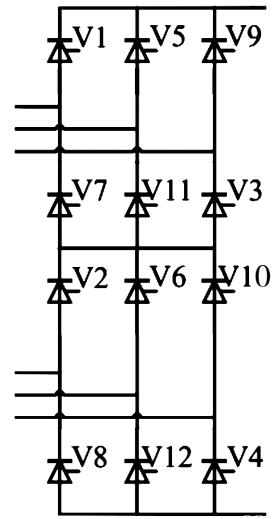


图 2 换流阀连接方式

根据特高压直流输电技术,对于 ± 800 kV 直流换流站采用每个极连接 2 个串联的 12 脉动电流转换单元。这样的连接形式基本可以确保电路系统稳定,实际中,阀门组件需要有刀闸和旁通开关,以保证两极稳定工作。

1.2.2 换流变压器

换流变压器承担着关键角色:一是为换流阀提供可靠、对称的三相换相电压;二是通过其有载调压分接头来补偿交流系统电压的波动。例如,当系统电压下降时,可调节分接头以维持换流阀所需的最佳电压水平,从而保障整个直流系统的功率平衡与稳定运行。换流变压器的主要参数如表 1 所示。

表 1 换流变压器参数

| 名称 (单位) | 额定容量 C(MVA) | 阀额定电流 I(kA) | 额定变比 k(-) | 短路阻抗 X(%) |
|------------|----------------|----------------|--------------|--------------|
| 换流站 1 | 1 245.80 | 4.05 | 760/165.8 | 0.24 |
| 换流站 2 | 1 129.44 | 4.05 | 514/154.6 | 0.19 |

实际运行中,两个端口配置三台单向绕组换流变压器,每台容量 432.10 MVA。运行时,可通过调整其有载调压分接头来改变交流侧电压,从而使换流阀的触发角运行在最佳区间。此外,换流变压器具有较大的短路阻抗,不仅能有效限制阀臂短路时的故障电流,还能阻隔来自交流系统侧的过电压侵入直流侧设备,提升系统安全性。

1.2.3 交流滤波器

换流阀的开关操作会产生特征谐波(如电流谐波),为滤除这些谐波,换流站需配置交流滤波器,例如常见的 HP12/24、HP24/36 等双调谐滤波器。同时,换流阀在运行中会消耗大量无功功率。交流滤波器在滤除谐波的同时,其电容器组也能提供部分基波无功功率,因此兼具无功补偿功能。在实际配置中,滤波器需按组投切,其分组容量需与系统动态无功补偿的需求相匹配。

1.2.4 直流滤波器

直流架空输电系统中,由于线路长、电流大,直流侧会存在谐波电流。为抑制其干扰,需配置直流滤波器。此外,当交流系统发生短路故障时,可能引发显著的谐波谐振。因此,直流换流站通常需配置一套完整的直流滤波器组,例如包含 HP12/24 及 HP2/39 等类型的双调谐滤波器,以有效滤除特定次数的谐波并提高系统稳定性。直流滤波器结构如图 3 所示。

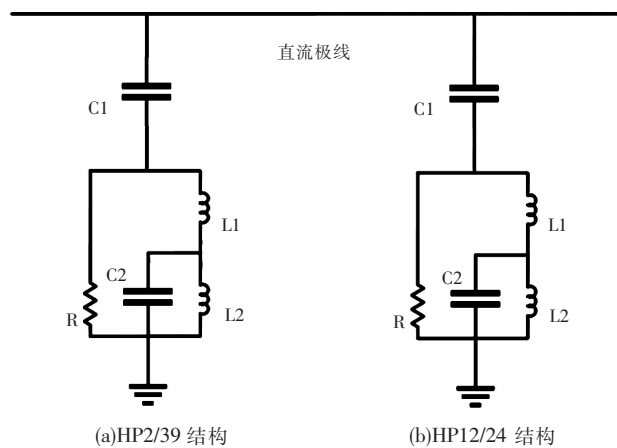


图 3 直流滤波器结构

直流滤波器可以降低谐波阻抗,改善二次低频谐波共振问题,从而实现了对谐波共振的抑制。

2 无功补偿及无功配置

特高压直流换流站的无功配置与控制,旨在解决与交流系统的无功平衡问题。关键在于:制定协调的无功控制策略;合理设置补偿设备分组方案。方案需满足动态无功平衡条件,并适应系统需求,以最终实现减少滤波器等设备频繁投切、维持电压稳定的目标。

2.1 补偿原则与无功平衡

换流站接近理想参数运行时可减少运行偏差,从而降低其固有无功消耗。在补偿配置上,为应对过负荷运行,需将并联电容器与交流滤波器统筹设计以提供额外无功。但对于低电压运行工况,则需避免容性补偿过剩。无功状态下,换流站的容量选择遵循以下条件

$$Q_{total} \geq NQ_{sb} + \frac{Q_{ac} + Q_{dc}}{U^2} \left(\frac{U_{ac}}{U_N} \right)^2 \quad (1)$$

换流站按照额定参数正向运行时,交流滤波器和并联电容器组产生的无功用 Q_{total} 表示,正向运动下电压实际参数为 Q_{ac} ,正向运动直流换流器所需用 Q_{dc} 表示,对无功处进行分组,分组的数量为 N ,最大无功输出为 Q_{sb} ,直流换流的额定电压 U_N ,实际电压为 U_{ac} 。

换流站可以有多种运行方式,无功条件时,换流站可采取分组投切。将单个分组设备直接与母线连接,也可多个设备并联母线上。

2.2 无功配置方案

无功状态下,系统运作与换流站有直接联系。换流站电流、电压、触发角等均影响换流站的消耗,表达式如下:

$$Q_{dc} = P \cdot \tan\varphi \quad (2)$$

$$\tan\varphi = \frac{(\pi/180 \cdot \mu) - \sin \cdot \cos(2\alpha) + \mu}{\sin\mu \cdot \sin(2\alpha + \mu)} \quad (3)$$

$$\mu = \arccos\left(\frac{U_d}{U_{dio}} \frac{X_n \cdot I_d}{\sqrt{2} E_{II}}\right) \quad (4)$$

而 U_{dio} 与 E_{II} 存在如下关系

$$U_{dio} = E_{II} \cdot 3\sqrt{2} \pi \quad (5)$$

$$\frac{U_d}{U_{dio}} = \cos\alpha - \frac{X_n \cdot I_d}{\sqrt{2} E_{II}} \quad (6)$$

上式中,直流侧功率 P_d ,换流站阀侧绕组空载电压用 E_{II} 表示,换流站正常状态时按照额定参数工作,其他各系统设备的数据会出现变化。变化情况如表 2 所示。

由表 2 可知,实际工作中两个换流站为了实现自动补偿,电抗器通过换流站的调节控制中心进行控制。换流站运行时额定功率不足,内部无功功率超负荷,需要系统进行调节,调节的方式是提高关断角来平衡换流器带来的无功损耗。若换流站在

小幅度超负荷情况下工作,触发且维持正常水平,那么换流站无功损耗较低。

表2 直流换流站各参数

| 参数(单位) | 换流站1 | | 换流站2 | |
|-----------------------|-------|-------|-------|-------|
| | 最大值 | 额定值 | 最大值 | 额定值 |
| 电流 I_d (kA) | 5 050 | 5 000 | 5 050 | 5 000 |
| 电压 U_d (kV) | 754 | 755 | 795 | 800 |
| 无功消耗 Q_{dc} (Mvar) | 4 460 | 4 220 | 5 240 | 4 750 |
| 有功功率 P_d (MW) | 7 680 | 7 520 | 8 000 | 8 000 |
| 换相电抗 X_c (p.u.) | 9.5 | 9.0 | 12.0 | 11.0 |
| 换相重叠角($^\circ$) | 22.3 | 22.1 | 26.6 | 27.5 |
| 触发/关断角($^\circ$) | 17 | 16 | 18 | 16 |
| 直载直流电压 U_{dio} (kV) | 218 | 216 | 235 | 228 |

为了达到无功补偿的目的,需要对交流滤波器和并联电容器进行核算,使其满足换流站的工作需要。按照换流站1采用低压侧规格为 2×120 Mvar的STACOM,所以采用直流换流器配置方案如表3所示。

表3 换流站无功配置方案

| | 无功小组(极大) | | 无功小组(极小) | |
|------|----------|----|----------|----|
| | 容量(Mvar) | 组数 | 容量(Mvar) | 组数 |
| 换流站1 | 1 300 | 3 | 1 045 | 1 |
| 换流站2 | 1 400 | 1 | 1 345 | 3 |

由表3可知,换流站1在无功配置之后,极小容量上升到了1 045 Mvar,换流站2在无功配置后,极小容量上升到了1 345 Mvar。

3 结语

本文针对换流电站存在的问题,开展无功协

调控制策略及配置方案研究,分析无功控制策略的类型和方式,对常见的换流站故障进行分析并开展实际案例研究。以直流输电换流站为例,分析换流站组成和无功补偿平衡原则,设置了合适的无功配置方案。结果表明,无功控制策略在实际运用中能够发挥作用,有利于换流站稳定和正常工作。

综上所述,无功调控制与常规方法相比有以下技术先进性:控制精度高,响应速度快,适应性强,能够增强系统的稳定性和可靠性。

参考文献:

- [1] 黄世鸿. 特高压直流线路与接地极线路共塔设计探讨[J]. 黑龙江电力, 2023, 45(3): 255-258
- [2] 朱旭东, 马宏博, 张林, 等. 高压直流输电线路送端LCC换流站交流侧故障特性分析[J]. 吉林电力, 2021, 49(4): 53-56
- [3] 林圣, 兰菲燕, 刘健, 等. 高压直流输电送端电网暂态过电压机理与抑制策略综述[J]. 电力科学与技术学报, 2022, 37(6): 3-16
- [4] 周贵勇, 郝俊芳, 王胜, 等. 一种直流输电无功控制功能优化策略及应用分析[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(1): 181-187
- [5] 李昊, 刘钊. 特高压换流站阀冷系统平衡水池抽水功能的完善[J]. 宁夏电力, 2021(4): 65-69
- [6] 徐靖楠, 周彬, 汤国晟. 一种基于变斜率U-I特性的多端柔性直流输电系统协调控制策略[J]. 黑龙江电力, 2019, 41(5): 396-402
- [7] 顾泰宇, 孙丝萝, 田野, 等. 高比例分布式光伏并网无功电压控制方法综述[J]. 东北电力技术, 2023, 44(3): 1-5, 26
- [8] 郭杨, 陈昊, 刘学权, 等. 特高压换流站调相机转子接地保护跳闸分析与改进[J]. 电力安全技术, 2023, 25(8): 49-53

某高压加热器 SA515Gr70 筒身纵向 开裂原因分析

范一飞 张剑

东方电气集团东方锅炉股份有限公司, 四川 自贡 643001

摘要:某 660 MW 火电机组高压加热器筒身焊接纵缝后,在冷校圆过程中发生开裂现象。通过对其宏观形貌、化学成分、力学性能、金相组织和断口进行分析,结果表明:在筒身纵缝的焊接过程中,飞溅产生的金属熔滴溅落在母材 SA515Gr70 表面并快速冷却,导致局部区域形成凸起的马氏体淬硬组织,即筒身表面出现疤痕缺陷。在后续的校圆过程中,疤痕受到辊压应力的作用,被压入母材基体,导致压入位置的母材发生形变硬化,其韧性和塑性降低;同时,筒身外表面受到拉应力的作用,使裂纹在疤痕附近的硬化区域萌生,裂纹以疤痕为中心呈放射状迅速扩展,最终导致筒身开裂。

关键词:高压加热器; SA515Gr70 筒身; 形变硬化; 开裂

中图分类号: TG457

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0073-05

Causes Analysis on Longitudinal Cracking of SA515Gr70 Used for High Pressure Heater Shell

FAN Yifei, ZHANG Jian

(Dongfang Boiler Co., Ltd, 643001, Zigong, Sichuan, China)

Abstract: The high pressure heater shell of a 660 MW thermal power unit was cracked in the process of cold calibration. The macroscopic morphology, chemical composition, mechanical properties, metallographic structure and fracture morphology were analyzed. The results show that, in the welding process of the longitudinal seam of the shell, the molten metal droplets generated by spattering splashed on the surface of the base material SA515Gr70 and cooled rapidly, resulting in the formation of local areas of the raised martensitic hardened structure, i. e. , scarring defects appeared on the surface of the shell. In the subsequent calibration process, the scar was pressed into the base material by the roller stress, resulting in the deformation hardening of the base material at the pressed position, and a reduction in its toughness and plasticity. At the same time, the outer surface of the shell was subjected to tensile stress, resulting in crack formation in the hardened area near the scar defects. The crack spread rapidly in the center of the scar, which ultimately led to the fracture of the shell.

Key words: high pressure heater; SA515Gr70 Shell; deformation hardening; crack

高压加热器(简称高加)作为汽轮机的辅机,是火力发电厂的主要设备之一,其主要功能是利用汽轮机抽汽来加热锅炉给水,以提高电厂的热效率、节约燃料,并确保机组的安全运行^[1]。高加的结构

包括蒸汽冷却段、冷凝段和疏水冷却段,内部温度在 194~457 °C 范围内分布不均匀、梯度较大,水汽压力在 2.0 MPa 左右,筒体外壁环向应力在 72~110 MPa 范围内,存在明显台阶,变化幅值接近

收稿日期:2025-09-22

作者简介:范一飞(1987—),男,2015年毕业于兰州理工大学材料加工工程专业,硕士,工程师。现任职于东方电气集团东方锅炉股份有限公司,主要从事煤电机组升级改造相关工作。

40 MPa^[1],属于承压类特种设备,具有潜在的泄漏和爆炸危险^[2]。SA515Gr70 是一种 ASME 标准压力容器用钢板,在石油、化工、电站等工业领域广泛应用,在电力行业通常用于超临界机组高加筒身的制造。某电厂 660 MW 机组高加筒身制造过程中,钢板经过卷板和纵缝焊接后,在用卷板机进行校圆(冷校)时发生了开裂现象。本研究对该筒节进行了失效分析,查明了开裂的原因,为后续高加的生产提供了重要的参考,有助于企业控制生产成本,并提升设备的安全性和可靠性^[3]。

1 宏观分析

筒身材质为 SA515Gr70,厚度为 78 mm,交货热处理状态为正火。纵缝焊接工艺为手工焊打底和埋弧自动焊焊妥,所用焊材分别为 J507R 和 H08MnMoA。经过校圆处理后,筒身外壁呈现一条纵向延伸的沟槽(见图 1(a)),沟槽内部可见一条裂纹,其扩展路径与沟槽走向一致,裂纹张开度不明显。裂纹上存在一处疤点,长度约为 15 mm,呈现明显的凸起。对疤点进行抛光腐蚀后,可清晰观察到焊缝区域及热影响区(见图 1(b)和(c))。从筒体端面观察,裂纹在板厚方向扩展至近内壁(见图 1(d))。为进一步分析筒身开裂原因,采用卷板机人为打开裂纹,在疤点位置裂纹区域进行切割取样(见图 1(e))。整体断口形貌图及取样位置如图 1(f)所示,可观察到明显的“人字纹”断面特征。断口上的黄色锈迹是由外壁形貌检测时渗入的金相腐蚀剂造成的。红色标记区域为打开断口时机械力撕裂的区域,其余位置为裂纹断面。根据“人字纹”初步判定,疤点处疑似为裂纹源,裂纹向内壁和两侧扩展。

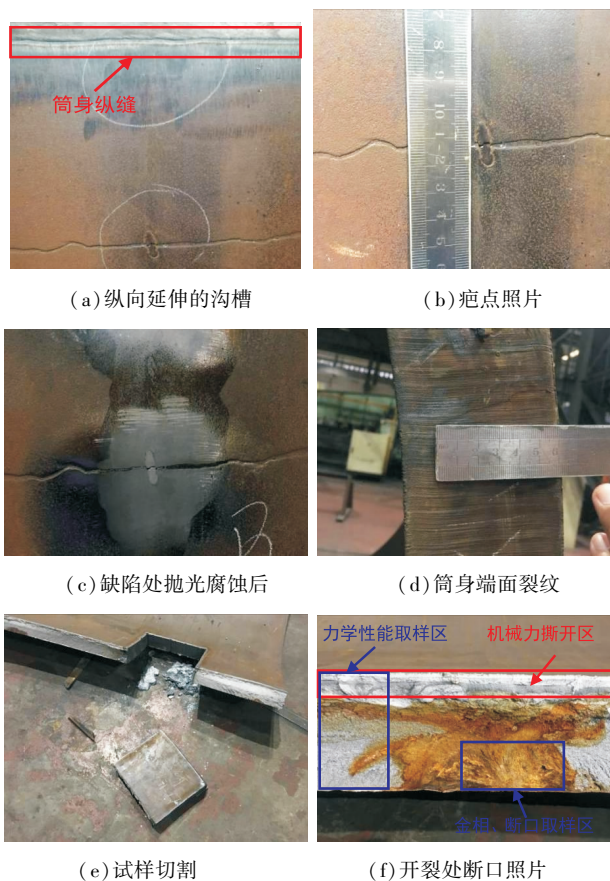


图 1 筒节开裂处宏观照片

2 理化检验

2.1 化学成分分析

使用直读光谱仪分析了筒身母材和疤点处的化学成分,具体结果见表 1。筒身母材的化学成分符合 ASME SA-515 标准的要求。然而,疤点处的化学成分与母材实际检测成分存在较大差异,经对比,Mn、Mo 两种元素含量与焊材 H08MnMoA 标准范围相差较大,各种元素含量均与手工焊所用的焊条 J507R 标准要求化学成分相一致。

表 1 化学成分分析

(wt%)

| 项目 | C | Si | Mn | P | S | Cr | Ni | Mo | Cu | Ti | V |
|--------------------------------------|-------|-----------|-----------|----------|--------|-------|-------|-----------|---------|-----------|---------|
| 母材成分 | 0.214 | 0.186 | 0.943 | 0.020 | 0.006 | 0.034 | 0.023 | 0.017 | 0.016 1 | 0.000 75 | 0.000 5 |
| ASME SA-515 标准值 | ≤0.25 | 0.13~0.45 | ≤1.30 | ≤0.002 5 | ≤0.010 | ≤0.34 | ≤0.43 | ≤0.13 | ≤0.27 | ≤0.04 | ≤0.04 |
| 疤点成分 | 0.085 | 0.322 | 0.786 | 0.017 | 0.010 | 0.058 | 0.019 | 0.022 | 0.016 9 | 0.006 62 | 0.004 3 |
| 焊材 H08MnMoA 成分 GB/T5293-2018 | ≤0.10 | ≤0.25 | 1.20-1.60 | ≤0.025 | ≤0.025 | ≤0.20 | ≤0.30 | 0.30-0.50 | ≤0.35 | 0.02-0.10 | ≤0.05 |
| 焊材 J507R 成分 GB/T 5117-2012(E5015) | ≤0.15 | ≤0.90 | ≤1.60 | ≤0.035 | ≤0.035 | ≤0.20 | ≤0.30 | ≤0.30 | — | — | ≤0.08 |

2.2 力学性能检测

对筒身母材进行了拉伸和冲击试验,具体结果见表2。其屈服强度和抗拉强度均符合标准要求。在0℃条件下的冲击吸收能量虽满足标准要求,但

接近 ASME SA-515 标准的下限值 41 J,这可能与钢板在大变形的卷制和校圆过程中产生的一定程度的加工硬化有关^[4]。在横向和纵向分别进行了弯曲试验,弯曲后的试样表面及侧面均未出现裂纹。

表2 母材力学性能

| 项目 | R _{p0.2} (MPa) | R _m (MPa) | A _{50 mm} (%) | Z(%) | KV ₂ (0℃) | 弯曲试验(横向+纵向)180°,d=3a |
|-----------------|-------------------------|----------------------|------------------------|-------|----------------------|----------------------|
| 母材 T/2 | 277/288 | 505/510 | 31.5/33.5 | 62/64 | 41 51 75 59 42 42 | 未裂 |
| 母材 T/4 | 394/414 | 575/584 | 27.0/25.0 | 65/67 | 49 78 81 41 55 60 | 未裂 |
| ASME SA-515 标准值 | ≥260 | 485-620 | ≥21 | — | ≥41 | — |

3 断口及金相分析

3.1 断口分析

在图1(d)中所示的位置进行取样,对其进行断口扫描及金相检测。清洗后的断口形貌如图2所示,可观察到裂纹以疤点为中心放射状扩展,同时向内壁和筒身纵向延伸(扩展路径如图2中箭头所示),并在近外壁形成较大的塑性变形剪切唇,筒身外壁所呈现的沟槽即为最终断裂时的瞬断区域。

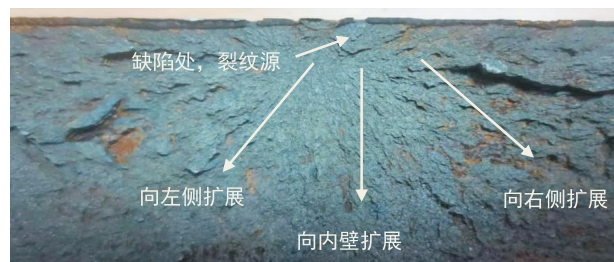
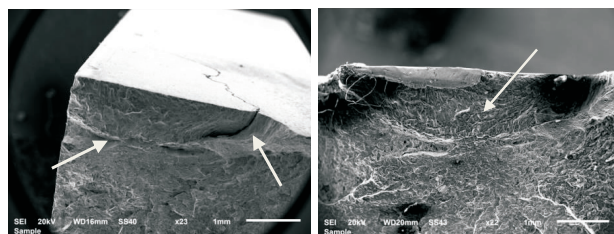


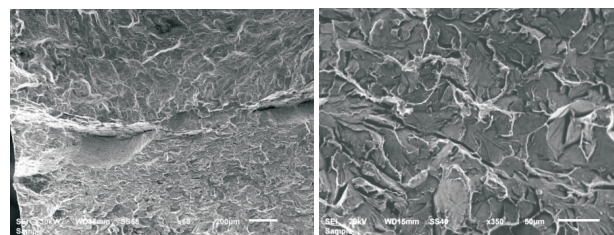
图2 断口形貌低倍照片

在扫描电镜(SEM)下观察到的断口形貌如图3所示。可观察到裂纹源疤点与母材存在局部的冶金结合和分离特征(见图3(a));在更高倍数下观察,疤点与母材的界面明显,如图3(b)和(c)所示;裂纹扩展区断口相对平整如图3(d),未观察到明显的塑性变形,呈现出河流花样形貌,为解离断口典型的微观特征;剪切唇区域形貌为典型的韧窝花样^[5],如图3(e)所示;裂纹源区域局部形貌如图3(f)所示,对该区域进行能谱分析(见图4),结果显示Fe、Mg、Si、Ca等元素为主要组成成分,推断为焊接夹渣的主要组成成分。



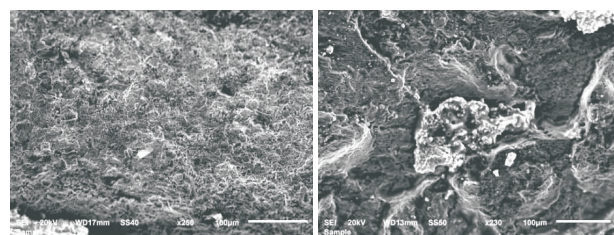
(a) 裂纹源表面及侧面形貌

(b) 裂纹源断口形貌



(c) 疤点与母材冶金结合处形貌

(d) 断口扩展区形貌



(e) 剪切唇形貌

(f) 裂纹源中的夹渣

图3 SEM断口形貌

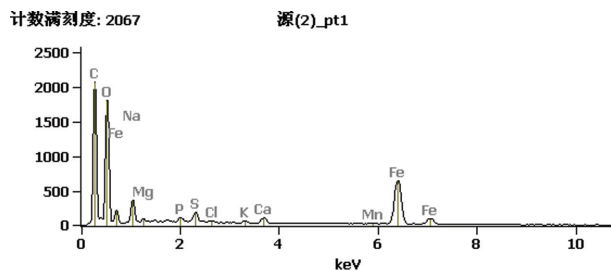
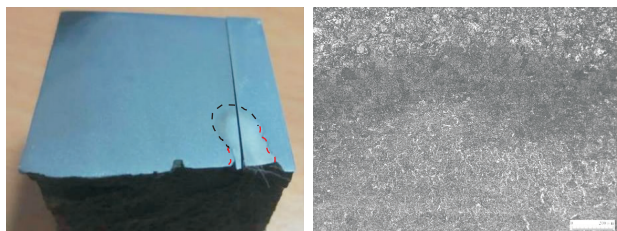


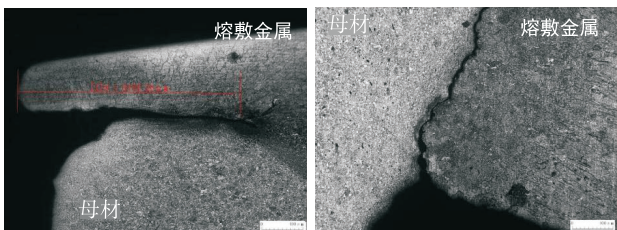
图4 夹渣能谱分析

3.2 金相分析

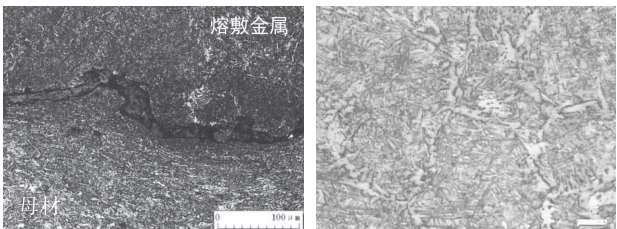
对裂纹源疤点及其周围进行了宏观观察和金相组织分析。在抛光和腐蚀后,断口试样上的疤点呈半椭圆形形貌,疤点与母材基体存在冶金结合(黑线区域)和分离(红线区域)区域,如图5(a)所示。在金相显微镜下观察,疤点和基体结合处可观察到焊接热影响区组织,如图5(b),两者分离区域



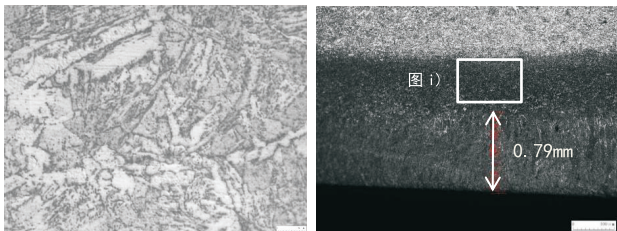
(a) 裂纹疤点表面宏观照片 (b) 疤点区域表面冶金结合面 100×



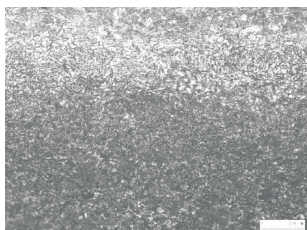
(c) 疤点分离区微观形貌 50× (d) 疤点分离区微观形貌 50×



(e) 疤点分离区微观形貌 200× (f) 疤点表面组织 200×



(g) 母材表面组织 200× (h) 疤点深度方向结合面组织 50×



(i) 疤点深度方向热影响区组织 200×

图5 金相组织照片

疤点和基体之间并未发现热影响区组织,靠近结合面的基体呈变形状组织,如图5(c)~(e)所示,与断口的分析结果一致。疤点的金相组织如图5(f)所示,为贝氏体+网状铁素体+针状马氏体^[6],母材组织如图5(g)所示,为贝氏体+网状铁素体^[7,8],与钢板的正火状态交货的金相组织吻合;疤点与母材基体的硬度分别为480HV0.2、235HV0.2,疤点的硬度远高于母材。沿疤点处剖开,发现疤点深度约为0.79mm(未统计热影响区),如图5(h)和(i)所示。

4 结果与讨论

筒身母材的化学成分、微观组织、强度、冲击吸收能量和弯曲性能等均符合标准要求。从断口分析可知裂纹的起源为疤点,以疤点为中心呈放射状扩展,向内壁、筒身纵向延伸,而筒身外壁所呈现的沟槽即为最终断裂时的瞬断区域。通过宏观照片观察,疤点的原始表面较为光滑,没有喷砂痕迹,而周围筒身母材表面存在喷砂痕迹,推测疤点可能是在制造过程中形成的。疤点的化学成分与母材SA515Gr70存在差别,但与手工焊所用的焊条J507R的化学成分基本一致。疤点的微观组织为贝氏体+网状铁素体+针状马氏体,而母材组织为网状铁素体+贝氏体,同时疤点的硬度远高于母材的硬度。根据判断,疤点的形成是由于在筒身纵缝焊接时,熔敷金属液滴溅落在母材基体上所引起的。

疤点与母材之间存在局部的冶金结合和分离现象,其形成机理如图6所示。在筒节的纵向焊缝焊接过程中,熔敷金属液滴溅落在纵缝附近的母材表面上,与其形成冶金结合。熔滴溅落后冷却形成的疤点形状为椭圆形,长轴 a 约10mm,短轴 b 约5mm,由于其体积小,快速冷却导致形成马氏体淬硬组织,其硬度远高于基体。在校圆过程压应力作用下,冷却后的熔滴被压入母材形成分离面,导致该位置的母材形变硬化,韧性和塑性降低。因校圆工序持续时间较长,母材表面受到拉应力的影响,裂纹在疤点区域萌生并逐渐扩展,最终导致了筒身的开裂^[9-10]。

高加的服役环境具有特殊性,即使是微小的缺陷也可能造成严重的安全隐患。针对筒身出现此类开裂问题或存在未开裂的缺陷,应重点关注原材

料、焊接工艺以及校圆工序引起的缺陷^[11],本文所述案例正是校圆加工作业引起的典型断裂失效。为预防此类问题,应采取以下措施:首先,尽量避免缺陷的形成,选取适用于容器服役工况的材料,保障良好的焊接工艺水平和工艺质量,规范制造流程。其次,如果已存在缺陷,应加强每道工序的检查力度和范围,及早发现并消除缺陷(如焊瘤、气孔、裂纹、表面腐蚀和机械损伤等),以免造成更大的经济损失和潜在的安全隐患。最后,提高生产制造人员的意识,培养他们对缺陷的敏感识别能力和事故预防意识^[12]。

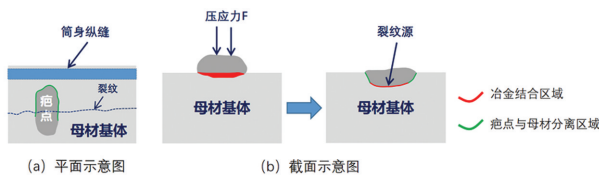


图6 疤点形成过程示意图

5 结语

(1)在高压加热器的SA515Gr70筒身纵缝焊接过程中,由于金属熔滴飞溅,部分熔滴溅落在筒身母材表面并迅速冷却,与母材局部发生冶金结合,形成凸起的马氏体淬硬组织,导致筒身表面出现疤点缺陷。

(2)经过筒身纵缝焊接后的校圆工序,在受到压应力作用时,疤点被压入基体与母材之间形成分离面,导致该位置的母材发生形变硬化,其韧性和塑性下降。与此同时,筒身外表面受到拉应力作用,使得裂纹在组织硬化的位置迅速萌生并扩展,

最终导致筒身的开裂。

(3)针对此类筒身开裂问题以及存在潜在开裂风险的情况,应重点关注原材料、焊接工艺和校圆加工等过程可能造成的缺陷。及早发现并消除缺陷,以免造成更大的经济损失和潜在的安全隐患。

参考文献:

- [1] 陈冰冰,楼玉民,周江,等.某电厂600 MW机组3号高压加热器筒体泄漏原因分析[J].热力发电,2008(2):51-55+61
- [2] 陈学东,范志超,陈永东,等.我国高端压力容器设计制造与维护技术进展[J].机械工程学报,2023,59(20):18-33
- [3] 周晓东.压力容器失效原因分析及防范建议研讨[J].中国设备工程,2023(8):177-179
- [4] 刘恒,陈孙艺,梁雄钟.复合板筒节纵缝校圆开裂分析及对策[J].广东化工,2016,43(4):106-107
- [5] 王健,孙力,熊自柳,等.DP980钢板辊弯成形矩形管过程中的开裂行为[J].机械工程材料,2019,43(11):5-8+20
- [6] 谭彦显,黄琪.Q345R钢板卷筒过程的断裂分析[J].理化检验(物理分册),2015,51(11):810-813
- [7] 李玉奇.锅炉压力容器用SA515Gr70钢的组织与性能研究[J].理化检验(物理分册),1998(10):10-12+19
- [8] 王会岭,尹卫江,高敏杰,等.船用压力容器钢板SA516Gr70的组织与性能研究[J].宽厚板,2023,29(6):6-8
- [9] 马欣然,王建生,秦坤,等.低合金钢板弯曲开裂原因分析及改进措施[J].宽厚板,2023,29(3):38-41
- [10] 李应明,曹金齐.燃气轮发电机转子离心风扇开裂失效分析[J].东方电气评论,2018,32(1):35-38
- [11] 王聪志.压力容器常见缺陷及处理措施[J].中国设备工程,2024(3):193-195
- [12] 薛光磊,陈璐,范国伟,等.压力容器设计及制造过程中降低应力集中的策略[J].产业与科技论坛,2023,22(17):54-55

信息化服务软件多维效率提升实践研究

郑喜东^{1,2,3} 张会元^{2,3} 周文川^{2,3} 张武豪^{2,3} 袁千雅^{2,3}

1. 西南财经大学, 四川 成都 610031; 2. 东方电气(成都)氢能科技有限公司, 四川 成都 611731;

3. 氢电转换四川省重点实验室, 四川 成都 611731

摘要: 数字化时代, 信息化服务软件(以下简称“软件”)效率已成为衡量软件成功与否的关键指标。与现有软件优化方法多侧重单一侧面不同, 本文旨在提供一套涵盖微观代码、中观架构、宏观基础设施三个层面的多维优化策略框架, 通过八阶段的优化流程, 实现软件效率的多维提升。本文通过“订单创建 API 响应时间优化”和“物联网数据采集 API 吞吐量优化”两个案例实证了该框架的有效性, 通过与其他研究的对比证明了该框架具有理论和实践指导价值。

关键词: 信息化服务软件; 多维效率提升; 代码优化; 架构优化; 基础设施优化; 实践研究

中图分类号: TP311.5

文献标识码: A

文章编号: 1001-9006(2026)01-0078-06

Practical Research on Multi-dimensional Efficiency Improvement of Information Service Software

ZHENG Xidong^{1,2,3}, ZHANG Huiyuan^{2,3}, ZHOU Wenchuan^{2,3}, ZHANG Wuhao^{2,3}, YUAN Qianya^{2,3}

(1. Southwestern University of Finance and Economics, 610031, Chengdu, China; 2. Dongfang Electric (Chengdu) Hydrogen Technology Co., Ltd., 611731, Chengdu, China; 3. Hydrogen Electricity Interconversion Key Laboratory of Sichuan Province, 611731, Chengdu, China)

Abstract: In the digital era, the efficiency of information service software (hereinafter referred to as "software") has become a key indicator for measuring its success. Unlike existing software optimization methods that often focus on a single aspect, this paper aims to provide a multi-dimensional optimization strategy framework covering three levels: micro-level code, meso-level architecture, and macro-level infrastructure. Through an eight-stage optimization process, this framework achieves a multi-dimensional improvement in software efficiency. The framework's effectiveness is demonstrated through two case studies: "order creation API response time optimization" and "IoT data collection API throughput optimization." Comparisons with other studies prove that this framework has both theoretical and practical guidance value.

Key words: information service software; multi-dimensional efficiency improvement; code optimization; architecture optimization; infrastructure optimization; practical research

我们正处在一个由软件定义一切的时代。从移动互联网到大规模云计算, 从物联网到人工智能, 软件的复杂度和规模正以前所未有的速度增长。然而, 根据阿姆达尔定律(子系统对整个系统性能的影响取决于子系统的重要度及子系统性能提升的幅度)与摩尔定律边际效应递减的规律, 单

纯依赖硬件性能提升已无法满足用户对极致体验(低延迟、高流畅度)和企业对运营成本(尤其是云资源成本)控制的苛刻要求。因此, 软件效率的提升从一项无足轻重的技术活动, 转变为一个关乎业务存续与发展的核心战略议题。

与现有软件优化方法多针对特定软件或局部

收稿日期: 2025-09-20

作者简介: 郑喜东(1988—), 男, 2013年毕业于燕山大学电气工程及其自动化专业, 本科学历, 高级工程师。现为西南财经大学硕士在读, 并任东方电气(成都)氢能科技有限公司信息数字化室主任, 主要从事信息数字化研究管理工作。

瓶颈不同,本文旨在突破局部优化模式,构建一套多维的系统性优化框架。

1 引言

1.1 软件效率的定义

本文所称软件效率是指软件在特定上下文中的表现,核心指标包括响应时间(完成单次请求所需时间)、吞吐量(单位时间内处理的请求数)。

1.2 面临的主要挑战

软件效率优化之路充满挑战:其一,复杂度导致瓶颈隐蔽化,性能问题的表象(如高延迟、低吞吐)与其根本原因之间往往存在多重抽象层,优化者需要透过表象定位根因。其二,软件优化往往是多维度交叉的,优化者需要进行多维度系统性思考。其三,实施优化需要优化者拥有丰富的经验,在保证业务连续性的前提下完成平滑演进。

2 软件效率提升的多维策略框架

本文提出一个由微观层代码、中观层架构、宏观层基础设施三个紧密关联的层次组成的多维优化策略框架^[1]。该框架遵循三大核心原则:测量^[2-5]优先原则,即任何优化必须始于使用可靠工具对系统进行测量,精准定位瓶颈;帕累托原则(二八法则),即集中精力优化那20%消耗了80%资源的关键路径;权衡原则,即明确优化目标的优先级(如延迟优于吞吐量,还是反之),理解并接受优化带来的副作用。

3 优化流程

3.1 目标设定

根据用户要求、历史数据并结合行业及业务的特殊性设定软件效率预期指标。

3.2 指标测量

通过 SkyWalking APM 应用性能监控工具测量软件的响应时间和吞吐量。

3.3 提升清单

对比测量结果与预期指标之间的差异,将需要提升的指标列入提升清单。

3.4 关键子任务

将提升清单内的指标进一步分解成子任务,通

过对子任务的测量找出差距的主要来源,形成关键子任务清单。

3.5 根因定位

通过关联分析法或 5why 分析法分析关键子任务出现差距的根本原因,将分析过程中提炼出的待优化项列入优化清单。

3.6 优先级划分

需要明确并非所有差距都能同时解决,因此使用影响力-投入模型对所有识别出的待优化项进行优先级排序,将投入低、影响力高的“快速致胜”项列为高优先级,将投入高、影响力也高的“战略项目”列为中优先级,将投入低、影响力也低的“常规项目”列为低优先级,将投入高、影响力低的“低效项目”列为暂不处理项。

3.7 优化实施

根据待优化项特点从微观层代码、中观层架构、宏观层基础设施三个层面实施针对性优化,本文提供以下优化方向供思考借鉴。

3.7.1 代码优化

代码优化的收益往往最高,因此通常从代码开始进行优化。

数据结构优化^[6]:在数据集中查询时,通过添加数据索引,创建利于快速查询的 B+Tree^[7] 数据结构能够快速实现数据的查询。

序列化优化^[8]:使用更高效的序列化方式,比如用 Protobuf 替代 JSON。这种序列化方式不仅体积更小,而且序列化/反序列化速度更快。

3.7.2 架构优化

当单点代码优化到极致后,架构优化成为决定性因素。

资源池化^[9]:将频繁使用的如数据库连接资源池化,以避免频繁创建销毁而产生昂贵的连接开销。

异步与缓冲策略^[10]:将耗时且非即时的操作异步化,通过消息队列(如 Kafka)削峰填谷,保障主流程响应速度。

3.7.3 基础设施优化

运行时环境优化^[11]:选择正确的垃圾回收器(低延迟可选 ZGC,高吞吐可选 Parallel)至关重要。

分布式集群优化:将单机架构升级为分布式集群架构以提升整体性能,通过数据分区^[12]、负载均

衡^[13]、任务调度确保集群在扩展性、吞吐量和容错性方面达到最优状态。

3.8 效果测量

对优化清单内的待优化项按代码、架构、基础设施三层优化完毕后,需对软件的效率指标进行复测,复测结果与设定目标进行比较,如达到设定要求则将待优化项标识为合格项,如仍未达到设定要求则按优化流程进行再次优化,直到达到设定要求为止。

4 案例研究

4.1 案例一:订单创建 API 响应时间优化

开发团队某日收到用户反馈“订单创建速度太慢”。

开发团队根据用户要求设定预期指标为“订单创建 API(一种软件接口方式)的 P99(99 分位数)响应时间 ≤ 200 ms”。然而“订单创建 API 的 P99 响应时间”实测是 900 ms,因此该指标被列进需要提升的指标项中。

首先,搭建一个测试环境以避免对生产环境造成影响,测试环境配置参见表 1。

表 1 测试环境配置

| 组件 | 配置 |
|-------|--|
| 负载生成器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU), 部署 k6 压力测试工具。 |
| 应用服务器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU, 16GB)。通过 Elastic Load Balancer 暴露服务。部署 SkyWalking APM 应用性能监控工具。 |
| 数据服务器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU, 16GB)。部署 SkyWalking APM 应用性能监控工具。订单数据库选用 MySQL。 |

使用 K6 编写压力测试脚本,控制虚拟用户数在 5 分钟内从 0 线性增加到 1 000(根据用户数量确定),保持 1 000 个并发用户持续运行 15 分钟,使用 SkyWalking APM 应用性能监控工具测量该 API 各项分解任务的响应时间,优化前数据参见表 2。

支付服务响应时间明显长于其他服务,因此得出结论:本项需要提升的指标差距主要是由支付服务导致。

表 2 优化前数据

| 服务 | 响应时间(ms) |
|---------|----------|
| 权限验证服务 | 50 |
| 数据库写入服务 | 80 |
| 库存查询服务 | 120 |
| 支付服务 | 650 |

微观层代码优化。

使用关联分析法对支付服务的响应时间数据与同一时间段的基础设施指标数据进行关联分析,发现支付服务的长响应时间点,总是与其数据库的 CPU 达到 100 % 的时间点完全吻合,因此得出数据库是导致支付服务响应时间长的性能瓶颈的结论。使用 5why 分析法分析发现,根本原因是上线时未创建 order_id 字段索引,导致一条慢查询执行了全表扫描,造成 CPU 使用率达到 100 %。本案例通过关联分析法结合 5why 分析法,定位了差距出现的根本原因是数据库 accounts 表结构设计 user_id 字段遗漏了关键索引 idx_user_id。

从表 3 可见,通过在代码中添加 idx_user_id 索引将支付服务的响应时间从 650 ms 减少到了 50 ms,“订单创建 API 的 P99 响应时间”从 900 ms 减少到了 300 ms,不过还未达到 ≤ 200 ms 的目标。

表 3 代码优化后数据

| 服务 | 响应时间(ms) | 行业数据对比 |
|---------|----------|------------------------|
| 权限验证服务 | 50 | 通过添加索引响应时间可以缩短 30%~99% |
| 数据库写入服务 | 80 | |
| 库存查询服务 | 120 | |
| 支付服务 | 650→50 | |

中观层架构优化。

通过性能监控工具发现在订单创建链路中,库存查询服务需要高频度地访问数据库以校验和扣减库存。在流量高峰期间,该服务的 P99 延迟显著上升,同时应用服务器监控显示,其线程池中大量线程处于阻塞状态,等待数据库连接。进一步排查发现,数据库连接建立与销毁的开销巨大,且并发连接数过高导致数据库端压力激增。

选择采用 HikariCP 这一高性能的数据库连接池替代原有的基础连接管理,对库存查询服务进行优化。预先建立一定数量的数据库连接并维护在池中,当应用需要访问数据库时,直接从池中获取一个空闲连接,使用完毕后归还,避免了频繁创建

和关闭连接带来的巨大开销(如 TCP 三次握手、数据库连接认证等)。

如表 4,通过资源池化将库存查询服务的响应时间从 120 ms 减少到了 40 ms,“订单创建 API 的 P99 响应时间”从 300 ms 优化到了 220 ms,仍未达标。

表 4 架构优化后数据

| 服务 | 响应时间(ms) | 行业数据对比 |
|---------|----------|------------------------|
| 权限验证服务 | 50 | 通过资源池化响应时间可以缩短 50%~90% |
| 数据库写入服务 | 80 | |
| 库存查询服务 | 120→40 | |
| 支付服务 | 50 | |

宏观层基础设施优化。

通过性能监控工具发现权限验证、数据库写入、库存查询和支付 4 项子服务虽然平均响应时间尚可接受,但其尾部延迟经常出现周期性毛刺,甚至可高达数百毫秒。这些延迟毛刺与 JVM 进行“Stop-The-World”的垃圾回收活动在时间上高度重合。原有的 Parallel GC 垃圾回收器在追求吞吐量的同时,牺牲了暂停时间的可控性,在 STW 阶段,会暂停所有应用线程,导致服务在此期间无法响应任何请求,从而直接造成请求延迟飙升。优化目标是尽可能地缩短单次 GC 暂停的持续时间,以满足服务的低延迟 SLA。

因此选择将垃圾回收器由 Parallel GC 替换为 ZGC,以将 STW 暂停时间控制在 10 ms 内,且暂停时间不会随堆内存增大而显著增加。

通过更换垃圾回收器将 4 项子服务的响应时间平均各降低 10 ms,“订单创建 API 的 P99 响应时间”从 220 ms 优化到了 180 ms,达到了≤200 ms 的目标要求。

表 5 基础设施优化后数据

| 服务 | 响应时间(ms) | 行业数据对比 |
|---------|----------|--------------------------|
| 权限验证服务 | 50→40 | 通过更换垃圾回收器响应时间可以缩短 5%~30% |
| 数据库写入服务 | 80→70 | |
| 库存查询服务 | 40→30 | |
| 支付服务 | 50→40 | |

在本案例中,通过对微观层代码添加索引、中观层架构资源池化、宏观层基础设施更换垃圾回收

器,将“订单创建 API 的 P99 响应时间”从 900 ms 逐步优化至 180 ms,最终满足设计目标(表 6)。

表 6 优化前后响应时间对比数据 (ms)

| 优化实施 | 优化前 | 优化后 |
|--------|-----|-----|
| 代码优化 | 900 | 300 |
| 架构优化 | 300 | 220 |
| 基础设施优化 | 220 | 180 |

4.2 案例二:物联网数据采集 API 吞吐量优化

随着公司业务量增大,开发团队发现“物联网数据采集 API 的吞吐量”到达 1 200 TPS (Transactions Per Second)时 P99 延迟显著提高,不能满足随业务继续增长(目标值 50 000 TPS)的要求。

首先,搭建一个测试环境(表 7)。

表 7 测试环境配置

| 组件 | 配置 |
|-------|--|
| 负载生成器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU, 16GB), 部署 k6 压力测试工具。 |
| 应用服务器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU, 16GB)。通过 Elastic Load Balancer 暴露服务。部署 SkyWalking APM 性能监控工具。 |
| 数据服务器 | 1 台 EC2 实例 (c5.2xlarge, 8vCPU, 16GB)。部署 SkyWalking APM 性能监控工具。数据写入数据库选用 ClickHouse。 |

使用 K6 编写压力测试脚本,控制负载(数据库写入)数量在 5 分钟内从 0 线性增加到 1 200(根据实际负载确定),保持 1 200 个负载持续运行 15 分钟,使用 SkyWalking APM 性能监控工具测量该接口的吞吐量(表 8)。

表 8 优化前数据

| 指标 | 优化前数据 |
|-----|-----------|
| 吞吐量 | 1 200 TPS |

微观层代码优化。

使用 5why 分析法分析发现物联网数据采集 API 接口采用 JSON 序列化/反序列化的方式,解析时需要逐字符扫描、识别语法结构,并进行复杂的字符串转义处理,致使 CPU 负担较重,在物联网高频数据场景下,这些文本解析和动态类型检查的累积开销成为数据采集服务接口性能的主要瓶颈。

因此使用 Protobuf 替代 JSON 作为数据传输格式,在 API 层面提供 Protobuf 的接收端点,数据包体积减小近 70%,序列化/反序列化开销降低近 80%,将“物联网数据采集 API 的吞吐量”从 1 200 提升到 6 500,不过还未达到 50 000 TPS 的目标(表 9)。

表 9 代码优化后数据

| 指标 | 优化后数据(TPS) | 行业数据对比 |
|-----|------------------|--|
| 吞吐量 | 1 200~ >6 500 | 通过优化数据传输格式,吞吐量可以提升 4~5 倍,消息体积可以缩小 3~10 倍,吞吐量综合提升约 4~12 倍 |

中观层架构优化。

初始架构中,应用与数据库处于紧耦合状态,API 服务直接同步调用数据库。这导致数据库的任何波动(如锁竞争、I/O 延迟)都会直接传导至应用层,引发请求阻塞。系统缺乏缓冲层,无法应对流量瞬时峰值,只能依赖数据库的实时处理能力。随着压力增加,数据服务器 CPU 利用率持续达到 100%,接口吞吐量受限。

因此通过在 API 层和数据库之间引入 Apache Kafka 作缓冲和异步。API 接收到数据后,立即将其作为消息发送至 Kafka Topic,然后即可返回响应给终端设备。

如表 10,通过 Apache Kafka 的高流量缓冲,将“物联网数据采集 API 的吞吐量”从 6 500 提升到 18 000,还未达标。

表 10 架构优化后数据

| 指标 | 优化后数据(TPS) | 行业数据对比 |
|-----|------------------|--------------------------------|
| 吞吐量 | 6 500→ 18 000 | 通过引入 Kafka 作缓冲,可以提升 2~10 倍的吞吐量 |

宏观层基础设施优化。

初始架构采用单节点部署模式,所有服务组件集中运行于单一服务器,既存在单点故障风险,也限制了服务的处理能力,当单点服务器遭遇磁盘 I/O 瓶颈、连接数限制或锁竞争时,系统的吞吐性能将受到影响。

因此将原有的 1 台应用服务器实例扩充为 2 台,1 台普通数据服务器实例扩充为 3 台配置高性能 SSD 存储的实例,并确保充足的内存(表 11)。

表 11 优化后测试环境配置

| 组件 | 配置 |
|-------|---|
| 负载生成器 | 1 台 EC2 实例 (c5. 2xlarge, 8vCPU, 16GB), 部署 k6 压力测试工具。 |
| 应用服务器 | 2 台 EC2 实例 (c5. 2xlarge, 8vCPU, 16GB)。通过 Elastic Load Balancer 暴露服务。部署 SkyWalking APM 性能监控工具。部署 Kubernetes 进行管理。 |
| 数据服务器 | 3 台 EC2 实例 (c5. 2xlarge, 8vCPU, 16GB, 本地 NVMe SSD)。部署 SkyWalking APM 性能监控工具。数据写入数据库选用 ClickHouse。数据缓冲选用 Apache Kafka。 |

如表 12,通过将单点服务器扩展为分布式服务器集群,将“物联网数据采集 API 的吞吐量”从 18 000 提升到 55 000,达到了 50 000 TPS 的目标要求。

表 12 基础设施优化后数据

| 指标 | 优化后数据(TPS) | 行业数据对比 |
|-----|-------------------|---------------------------------|
| 吞吐量 | 18 000→ 55 000 | 通过将单点服务器扩展为分布式集群吞吐量可以提升 1.5 倍以上 |

在本案例中,通过对微观层代码优化传输格式、中观层架构添加缓冲机制、宏观层基础设施扩充实例数量,将“物联网数据采集 API 的吞吐量”从 1 200 提升到 55 000,最终满足设计目标(表 13)。

表 13 优化前后吞吐量对比数据 (TPS)

| 指标 | 优化前 | 优化后 |
|--------|--------|--------|
| 代码优化 | 1 200 | 6 500 |
| 架构优化 | 6 500 | 18 000 |
| 基础设施优化 | 18 000 | 55 000 |

4.3 案例总结

在上述两个案例中通过多维优化策略实现了软件效率的提升,证明本文提出的多维框架在实践中是有效的。

5 创新性对比分析

为客观评估本论文提出的微观代码-中观架构-宏观基础设施多维优化框架的理论与实践价值,本节从现有研究、本文策略、创新点三个维度进行对比分析(详见表 14)。

本文提出的多维优化框架最大的价值在于其强调系统性思维,打破了“头痛医头、脚痛医脚”的

局部优化局限,强调优化者要从代码实现、架构设计、基础设施三个相互关联的层面全景式地审视系统,实现软件效率的全方位提升。

表 14 与现有实践研究的创新性对比

| 对比维度 | 现有研究 | 本文策略 | 创新点 |
|------|---------------------------|------------------------|--------------------------|
| 优化层次 | 现有文献多聚焦于代码、架构、基础设施中的某一层层次 | 同时覆盖微观代码、中观架构、宏观基础设施三层 | 在同一框架内系统化地把三层耦合关系建模并统一调度 |
| 优化效果 | 由于仅关注某一侧面,优化效果有限 | 由于同时关注三个层面,整体优化效果更好 | 优化效果是三层单独优化效果的叠加 |

6 结语

未来软件的效率优化将呈现以下趋势:

(1) AI 驱动优化:机器学习将被用于预测性能瓶颈、自动调优 JVM/数据库参数、甚至自动重构代码。

(2) 软硬件协同设计:为特定工作负载设计专用硬件已成为巨头们的选择,如 AWS 的 Graviton 芯片、AI 推理芯片。软件需充分利用新硬件特性(如持久内存)。

(3) 云原生成本与效率的全局优化:FinOps 理念兴起,要求开发者、运维和财务协同,在性能、可用性和成本之间找到最佳平衡点,这将使效率优化上升到企业治理层面。

与此同时软件的效率优化仍面临诸多挑战,如日益复杂的系统对优化人员的全栈技能提出了更高要求,异构计算环境(CPU/GPU/DPU)下的统一性能分析工具链仍有待完善,软件效率提升是一个需要多维度协同的系统工程等。本文提出的代码-架构-基础设施三层框架,以及测量优先、聚焦关键、

接受权衡的三项原则,为应对多维度协同的复杂性提供了清晰的方法论指导。

参考文献:

- [1] 朱婷文,薛春燕,居敏.基于软件-硬件-环境-人员专项管理对提升医疗设备维修维护效率的临床研究[C]//中国医学装备协会.中国医学装备大会暨 2025 医学装备展览会会议论文集,2025:269-273
- [2] Shu S, Wang Y C, Wang X, et al. The improvement of software testing efficiency based on a testability pattern [J]. Computer Systems: Science & Engineering, 2015; 345-354
- [3] 陈世航,黄茂生,刘晖虎,等.基于层次分析法的软件性能效率测试能力评价模型研究[J].电子质量,2025(1):38-43
- [4] 王东.软件可测性和测试用例效率的研究综述[J].现代计算机,2023,29(11):38-42
- [5] 肖祥春,李伟洪,王丽.软件性能效率测试能力验证研究与实践[J].电子元器件与信息技术,2021,5(12):173-175
- [6] 梅宏,王千祥,张路,等.软件分析技术进展[J].计算机学报,2009,32(9):1697-1710
- [7] 孙喜涛,孙慧慧,路贺俊.基于 B+树索引结构的数据库查询优化技术研究[J].吉林师范大学学报(自然科学版),2025,46(3):119-123
- [8] 梁文楷.一种基于 TCP 协议使用 Netty 框架实现的高性能消息通信的研究及应用[J].网络安全技术与应用,2025(7):7-10
- [9] Tang C, Xia S, Li Q, et al. Resource pooling in vehicular fog computing[J]. Journal of Cloud Computing, 2021, 10(1):19
- [10] Santos A. Buffering Strategies for Large-Scale Data-Acquisition Systems[C]//DEBS'18:Proceedings of the 12th ACM International Conference on Distributed and Event-based Systems, 2018:270-273
- [11] 吴少刚,顾丽红. WINDOWS 运行环境优化技术[J].电脑学习,1997(1):24-26
- [12] 栾明君,罗翔,曹孝元.从软件分发到部署:优化数据中心效率的全链路探究[J].计算机工程与应用,2023,59(20):326-332
- [13] 史久根,徐皓,张径,等.软件定义网络中基于效率区间的负载均衡在线优化算法[J].电子与信息学报,2019,41(3):694-701

以“碳链链长”企业为牵引构建全社会碳核算体系的实践路径

——习近平生态文明思想指引下的产业链协同减排创新

李心韵

成都大学,成都 610106

摘要:在习近平生态文明思想指引下,实现“碳达峰、碳中和”目标已成为推动高质量发展、培育新质生产力的战略选择。本文基于我国产业链链长制的实践经验,提出以“碳链链长”企业为核心,构建“政企协同、标准引领、数据赋能”的碳核算体系实施路径。通过试点示范、机制创新、标准建设、政策激励,既激活企业减排内生动力,又形成覆盖全产业链的碳数据库与标准体系。该路径预期能够有效应对国际碳关税竞争压力,推动马克思主义生态观“人与自然和谐共生”理念与习近平生态文明思想的实践转化,为国家气候治理提供制度创新方案。

关键词:碳链链长; 产业链协同减排; 新质生产力; 碳核算体系; 习近平生态文明思想

中图分类号:TK01+1;D261

文献标识码:A

文章编号:1001-9006(2026)01-0084-04

A Practical Pathway for Building A Whole-of-society Carbon Accounting System Driven by“Carbon Chain Leader”Enterprises

—An Innovative Approach to Collaborative Emission Reduction Across Industrial Chains Under the Guidance of Xi Jinping’s Ecological Civilization Thought

LI Xinyun

(Chengdu University, 610106, Chengdu, China)

Abstract: Under the guidance of Xi Jinping’s ecological civilization thought, achieving the “carbon peaking and carbon neutrality” goals has become a strategic choice for advancing high-quality development and fostering new quality productive forces. Based on China’s practical experience with the “industrial chain leader” system, this paper proposes an implementation pathway for a carbon accounting system centered on “carbon chain leader” enterprises, characterized by government-enterprise collaboration, standards-driven governance, and data empowerment. Through pilot demonstrations, institutional innovation, standard development, and policy incentives, not only activates enterprises’ endogenous motivation for emission reduction but also establishes a comprehensive carbon database and standard system covering entire industrial chains. This pathway is expected to effectively address international competitive pressures from carbon tariffs, advance the practical application of Marxist ecological principles—particularly the concept of “harmonious coexistence between humans and nature”—and translate Xi Jinping’s ecological civilization thought into actionable solutions. Ultimately, it offers an institutional innovation framework for national climate governance.

收稿日期:2025-07-12

作者简介:李心韵(1993—),女,2020年毕业于北京邮电大学马克思主义理论专业,硕士,研究实习员。现任职于成都大学马克思主义学院,主要从事马克思主义中国化、生态文明思想等领域的研究工作。

Key words: carbon chain leader; collaborative emission reduction; new quality productive forces; carbon accounting system; XI Jinping's ecological civilization thought

1 理论逻辑:习近平生态文明思想与“双碳”目标的辩证统一

马克思在《资本论》中指出,人类通过劳动实现与自然界的物质交换,但当这种交换超出生态系统的承载力时,就会引发环境危机^[1]。习近平生态文明思想创造性地发展了马克思主义生态观,党的二十大报告强调:“必须牢固树立和践行绿水青山就是金山银山的理念,站在人与自然和谐共生的高度谋划发展。”^[2]这一论述深刻揭示了生态保护与经济发展的辩证关系,是习近平生态文明思想的具体体现。

近年来,全球温度屡创新高,各地自然灾害频发。作为负责任的大国,为降低工业革命后人类活动对环境的影响,保护好绿水青山,我国提出了“30·60”双碳目标。正如习近平总书记在第二十届中共中央政治局第十一次集体学习时所指出的那样:“绿色发展是高质量发展的底色,新质生产力本身就是绿色生产力,必须加快发展方式绿色转型,助力碳达峰碳中和。”^[3]我国的“双碳”战略正在将马克思主义传统生产力理论拓展为涵盖“自然生产力—绿色技术—低碳产业”的新质生产力体系。

2 方略探析:从产业链链长到碳链链长

在实现碳达峰、碳中和的过程中,建设全社会碳排放核算能力、形成完整的碳足迹管理体系,是当前和今后一个时期的重要任务。近期,我国发布了多个碳管理体系建设举措,包括生态部等15部门联合印发的《关于建立碳足迹管理体系的实施方案》^[4]等,实现了我国在碳管理体系领域的顶层政策设计。

在具体实施层面,企业经营端的主动创新与大力推动也具有重要意义。激活企业碳核算与碳减排的活力,以企业为主体推进产业链的碳核算与碳减排,能够极大的推动我国全社会碳核算与碳减排工作的效率,并降低其社会成本。

产业链链长制的制度创新为此提供了实践样

本。链长制于2018年底在浙江省开发区首创^[5],这种制度设计与马克思关于“社会生产资料总和构成物质资产运动基础”的论断高度契合^[2],体现了社会主义市场经济集中力量办大事的优越性。杭州市推行的“链长+链主”协同机制更具代表性——政府链长负责政策统筹与要素保障,企业链主导技术创新与市场拓展,在智能物联、生物医药、高端装备、新材料和绿色低碳等五大产业已建成千亿级产业生态圈——为碳链建设提供了可复制的组织范式。

借鉴产业链链长制的成功经验,本文创造性提出:在全国范围内选取各行业典型企业作为“碳链链长”,依托其开展产品碳足迹核算工作和标准制定工作,并作为源头向产业链上游传递低碳偏好,推动绿色产业链构建与升级。

预计,这一措施可以将政策转化为产业链上自发的经济行为,改变竞争格局,将原材料和中间产品碳排放强度作为价格与质量之外又一评价产品的重要维度,推动产业链企业绿色低碳技术开发,以分散决策方式促进产业结构优化,形成一个以低碳竞争拉动产业链低碳优化循环的市场机制,最终目标是以点带链、以链带面形成全社会碳足迹核算的数据基础与标准体系。

3 实施路径:“碳链链长”企业的系统化推进策略

3.1 试点示范引领产业链协同减排

构建“碳链链长”企业引领的试点体系需分三步推进:

第一步,科学遴选链长主体。选择具有在产业链上处于主导地位的龙头企业,担任“碳链链长”。链长企业需满足核心条件:一是具备完整的供应商管理体系,能够有效传递低碳要求;二是参与过国家或行业标准制定。这样的企业能更好地起到引领示范作用。例如,可参照《制造企业绿色供应链管理导则》建立量化评分机制^[6],通过第三方评估并综合产业影响力,确定链长资格。

此外,“碳链链长”尽可能选取产业链终端企

业。终端企业能够通过产品碳足迹核算方法中的向前追溯机制,逐步建立该产业链的产品碳足迹数据。当真实产品碳足迹数据代替行业平均数据,能实现更准确的产品碳足迹核算和进行更有效的绿色供应链减碳。更进一步地,更精确的产业链产品碳足迹数据也可以为我国进行宏观碳管理提供又一个高效的统计口径,达到高效识别碳排放重点环节和敏感环节、精准推出低碳支持政策的目的。

第二步,分阶段实施产品碳足迹核算。初期试点行业应选择标准化程度高、碳核算影响深远的行业。依据《工业领域碳达峰实施方案》,优先在装备制造、电子信息、纺织服装等领域开展试点,建立产品全生命周期评价(Life Cycle Assessment, LCA)碳排放基础数据库^[7]。碳链链长企业需联合上下游企业成立碳核算工作组,明确原材料采购、生产加工、物流运输等环节的数据采集规范。

第三步,建立跨企业协作机制。文献[8]重点论述了通用信息共享在链长制中的重要性,对于“碳链链长”制度来说同样如此。应建立碳数据共享平台,实现供应链碳排放的透明化追溯。具体来说,碳链链长企业应牵头制定产业链碳核算协作章程,如要求一级供应商定期提交经审计的碳排放报告,二级供应商提供关键工序能耗数据等。对于拒不配合的中小企业,可采取技术帮扶+准入限制的双重措施:一方面组织专家团队提供碳核算培训,另一方面将碳数据披露纳入供应商准入标准。

3.2 技术创新驱动碳数据互联互通

运用物联网、人工智能等新兴科技构建可信的碳数据共享体系:

(1)物联网支撑的实时监测。在钢铁冶炼、水泥生产等高耗能环节部署智能传感设备,实时采集能源消耗、工艺参数等关键数据。通过边缘计算设备进行本地化处理,按照标准,生成较准确的本生产环节的碳排放增加值。碳链链长企业可依据我国碳足迹核算通则^[9],要求供应商在关键设备加装碳排放监测终端,并将数据自动同步至共享平台。

(2)人工智能辅助的决策系统。开发基于机器学习的碳泄漏预警模型,通过分析历史数据识别供应链薄弱环节。当监测到某供应商碳排放强度异常波动时,系统自动推送优化建议:包括工艺参数

调整方案、替代材料选择清单、节能设备改造路径等。

3.3 标准体系构建与迭代优化

建立分层次的标准体系,且标准体系需要适应发展动态演进,需把握三个关键:

(1)团体标准先行先试。鼓励碳链链长企业联合行业协会制定《重点产品碳足迹核算团体标准》,重点解决三大问题:一是统一核算边界,明确是否包含使用阶段、回收处置等环节^[10];二是规范数据质量要求,设定不同来源数据的可信度权重;三是建立不确定性评估方法,允许采用区间值表达核算结果。

(2)行业标准分类推进。在团体标准实践基础上,分行业制定差异化标准。标准研制过程中,通过建立“链长企业提案—行业协会审议—监管部门备案”的快速通道^[11],推动典型企业的创新实践及时转化为行业通用规则。

(3)国家标准动态更新。建立国家标准与市场实践的反馈调节机制。依托国家碳足迹标准委员会,每两年组织链长企业、科研机构开展标准适用性评估。对于技术迭代快的领域,允许采用“标准基础框架+技术附录”模式,即,基础框架保持相对稳定,技术附录随技术进步动态修订。

3.4 政策工具协同发力

构建激励相容的政策体系需实现三类政策协同:

(1)财政政策精准滴灌。财政部税务总局在2023年提出,企业开展研发活动中实际发生的研发费用在按规定据实扣除的基础上,再按照实际发生额的100%在税前加计扣除^[12],领先级企业额外获得增值税即征即退优惠。这样的精准滴灌财政政策不仅能够显著降低企业研发成本,而且有效激发了企业创新动力,类似这样的财政政策如果能同样推广至“碳链链长”制度,能更加激励碳链链长认真担当社会责任,推动上下游企业产品碳足迹核算工作与产业链协同减排工作。

(2)市场机制创新突破。碳排放特许权学说认为,将碳排放权界定为特许权更有助于实现气候变化的控制目标^[13]。可以推行“链长企业碳减排责任豁免”或称“供应链协同减排收益共享机制”制度,

即当链长企业带动供应商实现整体减排目标时,可将其供应链减排量按一定比例抵扣自身碳排放配额,从而激励碳链链长企业积极引导上下游企业共同参与减排行动。这种机制虽然给予了碳链链长豁免特权,但实际上通过经济激励和约束机制,促进供应链整体的低碳转型。此外,大力发展商业银行申请低息绿色贷款^[14],供应商签署碳减排承诺函,碳链链长企业审核,帮助其更容易获得商业银行的绿色信贷服务、提供融资支持。这种制度的实施,还能够通过市场机制释放价格信号,引导资金流向减排潜力大的行业和企业。

(3) 监管政策刚性约束。为切实推动产业链低碳转型、压实链长企业的环境治理责任,监管政策采取刚性约束手段,构建多层次、强激励的绿色监管体系。要求链长企业每年披露供应商碳排放绩效排名,对连续两年排名末位的供应商,生态环境部门可实施强制性清洁生产审核^[21],倒逼供应商绿色升级。同时建立“链长企业负连带责任”机制,当主要供应商发生重大碳排放违规事件时,链长企业需承担相应环境信用扣分。该机制通过风险共担原则,迫使链长企业从“被动合规”转向“主动管控”。

4 结语

通过“碳链链长”企业的牵引作用,既有助于激发企业的碳减排活力,以市场化方式高效推进减碳,又能通过形成完整的碳核算体系,为国家宏观碳管理提供支撑,具有重要意义。同时,也为培育绿色新质生产力,践行马克思主义“人与自然和谐共生”理念,为全球气候治理贡献中国智慧。正如习近平总书记所强调:“推动经济社会发展绿色化、低碳化是实现高质量发展的关键环节。”^[2]这一创新路径的深入推进,必将成为中国特色社会主义生态文明建设的标志性实践。

参考文献:

[1] 马克思. 资本论(第一卷)[M]. 北京:人民出版社,2004

- [2] 习近平. 高举中国特色社会主义伟大旗帜 为全面建设社会主义现代化国家而团结奋斗:在中国共产党第二十次全国代表大会上的报告[M]. 北京:人民出版社, 2022
- [3] 新华社. 习近平在中共中央政治局第十一次集体学习时强调: 加快发展新质生产力 扎实推进高质量发展[EB/OL]. (2024-02-01). https://www.gov.cn/yaowen/liebiao/202402/content_6929446.htm
- [4] 生态环境部,国家发展改革委,工业和信息化部,等. 关于印发《关于建立碳足迹管理体系的实施方案》的通知(环气候[2024]30号)[EB/OL]. (2024-05-22). https://www.gov.cn/gongbao/2024/issue_11506/202408/content_6966477.html
- [5] 刘志彪,孔令池. 双循环格局下的链长制:地方主导型产业政策的新形态和功能探索[J]. 山东大学学报(哲学社会科学版),2021(1):110-118
- [6] 全国绿色制造技术标准化技术委员会(SAC/TC 337). 绿色制造 制造企业绿色供应链管理 导则:GB/T 33635-2017[S]. 中国标准出版社,2017
- [7] 工业和信息化部,国家发展改革委,生态环境部. 关于印发工业领域碳达峰实施方案的通知[EB/OL]. (2022-07-07). https://www.gov.cn/gongbao/content/2022/content_5717004.htm
- [8] 江鸿,贺俊,张晓光. 中央企业产业链链长协作治理机制与策略:以中国移动为例[J]. 企业经济,2024,43(5):76-86
- [9] 全国碳排放管理标准化技术委员会(SAT/TC 548). 温室气体产品碳足迹 量化要求和指南:GB/T 24067-2024[S]. 中国标准出版社,2024
- [10] 全国标准化原理与方法标准化技术委员会(SAT/TC 286). 标准化工作导则 第1部分:标准化文件的结构和起草规则:GB/T 1.1-2020[S]. 中国标准出版社,2020
- [11] 国家市场监督管理总局标准创新司团体和企业标准化处. 关于促进团体标准规范优质发展的意见[EB/OL]. (2022-02-23). https://www.samr.gov.cn/bzcxszewj/art/2022/art_e7fbf6100ec3419ca1ad1e1bfa6e06c3.html
- [12] 财政部税务总局. 关于进一步完善研发费用税前加计扣除政策的公告(财政部 税务总局公告 2023 年第 7 号)[EB/OL]. (2023-03-26). https://www.gov.cn/zhengce/zhengceku/2023-03/28/content_5748747.htm
- [13] 王慧. 论碳排放权的特许权本质[J]. 法制与社会发展,2017,23(6):171-188
- [14] 国家金融监督管理总局办公厅 中国人民银行办公厅. 关于印发《银行业保险业绿色金融高质量发展实施方案》的通知[EB/OL]. (2025-01-17). <https://www.nfra.gov.cn/cn/view/pages/ItemDetail.html?docId=1199877&itemId=928>

征稿须知

《东方电气评论》是由中国东方电气集团有限公司、四川省动力工程学会联合主办的电站装备制造领域科技期刊,国内外公开发行人双月刊,国内统一连续出版物号 CN51-1333/TM,国际标准连续出版物号 ISSN1001-9006。

《东方电气评论》综合介绍我国电站装备制造领域的科技研发成果及先进制造技术,主要栏目有基础研究、数字制造、火力发电、水力发电、核能发电、风力发电、光伏发电、节能环保、工程技术、项目管理等。

《东方电气评论》为技术性刊物,欢迎评论性文章,少量接受综述类文章。来稿必须未公开发表过,且创新性强、观点明确、数据可靠。文稿格式请参照《学术论文编写规则》(GB/T7713.2—2022)和 GB7714《文后参考文献著录规则》的较新版本;量和单位必须符合国家标准和国际标准。

稿件内容请勿涉及国家秘密和单位秘密,保密审查手续按作者所在单位的相关规定办理,必要时提供“不涉及保密,可以公开发表”的单位证明原件。投稿格式要求如下:

1. 投稿方式:请使用电子文档投稿。电子文档的格式为 WPS 或 Word 文件。投稿时请提供通信作者或第一作者的电话号码、电子信箱和详细准确的邮送地址。

2. 论文内容结构包括:论文题名(20 字内),作者姓名,作者单位(单位及部门名称、地址及邮编),摘要(200 字内),关键词(3~8 个),正文(图、表应在正文中明确引用位置出现)参考文献。

3. 英文项目:题名、摘要、关键词、作者姓名及其单位与通信信息几部分,除中文外,须译成英文一并提供。

4. 插图与表格都应有图(表)序与图(表)题。刊出后的图片均为灰度图片,请作者确保能准确反映需表达的全部信息,画面清晰,大小适宜。图中字符一般用 6 号宋体字,表格应做成三线表或三线表。

5. 文中符号:外文字母、符号必须分清大小写、正斜体,上下角标,数码符号等其位置高低应区别明显,容易混淆的外文字母,请在第一次出现时注明文种或含义。

6. 论文作者署名应遵守学术规范。

7. 作者简介:包括姓名、出生年、性别、职称和职务、何时何地取得何校何专业学位(最高学历),曾获得过的重大成果或奖励,现在从事的专业工作。

8. 参考文献:只列出已公开出版并在文中直接引用的主要文献,且大多应为 5 年内的文献,序号按文中出现的先后顺序编排。

9. 著作权声明:本刊已被《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、《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)、中国期刊全文数据库(CJFD)、《超星期刊域出版平台》收录,有关作者文章著作权使用费与本刊稿酬一次性给付,如作者不同意被收录,请在来稿时向本刊说明。

10. 版面费:本刊未收取发表版面费。论文一经录用,编辑部酌付稿酬并赠送作者当期杂志。

11. 本刊唯一网站投稿: <http://dfdqpl.xml-journal.net> (<http://www.manuscripts.com.cn/dfdqpl>); 邮箱投稿: dfdqpl@dongfang.com。编辑部地址:成都市高新西区西芯大道 18 号,邮编:611731。